

Ana Belén Núñez Chico

Comportamiento electromagnético
y térmico de superconductores
REBCO en aplicaciones de
potencia. Optimización de bobinas
y uniones

Departamento

Instituto de ciencia de materiales de Aragón

Director/es

Martínez Fernández, Elena
Angurel Lambán, Luis Alberto

<http://zaguan.unizar.es/collection/Tesis>



Reconocimiento – NoComercial – SinObraDerivada (by-nc-nd): No se permite un uso comercial de la obra original ni la generación de obras derivadas.

© Universidad de Zaragoza
Servicio de Publicaciones

ISSN 2254-7606



Universidad
Zaragoza

Tesis Doctoral

COMPORTAMIENTO ELECTROMAGNÉTICO Y
TÉRMICO DE SUPERCONDUCTORES REBCO EN
APLICACIONES DE POTENCIA. OPTIMIZACIÓN DE
BOBINAS Y UNIONES

Autor

Ana Belén Núñez Chico

Director/es

Martínez Fernández, Elena
Angurel Lambán, Luis Alberto

UNIVERSIDAD DE ZARAGOZA

Instituto de ciencia de materiales de Aragón

2020



Instituto de Ciencia
de Materiales de Aragón



Universidad
Zaragoza

TESIS DOCTORAL

**Comportamiento electromagnético y
térmico de superconductores REBCO en
aplicaciones de potencia. Optimización de
bobinas y uniones**

Ana Belén Núñez Chico

Zaragoza, 2020



Universidad Zaragoza

Comportamiento electromagnético y térmico de
superconductores REBCO en aplicaciones de
potencia. Optimización de bobinas y uniones

Memoria presentada por

Ana Belén Núñez Chico

para optar al grado de

Doctor en Física

Directores de Tesis

Luis Alberto Angurel Lambán

Elena Martínez Fernández

Para mi abuela Isabel

Tabla de contenidos

Resumen	1
----------------------	----------

Capítulo 1 Retos para la implementación de bobinas 2G-HTS en aplicaciones eléctricas de potencia.....	5
--	----------

1.1	Materiales superconductores	6
1.2	Materiales superconductores en aplicaciones eléctricas de potencia.....	9
1.3	Bobinados 2G-HTS	13
1.3.1	Cintas superconductoras 2G-HTS	13
1.3.2	Técnicas y tipos de bobinados.	15
1.4	Retos a los que se enfrentan los conductores 2G-HTS.....	17
1.4.1	Estructura de la cinta. Respuesta a tensiones mecánicas	17
1.4.2	Dificultad para proteger las bobinas frente a un <i>quench</i>	21
1.4.3	Uniones entre cintas.....	25
1.5	Referencias	28

Capítulo 2 Fabricación de bobinas 2G-HTS	37
---	-----------

2.1	Componentes de una bobina.....	37
2.1.1	El conductor.....	38
2.1.2	Aislantes y refuerzos	40
2.1.3	Resinas.....	43
2.2	Proceso de fabricación de los bobinados 2G-HTS	44
2.2.1	Equipo de bobinado	44
2.2.2	Bobinados	47
2.3	Descripción de las bobinas fabricadas.....	50
2.3.1	Bobina 0 (K20W)	50

2.3.2	Bobina 1 (Kh10W_0)	51
2.3.3	Bobina 2 (Kh10W_1)	51
2.3.4	Bobina 3 (Kh10W_2)	52
2.3.5	Bobina 4 (Kh10D)	53
2.3.6	Bobina 5 (Kh30W)	53
2.3.7	Bobina 6 (SS10W).....	54
2.3.8	Bobina 7 (SS20D_1).....	54
2.3.9	Bobina 8 (SS20D_2).....	55
2.3.10	Bobina 9 (AAI20D_1)	55
2.3.11	Bobina 10 (AAI20D_2)	56
2.3.12	Bobina 11 (K20D)	56
2.3.13	Bobina 12 (AAI30D)	57
2.4	Instrumentación para la caracterización de los bobinados	60
2.5	Consideraciones sobre el proceso de fabricación de las bobinas.....	63
2.6	Referencias	64

Capítulo 3 Distribución de corriente crítica en bobinas 2G-HTS tipo *pancake*.....65

3.1	Medida experimental de la distribución de la corriente crítica en bobinados 2G-HTS.....	66
3.2	Estimación numérica de la distribución de corriente crítica en bobinados 2G-HTS.....	70
3.3	Conclusiones.....	85
3.4	Referencias	87

Capítulo 4 Efectos de los ciclados térmicos en bobinas de 2G-HTS tipo *pancake*89

4.1	Introducción.....	89
4.2	Proceso de realización de ciclados térmicos en bobinados 2G-HTS co-bobinados con Kapton	90
4.3	Influencia de los ciclados térmicos en bobinas con 10 y 20 vueltas.....	92
4.4	Influencia de los ciclados térmicos en bobinas con 30 vueltas	94
4.5	Influencia de los ciclados térmicos en bobinas co-bobinadas con metales	99
4.6	Conclusiones.....	99

4.7	Referencias	101
Capítulo 5 Estabilidad térmica en bobinas de REBCO tipo <i>pancake</i>.....103		
5.1.	Conductividad térmica de apilamientos superconductores.....	104
5.2.	Medidas de propagación del <i>quench</i> : Montaje experimental	109
5.3.	Estudio del <i>quench</i> en bobinas HTS-2G.....	112
5.3.1	Aspectos generales y proceso de obtención de los parámetros relevantes	112
5.3.2	Velocidad de propagación del <i>quench</i>	118
5.3.3	Generación de voltaje en las bobinas durante el <i>quench</i>	121
5.3.4	Mínima energía de <i>quench</i>	125
5.3.5	Deterioro de I_c durante el <i>quench</i> en algunas configuraciones.....	127
5.4.	Conclusiones.....	128
5.5.	Referencias	131
Capítulo 6 Optimización de conductancias de contacto en dispositivos superconductores.....133		
6.1	Termalización del conjunto criogénico en sistemas superconductores	133
6.2	Resistencias térmicas metal-metal en sistemas “ <i>cooling pipe</i> ”	137
6.2.1	Descripción de las muestras	138
6.2.2	Descripción del equipo experimental	140
6.2.3	Obtención experimental de los valores de resistencia térmica	141
6.2.4	Estimación de la conductancia térmica de contacto, h_c , en sistemas “ <i>cooling pipe</i> ”	143
6.3	Conductancia térmica en uniones metal-aislante eléctrico-metal.....	149
6.3.1	Preparación y microestructura de recubrimientos Al/Al ₂ O ₃ sobre Cobre	150
6.3.2	Caracterización de la conductancia térmica de contacto	152
6.4	Conclusiones.....	164
6.5	Referencias	166
Conclusiones generales		169
Agradecimientos		173
Lista de publicaciones		175

Resumen

El desarrollo de los materiales superconductores y la tecnología asociada a ellos ha permitido en las últimas décadas la construcción de prototipos en multitud de aplicaciones que abarcan casi todos los campos de la tecnología eléctrica, desde la generación hasta la distribución. Se han diseñado y construido un número considerable de dispositivos superconductores, como limitadores de corriente, SMES, cables, motores y generadores, llegando a instalar algunos de ellos en la red. Muchas de estas aplicaciones requieren bobinas robustas y fiables.

El trabajo propuesto durante esta tesis pretende abordar el estudio de varios problemas que presentan actualmente los bobinados fabricados con superconductores de alta temperatura de segunda generación (2G-HTS), prestando especial atención a los aspectos tecnológicos de diseño y optimización electromagnética y térmica de bobinas. Al ser materiales cerámicos, se tienen que tener en cuenta las tensiones y deformaciones que se producen durante su manipulación y bobinado. Por esta razón, existe un diámetro mínimo y unas tensiones máximas que no hay que superar ya que se pueden formar grietas en el superconductor produciendo así una degradación irreversible en su corriente crítica (I_c). Por otro lado, la diferencia de coeficientes de expansión térmica entre la resina epoxi que impregna el bobinado y la cinta superconductora, genera una acumulación de tensiones en la bobina que puede conllevar la aparición de problemas de delaminación en la estructura de la cinta superconductora produciendo una disminución de la I_c de la misma. Además, se debe asegurar una buena estabilidad térmica para conseguir la fiabilidad del dispositivo. De ahí, que el estudio y análisis de los procesos de transición al estado resistivo de todo el conductor (*quench*), juegue un papel esencial a la hora de diseñar los dispositivos superconductores ya que podría dañarlos de forma irreversible. Si se produce un *quench*, el sistema debe ser capaz de detectarlo lo más rápido posible y conseguir una rápida recuperación para así proteger al conductor.

Por otro lado, en el diseño y fabricación de dispositivos superconductores es necesario termalizar adecuadamente no sólo el superconductor, sino todos los componentes criogénicos del sistema, de forma que se consiga mantener la estabilidad térmica del conjunto. Para conseguir este objetivo, los sistemas criogénicos se diseñan habitualmente con una o varias etapas térmicas intermedias entre temperatura ambiente y la de operación, y los distintos componentes se conectan térmicamente a los diversos focos fríos. De esta forma se logra, además, aumentar la eficiencia térmica del sistema. Este hecho es todavía más relevante en sistemas superconductores refrigerados por conducción, en los que al prescindir del uso de líquidos criogénicos para dar más versatilidad a la hora de seleccionar la temperatura de trabajo, pueden presentar problemas adicionales para conseguir una buena estabilidad térmica frente a perturbaciones.

La necesidad de optimizar la transferencia de calor en contactos mecánicos en sistemas criogénicos requiere un diseño adecuado de las uniones térmicas entre los dispositivos superconductores y sus soportes, así como entre estos soportes y las cabezas frías de los crio-refrigeradores. Obviamente los requerimientos y particularidades en el diseño dependen del dispositivo (tamaño, temperatura de operación, carga térmica...), así como del método de enfriamiento empleado: conducción, inmersión en un líquido criogénico (*cooling bath*), convección natural o forzada de un gas frío, sistema de tuberías por los que circula un líquido o gas criogénico (*cooling pipes*), etc.

Otro problema a tener en cuenta en el diseño de uniones térmicas es que la mayor parte de los datos sobre resistencias térmicas publicados en la literatura corresponden a altas temperaturas (alrededor o por encima de temperatura ambiente) o cercanas o por debajo de la temperatura del helio líquido (4.2 K). Sin embargo, en el rango de 20 K a 100 K hay pocos datos, aunque ahora estos han cobrado un renovado interés con el aumento de aplicaciones que utilizan sistemas de enfriamiento de ciclo cerrado (crio-refrigerador), los cuales pueden operar a cualquier temperatura dentro de este rango.

Este contexto es en el que se enmarca este trabajo. A lo largo de esta tesis se han abordado dos objetivos fundamentales. En primer lugar, se ha abordado el estudio de diferentes configuraciones de bobinados superconductores con el fin de avanzar en el proceso de comprensión de los procesos de generación y propagación de *quench* y de los posibles procesos de degradación durante ciclados térmicos. El segundo objetivo se ha

centrado en el estudio de contactos térmicos en uniones metal-metal en sistemas de enfriamiento tipo “*cooling pipe*” y en uniones metal-aislante eléctrico-metal. La tesis se ha estructurado en seis capítulos:

En el primer capítulo se ha realizado una revisión del estado del arte de los principales retos pendientes para poder lograr que los materiales superconductores de alta temperatura se puedan implantar en aplicaciones eléctricas de potencia.

El capítulo 2 describe el proceso de fabricación de bobinas superconductoras 2G-HTS tipo *pancake* con un número de vueltas entre 10 y 30, utilizando diferentes configuraciones. Se ha trabajado con diferentes aislantes eléctricos y materiales metálicos entre vueltas en la fabricación de los bobinados. También se han usado dos métodos de impregnación con resinas epoxi, aplicando esta durante el proceso de fabricación de la bobina o posteriormente con técnicas de vacío. En todos los casos se ha controlado la tensión aplicada durante el proceso de bobinado, incluyendo la instrumentación necesaria para su posterior caracterización térmica y electromagnética.

En el capítulo 3 se ha analizado, numérica y experimentalmente, la distribución de los valores de corriente crítica en diferentes regiones de la bobina correlacionando estos resultados con los de la cinta superconductora usada en su fabricación. Debido a la dependencia de la corriente crítica con el autocampo magnético generado por la propia bobina, los valores de corriente crítica local en el interior del bobinado varían en función de la posición de la espira. Es importante conocer esta distribución de corrientes críticas en el interior de la bobina con el fin de saber su corriente máxima de operación, así como poder asegurar que durante el proceso de fabricación de la bobina no se ha producido ningún daño en el material superconductor.

En el capítulo 4 se ha realizado un estudio de los efectos de los ciclos térmicos en las propiedades superconductoras de las bobinas 2G-HTS fabricadas, para poder analizar los procesos de degradación que pudieran generarse.

En el capítulo 5 se ha estudiado el comportamiento de las diferentes bobinas cuando se aplica una perturbación local de calor. De esta forma se han determinado los parámetros característicos en el desarrollo y propagación del *quench*: la energía mínima necesaria para generar el *quench* (MQE, *Minimum Quench Energy*), el volumen mínimo

de propagación del *quench* (MPZ, *Minimum Propagation Zone*) y la velocidad de propagación del mismo (v_p), tanto en la dirección tangencial (a lo largo del conductor), como en la dirección radial (entre vueltas). Se ha prestado especial atención al efecto del co-bobinado de la cinta superconductora con diversas cintas metálicas para lograr una mejora del comportamiento de la bobina frente al *quench*.

El segundo objetivo de esta tesis se ha abordado, principalmente, en el capítulo 6. En él se ha estudiado en primer lugar, cómo optimizar la unión térmica entre una tubería de acero inoxidable por la que puede circular un líquido o gas criogénico y un bloque de aluminio, con el objetivo de optimizar la termalización de las pantallas anti-radiación (también de aluminio) para los futuros criostatos de los aceleradores de la Organización Europea de Investigación Nuclear (CERN). En segundo lugar, se han analizado las propiedades térmicas de uniones metal-aislante eléctrico-metal en muestras en las que el aislamiento eléctrico se consigue recubriendo placas de cobre con una capa de alúmina. Este tipo de uniones puede usarse también para termalizar la bobina o las barras de inyección de corriente a los distintos focos fríos en sistemas criogénicos enfriados por conducción.

Capítulo 1

Retos para la implementación de bobinas 2G-HTS en aplicaciones eléctricas de potencia

En este capítulo se presenta una visión general de los distintos tipos de materiales superconductores utilizados en aplicaciones eléctricas de potencia, así como una breve descripción de los principales dispositivos en los que se está estudiando su implantación. Dado que esta tesis está dedicada fundamentalmente a profundizar en el conocimiento del comportamiento de bobinados fabricados con superconductores de alta temperatura crítica de segunda generación, 2G-HTS, se describirán estos conductores, así como las técnicas de fabricación de bobinados que se utilizan más frecuentemente. Se va a prestar un énfasis especial a los retos a los que se enfrentan estos materiales para lograr una adecuada estabilidad térmica del conjunto, ya que durante el funcionamiento del dispositivo superconductor se puede producir una súbita e inesperada transición al estado normal del material superconductor (*quench*), que ocasiona la disipación de la energía almacenada, mayoritariamente en forma de calor, y que puede llegar a producir un daño irreversible en el material si no se controla de forma adecuada.

1.1 Materiales superconductores

Después de más de un siglo desde el descubrimiento de la superconductividad, ha sido en las últimas décadas, tras el descubrimiento de los superconductores de alta temperatura (HTS, por sus siglas en inglés, *High Temperature Superconductors*), cuando el nivel tecnológico alcanzado en el desarrollo de estos materiales y la tecnología asociada ha permitido la construcción de prototipos en multitud de aplicaciones que abarcan casi todos los campos de la tecnología eléctrica, desde la generación hasta la distribución [1]. Se han diseñado y construido un número considerable de dispositivos, como limitadores de corriente [1]-[8], sistemas superconductores de almacenamiento de energía magnética (*Superconducting magnetic energy storage*, SMES) [6]-[21], cables [22]-[25], motores y generadores [26]-[36]. En algunos casos, estos sistemas han llegado a estar instalados en la red eléctrica durante un cierto tiempo [35]-[41].

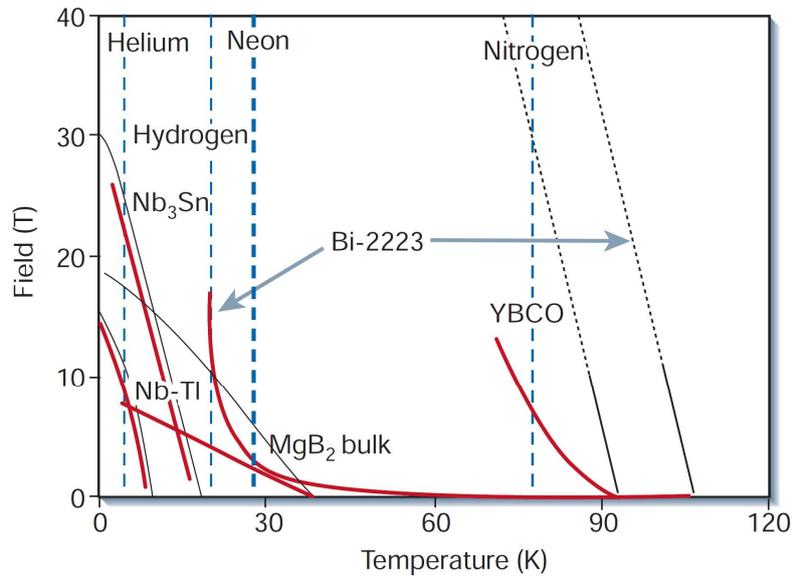


Figura 1.1. Diagrama de fases B - T de algunos superconductores [43]. Las líneas negras corresponden al campo crítico superior, B_{c2} , en el cual la superconductividad se destruye, mientras que las líneas rojas indican el campo de irreversibilidad, B_{irr} , en el que la densidad de corriente crítica se anula.

Estos materiales son competitivos para el desarrollo de aplicaciones de gran escala por la alta densidad de corriente que pueden transportar y sus bajas pérdidas, lo que permite disminuir el volumen y el peso de los dispositivos si los comparamos con aquéllos que utilizan tecnologías tradicionales. Además de poder transportar altas corrientes en presencia de campos magnéticos elevados, estos materiales deben superar una serie de requerimientos para poder conseguir su explotación comercial. Entre estos caben destacar los siguientes: alcanzar una buena uniformidad, conseguir prestaciones mecánicas que eviten su deterioro durante su operación, fabricar largas longitudes (> 1 km), desarrollar tecnologías que permitan obtener uniones de muy baja resistencia eléctrica entre los conductores, a ser posible, superconductoras, y conseguir bajos niveles de pérdidas AC [42].

Pese a que se han descubierto un gran número de materiales que son superconductores, son muy pocos los que hoy en día tienen potencial tecnológico y con los que se han podido fabricar hilos o cintas con las prestaciones necesarias y en longitudes suficientes como para poder abordar la fabricación de cables o bobinas superconductoras, y por tanto ser utilizados para el desarrollo de aplicaciones eléctricas de potencia o para la generación de altos campos magnéticos. De la larga lista de materiales superconductores, fundamentalmente sólo seis de ellos se emplean en aplicaciones comerciales o prototipos: los superconductores de baja temperatura (LTS, *Low Temperature Superconductors*) NbTi y Nb₃Sn; el MgB₂, con una temperatura crítica intermedia de 39 K; y los materiales HTS de las fases Bi₂Sr₂Ca₂CuO_{8+δ} (Bi-2212), Bi₂Sr₂Ca₂Cu₃O_{10+δ} (Bi-2223) y REBa₂Cu₃O_{7-δ} (REBCO) donde RE es una tierra rara, las más frecuentes Y (YBCO) o Ga (GaBCO). Estos tres últimos presentan temperaturas críticas mayores que la temperatura de ebullición del nitrógeno líquido a presión atmosférica (77 K).

Desde el punto de vista del desarrollo de aplicaciones es fundamental conocer el campo magnético por encima del cual la densidad de corriente crítica, J_c , es nula. Este campo se denomina campo de irreversibilidad y depende de la temperatura, $B_{irr}(T)$. Tal y como puede observarse en la Figura 1.1, en algunos materiales puede ser muy inferior al campo crítico superior, $B_{c2}(T)$, en el que se destruye la superconductividad.

Los conductores basados en los LTS que se acaban de citar son los más extendidos en aplicaciones comerciales de resonancia magnética (MRI y MRN), que suponen el mayor mercado actual de los materiales superconductores. También se han empleado para la fabricación de los imanes de los aceleradores de partículas (CERN, ALBA...) y son los que se están considerando para la construcción del ITER [44]-[50]. Sin embargo, requieren temperaturas de operación inferiores a 5 K, generalmente se enfrían mediante helio líquido, por lo que tienen un coste de operación elevado, y no se consideran candidatos de interés para aplicaciones eléctricas de potencia. Por su parte, los conductores de MgB_2 requieren materiales y procesos de fabricación más sencillos y baratos. Debido a su bajo coste, los conductores basados en MgB_2 son muy atractivos pese a que para alcanzar los niveles de campo magnético necesarios en muchas de sus posibles aplicaciones, su temperatura de operación debe ser del orden o inferior a 20 K (Figura 1.1).

Respecto a los materiales HTS, el Bi-2223 fue el primer material con el que se consiguió fabricar conductores de altas prestaciones, conocidos como HTS de primera generación (1G-HTS), y con el que se han realizado muchos de los prototipos de motores, cables, transformadores, etc., en décadas pasadas [51]-[53]. Estos conductores tienen sin embargo algunos inconvenientes. Por un lado, los procesos de activación térmica de los vórtices en este material son muy importantes, lo que se refleja en la gran diferencia entre $B_{irr}(T)$ y $B_{c2}(T)$, por lo que se requieren temperaturas de operación por debajo de los 30 K para la mayoría de las aplicaciones (Figura 1.1). Además, para su fabricación es necesario emplear plata (o aleaciones de plata) por lo que su precio es demasiado elevado para su uso extendido en aplicaciones eléctricas [54]-[55]. Por último, debido a la anisotropía en sus propiedades superconductoras, es necesario conseguir la textura del material superconductor, de forma que los planos $a-b$ de los granos superconductores se alineen paralelos a la dirección de circulación de la corriente. Esto se consigue mediante procesos de laminación, por lo que estos conductores tienen habitualmente forma de cintas, en lugar de hilos de sección redonda, lo cual limita de forma considerable la forma de los bobinados que se pueden fabricar con estos materiales.

Existen también hilos multifilamento basados en Bi-2212 con propiedades similares a los 1G-HTS en cuanto a su anisotropía, bajos valores de $B_{irr}(T)$, y el uso

de plata (o sus aleaciones) como forro metálico. Sin embargo, presentan la ventaja de poder fabricarse en forma de hilos redondos y son unos candidatos idóneos para la fabricación de bobinas superconductoras con las que se puedan alcanzar campos muy elevados (> 25 T), por encima del límite marcado por el campo crítico superior del Nb_3Sn [56].

Los conductores basados en REBCO, también llamados superconductores de alta temperatura de segunda generación, 2G-HTS, tienen también forma de cinta pero superan ampliamente las prestaciones de los 1G-HTS en el rango de temperaturas de 40-77 K [57]-[60]. En la actualidad existen diversas compañías que ya los comercializan y es, junto con el MgB_2 , el conductor más empleado en los prototipos que se están desarrollando en diversas aplicaciones eléctricas de potencia. El esfuerzo actual en su desarrollo persigue entre otros, mejorar las prestaciones del material en presencia de campos magnéticos, producir mayores longitudes de conductor y disminuir los costes de producción. A día de hoy, su precio es todavía muy elevado debido principalmente a su complejo procesado, lo que limita su uso de forma extendida. El precio de los superconductores se mide en términos $\text{€}\cdot\text{kA}^{-1}\cdot\text{m}^{-1}$, ya que se ha de tener en cuenta no sólo el precio por metro de conductor, sino también su capacidad para transportar corriente a las condiciones de trabajo del sistema (por ejemplo 77 K y autocampo o 30 K y 3 T). En estos momentos el precio de los 2G-HTS es del orden de los 100 $\text{€}\cdot\text{kA}^{-1}\cdot\text{m}^{-1}$ para un conductor de 1 cm de ancho en las condiciones anteriores [61].

1.2 Materiales superconductores en aplicaciones eléctricas de potencia

La ausencia de resistencia eléctrica en estos materiales evita la generación de calor en el proceso de conducción en aplicaciones con campo magnético y corriente continua (DC), por lo que permiten transportar energía con mayor eficiencia y compactar el sistema. En el caso de que se utilicen para aplicaciones en donde se utilizan corrientes o/y campos magnéticos alternos (AC) deben diseñarse adecuadamente para minimizar las pérdidas AC. Los cables superconductores, por

ejemplo, pueden transportar la misma potencia que los convencionales, pero ocupando un volumen cinco veces menor.

Desde el punto de vista de las aplicaciones eléctricas de potencia basadas en el uso de estos materiales podemos considerar dos grupos, las que suponen mejoras de los sistemas convencionales existentes como los cables, transformadores, máquinas rotativas o volantes de inercia; y otras más novedosas que aportan nuevas funcionalidades basadas en las propiedades de los materiales superconductores, como serían los limitadores de corriente y los SMES.

La elección de un material superconductor para una determinada aplicación industrial no se realiza simplemente en términos de una mayor temperatura crítica, sino que se han de tener en cuenta las condiciones de operación que requiere cada aplicación, por ejemplo, campo magnético, densidad de corriente crítica, pérdidas AC, estabilidad mecánica y térmica, necesidad de disponer de uniones superconductoras, etc. A continuación, se va a realizar una revisión de los principales logros alcanzados en el desarrollo de las aplicaciones de potencia ya mencionadas.

Los SMES son sistemas de almacenamiento de energía de gran capacidad, larga duración, alta velocidad de carga y una eficiencia de hasta un 95% [6]. Permiten mejorar el rendimiento de los sistemas de generación de energía distribuida. Un avance importante en la tecnología de los SMES se basa en el uso de HTS para suavizar la potencia activa [9] mejorando la estabilidad transitoria [9], aumentando la calidad de la energía [11] y permitiendo su integración tanto en la parte de corriente alterna como en la parte de corriente continua de los sistemas de generación distribuida. Se ha realizado un gran esfuerzo en todo el mundo para la construcción de SMES [12]-[13] tanto basados en LTS, principalmente NbTi [13]-[15], logrando sistemas con capacidad de hasta 100 MJ; como en HTS, principalmente con cintas o hilos de Bi-2212 o de Bi-2223 [16]-[20]. Generalmente en este último caso se han construido sistemas de menor capacidad, del orden de pocos MJ [21].

Los materiales superconductores también son adecuados para la construcción de máquinas eléctricas rotativas ya que permiten obtener campos magnéticos más intensos que los obtenidos con imanes permanentes o bobinados

clásicos. De esta forma se puede disminuir la velocidad de rotación, el peso y el volumen y mejorar la eficiencia de los sistemas. Además es posible controlar la anisotropía de la reluctancia intercalando láminas de material ferromagnético con láminas HTS, combinando así la alta permeabilidad del primero con la casi nula del segundo material [27].

Algunos de los primeros motores y generadores utilizaron materiales masivos superconductores [26]. Sin embargo, su uso se restringe a la fabricación de motores pequeños, de cientos de kW [27]-[29] debido a las limitaciones en el tamaño del bloque superconductor que se puede fabricar. Es por ello por lo que actualmente se usan principalmente bobinados de cintas superconductoras para fabricar los polos magnéticos, con los que se han logrado producir motores de alta potencia, en el orden de los MW [30]-[32]. Aunque también se han estudiado configuraciones en las que tanto el estator como el rotor se fabrican con bobinados superconductores. En el diseño de motores y de generadores, la solución óptima, teniendo en cuenta la distribución del flujo magnético, suele ser que el rotor se fabrique con el hilo superconductor y las bobinas del estator sean de cobre. Esta configuración habitual de los motores con devanados superconductores reproduce la de los motores síncronos de forma que el devanado que produce el campo magnético es el superconductor, alimentado con corriente continua, mientras que el devanado de alterna se fabrica con cobre, trabajando a temperatura ambiente. De esta manera, se incrementa el campo magnético de interacción y se evita que el superconductor trabaje en condiciones AC, lo que conlleva la generación de pérdidas que obligaría a disminuir sustancialmente su temperatura de operación, además de disminuir el rendimiento del sistema. Para evitar la dispersión de campo magnético por el exterior del motor, el estator se suele recubrir con hierro, pero no mediante dientes y ranuras como en las máquinas eléctricas convencionales. El objetivo es solamente cerrar el circuito magnético por la parte exterior.

En cuanto a los generadores superconductores para energía eólica, aunque es necesario que estos materiales experimenten una importante disminución de coste en términos de $\text{kA}\cdot\text{m}$ para su aplicación a corto plazo, surgen como una propuesta muy prometedora para mejorar el coste y la eficiencia de los aerogeneradores *offshore* multimegavatio gracias a su capacidad para reducir el peso y volumen de los mismos, su alta eficiencia y la reducción del uso de las

tierras raras involucradas en la fabricación de los actuales generadores basados en imanes permanentes [33]-[34]. Destacan las diferentes propuestas llevadas a cabo en el marco de diversos proyectos tanto a nivel europeo [61]-[62], asiático [64] o de ámbito nacional [65]. Dentro de este último bloque cabe destacar la fabricación de un prototipo de generador superconductor para aerogeneración basado en un generador DFIG (*Double-fed induction generator*) de 2 MW, en un proyecto desarrollado por Gamesa Innovation and Technology, empresa española líder en el campo de la energía eólica, en colaboración con investigadores del Instituto de Ciencia de Materiales de Barcelona del CSIC y del Instituto de Ciencia de Materiales de Aragón, centro mixto del CSIC y de la Universidad de Zaragoza. Muchos de los esfuerzos realizados para la aplicación de dispositivos superconductores en aerogeneración se han centrado en los aerogeneradores marinos (*off-shore*); este prototipo, en cambio, se ha realizado para molinos terrestres (*on-shore*) y ha supuesto una importante reducción en el tamaño de la multiplicadora al poder trabajar a 480 rpm en lugar de a 1500 rpm para transformar la energía, o incluso prescindir de ella en los sistemas de accionamiento directo (*direct drive*).

Los materiales superconductores ofrecen también muchas posibilidades en aplicaciones relacionadas con la distribución de energía. La red eléctrica, tanto en el transporte como en la distribución, es vulnerable a fallos inesperados causados por cortocircuitos durante los cuales el valor de la corriente eléctrica puede llegar a alcanzar valores entre 10 y 20 veces el valor de la corriente nominal con el consiguiente riesgo para los equipos que están conectados a la misma. En este contexto, el uso de limitadores de corriente superconductores (*Superconducting Fault Current Limiters*, SFCL) permite limitar la generación de sobrecorrientes dentro de la red eléctrica. Idealmente, los limitadores de corriente deberían operar en modo pasivo y transitar al modo normal de operación inmediatamente después de que ocurra el fallo. Por esta razón, los materiales superconductores pueden ser una alternativa ya que pueden cambiar desde un modo de operación con impedancia nula a otro con una impedancia muy elevada cuando transitan al estado normal.

Se han propuesto varios tipos de limitadores [2]-[4] pero los SCFL de núcleo inductivo, resistivo o saturado serían las tres posibles soluciones [4], [5].

Dependiendo del lugar de la red en la que se vayan a colocar sería más adecuada una opción u otra. Por ejemplo, los inductivos son interesantes para la red de media tensión y los de núcleo saturado tendrían más interés en redes de media y alta tensión. Los materiales superconductores HTS también se han utilizado para construir diversos prototipos de transformadores, que deben competir en rendimiento y fiabilidad con los transformadores convencionales. Al poder transportar una alta densidad de corriente, los HTS permiten reducir las dimensiones de las bobinas, pero tienen mayores restricciones en el diseño, por la forma del conductor, y de operación al tener que trabajar a temperaturas criogénicas. Existen dos diseños que conjugan estos requerimientos [66]. El primero es replicar el diseño de los transformadores convencionales, pero usando nitrógeno líquido (N_2L) como refrigerante en vez de aceite. El segundo es emplear un aislante sólido y una refrigeración indirecta.

1.3 Bobinados 2G-HTS

1.3.1 Cintas superconductoras 2G-HTS

La fabricación de cintas 2G-HTS se basa en el crecimiento epitaxial de láminas delgadas de REBCO usando tecnologías tales como *sputtering*, *ion beam assisted deposition* (IBAD), *pulsed laser deposition* (PLD), *metal organic chemical vapour deposition* (MOCVD), *metal organic deposition* (MOD), o *rolling assisted biaxially textured substrate* (RABIT). Todos estos métodos utilizan como sustratos cintas metálicas de 50 a 150 micras de espesor. Además, deben utilizarse una o varias capas tampón para reducir progresivamente la diferencia entre los parámetros de red del sustrato y los del REBCO, permitiendo el crecimiento epitaxial del superconductor así como impidiendo la reacción química entre el superconductor y el sustrato durante el proceso de fabricación (Figura 1.2). El objetivo es obtener una adecuada textura biaxial, ya que es necesario conseguir uniones de muy bajo ángulo entre los granos superconductores para alcanzar altas densidades de corriente crítica [67].

Tras la deposición de la capa superconductoras, con un espesor de 1 a 2 μm , ésta se protege del ambiente con una capa de plata de espesor similar. En algunos

casos, el conjunto se estabiliza térmicamente añadiendo una capa de cobre o se refuerza mecánicamente con cintas de acero inoxidable, latón, etc. La anchura típica de estas cintas es de 2 a 12 mm y tienen un espesor entre 0.1 a 0.3 mm, donde el material superconductor representa aproximadamente el 1% de la sección transversal total del conductor.

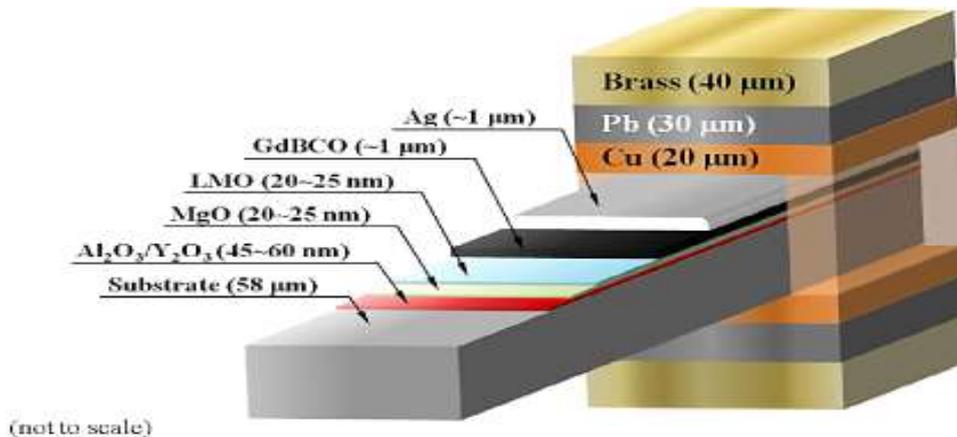


Figura 1.2. Estructura de un conductor 2G-HTS de SuNAM Corp. [68].

El segundo punto importante en el desarrollo de los conductores 2G-HTS es conseguir una mejora de los valores de corriente crítica, I_c , en presencia de campos magnéticos por medio de la generación de centros artificiales de anclaje de vórtices o de defectos no-superconductores a partir de la síntesis de materiales nanocompuestos. Conseguir una estructura de defectos en la escala nanométrica está siendo una tarea compleja pero con resultados muy prometedores [61].

Los valores de corriente crítica de las cintas 2G-HTS presentan un comportamiento anisótropo frente al campo magnético, \mathbf{B} . La dependencia de I_c en función del ángulo entre \mathbf{B} y la cinta depende fuertemente del proceso de fabricación, principalmente de los métodos empleados para añadir nuevos centros de anclaje que mejoren su comportamiento en presencia de campo magnético. En la Figura 1.3 a) se muestra el comportamiento de una cinta comercial, en el que se observa un máximo de corriente crítica cuando el campo magnético se orienta paralelo al plano de la cinta (es decir, perpendicular al eje- c del superconductor). Esta

dependencia se altera cuando se introducen centros artificiales de anclaje de vórtices. Por ejemplo, la introducción en el superconductor de nano-partículas en forma de barras (*nanorods*) permite mejorar el anclaje de los vórtices en la dirección del eje-*c* (Figura 1.3 b)). Por esta razón se han buscado diferentes estrategias que combinan el uso de diferentes nano-objetos, que con las dimensiones correctas y su distribución adecuada dentro del material nanocompuesto, permiten obtener una dependencia de I_c con la orientación del campo mucho más suave [69].

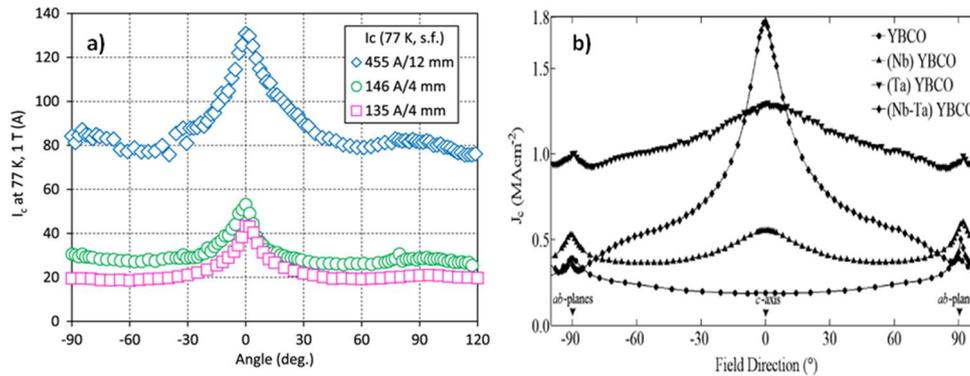


Figura 1.3. a) Variación de la corriente crítica de varias cintas 2G-HTS comercializadas por SuperOx de 4 y 12 mm cuando se le aplica un campo magnético de 1T a 77K en función del ángulo entre la cinta y el campo aplicado (en este caso 0° corresponde a aplicar un B paralelo al plano de la cinta) [70]. b) Dependencia angular de la densidad de corriente crítica, J_c , medida a 77K y 1T para muestras de YBCO puro y dopadas con Nb, Ta y Nb-Ta. Todas las muestras tienen un espesor similar, $\sim 0.3 \mu\text{m}$ [69].

1.3.2 Técnicas y tipos de bobinados

El hecho de que algunos de estos materiales solamente se puedan obtener en forma de cinta determina la geometría con la que se pueden fabricar las bobinas. Se han desarrollado varias técnicas para fabricar estos bobinados, dependiendo de la aplicación para la que vayan a ser utilizados o de la orientación del campo magnético generado. Cuando las líneas de campo deben ser perpendiculares a la dimensión más larga del imán se fabrican bobinados de tipo “*racetrack*” o “*saddle shaped*” (Figura 1.4). Esta es la configuración que se utiliza para curvar la trayectoria de partículas cargadas en los aceleradores, o en los generadores y

motores superconductores. Por el contrario, para los imanes empleados en fusión termonuclear, a menudo se usan los bobinados toroidales (Figura 1.5 a)) capaces de generar un campo en el que las líneas de campo se cierran sobre ellas mismas en el volumen de trabajo. Este tipo de bobinas puede emplearse también en la fabricación de SMES [21]. Las bobinas pueden tener también forma de solenoide (Figura 1.5 b)), para generar un campo magnético en la dirección del eje del solenoide. Este tipo de bobinados se suelen usar en los equipos MRI [71], RMN, SMES, y en equipos de laboratorio para generar campos magnéticos elevados y uniformes.

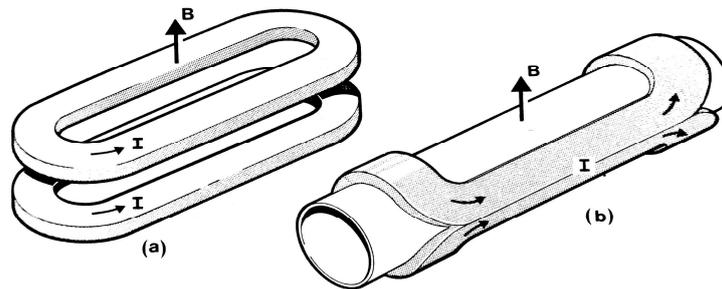


Figura 1.4. Dirección de la corriente en el bobinado y la del campo magnético creado por éstas en a) bobinas tipo *racetrack* y b) tipo *saddle* [71].

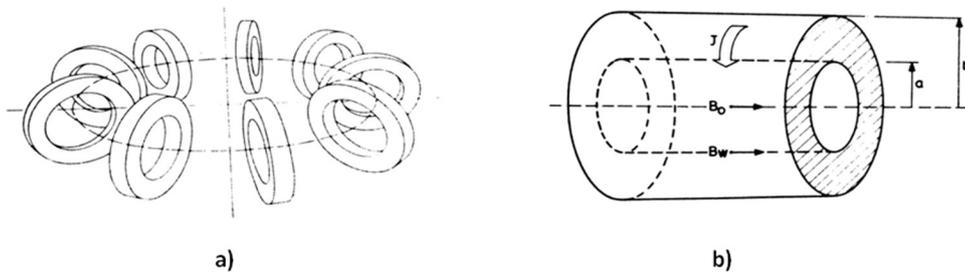


Figura 1.5. a) Toroide compuesto por bobinas circulares y b) bobinado solenoidal [71].

En el último caso, hay dos técnicas ampliamente extendidas para fabricar las bobinas: *layer-wound* y *pancake* (o doble *pancake*). En el primer caso, el conductor se enrolla vuelta a vuelta desde las vueltas internas hasta las exteriores.

Si la longitud del conductor es lo suficientemente larga, es posible con esta técnica fabricar la bobina solenoidal con un único conductor. En las bobinas de tipo doble *pancake*, se enrollan secuencialmente dos *pancakes*. Cada uno de ellos comienza en el punto medio del conductor y se van bobinando radialmente hacia afuera desde las vueltas internas hasta las externas. Posteriormente éstas se pueden apilar y unir para conseguir una geometría solenoidal. Este tipo de bobinados necesita longitudes mucho menores que las requeridas para los *layer-wound* [42].

1.4 Retos a los que se enfrentan los conductores 2G-HTS

Algunos de los problemas que surgen en la construcción y funcionamiento de las bobinas 2G-HTS no son nuevos y ya surgieron, en las décadas de los 60 y 70 durante la fabricación de las primeras bobinas LTS [71]-[74]. Los valores de la fuerza electromotriz que se genera durante el funcionamiento de una bobina superconductora son tan elevados que pueden producir el movimiento de las espiras del imán, pudiendo llegar a provocar el *quench* de la bobina. Para minimizar o erradicar este fallo, los bobinados se impregnaban con ceras o resinas. Esta configuración proporciona una mayor rigidez mecánica al conjunto, impidiendo que los conductores se puedan mover por efecto de las fuerzas electromagnéticas. Sin embargo, aunque las bobinas se impregnen, las tensiones acumuladas durante el proceso de enfriamiento o de carga y descarga de las bobinas pueden originar la fractura de la resina, lo que facilita la posterior generación de un *quench*.

Sin embargo, dada la particular estructura y propiedades de las cintas 2G-HTS, su comportamiento también presenta algunas diferencias respecto a los LTS, por lo que es necesario profundizar en el conocimiento necesario para superar ciertos retos con el fin de que estos materiales puedan ser implantados gradualmente en dispositivos eléctricos de alta potencia.

1.4.1 Estructura de la cinta. Respuesta a tensiones mecánicas

La estructura de las cintas 2G-HTS ocasiona que sus propiedades mecánicas sean fuertemente anisótropas [75]. En la dirección de la cinta, sus propiedades vienen determinadas mayoritariamente por las características del sustrato. En esta dirección axial, las propiedades superconductoras se mantendrán

mientras la deformación que se produzca no genere grietas en el superconductor. Tal y como se muestra en la Figura 1.6 estos valores de tensión son del orden de 700 MPa [75]-[76]. Por el contrario, los esfuerzos aplicados en la dirección transversal pueden producir daños en el material superconductor con más facilidad, de forma que cuando se alcanzan niveles de tensión en un rango de entre 10 y 100 MPa se produce la delaminación de la cinta por la separación de la capa superconductora del sustrato y de las capas tampón, con la consiguiente reducción de los valores de corriente crítica [78]-[80].

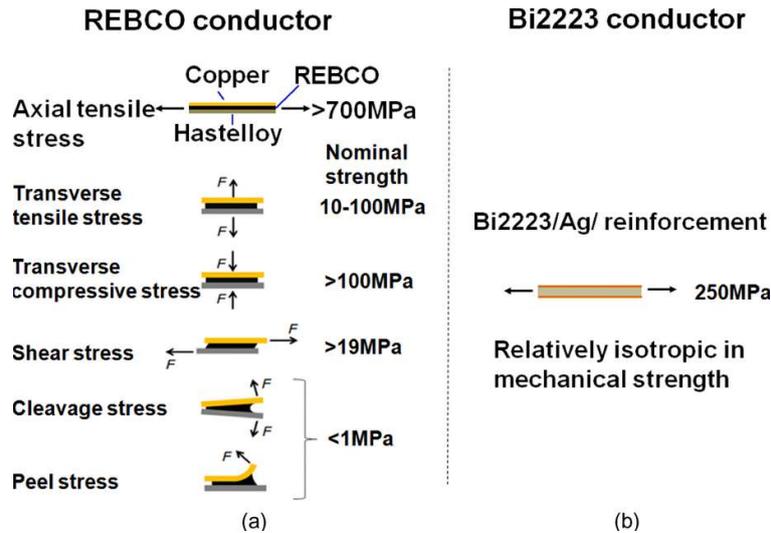


Figura 1.6. Valores límite a los que pueden someterse los conductores 2G-HTS a) y 1G-HTS b) sin producir daños en el superconductor, según el tipo de tensión aplicada [76].

En las bobinas fabricadas con cintas 2G-HTS, la diferencia entre los coeficientes de contracción térmica que forman sus distintos componentes: soporte, conductor y resina, genera un esfuerzo de tracción de origen térmico que se localiza principalmente en los bordes de la cinta superconductora [75]. Debido a la facilidad con la que pueden deteriorarse estos materiales, estos esfuerzos térmicos pueden superar la tensión umbral de delaminación de la capa superconductora y dañar irreversiblemente el dispositivo durante los ciclos de enfriamiento, incluso en bobinas con un pequeño número de espiras [72], [81]-[91].

A continuación, se detallan algunas de las características de los materiales frecuentemente empleados, junto con el superconductor, en la fabricación de bobinas. Como se ha indicado anteriormente, es habitual emplear resinas que den rigidez al conjunto. Las resinas epoxis son polímeros termoestables que se endurecen cuando se mezclan con un agente catalizador y se caracterizan por ser excelentes aislantes eléctricos y tener una buena resistencia mecánica. Se emplean frecuentemente para encapsular sistemas eléctricos y electrónicos protegiéndolos frente a cortocircuitos, polvo o humedad. Aunque la resina epoxi no se agrieta ni se rompe durante el enfriamiento, como se ha indicado anteriormente, añade elevadas tensiones sobre la cinta superconductora asociadas a las diferencias en los valores de contracción térmica de los distintos elementos que conforman el sistema. Estas tensiones se pueden reducir añadiendo a las resinas elementos de relleno (*fillers*) - polvos, fibras cortas... [76], [92].

Algunos autores han analizado la posibilidad de sustituir las resinas epoxis por otros materiales, como cera, parafina o grasa observando una mejora del comportamiento de las bobinas [82], debido a la reducción de la acumulación de tensiones durante el proceso de fabricación y por el hecho de que se fracturan fácilmente durante los ciclos de enfriamiento, evitando así que se transmitan grandes tensiones al superconductor [76], [93]-[96]. Sin embargo, la disminución de la rigidez del conjunto, puede ser un inconveniente en ciertas aplicaciones. Por el momento existe controversia respecto al uso de estos materiales. Por una parte, Maeda y Yanagisawa [76] utilizaron diferentes tipos de impregnaciones para fabricar bobinados tipo doble *pancake*. Sus estudios pusieron de manifiesto que en el caso de las bobinas impregnadas con epoxi se observaba una degradación de los valores de la corriente crítica durante el proceso de enfriamiento, mientras que el uso de cera o parafina evitaba esta degradación. Sin embargo, los resultados de Sumption *et al.* [93] y Ma *et al.* [94] contradicen estas conclusiones, ya que estudiando el comportamiento de varias bobinas impregnadas con cera, observaron degradación en alguna de ellas.

También se ha estudiado la posibilidad de bobinar sin impregnación, utilizando simplemente la tensión utilizada durante el proceso de bobinado para conseguir una estructura con la suficiente rigidez [97]. Al trabajar con cintas superconductoras, no es estrictamente necesario el aislamiento entre espiras cuando

se diseña una bobina. Por este motivo conviene analizar cuidadosamente el funcionamiento de la bobina para evaluar la necesidad de emplear o no aislamiento eléctrico entre espiras, en función de la aplicación para la que se diseñe. Aunque la resistencia eléctrica entre vueltas adyacentes de una bobina sea baja, la nula resistencia al paso de la corriente por la capa superconductora de la cinta hace que toda la intensidad de corriente circule por ella en condiciones estacionarias, es decir, cuando no hay fuerzas electromotrices inducidas. Ciertamente, si no se incluye material aislante entre las espiras, deben incrementarse las precauciones durante los procesos de carga o descarga de la bobina, ya que hay corrientes circulando entre espiras, con la consiguiente disipación, y los transitorios se alargan.

En algunas aplicaciones es completamente necesario incluir una capa de material aislante eléctrico adherido al conductor para evitar la posibilidad de que se produzca conducción de corriente eléctrica entre vueltas adyacentes. Para ello, generalmente, se utilizan materiales poliméricos cuya contrapartida es que sus valores de conductividad térmica son muy bajos y, por lo tanto, es conveniente que el espesor de esta capa de aislante sea lo más reducido posible con el fin de minimizar la impedancia térmica que introducen entre las espiras. Los materiales que se han utilizado más comúnmente al fabricar bobinados con cintas 2G-HTS han sido Nomex, Kapton o Mylar [76], [98], cuyos valores de conductividad térmica a 77 K son 0.1, 0.4 y 0.16 $\text{Wm}^{-1} \text{K}^{-1}$ respectivamente [93]. También se han propuesto otras configuraciones de bobinados, como co-bobinar con cintas metálicas que aportan rigidez mecánica al sistema. Los metales más utilizados son el acero inoxidable, el latón o el cobre [98] - [102].

En la Figura 1.7 se muestra la dependencia con la temperatura de los valores de conductividad térmica de los materiales metálicos y los materiales dieléctricos que se acaban de detallar. Entre unos materiales y otros existen diferencias de dos o más órdenes de magnitud, por lo que los procesos de conducción térmica se producen mayoritariamente en la dirección longitudinal, a lo largo de las cintas.

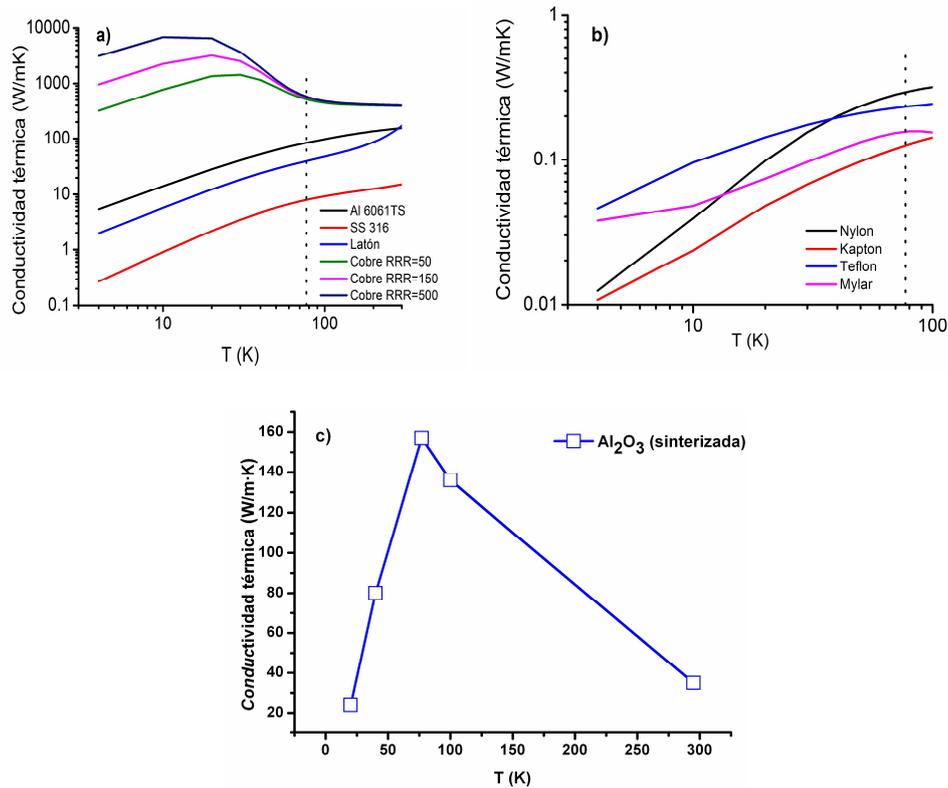


Figura 1.7. Variación de la conductividad térmica con la temperatura de algunos materiales de uso común en sistemas criogénicos. a) Acero inoxidable, aleaciones de aluminio y cobre con distintos grados de pureza. b) Materiales dieléctricos usados como soporte mecánico o recubrimientos (a partir de datos del NIST [103]). c) Una cerámica policristalina de alúmina (a partir de los datos de [104]).

1.4.2 Dificultad para proteger las bobinas frente a un *quench*

Otro tema al que hay que prestar atención es el hecho de que las ceras o resinas que se utilizan en el proceso de impregnación presentan valores muy bajos de conductividad térmica, por lo que aumenta el riesgo de que se generen inestabilidades térmicas en el seno de la bobina, ya que se reduce la conductividad térmica del sistema, así como las posibilidades de intercambio de calor con el medio refrigerante.

Para evitar el daño irreversible de los dispositivos superconductores durante el proceso de generación y propagación de un *quench* hay que introducir sistemas

de protección contra fallos que permitan su detección antes de que se deterioren las propiedades del superconductor. Por esta razón, el análisis y la caracterización de los procesos de estabilidad térmica en los sistemas superconductores son tan importantes a la hora de diseñar uno de estos dispositivos para una aplicación determinada. Este hecho es mucho más relevante en los sistemas que se enfrían directamente por conducción, es decir, sin intercambio de calor con fluidos criogénicos. Debido a su mayor temperatura de operación, los dispositivos HTS son menos proclives al *quench* que los LTS, ya que requieren energías considerablemente mayores para lograr desencadenarlo. Sin embargo, debido a su baja conductividad térmica, suelen sufrir los llamados “*hot spot*”, en los que la temperatura de una pequeña parte del superconductor se incrementa transitando al estado normal o resistivo, bien por una inhomogeneidad en las propiedades superconductoras o por una deficiente termalización local. Debido a la lenta propagación del calor, el volumen de material superconductor que transita al estado normal es muy pequeño, dificultando su detección antes de que el nivel de daño en dicho punto sea irreversible.

La generación de un *quench* puede deberse a factores mecánicos, electromagnéticos, nucleares o térmicos. Esto puede deberse a fallos en el diseño o en el funcionamiento del sistema de refrigeración, de forma que aparezcan importantes gradientes térmicos durante el enfriamiento; o a que en operación, no se pueda evacuar adecuadamente el calor generado en una zona de la bobina y tenga lugar un aumento local de temperatura en el dispositivo, bien en el propio superconductor, en las barras de alimentación de corriente o incluso debido a la propia instrumentación, lo que puede provocar su transición al estado normal.

En la mayoría de los estudios sobre estabilidad térmica se simula el comportamiento de los sistemas superconductores frente al *quench* aplicando pulsos de calor locales o exponiendo el sistema a corrientes mayores que la corriente crítica y analizando posteriormente la evolución de la temperatura y del campo eléctrico a lo largo del conductor [95], [105]-[110].

En los procesos de *quench* son especialmente relevantes los valores del calor específico, de la conductividad térmica y de la resistividad eléctrica, tanto del propio conductor como de los distintos materiales empleados: aislantes eléctricos,

metales estabilizantes térmicos, etc. Cuando en una región aparece un *quench*, la mayor parte de la corriente que transporta la cinta empieza a fluir fuera de la capa de REBCO, haciéndolo predominantemente por la capa metálica envolvente [94].

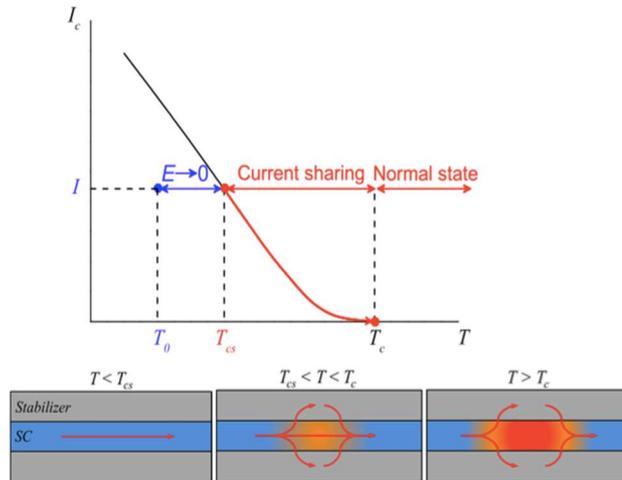


Figura 1.8. Esquema de los procesos de distribución de corriente cuando ocurre un quench [66].

Si se incrementa la temperatura en una zona localizada, la corriente crítica disminuye en esa región (Figura 1.8). Antes de que la temperatura alcance un valor, T_{cs} , donde la corriente aplicada coincide con el valor de la corriente crítica local, $I = I_c(T_{cs})$, la disipación de energía es despreciable ($E \rightarrow 0$). Cuando la temperatura de la zona caliente está comprendida entre T_{cs} y T_c , aparece un régimen en el que la corriente se distribuye entre el superconductor y el estabilizante metálico (“*current sharing*”) y si $T > T_c$, el superconductor transita completamente al estado normal.

En el caso que se produzca un *quench*, el sistema debe ser capaz de detectarlo y reaccionar lo más rápido posible para evitar un daño permanente, tal y como se ha comentado anteriormente. Con el fin de mejorar la estabilidad térmica, en un número importante de aplicaciones se requiere que el material superconductor se recubra con capas metálicas, plata o cobre generalmente, que actúan como estabilizantes. En todos estos procesos es importante optimizar cómo

se evacúa el calor de la forma lo más eficiente posible. Por ejemplo, en el caso de cintas superconductoras sumergidas en nitrógeno líquido los procesos de estabilidad térmica son fuertemente dependientes de factores como la orientación de la cinta, la rugosidad o la presencia de materiales aislantes que cubren el conductor y que influirán en el tiempo de recuperación del conductor después de un fallo [111]-[113].

En el caso de bobinas de REBCO y dado que éstas no se pueden auto-proteger frente a un *quench* usando los mismos procedimientos que en las bobinas superconductoras de baja temperatura, se han estudiado distintas configuraciones que permitan mejorar su comportamiento durante un *quench*. En este sentido, una manera de incrementar la estabilidad térmica de las bobinas 2G-HTS es lograr que ante un eventual aumento local de la temperatura en una región de la bobina, el calor se pueda propagar más rápidamente hacia las vueltas contiguas al punto caliente. Esto se favorece mejorando la transmisión de calor en la dirección radial de la bobina que está limitada por la baja conductividad térmica de los materiales aislantes entre espiras. Tal y como se ha comentado en el apartado anterior, incluso se plantea la fabricación de las bobinados sin aislante entre vueltas ya que el exceso de calor y la corriente se propagan de forma automática a través de los contactos vuelta a vuelta cuando se produce el *quench* [96],[114]-[116].

Además, recientemente se han propuesto algunos métodos novedosos para la protección de bobinas de alta temperatura. Por ejemplo, en [118] y [119] se presenta el uso de fibras ópticas, tanto en los contornos de la bobina como integradas en la propia cinta, para la detección del *quench*. Esta configuración se ha aplicado tanto en bobinas en las que se ha introducido una lámina de Kapton entre espiras como en bobinas sin ningún tipo de material aislante, mostrando un buen comportamiento para su detección cuando se origina el *quench*. En ambos estudios la caracterización del comportamiento de las bobinas se realiza mediante sensores ópticos y contactos de voltaje y/o termopares para su comparación. Para analizar el *quench*, que puede originarse por una perturbación local de calor [118] o por la aplicación de una sobrecorriente [119], se mide el cambio espectral en función del tiempo y de la posición a lo largo de la fibra, ya sea mediante la dispersión de Rayleigh o de Raman, respectivamente. En estos estudios se concluye que la detección del *quench* usando esta tecnología óptica es más rápida que la que se

consigue mediante las técnicas tradicionales que usan contactos de voltaje para la detección del *quench*. Otros autores [120] han propuesto usar termometría acústica, que se basa en la monitorización de la temperatura interna de la bobina mediante ondas acústicas para detectar el *quench*. Estudios preliminares han demostrado ser una técnica rápida, no invasiva, y que permitiría detectar variaciones de temperatura menores a 1 K en el interior de un apilamiento superconductor a 77 K.

1.4.3 Uniones entre cintas

Como ya se ha comentado anteriormente, una de las limitaciones del uso de materiales 2G-HTS comerciales es la longitud máxima que se puede fabricar, actualmente en el rango de un kilómetro. Por este motivo, para su utilización en dispositivos a gran escala, es necesario disponer de tecnologías que permitan la fabricación de uniones entre cintas 2G-HTS con una baja resistencia, y, si es posible, superconductoras.

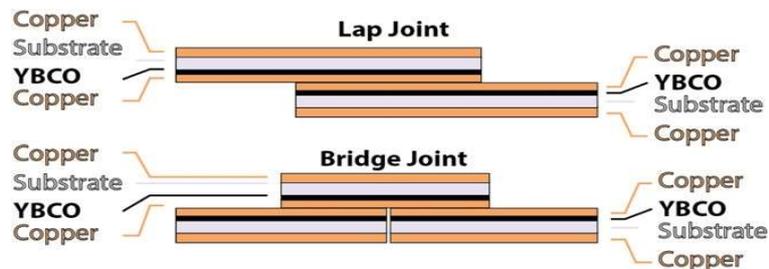


Figura 1.9. Diferentes configuraciones de uniones para cintas YBCO. *Lap joint*, las cintas se enfrentan por el lado más cercano a la capa del superconductor. *Bridge joint*, donde la unión se hace de forma continua y situando un trozo de cinta en la parte superior de las mismas, enfrentando la capa superconductoras [42].

Generalmente se utilizan dos configuraciones de uniones (Figura 1.9), las llamadas *lap joint* donde las cintas se colocan una encima de la otra, enfrentadas entre sí por el lado más cercano al superconductor, y las *bridge joint*, donde la unión de dos cintas HTS se realiza a través de una tercera cinta que se une a las dos anteriores. Generalmente se obtienen mejores resultados en el primer caso con el que se han logrado alcanzar resistencias de contacto del orden de 2 nΩ con una

corriente de 100 kA y a una temperatura de 4.2 K para uniones de aproximadamente 1 m de longitud [121].

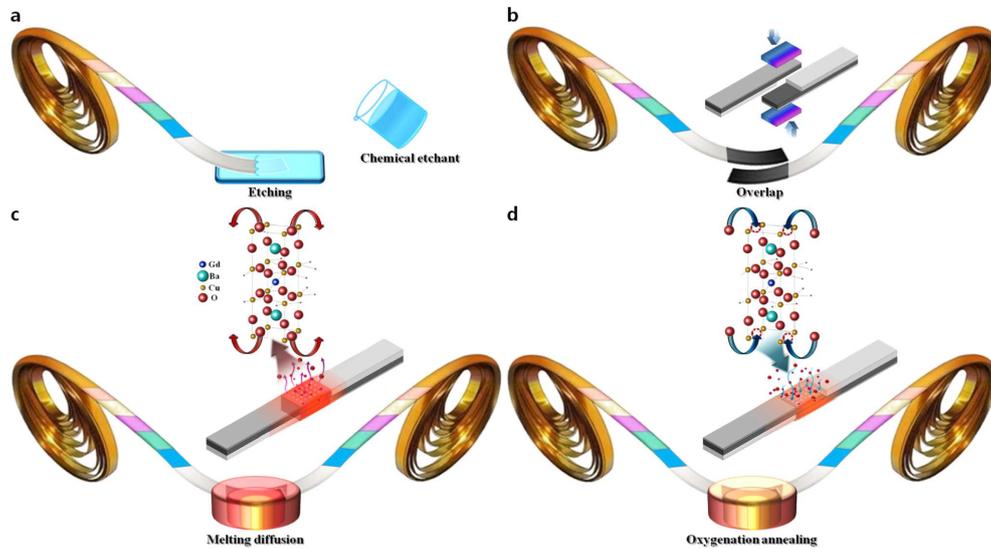


Figura 1.10. Procedimiento para la fabricación de una unión superconductora entre dos cintas 2G-HTS de GdBCO: (a) Se elimina el estabilizador de Ag de la cinta superconductora. (b) Se establece un contacto directo entre los dos extremos en donde se ha dejado al descubierto la capa de GdBCO y se aplica una determinada presión. (c) Unión por difusión. (d) Oxigenación en el recocido para recuperar las propiedades superconductoras [126].

En estas uniones hay que controlar diferentes tipos de factores como la calidad de la superficie de la capa metálica externa de la cinta HTS, el material utilizado para realizar la soldadura y su espesor, la uniformidad del contacto, la limpieza de las superficies, el tiempo y la presión utilizada durante el proceso de soldadura. Un aspecto importante para este tipo de uniones es que la soldadura se realice por el lado más cercano al superconductor. También es importante tener en cuenta la máxima temperatura que se alcanza durante el proceso. El REBCO se deteriora por la pérdida de oxígeno cuando se calienta por encima de 300 °C durante intervalos de tiempo mayores a un minuto. Por ello es necesario atender las recomendaciones de los fabricantes a la hora de fabricar las soldaduras [122]-[123].

Estas uniones son resistivas, pero también se ha realizado un esfuerzo importante para conseguir uniones superconductoras que permitan la operación de las bobinas en régimen permanente. En la propuesta de Y. J. Park *et al.* [124] se realiza la sinterización de dos capas en vacío ($> 800^\circ\text{C}$) y restauran el contenido de oxígeno óptimo con un tratamiento térmico realizado a una temperatura más baja. El proceso de alta temperatura es corto pero el proceso de recocido para reajustar la composición de oxígeno en el conductor es largo, más de 200 h. Por otra parte, H. Lee [125] y Y. J. Park *et al.* [126] han demostrado que la re-oxigenación del superconductor durante el recocido se facilita generando micro-orificios en la superficie de las cintas con técnicas láser. El proceso de fabricación de una unión superconductoras de este tipo se detalla en la Figura 1.10. Se inicia eliminando el estabilizante de plata, posteriormente se logra la unión de dos láminas poniendo en contacto el superconductor de las dos láminas y aplicando presión durante un tratamiento térmico lo cual facilita la formación de una unión por difusión. El proceso finaliza con un tratamiento de oxigenación que se ve favorecido por los micro-orificios que se han creado en el sustrato.

1.5 Referencias

- [1] S. Nishijima *et al.*, “Superconductivity and the environment: a Roadmap”, *Supercond. Sci. Technol.* **26** (2013) 113001
- [2] L. Salasoo, A.F. Imece, R.W. Delmerico and R.D. Wyatt, “Comparison of superconducting fault limiter concepts in electric utility applications”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **5** (1995) 1079-1082
- [3] M. Noe and B.R. Oswald, “Technical and economical benefits of superconducting fault current limiters in power systems”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **9** (1999) 1347-1350
- [4] M. Noe and M. Steurer “High temperature superconductor fault current limiters: concepts, applications, and development status”, *Supercond. Sci. Technol.* **20** (2007) R15
- [5] A. Morandi “State of the art of superconducting fault current limiters and their application to the electric power system”, *Phys. C* **484** (2013) 242
- [6] D. Larbalestier, A. Gurevich, D. M. Feldmann, A. Polyanskii “High T_c superconducting materials for electric power applications”, *Nature* **414** (2001) 368-77
- [7] P. Tixador, A. Badel, “Superconducting fault current limiter optimized design”, *Phys. C: Supercond.* **518** (2015) 130-133
- [8] H.J. Schettino, R.Andrade Jr, A.de Polasek, D.Kottonau, W.T.B. de Sousa, “A strategy for protection of high voltage systems using resistive superconducting fault current limiters”, *Phys. C: Supercond.* **544** (2018) 40-45
- [9] L. Chen *et al.*, “Detailed modelling of superconducting magnetic energy storage (SMES) System”, *IEEE Trans. Power Delivery.* **21** (2006) 699-710
- [10] S. Dechanupaprittha, K. Hongesombut, M. Watanabe, Y. Mitani and I. Ngamroo “Stabilization of Tie-Line Power Flow by Robust SMES Controller for Interconnected Power System with Wind Farms”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **17** (2007) 2365-2368
- [11] A. R. Kim *et al.*, “Operating characteristic analysis of HTS SMES for frequency stabilization of dispersed power generation system”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **20** (2010) 1334-1338
- [12] H. J. Kim *et al.*, “3 MJ/750 kVA SMES system for improving power quality”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **16** (2006) 574-577
- [13] X D Xue *et al.*, “A study of the status and future of superconducting magnetic energy storage in power systems”, *Supercond. Sci. Technol.* **19** (2006) R31
- [14] X. Zhou, B. Lu and Y. Ma “A review on superconducting magnetic energy storage”, *Adv. Mater. Res.* **825** (2013) 614-615
- [15] C. A. Luongo, T. Baldwin, P. Ribeiro and C. M. Weber “A 100 MJ SMES demonstration at FSU-CAPS”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **13** (2003) 1800-1805
- [16] T. Mito *et al.*, “Summary of a 1 MJ Conduction-Cooled LTS Pulse Coil

- Developed for 1 MW, 1 s UPS-SMES”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **19** (2009) 1999-2003
- [17] Q. L. Wang *et al.*, “Development of Large Scale Superconducting Magnet with Very Small Stray Magnetic Field for 2 MJ SMES”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **20** (2010) 1352-1355
- [18] A. R. Kim *et al.*, “Design of a 10 kJ Class SMES Model Coil for Real Time Digital Simulator Based Grid Connection Study”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **19** (2009) 2023-2027
- [19] J. Kozak, M. Majka, S. Kozak and T. Janowski “Performance of SMES System with HTS Magnet”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **20** (2010) 1348-1351
- [20] P. Tixador *et al.*, “First Tests of an 800 kJ HTS SMES”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **18** (2008) 1967-1972
- [21] M. Qiu *et al.*, “Energy Storage Characteristics of MJ-Class Toroidal HTS-SMES Considering Maximum Value of Perpendicular Magnetic Field”, *Energy Procedia* **105** (2017) 4179-4184
- [22] (2019) [Online] Disponible: http://www.nexans.de/eservice/Germany-en/navigate_299960/Superconducting_Cable_Systems.html
- [23] S. Ju Lee *et al.*, “Recent status and progress son HTS cables for AC and DC power transmission in Korea”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **28** (2018) 5401205
- [24] P. C. Michael *et al.*, “Design and test of a prototype 20 kA HTS DC power transmission cable”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **25** (2015) 5401005
- [25] W. H. Fietz *et al.*, “High-current HTS cables: status and actual development”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **26** (2016) 4800705
- [26] T. Oka *et al.*, “Compactly composed strong magnetic field generators with cryo-cooled high temperature bulk superconductors as quasi permanent magnets”, *J. Phys.: Conf. Ser.* **97** (2008) 012102
- [27] B. Oswald *et al.*, “Design of HTS reluctance motors up to several hundred kW”, *Phys. C: Supercond.* **372** (2002) 1513-1516
- [28] M. Miki *et al.*, “Development of a synchronous motor with Gd–Ba–Cu–O bulk superconductors as pole-field magnets for propulsion system”, *Supercond. Sci. Technol.* **19** (2006) 494
- [29] X. Granados *et al.*, “Low-power superconducting motors”, *Supercond. Sci. Technol.* **21** (2008) 034010
- [30] W. Nick, J. Grundmann, and J. Frauenhofer, “Test results from Siemens low-speed, high-torque HTS machine and description of further steps towards commercialization of HTS machines”, *Phys. C: Supercond.* **482** (2012) 105–110
- [31] M. Kawamura and J. A. Jones “Superconducting super motor and generator”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **27** (2017) 5200105
- [32] B. Gamble, G. Snitchler and T. MacDonald, “Full Power Test of a 36.5 MW HTS Propulsion Motor”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **21** (2011) 1083-1088

- [33] R.H. Qu *et al.*, “Review of Superconducting Generator Topologies for Direct-Drive Wind Turbines”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **23** (2013) 5201108
- [34] A.B. Abrahamsen *et al.*, “Superconducting wind turbine generators”, *Supercond. Sci. Technol.* **23** (2010) 034019
- [35] Hae-Jin Sung *et al.*, “A study on the required performance of a 2G HTS wire for HTS wind power generators”, *Supercond. Sci. Technol.* **29** (2016) 054001
- [36] P. Rasmussen, “Wind turbine having a HTS generator with a plurality of phases”, United States Patent, 2017
- [37] J. F. Maguire, F. Schmidt, S. Bratt, T. E. Welsh, J. Yuan, “Installation and Testing Results of Long Island Transmission Level HTS Cable”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **19** (2009) 1692-1697
- [38] (2019) [Online] Disponible: <https://fiecov.com/descargar-archivo/3245/informacion-proyecto-eccoflow/>
- [39] O. Maruyama *et al.*, “Results of Japan’s first in grid operation of 200-MVA Superconducting cable system”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **25** (2015) 5401606
- [40] S. Lee, J.-J. Lee, J. Yoon, Y.-W. Kang, J. Hur, "Impact of 154-kV HTS Cable to Protection Systems of the Power Grid in South Korea", *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **26** (2016) 5402404
- [41] M. Stemmle, F. Merschel, M. Noe, "Ampacity Project - Update on World’s First Superconducting Cable and Fault Current Limiter Installation in a German City Centre", *CIGRE 23rd International Conference on Electricity Distribution*, 2015
- [42] C. Senatore *et al.*, “Progresses and challenges in the development of high-field solenoidal magnets based on RE123 coated conductors”, *Supercond. Sci. Technol.* **27** (2014) 103001
- [43] D. Larbalestier, A. Gurevich, D. M. Feldmann, A. Polyanskii “High T_c superconducting materials for electric power applications”, *Nature* **414** (2001) 368-77
- [44] A. den Ouden, S. Wessel, E. Krooshoop and H. ten Kate “Application of Nb_3Sn superconductors in high-field accelerator magnets”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **7** (2) (1997) 733-738
- [45] L. Bottura, G. de Rijk, L. Rossi and E. Todesco. “Advanced Accelerator Magnets for Upgrading the LHC”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **22** (2012) 4002008
- [46] E. Nilsson *et al.*, “Design Optimization of the Nb_3Sn 11 T Dipole for the High Luminosity LHC”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **27** (2017) 4001005
- [47] H. Felice *et al.*, “Impact of Coil Compaction on Nb_3Sn LARP HQ Magnet”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **22** (2012) 4001904
- [48] D. Einfeld “Status of ALBA”, *2007 IEEE Particle Accelerator Conference (PAC)* [10.1109/PAC.2007.4440986](https://doi.org/10.1109/PAC.2007.4440986)

- [49] N. Mitchell *et al.*, “The ITER Magnets: Design and Construction Status”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **22** (2012) 4200809
- [50] R. Aymar, P. Barabaschi and Y. Shimomura. “The ITER design”, *Plasma Phys. Control. Fusion* **44** (2002) 519
- [51] S. Yuan *et al.*, “Development of a field pole of 1 MW-class HTS motor”, *Journal of Physics: Conference Series* **234** (2010) 032067
- [52] R. Wesche, A. Anghel, B. Jakob, G. Pasztor, R. Schindler and G. Vécsey, “Design of superconducting power cables”, *Cryogenics* **39** (1999) 767-775
- [53] K. Funaki and M. Iwakuma, “Recent applications of Bi-2223 tapes to transformer windings and pulsed coils”, *Advances in Superconductivity XII*. Springer, Tokyo 10.1007/978-4-431-66877-0_249 (2000)
- [54] P. Tixador, “Superconducting Magnetic Energy Storage: Status and Perspective”, *IEEE/CSC & ESAS EUROPEAN SUPERCONDUCTIVITY NEWS FORUM 2008*
- [55] D.K. Finnemore *et al.*, “Coated conductor development: an assessment”, *Phys. C: Supercond.* **320** (1999) 1-8
- [56] H. Miao *et al.*, “Bi-2212 round wire development for high field applications”, *J. of Phys.: Conference Series* **507** (2014) 022020
- [57] D. C. Larbalestier *et al.*, “Isotropic round-wire multifilament cuprate superconductor for generation of magnetic fields above 30 T”, *Nature Materials* **13** (2014) 375
- [58] (2019) [Online] Disponible: <https://nationalmaglab.org/magnet-development/applied-superconductivity-center/plots>
- [59] N. Martucciello *et al.*, “Introduction to the focus on superconductivity for energy”, *Supercond. Sci. Technol.* **28** (2015) 070201
- [60] A. Augieri *et al.*, “Electrical Characterization of ENEA High. Temperature Superconducting Cable”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **25** (2015) 4800704
- [61] X. Obradors and T. Puig, “Coated conductors for power applications: materials challenges”, *Supercond. Sci. Technol.* **27** (2014) 044003
- [62] Proyecto SUPRAPOWER (308793) “Superconducting, reliable, lightweight, and more powerful offshore wind turbine”, (FP7-ENERGY-2012-1-2STAGE)
- [63] Proyecto ECOSWING (656024). “Energy Cost Optimization using Superconducting Wind Generators - World’s First Demonstration of a 3.6 MW Low-Cost Lightweight DD Superconducting Generator on a Wind Turbine”, (H2020-LCE-2014-2)
- [64] “Research on Over 10 MW Class Wind Turbine”, (NEDO Feasibility Studies, 2013–14)
- [65] “Diseño de una nueva generación de generadores y equipos auxiliares para energía eólica basados en superconductores”, PROGAMA RETOS de Colaboración, (RTC-2014-1740-3)
- [66] J. Pelegrín, “Study of thermal stability processes in MgB₂ and REBCO wires and tapes”, Universidad de Zaragoza, 2013.

- [67] D.M. Feldmann, “A Review of the Influence of Grain Boundary Geometry on the Electromagnetic Properties of Polycrystalline $\text{YBa}_2\text{Cu}_3\text{O}_{7-x}$ Films”, *J. Am. Ceram. Soc.* **91** (2008) 1869–1882
- [68] Y.H. Choi *et al.*, “The effects of partial insulation winding on the charge–discharge rate and magnetic field loss phenomena of GdBCO coated conductor coils”, *Supercond. Sci. Technol.* **25** (2012) 105001
- [69] G. Ercolano *et al.*, “State-of-the-art flux pinning in $\text{YBa}_2\text{Cu}_3\text{O}_{7-\delta}$ by the creation of highly linear, segmented nanorods of $\text{Ba}_2(\text{Y}/\text{Gd})(\text{Nb}/\text{Ta})\text{O}_6$ together with nanoparticles of $(\text{Y}/\text{Gd})_2\text{O}_3$ and $(\text{Y}/\text{Gd})\text{Ba}_2\text{Cu}_4\text{O}_8$ ”, *Supercond. Sci. Technol.* **24** (2011) 095012
- [70] S. Samoilenkov *et al.*, “Customised 2G HTS wire for applications”, *Supercond. Sci. Technol.* **29** (2016) 024001
- [71] N. M. Wilson, “Superconducting magnets”, Oxford, U.K.: Clarendon, 1983
- [72] Y. Iwasa, “Case Studies in Superconducting Magnets”, 2nd ed. New York, NY, USA: Springer-Verlag, 2009
- [73] H. Brechna, “ Superconducting Magnet Systems”, New York, NY, USA: Springer-Verlag, 1973
- [74] D. B. Montgomery and R.J. Weggel, “ Solenoid Magnet Design”, Melbourne, FL, USA: Krieger, 1969
- [75] D. C. van der Laan, J. W. Ekin, C.C. Clickner and T.C. Stauffer, “Delamination strength of YBCO coated conductors under transverse tensile stress”, *Supercond. Sci. Technol.* **20** (2007) 765
- [76] D. W. Hazelton *et al.*, “Recent developments in 2G HTS coil technology”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **19** (2009) 2218-2222
- [77] H. Maeda and Y. Yanagisana “Recent developments in high temperature superconducting magnet technology (Review)”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **24** (2014) 4602412
- [78] H.S. Shin and A. Gorospe “Characterization of transverse tensile stress response of critical current and delamination behaviour in GdBCO coated conductor tapes by anvil test”, *Supercond. Sci. Technol.* **27** (2013) 025001
- [79] L. Liu, Y. Zhu, X. Yang, T. Qiu, Y. Zhao, “Delamination properties of YBCO tapes under shear stress along the width direction”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **26** (2016) 6603406
- [80] A. Gorospe, A. Nisay, H. S. Shin “Delamination behaviour in differently copper laminated REBCO coated conductor tapes under transverse loading”, *Phys. C: Supercond.* **504** (2014) 47-52
- [81] A.B. Nuñez-Chico *et al.*, “Effects of thermal cycling and thermal stability on 2G HTS pancake coils”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **25** (2015) 8600104
- [82] T. Takematsu *et al.*, “Degradation of the performance of an YBCO-coated conductor double pancake coil due to epoxy impregnation”, *Phys. C: Supercond.* **470** (2010) 674-677
- [83] Y. Yanagisawa *et al.*, “Removal of degradation of the performance of an epoxy impregnated YBCO-coated conductor double pancake

- coil by using a polyimide-electrodeposited YBCO-coated conductor”, *Phys. C: Supercond.* **476** (2012) 19-22
- [84] K. Sato *et al.*, “The performance of a practical size epoxy impregnated pancake coil wound with a polyimide electro-deposited (PIED) YBCO-coated conductor”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **23** (2013) 4602504
- [85] G. Majkic, E. Galstyan, Y. Zhang and V. Selvamanickam “Investigation of delamination mechanisms in IBAD- MOCVD REBCO coated conductors”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **23**, (2013) 6600205
- [86] A. Gorospe, A. Nisay, J. R. Dizon and H. S. Shin “Delamination behaviour of GdBCO coated conductor tapes under transverse tension”, *Phys. C: Supercond.* **494** (2013) 163–167
- [87] S. W. Kim *et al.*, “Soldered double pancake winding of high temperature superconducting tape”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **13** (2003) 1784-1787
- [88] T. Takao *et al.*, “Influence of bending and torsion strains on critical currents in YBCO coated conductors”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **17** (2007) 3513-3516
- [89] T. Takao *et al.*, “Degradation due to bending fatigue strain in YBCO coated conductors”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **19** (2009) 2988-2990
- [90] W. D. Markiewicz and C. A. Swenson “Winding strain analysis for YBCO coated conductors”, *Supercond. Sci. Technol.* **23** (2010) 045017
- [91] Y. Shiroyanagi, A. K. Ghosh, R. Gupta and W. B. Sampson “The construction and testing of YBCO pancake coils for a high field solenoid”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **21** (2011) 1649-1652
- [92] N. Bagrets *et al.*, “Thermal and mechanical properties of advanced impregnation materials for HTS cables and coils”, *IOP Conf. Ser.: Mater. Sci. Eng.* **102** (2015) 012021
- [93] M. D. Sumption *et al.*, “Thermal diffusion and quench propagation in YBCO pancake coils wound with ZnO and Mylar insulations”, *Supercond. Sci. Technol.* **23** (2010) 075004
- [94] D. X. Ma *et al.*, “Degradation analysis of REBCO coils”, *Supercond. Sci. Technol.* **27** (2014) 085014
- [95] D.G. Yang *et al.*, “Quench and recovery characteristics of the Zr-Doped (Gd, Y)-BCO coated conductor pancake coils insulated with copper and Kapton tapes”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **21** (2011) 2415 - 2419
- [96] H-J. Shin *et al.*, “Effects of impregnating materials on thermal and electrical stabilities of the HTS racetrack pancake coils without turn-to-turn insulation”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **23** (2013) 7700404
- [97] U. Trociewitz *et al.*, “35.4 T field generated using a layer-wound superconducting coil made of (RE) Ba₂Cu₃O_{7-x} (RE = rare Earth) coated conductor”, *Appl. Phys. Lett.* **99** (2011) 202506
- [98] H. Song *et al.*, “2G HTS coil technology development at SuperPower”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **23** (2013) 4600806

- [99] A. B. Nuñez-Chico, E. Martínez, L. A. Angurel and R. Navarro “Enhanced quench propagation in 2G-HTS coils co-wound with stainless steel or anodised aluminium tapes”, *Supercond. Sci. Technol.* **29** (2016) 085012
- [100] R. Gupta *et al.*, “High field HTS R&D solenoid for Muon collider”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **21** (2011) 1884-1887
- [101] S. B. Kim *et al.*, “The study on improving the self-protection ability of HTS coils by removing the insulation and lamination of the various metal tapes”, *Phys. C: Supercond.* **484** (2013) 310-315
- [102] T. S. Lee *et al.*, “The effects of co-wound Kapton, stainless steel and copper, in comparison with no insulation, on the time constant and stability of GdBCO pancake coils”, *Supercond. Sci. Technol.* **27** (2014) 065018
- [103] (2019) [Online] Disponible: <https://trc.nist.gov/cryogenics/materials/materialproperties.htm>
- [104] J. W. Ekin, Experimental techniques for low-temperature measurements, Oxford University Press, 2006.
- [105] N. Y. Kwon *et al.*, “Influence of stabilizer thickness on over-current test of YBCO-coated conductors”, *Supercond. Sci. Technol.* **22** (2009) 045003
- [106] E. Martínez, L.A. Angurel, J. Pelegrín, Y.Y. Xie, and V. Selvamanickam, “Thermal stability analysis of YBCO-coated conductors subject to over-currents”, *Supercond. Sci. Technol.* **23** (2010) 025011
- [107] Y. Zhou, Y. Tang, J. Li, B. Wei, J. Shi, “Quench and recovery behaviours of Bi-2223/Ag HTS tapes under pulsed over-currents with different durations”, *Phys. C: Supercond.* **433** (2005) 37-42
- [108] K. J. Kim *et al.*, “Detection of AE signals from a HTS tape during quenching in a solid cryogen-cooling system”, *Phys. C: Supercond.* **470** (2010) 1883–1886
- [109] S.B. Kim *et al.*, “The study on improving the self protection ability of HTS coils by removing the insulation and lamination of the various metal tapes”, *Phys. C: Supercond.* **484** (2013) 310-315
- [110] N. Nanato *et al.* “Development of quench protection system for HTS coils by active power method”, *Phys. C: Supercond.* **463** (2007) 1281-1284
- [111] H. M. Kurihara and J. E. Myers, “The effects of superheat and surface roughness on boiling coefficients”, *AIChE J.* **6** (1960) 83-91
- [112] D. Gorenflo and P. Sokol, “Prediction method of pool boiling heat transfer with cryogenic liquids”, *International Journal of Refrigeration* **11** (1988) 315-320
- [113] H. Ogata and W. Nakayama, “Heat transfer to boiling helium from machined and chemically treated copper surfaces”, *Adv. Cryog. Eng.* **38B** (1992) 479-789
- [114] S.Y. Hahn, D. K. Park, J. Bascunan and Y. Iwasa, “HTS pancake coils without turn-to-turn insulation”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **21** (2011) 1592-1595

- [115] Y. H. Choi *et al.*, “Thermal quench behaviours of no-insulation coils wound using GdBCO coated conductor tapes with various lamination materials”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **24** (2014) 8800105
- [116] W. Denis Markiewicz *et al.*, “Quench analysis of pancake wound REBCO coils with low resistance between turns”, *Supercond. Sci. Technol.* **29** (2016) 025001
- [117] O. J. Kwon *et al.*, “Effects of turn-to-turn compactness in the straight sections of HTS racetrack coils on thermal and electrical characteristics”, *Supercond. Sci. Technol.* **26** (2013) 085025
- [118] F. Scurti *et al.*, “Quench detection for high temperature superconductor magnets: a novel technique based on Rayleigh-backscattering interrogated optical fibers”, *Supercond. Sci. Technol.* **29** (2016) 03LT01
- [119] J. Jiang *et al.*, “Experimental study on quench detection of a no-insulation HTS coil based on Raman-scattering”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **28** (2018) 4702105
- [120] M. Marchevsky and S. A. Gourlay, “Acoustic thermometry for detecting quenches in superconducting coils and conductor stacks”, *Appl. Phys. Lett.* **110** (2017) 012601
- [121] H. Hashizume, S. Ito, N. Yanagi, H. Tamura and A. Sagara, “Development of remountable joints and heat removable techniques for high temperature superconducting magnets”, *Nucl. Fusion* **58** (2018) 026014
- [122] (2019) [Online] Disponible: www.superox.ru/products/0001.pdf
- [123] (2019) [Online] Disponible: www.superpower-inc.com/system/files/SP_Soldering+Instructions_2013FEV_v2.pdf
- [124] Y. Park, H.J. Shin, Y.G. Kim, Y. Oh and H. Lee, “Effects of melting diffusion and annealing in oxygen on superconducting characteristics of GdBCO coated conductors: preliminary results”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **23** (2013) 6600804
- [125] Y. Park, M. Lee, H. Ann, Y. Choi and H. Lee, “A superconducting joint for GdBa₂Cu₃O_{7-δ} coated conductors”, *NPG Asia Materials* **6** (2014) e98
- [126] Y. J. Park *et al.*, “Laser drilling: enhancing superconducting joint of GdBa₂Cu₃O_{7-δ} coated conductors”, *Supercond. Sci. Technol.* **27** (2014) 085008.

Capítulo 2

Fabricación de bobinas 2G-HTS

En este capítulo se describe el proceso de fabricación de bobinas superconductoras 2G-HTS tipo *pancake* con un número de vueltas comprendido entre 10 y 30.

2.1 Componentes de una bobina

El proceso de fabricación de una bobina superconductora requiere de un cuidadoso diseño que debe tener en cuenta aspectos muy diversos, tales como las prestaciones electromagnéticas del conductor, la temperatura de operación, los costes de inversión y de mantenimiento, así como la fiabilidad de la tecnología. Obviamente, la elección del material superconductor es fundamental. En este trabajo se han utilizado cintas de segunda generación 2G-HTS, ya que, por el momento, es el material superconductor que permite operar a temperaturas más altas en presencia de campos magnéticos. No obstante, en el proceso de diseño de estas bobinas superconductoras también es necesario realizar una adecuada elección de los demás materiales que componen la bobina, como los aislantes eléctricos, las resinas, o, en el caso en que se requieran, de los materiales de refuerzo.

Con el objeto de estudiar las distintas configuraciones propuestas durante el proceso de diseño, es necesario fabricar bobinas a menor escala para realizar diversos ensayos que permitan validar y optimizar los diseños. Para una completa caracterización del comportamiento de estas bobinas, durante su fabricación hay que introducir los elementos necesarios, como por ejemplo contactos eléctricos, calentadores, termopares, etc., que permitan la medida de las magnitudes relevantes para evaluar su comportamiento térmico y electromagnético. Cuando se define esta instrumentación hay

que valorar que ésta sea lo suficientemente amplia como para permitir el correcto análisis cómo se comporta la bobina, pero también que sea la mínima posible, ya que su presencia puede perturbar el comportamiento real de la bobina. Esto es especialmente relevante en este trabajo que tiene como principal objeto analizar la generación y propagación del *quench*. Por esta razón se ha definido un procedimiento de trabajo y se ha construido una bobinadora con la suficiente versatilidad como para poder colocar las conexiones de voltaje y de temperatura que se necesiten minimizando el riesgo de deterioro del superconductor. Además, se ha incluido la posibilidad de fabricar bobinados superconductores utilizando solamente cintas superconductoras o incluyendo materiales de refuerzo que minimicen las tensiones que debe soportar el superconductor. También se ha diseñado un protocolo de trabajo que facilita el proceso de extracción posterior de la bobina del soporte en el que ha sido fabricada.

A continuación, se detallan los materiales que se han utilizado en esta tesis en el proceso de fabricación de los bobinados superconductores.

2.1.1 El conductor

Las cintas utilizadas en la fabricación de las bobinas superconductoras han sido suministradas por SuperPower Inc.. En estas, el sustrato utilizado es una cinta de 50 μm de espesor de la aleación de níquel Hastelloy C276, que tiene como misión proporcionar la resistencia mecánica al conductor. Sobre este sustrato se depositan distintos materiales que actúan como capas tampón para inducir el correcto alineamiento de los granos en el material superconductor. Esta compañía utiliza la tecnología IBAD para la deposición de dichas capas. Posteriormente, se deposita una capa de superconductor, REBCO, de aproximadamente 1 μm de espesor, en este caso mediante MOCVD. El superconductor se recubre con una capa fina de plata de unas 2 μm de espesor para asegurar el contacto eléctrico y proteger al superconductor de la humedad ambiental. Finalmente, dependiendo de la aplicación a la que se destine, se añade un recubrimiento de cobre de 20 μm (por ambas caras y laterales) para facilitar su estabilización térmica. En la Figura 2.1 se muestra la disposición final de estos materiales en una cinta con recubrimiento de cobre, indicando, además, las dimensiones típicas de cada una de las capas.

SuperPower Inc. suministra cintas de 2, 3, 4, 6 y 12 mm de anchura, con capas de Hastelloy de 50 a 100 micras de espesor; con o sin estabilizante de Cu. Las principales características de estos materiales se han recogido en la Tabla 2.1. En este trabajo se han

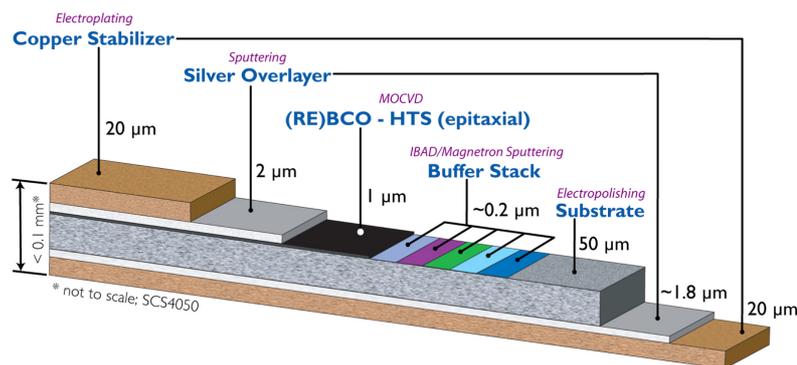


Figura 2.1. Distribución de las distintas capas de materiales empleados en una de las cintas 2G-HTS típicas comercializadas por SuperPower Inc.. [1].

	I_c mínima medida a 77 K y auto- campo(A)	Ancho (mm)	Espesor total de la cinta (mm)	Deformación axial crítica a tracción a 77K	Diámetro crítico de curvatura a tensión y compresión a temperatura ambiente (mm)
SF= Sin estabilizante de Cu (2 µm de plata)					
SF2050	50	2	0.055	0.45%	11
SF3050	75	3	0.055	0.45%	11
SF4050	100	4	0.055	0.45%	11
SF6050	150	6	0.055	0.45%	11
SF12050	300	12	0.055	0.45%	11
SF12100	300	12	0.105	0.40%	25
SCS= Con estabilizante de cobre (2 µm de plata y 40 µm de cobre; tensión crítica >550 Mpa a 77K)					
SCS2050	50	2	0.1	0.45%	11
SCS3050	75	3	0.1	0.45%	11
SCS4050	100	4	0.1	0.45%	11
SCS6050	150	6	0.1	0.45%	11
SCS12050	300	12	0.1	0.45%	11

Tabla 2.1. Principales características eléctricas y mecánicas de las distintas cintas superconductoras comercializadas por SuperPower Inc. utilizadas en el diseño [1]. Los valores de diámetro crítico en la tabla corresponden a cintas con sustratos de 40 µm de espesor.

utilizado cintas de 4 mm de anchura y con recubrimientos estabilizadores de cobre con un espesor total de aproximadamente ≈ 0.1 mm. Los valores de corriente crítica a 77 K en autocampo son del orden de 100 A.

La fragilidad asociada a la naturaleza cerámica de la capa de REBCO impone ciertas restricciones al proceso de bobinado de las cintas. Es importante tener en cuenta los valores del diámetro crítico de curvatura, que fijará el diámetro menor que puede ser utilizado para fabricar el bobinado sin que se deterioren irreversiblemente las propiedades superconductoras, debido a los defectos generados en la capa de REBCO. Otro parámetro relevante a la hora de fabricar los bobinados es la máxima deformación axial que puede soportar la cinta superconductora sin que se produzca una degradación de sus prestaciones superconductoras y que no debe sobrepasarse en el proceso de bobinado. Como puede observarse en la Tabla 2.1, en el caso de las cintas suministradas por SuperPower Inc. la deformación axial crítica a tracción es 0.45% a 77K y el diámetro crítico de curvatura 11 mm.

2.1.2 Aislantes y refuerzos

Adicionalmente, SuperPower Inc. suministra cintas recubiertas con aislante eléctrico, en particular, Kapton. Generalmente son de 25 μm o de 50 μm de espesor y están adheridas con aproximadamente 50 μm de adhesivo de silicona [2]. Se comercializan además, en dos configuraciones diferentes de la cinta de Kapton; pegada a uno de los lados, generalmente el más cercano a la capa de REBCO, o enrollada helicoidalmente alrededor de la cinta con un cierto solapamiento entre vueltas, tal y como se muestra en la Figura 2.2. El Kapton es un polímero dieléctrico que pertenece al grupo de las poliimidias termoestables, conocidas por su estabilidad térmica, buena resistencia química y excelentes propiedades mecánicas. El rango de temperaturas en el que puede trabajar este polímero se encuentra entre -270 °C y 400 °C y, además, no propaga la llama. Por esta razón el Kapton es un aislante extremadamente efectivo y está siendo muy utilizado, por ejemplo, en bobinados de motores eléctricos. El uso del Kapton permite reducir el espesor del aislamiento eléctrico más que con otros materiales similares [3] y, por ello, es común su uso para la fabricación de bobinas 2G-HTS. Sin embargo, como se

verá con más detalle en los siguientes capítulos, estas bobinas pueden presentar ciertos problemas relacionados con su baja estabilidad térmica y en su comportamiento tras sucesivos ciclados térmicos [4].



Figura 2.2. Cinta 2G-HTS recubierta helicoidalmente con aislante de Kapton con una superposición entre vueltas del 30% [2].

Con el objetivo de mejorar la estabilidad térmica de la bobina y de explorar la posibilidad de utilizar refuerzos metálicos en lugar de material aislante, en algunas de las bobinas realizadas en esta tesis, se ha sustituido el Kapton entre vueltas, por cintas de otros materiales de mayor conductividad térmica, en particular, de acero inoxidable y de aluminio anodizado. En los siguientes capítulos se analizará cómo se modifica el proceso de propagación del *quench* y el comportamiento de la bobina frente a los ciclados térmicos cuando se utilizan estas nuevas configuraciones.

Para fabricar las cintas de acero inoxidable y de aluminio con dimensiones comparables a las de la cinta superconductora se han utilizado, respectivamente, varillas de acero inoxidable 306L y alambres de la aleación de aluminio 5356, ambos de 1.6 mm de diámetro. Ambas varillas fueron sometidas a un proceso gradual de laminación en frío con rodillos planos y sin recocidos intermedios para disminuir la acritud. Los espesores que se pudieron alcanzar antes de que se produjera la rotura durante el laminado fueron de 60 μm (4 mm de ancho) para el acero y 120 μm (3.1 mm de ancho) para la aleación de aluminio.

El tratamiento de anodizado de las cintas de aluminio, se llevó a cabo enrollándolas en un cilindro de vidrio de 65 cm de diámetro de modo que una de sus superficies quedara expuesta al exterior. El cilindro con la cinta se rodeó con 4 electrodos

de grafito conectados en serie entre sí y situados a unos 2 cm de la cinta, tal y como se muestra en la fotografía de la Figura 2.3 a). El conjunto se introdujo en un recipiente de vidrio que contenía 1200 ml de una disolución de ácido sulfúrico comercial (H_2SO_4 , 96% PA-ISO) al 2% en volumen (Figura 2.3 b)). La temperatura se mantuvo aproximadamente a 24 °C durante el proceso de anodizado. Los 4 electrodos de grafito, conectados en serie, se unieron al polo negativo de una fuente DC de modo que actuaron como cátodo mientras que el extremo no sumergido de la cinta se conectó al polo positivo actuando en conjunto como ánodo. Este proceso produce la oxidación del metal desde la superficie del mismo hacia el interior, aumentando la capa inicial de óxido de aluminio. Se comprobó que aplicando un voltaje de 20 V durante 30 minutos este tratamiento consigue generar una capa de óxido de aluminio que asegura el aislamiento eléctrico de la cinta de aluminio en toda su longitud.

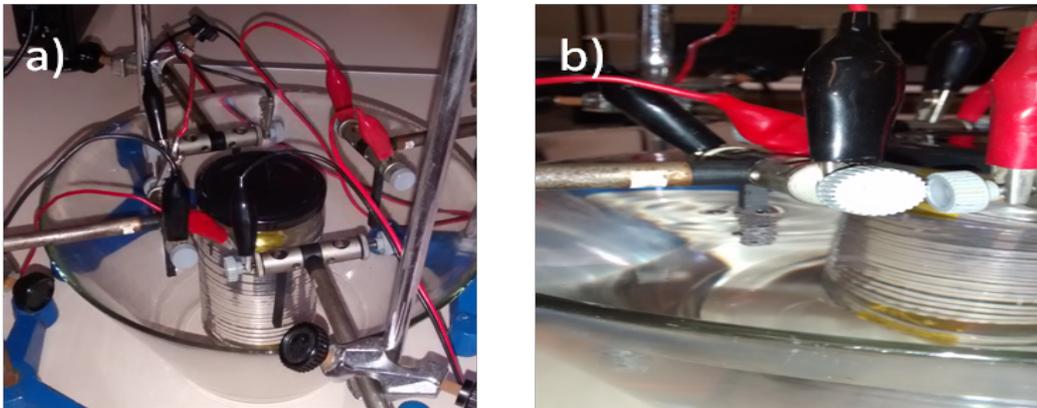


Figura 2.3. a) Montaje de soportes, electrodos y conexiones utilizado para el anodizado de 6 m de cinta de aluminio. b) Detalle de la posición del electrodo de grafito sumergido en la disolución de H_2SO_4 utilizada.

En la Figura 2.4 se observa la sección transversal de la cinta laminada de aluminio tras este tratamiento de anodizado. Se puede apreciar que se ha generado una capa de óxido de aluminio con unos espesores comprendidos entre 4.3 y 4.5 μm en ambas caras de la cinta.

Además de la cinta laminada de aluminio, también se ha empleado cinta adhesiva de aluminio comercial que, tras el proceso de anodizado explicado anteriormente y conformado para ajustarla a las dimensiones de la cinta superconductora, se adhirió a uno

de los lados de la misma, el más cercano al superconductor, alcanzando un espesor total de 160 μm . En este caso, la capa de Al_2O_3 solo se formó en el exterior de la cinta, ya que el adhesivo y el papel de la otra cara impidieron que el metal estuviera en contacto con la disolución y se produjera el proceso de oxidación.

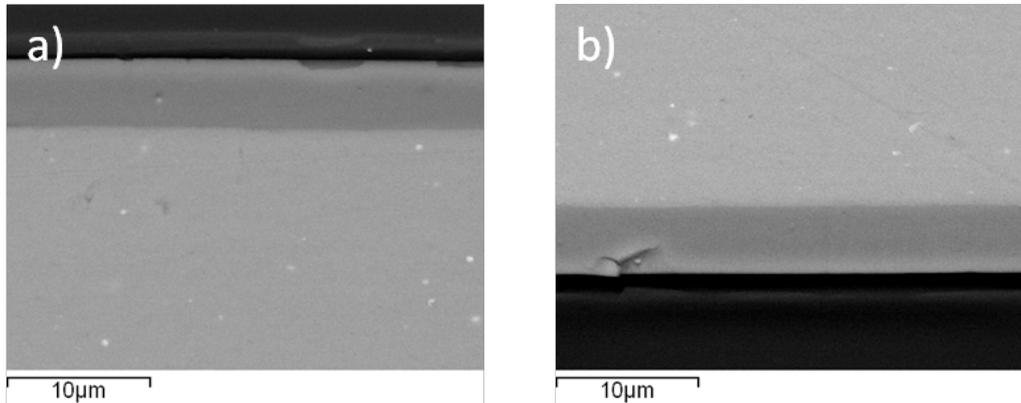


Figura 2.4. Corte transversal de la cinta de aluminio 5356 de 120 μm de espesor tras el proceso de anodizado: a) cara exterior y b) cara interior.

2.1.3 Resinas

Otro elemento importante en la fabricación de bobinas tipo *pancake* 2G-HTS, es la elección del tipo de resina para la impregnación del bobinado, así como el método de impregnación. Este proceso debe permitir fijar la bobina a un soporte y asegurar la estabilidad mecánica del conjunto, teniendo en cuenta las elevadas fuerzas electromagnéticas que pueden generarse en operación, y que pueden llegar a producir el desplazamiento de las espiras.

En general, en la mayor parte de los estudios se han utilizado bobinas completamente impregnadas de resina epoxi [5], [6]-[8], utilizando habitualmente dos tipos de resina: Stycast 1266 y Stycast 2850 FT. Las dos se curan a temperatura ambiente. La resina Stycast 1266 presenta una viscosidad a temperatura ambiente (0.65 Pa·s) mucho menor que la de la 2850 FT (58 Pa·s), y en consecuencia, penetra mejor por capilaridad entre las vueltas del bobinado [9], [10]. Debido a este comportamiento, la resina Stycast 1266 se utiliza tanto para la impregnación vuelta a vuelta durante el devanado como para la impregnación del bobinado completo en vacío, mientras que la 2850 FT se suele

emplear para fijar las bobinas a los soportes de aluminio o cobre ya que posee una conductividad térmica más elevada, $0.62 \text{ W}\cdot\text{K}^{-1}\cdot\text{m}^{-1}$ [11] frente a los $0.14 \text{ W}\cdot\text{K}^{-1}\cdot\text{m}^{-1}$ del Stycast 1266 [12] a 70 K.

2.2 Proceso de fabricación de los bobinados 2G-HTS

2.2.1 Equipo de bobinado

Para la fabricación de las bobinas utilizadas en este trabajo ha sido necesario el diseño y la construcción de un sistema de bobinado que permite transferir la cinta superconductora de un carrete a un soporte de Teflón aplicando una tensión constante durante el proceso. Dado que los bobinados elegidos han sido circulares y en forma de *pancake*, el equipo dispone de dos ejes en los que se sitúan en serie el carrete que almacena la cinta y el soporte para devanar la bobina *pancake*. Un motor eléctrico de bajas revoluciones produce el torque de tracción necesario para el proceso de devanado. El conjunto dispone además de un controlador de velocidad y del sentido del giro.

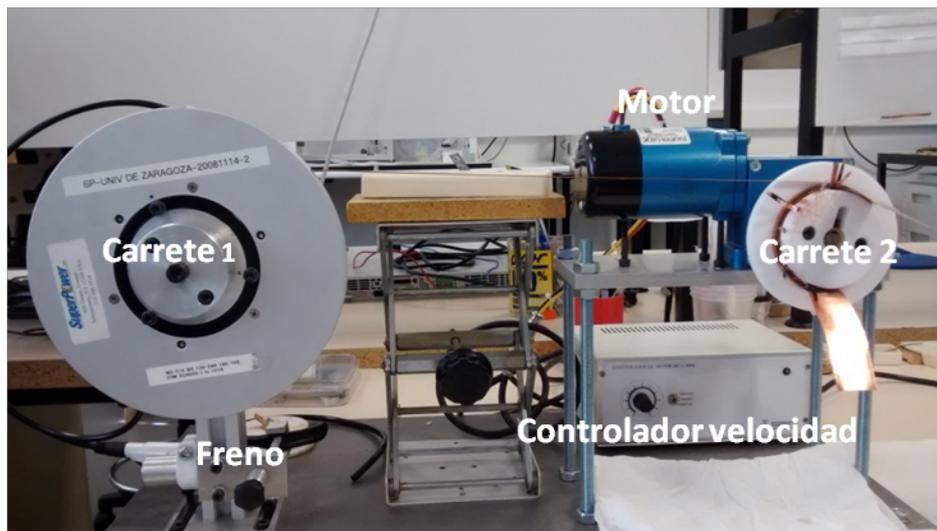


Figura 2.5. Sistema de bobinado utilizado para la fabricación de bobinas tipo pancake circulares con cintas 2G-HTS.

En la fotografía de la Figura 2.5 se puede observar el diseño inicial del equipo donde el eje de giro del carrete 1, que contiene la cinta superconductora tal y como la suministra SuperPower Inc. está fijado a un soporte -parte izquierda del equipo- que está dotado de un freno de disco. En la parte derecha se sitúa un soporte de Teflón que permite construir el devanado en forma de *pancake* (carrete 2). El eje de este carrete, que es paralelo al anterior, está unido al del motor y al controlador electrónico con el que se puede controlar la velocidad y el sentido de giro.

En el proceso de fabricación de las bobinas es necesario controlar la tensión aplicada a la cinta superconductora. Valores muy bajos de la misma no son admisibles porque se obtienen bobinas con separaciones entre espiras muy amplias, y, en consecuencia, éstas pueden moverse durante la impregnación o/y posteriormente durante el enfriamiento. Por el contrario, si la tensión aplicada es muy elevada, como esta se mantiene como tensión residual después de la impregnación, la tensión máxima que podrá soportar la bobina antes de alcanzar el valor límite de deformación para el cual se deteriora la corriente crítica de las cintas o se producen daños de origen mecánico en la bobina se reduce de forma considerable [1], [4]. Con el fin de poder tener en cuenta estas restricciones, como paso previo al proceso de bobinado, se caracterizó la fuerza ejercida en la cinta durante este proceso mediante un extensómetro analógico. Un extremo de la cinta superconductora alojada en el carrete 1 (Figura 2.5) se fija al extensómetro que se estira hasta alcanzar la fuerza deseada para el proceso del bobinado. En ese momento, se fija el torque del freno de disco del sistema y de este modo se consigue que la tensión sobre la cinta se mantenga constante dentro de los valores deseados durante todo el proceso de bobinado. En este trabajo se han utilizado unos valores de fuerza que permiten mantener los niveles del esfuerzo a tracción sobre la cinta entre 5.0 y 12.5 MPa, muy inferiores a los valores que deterioran al superconductor.

La distancia entre los dos carretes se eligió de forma que, durante el proceso de fabricación, se pudieran realizar cómodamente los trabajos necesarios para soldar sobre la cinta superconductora las diferentes conexiones de voltaje y temperatura que permitieran caracterizar el comportamiento de la bobina. Para estas operaciones, y con el fin de no dañar al superconductor, se optó por utilizar una superficie plana que sirviera de apoyo a la cinta. Tal y como se observa en la Figura 2.6, esta superficie plana se colocó sobre una plataforma elevadora manual, permitiendo de esta manera ajustar la altura durante el proceso de bobinado.



Figura 2.6. Fotografía de la plataforma plana utilizada en el sistema de bobinado con el fin de facilitar la colocación de las conexiones para la medida de voltaje y temperatura minimizando los riesgos de dañar el superconductor.

Hay que señalar que en lugar de soldar los termopares y los hilos para la medida de voltaje directamente a la cinta superconductora, durante el proceso de bobinado se soldaron láminas de cobre de $75\ \mu\text{m}$ de espesor y $2\ \text{mm}$ de anchura que sobresalen del bobinado. En ellas, una vez finalizada la bobina, se sueldan las conexiones de voltaje o/y los termopares. De esta forma se simplifica el proceso de bobinado, dando más grados de libertad para la colocación de los sensores y minimizando la deformación local en el bobinado debido a las soldaduras. Todas estas conexiones se han soldado sobre la cara de la cinta más próxima a la capa del superconductor usando una aleación de In-Sn 50% de bajo punto de fusión ($119\ ^\circ\text{C}$).

Este mismo sistema también puede ser utilizado para fabricar bobinas de cintas 2G-HTS co-bobinadas con cintas de otros materiales. Para ello se añadió una segunda estructura fija (Figura 2.7) donde se posiciona un tercer carrete con la cinta que se desea bobinar conjuntamente con la cinta superconductora.

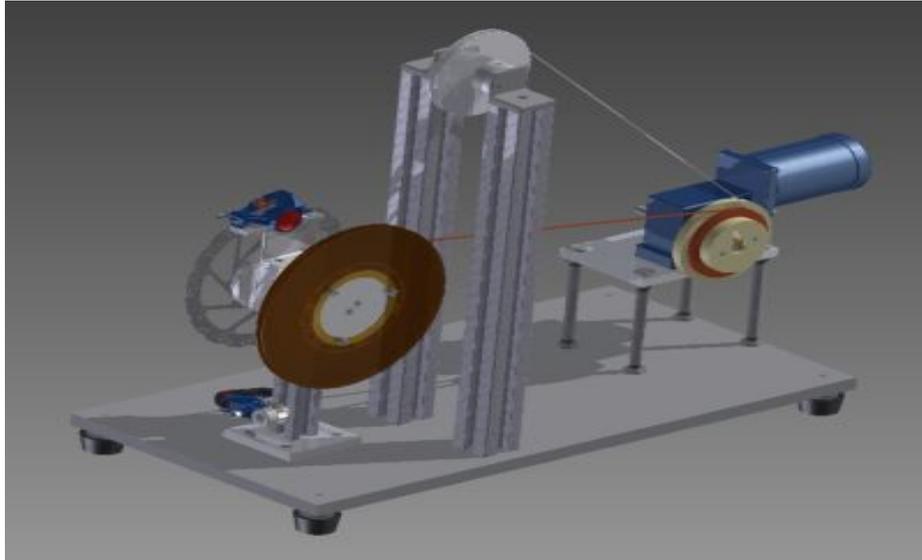


Figura 2.7. Dibujo esquemático 3D del sistema de bobinado modificado para poder co-bobinar la cinta 2G-HTS con cintas de acero inoxidable o aluminio. Una estructura fija soporta el segundo carrete para el material de refuerzo que alimenta directamente la bobina que se está devanando.

2.2.2 Bobinados

Se han fabricado diferentes bobinas de tipo *pancake* con un número de vueltas variable entre 10 y 30 y una altura fija determinada por la anchura de la cinta 2G-HTS (≈ 4 mm), utilizando para ello varios tipos de cinta comercial: SCS 4050, SCS 4050-i (que es suministrada por el fabricante con aislamiento de Kapton, pegado por una cara y de forma helicoidal respectivamente) y SCS 4050-AP (suministrada sin aislamiento). Esta última corresponde a un tipo de conductor denominado *Advanced Pinning* (AP), que presenta valores de corriente crítica mayores en presencia de campos magnéticos en el rango de temperaturas de 4 a 77 K [1].

Antes de comenzar la fabricación de los bobinados se marcan sobre la cinta superconductora, con tiras finas y largas de Kapton o cualquier otro material adhesivo, como el celofán, las posiciones de los contactos de corriente, de voltaje y de los termopares, así como la posición del calentador en el caso en que se vayan a realizar estudios de generación y propagación del *quench*. De este modo se asegura que todos los contactos irán soldados en las posiciones adecuadas en cada caso, facilitando de esta manera la interpretación de los resultados obtenidos en los experimentos.

Con el fin de evitar la reducción de la corriente crítica de la bobina debido a los posibles defectos que se pueden ocasionar al cortar la cinta, los contactos de corriente se soldaron siempre a 2 cm del inicio y final de la pieza de cinta utilizada.

Por otro lado, para evitar las posibles anomalías en las medidas debidas al calor generado en la cinta por la resistencia inherente a los contactos de corriente, la primera y la última conexión de voltaje se soldaron a aproximadamente 2 cm de estos contactos de corriente [9].

En este trabajo, la mayor parte de las bobinas fabricadas se impregnaron con resina epoxi. Se han empleado dos técnicas de impregnación: vuelta a vuelta y en vacío. La primera se basa en pintar la cinta 2G-HTS por ambas caras con la resina mientras se lleva a cabo el enrollamiento del *pancake*. Por el contrario, cuando se utiliza la impregnación en vacío, una vez que se construye la bobina, esta se introduce en un baño de resina y se hace vacío hasta que desaparecen las burbujas de aire que se originan entre las espiras o en la mezcla, favoreciendo de esa manera que la resina penetre entre las espiras y forme un bloque compacto con la bobina. En algún caso también se ha utilizado otro tipo impregnación como sustituto de las resinas, como, por ejemplo, el Loctite 420.

Otro aspecto importante que se ha encontrado durante el proceso de fabricación de estas bobinas superconductoras ha sido la importancia del método empleado para separarlas del soporte de Teflón sobre el que se bobinan. En las bobinas iniciales, el proceso de extracción del soporte se llevó a cabo sacando primero de la bobinadora la bobina junto con el soporte de Teflón, y sumergiendo el conjunto en nitrógeno líquido varias veces. Gracias a la contracción que se produce en el Teflón a bajas temperaturas y con la ayuda de procesos mecánicos, los devanados podían ser separados del soporte de Teflón. Como se verá más adelante, con este método se observó que las propiedades superconductoras de las vueltas interiores se deterioraban en algunas bobinas, muy probablemente debido a las tensiones sufridas durante los rápidos ciclados térmicos a los que fueron sometidas. Por este motivo, en bobinas posteriores, se optó por bobinar varias vueltas iniciales con otro metal (cobre, acero, Hastelloy, etc) para evitar el deterioro de las primeras vueltas. Posteriormente, para conseguir una mayor garantía de que el superconductor no sufra ningún daño, además de emplear estas vueltas iniciales de seguridad, se modificó el proceso de extracción del soporte para que pudiera realizarse a temperatura ambiente y de forma cuidadosa. Para ello, el soporte de Teflón se recubrió con varias vueltas de cinta comercial de Teflón, aumentando así el diámetro del mismo en

algunos milímetros. Una vez que la bobina está acabada sólo es necesario quitar las vueltas de la cinta de Teflón, tirando cuidadosamente de ellas creando de esta manera un espacio de separación entre el soporte y el bobinado, posibilitando de esta manera que la extracción de la bobina sea muy sencilla.

En bobinas con aislamiento entre espiras, una vez que se ha finalizado el proceso de fabricación de las bobinas se comprueba que su resistencia por unidad de longitud a temperatura ambiente sigue siendo la misma que el valor que se ha medido en la cinta aislada, $0.1 \Omega/m$. Con esta medida se comprueba que no se ha producido ningún cortocircuito durante el proceso de fabricación.

Por otro lado, para detectar posibles inhomogeneidades o la presencia de daños locales y asegurar que la cinta no se ha dañado durante el proceso de fabricación se mide la corriente crítica total de la bobina así como en distintas zonas de la misma a 77 K , utilizando el criterio de $1 \mu\text{V/cm}$. Para llevar a cabo estas medidas la bobina se coloca sobre un portamuestras que se introduce en un criostato de vidrio lleno de nitrógeno líquido. Como ejemplo, en la Figura 2.8 se muestra una de las bobinas preparada para su caracterización inicial.

Las bobinas presentan unos valores de corriente crítica a 77 K inferiores a los que se han medido en las cintas utilizadas para fabricarlas, tal y como se muestra en las Tablas 2.2 y 2.3. En el capítulo siguiente se analizarán estos valores de corriente crítica y se compararán con los resultados obtenidos a partir de estimaciones numéricas teniendo en cuenta el campo magnético generado por la bobina en las distintas vueltas y la dependencia $I_c(B)$ de la cinta superconductora.

La notación que se ha utilizado para describir las diferentes bobinas que se han fabricado a lo largo de esta tesis doctoral es la siguiente: Las primeras letras mayúsculas indican el material entre vueltas utilizado, K = Kapton, Kh = Kapton enrollado helicoidalmente sobre el superconductor, SS = Acero inoxidable (*Stainless Steel*) y AAl = Aluminio anodizado (*Anodized Aluminum*). A continuación, dos dígitos que denotan el número de vueltas del que consta la bobina. La siguiente letra mayúscula indica el tipo de impregnación aplicado, W (*Wet*) para impregnación vuelta a vuelta y D (*Dry*) para aquéllas fabricadas en seco y posteriormente impregnadas en vacío. El último número diferencia bobinas con las mismas características, en el caso en que se hayan fabricado más de una. Por ejemplo, Kh10W_2 es un bobinado con Kapton enrollado

helicoidalmente, de 10 vueltas, impregnado vuelta a vuelta y además se trata de la segunda bobina que se fabricó con estas características.

2.3 Descripción de las bobinas fabricadas

En esta sección, se detallan las características de cada una de las bobinas fabricadas, cuyas características principales se han recogido en la Tabla 2.2 y 2.3. Se ha elegido un orden cronológico para presentar las diferentes bobinas para entender así los cambios y mejoras que se fueron introduciendo en el proceso de bobinado.

2.3.1 Bobina 0 (K20W)



Figura 2.8. Bobina 0 (K20W) conectada al soporte en el que se realiza su caracterización inicial a nitrógeno líquido.

Bobina circular de 20 vueltas con una capa de Kapton en la cara más próxima a la lámina de REBCO (Figura 2.8). Se fabricó impregnando con Loctite 420 vuelta a vuelta y dejando curar posteriormente a temperatura ambiente. Al instrumentar la bobina se introdujeron tres calentadores en serie. Esta bobina sirvió para comenzar a aprender a fabricar estas bobinas, analizar la posibilidad de utilizar Loctite 420 como material de impregnación y disponer de suficientes calentadores para poder evaluar su capacidad a la hora de generar un *quench* en este tipo de bobinados.

2.3.2 Bobina 1 (Kh10W_0)

Fue la primera bobina que se realizó con la bobinadora construida para tal fin en nuestro laboratorio. Se fabricó una pequeña bobina de 10 vueltas, con el conductor aislado eléctricamente con cinta de Kapton enrollada helicoidalmente alrededor de él (referencia de SuperPower Inc. SC 4050-i). Al ser la primera bobina que se fabricaba, no se instrumentó para su estudio de *quench*, tan solo se colocaron contactos para medir la corriente crítica total de la bobina y en distintas zonas. La fuerza aplicada a la cinta fue de 2 N, lo que supone un esfuerzo a tracción de 5 MPa. En esta bobina se sujetó la primera vuelta de cinta directamente al soporte de Teflón con cinta de Kapton y se comenzó la impregnación, vuelta a vuelta, con Epoxy 1266. Para asegurar que la cinta se mantuviera tensionada durante el proceso de curado de la resina, se introdujo una vuelta adicional, sin instrumentar, en la parte exterior del bobinado. Una vez que la resina se curó, se extrajo la bobina del soporte de Teflón introduciendo todo el conjunto (bobina y soporte) en nitrógeno líquido. Utilizando las fuertes contracciones que sufre el Teflón se puede ir deslizando la bobina por el soporte con ayuda de procesos mecánicos. Para su extracción total es necesario repetir este procedimiento varias veces, por lo que cuando se empieza a caracterizar la bobina ya se han realizado varios ciclados térmicos.

Al medir el valor de la corriente crítica de la bobina en su autocampo, $I_c(77\text{ K})$, se obtuvo un valor de 15 A, mientras que si se medía entre la vuelta 5 hasta el final el valor aumentaba hasta 61 A. Este resultado puso de manifiesto que la bobina se encontraba dañada en algún punto localizado entre la primera y la quinta vuelta. Por ello se procedió a retirar cuidadosamente la resina de la bobina y a medir la corriente crítica de la zona dañada en tramos rectos de aproximadamente 20 cm. Siguiendo el mismo criterio, se encontró que el valor de $I_c(77\text{ K})$ entre el punto de entrada de corriente y la primera toma de voltaje, situada a 15 mm, eran 5 A. Esta reducción tan acusada en el valor de la corriente crítica se atribuyó a una delaminación de la cinta superconductora por las tensiones sufridas durante el método de extracción del soporte con el enfriamiento en nitrógeno líquido.

2.3.3 Bobina 2 (Kh10W_1)

Dado que la primera bobina se deterioró durante el desmoldeo, posteriormente, se fabricó una segunda bobina con las mismas características y se optó por proteger las primeras vueltas del bobinado mediante la adición de dos vueltas de cinta superconductora en su interior antes de colocar el primer contacto de corriente. De la

misma manera que en el caso anterior (Kh10W), para mantener la tensión una vez terminado el proceso de bobinado, se enrollaron 2 vueltas adicionales (Figura 2.9). Adoptando esta solución no se produjo ninguna reducción en los valores de corriente crítica de la bobina. Tampoco se observó degradación durante los posteriores ciclos térmicos a los que se sometió la bobina.



Figura 2.9. Bobina 2 (Kh10W_1) realizada con 10 vueltas de cinta 2G HTS aislada con una capa de Kapton enrollada a su alrededor en forma helicoidal e impregnada vuelta a vuelta con resina epoxi Stycast 1266. Las dos láminas de cobre más anchas al comienzo y al final son para inyectar la corriente y las más estrechas para la medida de voltajes en puntos determinados.

2.3.4 Bobina 3 (Kh10W_2)

El uso de vueltas adicionales para la protección de las vueltas iniciales de la bobina supone emplear innecesariamente cinta superconductora. Por esta razón, para la fabricación de esta bobina se soldó una cinta de Cu de 4 mm de ancho al extremo de la cinta superconductora, siendo esta la que se utiliza para esas vueltas iniciales. Del mismo modo que en las bobinas anteriores, el comienzo de la cinta se sujetó al soporte de Teflón con cinta de Kapton y se desmoldó siguiendo el método inicial, sumergiendo el conjunto en nitrógeno líquido. Esta bobina se instrumentó para analizar su comportamiento frente a un *quench* generado por una perturbación térmica.

2.3.5 Bobina 4 (Kh10D)

Esta bobina se diseñó para estudiar cómo influye el uso del Stycast en la las propiedades del bobinado y en su estabilidad térmica. La impregnación se realizó con Stycast 2850 FT tras el proceso de bobinado. Por ello solamente se aplicó resina sobre la superficie superior de la bobina. Debido a la alta viscosidad de esta resina (58 Pa·s a temperatura ambiente) es difícil que penetre en el interior de la bobina, por lo que, después de sumergirla en N_2L para su desmoldeo se añadió una capa fina y uniforme de la misma resina sobre la superficie inferior de la bobina, con el fin de poder fijarla posteriormente sobre un soporte metálico para la caracterización de los procesos de generación y propagación del *quench*.

2.3.6 Bobina 5 (Kh30W)

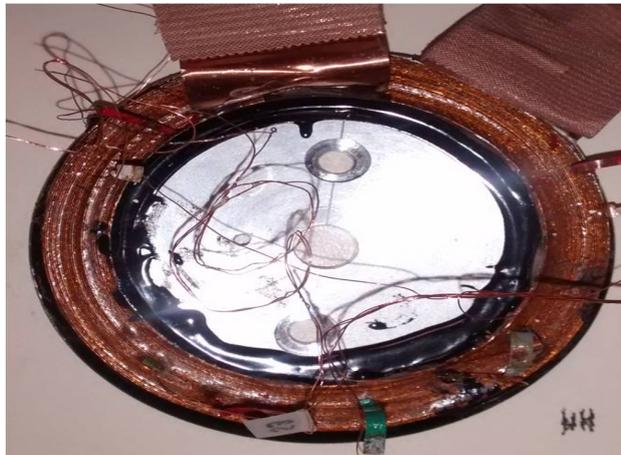


Figura 2.10. Fotografía de la bobina 5 (Kh30W) de 30 vueltas fabricada con cintas 2G-HTS aisladas con cinta de Kapton dispuesta helicoidalmente a su alrededor, impregnada vuelta a vuelta con Stycast 1266 y pegada a un soporte de aluminio con Stycast 2850 FT.

Es importante analizar el efecto del número de vueltas de la bobina en su estabilidad térmica y en su comportamiento al ser sometida a sucesivos ciclados térmicos. Por esta razón se fabricó una bobina de 30 vueltas con toda la instrumentación necesaria para realizar experimentos de generación y propagación de *quench* (Figura 2.10). Durante el proceso de fabricación, el conductor se impregnó vuelta a vuelta con Stycast 1266 y finalmente se pegó a un soporte de aluminio utilizando resina Stycast 2850 FT. Para su

desmoldeo se siguió manteniendo el método por inmersión en N_2L . Sin embargo, al ser enfriada en nitrógeno líquido para su caracterización, se midió un valor de corriente crítica mucho menor del esperado. Este comportamiento se analizará con más detalle en los capítulos 3 y 4.

2.3.7 Bobina 6 (SS10W)

En esta bobina se co-bobinó la cinta superconductora con una de acero inoxidable con el fin de estudiar su efecto en las propiedades térmicas y en los procesos de *quench*. A partir de este bobinado se empleó el método de extracción del soporte de Teflón mediante procesos mecánicos a temperatura ambiente con el fin de no someter a las bobinas a ciclos térmicos innecesarios. Además, se siguieron usando unas vueltas adicionales por seguridad.

Para prevenir posibles daños de la cinta superconductora durante su manipulación, el fabricante suministra las cintas enrolladas en carretes y con los dos extremos de la cinta unidos a una cinta de Hastelloy de varias decenas de centímetros de longitud. Como para la fabricación de esta bobina se utilizó un nuevo carrete de cinta superconductora, esta cinta inicial de Hastelloy se empleó para las primeras vueltas de seguridad de la bobina. La unión entre las dos cintas co-bobinadas (de acero inoxidable y cinta superconductora) al inicio del bobinado se realizó utilizando pegamento Loctite Super Glue 3, que se dejó secar durante unos minutos antes de iniciar el proceso de fabricación. La cinta de acero inoxidable se coloca paralela a la capa exterior del conductor, es decir, junto a la cara que se encuentra más cerca del superconductor.

2.3.8 Bobina 7 (SS20D_1)

Esta es una bobina de 20 vueltas co-bobinada con acero inoxidable e impregnada con epoxi Stycast 1266. La impregnación se realizó en vacío una vez finalizada la bobina. Las vueltas de seguridad se realizaron con el acero inoxidable utilizado en el co-bobinado y se sujetó al soporte, que se había forrado previamente con cinta de Teflón. Ante la posibilidad de que en el proceso de desmoldeo a temperatura ambiente, la bobina perdiera la tensión del bobinado y su forma, se añadió Loctite Super Glue 3 en la terminación de la bobina, así como en diferentes partes de la misma y se dejó secar. Esta solución no fue suficiente para mantener la forma circular de toda la bobina y se produjo una ligera deformación (Figura 2.11) al extraerla del molde de Teflón, generándose alguna separación entre las espiras de las primeras vueltas, cerca del contacto de corriente inicial.



Figura 2.11. Fotografía de la bobina 7 (SS20D_1) co-bobinada con cinta de acero inoxidable. La bobina presenta una ligera forma elíptica ya que se deformó al extraerla del soporte de Teflón.

2.3.9 Bobina 8 (SS20D_2)

Esta bobina se fabricó aumentando la fuerza aplicada durante el bobinado hasta los 4 – 5 N (10 - 12.5 MPa) con el fin de disminuir el espaciado entre espiras y estudiar su influencia en el comportamiento de la bobina. Al igual que en el caso anterior, las vueltas de seguridad se realizaron con la propia cinta de acero inoxidable, procediendo de la misma manera en la unión con la cinta superconductora. Sin embargo, para evitar la deformación del bobinado, las dos vueltas de seguridad se impregnaron vuelta a vuelta con Stycast 1266. De este modo se dotó a la bobina de una rigidez suficiente para no perder su forma cuando se extrajo del soporte a temperatura ambiente.

2.3.10 Bobina 9 (AAI20D_1)

Siguiendo con el estudio de materiales metálicos co-bobinados con cinta 2G-HTS y su influencia en sus propiedades térmicas y superconductoras, esta bobina se construyó con una cinta adhesiva de aluminio que se sometió al proceso de anodizado para lograr que fuera aislante eléctrica en la dirección transversal. Al ser una cinta adhesiva, se colocó sobre la cinta superconductora antes de la fabricación y fue retirada en los puntos donde deberían colocarse las conexiones de voltaje y los termopares necesarios para poder realizar los experimentos de generación y propagación del *quench*. En el extremo inicial de la cinta 2G-HTS se soldó una cinta de cobre para las vueltas de seguridad (Figura 2.12). La extracción del soporte de Teflón se realizó a temperatura ambiente

mediante procesos mecánicos. En esta bobina se detectó una zona situada entre la vuelta 3 y la vuelta 7 en la que la corriente crítica a 77 K se había degradado hasta un valor de 10 A. En esta zona se observó también un cambio en la coloración de la cinta superconductora.



Figura 2.12. Fotografía de la bobina 9 (AAI20D_1) co-bobinada con cinta adhesiva de aluminio anodizado.

2.3.11 Bobina 10 (AAI20D_2)

Dado que los resultados obtenidos con la cinta adhesiva de aluminio anodizada usados en la bobina AAI20D_1 no fueron los deseados, en esta bobina se empleó cinta de aluminio de 120 μm de espesor y 3.1 mm de ancho, que se anodizó siguiendo el proceso descrito en apartado 2.1.2. Una vez anodizada, esta cinta se posicionó sobre la cinta 2G-HTS, de forma análoga al co-bobinado de acero inoxidable descrito anteriormente, es decir, pegando sus extremos con Loctite Super Glue 3 y dejando secar. Las vueltas de seguridad se fabricaron con cinta de cobre y se rigidizaron con el mismo pegamento antes de proceder a su extracción.

2.3.12 Bobina 11 (K20D)

La única bobina que se había fabricado con Kapton no helicoidal (Bobina 0, K20W) se dañó durante uno de los experimentos realizados para medir la velocidad de propagación de quench. Por tanto, para proseguir con este estudio se fabricó una nueva

bobina de 20 vueltas usando una cinta superconductora con cinta de Kapton pegada sobre la parte exterior del conductor, es decir, a la superficie más cercana a la capa superconductora. Posteriormente, la bobina se impregnó con Stycast 1266 en vacío, para facilitar la comparación con las bobinas SS20D_2 y AAI20D_2, en las que se había utilizado este mismo método de impregnación. Aunque en la bobina 0, K20W, el desmoldeo se realizó sumergiéndola en N2L en este bobinado se continuó con la extracción a temperatura ambiente.

2.3.13 Bobina 12 (AAI30D)

Con el fin de estudiar la contribución del número de vueltas en los ciclados térmicos para los bobinados con aislamiento metálico, se fabricó una bobina de 30 vueltas con la misma distribución de contactos que Kh30W y con la cinta de aluminio anodizado que se usó para la construcción de la bobina AAI20D_2.

En la Tabla 2.2 y en la 2.3 se presenta un resumen con las principales características de todas estas bobinas. Para la fabricación de todas ellas se han utilizado tres tipos de cintas superconductoras diferentes. En el caso de las bobinas Kh30W, Kh10W_1, Kh10W_2, y Kh10D es una cinta con una corriente crítica de $I_c(77\text{ K}) = 101\text{ A}$, similar a la utilizada para fabricar las bobinas SS10W, SS20D_1 y SS20D_2, $I_c(77\text{ K}) = 102\text{ A}$. Para las bobinas AAI20D_1, AAI20D_2 y K20D se usó una cinta con una corriente crítica de $I_c(77\text{ K}) = 110\text{ A}$. Por el contrario, en la fabricación de la bobina K20W se utilizó una cinta con un valor de corriente crítica ligeramente inferior $I_c(77\text{ K}) = 94\text{ A}$.

BOBINA	K20W	Kh10W_0	Kh10W_1	Kh10W_2	Kh10D	Kk30W	K20D
N (Vueltas)	20	10	10	10	10	30	20
ϕ_m (mm)	65	65	65	65	65	65	67
ϕ_{out} (mm)	73	75	72	72	72	87	73
Tipo de impregnación	Vuelta a vuelta	Vuelta a vuelta	Vuelta a vuelta	Vuelta a vuelta	Vacio	Vuelta a vuelta	Vacio
Material entre espiras	Kapton	Kapton	Kapton	Kapton	Kapton	Kapton	Kapton
Epoxi	Loctite 420	Stycast 1266	Stycast 1266	Stycast 1266	Stycast 2850 FT	Stycast 1266	Stycast 1266
Método de desmoldeo	N ₂ L	Temp. ambiente					
I_c cinta (A)	94	101	101	101	101	101	110
I_c bobina (A)	58	15	64	65	68	48	63
Tipo de cinta	SCS 4050	SCS 4050-i	SCS4050AP				

Tabla 2.2. Resumen de las principales características de las bobinas fabricadas en este trabajo con Kapton entre vueltas. En las bobinas Kh20W, Kh10W_1, Kh10W_2 y Kh10D se utilizó como aislante Kapton enrollado alrededor de la cinta 2G, en las bobinas K20W y K20D una capa de Kapton entre vueltas. ϕ_m y ϕ_{out} son, respectivamente, el diámetro interior y exterior del bobinado.

BOBINA	SS10W	SS20D_1	SS20D_2	AA120D_1	AA120D_2	AA130D
N (Vueltas)	10	20	20	20	20	30
ϕ_{in} (mm)	65	68	66	65	68	67
ϕ_{out} (mm)	70	73	73	75	76	86
Tipo de impregnación	Vuelta a vuelta	Vacío	Vacío	Vacío	Vacío	Vacío
Material entre espiras	Acero inoxidable	Acero inoxidable	Acero inoxidable	Aluminio anodizado (cinta adhesiva)	Aluminio anodizado	Aluminio anodizado
Epoxi	Styrcast1266	Styrcast1266	Styrcast1266	Styrcast1266	Styrcast1266	Styrcast1266
Método de desmoldeo	Temp. ambiente	Temp. ambiente	Temp. ambiente	Temp. ambiente	Temp. ambiente	Temp. ambiente
L_c cinta(A)	102	102	102	110	110	110
L_c bobina (A)	80	60	65	16	72	67
Tipo de cinta	SCS4050AP	SCS4050AP	SCS4050AP	SCS4050AP	SCS4050AP	SCS4050AP

Tabla 2.3. Resumen de las principales características de las bobinas fabricadas en este trabajo con cintas metálicas entre vueltas. Se usó acero inoxidable 306L en las bobinas SS10W, SS20D_1 y SS20D_2 y una aleación de aluminio 5356 anodizado en las bobinas AA20D_2 y AA130D. La bobina AA120D_1 se fabricó con cinta adhesiva de aluminio que fue anodizada previamente. ϕ_{in} y ϕ_{out} son, respectivamente, el diámetro interior y exterior del bobinado.

2.4 Instrumentación para la caracterización de los bobinados

Como se ha comentado anteriormente, para la determinación de la corriente crítica, el estudio de la propagación de *quench* o el estudio de la estabilidad durante los ciclados térmicos, hay que añadir una instrumentación que debe adaptarse según las propiedades que se quieren estudiar. En general, todas las bobinas de este trabajo se han fabricado con: *i*) dos contactos de corriente por los que se inyecta la corriente; *ii*) una serie de conexiones de voltaje que se utilizarán para determinar los valores de voltaje que se generan en distintas regiones de la bobina, de forma que permitan obtener la distribución de corriente crítica o determinar las velocidades de propagación, v_p , en los experimentos de *quench*; y *iii*) una serie de conexiones para posicionar los termopares en distintas zonas de la bobina, y que permitan monitorizar las temperaturas alcanzadas en la bobina durante los distintos experimentos. En el caso de los experimentos cuyo objetivo sea el estudio del desarrollo y propagación del *quench*, hay que incluir además un calentador durante el proceso de fabricación, que será el encargado de proporcionar el pulso de calor inicial. El calentador empleado es de tipo *strain gage* (3 mm de longitud, 2 mm de ancho y 0.4 mm de espesor) con una resistencia de 120 Ω , que se pega directamente sobre la cinta superconductora usando GE Varnish [12]-[13].

Los dos contactos de corriente se han fabricado soldando a la cinta superconductora unas láminas de Cu de 10 mm de longitud, 4 mm de anchura y 75 μm de espesor. Es importante tener presente que por las características de estos contactos la máxima corriente que conviene utilizar durante la caracterización de las bobinas es de aproximadamente 100 - 130 A.

Las bobinas Kh10W_0 y Kh10W_1 se fabricaron exclusivamente para analizar el efecto de los ciclados térmicos sobre las propiedades superconductoras. Para ello, se colocaron los contactos de corriente, así como una conexión de voltaje cada dos vueltas, situada en el centro de cada una de ellas. En las bobinas de 10 vueltas, Kh10W_2, Kh10D y SS10W, se introdujo la instrumentación que se muestra en la Figura 2.13 para poder estudiar la propagación de *quench* tanto en la dirección transversal o radial, como en la tangencial o acimutal. Para esto se posicionó un calentador en la vuelta 5 de las bobinas y una pareja de conexiones de voltaje ($V_a^5 - V_b^5$) alrededor del calentador. Además, se introdujeron 3 parejas de conexiones en las vueltas 6, 7 y 8; separadas 3 cm entre sí para medir la propagación radial (conexiones $V_a^6 - V_b^6$; $V_a^7 - V_b^7$ y $V_a^8 - V_b^8$ en la figura). En la

vuelta 5 se distribuyeron el resto de conexiones (a, b, ..., g y h), separadas 1 cm entre sí con el fin de medir la propagación en la dirección tangencial. Cerca de los contactos de corriente, al inicio y final de la bobina, se añadieron otras dos conexiones de voltaje, V_{in} y V_{out} , con el propósito de poder medir el voltaje total generado en la bobina. Además, se soldaron tres termopares, T_h , T_{in} y T_{out} , el primero cerca del calentador y los dos últimos cerca de los contactos de corriente interior y exterior, respectivamente, para monitorizar la evolución de la temperatura en estas zonas de la bobina durante los experimentos.

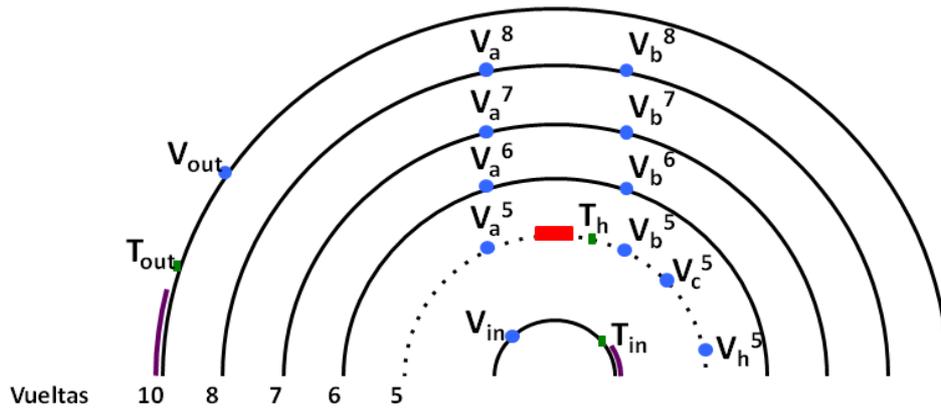


Figura 2.13. Esquema de la distribución de las conexiones de voltaje que se ha utilizado en las bobinas Kh10W_2, Kh10D y SS10W. El calentador (rectángulo rojo) está situado en la vuelta 5. La distancia entre los voltajes V_{a5} y V_{b5} es de 3 cm y las restantes en la dirección tangencial están colocadas a 1 cm. Las parejas $V_{a6} - V_{b6}$, $V_{a7} - V_{b7}$ y $V_{a8} - V_{b8}$ se colocaron en las vueltas 6, 7 y 8 respectivamente y con una distancia de 3 cm entre los pares de conexiones. Los arcos en color morado en las vueltas 1 y 10 indican los contactos de corriente.

La Figura 2.14 muestra de forma detallada dónde se han colocado las diferentes conexiones en las bobinas que se han fabricado con 20 vueltas, SS20D_1, SS20D_2, AAID_1, AAID_2 y K20D. El calentador se colocó en la vuelta central de la bobina ($N = 10$) entre las dos conexiones de voltaje V_a^{10} y V_b^{10} , separados entre sí una distancia de 1 cm a 1.5 cm. En esa misma vuelta se colocaron dos conexiones de voltaje más, V_c^{10} y V_d^{10} , separadas entre sí 1 cm, con el fin de estimar la velocidad de propagación de *quench* en la dirección tangencial de la bobina. Para poder analizar la velocidad radial de propagación del *quench*, hacia el interior y el exterior de la bobina se añadieron conexiones tanto en las vueltas interiores como en las exteriores, V_a^N y V_b^N ($N = 3, 7, 13$

y 17). Además, de forma similar al caso descrito anteriormente para las bobinas de 10 vueltas, se añadieron conexiones que nos permitieran medir el voltaje total de la bobina, así como la temperatura en tres puntos distintos de esta (cerca del calentador y de las dos conexiones de corriente).

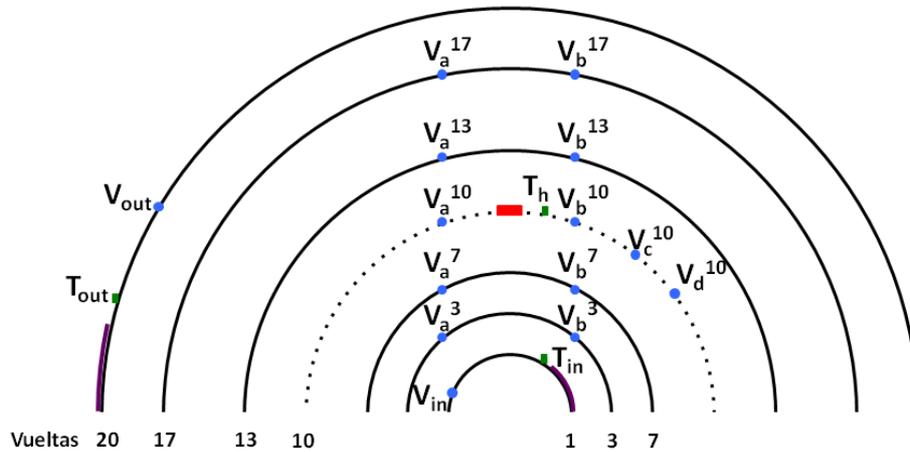


Figura 2.14. Esquema de la distribución de los termopares (cuadrados verdes) y las conexiones de voltaje en las bobinas SS20D_1, SS20D_2, AAID_1, AAID_2 y K20D. En la vuelta central (línea de puntos) y entre los voltajes V_{a10} y V_{b10} , se encuentra situado el calentador (rectángulo rojo), así como dos conexiones de voltaje adicionales V_{c10} y V_{d10} . Por claridad, solo se han dibujado las vueltas que contienen conexiones de voltaje. Los arcos en color morado en las vueltas 1 y 20 indican los contactos de corriente.

En las bobinas fabricadas con 30 vueltas, Kh30W y AAI30D, se colocó el calentador en la vuelta 15, las conexiones de voltaje en las vueltas 1, 7, 15 (2 conexiones, una a cada lado del calentador), 23 y 30 y tres termopares situados cerca de los contactos de corriente y del calentador para estudiar los ciclos térmicos y su comportamiento en el proceso de generación y propagación del *quen*ch.

2.5 Consideraciones sobre el proceso de fabricación de las bobinas

Con la experiencia que se ha adquirido al fabricar las bobinas superconductoras utilizadas en este trabajo se puede afirmar que es esencial disponer de un procedimiento de trabajo que evite dañar la bobina tanto durante el proceso de fabricación como en su posterior separación del molde.

Se observó que cuando las bobinas sufrían daños en el proceso de extracción del soporte de Teflón, estos daños siempre se localizaban en las vueltas iniciales del bobinado. Para evitarlo se tomó la decisión de añadir vueltas adicionales o de seguridad, bien utilizando la propia cinta superconductora u otro material metálico que se soldaba o pegaba a la misma. Con estas vueltas adicionales, es posible evitar que la bobina se vea afectada por la manipulación requerida para su extracción.

También se comprobó que aunque el soporte sobre el que se fabricaron las bobinas fuera de Teflón, no convenía realizar un enfriamiento brusco para separarlo de la bobina y se diseñó un proceso que permitiera extraer la bobina de forma cuidadosa y a temperatura ambiente. Con estas modificaciones en los procesos de fabricación de las bobinas ha sido posible evitar que se produjeran daños en las mismas durante su fabricación y posterior manejo, permitiendo realizar su caracterización posterior.

2.6 Referencias

- [1] (2019) [Online] Disponible: http://www.superpower-inc.com/system/files/SP_2G+Wire+Spec+Sheet_2014_web_v1.pdf
- [2] (2019) [Online] Disponible: http://www.superpower-inc.com/system/files/SP_2G+Wire+Spec+Sheet_for+web_2013FEC_v2.pdf
- [3] A. J. Kirby, *Polymides: Materials, Processing and Applications*. Pergamon Press, 1992.
- [4] D. X. Ma *et al.*, “Degradation analysis of REBCO coils”, *Supercond. Sci. Technol.* **27** (2014) 085014
- [5] H. Song *et al.*, “2G HTS coil technology development at SuperPower”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **23** (2013) 4600806
- [6] N. Bagrets *et al.*, “Thermal and mechanical properties of advanced impregnation materials for HTS cables and coils”, *IOP Conf. Ser.: Mater. Sci. Eng.* **102** (2015) 012021
- [7] T. Matsuda *et al.*, “Degradation of the performance of an epoxy-impregnated REBCO solenoid due to electromagnetic forces”, *Cryogenics* **90** (2018) 47
- [8] T. Lécrevisse, Y. Iwasa, “A (RE)BCO pancake winding with metal-as-insulation”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **26** (2016) 4700405
- [9] D. Hu, M. D. Ainslie, J. P. Rush, J. H. Durrell, J. Zou, “DC characterization of a circular, epoxy-impregnated High Temperature Superconducting (HTS) coil”, (2015) arXiv:1512.07900v1 [cond-mat.supr-con]
- [10] (2019) [Online] Disponible: <http://www.ellsworth.com/products/by-manufacturer/henkel-loctite/encapsulants/epoxy/henkel-loctite-stycast-1266-epoxy-part-a-clear-1-gal-pail/>
- [11] (2019) [Online] Disponible: <http://www.ellsworth.com/products/by-market/power/thermally-conductive-materials/encapsulants/henkel-loctite-stycast-2850ft-thermally-conductive-encapsulant-black-1-gal-pail/>
- [12] J. Pelegrín *et al.*, “Experimental and numerical analysis of quench propagation on MgB₂ tapes and pancake coils”, *Supercond. Sci. Technol.* **26** (2013) 045002
- [13] A.B. Nuñez-Chico *et al.*, “Effects of thermal cycling and thermal stability on 2G HTS pancake coils”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **25** (2015) 860010

Capítulo 3

Distribución de corriente crítica en bobinas 2G-HTS tipo *pancake*

Los valores de corriente crítica de un dispositivo o bobina superconductora son uno de los parámetros de diseño más relevantes en su fabricación. La corriente crítica depende del campo magnético por lo que cuando una bobina superconductora está en operación, su valor de corriente crítica será siempre menor que el de la cinta con la que ha sido fabricada debido al autocampo en el interior del bobinado. Además este autocampo es diferente en cada punto de la bobina, generándose una distribución del valor de la densidad de corriente crítica local en ella. Por otra parte, la dependencia de los valores de corriente crítica de las cintas 2G-HTS basadas en REBCO es altamente anisótropa, es decir, depende no sólo del valor del módulo del campo magnético, B , sino también de su orientación con respecto al eje c de la cinta, θ . Teniendo en cuenta la geometría de las bobinas tipo *pancake*, el ángulo θ varía de forma considerable en los diferentes puntos de la bobina. En operación, el valor máximo de corriente que puede circular por la bobina debe mantenerse siempre por debajo de un cierto umbral fijado por el valor mínimo de I_c en la bobina con el fin de evitar el calentamiento de una región del bobinado [1]. Otros factores que han de considerarse son la homogeneidad de $I_c(B, \theta)$ a lo largo de la longitud de conductor requerida, la temperatura de operación, el modo de enfriamiento o la generación de pérdidas AC en el dispositivo.

En este capítulo se muestran los resultados obtenidos al determinar experimentalmente el valor de la corriente crítica total y en distintas regiones de las

bobinas fabricadas. Además, se han realizado una serie de simulaciones del comportamiento electromagnético de estos dispositivos. De esta forma, conociendo el autocampo generado en el interior del bobinado, $\mathbf{B}(r,z)$, y la dependencia de la corriente crítica de la cinta superconductora con el campo magnético y su orientación relativa, se ha estimado el valor de corriente crítica en las distintas espiras, en diferentes regiones y en el conjunto de la bobina. Estas predicciones numéricas se han comparado con los resultados experimentales. El objetivo es comprobar que la reducción del valor de corriente crítica en la bobina en comparación con el del conductor aislado es la esperada al considerar la dependencia $I_c(B,\theta)$ de la cinta superconductora y poder obtener una predicción de los valores de corriente crítica en diversas vueltas de la bobina. De esta forma se obtiene una información valiosa para comprobar que se no se han producido daños en las bobinas durante su fabricación o durante los ciclados térmicos a los que va a estar sometido el bobinado durante su vida en servicio.

3.1. Medida experimental de la distribución de la corriente crítica en bobinados 2G-HTS

Tal y como se detalló en el capítulo 2, durante el proceso de fabricación de los bobinados se han añadido contactos para la medida del voltaje en diferentes zonas. Su localización y número depende del estudio que se vaya a realizar en la bobina. Por ejemplo, en las bobinas destinadas al estudio de generación y propagación del *quench* se colocaron un mayor número de contactos que en aquellas que se fabricaron para estudiar la evolución de su corriente crítica (total y por regiones) tras diversos ciclados térmicos. En todas ellas se colocaron dos contactos de voltaje, uno en la vuelta inicial, la interior, y otro en la vuelta final más externa, para medir el voltaje total en bornes de la bobina. Estos permiten determinar la corriente crítica total del bobinado. El resto de contactos de voltaje se distribuyen a lo largo del bobinado, generalmente cada 2 o 3 vueltas para aquellas que tienen entre 10 y 20 vueltas y cada 7 u 8 para las de 30 vueltas.

En la literatura se han propuesto varias formas de determinar la corriente crítica de un superconductor [2], siendo actualmente habitual emplear un criterio de campo eléctrico, normalmente $1 \mu\text{V}/\text{cm}$. En el caso de una bobina superconductora, para la que se precisa una longitud de conductor elevada, el valor de autocampo no es homogéneo en todo el bobinado, por lo que el campo eléctrico generado cuando por la bobina circula una corriente superior al mínimo de corriente crítica local tampoco lo es. Habrá partes del

bobinado en el que empiece a generarse voltaje mientras en otras zonas el voltaje será nulo. Por ello, en el caso de bobinas es más frecuente emplear un criterio más restrictivo, $0.1 \mu\text{V}/\text{cm}$, para definir la corriente crítica en bobinas con elevado número de vueltas [3]-[4]. De esta forma se minimiza la posibilidad de generar daño en las regiones de la bobina con menores valores de corriente crítica local. En ocasiones se emplea un criterio todavía más restrictivo, y se define la corriente crítica de la bobina como la corriente en la que empieza a aparecer voltaje (*onset*), es decir, la corriente crítica de la bobina se define en este caso como el valor mínimo de la I_c local.

En los dos tipos de experimentos (generación y propagación del *quench* o estabilidad durante ciclados térmicos), una vez que la temperatura se ha estabilizado a 77 K se realiza la medida de la corriente crítica, utilizando el criterio estándar de $E_0 = 1 \mu\text{V}/\text{cm}$ para definir tanto la I_c total de la bobina como la de cada una de las regiones seleccionadas.

En la Tabla 3.1 se recogen los valores de corriente crítica de las bobinas analizadas en este capítulo, así como de los conductores con los que se han fabricado.

BOBINA	Kh10W_1	Kh10W_2	Kh10D	K20D
I_c cinta (A)	101	101	101	110
I_c bobina (A)	64	65	68	63
Tipo de cinta	SC4050-i	SC4050-i	SC4050-i	SCS4050-AP
Ref. cinta	M3-515 BS	M3-515 BS	M3-515 BS	M4-272-5
BOBINA	SS20D_2	AAI20D_2	Kh30W	AAI30D
I_c cinta (A)	102	110	101	110
I_c bobina (A)	65	72	48	66
Tipo de cinta	SCS4050-AP	SCS4050-AP	SC4050-i	SCS4050-AP
Ref. cinta	M3-1062-2	M4-272-5	M3-515 BS	M4-272-5

Tabla 3.1. Comparación de los valores de corriente crítica de las bobinas utilizadas en el estudio de la distribución de corriente crítica con los valores medidos en los conductores con los que se han fabricado.

Nótese que se han utilizado dos tipos de cinta, por un lado, con referencia SCS4050-AP y que corresponde a las nuevas cintas “*Advanced Pinning*”, que, como se comentó en el capítulo 2, presentan valores de corriente crítica mayores en el rango de temperaturas entre 4 y 77 K en presencia de campos magnéticos; mientras que las de

referencia SC4050-i son cintas más antiguas. Los códigos M3 y M4 que aparecen en la referencia de las cintas indican el reactor usado en el proceso MOCVD en su fase de producción. Además, hay que tener presente que todos los segmentos de una cinta superconductora que provienen de las mismas máquinas de MOCVD no tienen por qué tener el mismo valor de corriente crítica ya que suelen existir variaciones a lo largo de la longitud de la cinta [5]-[6].

La Figura 3.1 muestra las curvas $V(I)$ y $E(I)$ obtenidas experimentalmente a 77 K en distintas regiones de la bobina SS20D_2, que se ha fabricado utilizando una cinta de 102 A de corriente crítica. Se observa que el valor de corriente crítica total medido en toda la bobina con el criterio de $1 \mu\text{V}/\text{cm}$ (i.e. $440 \mu\text{V}$) es 65 A (líneas rojas en la figura). El valor más alto de I_c se obtiene en la región inmediatamente superior a la vuelta central (curva rosa en la figura), es decir, entre las vueltas 10 y 13, donde se alcanza un valor de 73 A, y el valor más bajo en la región que comprende las tres vueltas interiores (curva negra en la figura) con 63 A.

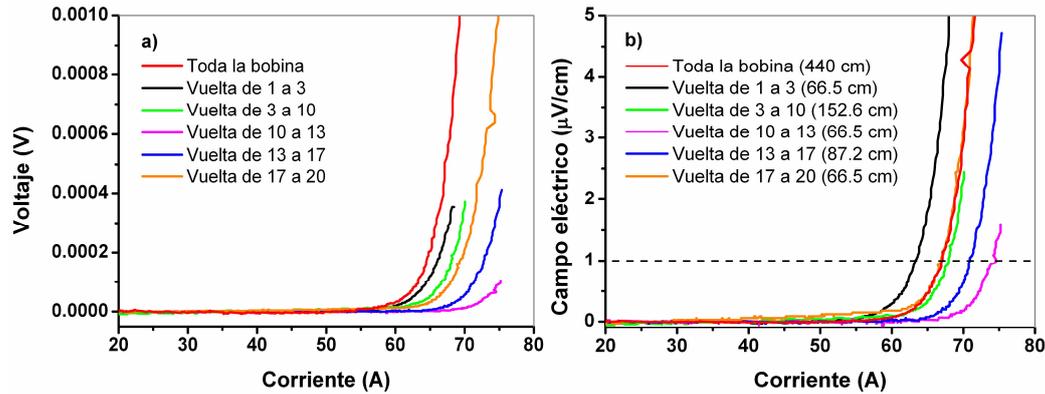


Figura 3.1. Evolución del voltaje y del campo eléctrico (total y en diferentes regiones), en función de la corriente aplicada, obtenida experimentalmente en la bobina SS20D_2 a 77K.

Además, a partir de estas medidas se ha obtenido el valor del exponente n de la relación $E = E_0(I/I_c)^n$ que caracteriza la transición de estos materiales superconductores, obteniendo valores de 25, 21 y 19, para la bobina Kh10W_1, SS20D_2 y AA130D, respectivamente. En general, el valor de n varía en las distintas regiones de la bobina, por ejemplo en el caso de la SS20D_2, n crece desde 21 en la zona comprendida entre las

vueltas 1 y 3, hasta 26 en la zona de 3 a 10, habiendo obtenido un valor de 23 para el resto de zonas. En cambio, los valores del exponente n para la bobina AAI30D se encuentran comprendidos entre 15 y 20, siendo la zona entre las espiras 15 y 23 la que presenta un exponente más bajo ($n = 15$) y la zona entre las vueltas 23 a la 30 el más alto, $n = 20$. En la bobina Kh10W_1 el valor del exponente se mantiene constante en todas sus vueltas.

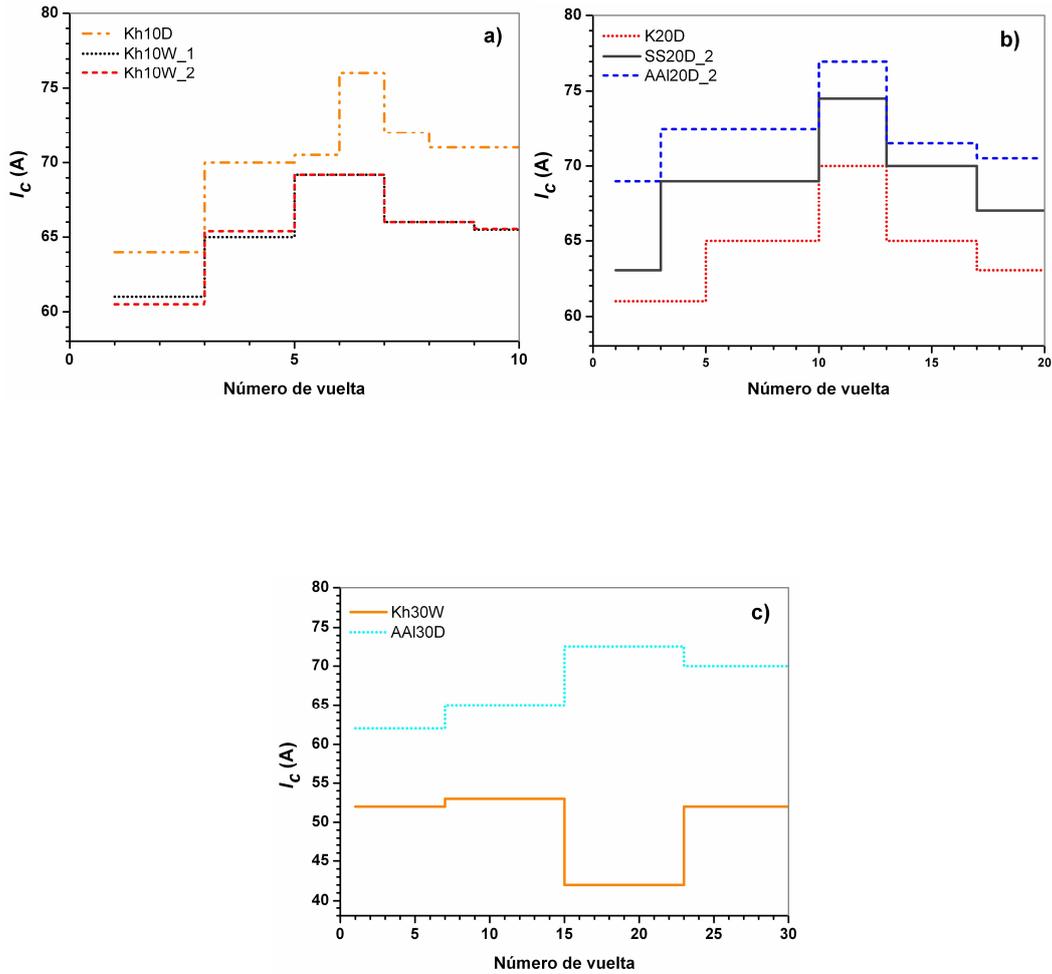


Figura 3.2. Distribución de la corriente crítica, I_c , medida en diferentes regiones de bobinas de a) 10 vueltas; b) 20 vueltas y c) 30 vueltas, inmersas en nitrógeno líquido a 77K.

La distribución de corriente crítica por regiones se observa con más claridad en la Figura 3.2 donde se ha representado el valor medido en las distintas zonas de bobinas de 10, 20 y 30 vueltas cuando están inmersas en nitrógeno líquido, a 77 K. Como puede observarse, excepto para la bobina Kh30W, el comportamiento de todas las bobinas es muy similar. El valor más bajo de I_c aparece en la región interior, ascendiendo hasta alcanzar su máximo en una zona comprendida entre la espira $N/2$ y la $2/3N$ (siendo N el número de vueltas de la bobina), y volviendo a descender en las espiras más exteriores. En la bobina Kh10D, por ejemplo, cuyo valor total de I_c es de 68 A, se puede observar como este valor desciende hasta los 64 A si se mide en la zona interior (región entre las vueltas 1 y 3), se incrementa hasta los 70 A y 76 A al caracterizar el comportamiento de las zonas centrales (entre las espiras 3 y 6 y la 6 y 7, respectivamente) y vuelve a reducirse a 72 A y 71 A en las regiones de las espiras más exteriores (entre la 7 y la 8 y entre la 8 a la 10, respectivamente). Esta tendencia se ha observado en el resto de bobinas. Tal y como se ha comentado, la bobina Kh30W presenta un comportamiento diferente, ya que se observa una disminución significativa de los valores de corriente crítica entre las vueltas 15 y 23. La razón que explica el comportamiento anómalo de esta bobina se analizará con más detalle en el capítulo 4.

3.2. Estimación numérica de la distribución de corriente crítica en bobinados 2G-HTS

Con el fin de obtener una estimación numérica de los valores de I_c en las distintas regiones de una bobina superconductora como las que se han fabricado en este trabajo, se ha estimado la distribución del campo magnético generado por la propia bobina en distintas regiones de la misma utilizando simulaciones realizadas con el software FEMM 4.2 (“Finite Element Method Magnetics”) [7] donde se reproducen las dimensiones reales de las bobinas, para las configuraciones de 10, 20 y 30 vueltas. En la Figura 3.3 se muestran los valores del campo magnético y las líneas de flujo en el interior de la sección de cuatro bobinas (Kh10W_2, K20D, SS20D_2 y AA130D) y a su alrededor, cuando por ellas circula una determinada corriente, $I = 65$ A. En estas figuras, el rectángulo marca la posición de una sección transversal de la bobina: su altura es 4 mm en todas ellas (es decir, la anchura del conductor empleado), y su anchura es $(\varnothing_{ext} - \varnothing_{int})/2$, que depende de la configuración de cada bobina (3.5 mm, 3.0 mm, 3.5 mm y 9.5 mm, respectivamente).

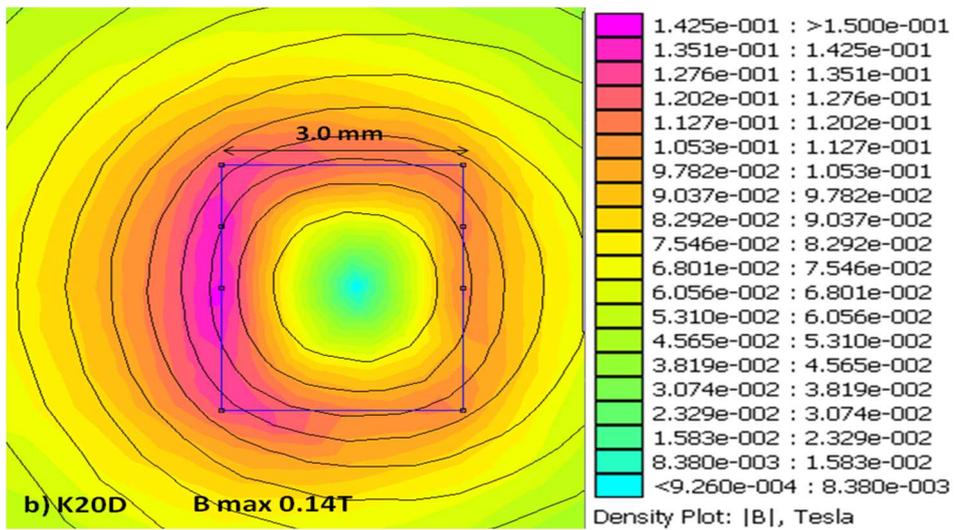
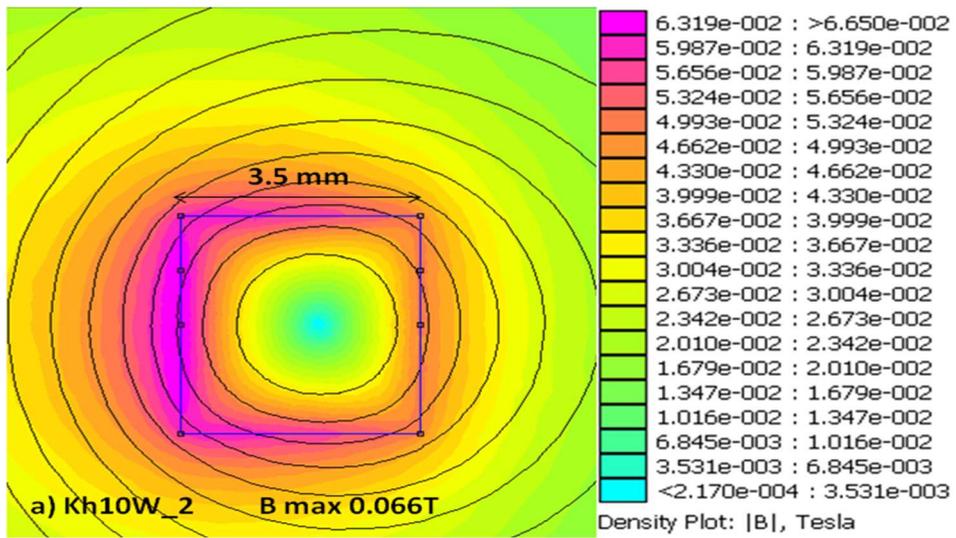
El lado izquierdo del rectángulo corresponde a la posición de la espira interior, y el lado derecho a la posición de la espira exterior.

Las simulaciones se han realizado teniendo en cuenta la simetría axial de las bobinas, por lo que en la Figura 3.3 solo se ha representado la mitad de cada una de las bobinas.

Teniendo en cuenta la sección de la cinta y la corriente aplicada en cada una de las bobinas, se obtiene una densidad de corriente, J (MA/m²), con la que el programa calcula el campo magnético generado en cada punto de la bobina. Considerar que J es uniforme en toda la sección de una espira [8] es una aproximación, ya que como se observa en la Figura 3.4, el campo magnético (tanto el módulo como la dirección) en una determinada vuelta varía de forma importante a lo largo del eje z , es decir a lo ancho de la cinta superconductora, y teniendo en cuenta la dependencia de la corriente crítica con el valor del campo magnético y su orientación esto supone que el valor de densidad de corriente crítica local será superior en el centro de la espira. Por ello, esta zona de la cinta con mayor densidad de corriente crítica local podrá transportar más corriente que aquella que tenga menos, y este hecho modificará a su vez el campo magnético generado en la bobina.

BOBINA	Kh10W 2	K20D	SS20D 2	AAI30D
$B(0,0)$ (mT)	11	21	24	33
$B_{\max} = B(\pm r_{\text{int}}, 0)$ (mT)	66	140	140	137
$B_{\min} = B(\pm r, 0)$ (mT)	2.6	1.2	1.2	0.54

Tabla 3.2. Valores del campo magnético generado en el centro de la bobina (0,0), en el punto ($\pm r_{\text{int}}, 0$) donde se genera el valor máximo y en el punto $B(\pm r, 0)$ donde se encuentra el mínimo, en las mismas bobinas que en la Figura 3.3, para un valor de corriente aplicada, $I = 65$ A.



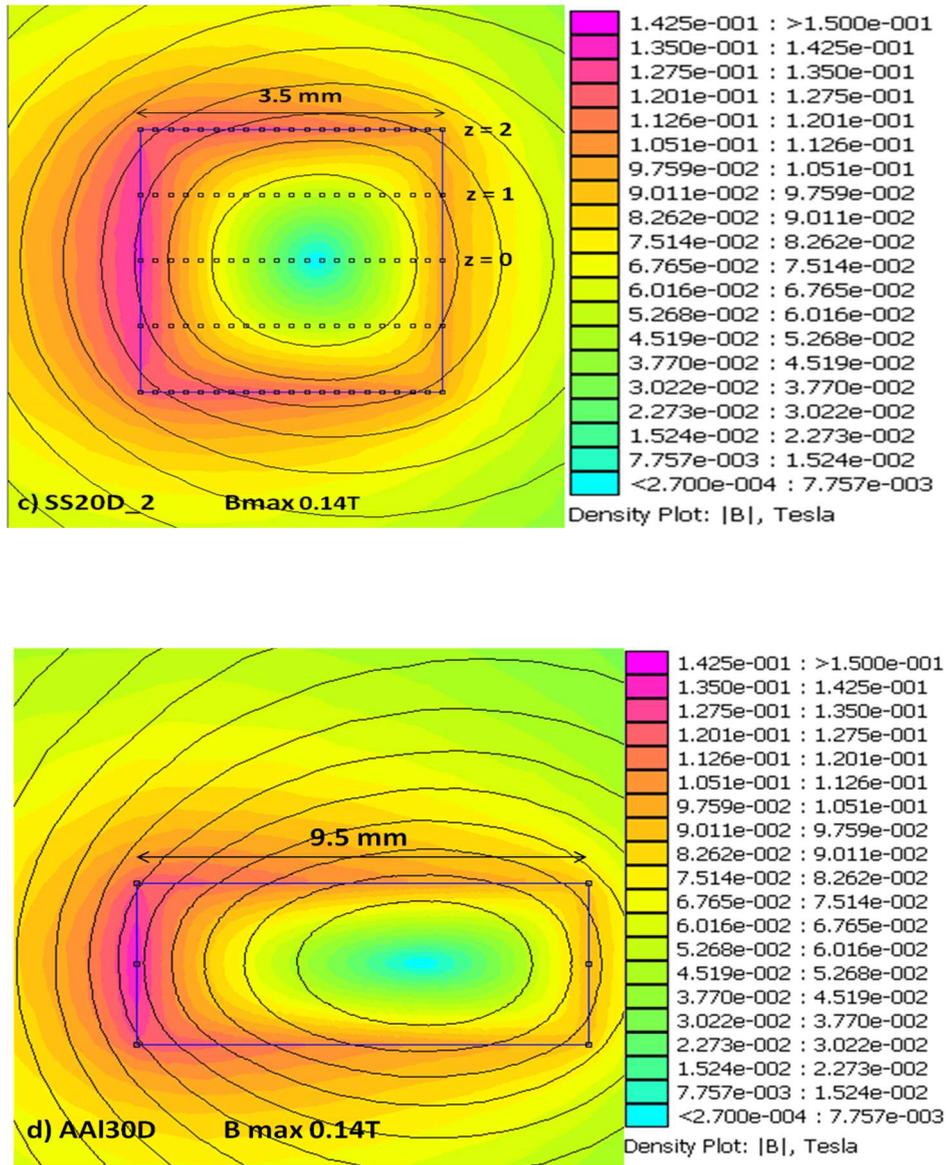


Figura 3.3. Distribución de campo magnético y líneas de flujo para las bobinas Kh10W_2, K20D, SS20D_2 y AAI30D cuando por la bobina circula una corriente $I = 65$ A. El radio interior de la bobina corresponde al lado izquierdo del rectángulo que marca la posición de la bobina, $r_{int} = 32.5$ mm para Kh10W_2, 33.5 mm en el caso de K20D y AAL30D y 33.0 mm para SS20D_2. En c) se indican las posiciones de las 20 vueltas de la bobina en los planos $z = 2$, $z = 1$ y $z = 0$.

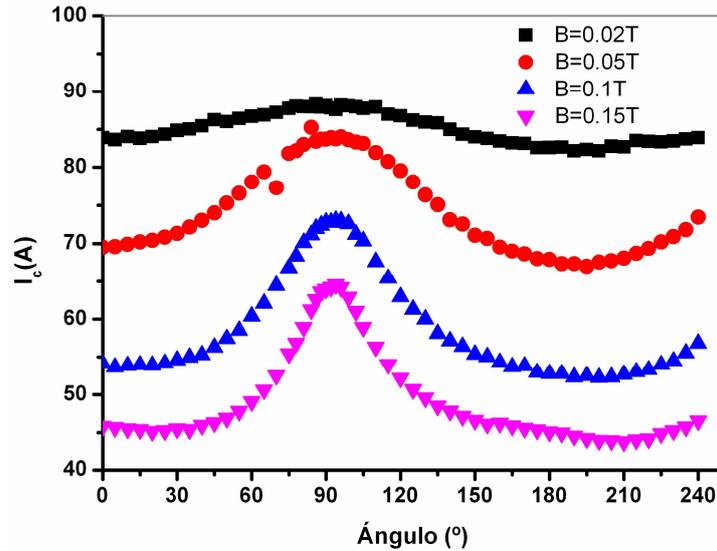


Figura 3.4. Distribución de la corriente crítica en función del ángulo para distintos campos a 77 K en una cinta de SuperPower Inc. (SCS4050-AP, M4-134-3). $\theta = 0^\circ$ (B orientado paralelo al eje c) y $\theta = 90^\circ$ (B paralelo al plano de la cinta). Datos obtenidos de [9].

Como se muestra en la Figura 3.3, y se resume en la Tabla 3.2, el campo magnético en el interior del bobinado alcanza un máximo en el centro de la espira interior de cada bobina, $B_{\max} = B(\pm r_{\text{int}}, 0)$, mientras que su valor mínimo se encuentra en su zona central (plano $z = 0$), en torno a la vuelta 6, 12 y 19, para las bobinas de 10, 20 y 30 vueltas, respectivamente. Se ha comprobado como para las mismas dimensiones si el número de vueltas aumenta también lo hace su B_{\max} , es decir, si SS20D_2 tuviese 30 vueltas el campo sería de 36 mT en el centro y de 210 mT en el punto $(\pm r_{\text{int}}, 0)$. Del mismo modo si AA130D en vez de 30 espiras tuviese 20, el campo disminuye a la mitad en el centro y aproximadamente un 67 % el B_{\max} , por lo que el valor del campo en centro de la bobina es aproximadamente proporcional al número de vueltas, pero no así B_{\max} , que también depende de la geometría de la bobina (separación entre espiras).

Para estimar la distribución de corriente crítica en el interior de la bobina es necesario además conocer la dependencia de la corriente crítica en función de la orientación del campo magnético con respecto al eje c de la cinta, θ , para distintos valores de campo magnético aplicado. En la Figura 3.4 se presentan estas dependencias para una cinta tipo AP comercializadas por SuperPower Inc. (SCS4050-AP, M4-134-3) [9]. Se

observa que I_c alcanza un máximo en $\theta = 90^\circ$, es decir, cuando el campo magnético se orienta paralelo al plano de la cinta. Esta dependencia es más acusada al aumentar la amplitud del campo magnético. El valor de θ para el que la cinta superconductora presenta un valor de I_c mínimo depende de la amplitud del campo magnético, así como de la temperatura a la que se realiza el ensayo [1].

En la Figura 3.5 a) se muestran los valores del módulo del campo magnético, B , obtenidos en la simulación de la bobina SS20D_2 para una corriente aplicada de 65 A (Figura 3.3 c)) para las posiciones radiales correspondientes a las vueltas 1, 3, 8, 13, 18 y 20 y a distintos valores de $z = 0, 0.5, 1, 1.5$ y 2 mm, donde $z = 2$ mm es el borde de la espira y $z = 0$ la línea central. Como puede observarse en la Figura 3.5 a), para todas las vueltas, el valor de campo magnético más elevado se encuentra en los bordes de la bobina ($z = \pm 2$ mm) mientras que el campo es mínimo en el centro (plano $z = 0$). El menor gradiente de campo a lo largo del eje z de una espira se encuentra en las vueltas interiores y en las más externas.

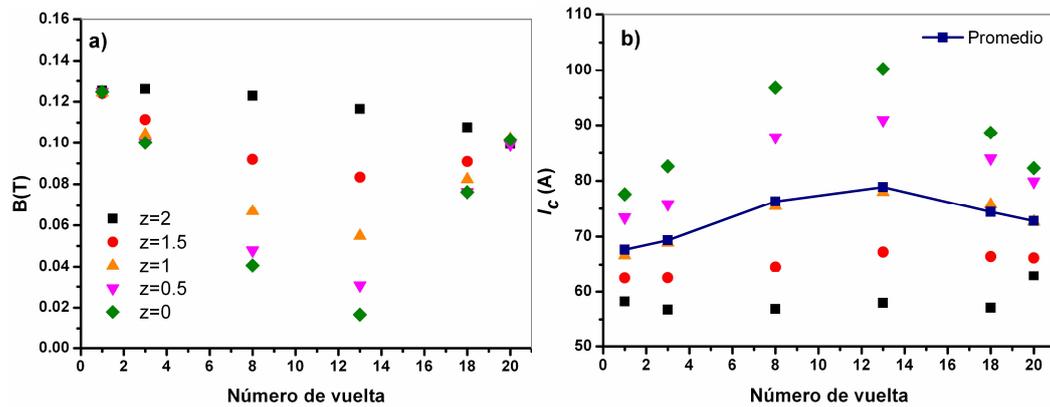


Figura 3.5. Valores calculados en la bobina SS20D_2 en los planos $z = 2$ mm, $z = 1.5$ mm, $z = 1$ mm, $z = 0.5$ mm y $z = 0$, cuando la corriente aplicada es $I = 65$ A. La espira interior es la 1 y la exterior la 20. a) Campo magnético, B (T). b) Valores de corriente crítica local I_c (A) en distintos puntos de la bobina, y su promedio, para diferentes espiras. Nótese que se ha utilizado la misma leyenda en ambas gráficas.

Con estos valores de campo magnético y su orientación con respecto al eje c de la cinta conductora, que es perpendicular al eje axial de la bobina, y con los datos de $I_c(B, \theta)$ obtenidos por Wimbush y Strickland a 77 K, anteriormente citados [9], se puede obtener

una estimación del valor de corriente crítica en cada punto de la espira. Esta es una primera aproximación ya que como se ha indicado, la cinta en particular que se ha utilizado para fabricar la bobina no presentará exactamente la misma dependencia que la medida en la referencia indicada aunque se hayan fabricado en el mismo reactor. En la Figura 3.5 b) se han representado los valores de I_c que tendría cada vuelta para los valores de B y θ en los planos $z = 0$ mm, 0.5 mm, 1 mm, 1.5 mm y 2 mm de dicha vuelta. Dado que el campo eléctrico a lo largo del eje z en una misma espira es equipotencial en condiciones de equilibrio, se puede calcular un valor equivalente de corriente crítica en cada vuelta como el promedio de estos valores (línea y símbolos azules en la Figura 3.5 b). Este es un valor aproximado, que correspondería al valor de la corriente crítica de dicha espira para el caso de modelo de estado crítico, ya que no se tiene en cuenta el valor de n , ni su variación a lo largo del eje z en una determinada espira.

Tal y como es de esperar, se observa que las zonas de la bobina con mayor valor de corriente crítica local se corresponden con las zonas en donde el campo magnético es inferior, estando en concordancia con los resultados obtenidos por otros autores [10]. El mayor valor de corriente crítica local corresponde al plano $z = 0$ en la vuelta 13. Hay que resaltar que el valor promedio obtenido en cada espira es prácticamente igual al valor obtenido en el plano $z = 1$ en cada espira. Por ello, en todos los cálculos que se muestran a continuación, se ha realizado la aproximación de estimar el valor de la corriente crítica de cada espira como el valor de la corriente crítica local obtenida en $z = 1$ en dicha espira.

Teniendo en cuenta este análisis previo, para predecir el comportamiento de una bobina, se ha utilizado un procedimiento de trabajo que conlleva los pasos que se describen a continuación. En primer lugar, para cada valor de corriente I , se calcula la distribución del campo magnético. Una vez determinado el campo magnético (módulo y dirección) en el plano $z = 1$ de cada espira se ha estimado el valor de corriente crítica asociado a esa espira, utilizando los datos de $I_c(B, \theta)$ obtenidos por Wimbush y Strickland a 77 K [9]. Comparando el valor de corriente aplicada con el de la corriente crítica en esa espira se ha estimado el voltaje en cada espira y la suma proporciona el voltaje generado en la bobina en su conjunto. Repitiendo este proceso con valores crecientes de la corriente aplicada es posible obtener una estimación de la curva completa voltaje-intensidad de la bobina en su conjunto, y de las diferentes regiones y espiras.

Los cálculos que se muestran a continuación se han realizado considerando la geometría de la bobina SS20D_2, Figura 3.3 c). En la Tabla 3.3 se muestran los valores del ángulo y del campo magnético por unidad de corriente en cada espira, ya que con las hipótesis del modelo empleado, estos valores son independientes de la corriente aplicada.

Espira	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
θ (°)	70	67	63	59	54	49	43	35	24	18
B/I (mT/A)	1.8	1.7	1.5	1.5	1.3	1.2	1.2	1.0	1.0	0.8
Espira	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20
θ (°)	8	-3	-15	-24	-34	-43	-51	-58	-63	-68
B/I (mT/A)	0.8	0.8	0.8	0.8	1.0	1.0	1.2	1.3	1.5	1.7

Tabla 3.3. Valores del ángulo y del campo magnético en función de la corriente aplicada en la posición $z = 1$ en cada vuelta. Nótese que el campo magnético gira en el sentido en el que se mueven las agujas de un reloj.

Para el cálculo de los valores de E generado en cada espira, se ha empleado la función potencial, $E = E_0(I/I_c)^n$, con $E_0 = 1 \mu\text{V/cm}$ y el valor de I_c y n estimado en cada vuelta. Dado que esta función es característica del comportamiento del superconductor cerca de I_c , no puede extrapolarse a todos los valores de corriente. Por ello en este cálculo se ha supuesto que E tiende a cero para valores inferiores a $0.1 \mu\text{V/cm}$. En el caso de corrientes mucho mayores que I_c , el valor de E viene dado por $E = (R/L)I$; donde $R/L = 0.01 \Omega\text{m}^{-1}$, es la resistencia por unidad de longitud de los componentes metálicos de la cinta superconductora a 77 K.

A continuación, se presentan con más detalle los resultados obtenidos en algunos puntos característicos:

- i) *Corriente aplicada por debajo del valor de corriente crítica en todas las espiras de la bobina.*

Esta situación se produce cuando por la bobina SS20D_2 circula una corriente de, por ejemplo, 59 A. En la Tabla 3.4 se recogen los valores de la corriente crítica, el voltaje y el campo eléctrico generado en cada una de las espiras del bobinado. Se puede comprobar que el valor de corriente crítica local en todas las espiras es considerablemente mayor que la corriente aplicada por lo que no se genera voltaje en ninguna de ellas.

Espira	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
I_c (A)	69.7	71.0	71.0	73.1	74.9	76.4	77.2	77.9	78.6	79.0
V (μ V)	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
E (μ V/cm)	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
Espira	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20
I_c (A)	79.4	79.4	79.9	79.8	79.9	79.4	78.7	77.8	76.1	73.8
V (μ V)	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
E (μ V/cm)	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0

Tabla 3.4. Valores calculados de la corriente crítica, voltaje y campo eléctrico generado en cada espira de la bobina SS20D_2 para una corriente aplicada $I = 59$ A. Nótese que los valores de I_c local en cada espira corresponde al criterio de 1μ V/cm.

ii) *Corriente aplicada cuando comienza a generarse voltaje en alguna espira de la bobina.*

Esta situación se ha observado cuando se simula para una corriente aplicada $I = 63$ A. En este caso, y como se observa en la Tabla 3.5, se empieza a generar voltaje en las tres primeras espiras del bobinado, aunque en ninguna de ellas la corriente aplicada ha alcanzado el valor de la corriente crítica local de la espira, definida con el criterio de 1μ V/cm.

Espira	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
I_c (A)	67.7	69.1	69.3	71.2	72.7	74.4	75.4	76.3	77.1	77.7
V (μ V)	5.31	3.36	3.33	0	0	0	0	0	0	0
E (μ V/cm)	0.25	0.16	0.16	0	0	0	0	0	0	0
Espira	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20
I_c (A)	78.1	78.2	78.6	78.4	78.4	77.7	76.8	75.8	73.9	72.1
V (μ V)	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
E (μ V/cm)	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0

Tabla 3.5. Valores calculados de la corriente crítica, voltaje y campo eléctrico generado en cada espira de la bobina SS20D_2 para una corriente aplicada $I = 63$ A.

En la Figura 3.6 se representan los valores de la corriente crítica y el voltaje generado en cada una de las espiras de la bobina. Sumando los voltajes generados en cada una de ellas se obtiene el voltaje total generado en la bobina, 12μ V, lo que equivale a un campo eléctrico $E = V/L_{total} = 0.03 \mu$ V/cm ($L_{total} = 440$ cm).

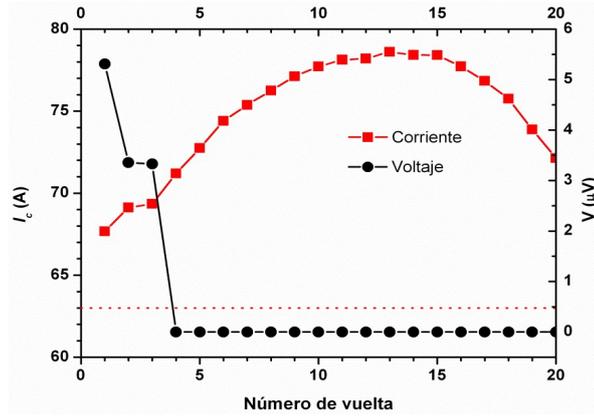


Figura 3.6. Representación de los valores de corriente crítica (cuadrados rojos) de cada espira y voltaje generado en cada una de ellas (círculos de color negro) en el bobinado SS20D_2 cuando se le aplica una corriente $I = 63$ A. Nótese que la línea de puntos roja marca el valor de corriente aplicada en la bobina.

iii) *Corriente aplicada con la que en la bobina en su conjunto se alcanza un campo eléctrico equivalente de aproximadamente $0.1 \mu\text{V}/\text{cm}$*

Cuando se hace circular una corriente de 65 A por el bobinado superconductor (Tabla 3.6), se observa que aparece voltaje en las cinco primeras espiras y en las dos espiras exteriores. Sumando el voltaje generado en cada espira se obtiene un valor de $42.72 \mu\text{V}$, que equivale a un campo eléctrico en toda la bobina de $0.1 \mu\text{V}/\text{cm}$. Puede observarse que el valor de campo eléctrico en la primera espira es aproximadamente 6 veces mayor que el medido en la bobina en su conjunto. En la Figura 3.7 se observa claramente como en esta situación, todas las espiras están por debajo de su corriente crítica local, definida ésta con el criterio de $1 \mu\text{V}/\text{cm}$.

Espira	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
I_c (A)	66.6	68.2	68.5	70.2	71.7	73.4	74.5	75.5	76.4	77.1
V (μV)	13.02	8.21	7.69	4.75	3.16	0	0	0	0	0
E ($\mu\text{V}/\text{cm}$)	0.62	0.39	0.37	0.22	0.15	0	0	0	0	0
Espira	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20
I_c (A)	77.5	77.6	78.0	77.8	77.7	76.9	75.9	75.7	72.8	71.3
V (μV)	0	0	0	0	0	0	0	0	2.38	3.52
E ($\mu\text{V}/\text{cm}$)	0	0	0	0	0	0	0	0	0.10	0.15

Tabla 3.6. Valores calculados de la corriente crítica, voltaje y campo eléctrico generado en cada espira de la bobina SS20D_2 para una corriente aplicada $I = 65$ A.

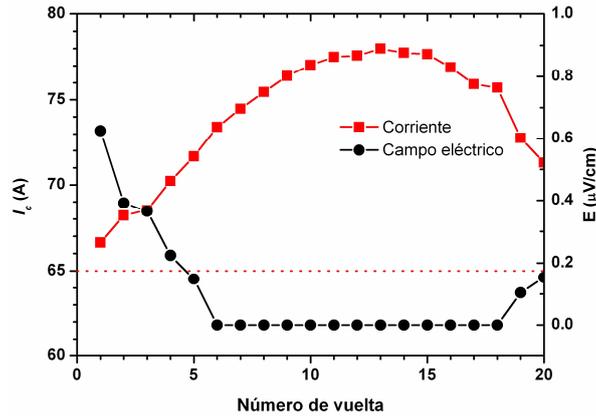


Figura 3.7. Representación de los valores de corriente crítica (cuadrados rojos) y campo eléctrico (círculos de color negro) en cada espira del bobinado SS20D_2 cuando se le aplica una corriente $I = 65$ A. Nótese que la línea de puntos roja marca el valor de corriente aplicada en la bobina.

iv) *Corriente aplicada con la que en la bobina en su conjunto se alcanza un campo eléctrico promedio de aproximadamente $1 \mu\text{V}/\text{cm}$*

Espira	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
I_c (A)	64.1	65.9	66.5	66.8	69.0	70.2	72.2	73.5	74.6	75.4
V (μV)	105.7	66.4	55.9	52.4	28.2	19.9	11.6	8.6	5.9	4.7
E ($\mu\text{V}/\text{cm}$)	5.07	3.17	2.66	2.47	1.32	0.93	0.54	0.40	0.27	0.21
Espira	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20
I_c (A)	76.0	76.1	76.4	76.1	75.8	74.8	73.6	72.2	69.9	69.2
V (μV)	4.0	4.03	3.4	4.03	4.3	5.8	8.2	12.3	23.2	28.6
E ($\mu\text{V}/\text{cm}$)	0.18	0.18	0.15	0.18	0.19	0.26	0.36	0.54	1.02	1.25

Tabla 3.7. Valores calculados de la corriente crítica, voltaje y campo eléctrico generado en cada espira de la bobina SS20D_2 para una corriente aplicada de $I = 70$ A.

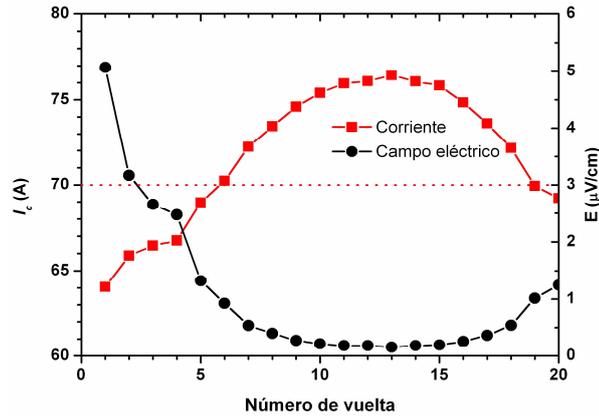


Figura 3.8. Representación de los valores de corriente crítica (cuadrados rojos) y campo eléctrico (círculos de color negro) generados en cada espira del bobinado SS20D_2 cuando se le aplica una corriente de $I = 70$ A. Nótese que la línea de puntos roja marca el valor de corriente aplicada en la bobina.

Cuando el valor de corriente alcanza un valor $I = 70$ A, se observa que en todas las espiras se genera voltaje (Tabla 3.7 y Figura 3.8) pero tan solo en las 5 primeras vueltas y las 2 últimas se supera el valor de corriente crítica local, es decir, se genera un campo eléctrico superior a $1 \mu\text{V/cm}$. El voltaje total en la bobina alcanza los $457.19 \mu\text{V}$, lo que supone un campo eléctrico de $1.05 \mu\text{V/cm}$.

v) *Situación en la que se ha superado el valor de corriente crítica en todas las espiras*

Espira	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
I_c (A)	61.5	63.6	64.4	65.4	66.3	68.4	70.0	71.4	72.8	73.8
V (μV)	723.4	469.1	363.4	282.2	215.0	155.2	83.6	54.7	39.7	30.8
E ($\mu\text{V/cm}$)	34.71	22.38	17.25	13.33	10.10	7.25	3.89	2.53	1.83	1.41
Espira	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20
I_c (A)	74.4	74.6	74.9	74.4	74.0	72.8	71.3	69.6	67.1	67.1
V (μV)	25.9	24.7	22.9	26.1	29.4	41.1	61.8	101.5	189.2	200.1
E ($\mu\text{V/cm}$)	1.18	1.12	1.03	1.17	1.31	1.83	2.74	4.47	8.29	8.73

Tabla 3.8. Valores calculados de la corriente crítica, voltaje y campo eléctrico generado en cada espira de la bobina SS20D_2 para una corriente aplicada $I = 75$ A.

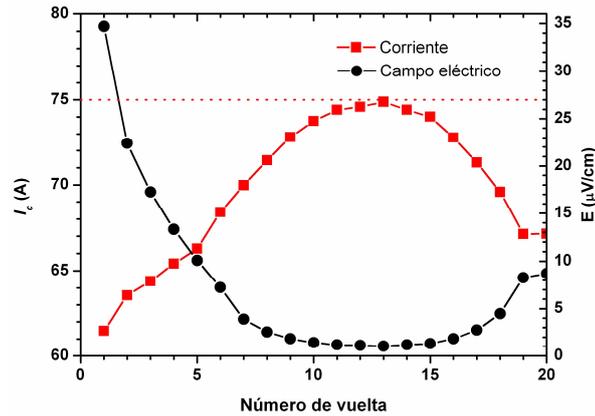


Figura 3.9. Representación de los valores de corriente crítica (cuadrados rojos) y campo eléctrico (círculos de color negro) generados en cada espira del bobinado SS20D_2 cuando se le aplica una corriente de $I = 75$ A. La línea de puntos roja marca el valor de corriente aplicada en la bobina.

En la simulación de la bobina SS20D_2, cuando el valor de la corriente aplicada es de 75 A, se observa que el valor de corriente crítica local en cada una de las espiras es inferior al de la corriente aplicada (Tabla 3.8 y Figura 3.9). El voltaje total en la bobina alcanza los 3139.5 μV , lo que supone un campo eléctrico total en el bobinado de 7.2 $\mu\text{V/cm}$. En esta situación los valores de voltaje siguen siendo superiores en las espiras internas, alcanzando su máximo en la primera espira con un valor de campo eléctrico 5 veces superior al promedio de la bobina. Esta relación se ha mantenido prácticamente constante en todas las corrientes simuladas. Por el contrario, el mínimo se ha obtenido en la espira número 13, donde el valor del campo eléctrico es 7 veces inferior al total del bobinado.

Con el fin de poder comparar los resultados obtenidos en la simulación con los valores experimentales, se ha estimado el valor de la corriente crítica total de la bobina usando diferentes criterios de voltaje: 1 $\mu\text{V/cm}$ y 0.1 $\mu\text{V/cm}$, por ser este último más restrictivo y minimizar así el posible daño que se puede generar en regiones donde el valor de la corriente crítica es menor. En la Figura 3.10 se muestran los valores de I_c obtenidos mediante los dos criterios, 70 A y 65 A, respectivamente.

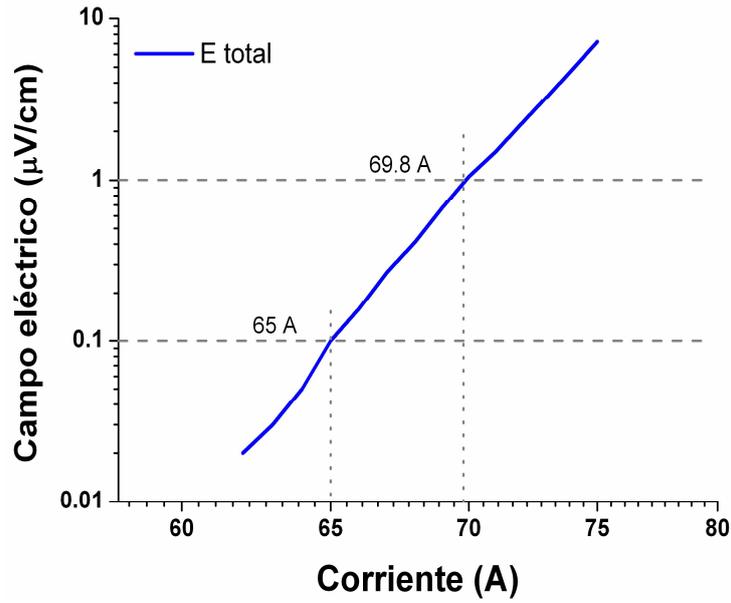


Figura 3.10. Dependencia del campo eléctrico total en función de la corriente aplicada para la bobina SS20D_2 obtenida a partir de la simulación numérica.

Con estos cálculos es posible también predecir los resultados experimentales obtenidos al medir la corriente crítica en diversas secciones de la bobina. Para ello, para cada valor de corriente aplicada se suman los voltajes generados en cada una de las espiras de cada región. De esta forma se han podido obtener las curvas V-I y E-I en cada una de las regiones, y los resultados se muestran en la Figura 3.11. Los valores de corriente crítica obtenidos con el criterio de $1 \mu\text{V/cm}$ para las zonas 1-3, 3-10, 10-13, 13-17 y 17-20 son 67, 71, 75, 74 y 70 A, respectivamente. Se observa un buen acuerdo entre las predicciones teóricas y el comportamiento experimental (ver Figura 3.2), obteniendo en ambos casos los valores más altos de corriente crítica en la región comprendida por las vueltas entre 10 y 13, y el valor mínimo en la zona interior de la bobina (entre las vueltas 1 y 3). Cabe resaltar que la curva E(I) correspondiente a toda la bobina es muy similar a la de las regiones 3-10 y 17-20, tanto en los datos obtenidos experimentalmente (Figura 3.1 b)) como en la simulación numérica (Figura 3.11 b)).

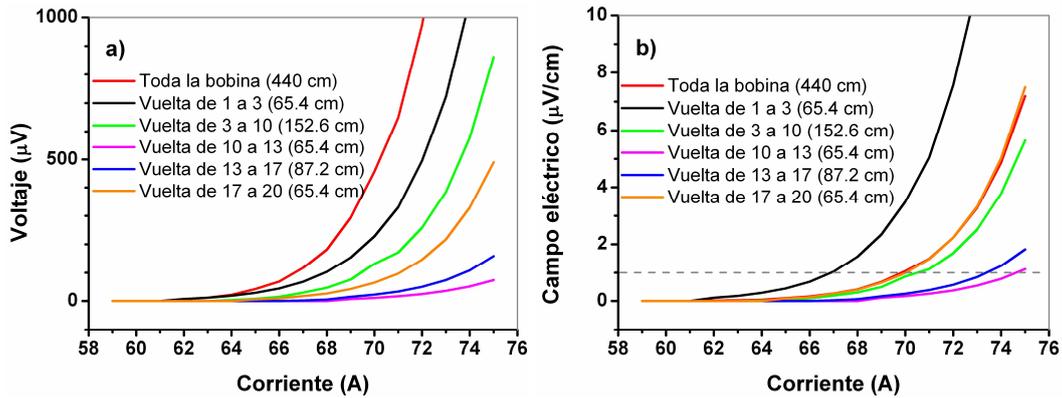


Figura 3.11. a) Voltaje total y en diferentes regiones obtenido numéricamente en función de la corriente aplicada para la bobina SS20D_2. b) Dependencia del campo eléctrico obtenido numéricamente en diferentes regiones en función de la corriente aplicada para la misma bobina. Entre paréntesis se indica la longitud de conductor en cada una de las regiones.

En la Figura 3.12 se muestra la comparación entre los resultados experimentales obtenidos en la bobina SS20D_2 y las predicciones teóricas. Se puede comprobar que los resultados obtenidos son muy similares en los dos casos, existiendo una diferencia de aproximadamente un 10 % entre el valor estimado y el experimental. Estas diferencias son razonables teniendo en cuenta las aproximaciones que se han realizado para las simulaciones numéricas, las cuales se han mencionado al describir el proceso de cálculo, pero que conviene recordar. Entre ellas, en primer lugar para caracterizar el comportamiento de la cinta se han utilizado las medidas de Wimbush y Strickland [9], que corresponden a otra cinta. Sin embargo, se ha observado que existen diferencias de este orden de magnitud entre los valores de corriente crítica de cintas de partidas similares. En segundo lugar, porque se ha supuesto que el valor de I_c/w es homogéneo a lo ancho de la cinta (w). En tercer lugar, se ha considerado que la densidad de corriente es uniforme a lo ancho de una espira, cuando esto no será exactamente así en la práctica, ya que por una parte pueden existir pequeños defectos a lo largo del conductor que pueden reducir ligeramente los valores de corriente crítica en algunos puntos, y además porque como se ha mostrado el autocampo presenta el valor mínimo en la zona central de la bobina (en torno al plano $z=0$), lo que tiene como consecuencia que la corriente crítica local en esta zona es mayor (Figura 3.5 b)). Por tanto, la densidad de corriente en esta zona central será mayor en todas las espiras.

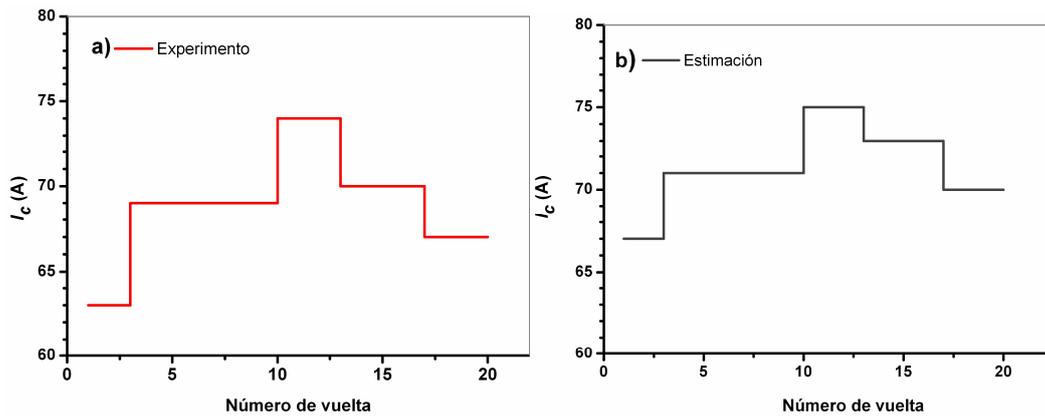


Figura 3.12. Comparación de los valores de corriente crítica en distintas zonas de la bobina SS20D_2 obtenidos con el criterio de $1 \mu\text{V}/\text{cm}$ a) experimentalmente, b) a partir de la estimación numérica.

3.3. Conclusiones

En este trabajo se ha estudiado la distribución de corriente crítica total y en diferentes regiones para bobinados de 10, 20 y 30 vueltas utilizando el criterio estándar de $E_0 = 1 \mu\text{V}/\text{cm}$ para definir la corriente crítica total y por zonas. Todas ellas se han medido a 77 K, sumergiendo la bobina en un baño de nitrógeno líquido. En todas las bobinas estudiadas se ha encontrado que el voltaje generado en toda la bobina está determinado principalmente por el voltaje que se genera en las espiras interiores. Estas son las primeras que transitan al estado normal puesto que en esa región el campo magnético generado por la propia bobina presenta su valor máximo. El valor máximo de corriente crítica se obtiene en todas las bobinas en una zona comprendida entre las vueltas $N/2$ y $2N/3$ (siendo N el número de vueltas). La excepción de este comportamiento se ha encontrado en la bobina Kh30W, que se estudiará con más detalle en el siguiente capítulo.

Se ha propuesto un modelo sencillo, mediante el cálculo del campo magnético generado por la corriente que circula por el propio bobinado, para estimar el voltaje generado en cada espira y de esa manera ha sido posible estimar el valor de I_c total de la bobina y en distintas regiones de la misma. Se ha comprobado que para bobinas construidas con cintas de 4 mm de anchura, el valor promedio de la corriente crítica local

en cada espira es semejante a los valores resultantes de la estimación en el plano $z = 1$ mm (siendo $z = 0$ la zona central y $z = \pm 2$ mm los extremos). La estimación llevada a cabo en la bobina de 20 vueltas y co-bobinada con acero inoxidable, SS20D_2, está en concordancia con los resultados experimentales, con diferencias inferiores al 10% entre los valores medidos y los simulados. Esta pequeña discrepancia puede deberse a las diversas simplificaciones realizadas para realizar la simulación numérica. Entre ellas, suponer que el material superconductor es uniforme, un hecho que no tiene en cuenta las inhomogeneidades en los valores de I_c tanto en la anchura de la cinta como a lo largo de su longitud, además de las diferencias que se observan al medir cintas diferentes, aunque nominalmente idénticas.

Se ha analizado el efecto de utilizar distintos criterios para la determinación del valor de corriente crítica: $E_0 = 1 \mu\text{V}/\text{cm}$, $E_0 = 0.1 \mu\text{V}/\text{cm}$ y onset de voltaje, determinando los niveles de voltaje generados en las distintas zonas de la bobina, que tienen lugar principalmente en la región de las espiras interiores de la bobina. Un resultado importante es que en el caso particular de la bobina analizada el mayor campo eléctrico generado en la bobina (en la espira interior) es aproximadamente 5-6 veces superior que el medido considerando toda la bobina, un hecho que es importante a la hora de establecer su corriente máxima de operación y de diseñar sistemas de protección de la bobina.

3.4. Referencias

- [1] N. M. Strickland and S. C. Wimbush, “The magnetic field dependence of critical current: what we really need to know”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **27** (2017) 8000505
- [2] A. F. Clark and J. W. Ekin, “Defining critical current”, *IEEE Trans. Mag.* **13** (1977) 38-40
- [3] W. Yuan *et al.*, “Theoretical and experimental studies on J_c and AC losses of 2G HTS coils”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **21** (2011) 2441-2444
- [4] J. Souc, E. Pardo, M. Vojenciak and F. Gomory, “Theoretical and experimental study of AC loss in high temperature superconductor single pancake coils”, *Supercond. Sci. Technol.* **22** (2009) 015006
- [5] (2019) [Online]. Disponible: http://www.superpower-inc.com/system/files/2015_SPI_New_Innovations.pdf
- [6] L. Rossi *et al.*, “Sample and length-dependent variability of 77 and 4.2 K properties in nominally identical RE123 coated conductors”, *Supercond. Sci. Technol.* **29** (2016) 054006
- [7] (2019) [Online]. Disponible: <http://www.femm.info/wiki/HomePage>
- [8] Z. Y. Liu *et al.*, “Comparison of 2D simulation models to estimate the critical current of a coated superconducting coil”, *Supercond. Sci. Technol.* **32** (2019) 014001
- [9] S. Wimbush and N. Strickland, “Critical current characterisation of SuperPower M4 Advanced Pinning 2G HTS superconducting wire”, (2017) <https://doi.org/10.6084/m9.figshare.3759318.v2>
- [10] L. Liyi *et al.*, “Study of method of measuring and determining HTS coil’s critical current with V-I properties between different parts of the coil”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **26** (2016) 9000305

Capítulo 4

Efectos de los ciclados térmicos en bobinas de 2G-HTS tipo *pancake*

En este capítulo se aborda el estudio de los efectos de los procesos de enfriamiento y calentamiento en bobinados de 2G-HTS tipo *pancake* co-bobinados con Kapton en sus propiedades superconductoras. El objetivo es determinar si las tensiones mecánicas generadas durante estos ciclados térmicos, que están originadas por las diferencias en los coeficientes de expansión térmica de los distintos materiales utilizados en su fabricación, producen algún daño en la bobina. Además, se considerará el efecto de realizar un enfriamiento brusco, en el que el sistema no puede ir adaptándose a los cambios producidos, aumentando de forma considerable las tensiones en el conjunto del sistema.

4.1 Introducción

Como se ha indicado en los capítulos anteriores, durante el proceso de fabricación, estas bobinas se suelen impregnar con resinas epoxi para poder dotar al sistema de una rigidez mecánica que sea capaz de soportar las sollicitaciones mecánicas asociadas a las fuerzas de Lorentz generadas durante el funcionamiento de la bobina. Estas fuerzas pueden llegar a provocar la aparición de defectos en el material superconductor con una reducción local de los valores de corriente crítica y la consiguiente generación de inestabilidades térmicas [1]. Además, las diferencias en los coeficientes de expansión térmica de los distintos materiales presentes en la bobina, que se producen durante los procesos de enfriamiento y calentamiento, generan tensiones en la dirección

perpendicular a la cinta que pueden conducir también a la degradación de las prestaciones de la cinta superconductora, reduciendo los valores de corriente crítica del material superconductor. Teniendo en cuenta la estructura de una cinta superconductora (ver Figura 2.1), es de esperar que el punto más débil de la misma sea la unión de las capas estabilizantes metálicas con el superconductor. Por este motivo, lo más probable es que se produzca un daño por delaminación [2], tal y como se muestra en la Figura 4.1. Inicialmente se producen microfisuras en la capa de REBCO, originando puntos de concentración de tensiones y la consiguiente delaminación [3]-[4]. Se han publicado varios estudios en los que se ha observado una degradación de las propiedades superconductoras en algunas bobinas 2G-HTS cuando se someten a cicladados térmicos [5]-[10].

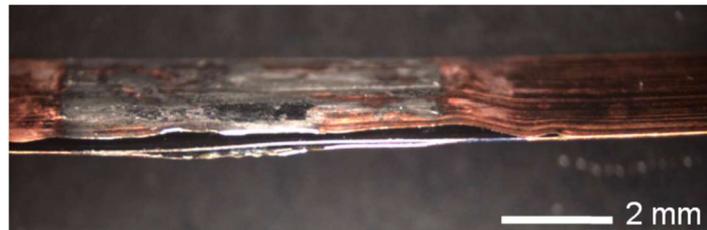


Figura 4.1. Imagen óptica de cinta GdBCO delaminada [4].

4.2 Proceso de realización de cicladados térmicos en bobinas 2G-HTS co-bobinados con Kapton

Para estudiar la posible degradación de los valores de corriente crítica durante los procesos de calentamiento y enfriamiento que experimenta un bobinado 2G-HTS durante su vida útil, se han utilizado 5 de las bobinas fabricadas durante esta tesis, con diferente número de vueltas, modo de aislamiento e impregnación. En la Tabla 4.1 se presenta un resumen de las principales características de estas bobinas. Las bobinas se sometieron a procesos de enfriamiento y calentamiento entre temperatura ambiente y 77 K, sumergiéndolas directamente en un criostato con nitrógeno líquido (N_2L) a presión atmosférica. De esta forma se asegura que la bobina transita al estado superconductor en cada ciclo térmico. Tal y como se muestra en el esquema presentado en la Figura 4.2, las bobinas se anclan a un soporte de PVC y se van introduciendo verticalmente en nitrógeno

líquido. Dependiendo del tipo de ciclado que se desea realizar, lento o rápido, el modo de llenado del criostato con N_2L se realizará de diferente manera. En el caso de los ciclados lentos, las bobinas se colocan dentro del criostato vacío y se va transfiriendo el nitrógeno líquido lentamente. De este modo las bobinas se van enfriando con el vapor de nitrógeno que se forma al entrar en contacto el N_2L con las paredes del criostato. El nivel de N_2L se va aumentando gradualmente hasta que la bobina está completamente sumergida en él. El llenado completo del criostato con este modo de enfriamiento dura aproximadamente dos horas. Por el contrario, si el ciclado térmico que se quiere efectuar es rápido, primero, el criostato se llena completamente con N_2L y posteriormente la bobina se introduce en él rápidamente.

BOBINA	K20W	Kh10W_1	Kh10W_2	Kh10D	Kh30W
Vueltas (N)	20	10	10	10	30
\varnothing_{int} (mm)	65	65	65	65	65
\varnothing_{ext} (mm)	73	72	72	72	87
Modo de impregnación	Vuelta a vuelta	Vuelta a vuelta	Vuelta a vuelta	Vacío	Vuelta a vuelta
Material entre espiras	Kapton	Kapton	Kapton	Kapton	Kapton
Epoxi	Loctite 420	Stycast 1266	Stycast 1266	Stycast 2850 FT	Stycast 1266
I_c cinta (A)	94	101	101	101	101
I_c bobina (A)	58	64	65	68	48

Tabla 4.1. Resumen de las principales características de las bobinas utilizadas en el estudio del ciclado térmico. En las bobinas Kh30W, Kh10W_1, Kh10W_2 y Kh10D se utilizó como aislante Kapton enrollado alrededor de la cinta 2G, en las bobinas K20W una capa de Kapton entre vueltas. \varnothing_{int} y \varnothing_{ext} son, respectivamente, el diámetro interior y exterior del bobinado.

En cada uno de los ciclos de enfriamiento, tanto lento como brusco, se analiza la corriente crítica en la bobina, así como la distribución de los valores de corriente crítica en distintas regiones de esta. De este modo se puede detectar la existencia de zonas en donde estos valores presenten un brusco descenso en comparación con los esperados en el comportamiento normal de la bobina, siendo esta la evidencia de que en esos lugares se han podido generar daños locales irreversibles en el superconductor.

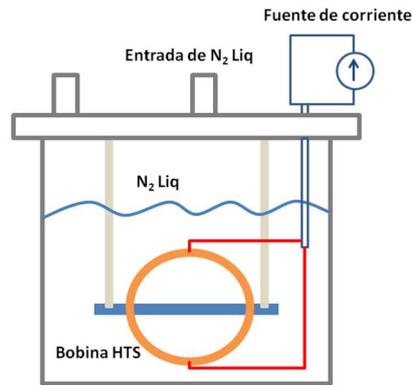


Figura 4.2. Diagrama esquemático del criostato utilizado en los experimentos de ciclados térmicos y las medidas de I_c a 77 K.

Tras cada enfriamiento, las bobinas se calientan hasta que alcanzan temperatura ambiente. Para realizar los procesos de calentamiento, se procede de la misma forma que para los enfriamientos, es decir, el calentamiento se puede realizar lenta o bruscamente. En el primer caso, el N₂L se deja evaporar totalmente en el interior del criostato hasta que la bobina alcanza finalmente temperatura ambiente. Este proceso suele durar aproximadamente 9 horas. En el caso del calentamiento rápido, la bobina se extrae del baño de nitrógeno en el que se encuentra y se coloca en un soporte a temperatura ambiente por lo que el proceso de calentamiento es muy rápido. En este segundo proceso, es necesario secar la bobina con aire caliente para minimizar la formación de hielo sobre su superficie. Después de realizar cada ciclado térmico, la bobina se somete a una inspección visual para comprobar que no existe daño alguno en ella, por ejemplo, que no se hayan generado grietas en la resina de impregnación.

4.3 Influencia de los ciclados térmicos en bobinas con 10 y 20 vueltas

Se ha analizado, el comportamiento de las bobinas de 10 vueltas, Kh10W_1, Kh10W_2 y Kh10D. La diferencia entre ellas radica en el tipo de impregnación y en el tipo de resina utilizadas durante su fabricación. En las dos primeras la resina epoxi

Stycast 1266 se aplicó vuelta a vuelta y, en la tercera la impregnación se realizó a vacío utilizando la resina Stycast 2850 FT.

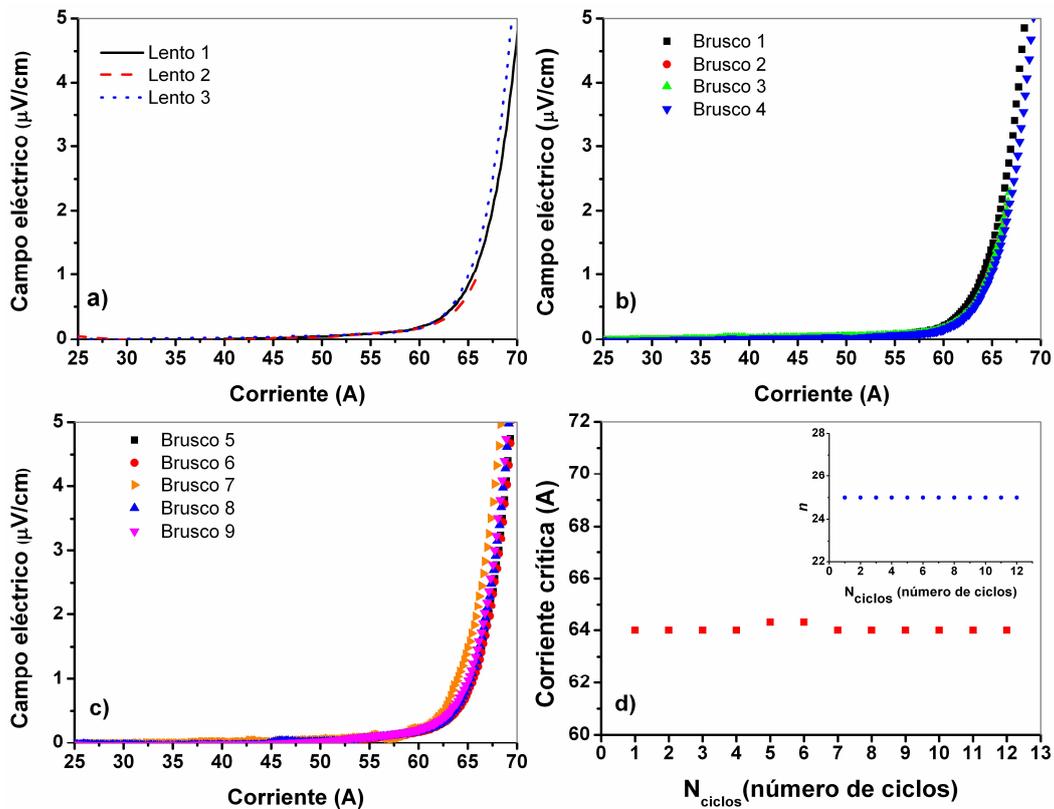


Figura 4.3. Evolución del campo eléctrico total de la bobina Kh10W_1: a) enfriamientos lentos, b) enfriamientos bruscos 1, 2, 3, y 4, c) enfriamientos bruscos 5, 6, 7, 8, y 9 y d) Evolución de la corriente crítica y el exponente n (*inset*) con el número de ciclados térmicos.

Las bobinas Kh10W_1 y Kh10D se sometieron a tres ciclados lentos seguidos de nueve ciclados bruscos. En la Figura 4.3 se muestra cómo han evolucionado las curvas $E-I$ totales durante estos ciclados térmicos en la bobina Kh10W_1. Como puede observarse en estas curvas los valores de I_c totales no experimentan ninguna degradación durante estos procesos de enfriamiento y calentamiento. Este mismo comportamiento también lo mostró la bobina Kh10D. La bobina Kh10W_2 se fabricó para estudiar además los efectos de *quench* por lo que solamente se le realizaron dos enfriamientos lentos en los que no se observó degradación en los valores de corriente crítica.

Por otro lado, la bobina K20W se sometió a un único enfriamiento en N₂L en el que no se observó comportamiento resistivo en ninguna de las zonas medidas. Posteriormente, esta bobina se empleó para el estudio de *quench* por lo que se le realizaron varios enfriamientos en condiciones adiabáticas desde temperatura ambiente hasta 77 K y 70 K, midiendo su corriente crítica total y observando también en este caso que no se produce degradación de sus propiedades superconductoras.

Al igual que en las bobinas Kh10W_2 y K20W, en ninguno de los enfriamientos, tanto rápidos como lentos, se observaron variaciones significativas en el exponente n , cuyos valores están comprendidos entre 23 y 26 después de los ciclos térmicos realizados.

En todas estas bobinas con un número de vueltas menor o igual a 20 no se observó ningún tipo de degradación en sus propiedades debido a los ciclados térmicos, independientemente de que se hayan utilizado técnicas muy diferentes para su fabricación.

4.4 Influencia de los ciclados térmicos en bobinas con 30 vueltas

Como se ha comentado en los capítulos anteriores, la instrumentación empleada nos permite analizar la evolución del comportamiento de la bobina en diferentes regiones de la misma, lo que permite determinar, en el caso de que se degraden sus propiedades, si esta es global o está localizada.

En la Figura 4.4 se ha representado el campo eléctrico en función de la corriente en distintas zonas de la bobina Kh30W, tras diversos ciclados térmicos. En ella se puede ver como la curva $E-I$ es mucho más suave que en los casos anteriores. Si analizamos el comportamiento de las curvas representadas en la Figura 4.4 a), correspondiente a la bobina en su conjunto, no se detecta un cambio muy significativo entre las curvas $E(I)$ correspondientes al primero y segundo ciclado térmico, aunque sí se observa claramente un empeoramiento de sus propiedades durante la realización del tercer ciclado térmico. A continuación, se ha analizado cómo se ha producido esta degradación en diferentes regiones de la bobina. En la Figura 4.4 d), que muestra los valores $E-I$ de medida en la zona entre las vueltas 15 y 23, se aprecia un aumento progresivo del voltaje tras realizar cada ciclado térmico. En el resto de las regiones de la bobina (Figura 4.4 b), c) y e)) no se aprecia ninguna degradación de las propiedades superconductoras. En consecuencia,

podemos concluir que el daño generado no se ha producido en toda la bobina, sino que está localizado en una región de la misma.

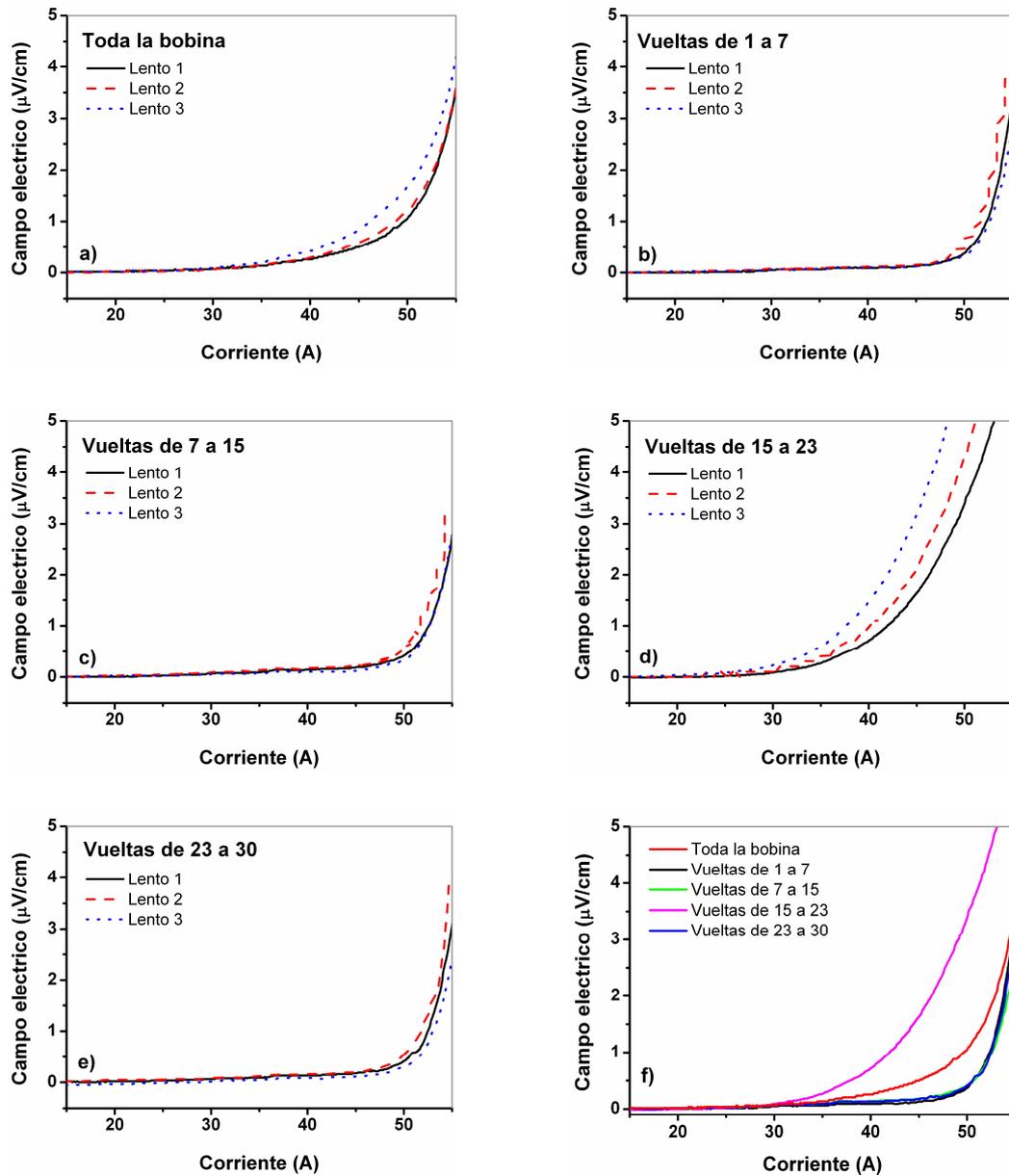


Figura 4.4. Evolución del campo eléctrico frente a la corriente de la bobina Kh30W para enfriamientos lentos 1, 2 y 3: a) en toda la bobina, b) desde la vuelta 1 a 7, c) desde la vuelta 7 a la 15, d) desde las vueltas 15 a la 23, e) desde las vueltas 23 a la 30 y f) Curvas $E(I)$ medidas en toda la bobina y por regiones en el tercer enfriamiento.

La diferencia entre las curvas $E-I$ de esta bobina para el primer ciclado térmico se observa claramente en la Figura 4.4 f). En la mitad interna de la bobina (líneas de color negro y verde) y en las vueltas más externas (de la 23 a la 30, línea azul marino) empieza a generarse un voltaje cuando la corriente alcanza un valor de 47 A, alcanzando 52 A de corriente crítica utilizando el criterio de $1 \mu\text{V}/\text{cm}$. Por otra parte, analizando la curva $E-I$ medida entre las espiras comprendidas entre las vueltas 15 y 23 (curva rosa) se hace evidente que existe una degradación en la bobina en esa región ya que empieza a generarse voltaje cuando la corriente alcanza 30 A y su I_c es de solo 42 A.

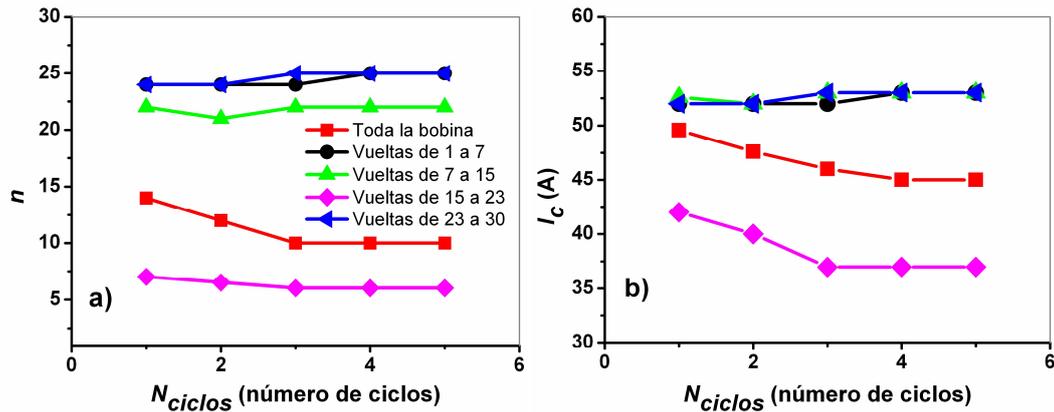


Figura 4.5. a) Evolución del exponente n en función de los ciclados térmicos en estas mismas zonas de la bobina. b) Evolución de los valores de $I_c(77\text{K})$ en función de los ciclados térmicos de la bobina Kh30W para cada zona de la bobina. Se han usado los mismos símbolos en las dos figuras.

La evolución de los valores de los valores del exponente n y de I_c en las distintas zonas de la bobina en función del número de ciclados térmicos se muestra en la Figura 4.5 a) y b). Tal como se ha comentado anteriormente, se observa claramente que la zona dañada se encuentra entre las espiras 15 y 23. Esta región es la que presenta valores del exponente n más bajos, aproximadamente, 7, desde el primer enfriamiento. En el resto de las regiones de la bobina estos valores alcanzan valores en el rango de 22 a 25. Por su parte, en el conjunto de la bobina se obtiene un exponente de 14, que decrece hasta un valor 10 tras el tercer ciclado (Figura 4.5). Además, el valor de I_c en la zona dañada disminuye desde 42 A en el primer ciclado hasta 37 A en el tercer ciclado térmico. Cabe

destacar que en las otras tres regiones analizadas no se observa ningún cambio apreciable con los ciclados térmicos, tanto de los valores de n como de I_c .

Debido a que esta bobina comenzó a degradarse desde el primer ciclado lento, solamente fue sometida a cinco ciclos térmicos lentos y no se realizó ningún enfriamiento rápido.

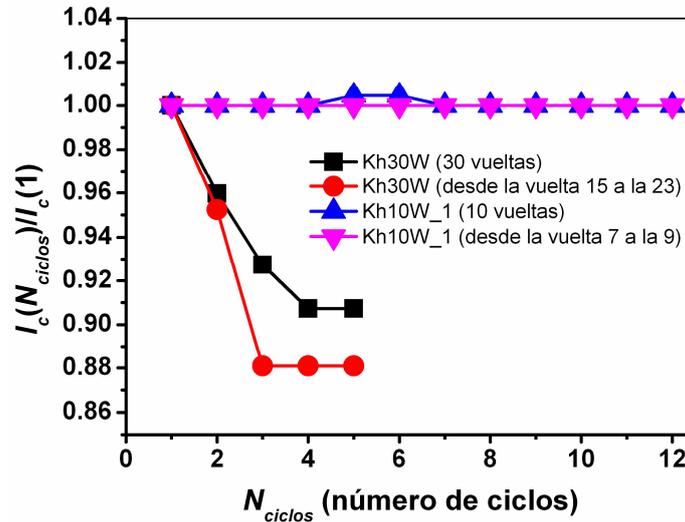


Figura 4.6. Evolución de los valores de corriente crítica reducida $I_c(N_{\text{ciclos}})/I_c(N_{\text{ciclos}}=1)$ deducidos de las curvas experimentales $V(I)$ con los ciclos térmicos en las bobinas Kh30W y Kh10W_1 y en una sección de ambas bobinas. Las bobinas Kh10W_2, Kh10D y K20W, que no se degradaron durante los ciclados térmicos, no se incluyen en la gráfica.

En la Figura 4.6 se muestra la evolución de los valores de corriente crítica normalizada en función de los ciclos térmicos para las bobinas Kh30W y Kh10W_1 donde se puede observar la diferencia entre los comportamientos que presenta una bobina que no se degrada con los ciclados térmicos (Kh10W_1) y otra que sí se degrada (Kh30W).

Como ya se vio en el capítulo 3, la zona central de la bobina, y más concretamente, la zona alrededor de la vuelta $(2/3) \cdot N$, es la que debería tener los valores de corriente crítica más altos, ya que en esta zona el autocampo generado por la propia bobina es mucho menor que en el resto del bobinado. Además, el hecho de que el fallo localizado en la bobina Kh30W no se encuentre en las primeras vueltas, indica que la degradación

no se ha producido durante el proceso de desmoldeo de esta bobina por las tensiones generadas entre el soporte y el bobinado, sino que sería debida a la acumulación de las tensiones en la dirección radial durante los enfriamientos, que alcanza valores máximos en la zona alrededor de las vueltas centrales, provocando que se exceda el valor crítico de los esfuerzos de tracción en la dirección transversal (10 MPa) [2], [8], [11] que dan lugar a la delaminación de la cinta superconductora. Este hecho está en concordancia con los resultados que se recogen en los estudios llevados a cabo por L. Liu *et al.* [12] y T. Takematsu *et al.* [2]. En el primero encontraron que los bobinados de 30 vueltas aislados con cinta de Kapton de forma helicoidal, impregnados en epoxi (vuelta a vuelta y también, posteriormente a la fabricación del bobinado) y en los que no se les ha aplicado tensión en el proceso de bobinado se degradaban más fácilmente que aquellos a los que se les aplicaba fuerzas comprendidas entre 10 y 50 N, ya que así se logran contrarrestar las tensiones de tracción generadas al enfriar la bobina. Hay que tener en cuenta que la bobina Kh30W fue bobinada con una fuerza constante de 2 N. En el segundo estudio, se observó una degradación de la corriente crítica de una bobina tipo doble *pancake* (27 vueltas x 2) bobinada en seco e impregnada posteriormente con resina epoxi y a la que se le sometió a cinco ciclados térmicos. En este caso, la cinta empleada estaba aislada eléctricamente con una capa de Kapton en uno de los lados de la cinta. En este caso, se observó que durante los enfriamientos el conductor se fracturaba bien entre las capas tampón y la capa de YBCO, o bien en la propia capa superconductora, lo que provocaba un descenso en los valores de corriente crítica.

Por otra parte, algunos investigadores han observado que este tipo de daños se puede reducir añadiendo a la mezcla de resina epoxi *fillers* o sustituyendo la resina por otras que tiendan a fracturarse más fácilmente con los enfriamientos [1], [2], [11].

Hay que tener en cuenta, que el hecho de que en la realización de esta tesis solamente una bobina, la de mayor número de vueltas, haya sufrido un daño localizado durante los ciclados térmicos, produciendo así la degradación del valor de corriente crítica total, no significa que todos los bobinados con un número mayor a 20 vueltas se degraden. Sin embargo, hay que destacar que este hecho está en concordancia con los resultados publicados por otros grupos, en los que también se ha observado una mayor probabilidad de que la bobina pueda dañarse durante los ciclados térmicos cuando aumenta el número de vueltas, la cantidad de Kapton entre vueltas y al usar valores bajos de tensión de la cinta superconductora al bobinar.

4.5 Influencia de los ciclados térmicos en bobinas co-bobinadas con metales

Las bobinas fabricadas con acero inoxidable y aluminio anodizado como material de refuerzo entre vueltas no se sometieron a los ciclados térmicos sistemáticos presentados en las secciones anteriores. Estas bobinas se fabricaron para estudiar la influencia de co-bobinar con cintas metálicas en las propiedades de *quench*, por lo que, para asegurar que no se produjera una posible degradación durante los ciclos de enfriamiento y calentamiento, no se procedió del mismo modo que el descrito en el apartado 4.2. Estas bobinas se sometieron a un primer ciclado lento en N₂L para medir su I_c , y el resto de enfriamientos se realizaron por conducción en un criostato a vacío. En cada proceso de enfriamiento se mide nuevamente la corriente crítica en la bobina antes y después de los experimentos de *quench*, siempre que no sufra daños irreversibles durante estos, para comprobar que no existe degradación en la misma a causa de los ciclados sufridos. Procediendo de esta manera no se observó ningún tipo de degradación en los valores de corriente crítica durante los sucesivos enfriamientos a los que se ha sometido la bobina. Sin embargo, a la bobina AA130D solamente se le realizó un enfriamiento lento en N₂L para medir su I_c , tanto global como por zonas, y aunque no se observó degradación en sus valores comparados con la simulación (capítulo 3, apartado 3.2) serían necesarios experimentos adicionales para poder asegurar que el bobinado no vaya a sufrir ningún tipo de degradación al ser sometido a un número mayor de ciclados térmicos.

4.6 Conclusiones

Se han utilizado cinco bobinas para investigar el efecto de los ciclados térmicos entre temperatura ambiente y 77 K en el comportamiento de bobinados superconductores, cuando el proceso se realiza sumergiendo la bobina en un baño de nitrógeno líquido. Se ha observado que en el caso de devanados circulares de tipo *pancake* con un número de espiras igual o menor de 20, las tensiones transversales de tracción que se generan no son suficientes como para producir un daño irreversible en la bobina. Esto ha sido así incluso utilizando configuraciones y materiales diferentes en el proceso de fabricación.

Por el contrario, la bobina co-bobinada con cinta de Kapton de 30 vueltas, en el que el Kapton se enrolló helicoidalmente alrededor de la cinta superconductora, comenzó

a experimentar una degradación en sus propiedades superconductoras desde el primer ciclado térmico. Esta degradación se ha producido de forma localizada, entre la vuelta 15 y la 23, donde se aprecia una disminución en el valor de su corriente crítica y del valor n característico de las curva $E-I$. Dado que este fallo no se localiza en las primeras vueltas, se descarta la posible degradación por la diferencia de contracciones entre la cinta y el soporte, si no que estaría causada por la diferencia de contracciones térmicas entre el material utilizado en la impregnación y la cinta superconductora causando una tensión radial de tracción que tiende a delaminar la capa de superconductor. Este tipo de daño se podría evitar añadiendo a la mezcla de resina epoxi *fillers*, sustituyendo la resina por otras que tiendan a fracturarse más fácilmente durante los procesos de enfriamiento, o reemplazando el Kapton por cintas metálicas.

4.7 Referencias

- [1] C. Senatore, M. Alessandrini, A. Lucarelli, R. Tediosi, D. Uglietti, and Y. Iwasa, “Progresses and challenges in the development of high-field solenoidal magnets based on RE123 coated conductors”, *Supercond. Sci. Technol.* **27** (2014) 103001
- [2] T. Takematsu *et al.*, “Degradation of the performance of a YBCO-coated conductor double pancake coil due to epoxy impregnation”, *Phys. C: Supercond.* **470** (2010) 674-677
- [3] D. C. Van der Laan, J. W. Ekin, C. C. Clickner, and T. C. Stauffer, “Delamination strength of YBCO coated conductors under transverse tensile stress”, *Supercond. Sci. Technol.* **20** (2007) 765
- [4] A. Gorospe, A. Nisay, J.R. Dizon, and H.S. Shin, “Delamination behaviour of GdBCO coated conductor tapes under transverse tension”, *Phys. C: Supercond.* **494** (2013) 163-167
- [5] M. Oomen, W. Herkert, D. Bayer, P. Kummeth, W. Nick, and T. Arndt, “Manufacturing and test of 2G-HTS coils for rotating machines: Challenges, conductor requirements, realization”, *Phys. C: Supercond.* **482** (2012) 111-118
- [6] Song *et al.*, “2G HTS coil technology development at SuperPower”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **23** (2013) 4600806
- [7] Kim *et al.*, “The study on improving the self-protection ability of HTS coils by removing the insulation and lamination of the various metal tapes”, *Phys. C: Supercond.* **484** (2013) 310-315
- [8] D. X Ma *et al.*, “Degradation analysis of REBCO coils”, *Supercond. Sci. Technol.* **27** (2014) 085014
- [9] Y. Yanagisawa *et al.*, “Remarkable weakness against cleavage stress for YBCO-coated conductors and its effect on the YBCO coil performance”, *Phys. C: Supercond.* **471** (2011) 480-485
- [10] A. B. Nuñez-Chico, E. Martínez, L. A. Angurel and R. Navarro, “Effects of thermal cycling and thermal stability on 2G HTS pancake coils”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **25** (2015) 8600104
- [11] H. Maeda and Y. Yanagisana “Recent developments in high temperature superconducting magnet technology (Review)”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **24** (2014) 4602412
- [12] L. Liu *et al.*, “Effect of winding tension, support material, and epoxy impregnation on the strain and critical current of YBCO coil”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **27** (2017) 8400507

Capítulo 5

Estabilidad térmica en bobinas de REBCO tipo *pancake*

Este capítulo se centra en el estudio de la estabilidad térmica de bobinas REBCO tipo *pancake* enfriadas mediante conducción y sometidas a una perturbación local de calor. A partir de estos ensayos se estiman experimentalmente los parámetros característicos del proceso de generación y propagación de *quench*. El objetivo principal de este trabajo es analizar cómo influye el material usado entre las vueltas del bobinado en el desarrollo y evolución del *quench*, de modo que se puedan extraer conclusiones que permitan avanzar en la optimización de la estabilidad térmica de estas bobinas. El *quench* se induce con la ayuda de un calentador que se coloca en la espira central de la bobina durante su fabricación, tal como se describió en el capítulo 2. En este estudio se han empleado seis bobinas que difieren entre sí en el número de vueltas, en el método de impregnación con el que se han fabricado y, principalmente, en el material empleado entre las espiras superconductoras: Kapton, acero inoxidable y aluminio anodizado.

Se pretende analizar la anisotropía en la propagación del *quench* a través de la bobina, es decir, obtener los valores tanto en la dirección acimutal o tangencial (a lo largo del conductor) como en la radial (a través el bobinado), a distintas temperaturas y con diferentes corrientes de operación. También se va a estudiar si la configuración de la bobina, especialmente el tipo de material empleado entre las espiras, modifica de forma relevante el resto de parámetros característicos del *quench*: MQE, *Minimum Quench Energy*; y MPZ, *Minimum Propagation Zone*.

5.1. Conductividad térmica de apilamientos superconductores

La caracterización y análisis del comportamiento de sistemas superconductores sujetos a perturbaciones locales de calor es de gran importancia para el diseño de los dispositivos superconductores utilizados en aplicaciones de potencia, ya que es necesario conseguir una buena estabilidad térmica del sistema para mejorar su fiabilidad en operación. Este hecho es más crítico en los sistemas que se enfrían directamente por conducción térmica, es decir, sin intercambio de calor con líquido o gas criogénico, que son los que se estudian en este trabajo. Una bobina, una espira o cinta superconductora transporta altas densidades de corriente eléctrica en comparación con los conductores convencionales y, en consecuencia, un fallo en parte del dispositivo puede ocasionar la disipación de una gran cantidad de energía. Esta energía puede inducir la transición al estado normal de todo el dispositivo superconductor (*quench*). Si esta situación no se gestiona adecuadamente, se puede producir un daño irreversible en el material superconductor, que es necesario evitar.

Uno de los parámetros determinantes en la propagación de un *quench* en la dirección radial es la conductividad térmica en esa dirección, k_r . En primer lugar, con el fin de estimar dicha conductividad en las diferentes bobinas fabricadas, se ha realizado un cálculo analítico, en el que, a partir de los valores de la conductividad térmica de cada componente de la bobina, y de su espesor, se puede estimar el valor de k_r como:

$$k_r \cong e_{Total/vuelta} \left(\frac{e_{cc}}{k_{cc,r}} + \frac{e_{inter-espiras}}{k_{inter-espiras}} + \frac{e_{ep}}{k_{ep}} \right)^{-1} \quad (5.1)$$

donde e_{cc} , $e_{inter-espiras}$, y e_{ep} son el espesor del conductor (cc, *coated conductor*), el del material utilizado de aislante y el de la resina epoxi, respectivamente; y $e_{Total/vuelta}$ es la suma de las tres anteriores, es decir, el espesor total entre espiras. La conductividad térmica de la cinta 2G-HTS en la dirección perpendicular a la cinta es $k_{cc,r}$, mientras que $k_{inter-espiras}$ y k_{ep} , son las conductividades térmicas del material usado entre las espiras superconductoras y de la resina epoxi, respectivamente. Utilizando la ecuación (5.1) y los valores de los diferentes parámetros térmicos a 77 K recogidos en la Tabla 5.1, se han estimado los valores de la conductividad térmica radial en las bobinas Kh10W_2, K20W,

SS20D_2 y AAI20D_2, obteniendo los valores, $k_r \sim 0.19, 0.30, 3.4$ y $3.8 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ respectivamente.

	Kh10W_2		K20W	
	k ($\text{W} \cdot \text{K}^{-1} \cdot \text{m}^{-1}$)	Espesor (μm)	k ($\text{W} \cdot \text{K}^{-1} \cdot \text{m}^{-1}$)	Espesor (μm)
Cinta (CC)	18.6	100	18.6	100
Resina	0.14	10	0.07	10
Material entre espiras	Kapton		Kapton	
	0.13	200	0.13	50
Espesor total/vuelta (μm)	310		160	
k_r estimados ($\text{W} \cdot \text{K}^{-1} \cdot \text{m}^{-1}$)	0.19		0.30	
k_r experimentales ($\text{W} \cdot \text{K}^{-1} \cdot \text{m}^{-1}$)	0.14		0.25	
	SS20D_2		AAI20D_2	
	k ($\text{W} \cdot \text{K}^{-1} \cdot \text{m}^{-1}$)	Espesor (μm)	k ($\text{W} \cdot \text{K}^{-1} \cdot \text{m}^{-1}$)	Espesor (μm)
Cinta (CC)	18.6	100	18.6	95
Resina	0.14	5	0.14	5
Material entre espiras	Acero inoxidable		Aluminio / anodizado	
	7.9	60	55 / 1	90 / 10
Espesor total/vuelta (μm)	165		200	
k_r estimados ($\text{W} \cdot \text{K}^{-1} \cdot \text{m}^{-1}$)	3.4		3.8	
k_r experimentales ($\text{W} \cdot \text{K}^{-1} \cdot \text{m}^{-1}$)	1.8		2.2	

Tabla 5.1. Espesores y conductividades térmicas, k , a 77 K de los distintos componentes de las bobinas utilizados para determinar el valor de k_r . Se muestran los valores de k_r estimados a partir de la ecuación (5.1) (k_r estimados) y los valores obtenidos experimentalmente a partir de las medidas de los apilamientos (k_r experimentales). El valor de la conductividad térmica de la cinta corresponde al valor obtenido a partir de la medida en la dirección perpendicular a la cinta [1] y la del Kapton y acero inoxidable a los valores presentados en [2]. La conductividad de la resina epoxi (Stycast 1266 y Loctite 420 (este último usado solamente en K20W)) se ha calculado a partir de los valores a 300 K, $k = 0.2$ y $0.1 \text{ W} \cdot \text{K}^{-1} \cdot \text{m}^{-1}$, respectivamente, asumiendo una dependencia con la temperatura de estos similar a la del Kapton [3]. Para el aluminio anodizado, se han considerado dos capas: para la parte no anodizada se ha tomado el valor de la conductividad del Al5083 [2], que es una aleación similar a la usada en este trabajo, la Al5356, y para la capa del anodizado, como primera aproximación el valor medido a 300 K [4], [5], ya que desconocemos el valor a temperaturas criogénicas.

En las estimaciones anteriores, aunque la resistencia térmica de contacto entre las diversas superficies es un parámetro relevante, no se ha tenido en cuenta su influencia. Por ello, se ha realizado también una estimación experimental del valor de k_r a partir de la medida de la conductividad térmica de diversos apilamientos o *stacks*, fabricados con el fin de simular la configuración radial de los materiales que hay en las bobinas estudiadas. Tres de ellos, denominados S-AAI, S-SS, y S-K, se han preparado utilizando 15 capas de cintas 2G-HTS, intercaladas con la aleación de aluminio anodizado, acero inoxidable o Kapton, respectivamente, e impregnando con resina epoxi. En todos los casos, la primera y la última capa del apilamiento son cintas superconductoras. Además, se ha preparado un apilamiento adicional, S-Kh, con 10 capas de cinta 2G-HTS con Kapton enrollado de forma helicoidal sobre ella con el fin de simular la configuración de la bobina Kh10W_2. En todos los casos se ha utilizado resina tipo epoxi Stycast 1266, que se dejó curar a temperatura ambiente más de 12 h. La altura de los apilamientos, b , oscila entre 1.4 mm y 2.4 mm y las dimensiones de la sección transversal, A , son 4 mm (anchura de la cinta superconductora) x 5-10 mm.

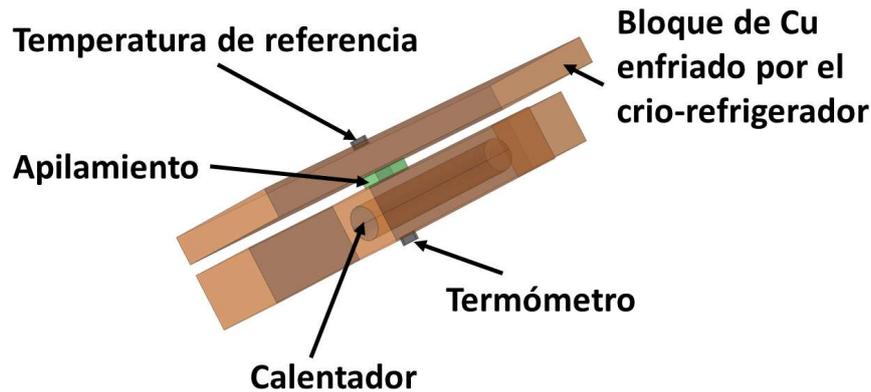


Figura 5.1. Esquema del montaje experimental utilizado para las medidas de conductividad térmica de los diversos apilamientos.

Una vez finalizado el proceso de secado de los *stacks*, se mide su conductividad térmica con la disposición mostrada en la Figura 5.1. Para ello, cada *stack* se coloca entre dos piezas de cobre que se unen mecánicamente entre sí mediante dos tornillos de nylon

(cuya conductividad térmica es mucho menor que la de los apilamientos [2], [6]). La pieza superior de cobre se ancla térmicamente a la segunda etapa del criorefrigerador (foco frío). En la pieza inferior de cobre se ha colocado una resistencia que actúa a modo de calentador (foco caliente). Se han utilizado dos termómetros tipo Cernox, uno en cada una de estas piezas de cobre, para medir las temperaturas en función del tiempo. El rango de temperaturas de los ensayos realizados varió entre 30 K y 77 K.

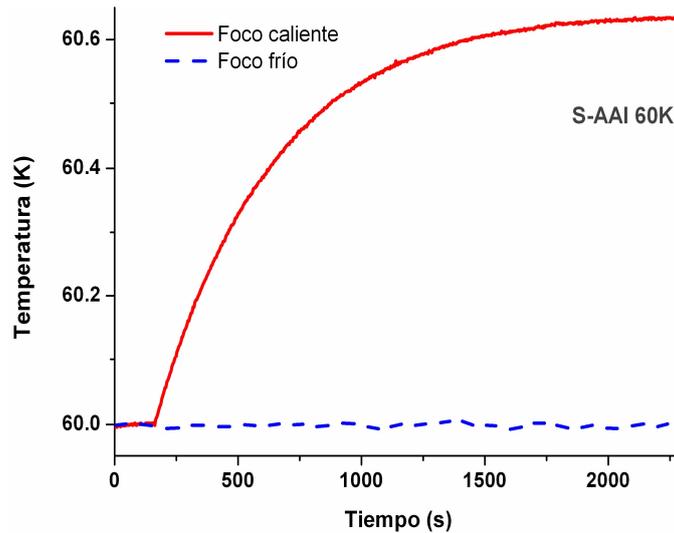


Figura 5.2. Evolución de la temperatura en los focos caliente y frío para el apilamiento de aluminio anodizado partiendo de una temperatura inicial de 60 K y aplicando una potencia de 0.02 W (1 V, 50 Ω).

Durante los experimentos, se fija la temperatura inicial, y una vez que se alcanza una temperatura uniforme en todo el conjunto, se aplica un voltaje constante en el calentador de la pieza inferior, que da lugar a un flujo de calor por unidad de tiempo constante, Q (en W). Después de un tiempo el sistema alcanza el equilibrio térmico, estableciéndose una diferencia de temperaturas constante, ΔT (en K), entre el foco frío y el caliente. En la Figura 5.2 se muestra la evolución de la temperatura en los focos caliente y frío partiendo de una temperatura inicial de 60 K para el apilamiento de aluminio anodizado. La temperatura del foco frío se mantiene constante mediante un controlador Lakeshore y un calentador en la pieza de cobre del foco frío. Se puede

observar que transcurridos aproximadamente 40 min tras aplicar una potencia de 0.02 W la temperatura del foco caliente alcanza un valor estable.

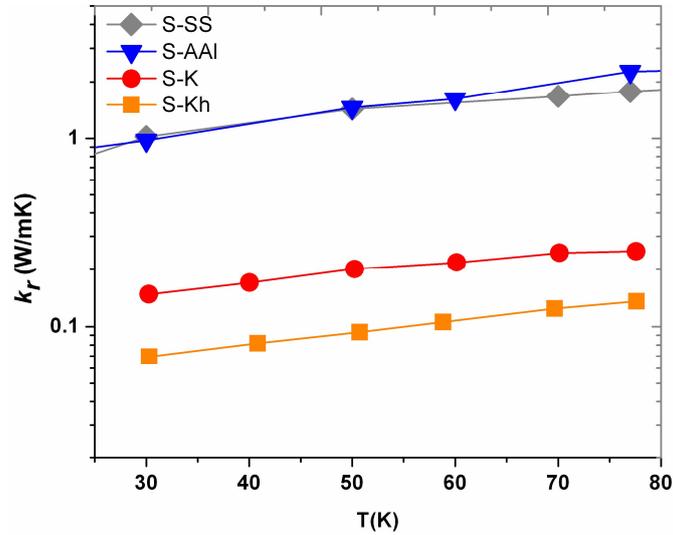


Figura 5.3. Conductividad térmica medida utilizando diferentes apilamientos de capas de cinta 2G-HTS y capas de acero inoxidable (S-SS), aluminio anodizado (S-AAI) o Kapton (S-K), en función de la temperatura. También se muestran los resultados obtenidos en el caso del apilamiento de cintas 2G-HTS, cada una enrollada con Kapton en forma helicoidal (S-Kh). En todos los casos se usó Stycast 1266 para fabricar el apilamiento.

La distancia entre los focos viene determinada por la altura del apilamiento, b (en m), y el área de contacto entre el apilamiento y el foco por su sección transversal, A (en m^2). La conductividad térmica del apilamiento, k_r , se calcula a partir de estos valores y la diferencia de temperaturas entre el foco caliente y frío en la situación de equilibrio, ΔT , utilizando la ecuación (5.2):

$$k_r = \frac{Q \cdot b}{\Delta T \cdot A} \quad (5.2)$$

Los resultados obtenidos se muestran en la Figura 5.3. Las conductividades térmicas medidas de los apilamientos fabricados con acero inoxidable y aluminio

anodizado, S-SS y S-AAI, son similares, $k_r(77\text{ K}) = 1.8$ y $2.2\text{ W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$, respectivamente. Estos valores son aproximadamente un orden de magnitud mayores que los medidos en los apilamientos fabricados con cinta de Kapton, $k_r(77\text{ K}) = 0.25$ y $0.14\text{ W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ para S-K y S-Kh, respectivamente. Como cabe esperar, los valores de conductividad térmica más bajos corresponden al apilamiento S-Kh, es decir, en la configuración en la que el Kapton se enrolla helicoidalmente sobre la cinta superconductora, ya que el espesor del aislamiento entre las capas es mayor.

Hay que señalar que Bai *et al.* [7] midieron valores similares de conductividad térmica transversal en apilamientos de cintas superconductoras intercaladas con acero inoxidable. Obtuvieron valores de $k_r(77\text{ K}) \sim 0.6\text{ W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ en el caso de cintas de acero aisladas con un recubrimiento de sol-gel y de $k_r(77\text{ K}) \sim 1.6\text{ W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ cuando el acero no está recubierto. Además, se puede observar que, aunque los valores calculados con la ecuación (5.1) y los experimentales son del mismo orden de magnitud, los valores calculados son siempre mayores. Como se ha indicado, ello es debido a que en los cálculos no se ha tenido en cuenta el efecto de las conductancias de contacto entre las superficies que componen los apilamientos.

5.2. Medidas de propagación del *quench*: Montaje experimental

Para estudiar experimentalmente la propagación y desarrollo del *quench* en bobinas superconductoras tras la aplicación de un pulso de calor, durante el proceso de fabricación se ha colocado un calentador, diferentes contactos para la medida del voltaje, y algunos termopares, tal y como se explicó en el capítulo 2 (apartado 2.3). En ese apartado también se describió en detalle el esquema de colocación de los contactos de voltaje para estudiar cómo se propaga el *quench* en las bobinas superconductoras analizadas.

Tal y como se observa en la Figura 5.4, los experimentos se han realizado enfriando la bobina por conducción, anclándola térmicamente al dedo frío de un criorefrigerador y manteniéndola en vacío ($\sim 10^{-5}$ mbar). Para asegurar un contacto térmico adecuado, la bobina se fija a un disco de aluminio de 4 mm de espesor y diámetro, $\varnothing \approx \varnothing_{ext}$, el cual se ancla mecánicamente a la segunda etapa del dedo frío del criorefrigerador. Las caras de la bobina y del disco que quedan enfrentadas entre sí se pegan con resina

Stycast 2850 FT para mantener el aislamiento eléctrico, consiguiendo a su vez un buen contacto térmico entre el bobinado y el soporte. Con el fin de favorecer un buen contacto térmico entre la superficie del dedo frío y la del disco de aluminio, se aplica una fina capa de grasa Apiezon N entre ambas superficies. Además, para minimizar la entrada de calor por las barras de corriente, los contactos de corriente de la bobina están anclados mecánica y térmicamente a la segunda etapa del crio-refrigerador, pero manteniendo el aislamiento eléctrico entre ambos.

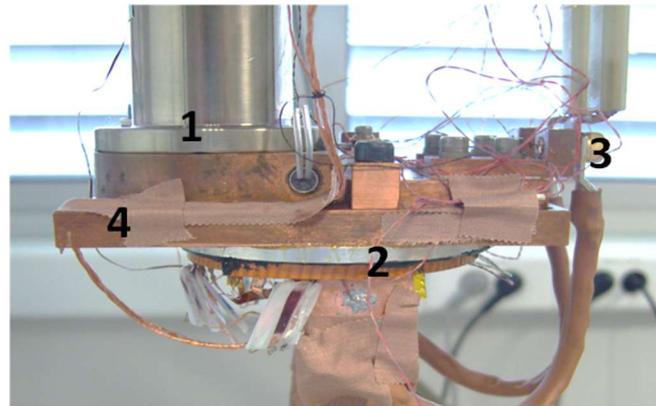


Figura 5.4. Montaje de una bobina sobre un disco de aluminio anclado al dedo frío del crio-refrigerador. Se pueden observar: (1) dedo frío del crio-refrigerador, (2) bobina pegada con Stycast 2850 FT a un disco de aluminio y en contacto térmico con el crio-refrigerador, (3) contactos de corriente anclados al dedo frío, (4) pieza de cobre en contacto con el crio-refrigerador a la que se termalizan las bobinas y los contactos de corriente.

La temperatura de operación de la bobina, T_0 , se controla utilizando un controlador de temperatura Lakeshore 331. Los pulsos de energía, E_{ini} , se depositan en el superconductor aplicando en el calentador un pulso rectangular de corriente, I_p , de duración t_p cuando por el superconductor está circulando una corriente, $I < I_c(T_0)$. Para todas las medidas de propagación del *quench*, el voltaje V_p máximo que se ha utilizado en el calentador ha sido de 14 V, ya que para voltajes mayores el calentador puede dañarse. Para medir la temperatura en el bobinado se han usado termopares. Una de las uniones del termopar está fijada a un punto de la bobina, y la otra, que actúa como referencia, está anclada térmicamente a la pieza de cobre que se encuentra en contacto con el crio-refrigerador, cuya temperatura se registra utilizando un termómetro. La energía que se

deposita localmente en la bobina, E_{ini} (en J), se incrementa progresivamente aumentando el valor de t_p :

$$E_{ini} = I_p \cdot V_p \cdot t_p = \frac{V_p^2 \cdot t_p}{R} \quad (5.3)$$

siendo R la resistencia del calentador (120 Ω). Las diferencias de potencial generadas entre los diversos contactos de voltaje colocados en la bobina y los voltajes de los termopares para la medida de temperaturas, se registran usando un sistema de adquisición de datos (*Data Acquisition device, DAQ*). Toda la medida está automatizada mediante un programa de control diseñado en LabView.

Para proteger las bobinas durante estos ensayos de propagación del *quen*ch se han utilizado dos procedimientos:

a) Limitar la fuente de corriente a un voltaje máximo de 2 - 3 V y apagarla transcurridos entre 2 - 4 s después del pulso de calor. Así, una vez que se descandena el *quen*ch la resistencia de la bobina crece rápidamente, de modo que cuando el voltaje en bornes de la fuente supera el valor máximo fijado, la corriente que ésta suministra a la bobina disminuye. Sin embargo, utilizando este método algunas de las bobinas se dañaron durante los experimentos [8], como se describirá en el apartado 5.3.5. Por esta razón, se tomó la decisión de modificar el procedimiento experimental para mejorar el sistema de protección de las bobinas, según se detalla a continuación.

b) El programa de LabView empleado en la medida de *quen*ch, mide continuamente el voltaje en bornes de la bobina, y cuando éste alcanza un valor determinado, comprendido entre 2 y 2.5 V, el programa apaga automáticamente, mediante GPIB, la fuente de potencia que suministra la corriente a la bobina.

En este estudio se han utilizado bobinas de 10 y 20 vueltas, cuyas características se han recogido en la Tabla 5.2. Por una parte, hay tres bobinas en las que se ha utilizado cinta de Kapton como aislante. En el caso de la bobina KhW10_2, la cinta de Kapton está enrollada helicoidalmente alrededor de la cinta superconductora, mientras que en las

bobinas K20W y K20D se coloca una capa de Kapton entre vueltas. Para las bobinas SS10W y SS20D_2 se utilizó acero inoxidable 306L entre vueltas y en la bobina AAI20D_2 cinta de aluminio anodizado. También se han comparado dos tipos de impregnaciones: “*Vuelta a vuelta*” en la que la impregnación de la bobina se realizó en cada una de las vueltas durante el proceso de bobinado, y “*Vacío*” que indica que el bobinado se fabricó en seco (sin resina), y posteriormente se realizó la impregnación del epoxi, utilizando técnicas de impregnación en vacío.

BOBINA	Kh10W_2	K20W	K20D	SS10W	SS20D_2	AAI20D_2
Vueltas (N)	10	20	20	10	20	20
\varnothing_{int} (mm)	65	65	67	65	66	68
\varnothing_{ext} (mm)	72	73	73	70	73	76
Modo de impregnación	Vuelta a vuelta	Vuelta a vuelta	Vacío	Vuelta a vuelta	Vacío	Vacío
Material entre vueltas	Kapton	Kapton	Kapton	Acero inox.	Acero inox.	Aluminio anodizado
Epoxi	Stycast 1266	Loctite 420	Stycast 1266	Stycast 1266	Stycast 1266	Stycast 1266
I_c cinta (A)	101	94	110	102	102	110
I_c bobina (A)	65	58	63	80	65	72

Tabla 5.2. Características de las bobinas analizadas en este capítulo. \varnothing_{int} y \varnothing_{ext} son el diámetro interior y exterior del *pancake*, respectivamente.

5.3. Estudio del *quen*ch en bobinas 2G-HTS

5.3.1 Aspectos generales y proceso de obtención de los parámetros relevantes

Como se ha comentado anteriormente, cuando se realizan experimentos para estudiar el proceso de generación y propagación del *quen*ch en un bobinado superconductor se analizan tres parámetros: el volumen mínimo de material en estado disipativo que es necesario para que se pueda propagar el *quen*ch (MPZ, *Minimum Propagation Zone*), la energía mínima necesaria para generar el *quen*ch (MQE, *Minimum Quench Energy*) y la velocidad de propagación, tanto en la dirección acimutal como radial.

La energía mínima necesaria para generar el *quench* (MQE) se ha obtenido aplicando pulsos de energía al calentador, aumentando progresivamente la energía depositada en la bobina, y determinando cuál es el valor mínimo que provoca que la perturbación local generada se haga inestable y se propague al resto del sistema superconductor produciendo su transición al estado normal. En este trabajo, la energía del pulso se varió aplicando en el calentador pulsos de voltaje de máxima amplitud ($V_p = 14$ V) y variando la duración del pulso.

En primer lugar, se muestra el comportamiento típico observado en estos experimentos con el fin de explicar con más detalle cómo se han estimado los valores de los parámetros característicos del *quench* y las precauciones que hay que tener en este tipo de medidas. Se han elegido para ello dos bobinas en las que los valores de conductividad térmica en la dirección radial son extremos. En la Figura 5.5 y Figura 5.6 se muestran los valores del campo eléctrico promedio medidos en distintas zonas de una bobina de 10 vueltas fabricada con cinta de Kapton enrollada helicoidalmente alrededor de la cinta superconductora (Kh10W_2) y otra de 20 vueltas fabricada co-bobinando con acero inoxidable (SS20D_2). Para cada bobina se presentan las medidas obtenidas tras aplicar dos pulsos de calor similares: uno corresponde a una situación en la que la bobina, transcurrido un tiempo después de la perturbación local generada por el pulso de calor, retorna a su situación inicial (recuperación) y otro donde esta perturbación se transmite finalmente a toda la bobina de forma irreversible generando un *quench*. Los valores del campo eléctrico se calculan a partir de los voltajes medidos entre las conexiones de voltaje y la separación entre ellas en cada caso.

En la Figura 5.5 a) y la Figura 5.6 a) se presenta el comportamiento de estas bobinas en el caso de recuperación, es decir, cuando se aplica un pulso de energía por debajo de MQE, $E_{ini} = 229$ mJ (14 V durante 140 ms) en el caso de la bobina Kh10W_2 y 539 mJ (14 V durante 330 ms) en la SS20D_2. Como puede comprobarse, al aplicar los respectivos pulsos, en la zona más próxima al calentador se genera un campo eléctrico que alcanza valores del orden de 1.5 mV/cm (4.5 mV) en $t = 0.3$ s para Kh10W_2 y de 7 mV/cm (14 mV) en $t = 0.4$ s para SS20D_2. Tras alcanzar el máximo, el campo eléctrico vuelve a disminuir y se recupera el estado superconductor trascurridos 0.7 s y 0.55 s en Kh10W_2 y SS20D_2, respectivamente. En estas medidas también se observa que en la bobina Kh10W_2 solamente se ha generado voltaje en la zona más próxima al calentador, es decir, $V_a^5 - V_b^5$, mientras que el resto de voltajes medidos se han mantenido por debajo

de los límites de detección (Figura 5.5 a)). En cambio, en la bobina SS20D_2 (Figura 5.6 a)) se observa voltaje, además de en la vuelta central ($V_a^{10} - V_b^{10}$), en una de las vueltas internas, $V_a^7 - V_b^7$. Este voltaje se genera con un cierto retraso en comparación con el voltaje medido en la zona donde alrededor del calentador.

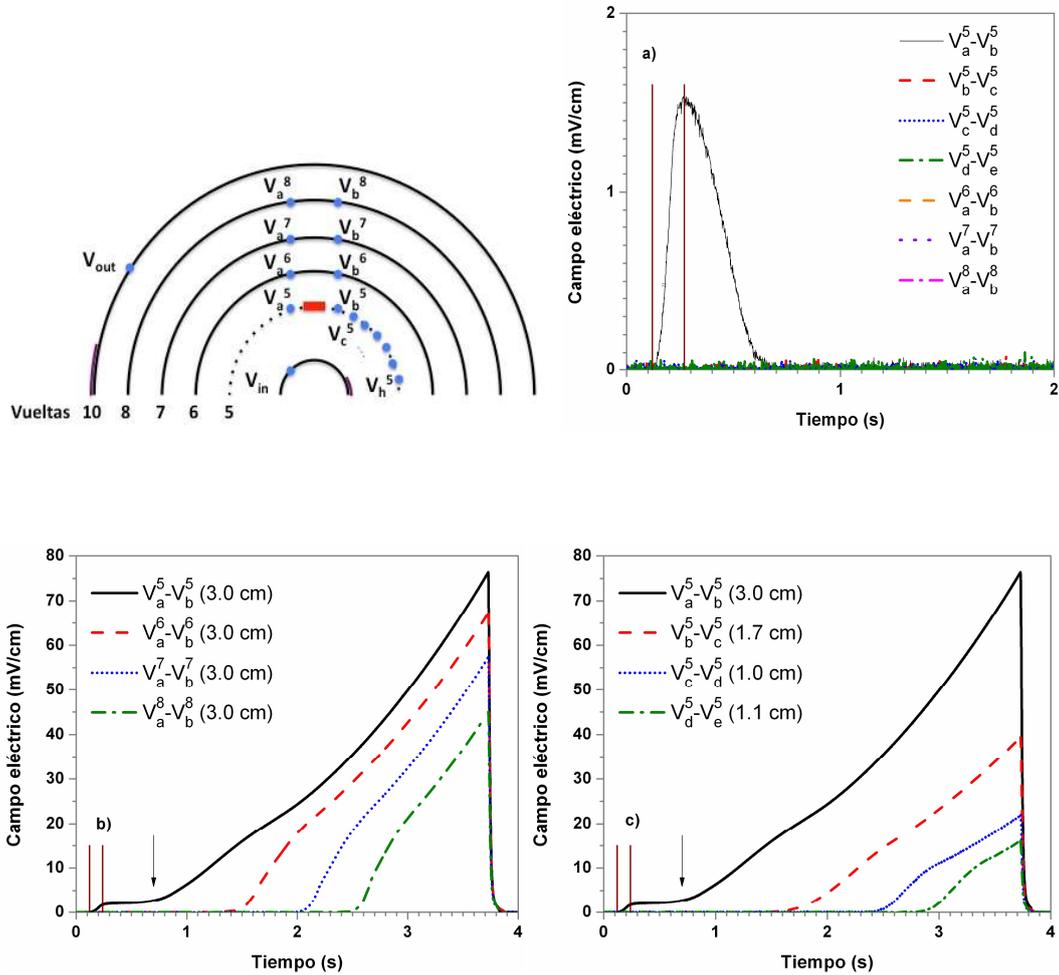


Figura 5.5. Campo eléctrico promedio medido en distintas partes de la bobina Kh10W_2 tras aplicar un pulso de calor E_{ini} a 70 K, $I = 80 \text{ A} = 0.75 \cdot I_c$, en el caso de: a) Recuperación, $E_{ini} = 229 \text{ mJ}$ ($t_p = 140 \text{ ms}$). b) y c) *Quench* para $E_{ini} = 237 \text{ mJ}$ ($t_p = 145 \text{ ms}$). b) Campo eléctrico promedio medido en distintas vueltas para observar la propagación en la dirección radial; c) Campo eléctrico promedio en la vuelta central, para observar propagación en la dirección acimutal. La distancia entre las conexiones de voltaje está indicada entre paréntesis. Las líneas verticales muestran el instante del inicio y del final del pulso de calor. La flecha indica el instante en el que se desencadena el *quench* ($\approx 0.7 \text{ s}$). Se muestra el esquema con la posición de las conexiones de voltaje para comprender mejor la fenomenología presentada.

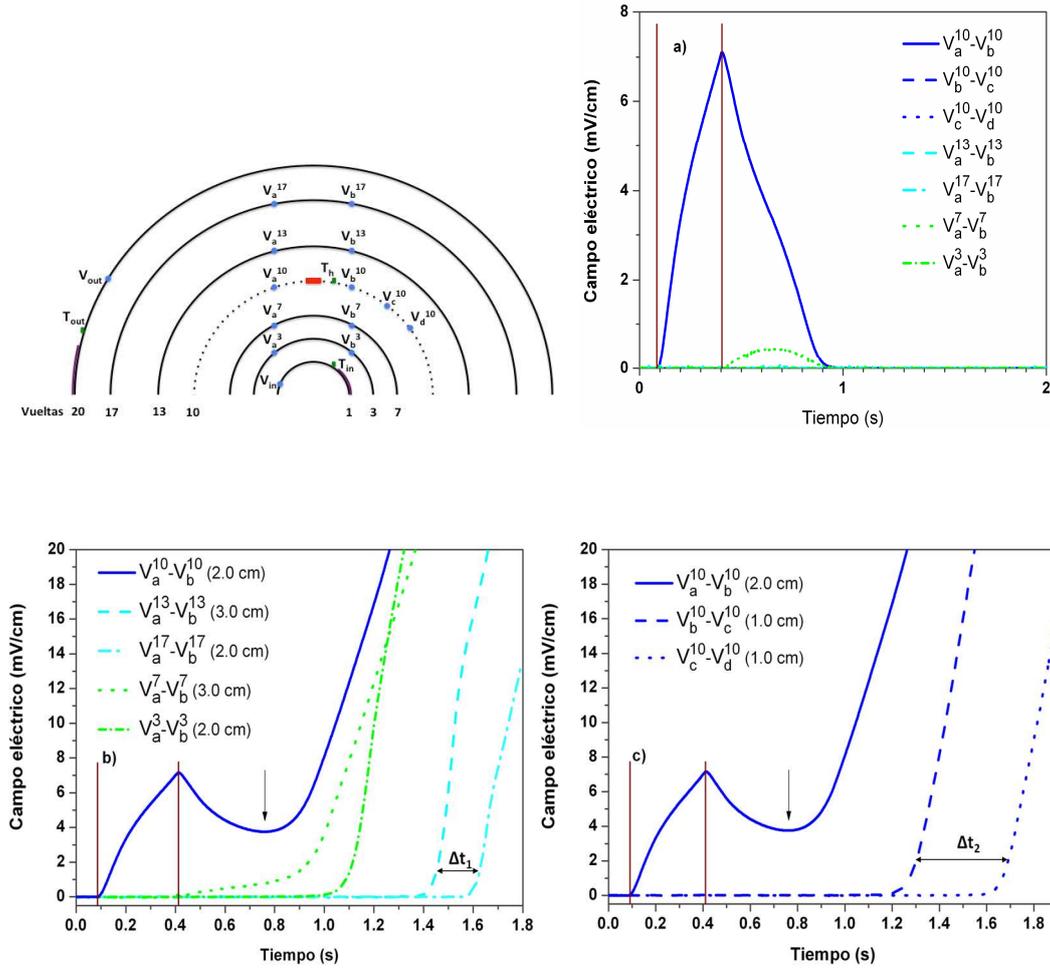


Figura 5.6. Campo eléctrico promedio medido en distintas partes de la bobina SS20D_2 tras aplicar un pulso de calor E_{ini} a $I = 90 \text{ A} \sim 0.85 \cdot I_c$ y 70 K, en el caso de: a) Recuperación, $E_{ini} = 539 \text{ mJ}$ ($t_p = 330 \text{ ms}$). b) y c) *Quench*, $E_{ini} = 555 \text{ mJ}$ ($t_p = 340 \text{ ms}$). b) Campo eléctrico medido en distintas vueltas para observar la propagación en la dirección radial; c) Campo eléctrico en la vuelta central, para observar propagación en la dirección acimutal. La distancia entre las conexiones de voltaje está indicada entre paréntesis. Las líneas verticales marcan el inicio y el final del pulso. La flecha indica el instante donde comienza el *quench* ($t \approx 0.8 \text{ s}$). Se muestra también el esquema con la posición de las conexiones de voltaje para facilitar su comprensión. Se indican los valores Δt_1 y Δt_2 empleados para determinar las velocidades de propagación.

Por el contrario, cuando se supera el valor de MQE (Figura 5.5 b), Figura 5.5 c), Figura 5.6 b) y Figura 5.6 c)) se observa un comportamiento inestable del sistema. En estos casos se ha aplicado un pulso de 145 ms (237 mJ) en el caso de la bobina Kh10W_2 y de 340 ms (555 mJ) en la bobina SS20D_2, en las condiciones señaladas. Como puede

apreciarse, el campo eléctrico en la zona del calentador se incrementa durante el pulso hasta 1.95 mV/cm (5.85 mV) en la bobina Kh10W_2 y 7.15 mV/cm (14.30 mV) para SS20D_2 y tras un descenso inicial, se alcanza un mínimo en $t \approx 0.7$ s (Kh10W_2) y $t \approx 0.8$ s (SS20D_2) dando paso a un nuevo incremento que desencadena finalmente un *quench* que se propaga irreversiblemente por el resto de la bobina.

Al analizar el comportamiento de los bobinados con valores crecientes de energía es posible determinar, por tanto, en qué condiciones se produce el cambio de un comportamiento de recuperación a otro de generación de *quench*. La energía del pulso en el que se produce este cambio determina la MQE. El error que se produce en la estimación de MQE depende de los incrementos de energía utilizados en la realización de los experimentos, es decir, de la diferencia entre el mayor valor de E_{ini} que da lugar a la recuperación, y el de menor valor que origina el *quench*. En los casos estudiados anteriormente este error es de un 3.5% para Kh10W_2 y de un 1.5% para SS20D_2, que son los valores típicos en todo el rango de temperaturas y corrientes. El valor de MQE depende del tiempo del pulso, al aumentar este, aumenta el valor de MQE, ya que se aumenta la disipación por conducción del calor hacia zonas que se encuentran fuera de la región del calentador [9]-[10]. Idealmente, este tipo de medidas debe realizarse con los valores más bajos posibles de tiempo del pulso, pero hay que tener en cuenta que experimentalmente esto no es siempre posible ya que el calentador limita el valor máximo de potencia que se puede utilizar en el experimento y que, en ocasiones, las bobinas presentan valores de MQE elevados. Para comparar ambas bobinas con tiempos de pulso iguales, por ejemplo 335 ms como en SS20D_2, habría que disminuir el voltaje del calentador ~ 9 V para Kh10W_2. En este estudio no se ha realizado un análisis sistemático de este efecto, pero el usar tiempos de pulso en todas las bobinas en un mismo rango (generalmente entre 150 - 350 ms) nos permite realizar una adecuada comparación entre ellas, como se analizará en el apartado 5.3.4.

A partir de estas medidas también puede obtenerse una estimación del volumen mínimo de propagación del *quench*, MPZ. Para ello debe determinarse qué región del material ha transitado al estado disipativo, bien en caso de recuperación para un valor ligeramente inferior a MQE o en caso de *quench* cuando se alcanza el mínimo de los valores de voltaje, tal como muestra la Figura 5.5 y la Figura 5.6. De este modo, en la Figura 5.5 b) y Figura 5.5 c) se observa que, para esta bobina fabricada con Kapton, en el instante $t \approx 0.7$ s, todos los voltajes, excepto el que se mide alrededor del calentador, son

cero (por debajo del nivel de ruido). En consecuencia, y dada la configuración de contactos que se han utilizado en esta bobina, podemos concluir que cuando se ha alcanzado el MPZ del bobinado en la dirección acimutal, la longitud de material que ha transitado es menor o igual a 3 cm, que es la distancia a la que están situadas las dos conexiones de voltaje que se han colocado junto al calentador ($V_a^5 - V_b^5$). Por otro lado, el valor de MPZ en la dirección radial es menor que la distancia entre espiras, ya que no se observa señal de campo eléctrico en la espira $N = 6$, en la zona más próxima al calentador ($V_a^6 - V_b^6$). Obviamente, para poder determinar el valor de este parámetro con mayor precisión habría que colocar un número más elevado de conexiones de voltaje pero, este aumento de la instrumentación en las bobinas puede modificar sustancialmente el proceso de propagación del *quench*.

Si observamos el comportamiento de la bobina fabricada con acero entre espiras y que se ha mostrado en la Figura 5.6 b) y en la Figura 5.6 c), se puede comprobar que al alcanzar MPZ en la dirección acimutal, la región que ha transitado es también menor que la separación entre los voltajes más próximos al calentador, V_a^{10} y V_b^{10} , es decir, 2 cm en este caso. En esta bobina, existe sin embargo una peculiaridad que se ha manifestado en todas las bobinas instrumentadas de esta manera (es decir, con contactos de voltaje tanto en las espiras interiores como exteriores, respecto a la vuelta central donde se encuentra el calentador). Se observa que en el momento en que se inicia el *quench*, el campo eléctrico es cero en las vueltas exteriores ($N = 13$, $N = 17$) pero no en algunas interiores ($N = 7$). Este hecho supone que la MPZ no crece simétricamente alrededor del calentador en la dirección radial, sino que tiende a ser más extensa hacia las vueltas interiores. Esta asimetría está relacionada con la dependencia de la corriente crítica con el campo magnético y al hecho de que el propio autocampo generado por la bobina sea mayor en la zona de las espiras interiores lo que da lugar a valores locales de corriente crítica menores en las vueltas interiores, tal como se analizó en el capítulo 3. Esta asimetría en MPZ con respecto a la posición del calentador también se observó en la bobina co-bobinada con aluminio anodizado y es de esperar en todas las bobinas instrumentadas de esta forma, con el calentador en la vuelta central de la bobina. En estos sistemas donde la corriente crítica no es uniforme, no afecta de la misma forma que se produzca una inestabilidad en la parte interna o externa. Por ejemplo, si la bobina solamente estuviese instrumentada en su parte exterior y hacemos pasar por el bobinado una corriente, I , que es inferior a la I_c de las vueltas exteriores pero mayor que la I_c de las vueltas interiores, se podría generar un daño irreversible en la bobina.

Con los datos mostrados en la Figura 5.5 y en la Figura 5.6 una vez generado el *quench*, también se puede obtener su velocidad de propagación, en las direcciones radiales y tangenciales (acimutal). Para ello se considera el frente del *quench* propagándose alrededor de MPZ, de forma que conociendo el retardo en la aparición del campo eléctrico entre dos zonas (Δt) y sabiendo la distancia entre ellas (Δx) se puede obtener la velocidad de propagación, $v_p = \Delta x / \Delta t$. En el caso de la velocidad de propagación en la dirección acimutal, $v_{p,\phi}$, Δx viene determinado por la separación entre los contactos en la dirección del bobinado. En cambio, para obtener la v_p en la dirección radial, Δx sería la separación entre los contactos en la dirección radial. Por ejemplo, en el caso mostrado en las Figuras 5.6 b) y 5.6 c), $v_{p,r}$ se estimó como la distancia radial entre las vueltas 13 y 17 (calculada a partir del espesor total de la bobina y el número de vueltas), dividido por Δt_1 , que es el retraso entre la aparición de voltaje en la vuelta 13 ($V_a^{13} - V_b^{13}$) y la 17 ($V_a^{17} - V_b^{17}$). De la misma forma, $v_{p,\phi}$ se calculó a partir del tiempo transcurrido entre la aparición de los voltajes $V_b^{10} - V_c^{10}$ y $V_c^{10} - V_d^{10}$, con contactos consecutivos situados a distancias iguales a 1 cm, es decir, $v_{p,\phi} = 1 \text{ cm} / \Delta t_2$. Puesto que la velocidad de propagación tiene que calcularse en zonas exteriores a MPZ, con la configuración de contactos empleada en esta bobina no ha sido posible calcular el valor de $v_{p,r}$ hacia la zona interior de la bobina.

5.3.2 Velocidad de propagación del *quench*

Las velocidades de propagación en la dirección radial ($v_{p,r}$) y tangencial ($v_{p,\phi}$) se han calculado con el procedimiento descrito en el apartado anterior. Estas medidas se han realizado para distintas corrientes y temperaturas de operación.

Para las bobinas co-bobinadas con Kapton, Kh10W_2 y K20W, las velocidades de propagación en la dirección tangencial y radial en función de la corriente reducida, I/I_c , para temperaturas de 70 K y 77 K se muestran en la Figura 5.7. Se observa que ambas componentes presentan un comportamiento similar en las dos bobinas. Para estas bobinas se han obtenido valores que oscilan entre 0.5 y 1 mm/s para la componente radial y entre 17 y 29 mm/s en la dirección tangencial a la temperatura de 77 K. Para $T = 70$ K estos valores se mantienen muy similares a los medidos a 77 K. Se observa una gran anisotropía en ambas bobinas, ya que los valores de la componente radial de la velocidad de propagación son entre 30 - 35 veces menores que los de la componente tangencial. Comparando los valores de propagación medidos en la bobina en la dirección de la cinta, $v_{p,\phi}$, con los obtenidos en cintas similares enfriadas por conducción pero en una

geometría 1D (es decir, sin bobinar), se observa que los primeros son aproximadamente un factor 1.5 menores para condiciones similares de corriente y temperatura [11]. Esta característica se ha observado también en conductores y bobinas de MgB_2 [12] y es debido a la difusión del calor en la dirección radial en la bobina, además de la mayor inercia térmica de la bobina debido a las capas aislantes entre espiras y a las resinas.

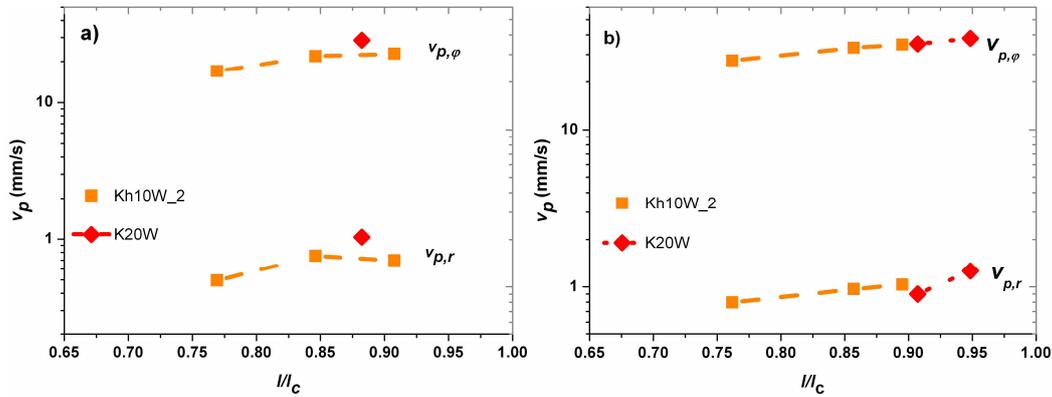


Figura 5.7. Velocidades de propagación de *quench* en las direcciones tangencial ($v_{p,\phi}$) y radial ($v_{p,r}$) para las bobinas fabricadas con Kapton, Kh10W_2 y K20W en función de la corriente reducida a) a 77 K $I_c = 65$ A para Kh10W_2 y 60 A para K20W; b) a 70 K con $I_c = 105$ A y 92 A para Kh10W_2 y K20W, respectivamente.

La anisotropía de la velocidad de propagación está relacionada, de forma aproximada, con la raíz cuadrada del cociente de los valores de la conductividad térmica en las direcciones tangencial y radial: $\sqrt{k_\phi/k_r}$, [8], [11] y [13]. Considerando los valores obtenidos en el apartado 5.1 para la conductividad térmica en la dirección radial en los correspondientes apilamientos equivalentes (Tabla 5.1), es decir, $k_r(77\text{K}) = 0.14 - 0.19$ y $0.25 - 0.30 \text{ W}\cdot\text{K}^{-1}\cdot\text{m}^{-1}$ para Kh10W_2 y K20W, respectivamente; y teniendo en cuenta el valor de la conductividad en la dirección tangencial, $k_\phi(77\text{K}) = 261 \text{ W}\cdot\text{K}^{-1}\cdot\text{m}^{-1}$ [1] obtenemos que para estas dos bobinas los valores aproximados de la anisotropía en la velocidad de propagación sería del orden de 35 - 43 y 29 - 32, respectivamente, que son similares, aunque algo mayores, que los valores obtenidos experimentalmente.

La Figura 5.8 a) muestra las componentes de la velocidad de propagación del *quench* a 77 K para las bobinas fabricadas con acero inoxidable y aluminio anodizado entre espiras, SS20D_2, y AA120D_2, respectivamente. Además, dado que los valores de

corriente crítica de estas bobinas son diferentes, es interesante comparar también estos valores para las mismas bobinas, pero a diferentes temperaturas de operación, T_0 , de forma que $I_c(T_0)$ sea la misma en los dos casos. Por ello, en la Figura 5.8 b) se han representado las velocidades de propagación a una temperatura a la cual $I_c(T_0) \sim 105$ A en las dos bobinas, con $T_0 = 70$ K en el caso de la SS20D_2 y $T_0 = 74$ K para AAl20D_2.

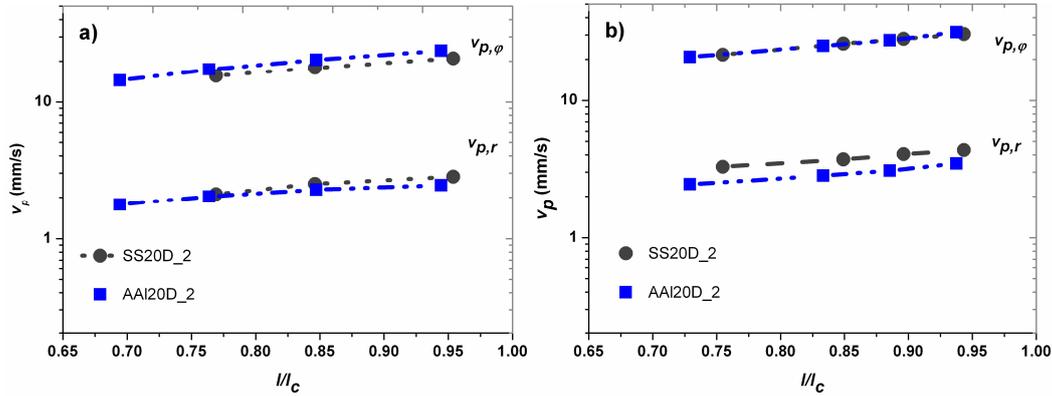


Figura 5.8. Velocidades de propagación de *quench* medidas en bobinas fabricadas con acero y aluminio anodizado, SS20D_2 y AAl20D_2, en la dirección radial ($v_{p,r}$) y tangencial ($v_{p,\phi}$) en función de la corriente reducida, a) a 77 K con $I_c = 65$ A y 72 A para SS20D_2 y AAl20D_2 respectivamente. b) a temperaturas en las cuales $I_c \sim 105$ A ($T_0 = 74$ K para AAl20D_2, y 70 K para SS20D_2).

Para las condiciones de operación analizadas, la velocidad de propagación en la dirección tangencial, $v_{p,\phi}$, oscila entre 14 y 25 mm/s y no muestra grandes diferencias entre las dos bobinas. Estos valores son menores que los obtenidos para las bobinas con Kapton debido a que la conductividad térmica, k_r , es entre 9 y 16 veces mayor y, por lo tanto, la difusión del calor en esa dirección radial también es mayor, lo que provoca que la propagación del *quench* en la dirección de la cinta sea más lenta. Por ello, los valores de $v_{p,\phi}$, para las bobinas co-bobinadas con metales, son considerablemente menores (en un factor aproximado de 2.8) que los valores medidos en cintas superconductoras sin bobinar refrigeradas de forma similar, y que varían entre 40 y 70 mm/s a 77 K y 72 K e $I/I_c = 0.7 - 0.9$ [11].

Por otro lado, se observa que la propagación en la dirección radial depende fuertemente de la arquitectura de la bobina. Los valores de $v_{p,r}$ medidos en estos *pancakes*

co-bobinados con cintas metálicas (Figura 5.8), son entre 3 y 4 veces mayores que los medidos en bobinas fabricadas con Kapton entre espiras (Figura 5.7). Por lo tanto, los valores de anisotropía, $v_{p,\phi}/v_{p,r}$, obtenidos disminuyen de forma considerable con respecto a las bobinas de Kapton, desde valores de 30 - 35 en estas últimas a 7 y 9 en las bobinas de acero y aluminio anodizado, SS20D_2 y AA120D_2, respectivamente. Los valores aproximados de anisotropía calculados con la expresión: $\sqrt{k_\phi/k_r}$ son $\sim 9 - 12$ y $8 - 10$ para SS20D_2 y AA120D_2, respectivamente (Tabla 5.1), similares a los obtenidos experimentalmente. Una estimación cuantitativa más precisa debería tener en cuenta no sólo el valor $\sqrt{k_\phi/k_r}$, sino la distribución heterogénea del flujo de calor en las cintas, la impregnación con la resina y los materiales utilizados como aislantes eléctricos, así como la resistencia térmica de contacto entre capas y la transferencia de calor desde la bobina al crió-refrigerador a través de la resina epoxi y el soporte.

5.3.3 Generación de voltaje en las bobinas durante el *quench*

Con el objetivo de optimizar la detección del *quench* lo antes posible, es interesante analizar la evolución temporal del voltaje (V_{TOTAL}) generado en el bobinado superconductor durante el mismo en las diferentes configuraciones estudiadas, ya que cuanto más rápido se genere este voltaje más fácil será su detección. Comparando el voltaje total de las bobinas fabricadas con aluminio anodizado y Kapton, en una escala logarítmica (Figura 5.9) se observa que el umbral de voltaje necesario para desencadenar el *quench* es similar en las bobinas AA120D_2 y K20D (~ 20 mV), y mucho menor para Kh10W_2 (~ 6.5 mV). Nótese, que esta comparación se ha realizado con las mismas condiciones de corriente de operación $I = 80$ A en todas las bobinas, pero a distintas temperaturas de forma que $I_c(T_0)$ sea la misma en todas ellas (~ 105 A). Una vez que el *quench* comienza, el voltaje que se desarrolla en las bobinas se incrementa más rápido cuando se usa aluminio anodizado en lugar de Kapton. Se observan valores de voltaje menores para la bobina Kh10W_2, que concuerda con los resultados analizados en el apartado anterior, debido a que la configuración con el Kapton enrollado helicoidalmente en la cinta superconductora es la que presenta el mayor aislamiento térmico entre vueltas.

La Figura 5.10 recoge la evolución temporal del voltaje total generado durante un *quench*, en una escala lineal, medida en las bobinas SS20D_2, AA120D_2 y Kh10W_2, para las mismas condiciones que en la figura anterior ($I = 80$ A y T_0 tal que $I_c(T_0) \sim 105$ A). Las bobinas SS20D_2 y AA120D_2 muestran un incremento similar en el voltaje total después de comenzar el *quench*, lo que está en consonancia con el hecho de que en ambas

bobinas se han medido unos valores similares de la velocidad de propagación. La diferencia que se observa en las curvas de voltaje de estas dos bobinas es simplemente debido a que los tiempos en los que se desencadena el *quench* son distintos ($t \sim 0.7$ s y 0.5 s para SS20D_2 y AA120D_2, respectivamente).

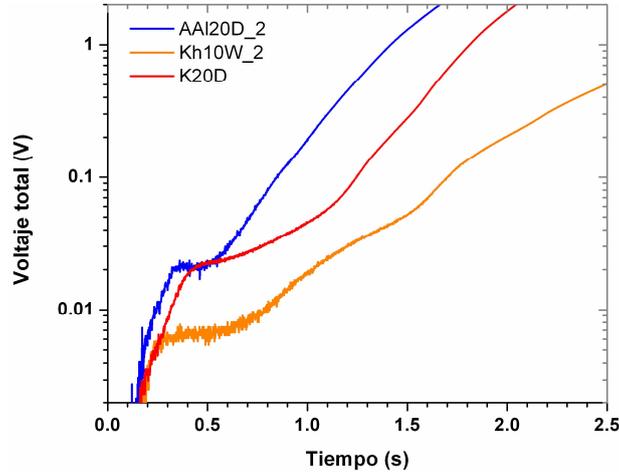


Figura 5.9. Evolución temporal del voltaje total en bornes de diferentes bobinas (V_{TOTAL}) generado durante un *quench* para el mismo valor de corriente $I = 80$ A $\sim 0.75 \cdot I_c$, y a diferentes temperaturas de operación: 74 K en la bobina AA120D_2, 71 K en la K20D y 70 K en la Kh10W_2, con el fin de asegurar un mismo valor de III_c .

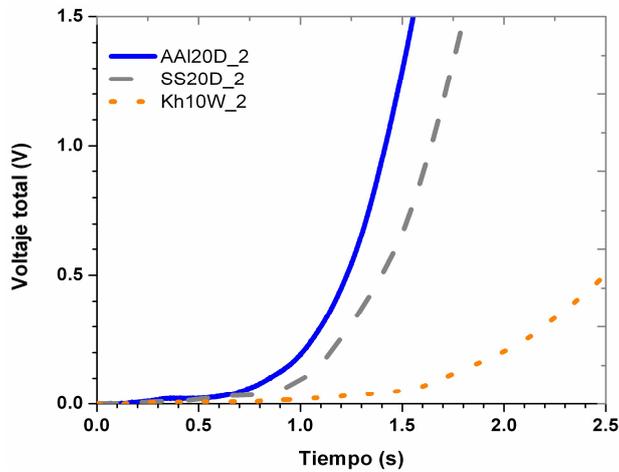


Figura 5.10. Evolución temporal de los voltajes totales, en escala lineal, medidos durante un *quench* para $I = 80$ A ($I \sim 0.75 \cdot I_c$) en las bobinas AA120D_2, SS20D_2 y Kh10W_2 a $T_0 = 74$, 70 y 70 K, respectivamente.

Si analizamos con más detalle las bobinas co-bobinadas con metales como material inter-espiras, se observa que la asimetría de la mínima zona de propagación en la dirección radial también influye en el aumento de voltaje total durante el *quench*. En la Figura 5.11 se compara el voltaje total de la bobina con el voltaje medido en las mitades interna (V_{interior}) y externa (V_{exterior}) para las bobinas SS20D_2 y AAI20D_2. V_{TOTAL} se mide entre los contactos V_{in} y V_{out} ; V_{interior} entre los contactos V_{in} y V_{a}^{10} ; y V_{exterior} entre los contactos V_{b}^{10} y V_{out} . En la Figura 5.11 a) se observa que en la bobina con acero inoxidable (SS20D_2) se ha medido un retardo significativo (~ 0.45 s) entre V_{interior} y V_{exterior} , muy similar al que se midió también en la bobina SS10W. Sin embargo, para la bobina con aluminio anodizado, Figura 5.11 b), este retardo se reduce significativamente a menos de 0.1 s. En las figuras interiores de la Figura 5.11 se muestran los mismos datos, pero utilizando una escala ampliada para ver con más detalle los voltajes medidos al inicio del *quench*. En ellos se observa que en ambos casos el voltaje no sólo se origina en la vuelta central alrededor del calentador, sino que también lo hace en las vueltas interiores. Además, el voltaje mínimo que genera un *quench* es del mismo orden en las dos bobinas, aunque algo mayor para SS20D_2 que para AAI20D_2 (24 mV y 18 mV, respectivamente, para las condiciones anteriores). Hay que remarcar que el voltaje de las vueltas interiores, V_{interior} , medido en el momento de la activación del *quench* es mayor en la bobina SS20D_2 que en la AAI20D_2, lo que sugiere que la MPZ en la dirección radial es mayor en la bobina de acero inoxidable.

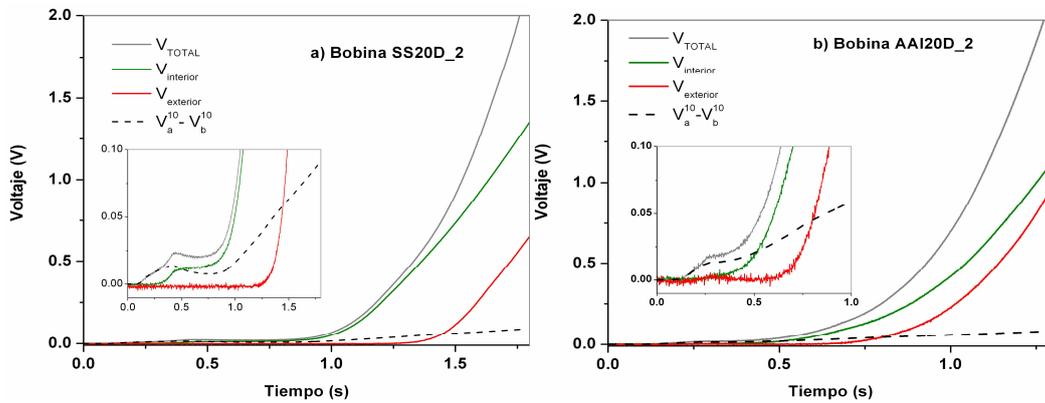


Figura 5.11. Evolución temporal de los voltajes durante un *quench* en $I = 90$ A $\sim 0.85 \cdot I_c$ para a) SS20D_2 (70 K) y b) AAI20D_2 (74 K). Las líneas continuas corresponden a los valores de voltaje total, voltaje medido en las vueltas internas y externas y las líneas a trazos al voltaje en la vuelta alrededor del calentador ($V_{\text{a}}^{10} - V_{\text{b}}^{10}$).

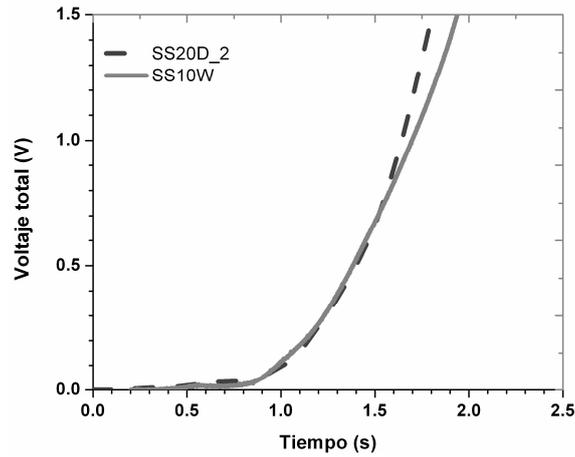


Figura 5.12. Evolución temporal de los voltajes totales durante un *quench* para $I = 80 \text{ A} \sim 0.75 \cdot I_c$ en las bobinas SS20D_2 (a 70 K) y SS10W (a 74 K).

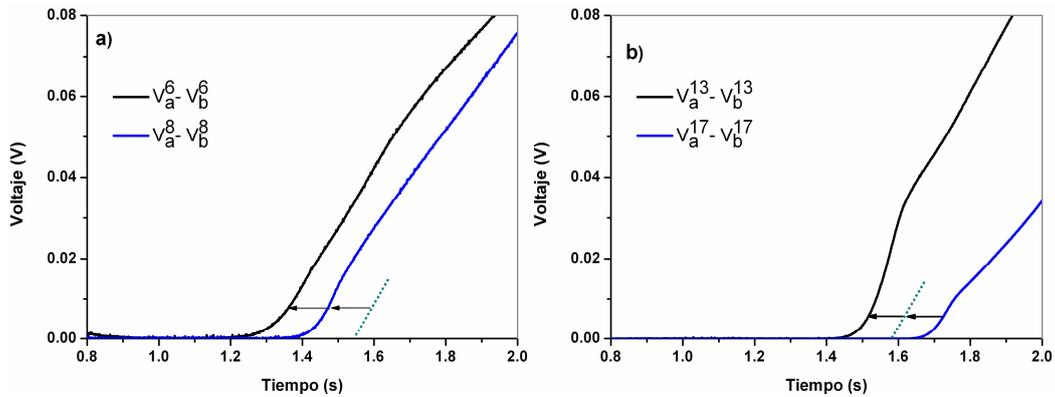


Figura 5.13. Evolución temporal de los voltajes medidos a) en las vueltas 6 y 8 en la bobina SS10W (a 74 K) y b) en las vueltas 13 y 17 en la bobina SS20D_2 (a 70 K) durante el mismo *quench* de la Figura 5.12, $I = 80 \text{ A} \sim 0.75 \cdot I_c$. La línea de puntos correspondería a la vuelta 10 y a la 15, respectivamente.

Por otro lado, comparando el voltaje total en función del tiempo de las bobinas co-bobinadas con acero inoxidable, pero con diferente número de vueltas, SS20D_2 y SS10W (Figura 5.12), se observa un comportamiento casi idéntico hasta $V_{\text{TOTAL}} \sim 0.8 \text{ V}$ ($\sim 1.6 \text{ s}$), momento en el cual el aumento de voltaje se hace más lento en la bobina de SS10W. Este comportamiento puede ser debido a los efectos de borde en la dirección radial en SS10W, es decir, que para este nivel de voltaje el frente del *quench* habría alcanzado los límites de esta bobina en la dirección radial. Para mostrar mejor este efecto,

en la Figura 5.13 se muestran los voltajes medidos en las vueltas exteriores de ambas bobinas durante el *quench* (para las mismas condiciones que en la Figura 5.12). Considerando valores constantes de la propagación radial del *quench*, en la Figura 5.13 se muestra el momento estimado en el que el frente del *quench* habría avanzado 5 vueltas desde la vuelta central (líneas discontinuas), es decir, habría alcanzado la vuelta 10 para la bobina SS10W y la vuelta 15 para SS20D_2, que en ambos casos tiene lugar en $t \sim 1.6$ s, en concordancia con lo observado en la Figura 5.12. En el caso del bobinado con menor número de vueltas, el *quench* no puede seguir avanzando en la dirección radial, ya que coincide con la última vuelta de la bobina, y lo hará solamente en la dirección tangencial. Sin embargo, en el bobinado de 20 vueltas el *quench* puede seguir avanzando en la dirección radial.

5.3.4 Mínima energía de *quench*

En la Figura 5.14 se muestran los valores de MQE medidos en las bobinas Kh10W_2, K20D, SS10W, SS20D_2 y AAI20D_2 a temperaturas en las que $I_c \sim 105$ A en cada bobina. Debe tenerse en cuenta que, para la corriente reducida, I/I_c , se ha considerado I_c como el valor de la corriente crítica de la bobina en su conjunto y no la corriente crítica en la sección central de ésta, en la que se desencadena el *quench*.

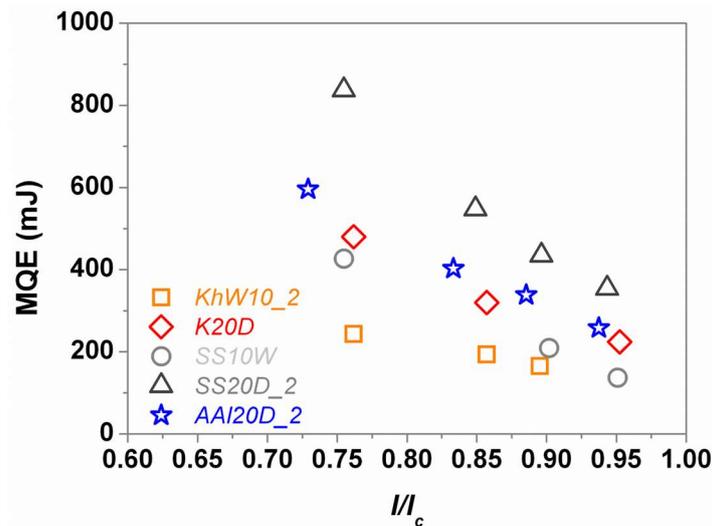


Figura 5.14. Energía mínima de *quench* en función de la corriente reducida para las diferentes bobinas analizadas, a temperaturas en las que $I_c \sim 105$ A (a 70, 71, 74, 70 y 74 K para Kh10W_2, K20D, SS10W, SS20D_2 y AAI20D_2, respectivamente).

Como la corriente aplicada se escala al valor de la corriente crítica de la bobina, y la corriente crítica local en algunas regiones de las bobinas es mucho menor que este valor promedio (como se vio en el capítulo 3), no es posible medir los valores de MQE cuando I/I_c es muy próximo a 1. El máximo valor de I/I_c en estas medidas está limitado por el valor mínimo local de I_c local en la bobina, ya que estos experimentos se diseñan para que el *quench* se produzca por la perturbación local de calor y no por el efecto de sobrepasar el valor de I_c en algún punto de la bobina (es decir, por sobrecorrientes).

Los valores más altos de MQE se han obtenido en las bobinas co-bobinadas con acero inoxidable, con valores comprendidos entre 135 y 840 mJ, un hecho que está de acuerdo con los resultados mencionados en el apartado 5.3.3. Cuando se requiere un voltaje umbral necesario para producir un *quench* más elevado, la bobina presenta un valor mayor de MQE. Por otro lado, los valores más bajos de MQE se obtienen en las bobinas fabricadas con Kapton como aislante eléctrico entre espiras. En todos los casos, las MQE medidas en bobinas de tipo *pancake* son considerablemente más altas que las medidas en cintas aisladas similares, las cuales están comprendidas entre 45 y 55 mJ a 77 y 72 K, respectivamente, para $I/I_c = 0.8$ [11].

Además, es de esperar que los valores de MQE sean más altos para SS20D_2 que para AA120D_2, ya que la MPZ en la dirección radial en la primera es mayor que en la última. Una MPZ grande en la dirección radial en las bobinas de acero, también explicaría el menor valor de MQE medido en la bobina SS10W (de 10 vueltas) en comparación con la de SS20D_2 (de 20 vueltas). Nuestros resultados muestran que la MPZ en SS20D_2 es superior a 4 vueltas hacia la sección interna de la bobina (Figura 5.6). En consecuencia, es de esperar que en la bobina SS10W se produzcan efectos de borde hacia el interior de la bobina en las etapas de inicio del *quench*, es decir durante la formación de MPZ, debido a la asimetría de esta, anteriormente comentada. Además, los efectos de borde en esta misma bobina observados durante la propagación del *quench* (Figura 5.13) serían también en la dirección radial, pero hacia el exterior de la bobina.

En la Figura 5.15 a) y Figura 5.15 b) se muestran los valores de MQE medidos en las bobinas Kh10W_2 y SS20D_2 a 63 K, 70 K y 77 K. Los valores de la mínima energía de *quench* para Kh10W_2 están comprendidos entre 150 y 250 mJ. Tanto los valores de las bobinas fabricadas con Kapton entre las espiras, como las fabricadas con metales muestran una débil dependencia con la temperatura, aunque los valores de MQE para Kh10W_2 presentan un incremento con la temperatura en oposición al comportamiento

observado en piezas rectas de las mismas cintas con estabilizador de cobre [11] - [14]. Sin embargo, otros autores han observado este comportamiento en cintas de 2 mm de ancho sin estabilizador térmico [15].

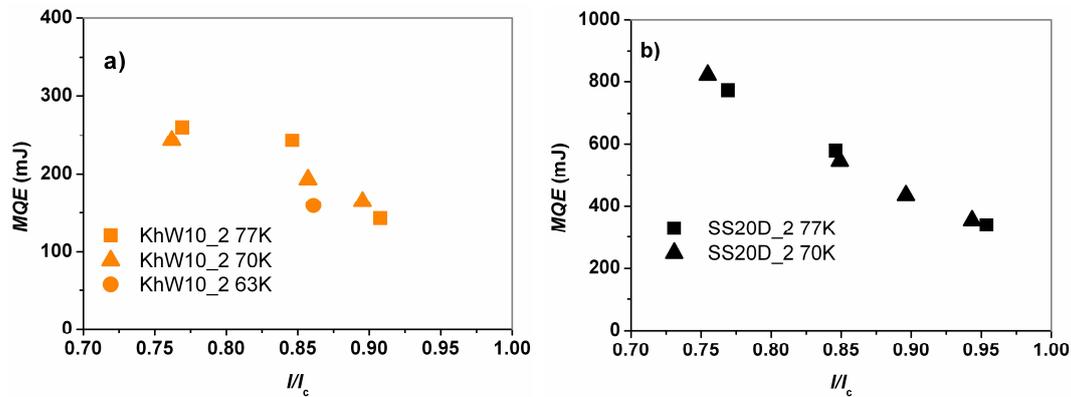


Figura 5.15. Energía mínima de *quench* en función de la corriente reducida para las bobinas Kh10W_2 y SS20D_2.

5.3.5 Deterioro de I_c durante el *quench* en algunas configuraciones

Durante los experimentos de propagación del *quench* en la bobina Kh10W_2, esta se dañó irreversiblemente, concretamente a la temperatura de operación de 63 K y con una corriente de 130 A, correspondiente a $I/I_c = 0.86$. En este caso, el procedimiento utilizado para proteger a la bobina fue limitar el voltaje en bornes de la fuente de intensidad a un máximo de 2 - 3 V y apagarla 2 - 4 s después de aplicar el pulso de calor, cómo se explicó en el apartado 5.1. El voltaje total máximo alcanzado en la bobina fue 2.5 V y el voltaje máximo entre las conexiones de voltaje V_a^5 y V_b^5 fue 0.36 V. Como se observa en la Figura 5.16 se produjo un pequeño *kink* de 5 mm de longitud en una de las vueltas más cercanas al calentador en la parte interior de la bobina.

Para analizar la extensión del daño de la bobina, ésta se cortó y se separaron las diferentes vueltas mediante el aporte de calor en toda la bobina con el fin de poder eliminar la resina epoxi y así poder volver a separar las distintas espiras. Una vez recuperada la cinta se cortó en segmentos y se midió el valor de corriente crítica en cada uno de ellos sumergiéndolos en nitrógeno líquido, 77 K. Se observó que la cinta superconductora justo alrededor del *kink*, en una zona de aproximadamente 5 mm de

longitud, estaba seriamente dañada, y su corriente crítica se había reducido drásticamente hasta valores de aproximadamente 1 A (ver Figura 5.16). Además, cerca de esa zona la cinta tenía una I_c de entre 30 y 58 A, mientras que los valores de I_c del resto de vueltas no mostraban ninguna degradación manteniendo el valor original de 101 A. La observación de estos daños tan localizados producidos por el *quench* está de acuerdo con los resultados mostrados por Ma *et al* [16], y es una de las razones por las que es difícil proteger las bobinas superconductoras 2G-HTS frente al *quench* cuando se utiliza un buen aislante térmico entre vueltas, especialmente si se usa el primero de los métodos citados en el apartado 5.1 para la protección de bobinas durante el *quench*, es decir, limitar la fuente de corriente a un valor de voltaje en bornes de la misma determinado y apagarla tras unos segundos después de aplicar un pulso de calor

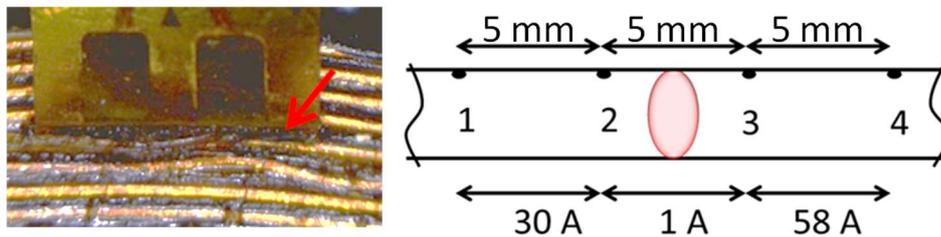


Figura 5.16. Izquierda: Detalle de la bobina Kh10W_2 tras deteriorarse durante un ensayo de propagación del *quench*. Se muestran las vueltas cercanas al calentador, zona interior de la bobina, en las que se encontró el *kink* (señalizado con una flecha). Derecha: Esquema que representa la cinta superconductora en las zonas del *kink* y próximas, en las que se midieron los valores de corriente crítica indicados. En la zona del *kink*, de 5 mm de longitud, la corriente crítica bajó hasta 1 A.

5.4. Conclusiones

Las medidas de propagación del *quench* en las bobinas fabricadas con cinta de Kapton muestran que la MQE de las mismas se puede ver afectada por el espesor y configuración del aislamiento entre capas. Sin embargo, las componentes radiales y tangenciales de la velocidad de propagación de *quench*, son similares para las bobinas analizadas con esta misma configuración y su ratio está en concordancia con la anisotropía esperada en el comportamiento de estas bobinas.

Las velocidades de propagación del *quench* en la dirección tangencial (a lo largo de la dirección del conductor) dependen del material utilizado entre vueltas durante el proceso de fabricación (acero inoxidable, aluminio anodizado o Kapton), siendo los valores obtenidos en las bobinas co-bobinadas con metales menores que los que se miden en aquellas que se fabricaron con Kapton, debido a que parte del calor se propaga más fácilmente en la dirección radial. En todos los casos se han obtenido valores inferiores a los medidos en cintas superconductoras aisladas. Esta reducción es de aproximadamente un factor ~ 1.5 para las bobinas con Kapton y de ~ 2.8 para los co-bobinados con metal. Por el contrario, la componente radial se incrementa por un factor 3-4 si las bobinas se co-bobinan con acero inoxidable o aluminio anodizado en lugar de Kapton.

Se ha demostrado que el uso de cintas metálicas co-bobinadas con la cinta superconductora produce un aumento de la conducción térmica radial, que reduce la anisotropía de la velocidad de propagación del *quench* ($v_{p,\phi}/v_{p,r}$), observándose un buen acuerdo entre este valor y el estimado a partir de la expresión $\sqrt{k_\phi/k_r}$ en todas las bobinas analizadas.

Por otro lado, se ha observado que el *quench* no se desarrolla simétricamente alrededor de la vuelta central, donde se coloca el calentador, sino que la MPZ tiende a ser mayor hacia las vueltas interiores que hacia las exteriores, probablemente debido a los efectos del autocampo generado en la bobina. Con el fin de entender mejor esta asimetría es importante que la bobina esté instrumentada hacia el interior y el exterior de la misma.

Los valores mayores tanto de MQE como MPZ en la dirección radial se han obtenido para las bobinas co-bobinadas con acero inoxidable, y los menores para las bobinas en las que se usó Kapton enrollado de forma helicoidal sobre las cintas 2G-HTS. Estas últimas presentan los valores de conductividad térmica entre vueltas más bajos. Para todas las configuraciones estudiadas, los valores de MQE son notablemente más altos en las bobinas que en cintas similares sin bobinar, llegando a alcanzar valores desde 4 hasta 15 veces superiores para Kh10_2 y SS20D_2 respectivamente.

Los resultados obtenidos demuestran que el co-bobinado con aluminio anodizado o acero inoxidable produce velocidades de propagación radiales y una generación de voltaje total en la bobina durante la propagación de *quench* más rápida, lo cual podría ser beneficioso para conseguir bobinas 2G-HTS más robustas y fáciles de proteger que cuando se usa Kapton como material aislante entre vueltas.

La bobina Kh10W_2 se deterioró irreversiblemente durante los experimentos de *quench*, provocando un daño muy localizado con la formación de un *kink* en una de sus vueltas internas de la bobina cercanas al calentador. Como consecuencia de este daño, se produjo una reducción drástica de los valores de corriente crítica alrededor del mismo (en una longitud aproximada de unos 2 cm), provocando una disminución de la corriente crítica de toda la bobina. Este hecho pone de manifiesto la dificultad de proteger las bobinas 2G-HTS frente a *quench* cuando se emplea Kapton entre vueltas.

5.5. Referencias

- [1] M. D. Sumption *et al.*, “Thermal diffusion and quench propagation in YBCO pancake coils wound with ZnO and Mylar insulations”, *Supercond. Sci. Technol.* **23** (2010) 075004
- [2] J. W. Ekin, *Experimental Techniques for Low Temperature Measurements*. London, U.K. Oxford Univ. Press, 2006
- [3] D. H. Tien *et al.*, “Electrical and thermal conductivity of Stycast 1266 epoxy/graphite composites”, *J. Korean Phys. Soc.* **59** (2001) 2760-2764
- [4] T. R. Ogden, A. D. Rathsam and J. T. Gilchrist, “Thermal conductivity of thick anodic oxide coatings on aluminium”, *Materials Letters* **5** (1987) 84-87
- [5] J. Lee, Y. Kim, U. Jung, W. Chung, “Thermal conductivity of anodized aluminium oxide layer: the effect of electrolyte and temperature”, *Materials Chemistry and Physics* **141** (2013) 680-685
- [6] H. Chen *et al.*, “Thermal conductivity of polymer-based composites: Fundamentals and applications”, *Progress in Polymer Science* **59** (2016) 41-85
- [7] H. Bai, D. Markiewicz, J. Lu and H.W. Weijers, “Thermal conductivity test of YBCO coated conductor tape stacks interleaved with insulated stainless steel tapes”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **23** (2013) 4600204
- [8] A. B. Nuñez-Chico *et al.*, “Effects of thermal cycling and thermal stability on 2G HTS pancake coils”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **25** (2015) 8600104
- [9] E. Martínez *et al.*, “Quench development and propagation in metal/MgB₂ conductors”, *Supercond. Sci. Technol.* **19** (2006) 143-150
- [10] L. Liu *et al.*, “Quench behaviour comparison between solid nitrogen and conduction cooled REBCO coated conductor”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **28** (2018) 6602905
- [11] J. Pelegrín, E. Martínez, L.A. Angurel, Y-Y Xie, and V. Selvamanickam, “Numerical and Experimental analysis of normal zone propagation on 2G HTS wires,” *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **23** (2011) 3041
- [12] J. Pelegrin *et al.*, “Experimental and numerical analysis of quench propagation on MgB₂ tapes and pancake coils,” *Supercond. Sci. Technol.* **26** (2013) 045002
- [13] A. Stenvall, A. Korpela, R. Mikkonen and G. Grasso, “Stability considerations of multifilamentary MgB₂ tape”, *Supercond. Sci. Technol.* **19** (2006) 184
- [14] H. Song, K. Gagnon, and J. Schwartz, “Quench behavior of conduction-cooled YBa₂Cu₃O_{7- γ} coated conductor pancake coils stabilized with brass and cooper”, *Supercond. Sci. Technol.* **23** (2010) 065021
- [15] E. A. Young, C. M. Friend, and Y. Yang, “Quench characteristics of a stabilizer-free 2G HTS conductor”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **19** (2009) 2500–2503
- [16] D. X. Ma *et al.*, “Degradation analysis of REBCO coils”, *Supercond. Sci. Technol.* **27** (2014) 085014

Capítulo 6

Optimización de conductancias de contacto en dispositivos superconductores

Este capítulo se ha centrado en el estudio y optimización de contactos térmicos asociados a uniones metal-metal en sistemas de enfriamiento tipo “*cooling pipe*”, con el fin de mejorar la termalización de las pantallas anti-radiación en los criostatos de aceleradores de partículas del CERN, y de uniones metal-aislante eléctrico-metal, para termalizar la bobina y las barras de inyección de corriente a los distintos focos fríos en sistemas criogénicos enfriados por conducción.

6.1 Termalización del conjunto criogénico en sistemas superconductores

En el diseño y fabricación de dispositivos superconductores es necesario termalizar adecuadamente no sólo el superconductor, sino todos los componentes criogénicos del sistema, de forma que se consiga la estabilidad térmica del conjunto. Para conseguir este objetivo, los sistemas criogénicos se diseñan habitualmente con una o varias etapas térmicas intermedias entre temperatura ambiente y la de operación, y los distintos componentes se conectan térmicamente a los diversos focos fríos. De esta forma se logra además aumentar la eficiencia térmica del sistema.

La necesidad de optimizar la transferencia de calor en contactos mecánicos en sistemas criogénicos engloba problemas muy diversos. Algunos de los puntos críticos a los que hay que prestar especial atención cuando se diseña cualquiera de estos sistemas son: *i)* las uniones térmicas entre los dispositivos superconductores y sus soportes, así como entre estos soportes y las cabezas frías de los crio-refrigeradores; *ii)* los disipadores térmicos (*heat sinks*) para la termalización de las barras de corriente que han de ser a su vez aislantes eléctricos, lo que complica su diseño; *iii)* las uniones térmicas entre las pantallas anti-radiación y los focos fríos a temperaturas intermedias; *iv)* el anclaje térmico de termómetros y el resto de instrumentación, principalmente en aplicaciones a muy baja temperatura (por debajo de la temperatura del helio líquido). Obviamente, los requerimientos y particularidades de estas uniones dependen en gran medida del dispositivo (tamaño, temperatura de operación, carga térmica...), así como del método de enfriamiento empleado: conducción, inmersión en un líquido criogénico (*cooling bath*), convección natural o forzada de un gas frío, sistema de tuberías por los que circula un líquido o gas criogénico (*cooling pipes*), etc.

Cuando dos superficies sólidas entran en contacto, el calor se transfiere de una superficie a otra, generándose un incremento de temperatura a través de la interfaz, que corresponde a la resistencia térmica de contacto asociada a esa conexión [1]. La resistencia térmica de contacto (TCR, *thermal contact resistance*, o R_H), así como su inversa denominada conductancia térmica de contacto (TCC, *thermal contact conductance*, o h_c), pueden definirse como:

$$R_H = \frac{\Delta T \cdot A_c}{Q} ; h_c = \frac{1}{R_H} \quad (6.1)$$

donde ΔT (en K) es el incremento de temperatura entre las dos superficies en contacto, Q (en W) es el flujo de calor a través de la unión en la dirección normal a las superficies en contacto y A_c (en m²) es el área de contacto.

La diferencia de temperaturas a través de las superficies en contacto dentro de la unión representa frecuentemente una parte muy significativa de la diferencia de temperatura total que se establece entre el material que debe enfriarse y el foco frío, por

lo que la optimización de la transferencia de calor a través de la interfaz en dichas uniones es de gran relevancia tecnológica.

La mayoría de los resultados experimentales publicados sobre resistencias térmicas en contactos mecánicos corresponden a situaciones que operan a altas temperaturas (alrededor o por encima de temperatura ambiente) [2] - [6]. Por otro lado, la mayoría de datos criogénicos que se conocen corresponden a temperaturas próximas y por debajo de la del helio líquido (4.2 K) [7] - [9], mientras que hay pocos datos en el rango de 20 K a 150 K [6], que ahora ha cobrado un renovado interés con el aumento de aplicaciones que utilizan sistemas de enfriamiento de ciclo cerrado (crio-refrigerador) que pueden operar a cualquier temperatura dentro de este rango. Los resultados a temperaturas criogénicas intermedias no pueden extrapolarse de los resultados de altas temperaturas porque las contribuciones a la conducción térmica de los electrones y fonones presentes son diferentes en ambos rangos de temperaturas [10]. Además, dentro del rango de temperaturas criogénicas, los resultados para $T < 4$ K difieren de los correspondientes a temperaturas en el rango de 30 - 120 K.

La TCR entre sólidos a baja temperatura depende de algunas características físicas que habitualmente no son relevantes a alta temperatura y presentan una fenomenología diferente [1], [6]-[9]. Algunas de estas características son:

- i)* El efecto de la presión en la unión. Inicialmente TCC es proporcional a la presión ΔP que empuja entre sí las superficies de los materiales sólidos en contacto mecánico directo (es decir, sin láminas de interposición). Sin embargo, a altas presiones se alcanza un valor constante de TCC, siendo este resultado independiente de que el esfuerzo correspondiente a la presión aplicada ($\Delta P/A_c$) sea capaz de producir deformaciones reversibles (elásticas) o irreversibles (plásticas) en el conjunto, ya que las zonas en contacto directo entre sólidos siempre experimentan deformación plástica.
- ii)* El área de contacto para bajas presiones es importante ya que las zonas reales de interacción directa entre las superficies son casi puntuales, por lo que el área que permite la conducción es reducida aunque el resto de zonas intercambia calor por radiación. A altas presiones, sin embargo, los cambios en el área de contacto no son significativos por lo que la TCR es independiente del área de contacto [11].

- iii) Influencia de la conductividad térmica de los constituyentes, ya que la TCR es proporcional al ratio entre la conductividad térmica (mayor conductividad implica más facilidad al paso de calor para una misma área en los puntos de contacto). Además, la resistencia térmica es mayor cuando los materiales de la unión son del tipo metal/no-metal frente a las uniones fabricadas con la configuración metal/metal [6].
- iv) La microdureza del material, ya que mayor dureza implica que a igual presión será menor la penetración de un material en el otro.

La conductancia térmica de la unión mejora cuando se limpian y pulen las superficies, cuando se disminuye la rugosidad media de las superficies de los materiales o cuando se hacen pulidos o recubrimientos electrolíticos. Las capas de óxidos y de recubrimientos también pueden determinar el valor de TCR. Por otra parte, en muchas superficies metálicas hay una capa delgada de óxido ($<$ centenas de nm) que no afecta a la TCR pero si a su conductividad eléctrica [6]. La inserción de láminas delgadas ($\approx 1 \mu\text{m}$) de grasa, como por ejemplo, Apiezon N, barnices, resinas o metales blandos, como el indio o el plomo, entre las superficies de los materiales en contacto minimizan los valores de la resistencia. El material utilizado en estas láminas permite rellenar los huecos o intersticios que existen entre las dos superficies que se encuentran en contacto mecánico directo. Según Ekin [11], cuando los valores de presión son pequeños ($< 1 \text{ MPa}$) es mejor usar grasa (Apiezon N) en la superficie de contacto; cuando el nivel de presión es intermedio se recomienda el uso de indio; y en el caso de emplear presiones elevadas, es decir, que logran deformar el propio metal de la unión, no se recomienda el uso de capas intermedias.

En esta tesis se ha abordado el problema de optimizar los contactos térmicos en dos casos concretos:

Uniones metal-metal en sistemas de enfriamiento tipo “cooling pipe”. En los sistemas enfriados mediante un sistema de tuberías, éstas han de estar en buen contacto térmico con los materiales que deben enfriar. Puesto que en estos sistemas los conductos suelen ser de acero por razones mecánicas, uno de los problemas más habituales es conseguir una buena conexión térmica entre los distintos materiales (acero-aluminio o acero-cobre, normalmente), lo que conlleva retos tecnológicos importantes debido a sus diferentes propiedades térmicas y mecánicas.

En concreto, en esta tesis se ha analizado la unión térmica entre una tubería de acero inoxidable por la que puede circular un líquido o gas criogénico y un bloque de aluminio, con el objetivo de optimizar la termalización de las pantallas anti-radiación (también de aluminio) para los futuros criostatos de los aceleradores de la Organización Europea de Investigación Nuclear (CERN). Este método de termalización dotaría a las pantallas térmicas con bloques de aluminio soldados a lo largo de ellas y por los que se haría pasar una tubería de acero inoxidable por la que circularía helio gas a 60 K y podría ser usado como una alternativa a los sistemas ya existentes.

Uniones metal-aislante eléctrico-metal. Los sistemas de inyección de corriente en bobinas superconductoras utilizan barras de alimentación que permiten inyectar intensidades de centenares de amperios desde regiones a temperatura ambiente a otras a temperaturas criogénicas. El flujo de calor a través de ellas, debido al gradiente térmico y al efecto Joule por la resistencia eléctrica al paso de corriente, debe evacuarse de forma eficiente para obtener sistemas térmicamente estables. Cuando no se usa ningún gas o líquido para refrigerar las barras, estas se anclan a los diversos focos fríos, mediante una unión térmica que ha de ser a su vez aislante eléctrica. En muchas ocasiones, el último tramo de las barras de corriente (entre temperaturas por debajo de 77 K y la temperatura de operación) se sustituye por materiales HTS para minimizar el flujo de calor por conducción térmica a la bobina.

Este tipo de uniones puede usarse también para termalizar la bobina al foco frío en sistemas enfriados por conducción.

6.2 Resistencias térmicas metal-metal en sistemas “*cooling pipe*”

El estudio de la transferencia de calor en los experimentos llevados a cabo en el CERN ha sido de gran relevancia ya que las bobinas superconductoras operan en un rango de temperaturas cercanas al cero absoluto. En la actualidad, el departamento de tecnología del CERN desarrolla unas nuevas pantallas térmicas que se pueden enfriar a través de la circulación de líquidos o gases criogénicos por las paredes de esas pantallas. En este caso particular se utiliza helio gas. Para conseguir una buena termalización de las pantallas es necesario analizar y optimizar las uniones térmicas que se establecen entre las pantallas térmicas y los conductos de circulación.

En este apartado se muestran los experimentos realizados para medir la resistencia térmica en vacío de la unión térmica acero/aluminio que se empleará para enfriar las pantallas térmicas de los criostatos del CERN. Aunque en la versión final se usará helio gas, en estos ensayos se usó nitrógeno líquido en el interior de la tubería de acero, en lugar de hacer circular helio gas. A partir de estos datos, y usando una estimación analítica del sistema, hemos obtenido un valor de la conductancia térmica de contacto entre las dos superficies de contacto acero / aluminio.

6.2.1 Descripción de las muestras

Se han fabricado cuatro bloques de dimensiones 130 mm x 40 mm x 40 mm (Figura 6.1). Uno de estos bloques, que se toma como referencia, se ha mecanizado en una sola pieza de aluminio creando un depósito en su interior, para contener el N₂L. Al estar fabricada de un único material, en esta configuración no existe ninguna unión por lo que es la mejor configuración para optimizar la transferencia de calor (muestra R_Al de la Figura 6.1 a)). En el resto de bloques se introduce una tubería de acero inoxidable de 21.3 mm de diámetro exterior y 1.6 mm de pared (Figura 6.1 b)). Al existir un hueco entre el bloque de aluminio y la tubería, sobre el bloque de aluminio se ejerce una fuerza de compresión mediante el sistema que se muestra en la Figura 6.1 c). Con el fin de poder establecer cuál es la mejor configuración de carga entre las dos piezas y la eliminación del hueco que queda entre ellas, en cada uno de los casos, los bloques se comprimen variando el par de fuerzas en un rango comprendido entre 10 y 20 N·m.

Una vez realizada la precarga, y para garantizar que se mantiene la presión ejercida en la unión de los materiales durante el proceso de enfriamiento, se aplica un cordón de soldadura de aluminio tal y como se muestra en la Figura 6.1 d).

Cada una de las muestras se instrumentó con un calentador de 33 Ω de resistencia y dos termómetros cilíndricos (Pt-100). Uno de ellos se coloca cerca del calentador (foco caliente) y otro cerca de la tubería (foco frío), como se indica en la (Figura 6.1 e)). Con el fin de evitar que los sensores se pudieran mover y se deterioraran, se mecanizaron unas cavidades especiales en la parte central del interior de los bloques de aluminio. Además de esa manera se facilita que las medidas de temperatura se realicen en el centro y no en la superficie de la muestra.



Figura 6.1. a) Pieza de aluminio realizada mediante torneado mecánico. b) Bloque de aluminio en el que se ha insertado una tubería de acero inoxidable. c) Aparataje con el que se hace la precarga en los bloques de aluminio con la tubería de acero, donde: (1) es la muestra, (2) tornillos para fijar el bloque y (3) tornillo mediante el cual se aplica la precarga en el rango comprendido entre 10 N·m y 20 N·m. d) Muestra con la soldadura ya realizada. e) Fotografía donde se muestran las posiciones de los sensores de temperatura ($T_{caliente}$ y $T_{frío}$ círculos izquierdo y derecho, respectivamente); el calentador (rectángulo rojo), así como las dimensiones del bloque y la tubería.

6.2.2 Descripción del equipo experimental

Todos los experimentos se realizaron en vacío, en un criostato proporcionado por la sección CMI (*Cryostats and Machine Integration*) del departamento de Tecnología del CERN. El criostato, con unas dimensiones como las mostradas en la Figura 6.2 a), posee un depósito para albergar el nitrógeno líquido, el cual está abierto al exterior y posee dos orificios donde las muestras se anclan mecánicamente mediante una conexión KF40 a las tuberías que forman parte de las muestras (6.2 b)). Una vez que se alcanza el vacío deseado, el tanque y, por lo tanto, las tuberías que forman parte de las muestras, se llenan con N_2L lo que origina que la transferencia de calor en los bloques de aluminio se produzca por conducción térmica.

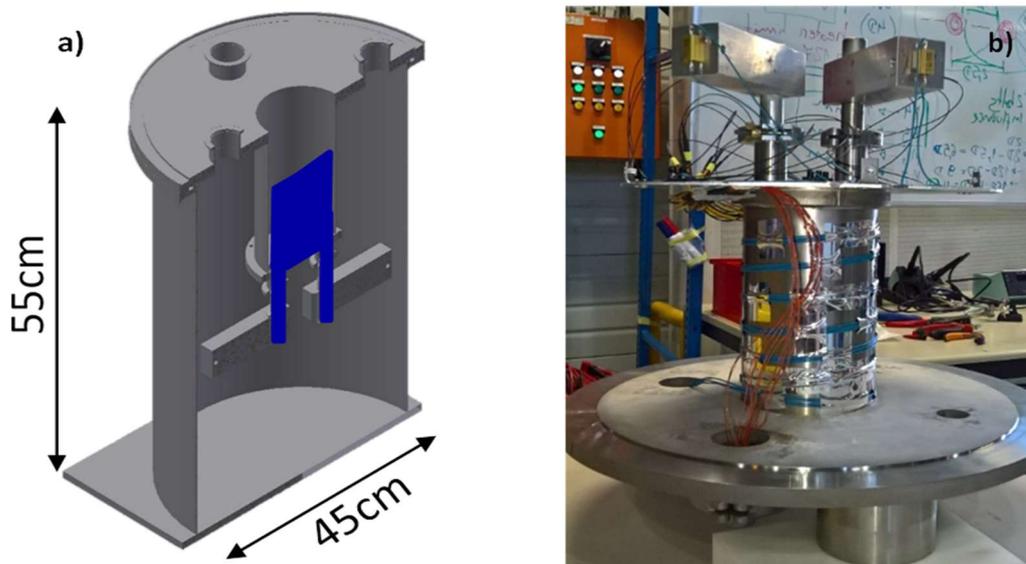


Figura 6.2. a) Corte transversal del criostato de prueba. La zona azul indica donde se sitúa el Nitrógeno líquido. b) Muestras montadas e instrumentadas con los calentadores de 33Ω y los termómetros, Pt-100.

Una vez estabilizada la temperatura en las muestras a 77 K , el calor se genera haciendo circular una corriente eléctrica por los calentadores usando una fuente de corriente (valores máximos 3 A y 30 V), la cual se controla con una tarjeta Agilent 34972 conectada a los canales de un multiplexor. El programa de control del proceso de generación de calor y de registro de la variación de temperatura en las muestras se realizó

en LabVIEW. Tanto la fuente de alimentación como el multiplexor se controlan con un programa de LabVIEW que muestra por pantalla los gráficos de la variación de la temperatura de las muestras. Además, el programa graba y almacena los datos recogidos durante el enfriamiento de los bloques y también se encarga de controlar cómo se inyecta el calor durante la medida, repitiendo el proceso desde 0 W hasta 27 W.

6.2.3 Obtención experimental de los valores de resistencia térmica

Una vez conocidos los valores de temperatura medidos en el bloque de aluminio cerca de la tubería, T_{frio} (en K), la temperatura dentro de la tubería (77 K) y el calor suministrado por el calentador, Q (en W), se puede calcular la resistencia térmica, R_t (en K/W) mediante la ecuación:

$$R_t = \left(\frac{T_{frio} - 77 \text{ K}}{Q} \right) \quad (6.2)$$

Cada muestra de aluminio con tubo de acero, precargada usando un diferente par de fuerzas, se sometió a varias medidas. En cada ensayo, la diferencia de temperaturas en la muestra se mide a la vez que en la de referencia, que ha sido la misma en todas las medidas. En la Figura 6.3 se muestran los valores de resistencia térmica en función del calor suministrado en los bloques de aluminio para las distintas precargas establecidas.

Se puede observar como los valores de R_t medidos en la muestra fabricada con un par de 10 N·m, cuyos valores están comprendidos entre 1 K/W y 0.4 K/W, son entre 3 y 4.5 veces mayores que los conseguidos cuando la precarga aumenta hasta 15 N·m y 20 N·m. Un hecho importante es que con estos dos valores de precarga, la resistencia térmica es prácticamente idéntica. Por otro lado, la resistencia térmica para estas precargas muestra unos valores entre 2 y 5 veces mayores que los medidos en la muestra de referencia. En consecuencia, se puede observar que una precarga de 10 N·m no es suficiente para obtener una buena transferencia de calor entre el aluminio y el acero inoxidable por lo que la refrigeración que será necesaria para disipar el calor generado en las pantallas será mayor que en el resto de casos estudiados. Por otro lado, y aunque la muestra de referencia, R_{Al} , es la misma en todos los experimentos los resultados

obtenidos no son exactamente iguales como se esperaba a priori. Estas diferencias se concentran, principalmente, en el rango de potencias inferiores a 3 W. Esto puede ser debido a pequeños cambios en el momento en que se inicia el cambio de régimen en el nitrógeno y la diferencia en los valores de transferencia de calor entre el nitrógeno líquido y la pared interna del tubo en contacto con este. Estos valores son muy diferentes dependiendo del régimen en el que se encuentre el nitrógeno, como se discutirá más adelante.

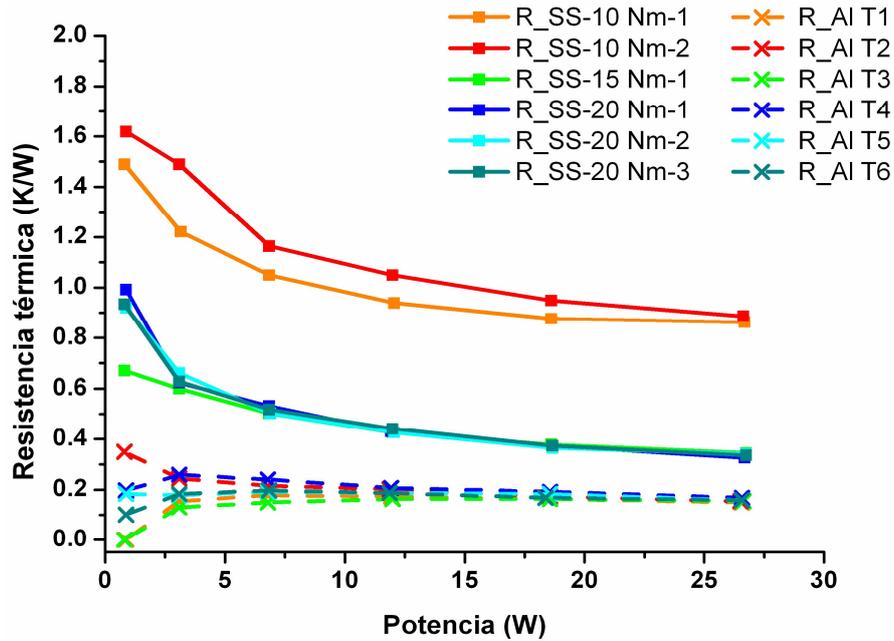


Figura 6.3. Resistencia térmica en función del calor inyectado para la muestra referencia (R_AI) y las muestras con la tubería de acero inoxidable (R_SS). Cada color representa una medida en la que se miden a la vez una de las muestras R_SS y la de referencia (R_AI). Nótese que para algunas muestras de acero inoxidable el mismo experimento se repitió varias veces (designado por el último dígito en la notación empleada). La muestra de referencia es la siempre misma en las seis medidas realizadas.

6.2.4 Estimación de la conductancia térmica de contacto, h_c , en sistemas “cooling pipe”

La analogía eléctrica es un método efectivo para el análisis de los procesos de transferencia de calor. En la Figura 6.4 se muestra el circuito térmico equivalente usado para estimar la conductancia térmica de contacto y las resistencias por conducción y convección entre las diferentes zonas en cada una de las muestras.

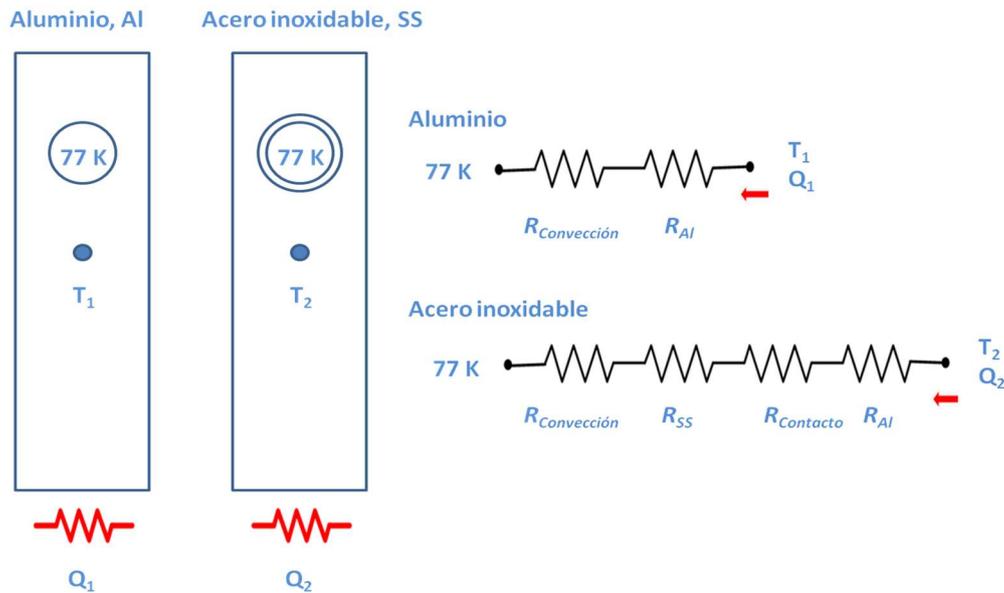


Figura 6.4. Circuito térmico equivalente para las muestras de aluminio (1) y con la tubería de acero inoxidable (2), donde $R_{Convección}$, $R_{contacto}$, R_{Al} y R_{SS} son las resistencias térmicas de convección, del contacto entre Al y acero, en el aluminio y en el acero inoxidable respectivamente, T_i es la temperatura en el foco frío y Q_i es la potencia de calor suministrada.

Las expresiones utilizadas para estimar la conductancia térmica de contacto, h_c , se muestran a continuación (ecuaciones desde la (6.3) a la (6.12)). Q_1 y Q_2 son las entradas de calor (en W) en los bloques de aluminio, T_1 y T_2 son las temperaturas en el punto frío en los dos tipos de muestras, k_{SS} y k_{Al} son las conductividades térmicas del acero inoxidable y el aluminio, respectivamente. Estas conductividades se obtienen a partir de las temperaturas en el foco caliente y el frío ($T_{caliente}$ y $T_{frío}$). A_{xx} son las áreas transversales al flujo de calor para los diferentes materiales, e_x es una distancia equivalente asociada a

la distancia entre el termómetro y la tubería (Figura 6.1 e)) y h es el coeficiente de convección del nitrógeno. Se ha considerado que para cada ensayo, h es igual en las dos tuberías (la de acero y la de la muestra de referencia, que es de aluminio).

$$Q_1 = \frac{T_1 - 77}{R_{Convección} + R_{Al}} = \frac{T_1 - 77}{\frac{1}{hA} + \frac{e_x}{k_{Al}A_{Al}}} \quad (6.3)$$

$$\begin{aligned} Q_2 &= \frac{T_2 - 77}{R_{Convección} + R_{SS} + R_{Contacto} + R_{Al}} \\ &= \frac{T_2 - 77}{\frac{1}{hA} + R_{SS} + \frac{1}{h_c A_c} + \frac{e_x}{k_{Al}A_{Al}}} \end{aligned} \quad (6.4)$$

donde $A = l\pi D_{int}$ es el área del tubo en contacto con el N_2L , $A_c = l\pi D_{ext}$ es el área de contacto entre el bloque de Al y el tubo de acero, $A_{Al} = l \cdot w$ donde l y w son el alto y el ancho del bloque respectivamente; D_{ext} y D_{int} son el diámetro exterior e interior de la tubería (Figura 6.1 e)). Reagrupando y renombrando los términos de las ecuaciones 6.3 y 6.4, las expresiones anteriores se pueden reescribir de la siguiente manera:

$$R_0 = \frac{1}{hA} + \frac{e_x}{k_{Al}A_{Al}} \quad (6.5)$$

$$R_0 = \frac{T_1 - 77}{Q_1} \quad (6.6)$$

$$R_c = R_{SS} + \frac{1}{h_c A_c} \quad (6.7)$$

donde R_{SS} viene dada por:

$$R_{SS} = \frac{\ln\left(\frac{D_{ext}}{D_{int}}\right)}{2\pi l k_{SS}} \quad (6.8)$$

R_0 y R_0+R_c son las resistencias térmicas totales para el caso del bloque de aluminio y el bloque de aluminio con un tubo de acero, respectivamente. Suponiendo que la entrada de calor suministrado es la misma en ambos bloques y que la contribución se repartirá uniformemente en toda la superficie de la tubería, se puede afirmar que:

$$Q_1 = Q_2 \quad (6.9)$$

$$\frac{T_1 - 77}{R_0} = \frac{T_2 - 77}{R_0 + R_c} \quad (6.10)$$

$$R_c = R_0 \left(\frac{T_2 - 77}{T_1 - 77} \right) - R_0 \quad (6.11)$$

$$h_c = \frac{1}{A_c(R_c - R_{SS})} \left(W/m^2K \right) \quad (6.12)$$

reemplazando en las ecuaciones anteriores los datos experimentales de las dos temperaturas medidas y el calor suministrado en cada experimento, se puede hallar el valor de R_0 y R_c . Además, conocidos e , w , l , D_{ext} y D_{int} y los valores de conductividad térmica del acero inoxidable publicados en las referencias [11] y [12] se puede estimar el valor del coeficiente de la conductancia térmica de contacto entre el aluminio y el tubo de acero, h_c .

Los valores de h_c se muestran en la Figura 6.5 en función de la temperatura en el bloque de aluminio cerca del foco frío, T_2 , y de la potencia de calor suministrada, Q_2 , para los torques de 10, 15 y 20 N·m. Se observa que el valor del coeficiente h_c es casi constante para los experimentos realizados con una precarga de 10 N·m, teniendo un valor de aproximadamente 600 W/m²·K (para temperaturas de ~90 a 100 K y potencias desde ~12 W a 27 W). En los experimentos realizados en las muestras fabricadas con 15 y 20 N·m estos valores se incrementan, creciendo de forma lineal, desde 505 W/m²·K (para $Q_2 = 0.75$ W y $T_2 = 77$ K) hasta 4626 W/m²·K (para $Q_2 = 27$ W, $T_2 = 86$ K). En concordancia con un valor mayor de h_c , la temperatura T_2 es menor para el mismo valor de calor inyectado que en aquellas muestras a las que se les aplicó un torque menor. Los valores de h_c estimados en las muestras con precargas de 20 y 15 N·m son entre 3 y 8

veces mayores que para la muestra de 10 N·m, por lo que permiten una mejor termalización de la pantalla térmica.

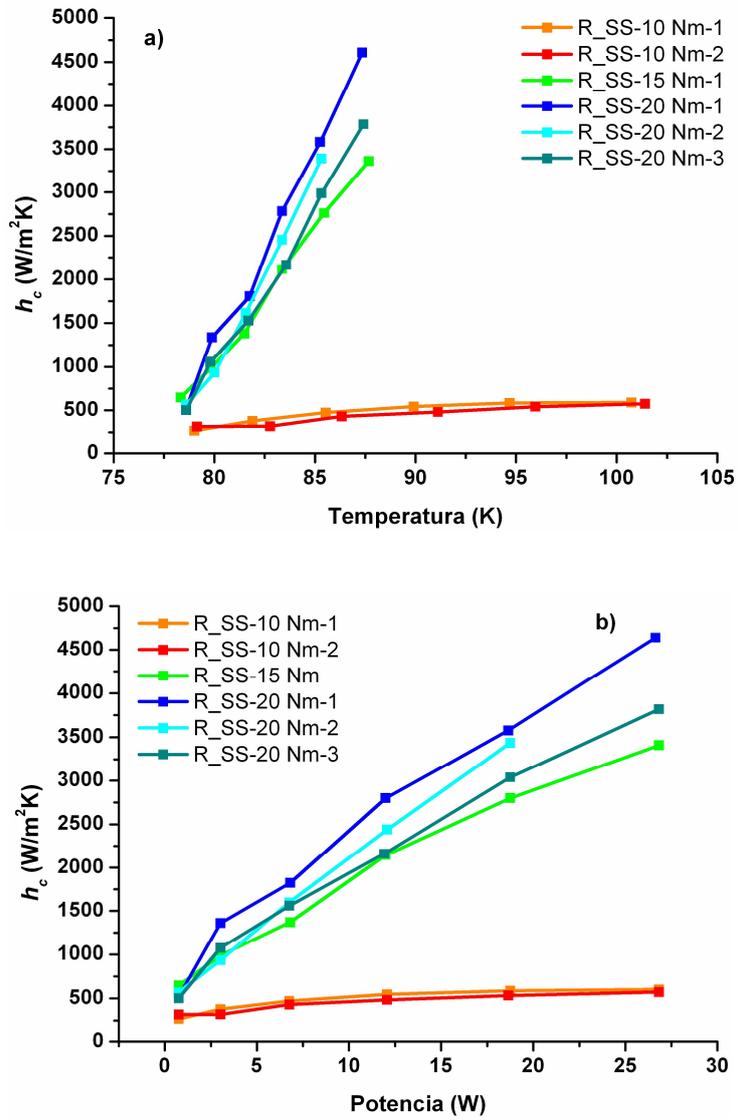


Figura 6.5. Coeficiente de la TCC, h_c , para el contacto Al-SS para los torques de 10, 15 y 20 N·m a) en función de la temperatura T_2 y b) en función de la potencia de calor inyectada Q_2 .

En la Figura 6.6 se representa la evolución de la temperatura T_1 y T_2 en función de la potencia que se le suministra al sistema. Se puede observar como los menores rangos de temperaturas se alcanzan en las muestras fabricadas con un torque de 15 N·m o 20 N·m, mientras que el incremento de temperatura en la muestra de 10 N·m llega a ser 20 veces superior que en la de referencia.

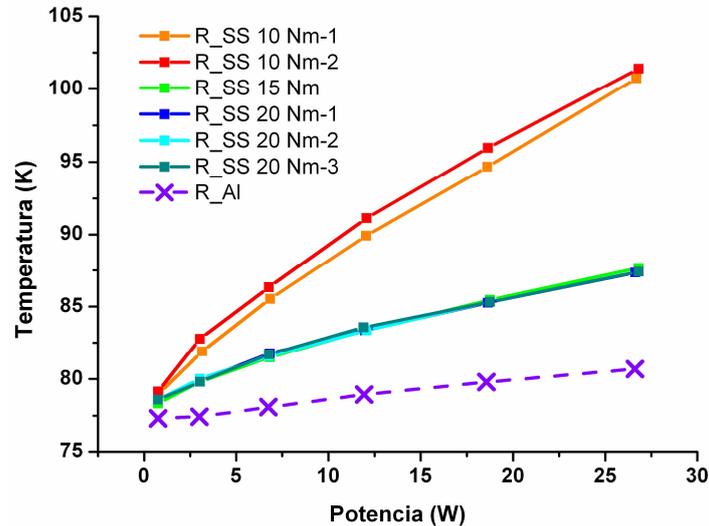


Figura 6.6. Evolución de la temperatura, $T_{frio} = T_2$ y T_1 en función de la potencia de calor suministrada al sistema para las muestras de acero inoxidable (R_SS) y la referencia de aluminio (R_Al), respectivamente.

Se puede ver en los resultados mostrados en la Figura 6.3 y en la Figura 6.5 que existen ligeras diferencias entre diferentes medias realizadas sobre la misma muestra, principalmente cuando se trabaja con valores bajos de potencia aplicada. Estas diferencias podrían deberse a variaciones del valor del coeficiente de transferencia de calor en la pared interna del tubo, que está en contacto con el nitrógeno líquido y que presenta distintos valores dependiendo del régimen en el que se encuentre tal como se muestra en la Figura 6.7.

En la Figura 6.8 se pueden observar mejor los distintos procesos de enfriamiento que tienen lugar en el nitrógeno líquido. La gran diferencia entre el *nucleate boiling* y *film boiling* está en que en este último caso todo el líquido pasa al estado vapor en las proximidades de la superficie del material, por lo que la transferencia de calor se hace a

través del vapor y no del líquido. En cambio, en el régimen de *nucleate boiling* coexisten la formación de burbujas y el líquido junto a la superficie del material siendo en este régimen la transferencia de calor mucho más efectiva.

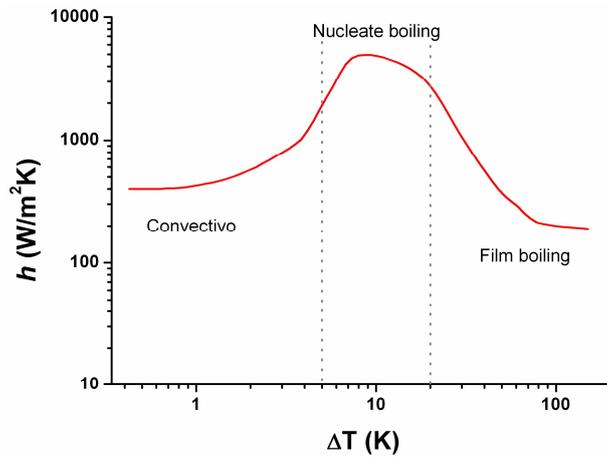


Figura 6.7. Valores del coeficiente de transferencia de calor del nitrógeno líquido, h , en función de la diferencia de temperatura entre la pared del recipiente y el líquido. Datos representados a partir de los mostrados en Flynn [13].

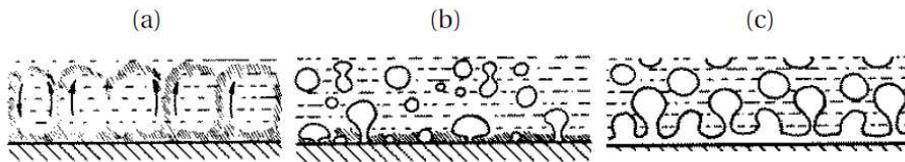


Figura 6.8. Diferentes regímenes de enfriamiento dentro de un fluido: a) convección, b) formación de burbujas, *nucleate boiling* y c) ebullición en capa delgada, *film boiling* [14].

Con el fin de conocer el régimen en el que se encuentra el nitrógeno en nuestros experimentos, se ha realizado una estimación del valor del coeficiente de transferencia de calor por convección, h , a partir de la ecuación 6.5, comparándolos con los valores obtenidos por Flynn [13].

Se observa como para potencias pequeñas, menores de 3 W, el coeficiente de transferencia de calor del nitrógeno, h , alcanza valores en el rango entre 400 y 700 W/m²K. En este rango, el régimen que gobierna la transferencia de calor es el convectivo

(Figura 6.8 a)) de acuerdo con los resultados que se recogen por Flynn en [13]. Cuando la potencia calorífica aumenta hasta el máximo que se consigue en el sistema de medida, los valores de h llegan a aproximadamente $2500 \text{ W/ m}^2\cdot\text{K}$, con lo que el sistema se encontraría cercano al régimen *nucleate boiling* (Figura 6.8 b)).

6.3 Conductancia térmica en uniones metal-aislante eléctrico-metal

Los materiales dieléctricos convencionales utilizados en la fabricación de uniones térmicas en tecnologías eléctricas, como el Teflón, Kapton, Nylon, G-10, etc. presentan valores de conductividad térmica que son órdenes de magnitud inferiores a los de los metales (ver Figura 1.8) y además disminuyen al bajar la temperatura.

Tradicionalmente, se ha empleado el zafiro (monocristal de Al_2O_3) en aplicaciones a temperaturas de 4.2 K o menores, ya que presenta una alta conductividad térmica a estas temperaturas. Sin embargo, su uso viene limitado a aplicaciones que requieran piezas pequeñas, del orden de 1 cm^2 . Como se observa en la Figura 6.9, las cerámicas sinterizadas de Al_2O_3 presentan también valores aceptables de conductividad térmica a bajas temperaturas, aunque cuando es necesario fabricar grandes piezas tienen el inconveniente de ser difíciles de mecanizar. Hay que tener en cuenta que para conseguir elevadas conductividades térmicas es crítico disponer de una cerámica sinterizada con alta densidad y grado de pureza [16], [17]. Por otro lado, existen en el mercado cerámicas basadas en el nitruro de aluminio como el BNP-2 o el Shapal M, que presentan la ventaja de ser mecanizables, y que normalmente se utilizan como disipadores de calor a temperatura ambiente, ya que exhiben una excelente conductividad térmica a esta temperatura, mayor que la alúmina. Este tipo de cerámicas podrían ser también una alternativa a la alúmina para ciertas aplicaciones criogénicas. Puesto que no hay datos experimentales de las propiedades térmicas del BNP-2 a temperaturas criogénicas, los valores experimentales de la conductividad térmica se han medido en un sistema PPMS (*Physical Property Measurement System - Quantum Design*) de la Universidad de Zaragoza. Los resultados se presentan en la Figura 6.9.

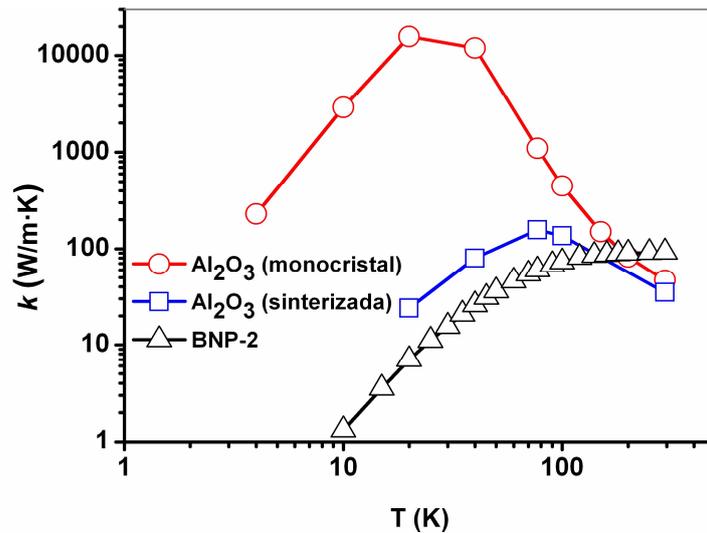


Figura 6.9. Valores experimentales de la conductividad térmica para la cerámica BNP-2 comparados con los medidos en la literatura en piezas de Al₂O₃ sinterizada [11] y en un monocristal de Al₂O₃ [12].

En esta tesis hemos explorado la posibilidad de obtener una unión con buena conducción térmica y aislamiento eléctrico a temperaturas criogénicas generando un recubrimiento de Al₂O₃ en placas de Cu. Esto se ha conseguido utilizando técnicas de proyección térmica con una configuración que reduce la oxidación del Cu [18]. Esta tecnología presenta la ventaja de poder aplicarse a soportes y piezas de gran tamaño y con formas muy diversas. La microestructura de estas muestras se ha caracterizado con microscopía electrónica y sus propiedades térmicas se han analizado obteniendo experimentalmente la TCR a temperaturas en el rango de 20 K a 77 K. Los resultados obtenidos para esta configuración se han comparado con las resistencias térmicas de contacto de otras uniones con aislamiento eléctrico: Cu / BNP-2; Cu / monocristal sintético de Al₂O₃; así como la unión Cu / Cu, que se toma como referencia.

6.3.1 Preparación y microestructura de recubrimientos Al/Al₂O₃ sobre Cobre

Los sustratos utilizados son placas comerciales de Cu, de 0.5 mm de espesor cuya superficie se pulió con una lija de 1200. Debido a que la proyección térmica de la alúmina podría producir una capa de CuO sobre las placas de cobre, reduciendo la adherencia sobre ellas, se optó por depositar dos capas, una de Al y otra de Al₂O₃ mediante

tecnología de proyección en frío y por plasma, respectivamente. Estos recubrimientos fueron realizados en el Centro de Proyección Térmica (CPT) de la Universidad de Barcelona. Las partículas de polvo de aluminio, al incidir a velocidades supersónicas, se deforman mecánicamente sobre el sustrato de cobre. Por otro lado, el polvo de alúmina, que se encuentra en forma de materia prima cerámica, se funde durante la pulverización obteniendo así una fase líquida homogeneizada. Posteriormente, las pequeñas gotas fundidas se aceleran y solidifican rápidamente al impactar sobre el sustrato, produciéndose el recubrimiento sobre la placa de cobre.

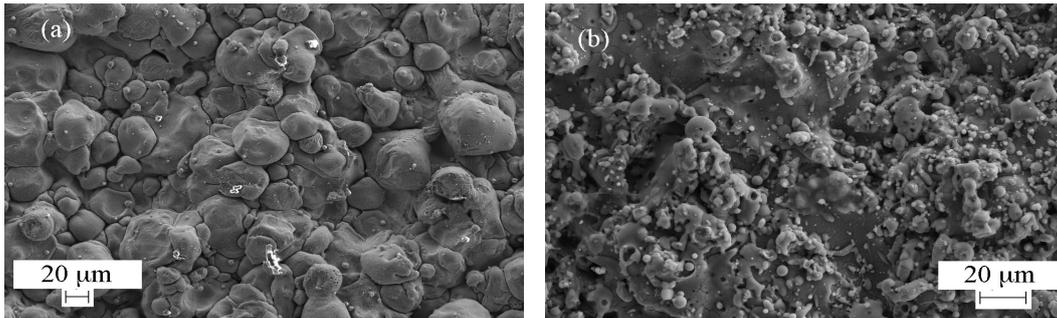


Figura 6.10. Topografía de las superficies de la muestra obtenida por FESEM: a) Después de la deposición inicial de la capa de Al sobre la placa de Cu. b) Tras la deposición final de la capa de Al_2O_3 .

La Figura 6.10 muestra imágenes FESEM de las superficies de la muestra después de cada etapa de la deposición. La primera capa de aluminio sobre la placa de cobre, Figura 6.10 a), está formada por granos de Al que tras ser deformados por los impactos a alta velocidad de la proyección generan una alta rugosidad con un tamaño de grano comprendido entre $10\ \mu\text{m}$ y $50\ \mu\text{m}$. Sin embargo, la segunda capa de Al_2O_3 está constituida por granos muy finos de material cerámico fundido (Figura 6.10 b)).

La estructura de la capa del revestimiento se observa claramente en las imágenes de la Figura 6.11 que corresponden a una sección transversal pulida de estas muestras. Las imágenes de la Figura 6.11 a) se han obtenido utilizando electrones retrodispersados (arriba) y electrones secundarios (abajo). En la primera se observan las distintas fases presentes, distinguiéndose claramente tres zonas: la superficie de la placa de cobre (gris más claro) que muestra una alta rugosidad generada durante un proceso previo de granallado que se realiza antes de depositar la capa de Al. Encima del cobre se observa la

capa de Al de $\approx 30 \mu\text{m}$ de espesor y que presenta una alta rugosidad, reflejo de las diferencias de espesor entre distintos puntos de la capa, y finalmente, la capa de Al_2O_3 , gris más oscuro en la imagen, de unos $50 \mu\text{m}$ de grosor y con una mayor uniformidad que la de Al. En la imagen inferior, obtenida con electrones secundarios, se puede distinguir que la mayor parte de la porosidad del recubrimiento se concentra en esta capa de alúmina.

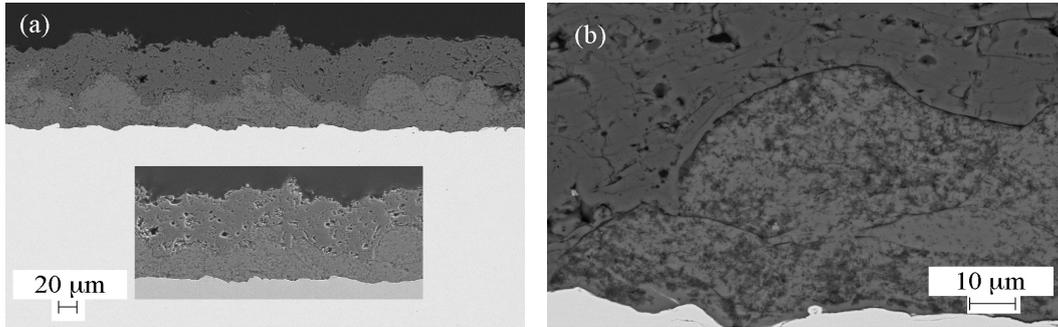


Figura 6.11. FESEM (electrones retrodispersados) de las interfaces del revestimiento Cu/Al/ Al_2O_3 . (a) vista general y (b) detalles de las interfaces. En a) se ha incluido una imagen obtenida con electrones secundarios en la que se observa la porosidad de la capa de alúmina.

La Figura 6.11 b) muestra con mayor detalle las fronteras entre las diferentes capas, mostrando que se alcanza una muy buena adherencia entre ellas. Por un lado, no se detectan capas de óxido de cobre entre la placa de Cu y el recubrimiento de Al. Por otro lado, se observa que en las proximidades del Al metálico la estructura que presentan los granos del recubrimiento de alúmina es laminar.

6.3.2 Caracterización de la conductancia térmica de contacto

En este apartado se muestran los resultados obtenidos de la caracterización térmica de la solución propuesta en esta tesis, descrita en el apartado anterior. Por comparación, se presentan también los resultados obtenidos con otros materiales. En concreto, se ha medido la resistencia térmica de una unión entre dos bloques de cobre cuando se interponen entre ellos cuatro muestras diferentes en forma de placa de espesores similares:

1. Una placa de Cu con recubrimiento de Al/Al₂O₃ en una de las superficies de la misma y fabricada según el procedimiento descrito en el apartado anterior.
2. Una placa de Cu idéntica a la anterior pero sin recubrimiento.
3. Un monocristal sintético de Al₂O₃ (zafiro, Aldrich, de 0.5 mm de espesor).
4. Una cerámica comercial BNP-2 de 0.6 mm de espesor.

En todos los casos el área de la placa es de 1 cm².

La rugosidad, R_a , de las cuatro muestras se ha caracterizado mediante microscopía confocal, obteniendo los siguientes valores: 174 nm en las placas de Cu, 6.5 μm en el recubrimiento de Al/Al₂O₃, 10 nm para el zafiro y 1.5 μm en el caso del BNP-2.

Como ya se explicó en el apartado 6.2.4, una de las maneras de analizar el flujo de calor a través de las dos superficies de un contacto mecánico es mediante la medida de la TRC o su inversa, TCC. En este apartado se han empleado dos aproximaciones experimentales para obtener información sobre la TCC o h_c . Inicialmente se diseñó un experimento para poder comparar cualitativamente la calidad de las diferentes uniones estudiadas. Posteriormente se desarrolló un método que nos permitiera estimar experimentalmente los valores de resistencia térmica de contacto entre el cobre y las distintas muestras.

En la Figura 6.12 se muestra el esquema de la primera aproximación experimental utilizada para caracterizar la TCC. Se han colocado las muestras en forma de placa entre dos bloques de cobre más grandes en los que se registra la evolución temporal de su temperatura $T_{ref}(t)$ y $T_i(t)$. Las dimensiones de los bloques de cobre son 108 mm x 78 mm x 9.35 mm para el bloque Cu1 y 15 mm x 82 mm x 10 mm para el bloque Cu2. El bloque Cu1 se enfría conectándolo directamente a la cabeza del criorefrigerador. En este bloque se coloca un calentador y suministrando la potencia necesaria desde un controlador de temperaturas Lakeshore se puede hacer variar y controlar su temperatura de modo continuo. La temperatura de este bloque se monitoriza con un termómetro alojado en una de sus caras $T_{ref}(t)$. Simultáneamente, otro termómetro situado en el bloque Cu2 mide la evolución de su temperatura, $T_i(t)$. Este bloque está unido térmicamente al de referencia a través de la muestra cuya resistencia térmica se quiere

analizar. Dos tornillos de nylon mantienen la posición de ambos bloques de cobre y aprietan las muestras con una presión de aproximadamente 8 MPa.

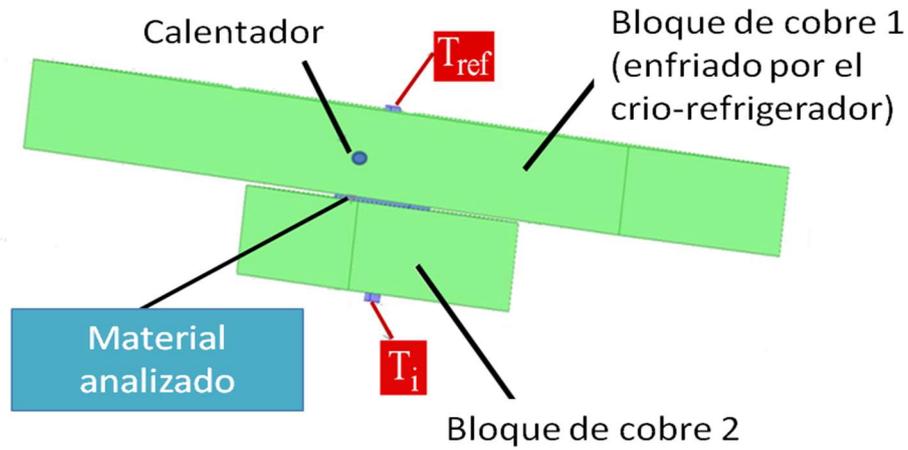
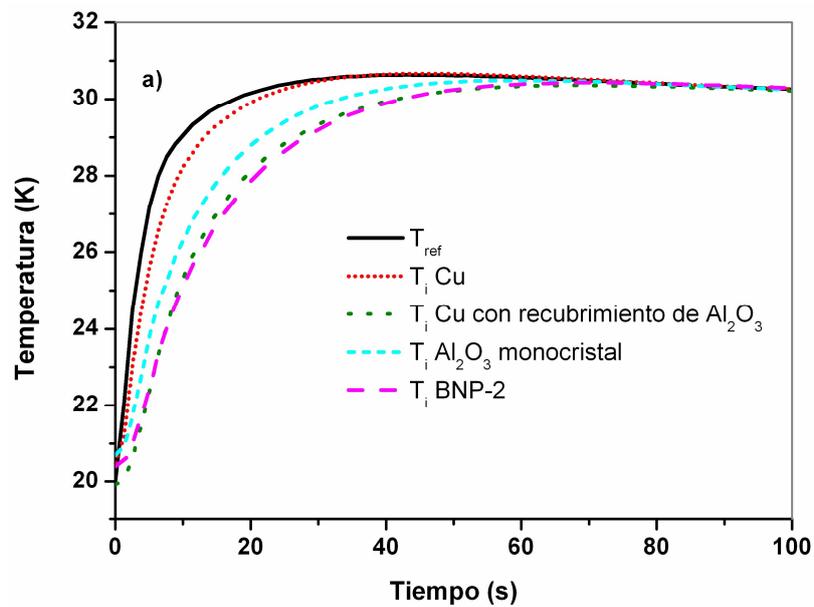


Figura 6.12. Esquema de la celda de medida usada en la caracterización térmica de la TCC para varias muestras.



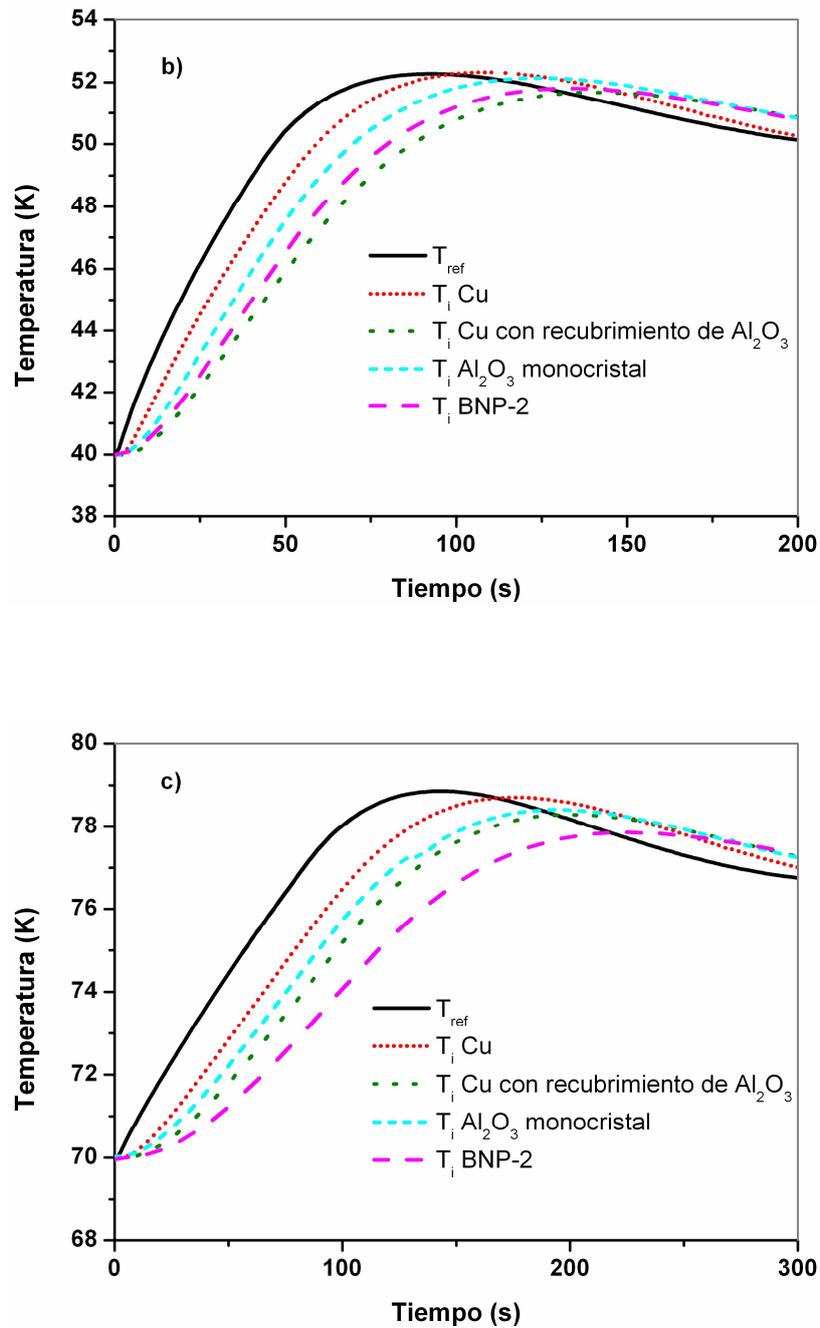


Figura 6.13. Evolución temporal de las temperaturas T_{ref} y T_i al variar la temperatura T_{ref} desde a) 20 K a 30 K b) de 40 K a 50 K y c) de 70 a 77 K, para los diferentes materiales analizados. En todos los casos estudiados se aplicó Apiezon N en todas las superficies de contacto.

En $t = 0$ s, todo el sistema está a la misma temperatura, T_{ini} , y se usa el control de temperatura para aumentar T_{ref} hasta una temperatura final predeterminada, T_{fin} . Las diferencias en el retraso que se mide en la evolución temporal de las temperaturas de ambos bloques, $T_{ref}(t)$ y $T_i(t)$, depende de la TCC.

En el análisis de los datos es importante tener en cuenta que en el caso de la placa de Cu sin recubrir, el zafiro y el BNP-2, los dos contactos son idénticos, mientras que en el caso de la placa de Cu con el recubrimiento de Al / Al₂O₃, este recubrimiento se aplica en una sola cara, mientras que en el otro lado se establece un contacto Cu/Cu. Además, para evitar la fuerte dependencia de la TCR con las propiedades termofísicas de las superficies de la muestra se aplicaron en los contactos capas de grasa Apiezon-N u hojas de Indio (0.125 mm de grosor) y presiones similares, < 8 MPa.

La Figura 6.13 muestra la evolución de temperatura medida por los termómetros, T_{ref} y T_i , tras programar un determinado incremento de temperatura en el controlador en tres rangos de temperatura diferentes. Debe tenerse en cuenta que con los ajustes PID usados en el controlador de temperatura, se produce un ligero sobrecalentamiento del sistema durante la medida. Por ejemplo, cuando se ha programado un incremento desde 40 K hasta 50 K, T_{ref} ha alcanzado un valor máximo de ≈ 52.2 K y después tiende asintóticamente a la temperatura establecida, lo que implica dos regímenes posibles en la dirección de flujo de calor: uno cuando $T_{ref}(t) > T_i(t)$ y otro cuando $T_{ref}(t) < T_i(t)$ con un punto de cruce en los termogramas.

Cualitativamente, observando los resultados para diferentes muestras, una menor diferencia de temperatura $\Delta T(t) = T_{ref}(t) - T_i(t)$, está asociada a una menor resistencia térmica en la unión. Tal como muestra la Figura 6.13 se observa que el menor ΔT se obtiene cuando se ha utilizado la lámina de Cu sin recubrir seguida por la de monocristal. Para rangos de temperatura entre 20-50 K tanto la cerámica BNP-2 como la muestra con el recubrimiento de alúmina presentan un comportamiento similar, mientras que para el rango de temperaturas comprendido entre 70 K y 77 K los valores para el BNP-2 son los que más se alejan de la curva de referencia.

También se ha estudiado el efecto de sustituir la grasa Apiezon N por otro material como por ejemplo, colocando una lámina de In. En la Figura 6.14 se muestra la evolución de la temperatura cuando se programa un incremento de temperatura desde 40 K a 50 K en el caso de las muestras de Cu con recubrimiento de Al₂O₃ cuando se utiliza

la lámina de indio o la grasa Apiezon N entre el bloque de cobre y la superficie de alúmina. Se observa que el uso del indio mejora el contacto térmico con respecto al Apiezon N. La alta plasticidad del indio ocasiona que este pueda penetrar en las cavidades que existen en la superficie debido a la alta rugosidad del recubrimiento de alúmina permitiendo así una mejor transferencia del calor.

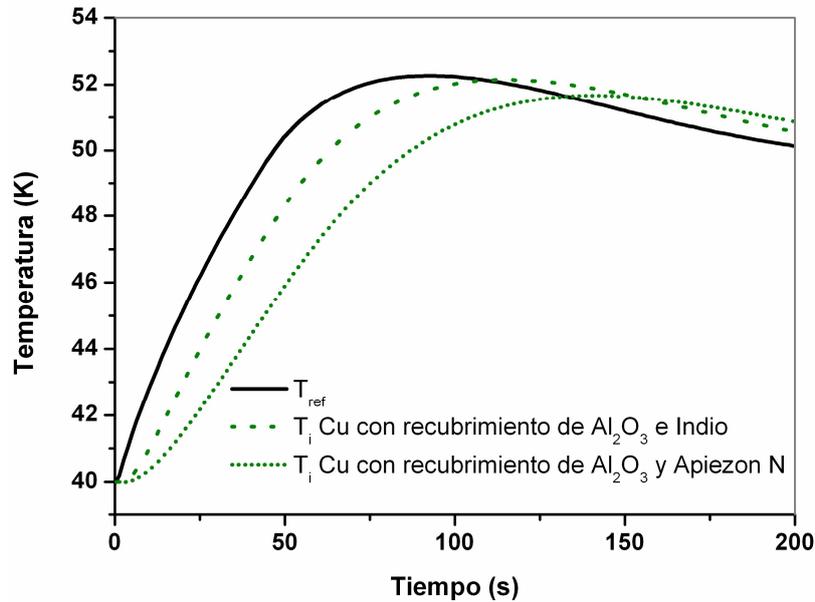


Figura 6.14. Comparación de la evolución de T_{ref} y T_i para la muestra con el recubrimiento de alúmina sobre cobre cuando la temperatura varía desde 40 K a 50 K y donde se utilizaron Apiezon N e Indio como material intermedio entre el bloque de cobre y la capa de alúmina.

La Figura 6.15 muestra el esquema para la caracterización de TCC de las mismas muestras descritas anteriormente mediante la segunda manera de abordar el problema, que nos permite obtener una cuantificación de las propiedades térmicas de la unión térmica para cada muestra. La configuración es similar a la anterior, pero en este caso se inserta una resistencia eléctrica (de 50Ω) en el bloque 2 con la que se genera una potencia calorífica constante, Q (en W), de forma similar al experimento descrito en el capítulo 5, apartado 5.1. Las dimensiones de los bloques de cobre son las mismas que las utilizadas en la configuración de media anterior. En régimen estacionario se establece una diferencia de temperaturas constante entre el foco frío (T_1) y el caliente (T_2), de forma que la resistencia total de la unión puede obtenerse experimentalmente como:

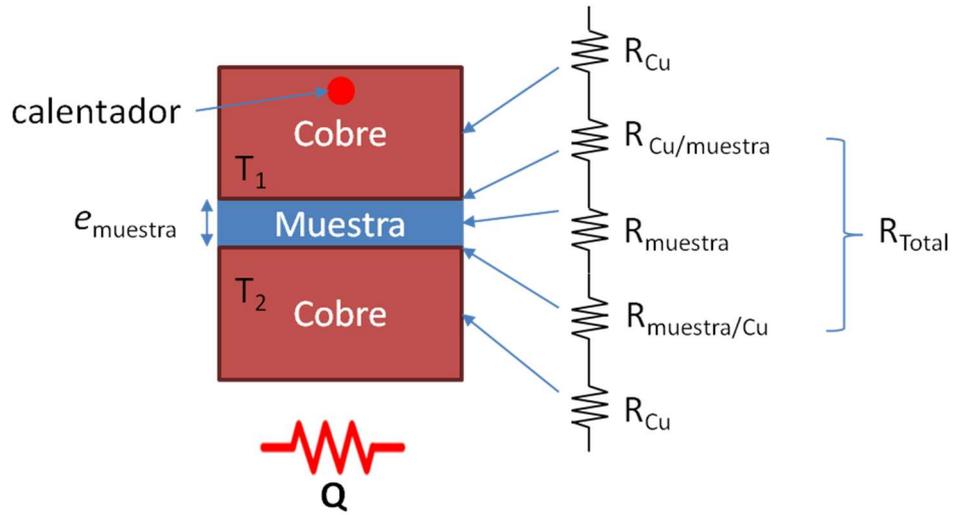


Figura 6.15. Esquema y circuito térmico equivalente del sistema medido en el que la muestra se coloca entre dos bloques de Cu y se miden las dos temperaturas T_1 (foco frío) T_2 (foco caliente) en ambos. El calentador en el bloque de cobre superior permite controlar la temperatura del experimento. El calentador en el bloque 2 proporciona una potencia de calor constante, Q en W. El esquema se representa sin escala.

$$R_{Total} = \left(\frac{T_2 - T_1}{Q} \right) \quad (6.12)$$

Asimilando la unión térmica al modelo eléctrico que se recoge en la Figura 6.15 se puede estimar la TCR entre las superficies del cobre y la muestra tal como se describe a continuación. Como el sistema está en vacío, se asume que la transferencia de calor se produce mayoritariamente por conducción. La resistencia térmica total de toda la unión, R_{Total} , (en K/W), se puede expresar como:

$$R_{Total} = \frac{TCR_{Cu/muestra}}{A_{muestra}} + R_{muestra} + \frac{TCR_{muestra/Cu}}{A_{muestra}} \quad (6.13)$$

$$R_{muestra} = \frac{e_{muestra}}{A_{muestra} k_{muestra}} \quad (6.14)$$

donde $R_{muestra}$ es la resistencia térmica debida a la conductividad térmica de la muestra (Eq. 6.14), siendo $e_{muestra}$ su espesor, $k_{muestra}$ su conductividad térmica y $A_{muestra}$ el área de la muestra perpendicular al flujo de calor (en este caso 1 cm^2). $TCR_{Cu/muestra}$ es la resistencia de contacto de la unión entre la superficie del bloque de cobre y una de las superficies de la muestra y $TCR_{muestra/Cu}$ corresponde a la resistencia térmica de contacto entre la otra superficie de la muestra y el segundo bloque de cobre.

En el caso en el que la muestra sea la lámina de cobre sin recubrir, la alúmina monocristalina o el BNP-2, hay dos uniones, Cu/muestra y muestra/Cu, que son equivalentes. Vamos a suponer que la TCR en las dos son iguales, es decir: $TCR_{Cu/muestra} = TCR_{muestra/Cu}$, por lo que la resistencia total en estos casos se puede expresar como:

$$R_{Total} = 2 \frac{TCR_{Cu/muestra}}{A_{muestra}} + R_{muestra} \quad (6.15)$$

En el caso de la placa de cobre con el recubrimiento de alúmina, una de las uniones es Cu/Cu, mientras que en la superficie recubierta existen varias capas de distintos materiales y diversas interfaces implicadas en la unión: la unión entre la superficie del bloque de cobre con superficie de alúmina en la parte superior de la muestra; la capa de alúmina; la unión entre esta y la superficie de aluminio; la capa de aluminio, y por último la interfaz entre el aluminio y la superficie de cobre de la muestra. Con nuestro sistema experimental no es posible medir cada una de estas contribuciones por lo que solamente se evalúa su conjunto y la expresión para calcular la resistencia total en este caso puede expresarse como:

$$R_{Total} = \frac{TCR_{Cu/Al_2O_3-Al-Cu}}{A_{muestra}} + R_{Cu} + \frac{TCR_{Cu/Cu}}{A_{muestra}} \quad (6.16)$$

La evolución temporal de la diferencia de temperatura entre los dos bloques, $\Delta T_{Total}(t) = T_2(t) - T_1(t)$, se ha representado en la Figura 6.16 en un caso en el que la temperatura inicial es 77 K y se aplica una potencia de calor constante $Q = 2 \text{ W}$. Se puede observar que en todos los casos $\Delta T_{Total}(t)$ alcanza un valor de equilibrio. Un valor al

que se llega tras aproximadamente 1 min después de aplicar Q en el caso de la placa de cobre sin recubrir y del monocristal de zafiro, y pasados 3 y 5 min en el caso del BNP-2 y la placa con alúmina, respectivamente. El valor que alcanza ΔT_{Total} , en el equilibrio depende también de la muestra colocada entre los bloques, siendo para este caso concreto 0.6 K para las muestra de cobre sin recubrir, 0.86 K para el monocristal de Al_2O_3 , 3 K para el BNP-2 y 4.2 K para la placa de Cu recubierta con Al_2O_3 . Obviamente, tanto el que se necesite más tiempo en alcanzar el equilibrio como que la diferencia temperatura sea mayor, refleja que la calidad de la unión térmica del conjunto cuando se interpone la muestra de BNP-2 y la de cobre recubierto con alúmina es inferior a las obtenidas con cobre sin recubrir o con el monocristal de alúmina.

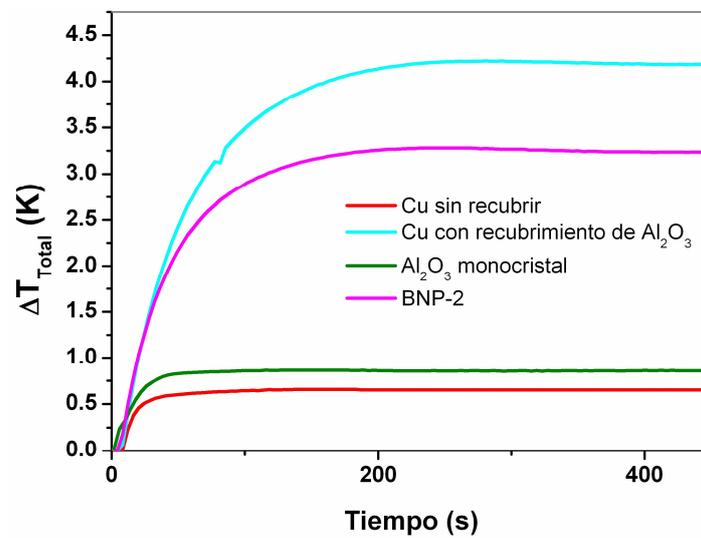


Figura 6.16. Representación de la $\Delta T_{\text{Total}}(t) = T_2(t) - T_1(t)$ frente al tiempo para las muestras de Cu sin recubrir, recubierta de alúmina, monocristal y la cerámica mecanizable BNP-2 cuando el sistema se encuentra a una temperatura inicial de 77 K y se aplica una potencia de calor constante de $Q = 2$ W.

Como se ha comentado anteriormente, el valor de ΔT_{Total} que se alcanza en la situación de equilibrio tiene varias contribuciones: las dos diferencias de temperatura que se generan en las dos uniones muestra/Cu y Cu/muestra; así como la que se genera en la propia muestra, de forma análoga a las ecuaciones 6.15 y 6.16. $\Delta T_{\text{muestra}}$ puede calcularse a

partir de los valores de la conductividad térmica del material de cada muestra, $k_{muestra}$, a través de la expresión:

$$Q = A_{muestra} k_{muestra} \frac{\Delta T_{muestra}}{\Delta x}$$

$$\rightarrow \Delta T_{muestra} = Q \frac{\Delta x}{A_{muestra} k_{muestra} (77 \text{ K})} \quad (6.17)$$

donde $A_{muestra} = 1 \text{ cm}^2$ y $\Delta x = 0.5 \text{ mm}$ o 0.6 mm , dependiendo de la muestra. Y el incremento de temperatura en la interfaz puede obtenerse a partir de este valor y del valor ΔT_{Total} obtenido experimentalmente como:

$$\Delta T_{interfaz} = \Delta T_{Cu/muestra} = (\Delta T_{Total} - \Delta T_{muestra})/2 \quad (6.18)$$

para las muestras de cobre, BNP-2 y monocristal de zafiro, donde se consideran las dos interfaces idénticas. Mientras que para la muestra de Cu recubierta de Al/Al₂O₃, que presenta dos interfaces diferentes, se obtiene:

$$\Delta T_{Cu/Al_2O_3-Al-Cu} = \Delta T_{Total} - \Delta T_{muestra} - \Delta T_{Cu/Cu} \quad (6.19)$$

donde $\Delta T_{Cu/Cu}$ se conoce a partir de los experimentos realizados con la muestra de cobre sin recubrir.

En la Tabla 6.1 se recogen los incrementos de temperatura totales de la unión Cu-muestra-Cu obtenidos experimentalmente en el régimen estacionario a 77 K y aplicando una potencia calorífica de 2 W para las cuatro muestras analizadas. Además se han calculado los incrementos de temperatura a lo largo del espesor de la muestra a partir de la ecuación (6.17), y en las distintas interfaces (ecuaciones 6.18 y 6.19). Se puede observar que $\Delta T_{muestra}$ contribuye en solo entre 1-5 % a la ΔT_{Total} de la unión, siendo como cabe esperar, la contribución de las interfaces la más relevante. En la tabla también se

muestran los valores de las resistencias térmicas medidas en cada una de las muestras. La resistencia térmica más alta se ha alcanzado en la placa con recubrimiento de alúmina, llegando a ~ 2 K/W a 77 K. Los valores más bajos se han obtenido en el cobre sin recubrir y en el monocristal de zafiro, 0.306 y 0.428 K/W, respectivamente. El BNP-2 a esta temperatura presenta un valor intermedio (1.61 K/W), próximo al valor obtenido para la placa con recubrimiento.

	Cu sin recubrir	Cu con recubrimiento	Monocristal	BNP-2
ΔT_{Total} (K)	0.61	4.16	0.86	3.2
$\Delta T_{\text{muestra}}$ (K)	0.02	0.02	0.01	0.17
$\Delta T_{\text{interfaz}}$ (K)	0.30	3.85	0.42	1.52
Interfaz	Cu/Cu	Cu/Al ₂ O ₃ -Al-Cu	Cu/zafiro	Cu/BNP
R_{Total} (K/W)	0.31	2.08	0.43	1.61
R_{muestra} (K/W)	0.01	0.01	0.004	0.08
k (W/Km), 77K	544	544	1100	60

Tabla 6.1. Incremento de temperatura total a través de la unión Cu-muestra-Cu, ΔT_{Total} , obtenido experimentalmente en el régimen estacionario a 77 K y $Q = 2$ W para el caso de: cobre sin y con recubrimiento de alúmina, monocristal de zafiro y BNP-2. $\Delta T_{\text{muestra}}$ y $\Delta T_{\text{interfaz}}$ se calculan a partir de las ecuaciones (6.17 - 6.19). R_{Total} (K/W) es la resistencia total medida en el experimento (ec. 6.12) y R_{muestra} (K/W) es la resistencia en la muestra calculada según (6.14). k es la conductividad eléctrica en cada una de las muestras a 77 K [11].

A partir de los valores obtenidos del incremento de temperatura en las interfaces, $\Delta T_{\text{interfaz}}$, se pueden obtener los valores de h_c o TCC de estas como:

$$h_c = TCC = TCR^{-1} = \frac{Q}{A_{\text{muestra}} \Delta T_{\text{interfaz}}} \quad (6.20)$$

En la Figura 6.17 se muestran los valores de h_c (o TCC) obtenidos para las distintas interfaces analizadas (Cu/Cu, Cu/BNP-2, Cu/zafiro y Cu/Al₂O₃-Al-Cu) en función de la temperatura cuando se aplica una potencia de 2 W. En las mismas condiciones, tanto la placa de Cu sin recubrir como el monocristal de alúmina son las que presentan los valores de h_c más elevados, alcanzando su máximo en aproximadamente $90000 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$ y $65000 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$, respectivamente, a una temperatura de 30 K. Se

observa que los valores de TCC de las interfaces Cu/Cu y Cu/zafiro monocristalino sufren un descenso en sus valores a medida que la temperatura aumenta, del mismo modo que lo hace su conductividad térmica. Los valores obtenidos para las interfaces Cu/BNP-2 y Cu/Al₂O₃-Al-Cu (obtenida esta de la placa de Cu recubierta con la capa de alúmina) muestran unos valores que oscilan entre 5000 y 13000 W·m⁻²·K⁻¹ para el mismo rango de temperaturas estudiado. Los dos materiales presentan un comportamiento muy similar.

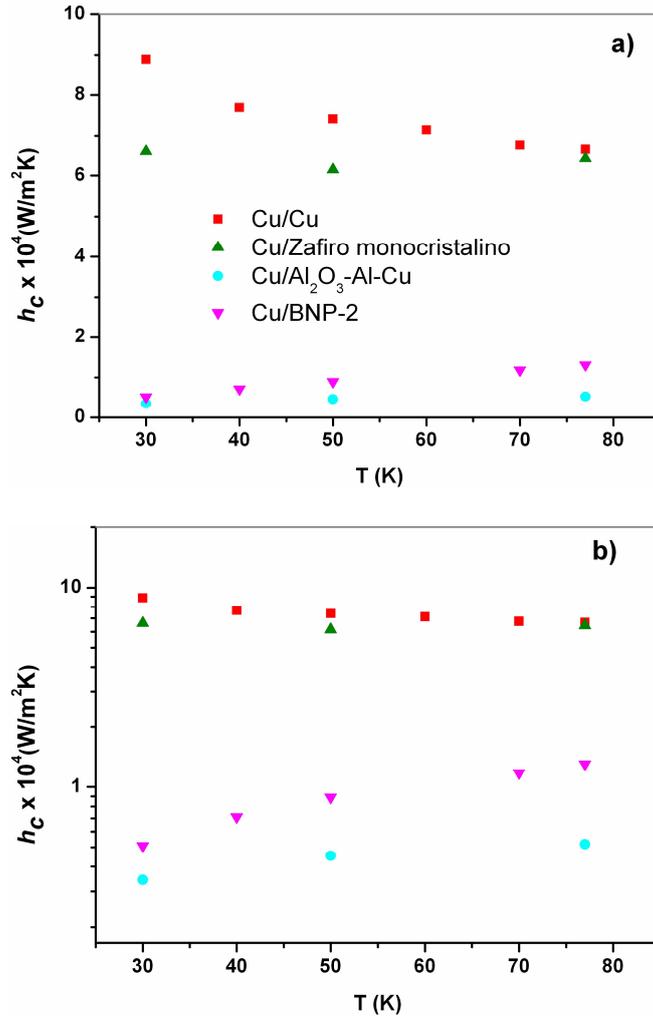


Figura 6.17. Coeficiente de la TCC de las distintas interfaces estudiadas en función de la temperatura cuando se le aplica una potencia calorífica constante de 2 W: Cu/Cu, Cu/zafiro monocristalino, Cu/BNP-2 y Cu/Al₂O₃-Al-Cu. a) Escala lineal y b) en escala semi logarítmica. Se han usado los mismos símbolos en las dos figuras.

Pero la alternativa de utilizar la placa de Cu recubierta con alúmina presenta la ventaja frente al BNP-2 de que el BNP-2 no se puede mecanizar con facilidad cuando se trabaja con superficies no planas, mientras que el recubrimiento con alúmina es una tecnología que puede utilizarse en superficies curvadas o complejas.

6.4 Conclusiones

Se han diseñado varios experimentos para medir la resistencia térmica de contacto (*thermal contact resistance* TCR) o su inversa TCC (*thermal contact conductance* o h_c) tanto en uniones metal-metal en sistemas del tipo “*cooling pipe*” a temperaturas cercanas al nitrógeno líquido, como en uniones metal-aislante eléctrico-metal en placas planas en un rango de temperaturas entre 30 K y 77 K.

En el primer caso, se han estimado experimentalmente los valores de TCR y TCC en sistemas del tipo “*cooling pipe*” formados por bloques de aluminio en los que se inserta una tubería de acero inoxidable por la que circula nitrógeno líquido. Esta es una primera prueba para validar este concepto de sistema de refrigeración, ya que en la versión definitiva en los criostatos del CERN circulará helio gas en lugar de N_2L . Se ha comprobado que para obtener una buena transferencia de calor a través de la unión entre la tubería de acero y el aluminio a 77 K son necesarias precargas de al menos 15 N·m sobre el bloque antes de realizar el cordón de soldadura. Con esta configuración se logran valores de TCC comprendidos entre 500 y 4500 $W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}$ para una potencia calorífica de 0.75 y 27 W, respectivamente. Estos valores disminuyen entre 3 y 8 veces si la precarga se reduce hasta 10 N·m. Estos resultados indican que se podría utilizar este modo de termalización de las pantallas anti-radiación en los futuros criostatos del CERN cuando se utilicen precargas mayores o iguales a 15 N·m.

También se han analizado las propiedades térmicas (TCC y TCR) de sistemas metal-aislante eléctrico-metal en muestras en los que el aislamiento eléctrico se consigue mediante el recubrimiento de una capa de alúmina sobre una placa de cobre. Este sistema presenta la ventaja de su facilidad de escalado y facilidad de uso en distintas geometrías. Los resultados se han comparado con los obtenidos con cobre y monocristal de alúmina (realizados a modo de referencia) y con otras alternativas que, en principio, podrían usarse también a gran escala (cerámicas mecanizables comerciales BNP-2). En el experimento, las muestras planas se presionan entre dos bloques de cobre con una presión

~ 8 MPa. En el caso de la placa recubierta de alúmina se han obtenido valores de ~ 0.5×10^4 W/m²·K a 77 K. Los resultados obtenidos con estos recubrimientos son prometedores y muestran la viabilidad de utilizar esta tecnología de deposición de alúmina sobre cobre para fabricar disipadores térmicos con aislamiento eléctrico a temperaturas criogénicas en soportes de cobre con superficies tanto planas como curvadas.

6.5 Referencias

- [1] R. F. Barron and G. F. Nellis, *Cryogenic heat transfer*, CRC press, 2015
- [2] T. R. Thomas and S. D. Probert, “Thermal contact resistance: the directional effect and other problems”, *Int. J. Heat Mass Transfer* **13** (1970) 789–807
- [3] C. V. Madhusudana, L. S. Fletcher, “Contact heat transfer – the last decade”, *AIAA J* **24** (1986) 510-23
- [4] S. Sanaith, S. D. Probert, and P.W Callaghan, “Thermal resistance of pressed contacts”, *Appl. Energy*. **22** (1986) 31-86
- [5] L. S. Fletcher, “Recent developments in contact conductance heat transfer”, *ASME J. Heat Transfer*, **110** (1988) 1059-70
- [6] E. Gmelin, M. Asen-Palmer, M. Reuther and R. Villar, “Thermal boundary resistance of mechanical contacts between solids at sub-ambient temperatures”, *J. Phys. D: Appl. Phys.* **32** (1999) R19-43
- [7] T. Mamiya, H. Yano, T. Uchiyama, S. Inoue and Y. Miura, “Thermal contact of joints between different kinds of metals at low temperatures”, *Rev. Sci. Instrum.* **58** (1988) 1428-1430
- [8] S.W. Van Sciver, M.J. Nilles and J. Pfothenauer, “Thermal and electrical contact conductance between metals at low temperatures”, *Proceedings of the space cryogenics workshop, Berlin, Germany* (1984)
- [9] A. L. Woodcraft, “Comment on thermal boundary resistance of mechanical contacts between solids at sub-ambient temperatures”, *J. Phys. D: Appl. Phys.* **34** (2001) 2932-2934
- [10] R. S. Prasher and P.E Phelan, “Microscopic and macroscopic thermal contact resistances of pressed mechanical contacts”, *J. Appl. Phys.* **100** (2006) 063538
- [11] J. W. Ekin, *Experimental techniques for low-temperature measurements*, Oxford University Press, 2006
- [12] E.D. Marquart, J.P. Le, R. Radebaugh, “Cryogenic Material Properties Database”, 11 th International Cryocooler Conference (2000)
- [13] T. Flynn, J. Draper, and J. Roos, “The nucleate and film boiling curve of liquid nitrogen at one atmosphere”, *Adv. Cryog. Eng.* **7** (1962) 539-545
- [14] J. Pelegrín, “Study of thermal stability processes in MgB₂ and REBCO wires and tapes”, Universidad de Zaragoza, 2013
- [15] T. Jin *et al.*, “Measurement of boiling heat transfer coefficient in liquid nitrogen bath by inverse heat conduction method”, *J. Zhejiang Univ. Sci. A.* **10** (2009) 691-696
- [16] N. J. Simon, “Cryogenic properties of inorganic insulation materials for ITER magnets: a review”, *NISTIR* **5030** (1994)

- [17] R.W. Powell, C. Y. Ho, P. E. Liley, “Thermal conductivity of selected materials”, NSRDS-NBS 8 (1966)
- [18] (2019) [Online] Disponible: www.cptub.com

Conclusiones generales

Las principales conclusiones obtenidas en los distintos capítulos de la tesis se pueden resumir en las siguientes:

Fabricación de bobinas de 2G-HTS

- Se ha definido un procedimiento de trabajo que evita dañar las bobinas de alta temperatura de segunda generación 2G-HTS tanto durante el proceso de fabricación como en su posterior separación del molde. Se observó que cuando las bobinas sufrían daños en el proceso de extracción del soporte de teflón, estos daños siempre se localizaban en las vueltas iniciales del bobinado. Para evitarlo se añadieron vueltas adicionales al comienzo del bobinado, bien de la propia cinta superconductora o de otro material metálico. Con estas vueltas adicionales, la bobina no se ve afectada por la manipulación que se lleva a cabo para realizar su extracción del soporte.
- Se ha comprobado que no conviene realizar un enfriamiento brusco para separar la bobina del molde y se diseñó un proceso para extraer la bobina de forma cuidadosa y a temperatura ambiente. De esta manera ha sido posible evitar que se produjeran daños en las bobinas durante su fabricación y posterior manejo.

Distribución de corriente crítica en bobinas de 2G-HTS tipo *pancake*

- Se ha estudiado la distribución de corriente crítica en diferentes regiones para bobinados de 10, 20 y 30 vueltas, utilizando el criterio estándar de $E_0 = 1 \mu\text{V}/\text{cm}$ para definir la corriente crítica. Se ha encontrado que el voltaje generado en toda la bobina está determinado principalmente por el voltaje que se genera en las espiras interiores, siendo estas las primeras que transitan al estado normal ya que el campo magnético generado por la propia bobina en esa región presenta su valor máximo.

- Se ha propuesto un modelo sencillo para estimar el voltaje generado en cada espira, mediante el cálculo del campo magnético en el bobinado generado por la propia bobina, y teniendo en cuenta la dependencia de la corriente crítica con el campo magnético y su anisotropía. De esta forma se ha estimado el valor de la corriente crítica total y en distintas regiones de la bobina. La estimación realizada en la bobina de 20 vueltas y co-bobinada con acero inoxidable, difiere en menos de un 10% de los valores medidos experimentalmente. Esta pequeña discrepancia es razonable teniendo en cuenta las diversas aproximaciones usadas para realizar la simulación numérica.
- Se ha analizado el efecto de utilizar distintos criterios para la determinación del valor de corriente crítica de la bobina: $E_0 = 1 \mu\text{V/cm}$, $E_0 = 0.1 \mu\text{V/cm}$ y *onset* de voltaje, calculando los niveles de voltaje generados en las distintas zonas de la bobina, prestando especial atención a la región más sensible, la de las espiras interiores de la bobina. Se ha encontrado que en el caso de una bobina de 20 vueltas con la configuración estudiada en este capítulo, el campo eléctrico generado en la espira interior de la bobina es aproximadamente 5-6 veces superior que el medido entre los extremos de la bobina.

Efecto de los ciclados térmicos en bobinas de 2G-HTS tipo *pancake*

- Se ha investigado el efecto de los ciclados térmicos entre temperatura ambiente y 77 K en el comportamiento de bobinas circulares de tipo *pancake* con diferentes configuraciones y materiales y utilizando nitrógeno líquido para su enfriamiento.
- Se ha observado que en el caso de bobinas circulares de tipo *pancake* con un número de espiras igual o menor de 20, las tensiones transversales generadas no producen ningún deterioro de las propiedades superconductoras de la bobina. Sin embargo, durante el primer proceso de enfriamiento de la bobina de 30 vueltas fabricada con Kapton enrollado helicoidalmente a la cinta superconductora, se ha observado una degradación localizada en la zona central. Al no encontrarse ningún deterioro en las primeras vueltas se ha descartado que esta degradación haya sido causada por la diferencia de contracciones entre la cinta y el soporte, y se ha asociado a la diferencia de contracciones térmicas entre la impregnación y la cinta causando una tensión radial que tiende a delaminar la capa de superconductor.

Estabilidad térmica en bobinas de REBCO tipo *pancake*

- Se ha estudiado el proceso de generación y propagación de un *quench* en bobinas tipo *pancake* fabricadas con cinta de REBCO ($\text{REBa}_2\text{Cu}_3\text{O}_{7-\delta}$ donde RE es una tierra rara) con diferentes configuraciones y materiales entre vueltas (acero inoxidable, aluminio anodizado o Kapton) y refrigeradas por conducción, produciendo perturbaciones locales de calor a diferentes temperaturas y corrientes. Las medidas de propagación del *quench* en las bobinas co-bobinadas con cinta de Kapton muestran que la mínima energía para que se produzca un *quench* (MQE) puede verse afectada por el espesor y la configuración del aislamiento entre capas.
- Las velocidades de propagación del *quench* en la dirección tangencial (a lo largo de la dirección del conductor) muestran una débil dependencia de los materiales entre vueltas que han sido utilizados durante el proceso de fabricación. En todos los casos se han obtenido valores inferiores a los que se miden cuando se trabaja con cintas superconductoras aisladas. Sin embargo, la componente radial se incrementa considerablemente si las bobinas son co-bobinadas con acero inoxidable o aluminio anodizado en lugar de Kapton.
- Se ha demostrado que el aumento de la conducción térmica radial conseguida mediante el co-bobinado con aluminio anodizado o acero inoxidable reduce la anisotropía de la velocidad de propagación de *quench* en la bobina comparado con las bobinas co-bobinadas con Kapton. La mínima zona disipativa necesaria para el desarrollo del *quench* (MPZ) es mayor, y es más rápida tanto la velocidad de propagación en la dirección radial como la generación de voltaje total en la bobina durante la propagación de *quench*, lo cual podría ser beneficioso para conseguir bobinas 2G-HTS más robustas y fáciles de proteger que cuando se usa Kapton como material aislante entre vueltas.
- Se ha observado que el *quench* no se desarrolla simétricamente alrededor de la vuelta central, donde se coloca el calentador, sino que la MPZ tiende a ser mayor en las vueltas interiores que en las exteriores, por lo que es importante que la bobina esté instrumentada tanto hacia el interior como al exterior de la misma.

Optimización de conductancias de contacto en dispositivos superconductores

- Se han diseñado y construido varios equipos para medir la resistencia térmica de contacto (*thermal contact resistance* TCR) o su inversa TCC (*thermal contact conductance* o h_c) tanto en uniones metal-metal en sistemas del tipo “*cooling pipe*” a temperaturas cercanas al nitrógeno líquido, como en uniones metal-aislante eléctrico-metal en placas planas en un rango de temperaturas entre 20 K y 300 K.
- Se han estimado experimentalmente los valores de TCR y TCC en sistemas del tipo “*cooling pipe*” formados por bloques de aluminio en los que se inserta una tubería de acero inoxidable por la que circula nitrógeno líquido. Se ha comprobado que para obtener una buena transferencia de calor a través de la interfaz entre la tubería de acero y el aluminio a 77 K son necesarias precargas de al menos 15 N·m sobre el bloque antes de realizar el cordón de soldadura.
- Se han analizado las propiedades térmicas (TCC y TCR) de sistemas metal-aislante eléctrico-metal en muestras en los que el aislamiento eléctrico se consigue mediante el recubrimiento de una capa de alúmina sobre una placa de cobre. Este sistema presenta la ventaja de su facilidad de escalado y facilidad de uso en distintas geometrías. Los resultados obtenidos con los recubrimientos son prometedores e indican la viabilidad de depositar alúmina sobre cobre para disponer de un disipador térmico y aislante eléctrico a temperaturas criogénicas en soportes de cobre con superficies tanto planas como curvas.

Agradecimientos

Parecía que esta tesis no tenía final y por ello, me gustaría mostrar mi más sincera gratitud a todas las personas que me han acompañado y enseñado durante este largo camino.

En primer lugar, gracias a mis directores Luis Alberto Angurel Lambán y Elena Martínez Fernández. Gracias por vuestra infinita paciencia conmigo. Han sido innumerables las horas que hemos pasado juntos, compartiendo despacho, en el laboratorio, congresos, etc. y en todas ellas siempre me habéis guiado y ayudado mucho. Gracias por esos Skypes (Ginebra – Zaragoza) resolviendo dudas y calmando mis paranoias, por esa comprensión ante la pérdida de ficheros y la rapidez para volver a enviarme los datos, por los correos a los dos de la mañana...De verdad que ha sido un auténtico placer haber aprendido con vosotros, personal y profesionalmente.

Me gustaría agradecer a las entidades y organismos que han financiado esta investigación, MICINN (MAT2011-22719), MINECO (ENE2014-52105-R), FEDER (ENE2017-83669-C4-1R), Proyecto CENIT (CEN2010-1009), Gobierno de Aragón (Grupo T12), a la Universidad de Zaragoza y al Instituto de Ciencia de Materiales de Aragón. Del mismo modo, agradezco al Servicio General de Apoyo a la Investigación–SAI de la Universidad de Zaragoza por la asistencia recibida.

I would also like to thank Delio Duarte Ramos at CERN, for his guidance during my staying at CERN.

También me gustaría agradecer a otros miembros de la Universidad de Zaragoza por su contribución a esta tesis. A Rafael Navarro por ayudarme a resolver mis preguntas e Israel Cabestany por su apoyo técnico, sin él no tendría bobinadora.

Un recordatorio especial a mis compañeros del área de Ciencia y Tecnología de Materiales. A Celia, Macarena y Marisol, por el cariño que me han demostrado y por

estar siempre dispuestas a echarme una mano o tirarme de las orejas cuando ha hecho falta (y no precisamente por cumplir años). A José Antonio, y a las nuevas incorporaciones, Álvaro y Héctor, por todos los cafés y las risas que nos hemos echado. Entre todos habéis hecho que esta tesis haya sido más llevadera.

Al “culpable” de todo esto, Jorge. ¿Quién nos iba a decir que la negación de una taza de té, y un: “*Mi jefe está buscando a alguien que sepa de aerogeneración*” iban a hacerme Doctora? GRACIAS.

Desde el punto de vista personal, a parte de las anteriormente mencionadas, hay mucha gente que ha disfrutado, casi tanto como yo, con esta tesis y a la que me gustaría mostrar mi agradecimiento.

En primer lugar, dar las gracias a mi familia. En especial, a mis hermanos, Javi y Santi, y a mi madre, “*la Candi*” por su apoyo incondicional ante mis locas decisiones. También a mis sobrinos preferidos, Javier y Carmen, por alegrarme la vida.

Sin duda, un merecidísimo agradecimiento para Risarchers. A Carmina, a mis compañeros de promoción Luis, Pilar, Rubén, Álvaro, Fernando, José Luis, María y José Ignacio y a todas las nuevas incorporaciones al grupo. Es gratificante acompañaros en la aventura de contar la ciencia en forma de *stand up*

Agradecer a mis “CERNies”, sobre todo, a Montse, Araceli, Helena, Elenita, Ana, María, Anita, y Joaquín, por los momentos (buenos y malos) que hemos pasado y compartido.

Gracias a Marta, Fer, Laura, Rubén, Lore, Diana, Susana, Gonzalo, Pablo y Manolo por los paseos interminables y las charlas de parque.

No puedo olvidarme de Cris y Dámaris. Ellas siempre han estado ahí, incluso encontrandonos en diferentes continentes (¡¡bendito Skype!!). Gracias por ayudarme a desconectar.

Finalmente, aunque esté fuera de lo común, les doy las gracias a mis perros, que fueron llegando a lo largo de esta tesis, Unno, Isa y Sua por sacarme a pasear y a que todo sea más agradable.

Lista de publicaciones

Revistas indexadas en JCR

A. B. Nuñez-Chico, E. Martinez, L. A. Angurel and R. Navarro, “Effects of thermal cycling and thermal stability on 2G HTS pancake coils”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **25** (2015) 8600104

A. B. Nuñez-Chico, E. Martinez, L. A. Angurel and R. Navarro “Enhanced quench propagation in 2G-HTS coils co-wound with stainless steel or anodised aluminium tapes”, *Supercond. Sci. Technol.* **29** (2016) 085012

A. Cubero, A. B. Nuñez-Chico, R. Navarro, L. A. Angurel and E. Martinez, “Electromagnetic behaviour and thermal stability of a conduction-cooled, no-insulated 2G-HTS coil at intermediate temperatures”, *Cryogenics* (En revisión)

J. Ruz *et al.*, “Next generation search for axion and ALP dark matter with the International Axion Observatory”, *2018 IEEE Nuclear Science Symposium and Medical Imaging Conference Proceedings* (NSS/MIC). DOI: 10.1109/NSSMIC.2018.8824640

Documentación CERN

A. B. Nuñez-Chico, “Thermal characterization of stainless steel tube in aluminium block for applications in thermal shield” EDMS CERN, **1977794** (2017)

F. Micolon and A. B. Nuñez-Chico, “HL-LHC bypass cryostat-thermal shield thermalisation performance test” EDMS CERN, **1887913** (2017)

