

へリカル型核融合炉に適した
高温超伝導・大電流積層導体の
安定性に関する研究

寺崎 義朗
博士（工学）

総合研究大学院大学

物理科学研究科

核融合科学専攻

平成 28 年度

(2017 年 1 月)

目次

第1章 序論	8
1.1 核融合研究	9
1.2 核融合炉における超伝導マグネット	11
1.2.1 核融合炉マグネットにおける超伝導導体	11
1.2.2 撚線・転位構造	12
1.3 核融合炉マグネットにおける高温超伝導オプション	15
1.3.1 高温超伝導体	15
1.3.2 撚線・転位導体	16
1.3.3 単純積層導体	18
1.3.4 ヘリカル型核融合炉 FFHR-d1 の高温超伝導オプション	20
1.4 本研究の目的	24
第2章 大電流高温超伝導積層導体の通電特性試験	25
2.1 緒論	26
2.2 30 kA 級試作導体の通電特性試験	27
2.2.1 実験手法	27
2.2.2 30 kA 級導体サンプル	29
2.2.3 電流測定方法	34
2.2.4 実験結果	38
2.3 100 kA 級導体の通電特性試験	44
2.3.1 100 kA 級導体サンプル	44
2.3.2 実験結果	45
2.4 結論	50
第3章 大電流高温超伝導積層導体の臨界電流解析	51
3.1 緒論	52
3.2 30 kA 級導体の臨界電流解析	53
3.2.1 解析モデル	53
3.2.2 解析結果	57
3.3 100 kA 級導体の臨界電流解析	61
3.3.1 解析モデル	61
3.3.2 解析結果	62
3.4 結論	64
第4章 大電流高温超伝導積層導体の安定性解析	65
4.1 緒論	66
4.2 冷却安定性の観測例	66

4.3 数値解析	69
第5章 総括	73
付録	74
A.1 ヘリカル型核融合炉 FFHR-d1 用 100 kA 級高温超伝導導体のクエンチ保護解析	74
A.2 液体窒素温度 (77 K) における高温超伝導線材単線の接続抵抗測定試験	78
A.2.1 実験サンプル.....	78
A.2.2 実験方法.....	80
A.2.3 実験結果と考察.....	80
A.3 高温超伝導線材単線の接続抵抗の温度依存性測定試験	81
A.3.1 実験サンプル.....	81
A.3.2 実験方法.....	83
A.3.3 実験結果と考察.....	84
A.4 半田接続による 10 kA 級高温超伝導導体の接続抵抗測定試験	88
A.4.1 実験サンプル.....	88
A.4.2 実験方法.....	89
A.4.3 実験結果と考察.....	90
A.5 機械接続による 10 kA 級高温超伝導導体の接続抵抗測定試験	92
A.5.1 実験サンプル.....	92
A.5.2 実験方法.....	92
A.5.3 実験結果と考察.....	92
A.6 100 kA 級導体の接触抵抗測定試験	94
A.6.1 接触抵抗測定試験概要.....	94
A.6.2 室温における接触抵抗測定試験結果.....	94
A.6.3 液体窒素中における接触抵抗測定試験結果.....	96
A.6.4 まとめ.....	97
謝辞	98
参考文献	99

英文アブストラクト

Abstract

ヘリカル型核融合炉に適した高温超伝導・大電流積層導体の安定性に関する研究
Studies on Stability of Large-Current Stacked-Type High-Temperature Superconductor
Applicable to the Helical Fusion Reactor

Superconducting magnets are indispensable elements for magnetic confinement fusion reactors. They have been used for the existing fusion plasma experimental devices, such as the Large Helical Device (LHD) of National Institute for Fusion Science (NIFS), JT-60SA, EAST, KSTAR, W7-X and ITER. These contribute greatly to the fusion-relevant plasma experiments. In large superconducting magnets used in these experimental devices, superconductors of metal alloys and/or intermetallic compounds, such as NbTi and/or Nb₃Sn, respectively, are used. They are called the Low-Temperature Superconductors (LTS), and can be used only at the liquid helium temperature of ~4 K. Meanwhile, the High-Temperature Superconductors (HTS), such as BSCCO and REBCO, have critical temperatures (>90 K) much higher than those of LTS, and thus, many studies on the applications using the HTS, such as for electric power cables, motors, medical accelerators, have been actively conducted in recent years. The HTS is a superconductor discovered in 1986, and industrialization of wire production was begun around 2000. The improvement of wire performance in recent years has been remarkable. In the field of nuclear fusion science, the HTS has not yet been employed in large magnets, however, proposals, designs and tests of the prototype HTS conductors are now being promoted in Japan, the United States, Europe and China. The advantages of using the HTS for large magnets are summarized as follows: (1) Since the critical current is large up to a high magnetic field, it is possible to supply high current density in the reactor by increasing the magnetic field, (2) since the critical temperature and the cryogenic stability are high, the quench risk can be reduced, (3) since the critical temperature is high, it is possible to set the operation temperature high (~20 K). Among them, (3) gives resultantly another important merit that a large heat load is acceptable in the magnet. This admits large nuclear heating (with a thin shielding blanket) and/or having a number of joints within the winding.

At NIFS, the conceptual design of the helical nuclear fusion reactor FFHR-d1 is currently proceeding. For the helical coils of FFHR-d1, a superconducting conductor having the rated current of 100 kA at the maximum experiential magnetic field of 12 T is required. Three conductor options, forced-cooling LTS conductor, indirect-cooling LTS conductor and HTS conductor, have been proposed. In this thesis research, the HTS stacked-type conductor is studied, especially focusing on its cryogenic stability.

Generally, in the case of a large current LTS conductor, several tens to thousands of ultrafine

multifilamentary wires, having a diameter of ~ 1 mm, are twisted together and spatially transposed. As a result, the AC losses and magnetic shielding currents are reduced, and the occurrence of current drift, due to the change of non-uniform current distributions, in the conductor is suppressed. Especially in a tokamak-type fusion reactor, which performs pulsed operations at the time of starting up the plasma current, twisting and transposition between the conductor strands are indispensable for this purpose. The HTS conductor structure presently proposed in Europe and in the United States basically have twisting and transposition, such as seen in the Roebel-assembled conductor developed at Karlsruhe Institute of Technology, Twist-Stacked Tape Cable (TSTC) conductor at Massachusetts Institute of Technology and Conductor on Round Core (CORC) conductor at Advanced Conductor Technologies. The HTS wire is difficult to make a round strand, and it is often a tape structure with a rectangular cross-section. If such tapes are pseudo twisted and transposed, the structure becomes complicated, so that not only the manufacturing cost increases but also the mechanical strength weakens. On the contrary, the HTS conductor proposed for the helical coils of FFHR-d1 is a simply-stacked conductor without twisting nor transposing of tapes. This is a structure selected based on the idea of utilizing the both facts that (1) the helical coils are basically DC operated and (2) formation of non-uniform current distribution at the time of coil excitation can be tolerated by essentially high cryogenic stability of the HTS. As a result, this conductor is mechanically strong due to its simple structure without having voids and the production cost must become relatively low. Based on these advantages, this conductor is named Stacked Tape Assembled in Rigid Structure (STARS) conductor. Despite these merits, however, there remains a concern that an instability still occurs due to formation of non-uniform current distribution, and thus, it is necessary to investigate the stability issue in detail. Previous studies have confirmed that it is possible to conduct stable excitation of this type of conductor by testing the 10-kA-class samples. The present thesis research aims to give clearer and more quantitative guidance on the stability issues of the HTS STARS conductor.

In order to confirm that the HTS STARS conductor has high cryogenic stability even at a higher operation current, we conducted a large-current (>10 kA) short-sample conductor excitation tests. Normally, to supply a current of 100 kA to a conductor, a DC power source with this magnitude is required, but since it is not available at the NIFS facility, an inductive charging method was employed; the external magnetic field was changed to induce an electric current in the sample conductor. For this purpose, it was necessary to make the sample into a short-circuited coil shape, by providing a connecting portion. To fabricate such a sample and verify that large current can be conducted, a sample conductor of 30 kA class was manufactured and tested. For this sample, 20 (2 rows \times 10 layers) of GdBCO tapes (produced by Fujikura Ltd., width: 10 mm, thickness: 0.22 mm, critical current: ~ 600 A at 77 K, self-field) were stacked in a copper jacket and a rigid structure was formed by the surrounding stainless steel jacket. The conductor was also covered with a GFRP jacket

for thermal insulation, and the temperature was controlled using a heater attached to the outer surface of the stainless steel jacket. A conductor sample was made into a short-circuited coil in a racetrack shape, and it was immersed in liquid helium in the NIFS superconductor testing facility. A sample current was induced by changing the external magnetic field supplied by the 9 T split coil. The mechanical lap joint developed and fabricated by the Department of Quantum Science and Energy Engineering, Graduate School of Engineering, Tohoku University, was employed as the connection part. As a result of the tests, it was confirmed that excitation can be performed successfully to the critical current values without observing an occurrence of premature quenching even when high-speed excitation of 1 kA/s ramp-up rate was performed. This was confirmed by observing that the voltage measured on the conductor smoothly rises as the current rises, which indicates that the magnetic flux flow region appears. Through this test, we were able to measure the critical current at various temperatures and magnetic fields (for example, 45 kA at 20 K temperature, and 6 T magnetic field). As a result, it was judged that the sample production as well as excitation method was established and we were then shifted to the 100 kA excitation test.

The differences between the 30-kA-class conductor sample and the 100-kA-class conductor sample were that (1) the number of GdBCO tapes was increased from 20 to 54 (3 rows \times 18 layers), (2) the supporting structure was reinforced to withstand the increased electromagnetic forces, (3) the mechanical lap joint structure was also strengthened. Other features were the same as those of the 30-kA-class conductor samples. As a result of the excitation test of the 100-kA-class conductor sample, it was confirmed that excitation was successfully performed up to the critical current value of the conductor without causing a premature quenching even at a fast excitation of ~ 1 kA/s. We also succeeded in supplying a current of 100 kA at a temperature of 20 K and a magnetic field of 5.3 T. The maximum current reached 120 kA at 4.4 K. A 100-kA current was stably maintained for an hour also at 4.4 K.

The critical current measured in these experiments was examined by numerical analysis. In this analysis, the critical current value of the conductor sample was evaluated based on the critical current characteristics of the single HTS tape, depending on the temperature, magnetic field strength and magnetic field orientation. The critical current of the whole conductor was obtained by self-consistently calculating the self-magnetic field distribution and current distribution among the HTS tapes in the conductor cross-section using an iteration method. Since the numerically obtained value gives relatively good agreement with the experimentally measured value, we consider that the conductor sample did not cause premature quenching and could stably induce current up to the critical current value of the whole conductor, despite the fact that a non-uniform current distribution may have been formed among the HTS tapes according to the calculation.

In order to further clarify the cryogenic stability of the HTS STARS conductor, analysis is being carried out to explain the excitation waveforms obtained in the sample conductor test as a whole.

Particularly, in the test of the 30-kA-class conductor sample, when the transport current exceeded the critical current, there were both cases when quenching occurred and not occurred. The presence or absence of quenching is considered to be determined by the balance between heat generation and cooling (by thermal conduction) of the conductor. In order to investigate this in detail, a coupled analysis code of heat transfer and electromagnetic circuit was originally prepared, and an analysis was conducted to reproduce the excitation waveform obtained in the experiment. In this analysis, the thermal diffusion equation is used as the governing equation, and the heat generation term includes the magnetic flux flow characteristics of the superconducting tape and Joule heating in the stabilizing copper jacket. The calculation method used for the analysis is the finite element method (FEM), which is suitable for expansion from one dimension to two dimension. Prior to the simulation of the excitation analysis of the conductor experiments, the code was applied also to the hot-spot temperature analysis in the quench protection process of the HTS conductor expected for the FFHR-d1 helical coils. After performing sufficient verifications of the developed FEM code, analysis is conducted to reproduce the excitation current waveform obtained in the experiment, and to proceed further development of the code itself to be expanded to two dimension. This makes it possible to finally give clear guidance to the cryogenic stability understanding of the HTS STARS conductor.

第 1 章 序論

1.1 核融合研究

現在、石油、石炭、天然ガスが世界のエネルギー需要の大半を担っている。その問題点は、それらが枯渇性エネルギーで 100 年程度で枯渇してしまう恐れがあること、また燃焼した際に二酸化炭素などの温室効果ガスを排出し地球温暖化を引き起こしてしまうことである。これらの問題がない太陽光や風力などの再生可能エネルギーが新たなエネルギー供給源として期待されるが、発電に広大な土地が必要なこと、天候や時間帯などによって発電量が変動することなどから、化石燃料に取って代わるのは難しい。核分裂による原子力エネルギーは温室効果ガスをほとんど排出せず、高速増殖炉を含む核燃料サイクルが実用化されれば数千年分の可採量が存在するが、発生する高レベル放射性廃棄物を数万年厳重に保管しなければならない。また、日本においては 2011 年の福島第一原発の事故以来、冷却機能の制御ができなくなったときの危険性が改めて認識され、現状の原子力発電の利用に国民の総意が得られてない状態となっている。

これに対し、核融合によるエネルギー供給では、その燃料である重水素とリチウムを海水から無尽蔵に採取でき、反応過程において温室効果ガスも排出しない。また、高レベル放射性廃棄物が発生せず、原理的に暴走しないなど、きわめて優れた特長を持つ。このため、核融合発電の早期実現を目指し、世界各国で研究が進められている。

現在の核融合研究は、磁場閉じ込め方式と慣性閉じ込め方式の 2 つに分類される。

磁場閉じ込め方式では、燃料を電離させてプラズマ状態にし、磁場によってそれを閉じ込めて核融合反応を起こす方式である。この方式では、トカマク方式とヘリカル方式がもっとも研究が進んでいる。トカマク方式は、閉じこめ磁場をトロイダル磁場コイルを流れる電流とプラズマ中を流れるトロイダル電流の重畳によって閉じこめ磁場を形成する方式で、定常運転は難しいものの、高温のプラズマが生成しやすい方式である。この方式では Fig. 1.1.1 に示す国際熱核融合実験炉 (ITER) がフランス・カダラッシュにて建設されている[1.1]。これは、日本、EU、アメリカ、ロシア、中国、インド、韓国による国際協力で進められている巨大プロジェクトであり、核融合燃焼の実証を目指して研究開発が行われる。ヘリカル方式は、プラズマの外部コイルのみによって磁場を形成するため、定常運転を実現しやすいこと、急なプラズマの崩壊 (ディスラプション) が発生しないことなどが利点として挙げられる。この方式の実験装置として、Fig. 1.1.2 に示す大型ヘリカル装置 (LHD) が 1998 年核融合科学研究所 (NIFS) に建設された[1.2]。

一方、慣性閉じ込め方式では燃料に極短時間のエネルギー照射を行うことで、太陽並みに密度を高めて核融合反応を引き起こし、これを繰り返して核融合反応継続させる方式である。現在のこの方式では、エネルギー照射に高エネルギーのレーザーを用いることから、レーザー核融合と呼ばれる。この方式ではエネルギーを燃料中心に正確に照射しなければならない、燃料の形状の精度やレーザーの出力、多方向からの同時照射などの正確性が求められる。

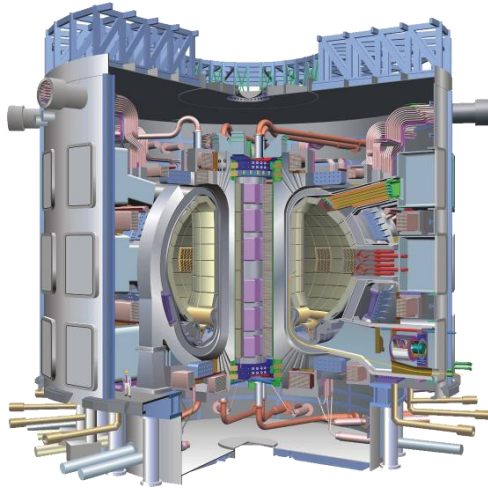


Fig. 1.1.1 ITER [1.1]

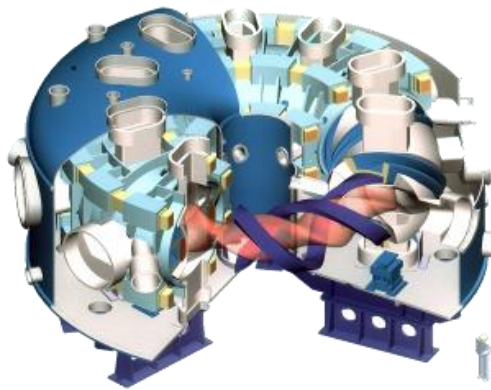


Fig. 1.1.2 Large Helical Device [1.2]

1.2 核融合炉における超伝導マグネット

1.2.1 核融合炉マグネットにおける超伝導導体

磁場閉じ込め方式の核融合では、プラズマを閉じ込めるために強力な磁場を必要とする。その磁場を発生させるためのマグネットに、従来水冷銅マグネットが用いられてきたが、現在は超伝導マグネットが用いられている。銅マグネットでは通電時のジュール発熱が大きいため長時間の実験が行えず、また将来の核融合炉においては、その損失が核融合で生み出したエネルギーを超えてしまい、発電システムとして成立しなくなるためである。超伝導マグネットを用いると、マグネットを極低温まで冷却する必要はあるものの、基本的に発熱を生じないため、銅マグネットを用いるよりもはるかに経済的である。LHD は、すべてのマグネットが超伝導導体を用いて製作された世界最初の核融合実験装置である。

超伝導マグネットの構成はトカマク方式とヘリカル方式で異なる。トカマク方式の ITER はプラズマを閉じ込めるためのトロイダル磁場コイル、プラズマの位置を決めるためのポイダル磁場コイルに加え、プラズマにトロイダル電流を流すための中心ソレノイドコイルから成る[1.3]。ヘリカル方式である LHD は、プラズマを閉じ込めるためのヘリカルコイルとプラズマの位置や形状を決めるための垂直磁場コイルから成る[1.4]。これらすべての超伝導体に温度 4 K 付近で使用される低温超伝導体 (Low-Temperature Superconductor, LTS) が用いられている。

1.2.2 撚線・転位構造

一般に大電流 LTS 導体では、直径数 μm から数十 μm のフィラメント数千本を持つ直径 1 mm 程度の極細多芯線を数十本から千本ほど撚り合わせ、空間的に転位させた構造を持つ。これにより、交流損失の低減と磁気遮蔽電流の低減を行い、導体内の電流偏流（非一様電流）の発生を抑制している。特にプラズマ電流立ち上げ時にパルス運転を行うトカマク型核融合炉では、このための素線間の撚りと転位は必須となる。

Fig. 1.2.1 に示すのは LHD のヘリカルコイル導体の構造を示す。LHD のヘリカルコイルは (a) に示す NbTi 線材を、(b) に示すようなラザフォード型撚線を施し、純アルミニウムと一緒に銅の構造材で囲った構造をしている。Fig. 1.2.2 に示すのは ITER のトロイダル磁場コイル導体の構造である。こちらは Nb3Sn 線材約 1000 本を 5 段階に撚り合わせ、コンジットと呼ばれるステンレスの構造材内に挿入している。

上述のとおり、撚線・転位構造は電流の均流化を目的の一つとしているが、核融合マグネットのように大型の導体になると、導体自身が作る磁場によって導体内に偏流が生じ、不安定性、すなわち導体本来の臨界電流値より小さい通電電流値でクエンチ（早期クエンチ）が起こる場合がある。Fig. 1.2.3 に示すのは ITER PF Conductor Insert である。このコイルの分流開始温度測定試験（電流・磁場を一定として導体の温度を上昇させて、分流開始時の温度を測定する試験）において、早期クエンチが発生した例を Fig 1.2.4 に示す。(a) は磁場 5.9 T において 6 kA 通電したときの結果である。通電電流値が小さいため自己磁場も小さく、実験結果（実線）は数値解析結果（破線）によく一致している。一方、(b) は磁場 5.15 T において 55 kA 通電したときの結果である。通電電流値が大きく自己磁場も大きくなるため、温度が 6.2 K 過ぎたところでクエンチした。

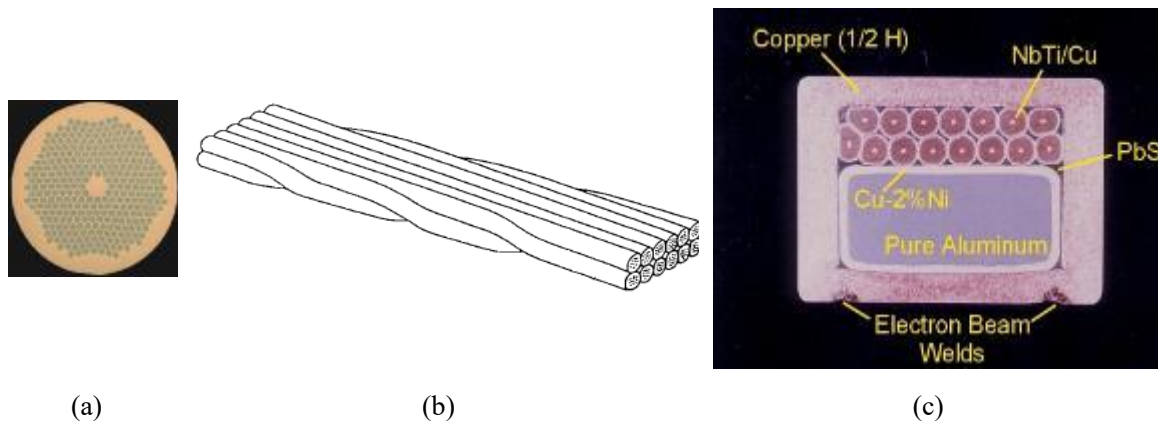


Fig. 1.2.1 Structure of the conductor of helical coils of the LHD. Cross-sectional photos of (a) a NbTi wire and (b) the conductor of helical coils of the LHD. NbTi wires shaped the Rutherford-type cable in (c) are packed into a copper jacket of the conductor.

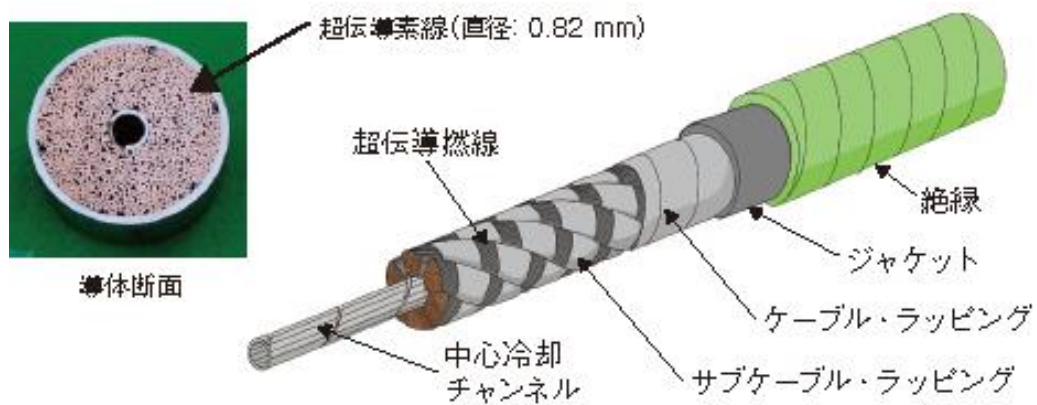


Fig. 1.2.2 Structure of the conductor of the toroidal field coils of the ITER [1.5].

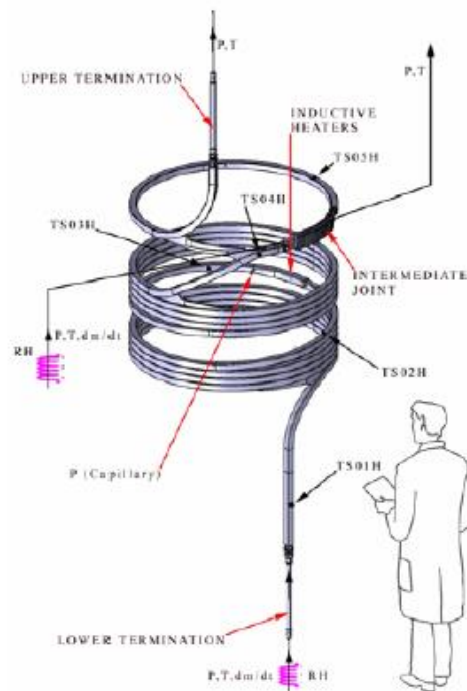


Fig. 1.2.3 ITER PF Conductor Insert

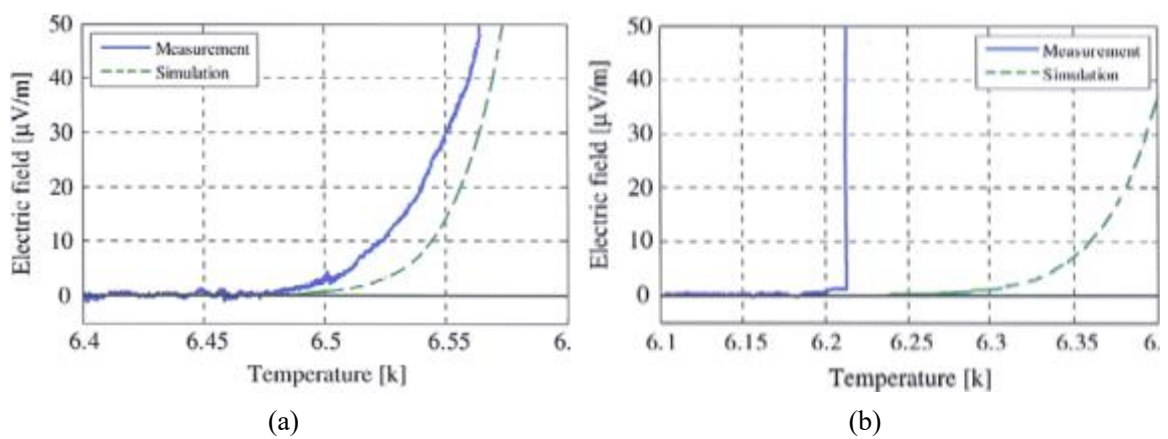


Fig. 1.2.4 Measurement of the current sharing temperature of the ITER PF Conductor Insert at (a) 6 kA, 5.9 T and (b) 55 kA, 5.15 T.

1.3 核融合炉マグネットにおける高温超伝導オプション

1.3.1 高温超伝導体

高温超伝導体 (High-Temperature Superconductor, HTS) は 1986 年に発見された新しい超伝導体で、LTS と比べてはるかに高い臨界温度を持ち ($> 90 \text{ K}$)、冷却エネルギーを低く抑えることができるため、電力機器応用を中心に研究されている。核融合分野では、超伝導マグネットに電流を供給する電流リードとしてすでに実用化されており、マグネットの導体に応用する研究も始まっている[1.6, 1.7]。

Fig. 1.3.1 に希土類系銅酸化物 HTS 線材 (RE 系 HTS 線材、REBCO) の構造を示す。ニッケル系合金などの金属基板上に、中間層、超伝導層、保護層、安定化層が積層された構造を持つ。この形状からテープ線材とも呼ばれており、近年性能向上が著しい。

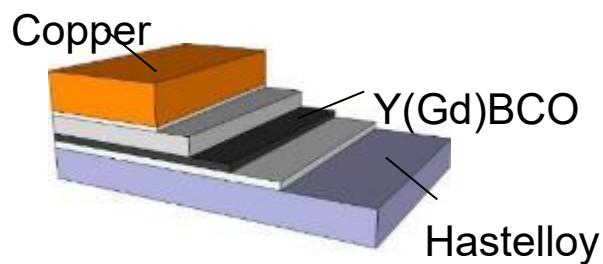


Fig. 1.3.1 Structure of REBCO [1.8]

1.3.2 撚線・転位導体

この HTS 線材は高磁場でも高い臨界電流密度を持つが、テープ形状のため、大電流導体を製造するに当たり、従来の LTS 導体において標準的に採用されてきた、撚線構造をとりにくい。REBCO 線材を用いた大電流撚線導体は大きく分けて 3 種類提案されてる。1 つ目は Massachusetts Institute of Technology で提案されている Twisted stacked-tape cable (TSTC) である (Fig. 1.3.2) [1.9]。この導体は積層した HTS 線材を捩った構造を持つ。この導体をさらに発展させた導体も開発されており、Fig. 1.3.2 (a)は TSTC をラザフォード型撚線にした導体、(b)は幅の違う線材を組み合わせて電流密度を向上させた導体、(c)はケーブル・イン・コンジット構造を取り、電磁力に対する耐性と冷却能力を両立させた導体である。Fig. 1.3.4 に示すのは、Karlsruhe Institute of Technology で提案されているジグザク形状にした線材を撚り合わせた構造を持つ Roebel 導体である[1.10]。Fig. 1.3.4 (b)に示すように Roebel 導体をラザフォード型撚線にした導体も提案されている。3 つ目はベンチャー企業 Advanced Conductor Technologies が開発している Conductor on round core (CORC) 導体である[1.11]。この導体は銅安定化材の周りに HTS 線材をらせん状に巻きつけた構造を持つ導体である。これらの導体は交流で用いられるトカマク型核融合炉で採用されるため従来の LTS 導体と同様に撚線・転位構造を持つ。しかし、テープ形状の線材を撚線しているため、電磁力などの機械的弱点による線材特性の劣化が懸念されている。



(a)



(b)

Fig. 1.3.2 HTS twisted stacked-tape cable (TSTC) developed by the Massachusetts Institute of Technology.



(a)



(b)



(c)

Fig. 1.3.3 Conductors based on the concept of TSTC



(a)



(b)

Fig. 1.3.4 HTS Roebel cable developed by Karlsruhe Institute of Technology



(a)



(b)

Fig. 1.3.5 HTS conductor on round core (CORC) cable developed by Advanced Conductor Technologies.

1.3.3 単純積層導体

FFHR-d1 の導体オプションのひとつである高温超伝導オプションは、安定化材の銅ジャケットの中に HTS 線材を積層し、銅ジャケットの周りを高い剛性を持つステンレスジャケットで囲う構造をしている (Fig. 1.3.6)。マグネットの冷却は導体間に設けられた冷却チャンネルに冷媒を流す方式、または導体の付近に設置した冷却パネルからの熱伝導によって冷却する方式が考えられている。

臨界温度が高い HTS 線材を核融合マグネットに用いることで、マグネットの運転温度を ~ 20 K と、LTS を用いた場合の 4 K から高くすることが可能である。これによって、冷却に必要な電力負荷を低減でき、導体構造材の比熱が増加することで高い冷却安定性を得ることが可能である。また、高い臨界磁場を持つ RE 系 HTS 線材を用いることで、将来的に核融合炉を高磁場化することも可能である。加えて、セグメントに分割された導体を接続しながら FFHR-d1 のヘリカルコイルを形成するという方法が提案されている [1.16]。この方法によって、連続巻きでヘリカルコイルを作る際の難点となると考えられる巻線工期の問題を解決することができる。

核融合マグネットを分割して製作し、それを接続して組み立てるという同様の提案はいくつかある。1980 年代に LTS を用いて、分割されたコイルの接続部を機械的に着脱可能にして保守性を高めるという発想のもと検討されたが、接続部における発熱を LTS では許容できず実現することはできなかった [1.18]。2000 年代に入り、保守性を高めるという同様の発想で HTS を用いた着脱方式マグネットが提案された (Fig. 1.3.7) [1.19]。これに対し、FFHR-d1 の HTS オプションは着脱可能オプションを排し、セグメントの単位をコイルではなく導体ごととしている (Fig. 1.3.8)。これにより、導体接続部の構造を簡略化し、迅速にヘリカルコイルを製作できるものと考えられる。



Fig. 1.3.6 Simply stacked HTS conductor.

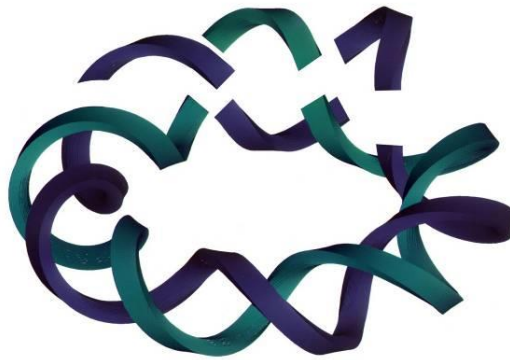


Fig. 1.3.7 Remountable HTS helical coil [1.19].

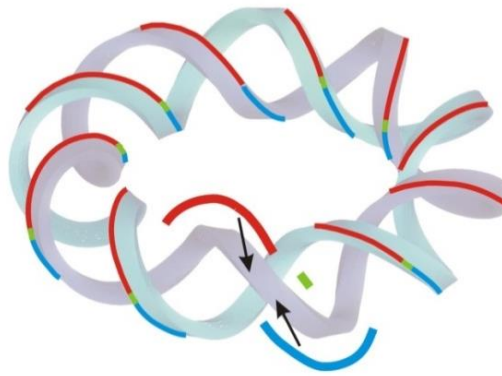


Fig. 1.3.8 Segmented HTS helical coil [1.20].

1.3.4 ヘリカル型核融合炉 FFHR-d1 の高温超伝導オプション

現在、NIFS ではヘリカル型核融合炉の原型炉（発電用施設としての性能を確認するための炉）に向けて FFHR-d1 (Fig. 1.3.9) の設計が行われている[1.12]。FFHR-d1 では1年オーダーの連続定常運転実証、100 万 kW 級の発電実証、メンテナンス性の実証、燃料となる三重水素の自己増殖の実証、安全性の実証を目標としている。課題として、大型の超伝導ヘリカルコイルの製作に関して、構造設計およびそれに整合した製作手法の構築が挙げられている[1.13]。ここでは主に FFHR-d1 のヘリカルコイルにおける HTS オプションについて述べる。

Fig. 1.3.10 に、現状の 100 kA 級 HTS 導体を示す。また、その諸元を Table 1.3.1 に示す。この導体における特徴として、HTS 線材を単純積層としていることがある。大型超伝導導体では通常、線材を撚るとともに転位構造を採用し、交流損失の低減と導体内の偏流の防止を図っている。ヘリカルコイルは直流で用いるため、単純積層導体でも、交流損失については、運転時には問題にならないと考えられる。ヘリカルコイルの励磁の際には交流損失が発生するが、その大きさは導体形状などから予測できるため、損失を抑えるよう励磁速度を調節することで対応することが可能であると考えられる。偏流の問題については、導体内である程度の偏流が生じて HTS の高い冷却安定性により導体が不安定にならないものと考えられる。また、偏流が問題になる場合でも、Roebel-MITO 構造[1.20]を設けることで、実効的に線材を転位させることが可能である。単純積層方式を採用することで導体をより簡便に製作でき、また導体内に空隙がないので機械的に強固にできると考えられる。

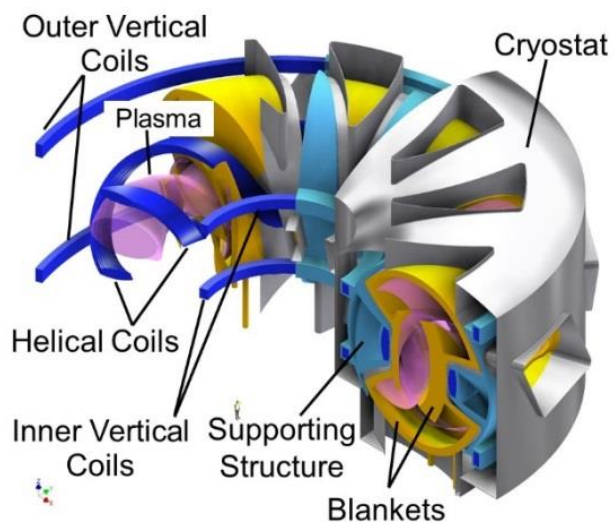
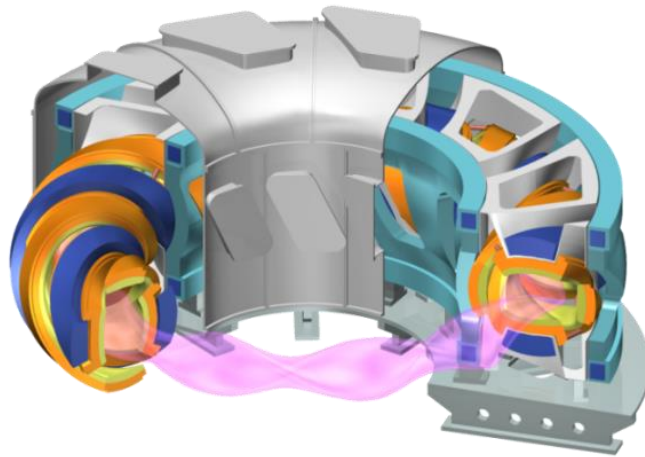
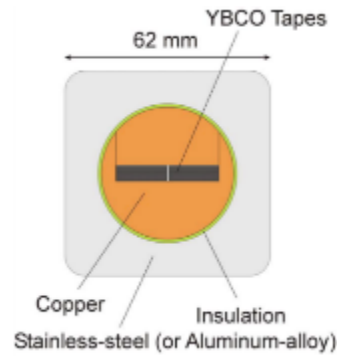


Fig. 1.3.9 FFHR-d1



(a) Picture of the mockup



(b) Cross-sectional image

Fig. 1.3.10 Cross-sectional image of a 100 kA-class HTS conductor.

Table 1.3.1 Specification of the 100 kA-class HTS conductor.

Operation current	94 kA
Maximum field	12 T
Operation temperature	20 K
Current density	24.5 A/mm ²
Number of HTS tapes	40
Cabling method	Simple stacking
Insulation	Internal insulation
Superconducting material	YBCO
Width of HTS tape	15 mm
Critical current of a tape	>1000 A@77 K, self-field

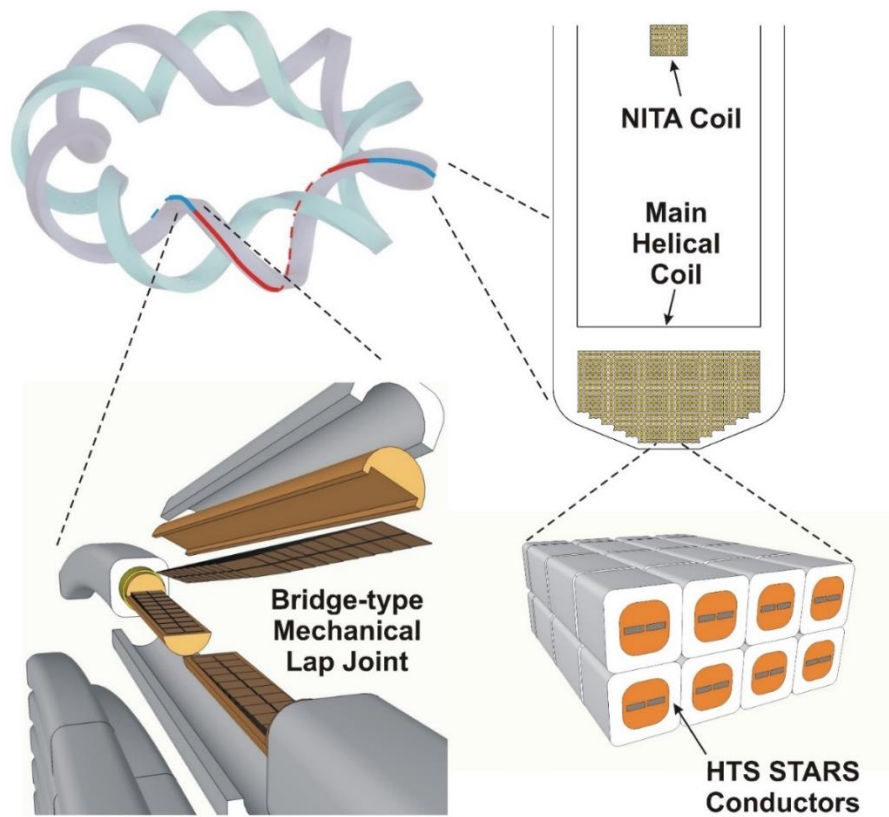


Fig. 1.3.10 Schematic illustration of the joint-winding method proposed for the FFHR-d1 helical coils.

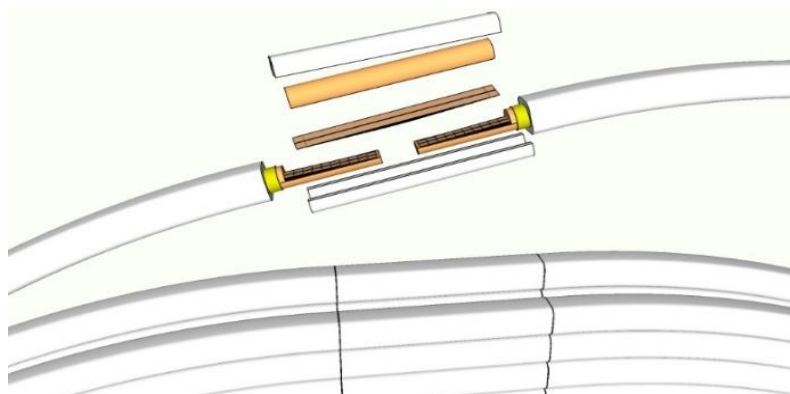


Fig. 1.3.11 Schematic illustration of the joint-winding method proposed for the FFHR-d1 helical coils.

1.4 本研究の目的

本研究ではヘリカル型核融合炉 FFHR-d1 に適した 100 kA 級 HTS 積層導体について、100 kA 通電の実証を行うとともに、(電磁・冷却) 安定性について定量的に調べ、このタイプの導体の適用条件を明らかにすることを目的として以下のような研究を行った。

第 2 章では、大電流高温超電導積層導体の通電特性について述べる。HTS 積層導体の偏流による不安定性について調べるため、100 kA 通電実証試験を企画した。まず、通電方法とサンプル製作方法の確立のためにおこなった 30 kA 級導体サンプルの製作・試験について述べる。そして、100 kA 級導体サンプルの製作・試験による 100 kA 通電の実証について述べる。

第 3 章では、30 kA 級および 100 kA 級導体内で電流転流がスムーズに行われたことを示すために、第 2 章で測定された臨界電流を数値解析によって求めた。この章ではこの数値解析で用いたモデルやその結果について述べる。

第 4 章では、HTS 積層導体の冷却安定性について述べる。30 kA 級導体サンプルの試験において、通電電流値が臨界電流値を超えたとき、クエンチする場合としない場合とがあり着目した。クエンチの有無は、導体の発熱と冷却のバランスで決まると考えられる。これを詳細に調べるために、伝熱と電磁の連成解析コードを作成し、実験で得られた通電波形を再現するような解析を行った。この解析では、熱拡散方程式を支配方程式として、発熱項には超伝導線の磁束フロー特性と安定化銅ジャケットのジュール発熱を入れた。解析に用いた手法は有限要素法である。

第 5 章に本研究で得られた結果を総括する。

第 2 章 大電流高温超伝導積層導体の通電特性 試験

2.1 結論

核融合炉における超伝導コイルは大型のためインダクタンスが大きい。一方、コイルのクエンチ保護の観点からはインダクタンスは小さいほうが望ましい。所定の磁場を発生させながらインダクタンスを下げるため、核融合炉用超伝導コイルでは大電流超伝導導体が採用される。核融合実証炉における超伝導導体では、100 kA 級の導体が必要とされている。NIFS で設計が進められているヘリカル型核融合炉 FFHR-d1 のヘリカルコイルでは定格運転電流 94 kA の導体が必要である。核融合炉用 HTS 大電流導体の研究開発は様々な研究機関で行われているが、これまでに 100 kA 導体が開発された実績はない。HTS 積層導体で懸念されているのは、熱応力などによって線材が劣化しないかということ、大きな偏流が生じて早期クエンチが発生するのではないかということである。そこで本章では、HTS 積層導体が安定に 100 kA 通電できることを実証するため、100 kA 級 HTS 積層導体の製作と試験を行った。

導体に 100 kA の電流を流すには 100 kA 通電可能な電源と電流リードが必要であるが、そのような設備はスイスのパウルシェラー研究所に SULTAN があるのみである。SULTAN は ITER 用導体の研究開発に優先的に用いられているため、SULTAN で試験を行うのは難しい。そこで本試験では、両端を短絡した形状の導体サンプルを製作し、印加した外部磁場を変化させることでサンプルに 100 kA の電流を誘起する方法を取った。そのため、まず短絡導体サンプルの製作と誘導通電法の確立を目的として、プロトタイプとして 30 kA 級試作導体を製作し試験を行った。その後、100 kA 級導体の製作と試験を行った。

2.2 30 kA 級試作導体の通電特性試験

2.2.1 実験手法

外部磁場コイルを 1 次コイル、短絡導体サンプルを 2 次コイルとみなす誘導電流法によって大電流通電が可能である。またクライオスタット内に大きな熱侵入をもたらす電流リードが必要ないため、液体ヘリウムの消費を抑えることができる。その一方、通電時間が接続部の抵抗によって制限され、印加磁場や通電電流が過渡的となる。本試験では外部磁場発生用に、コイルの中心で最大 9 T を発生可能なスプリットコイル（後述）を用いた。自足が完全に保存されると仮定したとき、誘導通電法によりサンプルに流れる電流は、

$$\Phi = L_1 I_1 = M I_2$$

より、

$$I_1 = \frac{M}{L_1} I_2$$

となる。ここで Φ は磁束、 L_1 はサンプルの自己インダクタンス、 I_1 はサンプルに流れる電流、 M はサンプルとスプリットコイルとの相互インダクタンス、 I_2 はスプリットコイルの電流である。数値計算で評価した L_1 、 M はそれぞれ 2.21、411 μH である。Fig. 2.2.1 に本試験で用いたクライオスタットの概念図を示す。図中には設置されたサンプルとスプリットコイルも示している。図中の 2 つの青い線は、上下それぞれ、液体ヘリウムの最大液面、最小液面を示す。

後述するように、今回製作したサンプルにはヒータを取り付け、その周りに断熱を施した。サンプルの温度を調節する場合は、ヒータに接続された安定化電源を手動で直接操作し、ヒータのそばの温度計が所定の温度になるようにした。

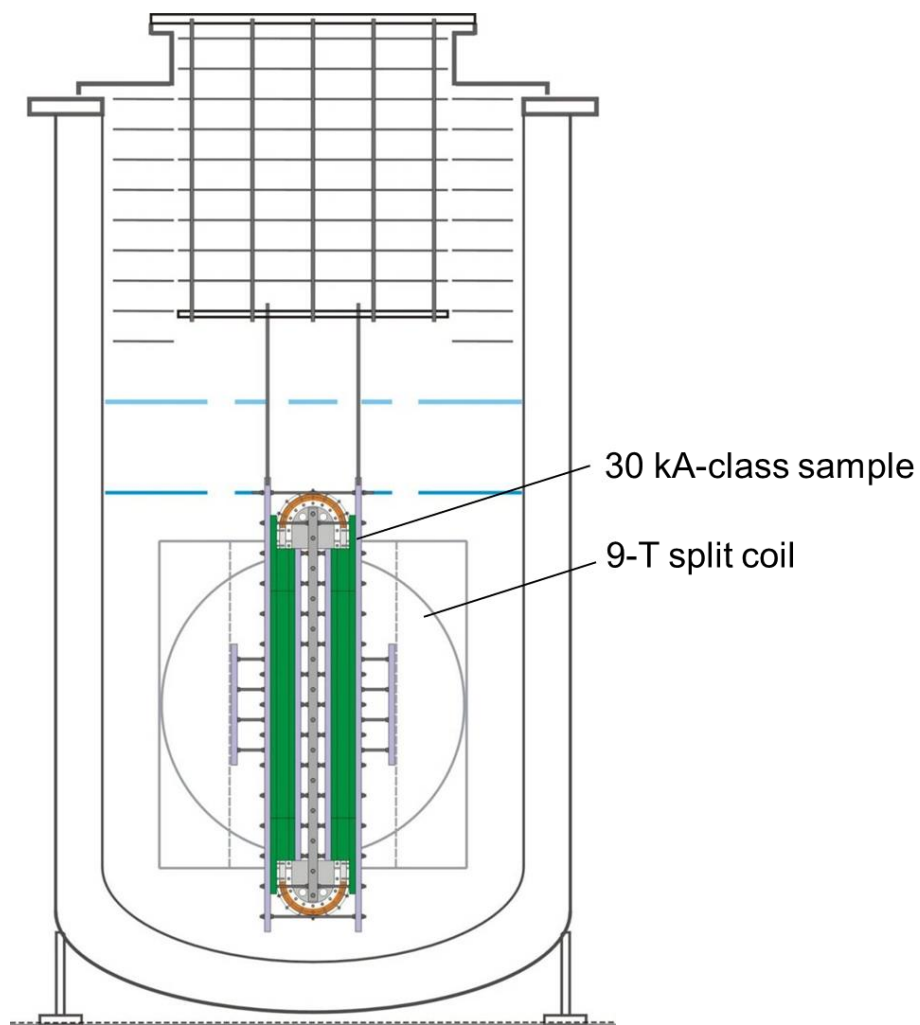


Fig. 2.2.1 Experimental setup

2.2.2 30 kA 級導体サンプル

30 kA 級導体サンプルの断面とその全景を Fig. 2.2.1 に示す。今回用いた HTS 線材はフジクラ社製の GdBCO 線材（幅 10 mm、臨界電流 652 A @77 K, self-field）である。電気絶縁などされていないこの線材 20 枚（2 列 10 層）を銅ジャケット内に撚りや転位を施さずに積層した。これらは熱応力などによる安定化層の剥離によって線材が劣化することを避けるために、半田等で含侵は行わなかった。その銅ジャケットの周りをステンレスジャケットで囲う導体構造とし、その導体はボルト締めで固定した。銅ジャケット、ステンレスジャケットは電流リードのないレーストラック形状（Fig. 2.2.1 (b)）としており、レーストラックの直線部の片方に機械式ブリッジ接続の導体接続構造（詳細は次項）を設け、これを短絡サンプルとした。レーストラックの直線部を FRP ジャケットで覆い、隙間をシリコン樹脂で埋めて断熱を施した。レーストラックの円弧部はこのような断熱は行わず、液体ヘリウムによって直接冷却した。さらにステンレスの支持構造材を用いてサンプルを強固にし、通電時における電磁力に耐えうるようにした。これによって 120 kA 通電時に、8 T の磁場を印加したときの電磁力にも耐えることができる。完成した導体の写真とその寸法を Fig. 2.2.2 に示す。

導体サンプルの接続部には東北大学によって開発された機械式ブリッジ接続が用いた。Fig. 2.2.3 に接続構造の概念図、Fig. 2.2.4 にその写真を示す。線材 1 枚ごとの接続長は 28 mm とし、線材の端と端には 2 mm のギャップを設けた。線材の接合面には接触をよくするため接合面と同じ大きさのインジウム箔を正確に挿入した。今回製作したサンプルはボルト締めによって導体を構成したが、接続部においては均一な圧力をかけるため、ボルト締めの際、厳密なトルク管理を行った。すなわち、トルクレンチを用いて接続部を対角に締めていき、一定のトルク値で締め終えた後、導体の厚みをノギスで計測・記録し、傾きがなく接続部に均一に力が加わっているかを確認し、順次増し締めした。

Fig. 2.2.5 に計測素子等の位置を示す。本試験では電流の計測にロゴスキーコイルとホール素子を用いている（後述）。温度の測定に磁場環境下においても高精度なセルノックス温度計を用いた。温度計はステンレスジャケットの上に設置した（Fig. 2.2.6）。電圧の計測に電圧タップが接続部に 2 か所、通常部に 1 か所取り付け付けた（Fig. 2.2.7）。Fig. 2.2.8 にサンプルを温度調節するためのステンレスヒータを示す。このヒータは接続部および通常部の中央付近に設置した。ヒータは導体の側面に 2 つずつ（計 4 つ）、エポキシ系接着剤を用いてステンレスジャケットの上に貼り付けた。

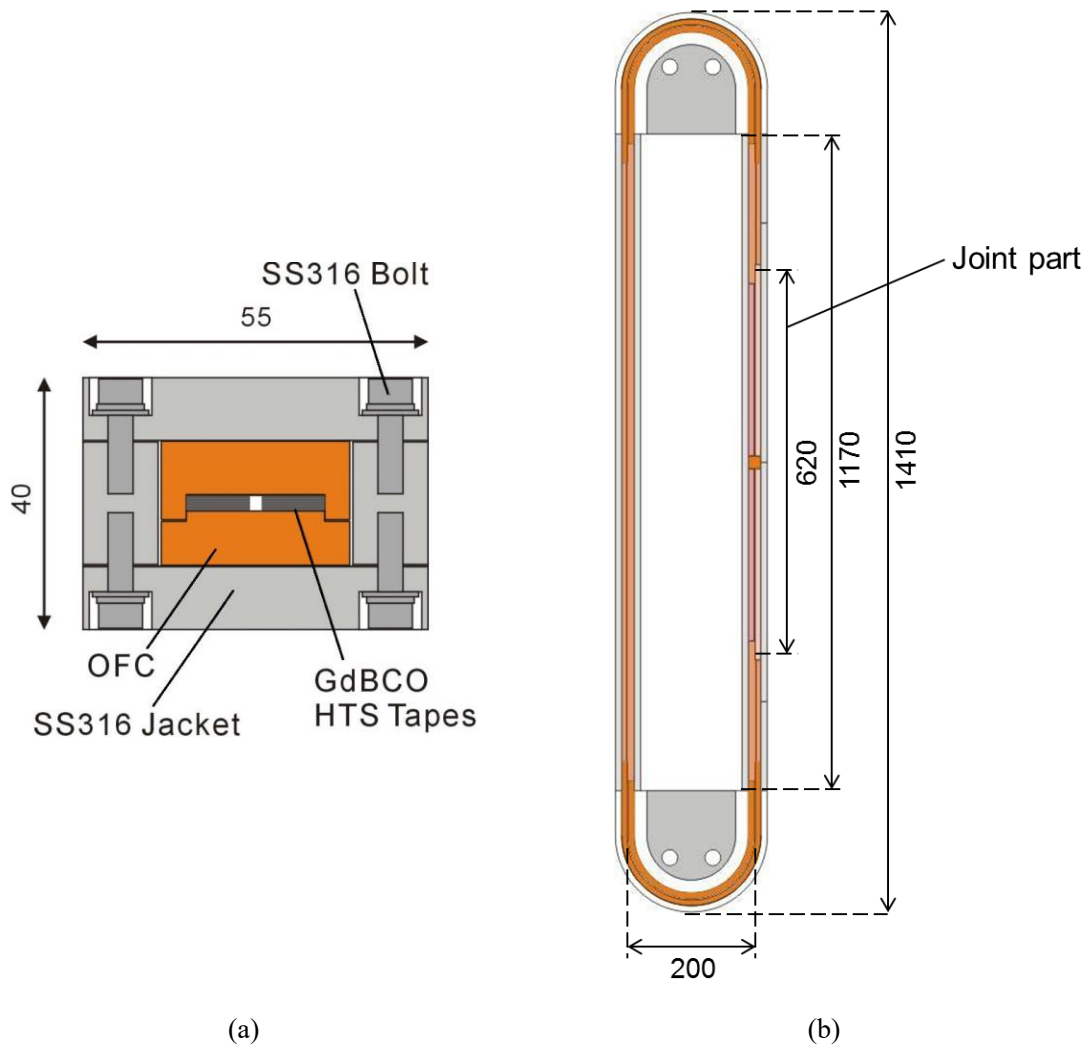
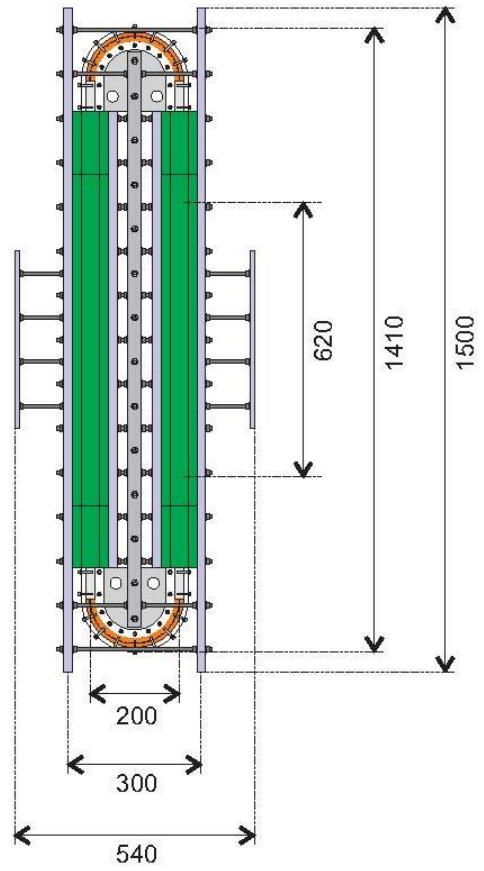


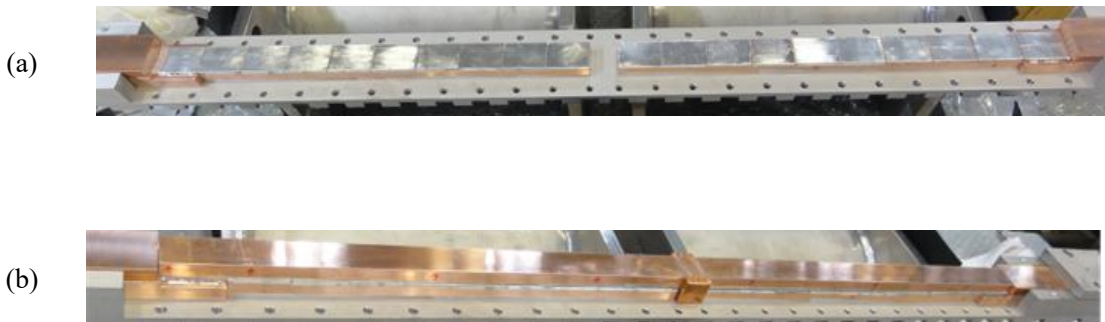
Fig. 2.2.1 Schematic images of (a) the cross-sectional and (b) overall view of the 30 kA-class HTS conductor sample.



(a)

(b)

Fig. 2.2.2 (a) Photo and (b) schematic image of the 30 kA-class HTS conductor sample.



(a)

(b)

Fig. 2.2.4 Photos of the joint structure (a) before and (b) after setting the upper copper jacket.

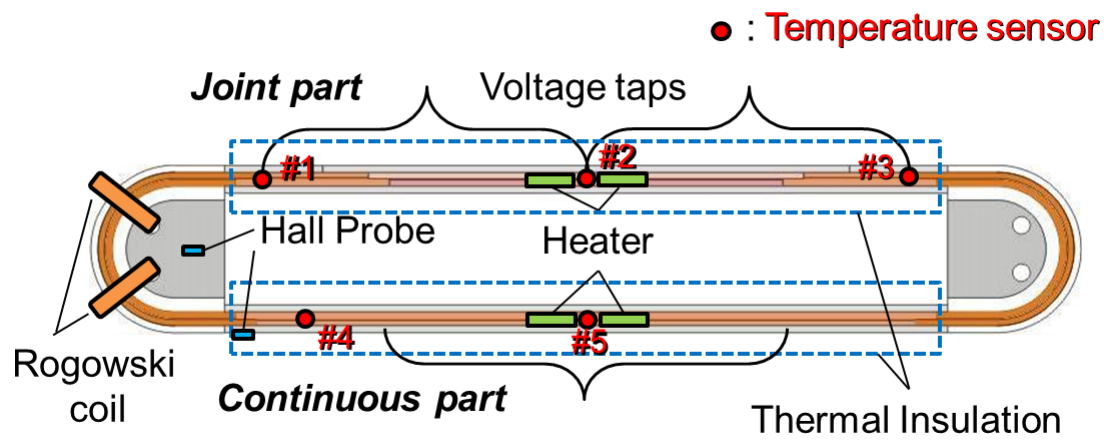


Fig. 2.2.5 Locations of the diagnostic sensors attached on the 30 kA-class HTS conductor sample.

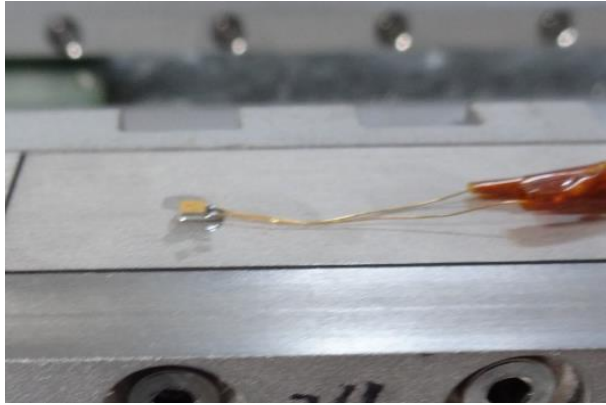


Fig. 2.2.6 Cernox

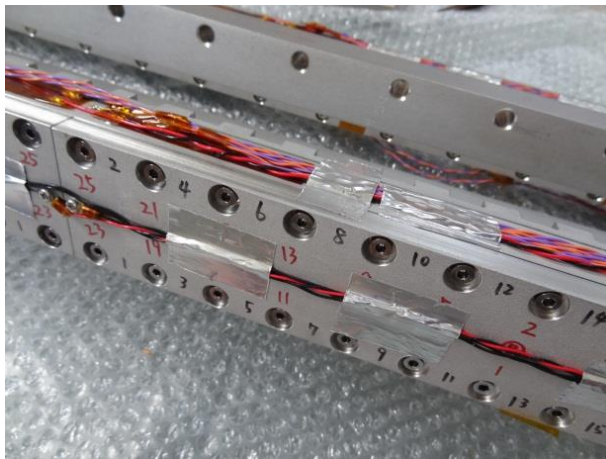


Fig. 2.2.7 Voltage taps

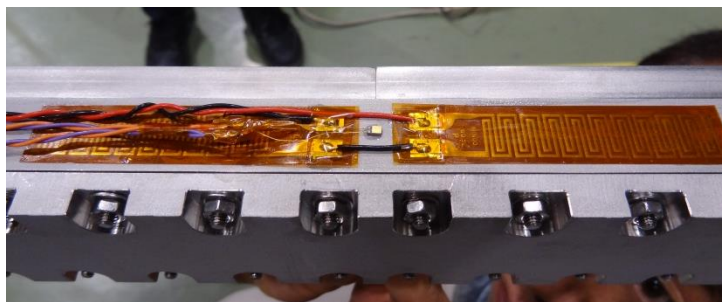


Fig. 2.2.8 Stainless-steel heater covered by Capton tapes.

2.2.3 電流測定方法

本試験ではシャント抵抗を用いた電流測定が行えないため、ログスキーコイルとホール素子を用いて非接触に電流測定を行った。まずログスキーコイルによる電流測定について述べる。ログスキーコイルによる電流値は次の式で評価される。

$$I = \frac{2\pi r}{\mu_0 N \pi a^2} \int V dt \quad (1)$$

ここで $2\pi r$ はコイルの長さ、 μ_0 は真空の透磁率、 N はコイルの巻数、 a はコイルの小半径、 V はサンプル通電時にコイルに発生する起電力である。約 2900 ターンのログスキーコイルを 2 つ製作した。Fig. 2.2.9 に製作したログスキーコイルの写真を示す。またその仕様を Table 2.2.1 に示す。

事前に製作したログスキーコイルの校正試験を室温中で行った。試験は Fig. 2.2.10 のようなセットアップで行った。電流リードにシャント抵抗 (60 mV/250 A) をつなぎ、電流リードにログスキーコイルをセットした。電流リードはスイーパーによって制御される 100 A 電源に接続されている。通電電流は 100 A で固定とし、ランプレートを 25, 50, 100 A/s と変化させて通電した (100 A/s のみ 3 度通電)。

Fig. 2.2.11 (a) ~ (c) に各ランプレートにおける実験結果を示す。また、(d) は (c) の 3 度目の通電の拡大図である。試験の結果、ランプレートの違いによって、ログスキーコイルによる電流評価に差は見られなかった。

校正試験で得られた結果をもとに、各ログスキーコイルの校正係数 k を以下のように定義した。

$$k = \frac{I_{shunt}}{I_{rog}}$$

ここで、 I_{shunt} , I_{rog} はシャント抵抗から測定された電流値とログスキーコイルから測定された電流値の各フラットトップの平均値である。各通電時の校正係数を Table 2.2.1 にまとめる。上述のように各ランプレートで校正係数に大きな差がないため、各測定で得られた校正係数の平均値をそのログスキーコイルの校正係数とした。30 kA 級導体試験で電流値を評価する際、式(1)で求められた電流値に校正係数を掛けた値をサンプルの電流値とした。

もう一つの電流測定方法として、ホール素子を用いた。ホール素子による電流の評価は、ホール素子から測定された磁場から外部磁場成分を引いて求めたサンプルの作る磁場からサンプル電流を求めている。今回用いたホール素子は F. W. Bell 社製の BHT-921 で、温度 4.2 K までの動作が保障されている極低温用ホール素子である。ホール素子は導体円弧部のカバー上と導体サンプルステンレスジャケットのそばに設置した。Fig. 2.2.12 にホール素子の設置場所を示す。



Fig. 2.2.9 The Rogowski coil

Table 2.2.1 Specification of the Rogowski coils

	Rogowski coil #1	Rogowski coil #2
Number of turns	2909	2886
Length (m)	0.97	0.97
Minor radius (mm)	6.51	6.51

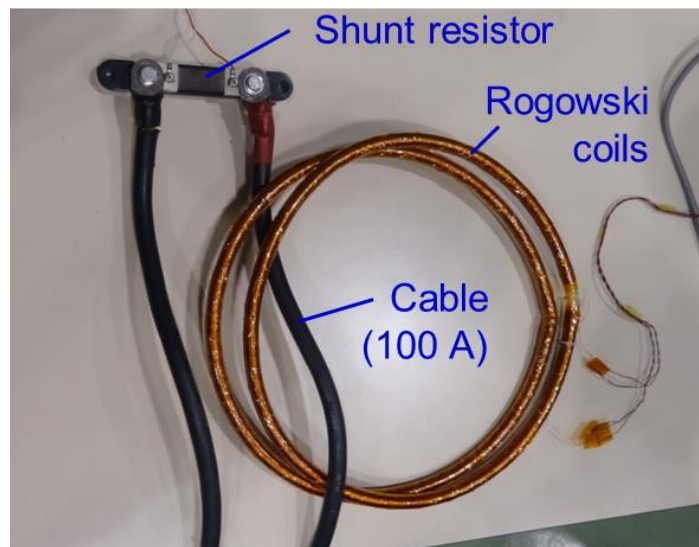
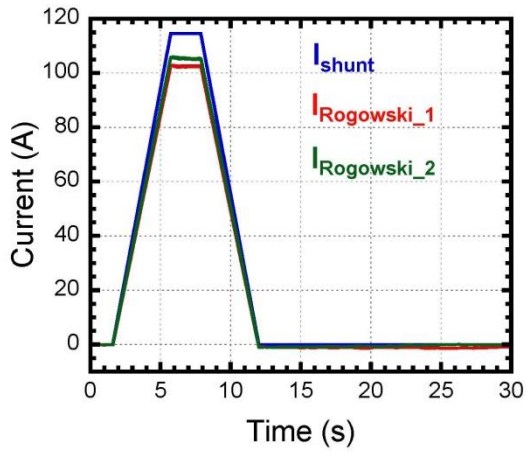
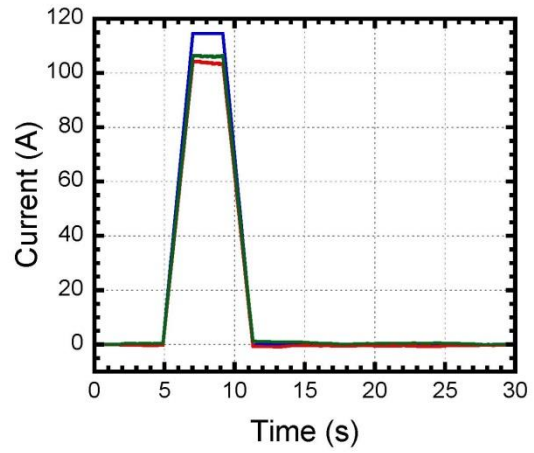


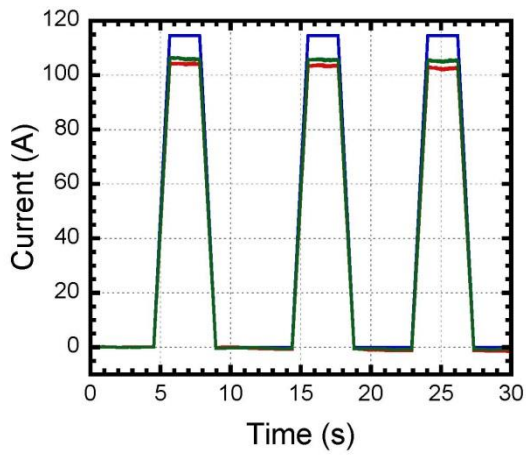
Fig. 2.2.10 Experimental setup of the calibration test of the coil



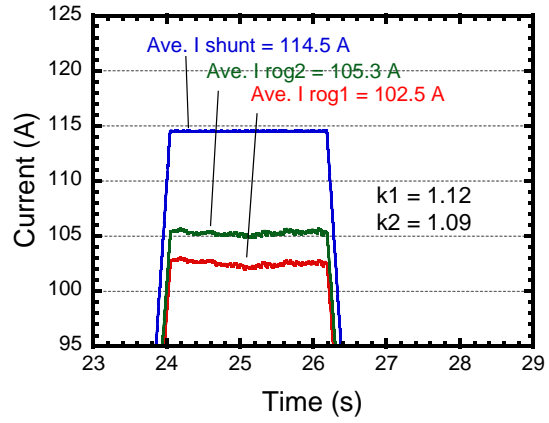
(a)



(b)



(c)



(d)

Fig. 2.2.11 Waveforms of the measured current in the ramp-rate of (a) 25 A/s, (b) 50 A/s and (c) 100 A/s in the calibration tests. A plot (d) shows the magnification of the 3rd energizing of the plot (c).

Table 2.2.2 Calibration coefficient of the coil

		k1	k2
25 A/sec		1.10	1.08
50 A/sec		1.12	1.09
100 A/sec	1 st	1.10	1.08
	2 nd	1.11	1.08
	3 rd	1.12	1.09
Average		1.11	1.08

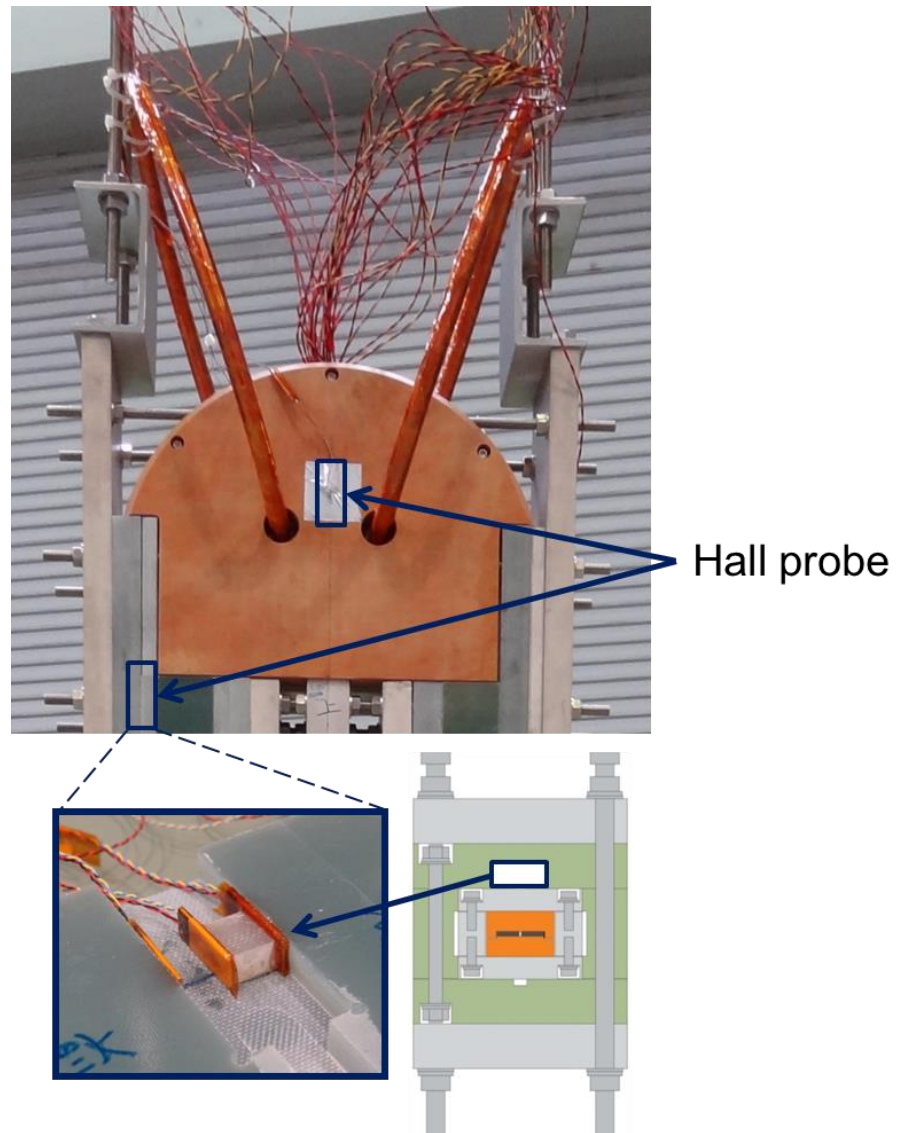


Fig. 2.2.12 Locations of the Hall probes.

2.2.4 実験結果

Fig. 2.2.14 (a) はサンプル通常部の温度を 20 K (接続部は 4.2 K) にしたときの通電結果を示している。スプリットコイルによる外部磁場が青線、サンプルに流れた電流が赤線である。外部磁場を 6 T から 7.5 T まで変化させたとき、電流は逆方向 (外部磁場の向きとサンプル電流の作る磁場の向きが反対) に 35 kA 流れ、その後磁場が一定となると接続部におけるジュール損失で電流が減衰している。磁場を 7.5 T から 5.6 T まで減少させたとき、電流は順方向 (外部磁場の向きとサンプル電流の作る磁場の向きが同じ) に 45 kA 流れて、臨界電流に達した。このときの磁場は 6.1 T であった。臨界に達した後も、クエンチを起こすことなく電流が流れた。これは導体の発熱より、熱伝導による冷却の方が上回ったためであると考えられる。(b) にサンプルが 45 kA で臨界に達したときの通常部の電圧電流特性を示す。この波形は外部磁場とサンプル電流によって通常部に生じた誘導電圧を排したものである。サンプル電圧が 45 kA 付近で超伝導体の磁束流抵抗により急上昇している。このことから、サンプルが早期クエンチを起こすことなく、臨界電流に到達したことがわかる。サンプルの臨界電流はサンプル電圧が基準電場に達したときの電流とした。図中の破線は次式に最小二乗法を用いた回帰曲線である。

$$V = V_c \left(\frac{I}{I_c} \right)^n$$

ここで、 V と I はサンプルの電圧と電流、 V_c と I_c はサンプルの基準電圧と臨界電流、 n は n 値である。 V_c は基準電場 $1 \mu\text{V/m}$ と電圧タップ間距離 20 cm の積である。これにより、温度 20 K、磁場 6.1 T における臨界電流値は 45.3 kA と分かった。

Fig. 2.2.15 に温度 4.2 K における通電結果を示す。サンプルに印加された磁場を 3 T から 0 T まで変化させたとき、サンプルには最大 70 kA の電流が流れた。このときの臨界電流値は磁場 1.2 T のとき 68 kA であった。クエンチ後も外部磁場の変化に伴ってサンプル電流が再び上昇している。この通電では導体の発熱が冷却を上回ったため、導体がクエンチしたと考えられる。また、このとき 1 kA/s という速い電流立ち上げ速度であったが、臨界電流値より著しく小さい値でクエンチする早期クエンチは見られなかった。

本試験では温度 4.2~30 K、磁場 0~7 T にて臨界電流測定を行った。それをまとめたものを Fig. 2.2.16 に示す。臨界電流値の磁場と温度の依存性が見て取れる。

Fig. 2.2.14 に示したように、20 K 通電時にはサンプルの輸送電流が臨界電流を超えてもクエンチを起こすことがなかった。これは導体の発熱が、熱伝導による冷却を上回ったためと考えられる。これを利用して外部磁場を一定速度で掃引し、温度 30 K にて、サンプルに長時間の通電を行った結果が Fig. 2.2.17 である。磁場が一定速度で減少していくのに伴い、サンプルに電流が誘起された。サンプルが臨界電流に到達してからは、導体の発熱と冷却が釣り合うように電流が流れ、30 kA 以上の電流を 20 分間以上通電することができた。この間の通常部の電圧は $20 \sim 120 \mu\text{V}$ ($1 \sim 6 \mu\text{V/cm}$) であった。この電流波形を磁場の関数に

したものを Fig. 2.2.16 に実線で示す。これは臨界電流測定結果とよく一致しており、この方法によって臨界電流の磁場依存性を高速に測定できる可能性がある。

Fig. 2.2.18 にホール素子から評価した電流値の遮蔽電流の影響を示す。それぞれのグラフには比較のため、ログスキーコイルから評価した波形も示しており、ホール素子から評価した電流値はそれと差があるのが見て取れる。導体から遠い位置に設置した①の波形より、導体に近い②の波形の方が大きく差があることから、これは導体サンプルに流れる遮蔽電流の影響であると考えられる。このことから、ホール素子によって電流値を評価するには遮蔽電流の解析を行い、それを考慮しなければならないため、本論文ではログスキーコイルから評価した電流波形を載せている。

今回、HTS 線材を単純積層し、ジャケットをボルト締めする構造で導体を製作した。外部磁場を変化させて導体に電流を誘起する方法で通電を行い、ログスキーコイルおよび、ホール素子を用いて非接触に電流計測を行った。この導体には変動する磁場中で、速い励磁 ($\sim 1 \text{ kA/s}$) を行っても早期クエンチを起こすことなく、臨界電流まで安定に通電することができた。導体に設けられた接続部も、改良後はクエンチを起こすことはなかった。このことから、今回の導体製作方法と実験方法を用いて、100 kA 級導体試験を行うための十分な見通しが得られた。

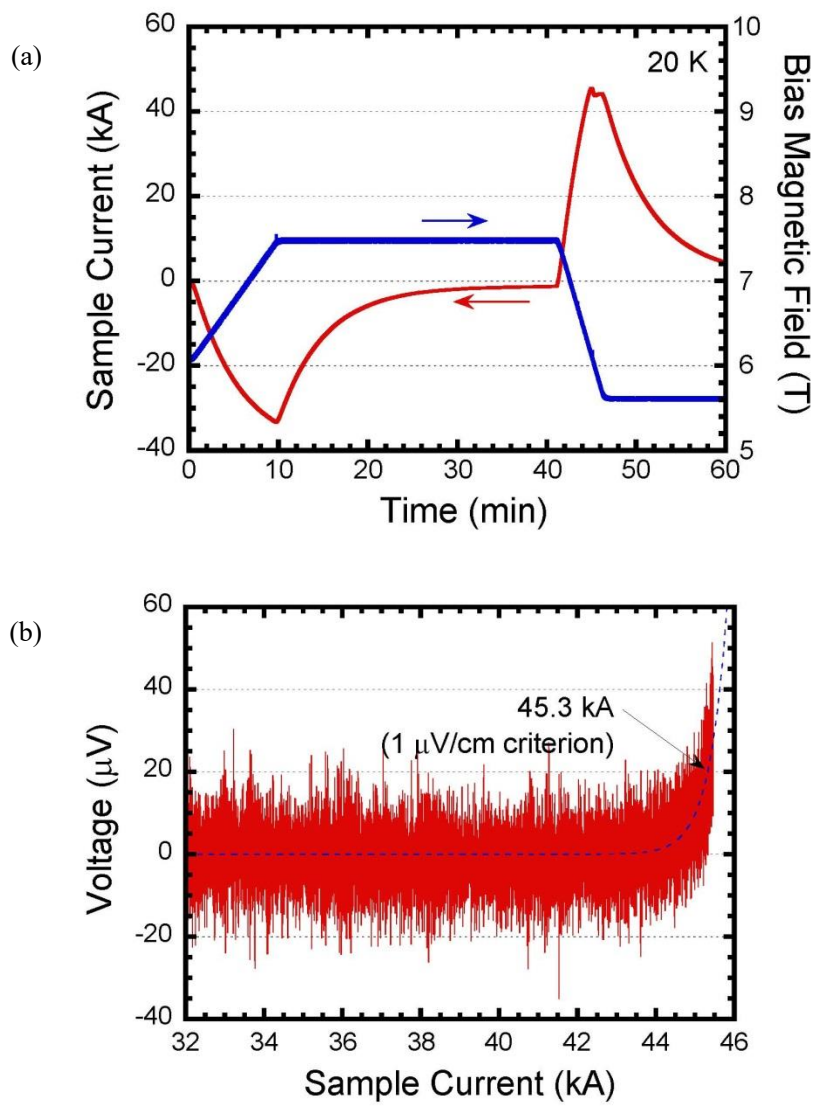


Fig. 2.2.14 (a) Waveforms of the sample current and the bias magnetic field at 20 K. (b) V-I characteristics of the excitation result. The critical current is 45.3 kA using a $1 \mu\text{V}/\text{cm}$ criterion.

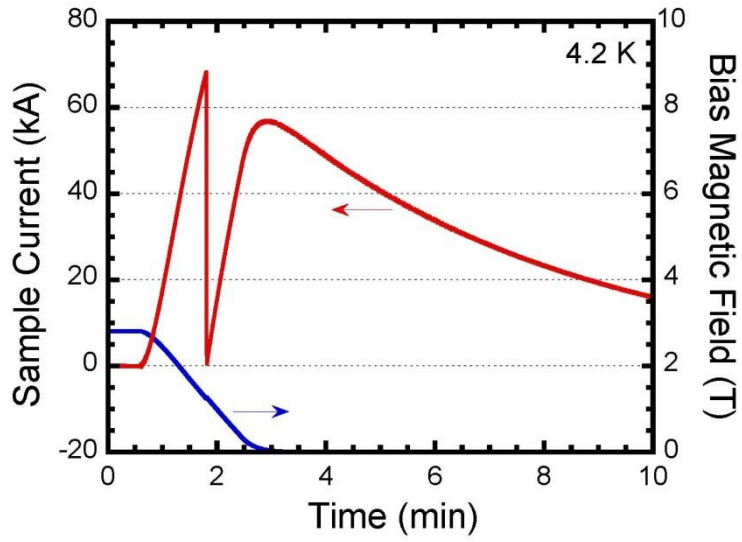


Fig. 2.2.15 Excitation result at 4.2 K

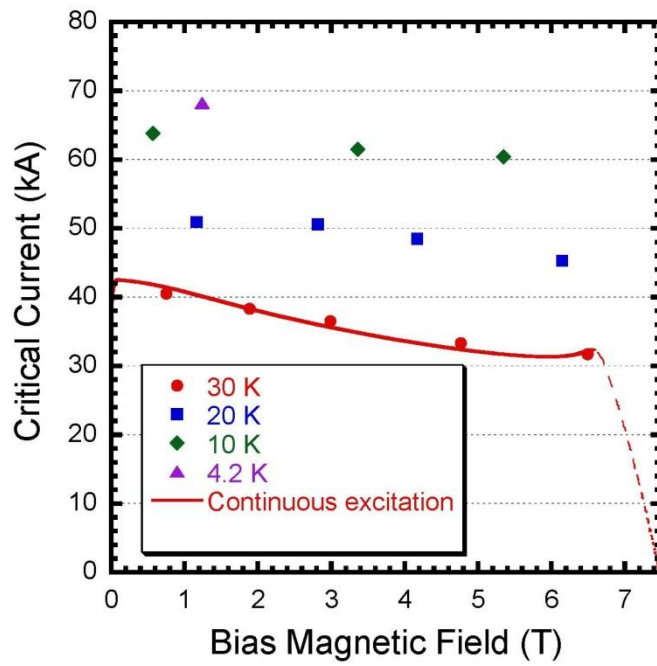


Fig. 2.2.16 Critical current measurement with waveform of the sample current of the continuous excitation as a function of the bias magnetic field.

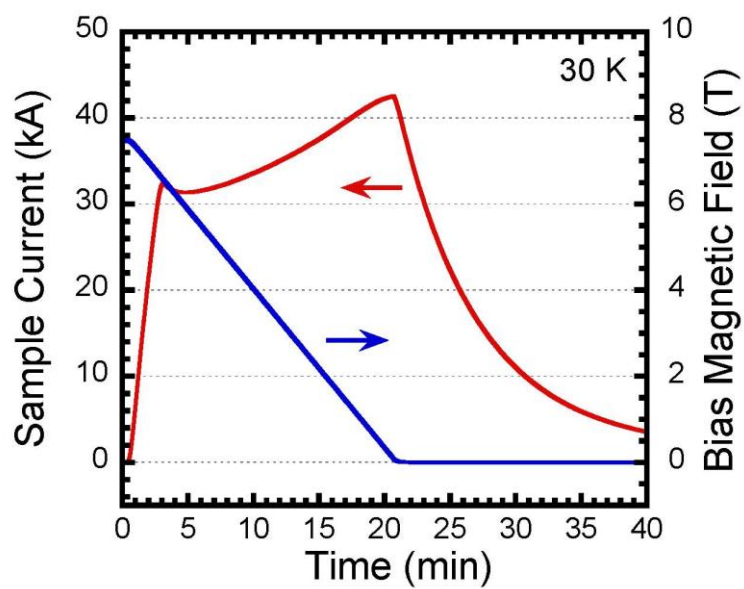


Fig. 2.2.17 Sample current and bias magnetic field as a function of the time.

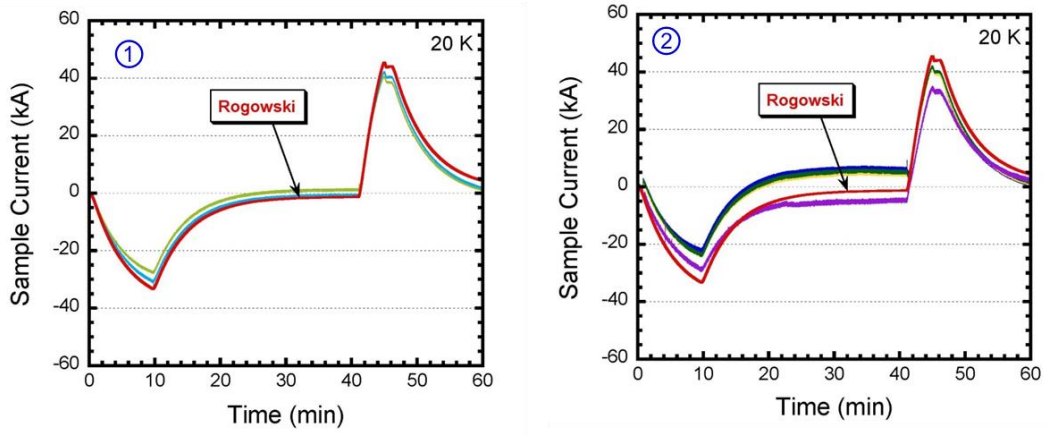
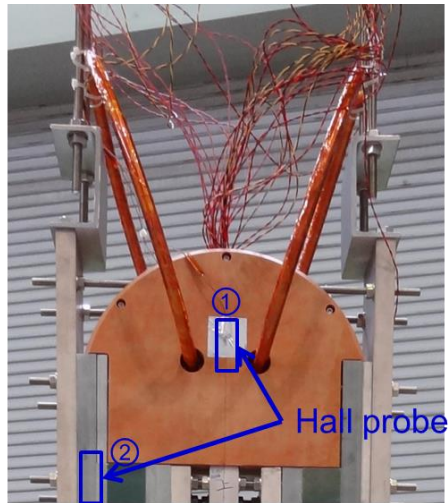


Fig. 2.2.18 Waveforms of the sample current evaluated by each Hall probes at each location.

2.3 100 kA 級導体の通電特性試験

2.3.1 100 kA 級導体サンプル

30 kA 級試作導体サンプルと同じ製作方法を用いて、100 kA 級導体サンプルを製作した。製作したサンプルの断面図を Fig. 2.3.1 に示す。基本的な構造は 30 kA 級導体サンプルと同じである。異なるのは線材枚数を 20 枚から 54 枚（3 列 18 層）にしたことと、電磁力支持構造材の厚さを 20 mm から 30 mm に変更したことである。30 kA 級試験結果から、本サンプルの臨界電流値は温度 20 K、磁場 7 T において 120 kA に設定した。

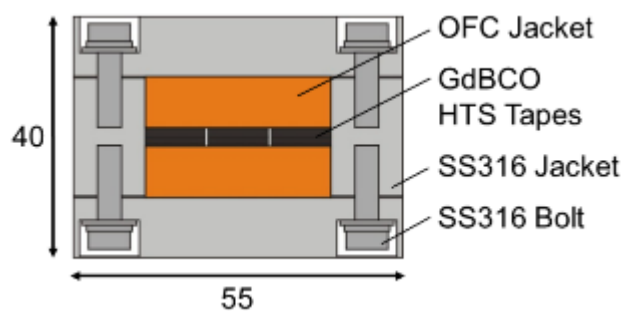


Fig. 2.3.1 Cross-sectional image of the 100-kA-class conductor sample.

2.3.2 実験結果

Fig. 2.3.2 (a)にサンプルの通常部の温度を 20 K (接続部は 4.2 K) にしたときの通電結果を示している。スプリットコイルによる外部磁場が青線、サンプルに流れた電流が赤線である。外部磁場を 7.5 T から 5.1 T まで変化させたとき、事前の予測値 (>120 kA) より小さい 100 kA でクエンチが生じた。Fig. 2.3.2 (b), (c)はそれぞれ通常部と接続部の電圧電流特性である。通電電流 100 kA のとき、接続部において通常部では発生していない電圧の急激な上昇が見取れる。これは接続部からクエンチに至ったことを意味する。そこで後述する臨界電流測定試験では、接続部に負担のかからないよう、臨界電流が 100 kA を下回ると考えられる温度までサンプル温度を上げて測定を行った。後日解体した結果、接続部の一部に製作時の不具合があり、通電によって焼損していたことを確認した。

Fig. 2.3.3にサンプル温度 4.2 K のときの通電結果を示す。ここでは外部磁場を 3 T から 0.45 T まで変化させたとき、118 kA の電流が流れた。この通電でクエンチしなかったのは印加磁場が下がり、臨界電流値が大きくなったためであると考えられる。この通電が最も大きな電流を流した結果となった。外部磁場変化を調整することで 100 kA の電流を 1 時間安定に通電することにも成功した。その結果を Fig. 2.3.4 に示す。

Fig. 2.3.5 (a)に臨界電流測定結果を示す。この通電では、温度 38 K、磁場 4.3 T において、67.4 kA の臨界電流が測定できた。(b)にはそのときの電圧電流特性を示す。Fig. 2.3.6 に臨界電流測定結果をまとめる。

偏流に寄与するインダクタンスと接続抵抗による電圧の比について、100 kA 導体サンプルと FFHR-d1 ヘリカルコイル (1 ブロック) で比較を行うことで、本試験の妥当性を検証した。それを Table 2.3.1 にまとめる。本試験で製作したサンプルの長さは全長約 3 m、自己インダクタンスは約 2 μm 、接続抵抗は 0.5 n Ω である。1 m あたりのインダクタンスと接続抵抗による電圧は、電流掃引速度を 1 kA/s、通電電流を 100 kA とすると、それぞれ約 0.7 mV、0.017 mV となり、この比は約 40 である。一方、FFHR-d1 ヘリカルコイル 1 ブロックの長さは約 4800 m、自己インダクタンスは約 30 mH、接続抵抗は 160 n Ω である。先ほどと同様に、1 m あたりのインダクタンスと接続抵抗による電圧は、ヘリカルコイルの励磁を 2.8 時間で行うと仮定したときの電流掃引速度を 10 A/s、通電電流を 100 kA とすると、約 0.06 mV、0.003 mV となり、この日は約 20 である。この値は 100 kA 導体サンプルの値とオーダーで一致しており、両者は同程度の偏流を生じると考えられる。すなわち、短尺サンプルでは速い励磁速度で試験することにより、実際のヘリカルコイルで使用した場合を模擬できたと考えられる。

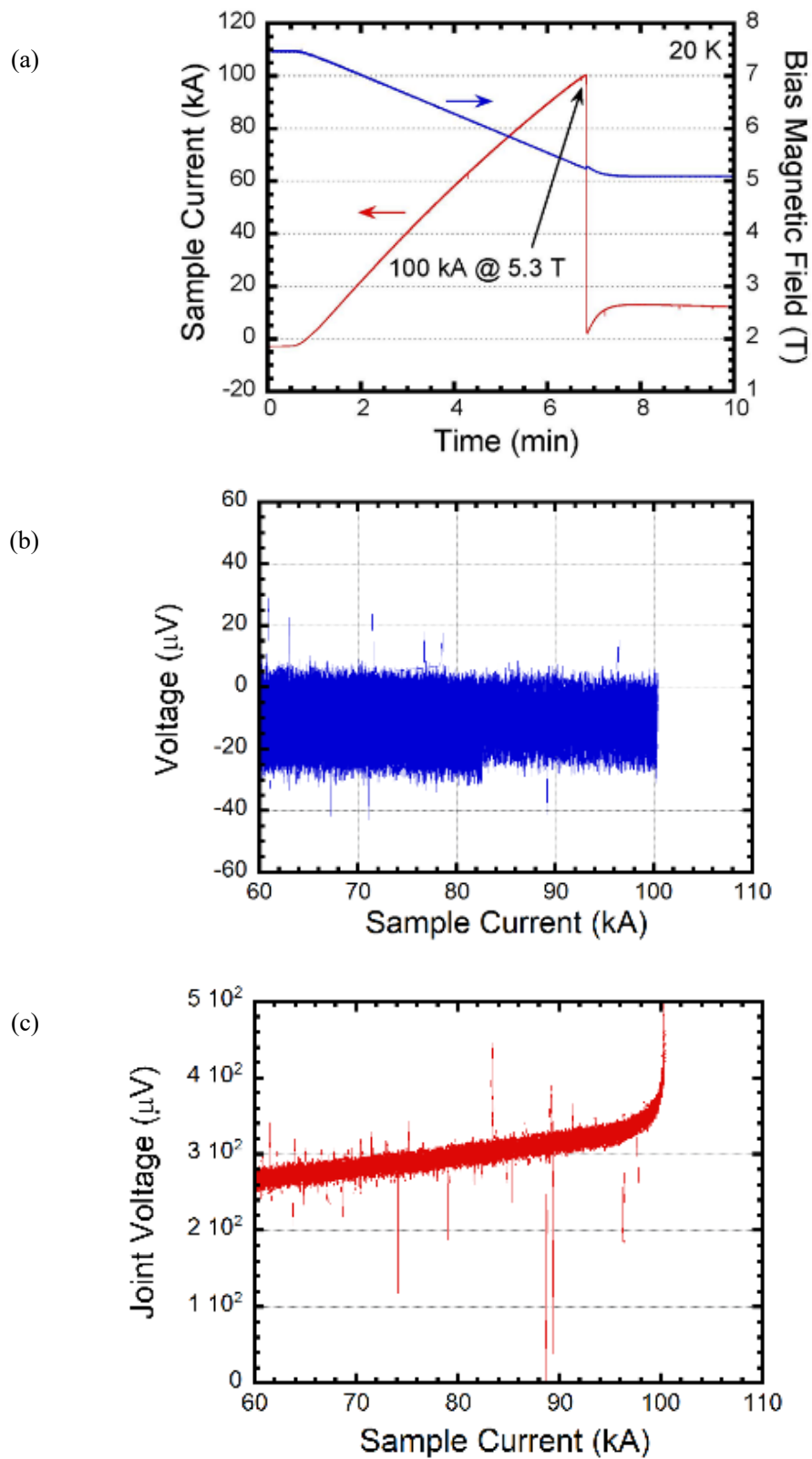


Fig. 2.3.2 (a) Waveforms of the sample current and the bias magnetic field at 20 K. V-I characteristics of the excitation result at (b) the continuous part and (c) the joint part.

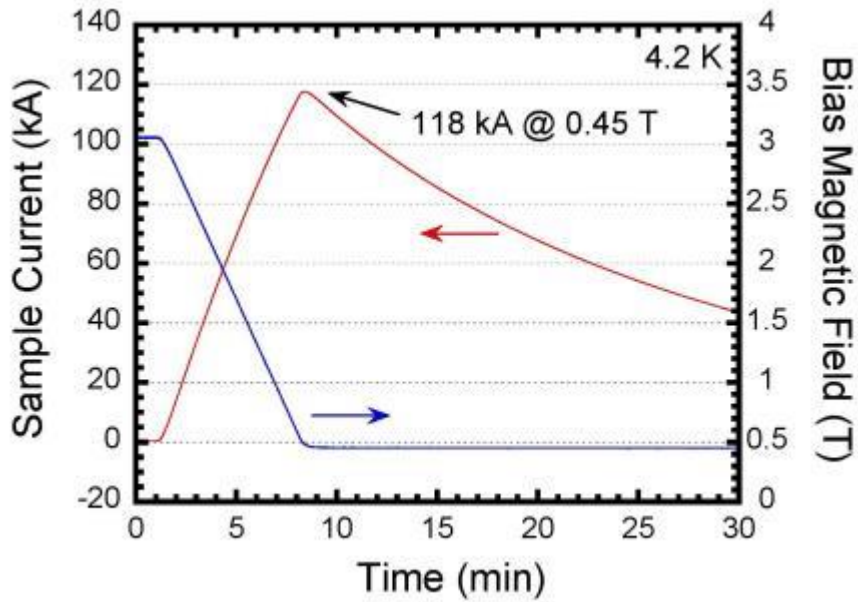


Fig. 2.3.3 Waveforms of the sample current and the bias magnetic field at 4.2 K.

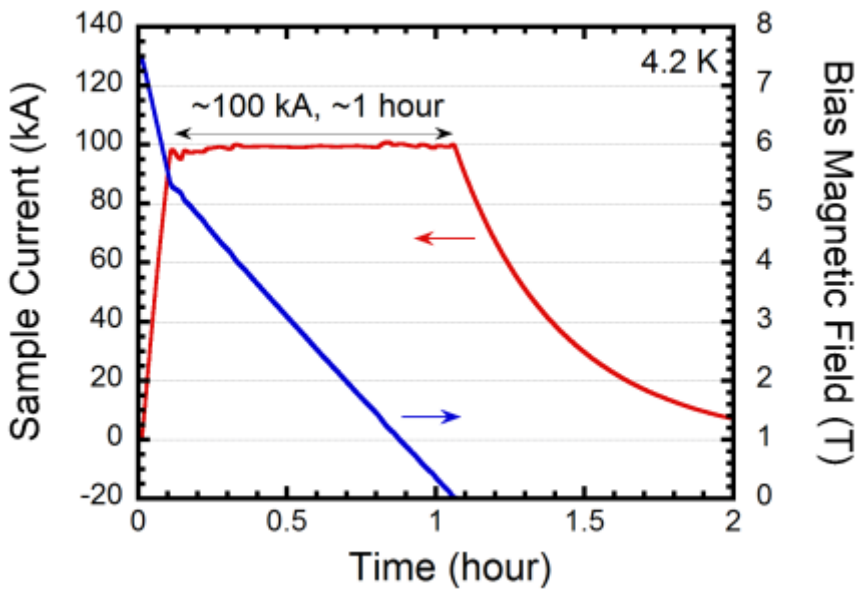


Fig. 2.3.4 Stable sample conductor current of 100 kA sustained for 1 h at 4.2 K.

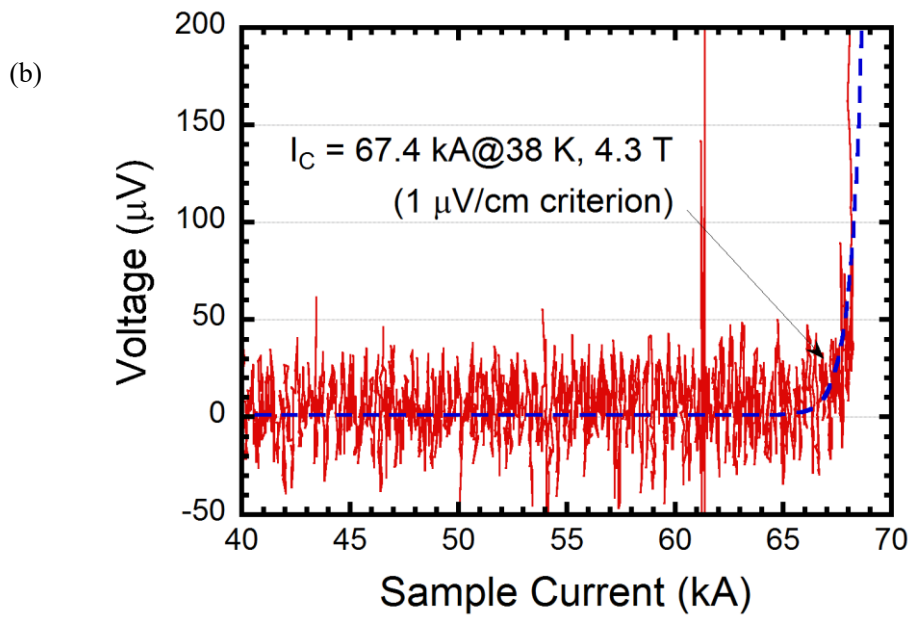
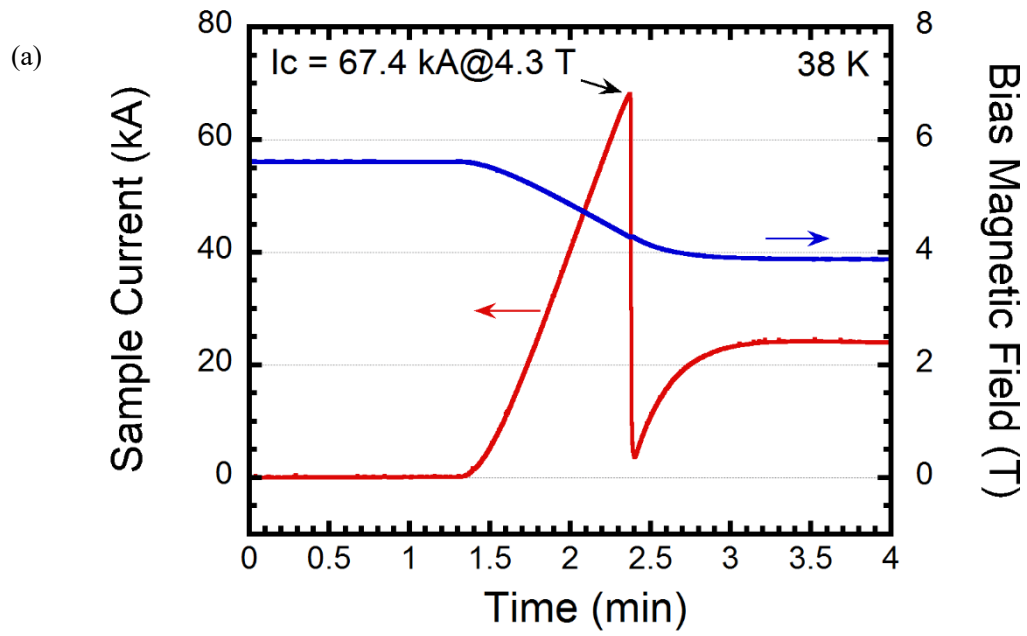


Fig. 2.3.5

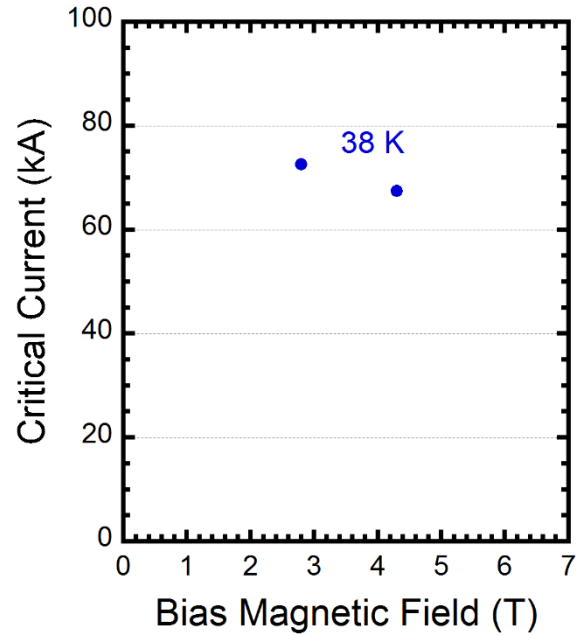


Fig. 2.3.6 Critical current measurement as a function of the bias magnetic field.

Table 2.3.1

	100 kA-class sample	1 block of helical coil of FFHR-d1
Length	~3 m	~4800 m
L (self-inductance)	~2 μ H	~30 mH (excluding mutual inductance with other blocks)
Joint Resistance	0.5 n Ω @1 joint	160 n Ω @160 joints
$L \, dl/dt$ for 1 m	~0.7 mV@1 kA/s	~0.06 mV @10 A/s ~0.03 mV @5 A/s
RI for 1 m	~0.017 mV@100 kA	~0.003 mV @100 kA
Ratio between $L \, dl/dt$ & RI	~40 @1 kA/s	~20 @10 A/s (2.8 h excitation) ~10 @5 A/s (5.6 h excitation)

2.4 結論

本章では、HTS 積層導体が安定に大電流通電を行えることを示すために、100 kA 級 HTS 積層導体を製作して通電試験を行った。100 kA 級試験を行うにあたり、100 kA 通電を行うために必要な誘導通電法と短絡サンプルの製作方法を検証するために、まず 30 kA 級 HTS 積層試作導体の製作、試験を行った。その結果、早期クエンチを起こすことなく臨界電流まで到達し、通電手法と製作手法に問題ないことが示された。

30 kA 級導体試験の結果を受けて、100 kA 級導体の製作と試験を行った結果、温度 20 K、磁場 5 T にて 100 kA の電流を流すことに成功した。また、温度 4.2 K、磁場 0.5 T にて 118 kA の電流を流すことができた。加えて、外部磁場の変化を調整することで、100 kA の電流を 1 時間安定に通電することにも成功した。さらに、以下のことが示された。

- (1) ~ 1 kA/s という速い電流掃引速度においても、早期クエンチを起こすことなく臨界電流まで到達した。
- (2) 接続部の製作不具合による線材の劣化はあったが、熱応力などに起因する安定化層の剥離による線材の劣化がなかった。

また、偏流に寄与するインダクタンスと接続抵抗による電圧の比について、100 kA 導体サンプルと FFHR-d1 ヘリカルコイル (1 ブロック) で比較を行うことで、本試験の妥当性を検証した。その結果、100 kA 導体サンプルでは早い励磁速度で試験することにより、実際のヘリカルコイルで使用した場合を模擬できたと考えられる。

第 3 章 大電流高温超伝導積層導体の臨界電流 解析

3.1 結論

偏流は線材間のインダクタンスの差や接触抵抗、不均一な接続抵抗によって生じる。第2章で製作した30 kA級・100 kA級導体は速い電流掃引速度（ ~ 1 kA/s）による高いインダクタンス電圧や無含侵による高い接触抵抗電圧のために偏流を生じやすいと考えられる。しかし、これらの導体は早期クエンチを起こすことなく臨界電流まで到達した。これは以下のように説明できる。導体に流れる電流が増加していくと、偏流によって一部の線材がまず臨界電流に達する。臨界電流を超えて流れようとする電流は臨界電流に到達していない線材に転流し、接触抵抗によってジュール発熱する。線材はHTSの高い冷却安定性によってその発熱に耐え、クエンチせずに臨界電流に到達したと考えられる。そこで線材間の電流転流がスムーズに進むと仮定した数値計算モデルを立て、導体の臨界電流値を計算した。

本章ではまず、30 kA級導体の臨界電流解析について述べる。ここでは解析のモデルやアルゴリズム、線材単線の臨界電流評価モデルについて説明し、解析の結果と試験の結果を比較する。100 kA級導体についても同様に、解析モデルについて述べた後、解析結果と試験結果の比較を行う。

3.2 30 kA 級導体の臨界電流解析

3.2.1 解析モデル

線材間の転流がスムーズに行われるという仮定をもとに以下のようなモデルを立て、数値解析を行った。

導体の計算領域はレーストラック形状をしたサンプルの通常部の中央の断面とした。これは、スプリットコイルによる外部磁場とヒータによって上昇した温度が最も高くなり、導体の臨界電流はそこで律速されると考えられるためである。レーストラック導体断面に対して Fig. 3.2.1 のように座標をとり、線材 1 列 10 層の束を 1 つの導体としてみなし、それぞれ 500 の要素（すなわち、500 のレーストラック要素）に分割した。1 つの要素内で電流分布は一定とした。各要素には初期の電流値を与え、その電流値から通常部の中央断面における線材面に垂直な成分（Fig. 3.2.1 における x 軸方向成分）の磁場強度を求めた。その際、要素の中心点を磁場の計算点とし、各要素の電流値より、ビオサバールの法則から求めた。計算された磁場強度とその印加角度から各要素における臨界電流値を求めた。各要素において、電流値が臨界電流値より大きいとき、その要素は臨界に達したとみなした。臨界に達した要素の電流値と臨界電流値との差分の合計は、臨界に達していない要素に等分配した。要素の電流値が臨界電流値より小さいとき、その要素にある電流刻み+臨界に達した要素からオーバーフローした電流値を加え、再度、磁場強度の計算からこの過程を繰り返していく。最終的にすべての要素が臨界に達したときの各要素の臨界電流値の合計をこの導体サンプル全体の臨界電流値とした。この数値解析コードのフローチャートを Fig. 3.2.2 に示す。

解析の際に必要な線材の臨界電流磁場特性は Grilli らによって提案されているモデルを使用した[3.1]。その評価式をいかに示す。

$$J_C(B_{\parallel}, B_{\perp}) = \frac{J_{C0}}{\left(1 + \sqrt{(kB_{\parallel})^2 + B_{\perp}^2/B_C}\right)^b}$$

ここで、 J_C は臨界電流密度、 B_{\parallel} 、 B_{\perp} はそれぞれ線材面に水平な磁場と垂直な磁場である。また、 J_{C0} 、 B_C 、 b 、 k はパラメータである。これらのパラメータはフジクラから提供された線材の臨界電流特性のデータから取得した。この評価式を用いて計算した線材単線の臨界電流磁場特性を Fig. 3.2.3 に示す。(a)は温度が 20、40、65 K のときの臨界電流の磁場依存性である。実線は磁場が線材面に平行に印加された場合、破線は垂直の場合である。(b)は温度 4.2 K で磁場が 5、10、15 T のときの臨界電流の磁場印加角度依存性である。磁場が平衡のとき、臨界電流は最も高くなり、垂直になるにつれて急激に低下する。

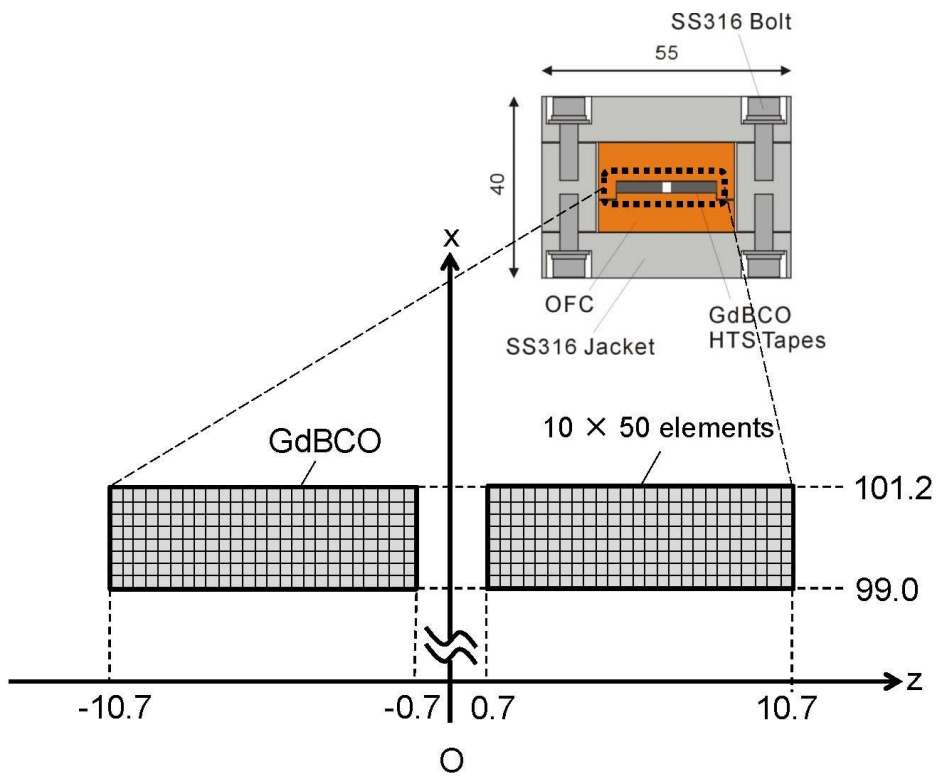


Fig. 3.2.1 Model of the numerical analysis of a 30 kA-class HTS conductor.

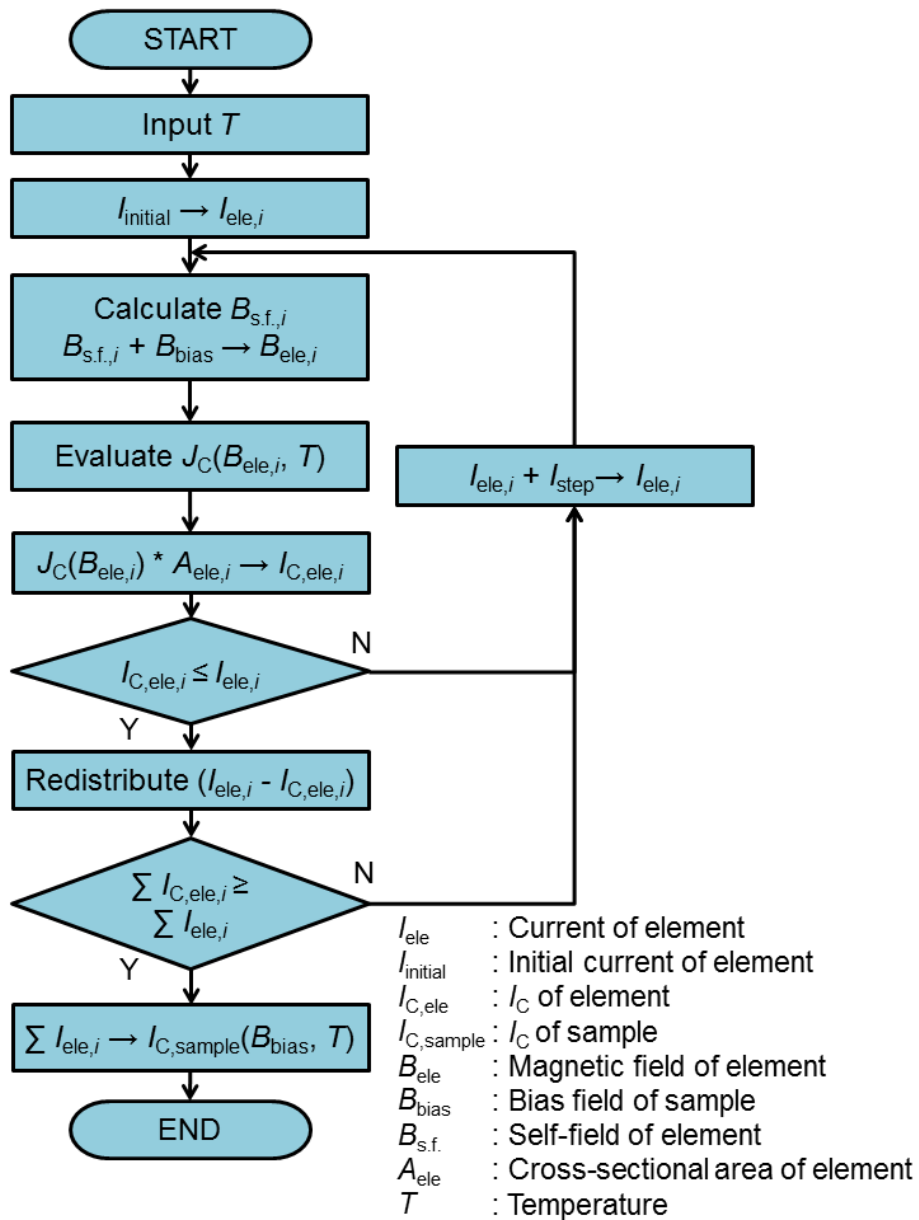


Fig. 3.2.2 Flow chart of the critical current analysis

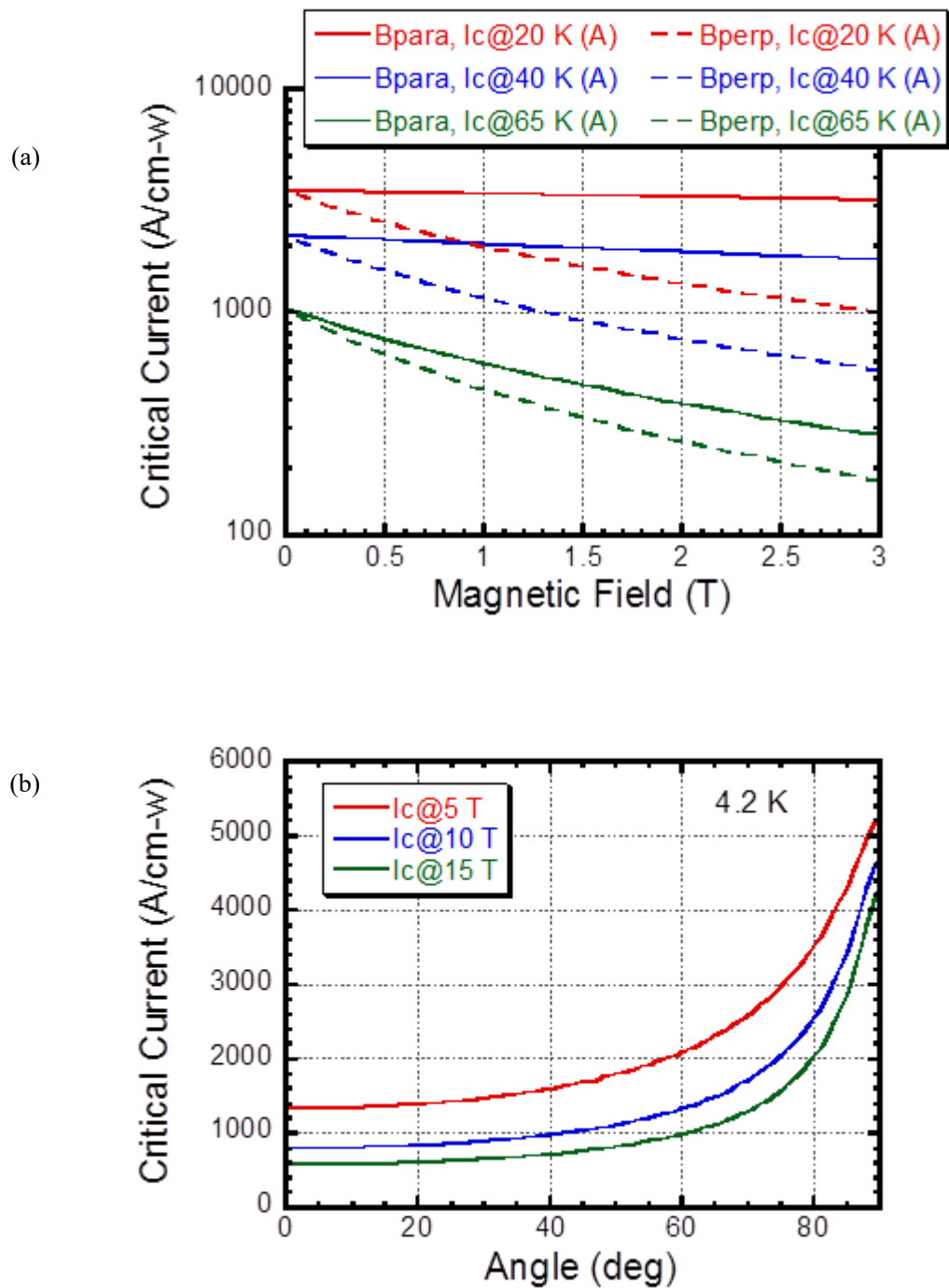


Fig. 3.2.3 Critical current characteristics of GdBCO tapes with 10 mm in width as a function of (a) magnetic field and (b) angle of applied field.

3.2.2 解析結果

Fig. 3.2.4 に臨界電流解析結果と実験結果の比較を行った。破線が解析結果、印が実験結果である。両者は比較的よく一致するものの、高磁場になるにつれて離れがみられる。これは解析に用いた線材の臨界電流特性は試験に用いた臨界電流特性ではないためであると考えられる。

サンプルの臨界電流値が求めたときの片方の線材束内の磁場分布と臨界電流密度分布を Fig. 3.2.5、 Fig. 3.2.6 に示す。Fig. 3.2.5 (a)、(b)はそれぞれ温度 20 K、自己磁場条件（外部磁場がゼロ）での磁場分布と臨界電流密度分布である。また、各分布の導体中央の断面図もそれぞれ載せている。Fig. 3.2.6 は温度 20 K、磁場 7 T での結果である。Fig. 3.2.5 (a)において、導体の右端 ($z = 10$ mm 付近) が最も磁場が大きく、そこから $z = 0$ mm に向かってなだらかに減少している。そして $z = 2$ mm において最少となる。そのため、(b) を見ると、高磁場付近では低臨界電流密度、低磁場付近では高臨界電流密度となる。磁場分布と臨界電流密度が完全に一致しないのは、線材の臨界電流特性に異方性があるためである。同じ磁場でも線材面に対して磁場が垂直だと水平の場合と比べて臨界電流は低くなる。一方、Fig. 3.2.6 では線材面に対して水平の外部磁場が 7 T 印加されている。そのため、磁場分布は自己磁場よりも外部磁場の影響を大きく受けて、水平な等高線となっている。ここでも先ほどと同様に高磁場付近では低臨界電流密度、低磁場付近では高臨界電流密度となっている。 $z = 2$ mm において、上下で臨界電流密度分布が異なるのは、導体上側のほうが磁場が低く、下側のほうが高いためである。

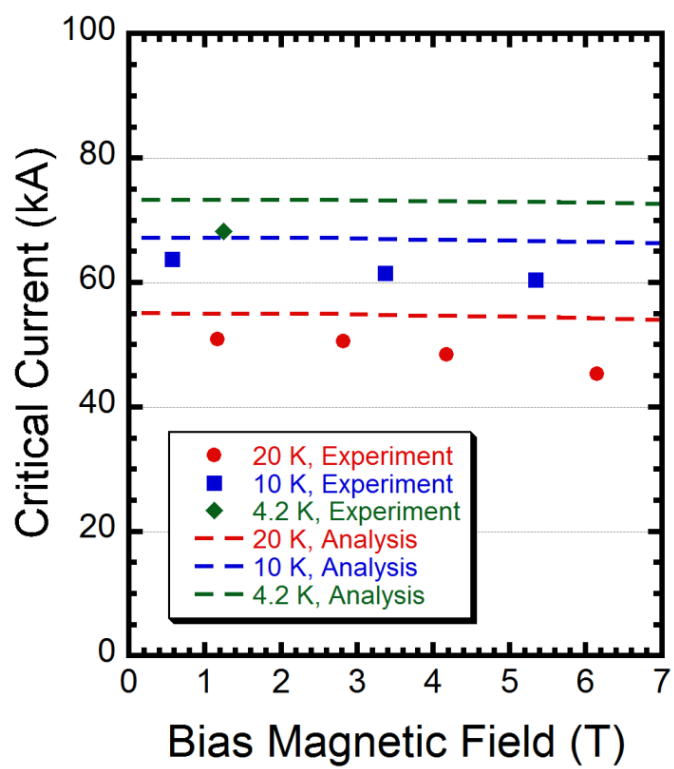


Fig. 3.2.4 Critical current of the experimental results and the numerical results as a function of the bias magnetic field.

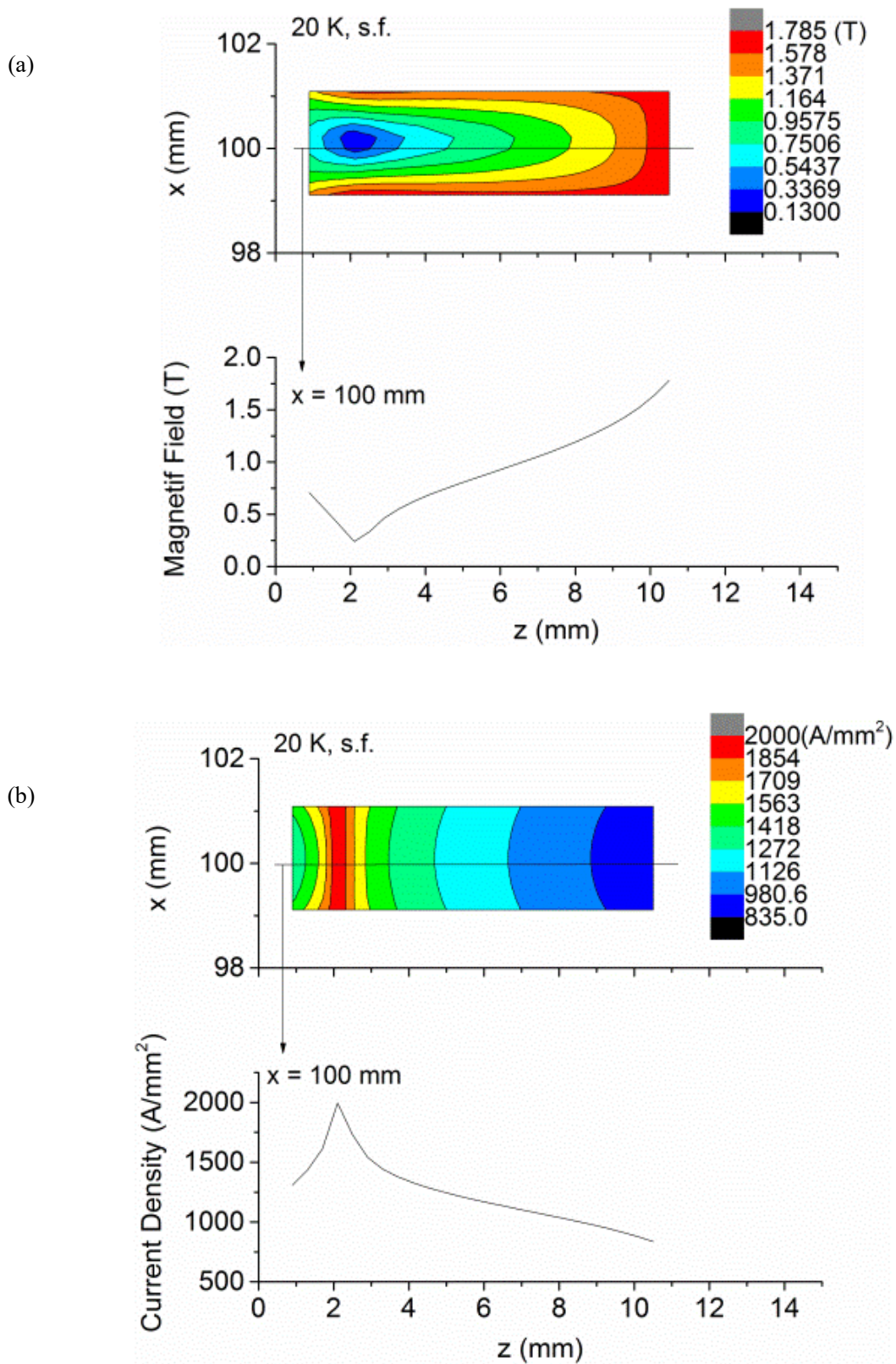


Fig. 3.2.5 (a) Magnetic field distribution (b) current density distribution with profile at $x = 100$ mm at 20 K, s.f.

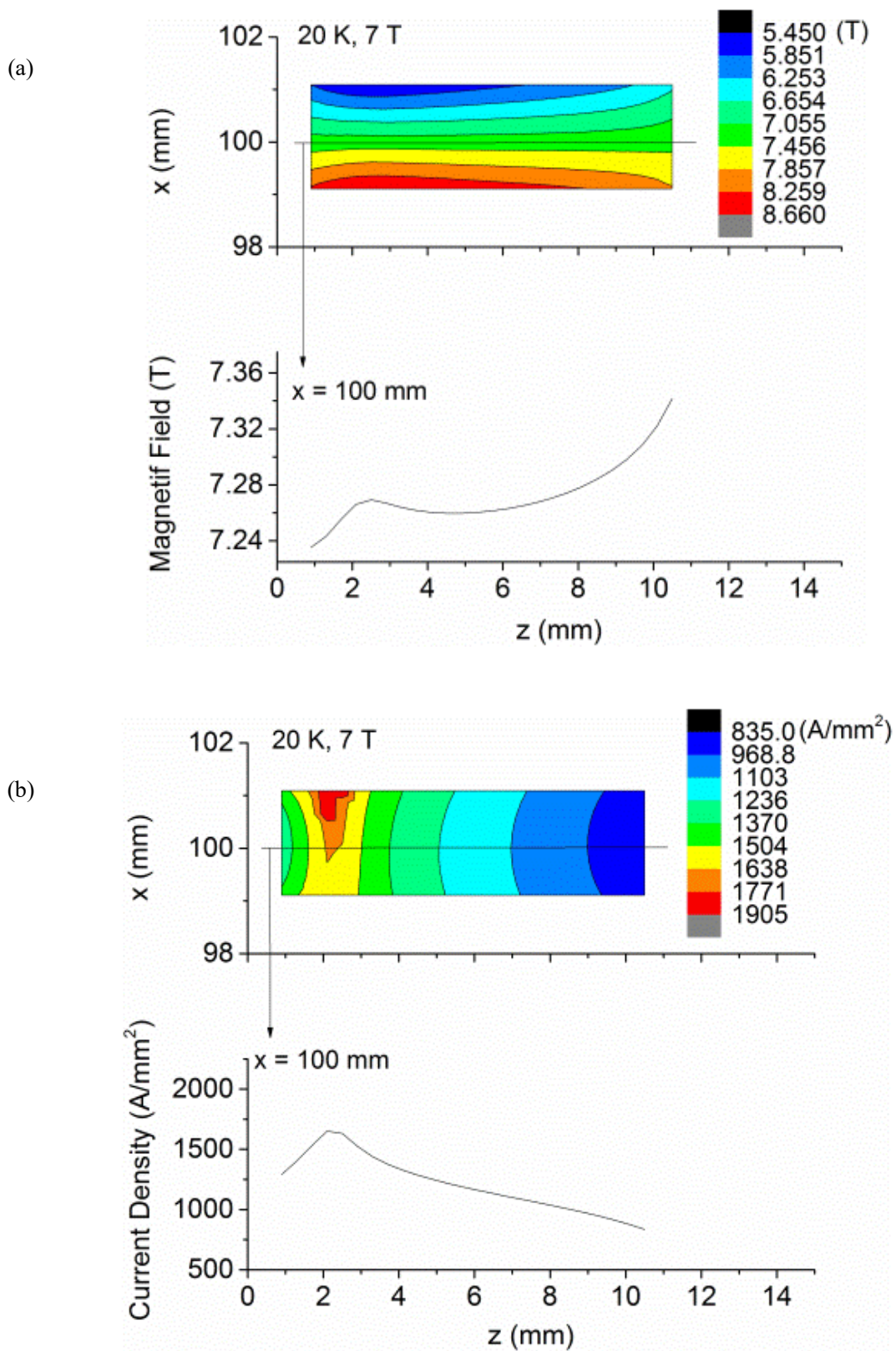


Fig. 3.2.6 (a) Magnetic field distribution (b) current density distribution with profile at $x = 100$ mm at 20 K, 7 T.

3.3 100 kA 級導体の臨界電流解析

3.3.1 解析モデル

Fig. 3.3.1 に 3 列 18 層に線材を配置したときのモデルを示す。3 列を隙間なく並べるため、この計算では 3 列 18 層の線材束をひとつの導体として計算した。これを 350 の要素に分割し、30 kA 級導体の臨界電流解析と同じ解析を行った。

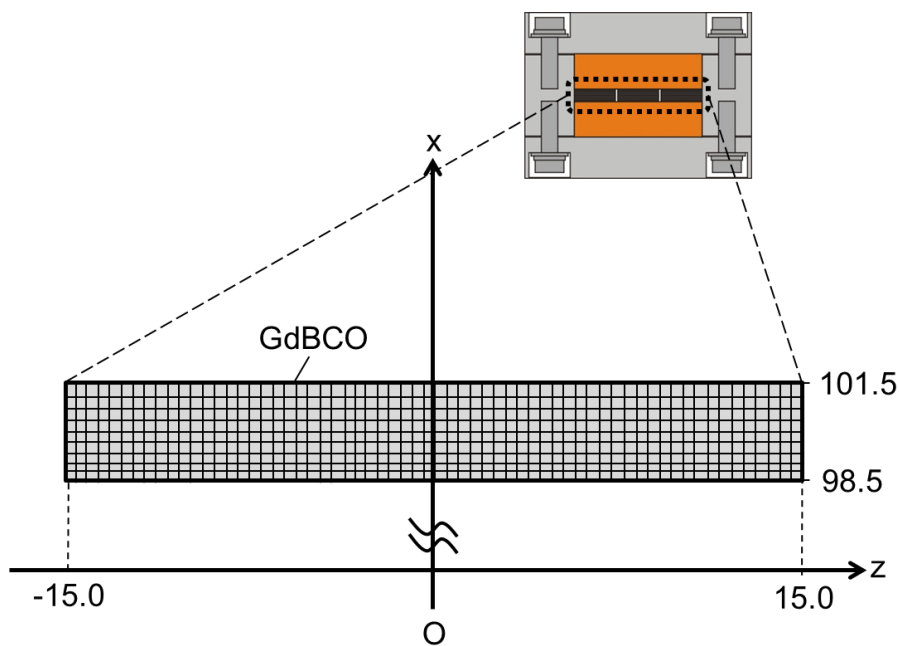


Fig. 3.3.1 Model of the numerical analysis of 100 kA-class HTS conductor.

3.3.2 解析結果

Fig. 3.3.2 に臨界電流解析結果と実験結果の比較を行った。破線が解析結果、印が実験結果である。両者が比較的よく一致していることがわかる。

サンプルの臨界電流値が求めたときの線材束内の磁場分布と臨界電流密度分布を Fig. 3.3.3 に示す。(a)、(b)はそれぞれ温度 38 K、磁場 4 T での磁場分布と臨界電流密度分布である。また、各分布の導体中央の断面図もそれぞれ載せている。Fig. 3.3.3 (a)において、磁場分布は自己磁場よりも外部磁場の影響を大きく受けて、水平な等高線となっている。そのため、(b) を見ると、高磁場付近では低臨界電流密度、低磁場付近では高臨界電流密度となる。磁場分布と臨界電流密度が完全に一致しないのは、線材の臨界電流特性に異方性があるためである。同じ磁場でも線材面に対して磁場が垂直だと水平の場合と比べて臨界電流は低くなり、臨界電流密度分布は磁場分布に沿うように決まっている。

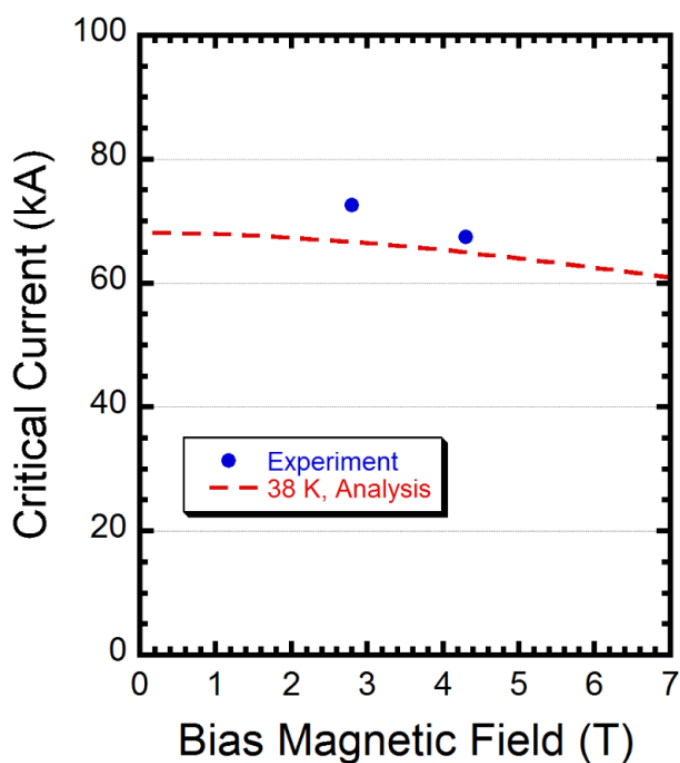


Fig. 3.3.2 Critical current of the experimental results and the numerical results as a function of the bias magnetic field.

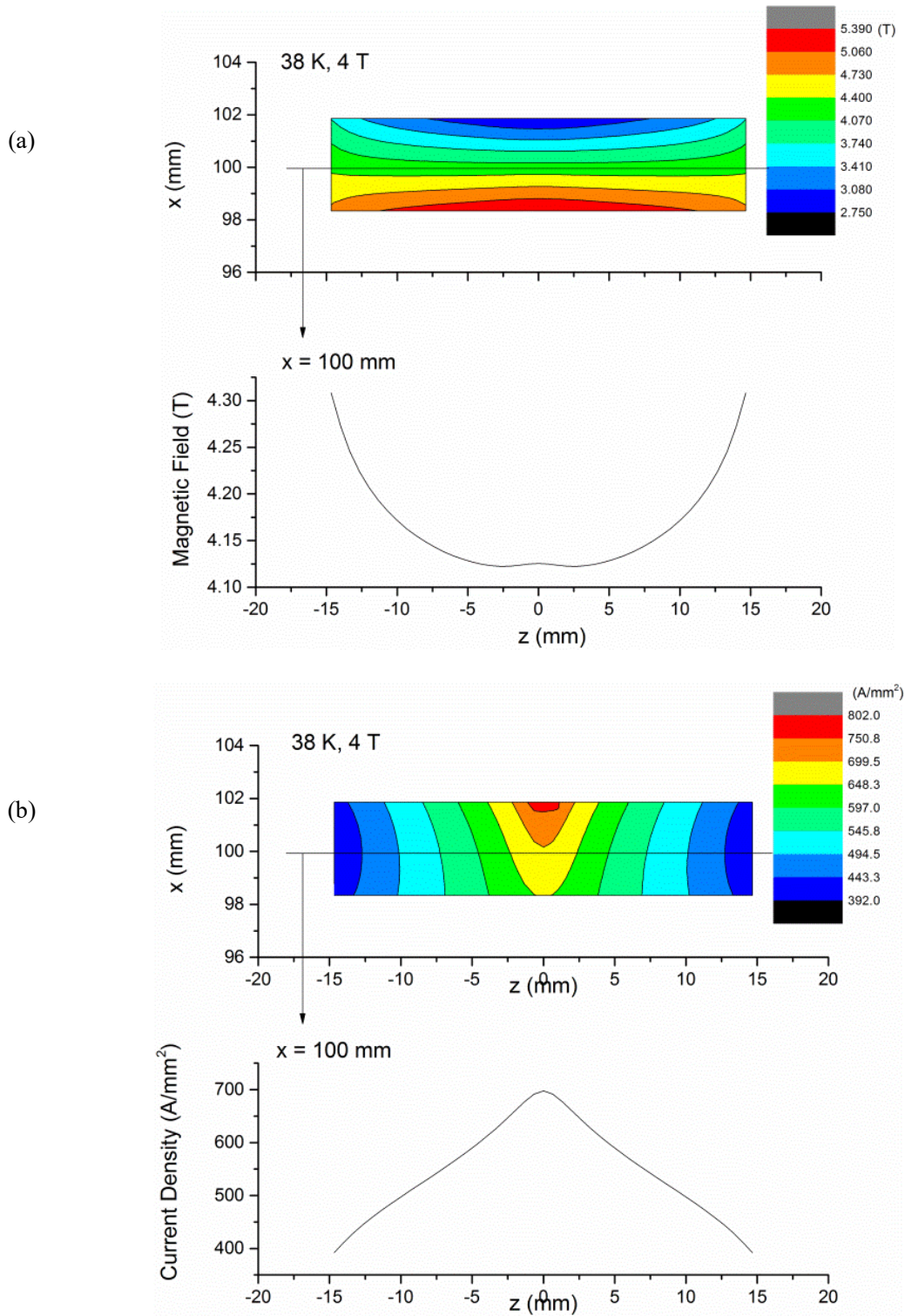


Fig. 3.3.3 (a) Current density distribution and (b) its profile at $x = 100$ mm at 4.2 K.

3.4 結論

本章では、30 kA 級、および 100 kA 級導体サンプルが早期クエンチを起こすことなくスムーズに電流転流が起きたことを示すために、それをモデル化して臨界電流を計算する数値解析コードを作成した。本数値解析モデルでは、線材の内部で臨界電流密度を超えて流れようとする電流は臨界電流に到達していない線材に転流するとし、線材の臨界電流特性の磁場印加角度による異方性も考慮した。この解析を 30 kA 級、および 100 kA 級導体サンプルに対して行った結果、以下のことが示された。

- (1) 数値解析に用いた線材の臨界電流特性が実際に用いたものと異なることに起因する差はあるものの、おおむね解析結果と実験結果は一致しており、モデルの正しさを検証できたと考えられる。すなわち先の試験において、線材間の電流転流がスムーズに行われたことによって、早期クエンチは発生しなかったと考えられる。
- (2) 電流転流がスムーズに行われた結果、線材内の臨界電流密度分布は磁場強度とその印加角度に沿うように決まる。

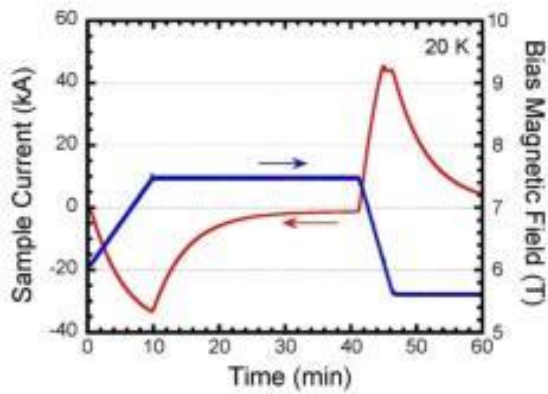
第 4 章 大電流高温超伝導積層導体の安定性解析

4.1 結論

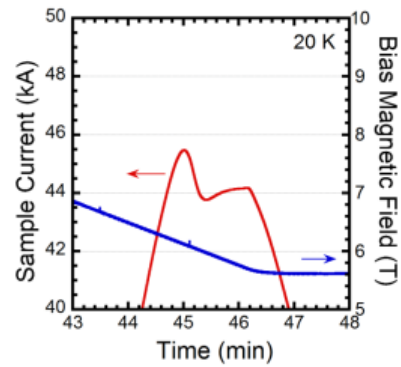
30 kA 級導体サンプルの試験において、通電電流値が臨界電流値を超えたとき、クエンチする場合としない場合とがあり着目した。クエンチの有無は、導体の発熱と冷却のバランスで決まると考えられる。本章では導体の冷却安定性の設計指標として示すことを目的として、伝熱と電磁の連成解析コードを作成し、実験で得られた通電波形を再現するような解析を行った。

4.2 冷却安定性の観測例

冷却安定性とは、何らかの擾乱によって超伝導導体の温度が上昇して常伝導転移したとき、その熱を高い熱伝導率を持つ安定化層や冷媒などに伝熱することにより、超伝導状態に還元させることを保障する概念である。第2章で示したように、温度 20 K での臨界電流測定試験では、臨界電流に到達した後、クエンチしなかった (Fig. 4.1.1)。一方、4.2 K での試験では臨界電流に到達した後クエンチした (Fig. 4.1.2)。さらに顕著な例が、Fig. 4.1.3 である。このときは断続的に臨界電流測定を行ったが、外部磁場による臨界電流のわずかな差によってクエンチしない場合 (図中の A) とする場合 (図中の B) とがあった。これは導体のジュール発熱 (RI^2) と導体長手方向への熱伝導による冷却のバランスによってクエンチが生じるか決まるためであると考えられる。Fig. 4.1.4 には第2章で示した 30 kA 級導体の臨界電流の磁場依存性のグラフに、臨界電流に達した後クエンチしたかどうかを示している。図中の A、B は Fig. 4.1.3 の A、B と対応している。これより、臨界電流が約 50 kA を境にクエンチするかどうかの閾値が見て取れる。これは安定化材を含んだ電流密度にすると約 85 A/mm² である。この冷却安定性について解析を行った。

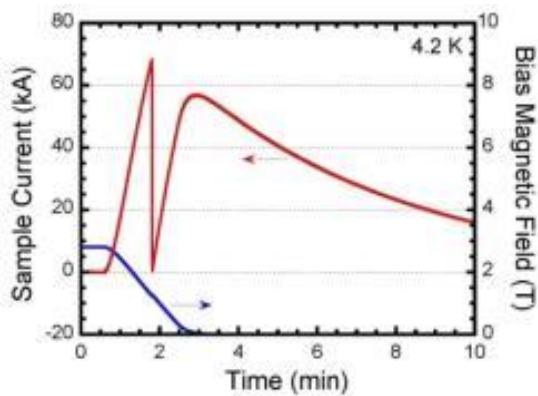


(a)

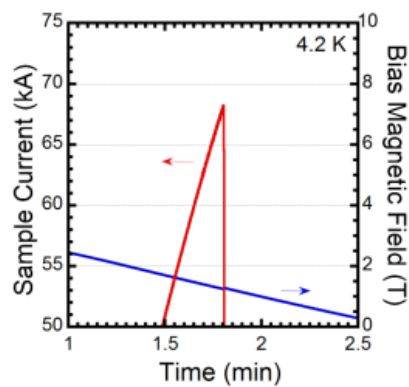


(b)

Fig. 4.1.1 Waveforms of the sample current and the bias magnetic field at 20 K in 30-kA-class sample. Enlarged waveforms at quench are shown in (b).



(a)



(b)

Fig. 4.1.2 Waveforms of the sample current and the bias magnetic field at 4.2 K in 30-kA-class sample. Enlarged waveforms at quench are shown in (b).

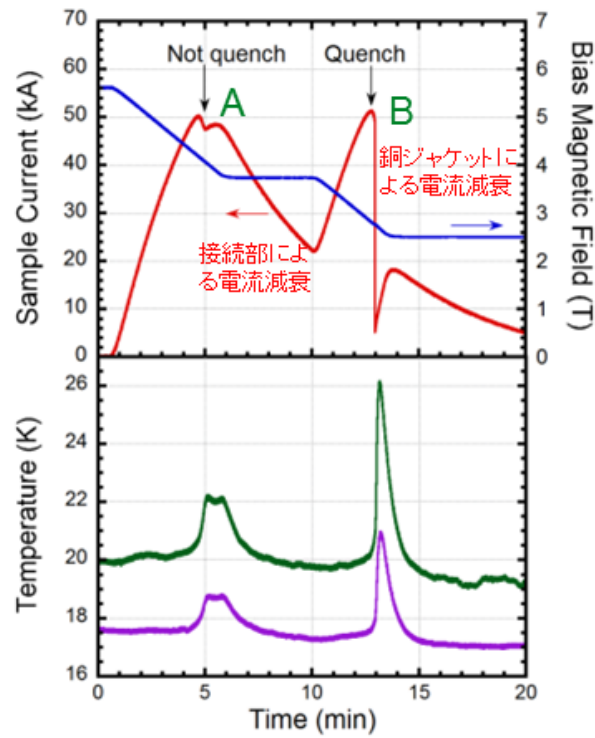


Fig. 4.1.3 Waveforms of the sample current and the bias magnetic field (top) and temperature (bottom) at 20 K in 30-kA-class sample.

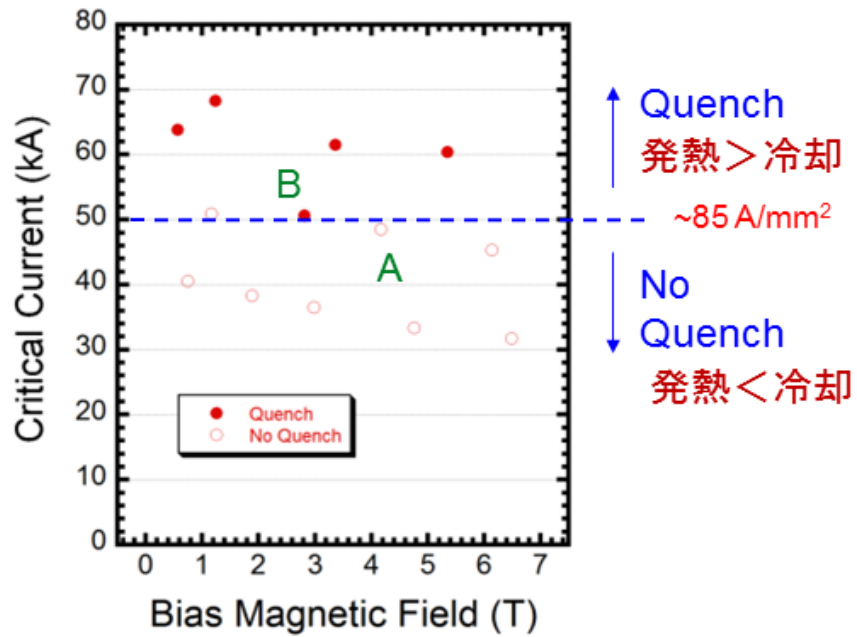


Fig. 4.1.4 Critical current measurement with waveform of the sample current.

4.3 数値解析

この解析では、熱拡散方程式を支配方程式として、発熱項には超伝導線の磁束フロー特性と安定化銅ジャケットのジュール発熱を入れた。式は以下のとおりである。

$$dc(T) \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \lambda(T) \frac{\partial T}{\partial x} + Q$$

$$Q = \frac{R_{sc}(T)I_{sc}^2 + R_m(T)I_m^2}{S}$$

ここで、 λ 、 d 、 c はそれぞれ銅の熱伝導率、密度、比熱である。 Q は導体の発熱密度で、 R_{sc} 、 R_m はそれぞれ、超伝導体と銅の電気抵抗、 I_{sc} と I_m はそれぞれ超伝導体と銅に流れる電流、 S は導体の断面積である。超伝導体の電気抵抗はパーコレーションモデルを用いた。

解析に用いた手法は有限要素法 (Finite Element Method, FEM) である。通電解析のシミュレーションに先立ち、解析解と比較することで FEM 解析コードの検証を行った。まず、次式を支配方程式 (線形非定常解) として、厚さ 1 m の銅の無限平板の片面から 0.1 MW/mm² の熱流束を 0.1 秒間入熱した時の平板の温度分布の変化を計算した。

$$dc(T) \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \lambda(T) \frac{\partial T}{\partial x}$$

計算条件として、温度 20 K、磁場 0 T、残留抵抗比 (Residual Resistance Ratio, RRR) 100 の銅の物性値を用いた。計算領域の両端は断熱境界条件である。Fig. 4.1.5 は次式の解析解と数値解を示しており、実線が解析解、破線が数値解である。両者はほぼ一致していることがわかる。さらに、次式を支配方程式 (非線形定常解) とした解析コードの検証も行った。

$$dc(T) \frac{\partial T}{\partial t} = \rho(T)j^2, \quad j = j_0 e^{-t/\tau}$$

ここで、 ρ 、 j 、 j_0 、 τ はそれぞれ銅の電気抵抗率、電流密度、初期電流密度、電流減衰時定数である。この式を用いて、電流が時刻 $t = 0$ s から 30 秒の電流減衰時定数で外部抵抗によって遮断したときの温度上昇を求めた。計算条件として、磁場 12 T、RRR 100 の銅の物性値を用い、初期電流密度は 76.7 A/mm² とした。Fig. 4.1.6 に解析解を、Fig. 4.1.7 に数値解を示す。Fig. 4.1.6 において、電流減衰時定数 30 秒としたときの上昇温度は 188 K である。一方、Fig. 4.1.7 より、減衰の結果、解析解とほぼ同じ 189 K まで温度が上昇することがわかる。これらにより、伝熱解析コードの妥当性が検証できた。

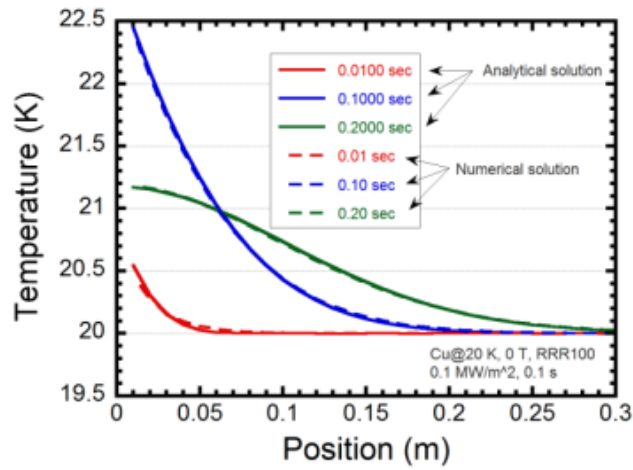


Fig. 4.1.5 Analytical and numerical solutions of nonlinear and nonstationary analysis.

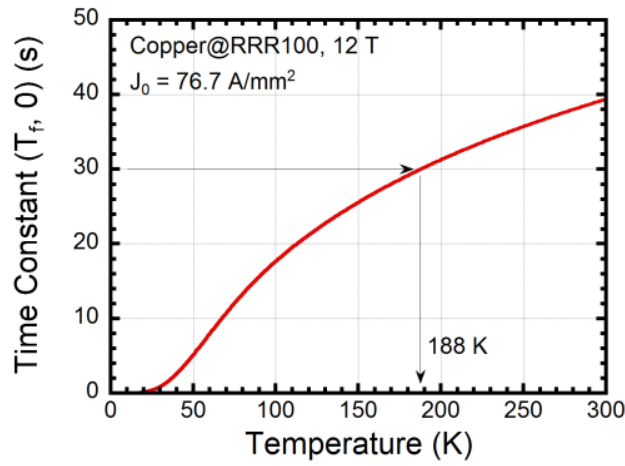


Fig. 4.1.6 Analytical solution of nonlinear and stationary analysis.

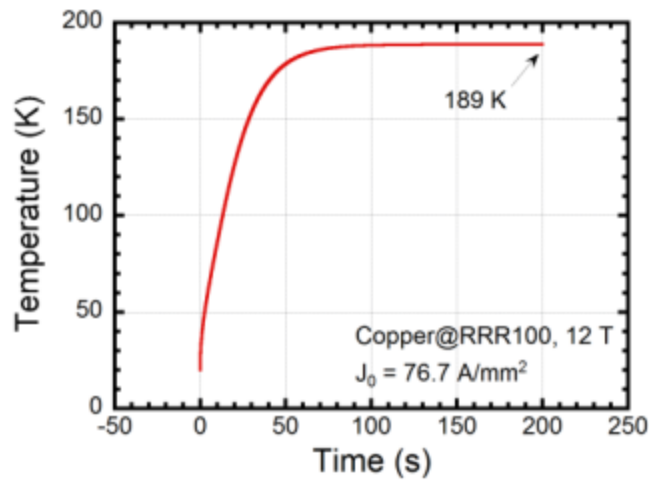


Fig. 4.1.7 Numerical solution of nonlinear and stationary analysis.

伝熱解析に加え、電磁解析も行った。試験体系を Fig. 4.1.8 のような等価回路で表した。図中の L はサンプルの自己インダクタンス、 M はサンプルとスプリットコイルの相互インダクタンスである。また、 I 、 I_S 、 I_{Cu} 、 I_{HTS} はそれぞれサンプル電流、スプリットコイル電流、銅安定化材に流れる電流、HTS に流れる電流である。 R_{Cu} 、 R_{HTS} 、 R_J はそれぞれ銅安定化材の抵抗、HTS の抵抗、接続抵抗である。キルヒホッフの電圧・電流則から以下の式が導かれる。

$$M \frac{dI_S}{dt} = L \frac{dI}{dt} + R_J I + R_{HTS} I_{HTS}$$

$$I = I_{HTS} + I_{Cu}$$

$$R_{HTS} I_{HTS} = R_{Cu} I_{Cu}$$

サンプルループの電圧は、スプリットコイルの磁場変化の結合によって与えられる。HTS 線材と銅安定化材は抵抗として模擬でき、HTS 線材が臨界に達してフラックスフロー抵抗が生じると初期にこの部分を通じて流れていた電流は銅安定化材に迂回する。接続部の抵抗については、実験で得られた結果を用いる。上式の回路方程式を解いた結果を Fig. 4.1.9 に示す。回路モデルによる通電特性の数値解析は、実験結果をある程度再現できている。今後は伝熱解析との連成解析を行う必要がある。

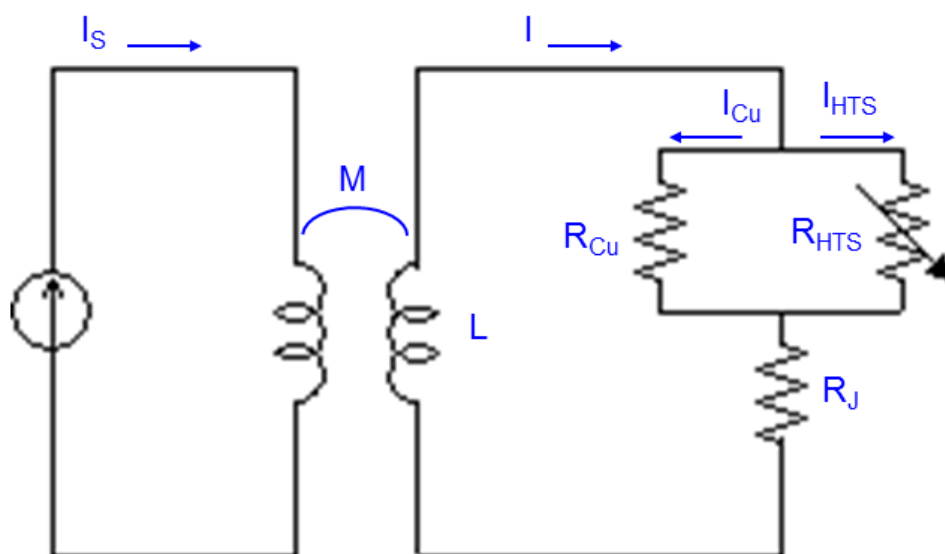


Fig. 4.1.8 Equivalent electric circuit to analyze the experimental results obtained in the 30-kA-class HTS STARS conductor test.

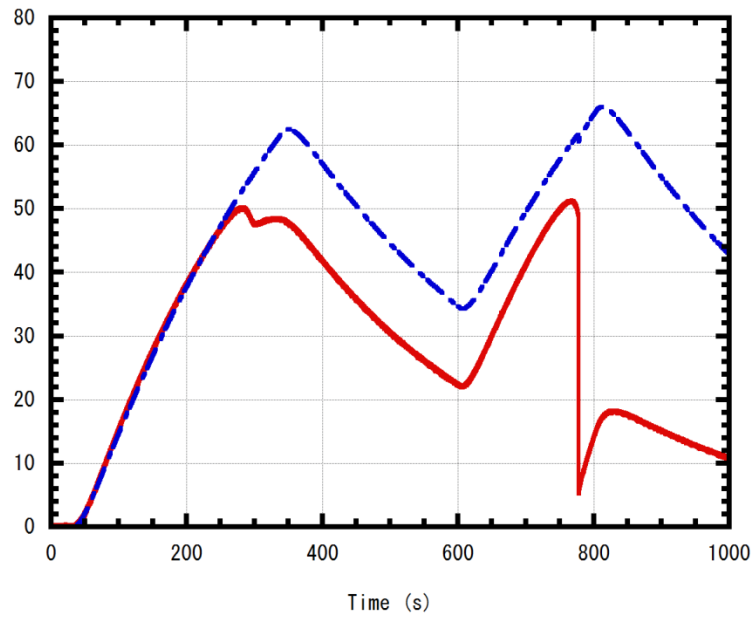


Fig. 4.1.9 Comparison between the experimentally observed waveform and that obtained by numerical simulation.

第5章 総括

本論文ではヘリカル型核融合炉 FFHR-d1 に適した 100 kA 級高温超伝導積層導体について、100 kA 通電の実証と、電磁・冷却安定性について定量的に調べた。これにより、このタイプの導体の適用条件を明らかにすることが目的である。

HTS 線材を単純に積層するという従来にない発想の導体であり、機械的な剛性が高い、コストが低い、接続がやりやすい、という多くのメリットを有するものの、線材間に不均一な電流分布が発生すると考えられ、早期クエンチが生じないかどうか、懸念がある。これに焦点を当てて、30 kA 級、および、100 kA 級の短尺導体サンプルを用いた試験を行った。30 kA 級導体サンプルの製作と試験では、臨界電流の測定をさまざまな温度・磁場下で行い、安定に臨界電流値まで到達することを確認できた。これにより、サンプル製作手法と試験方法の確立できた。100 kA 級導体サンプルの製作と試験を行い、20 K, 5.3 T において 100 kA を達成した。(接続部からクエンチ) 温度 38 K で ~ 1 kA/s の高速励磁において臨界電流に到達 $IC = 67.4$ kA@4.3 T。これらより、HTS 積層導体で早期クエンチが起きていないことを確認できた。特に、測定された電圧信号から、臨界電流まで安定に通電ができていたことが確かめられ、線材特性をもとに数値計算でこれを確認した。臨界電流解析では、導体内の磁場分布と電流密度分布を自己無撞着に解き、実験結果と解析結果は比較的よく一致した。よって、電流分布が生じて、安定に臨界電流まで到達したと考えられる。これは、線材間の不均一電流分布が生じるものの、HTS の高い臨界温度に裏打ちされた高い安定性のために、極めて安定な通電が可能なが実証できたと考える。さらに、臨界電流に達した場合にも銅安定化材の断面積が大きく電流密度に余裕がある場合は、クエンチをしない例が観測されるなど、さらに安定性が明確となった。この結果を説明することを目的として、1次元熱伝導解析 FEM コードを開発し、解析を進めた結果、実験結果の再現が進んでいる。これらの結果をもとに、HTS 単純積層導体 STARS の優れた通電性能が明確となり、これを核融合炉用マグネットに適用するための明確な設計指針の構築を進めている。HTS 積層長尺導体の適用条件に関して明確な指針をまとめる

付録

A.1 ヘリカル型核融合炉 FFHR-d1 用 100 kA 級高温超伝導導体のク

エンチ保護解析

本研究において開発した 1 次元有限要素法の安定性解析コードを用いて、ヘリカル型核融合炉 FFHR-d1 に HTS STARS 導体を適用した場合のホットスポット温度の解析を行った。ヘリカル型核融合炉 FFHR-d1 のホットスポット温度熱解析は以下のような 1 次元の熱拡散方程式を支配方程式として行った。ホットスポット温度とは常伝導転移を検出して電流が減衰する間に導体が上昇する最高温度のことである。支配方程式は以下のとおりである。

$$dc(T) \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \lambda(T) \frac{\partial T}{\partial x} + Q$$

$$Q = \frac{R_{sc}(T)I_{sc}^2 + R_m(T)I_m^2}{S}$$

ここで、 λ 、 d 、 c はそれぞれ銅の熱伝導率、密度、比熱である。 Q は導体の発熱密度で、 R_{sc} 、 R_m はそれぞれ、超伝導体と銅の電気抵抗、 I_{sc} と I_m はそれぞれ超伝導体と銅に流れる電流、 S は導体の断面積である。超伝導体の電気抵抗はパーコレーションモデルを用いた。導体の初期電流は 94 kA、初期磁場は 12 T、初期温度は 20 K とし、導体の臨界電流は 12 T、20 K において 120 kA である。導体長は 1 m とし計算領域の左端 ($x = 0$ m) は断熱境界条件、右端 ($x = 1$ m) は固定境界条件とした。擾乱を導体の左端から断面一様に 0.1 秒間、熱流束で与え、常伝導転移を発生させるとした。クエンチ検出電圧は 0.1 V で電流減衰時定数は 30 秒とした。



Fig. A.1.2 100 kA-class HTS conductor for helical coils of FFHR-d1

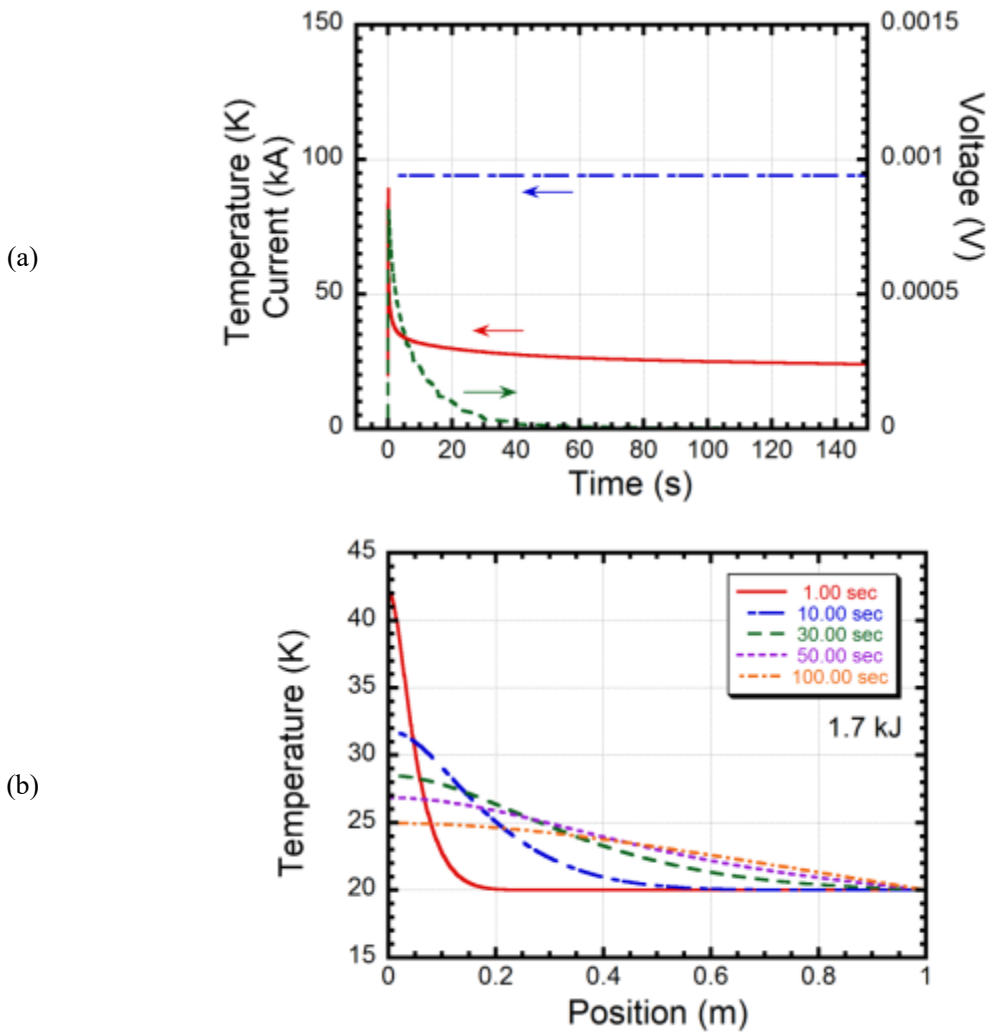


Fig. A.1.2 One-dimensional FEM calculations for temporal evolutions of (a) the temperature, current, and voltage and (b) temperature distributions of the HTS STARS conductor. It is assumed that the electrical insulation gives perfect thermal insulation and the stainless steel jacket is not included. The discharge time constant is 15 s. A disturbance energy of 1.8 kJ is injected.

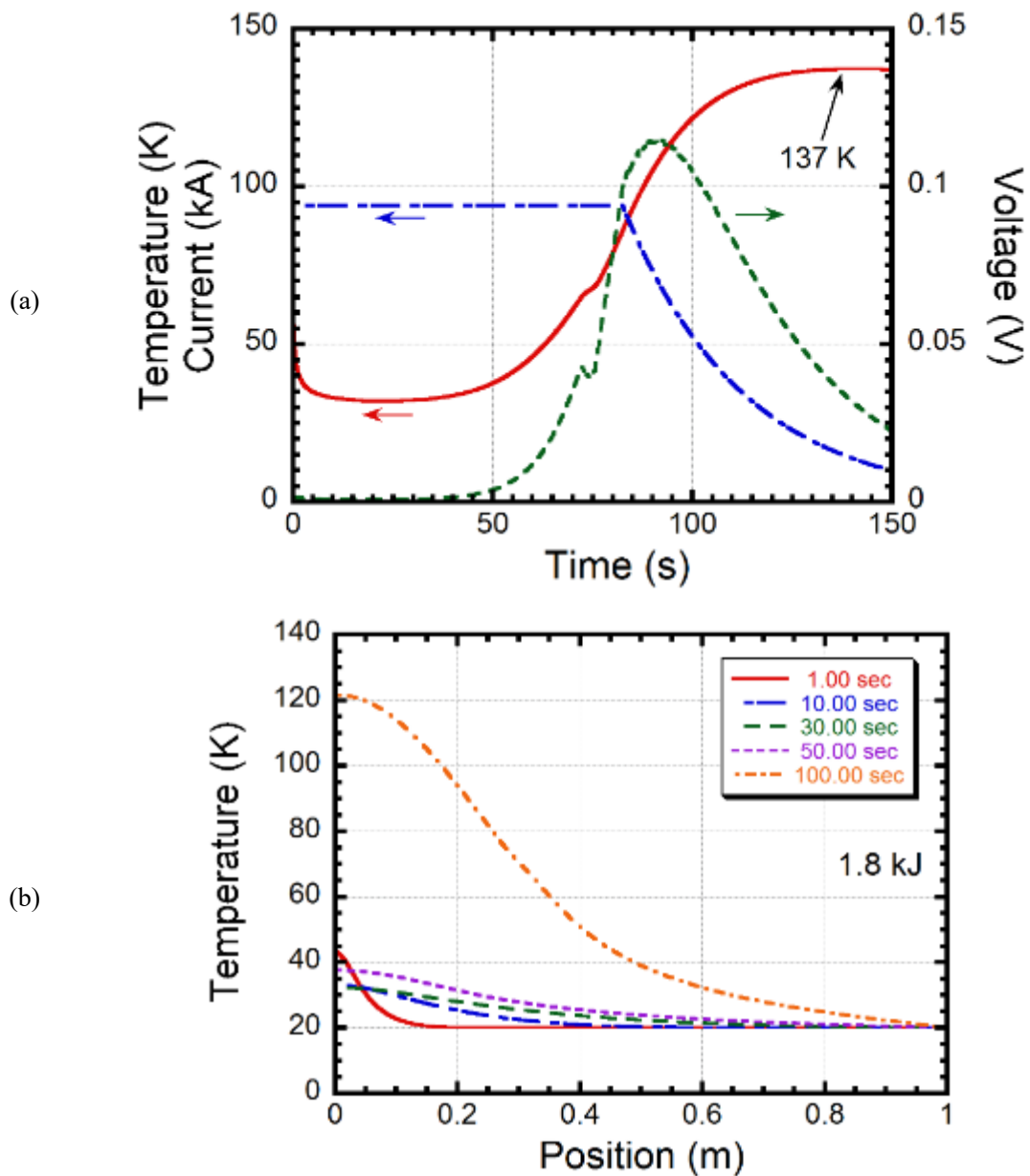


Fig. A.1.3 One-dimensional FEM calculations for temporal evolutions of (a) the temperature, current, and voltage and (b) temperature distributions of the HTS STARS conductor. It is assumed that the electrical insulation gives perfect thermal insulation and the stainless steel jacket is not included. The discharge time constant is 15 s. A disturbance energy of 1.8 kJ is injected.

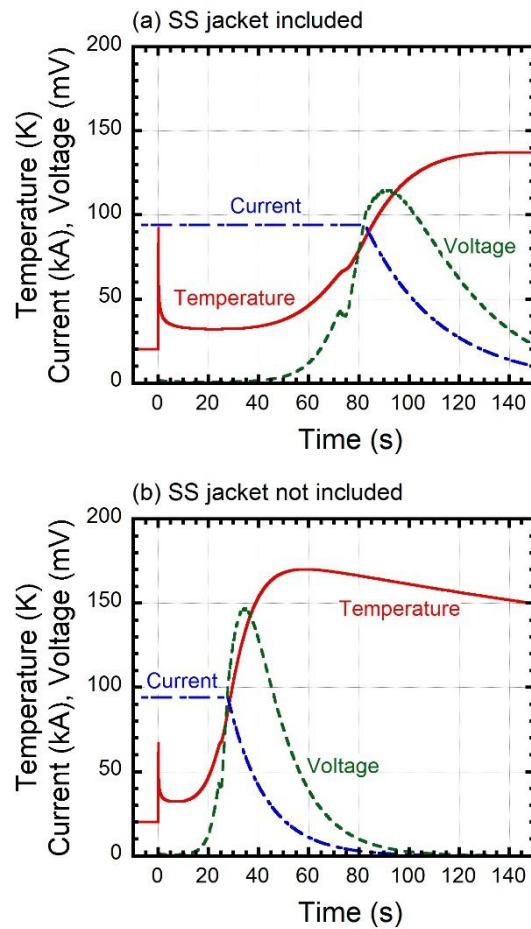


Fig. 6.1.2 One-dimensional FEM calculations for temporal evolutions of the temperature, current, and voltage of the HTS STARS conductor. Both the copper stabilizer and stainless steel jacket are included in (a) on the assumption that the electrical insulation between them does not work as thermal insulation. The discharge time constant is 30 s. In (b), it is assumed that the electrical insulation gives perfect thermal insulation and the stainless steel jacket is not included. The discharge time constant is 15 s. A disturbance energy of 1.8 kJ and 1.7 kJ are injected for (a) and (b), respectively.

(a)

(b)

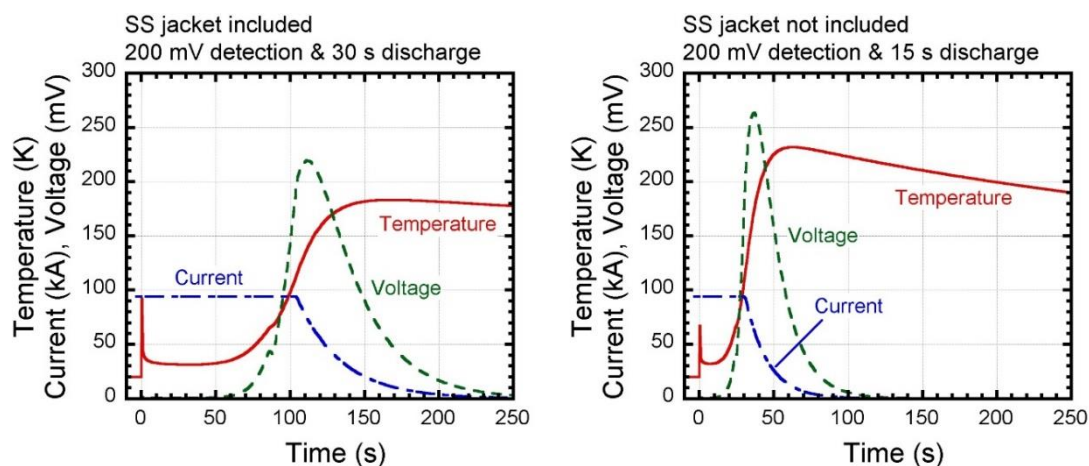


Fig. 6.1.3 One-dimensional FEM calculation results for temporal evolutions of the temperature, current, and voltage of the HTS STARS conductor. Both the copper stabilizer and stainless steel jacket are included in (a) on the assumption that the electrical insulation between them does not work as thermal insulation. The discharge time constant is 30 s. In (b), it is assumed that the electrical insulation gives perfect thermal insulation and the stainless steel jacket is not included. The discharge time constant is 15 s. A disturbance energy of 1.8 kJ is assumed to be injected for both cases.

A.2 液体窒素温度（77 K）における高温超伝導線材単線の接続抵抗

測定試験

前章で述べたように、HTS オプションの特徴の一つは導体を接続してヘリカルコイルを製作することにある。本研究ではまず、基礎データ収集を目的として、半田ラップ接続した HTS 線材単線の接続抵抗を測定した。

A.2.1 実験サンプル

この実験で用いた HTS 線材は American Superconductor (AMSC) 社製の YBCO テープ線材である。Table 2.1.1 に線材の仕様を載せる。Fig. 2.1.1 (a) に線材の構成と各層の厚みを示す。線材は厚い基板層 (Ni-5%W alloy) の上に、薄い中間層 (Y_2O_3 , YSZ, CeO_2)、超伝導層 ($YBa_2Cu_3O_x$)、保護層 (Ag) が積層された構造を持つ。Fig. 2.1.1 (b) に線材断面図を示す。線材の両面には安定化層として銅ラミネートが施され、半田コーティングされている。

この線材を YBCO 側同士が向き合うようにブリッジ接続した (Fig. 2.1.2)。ブリッジ部全体の長さは 40 mm、ラップ接続部の長さはそれぞれ 20 mm である。接続には錫と鉛が

6 対 4 の割合で含まれる 64 半田を用いた。また、電圧タップを線材通常部 (Tap A) と接続部 (Tap B) にタップ間距離 50 mm で取り付けた。このサンプルを 4 つ製作し、それぞれ接続抵抗測定を行った。

Table 2.1.1 Specifications of the YBCO coated conductor

Manufacture	American Superconductor
Width / Thickness	4.35 mm / 0.2 mm
Minimum Critical Current	70A (77K, self-field, 1 μ V/cm)

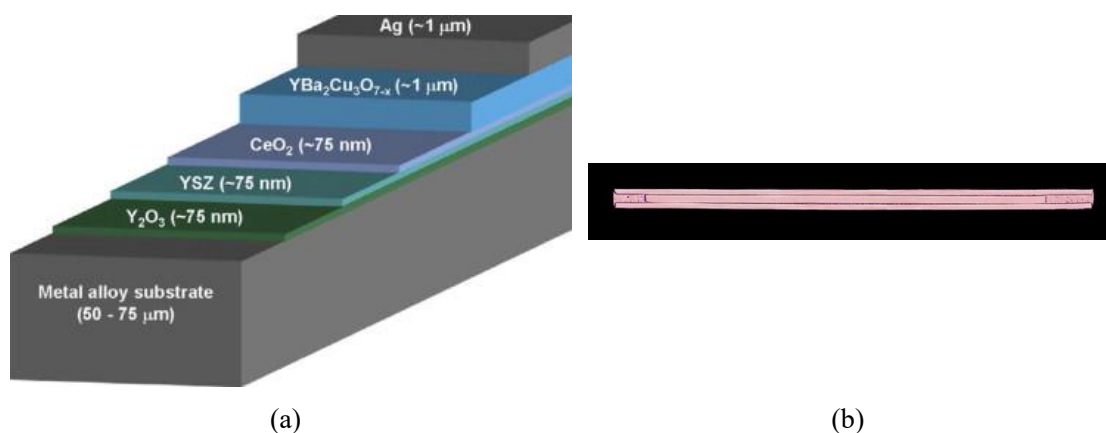


Fig. 2.1.1 (a) Structure and (b) cross-section of an YBCO coated conductor manufactured by AMSC [2.1].

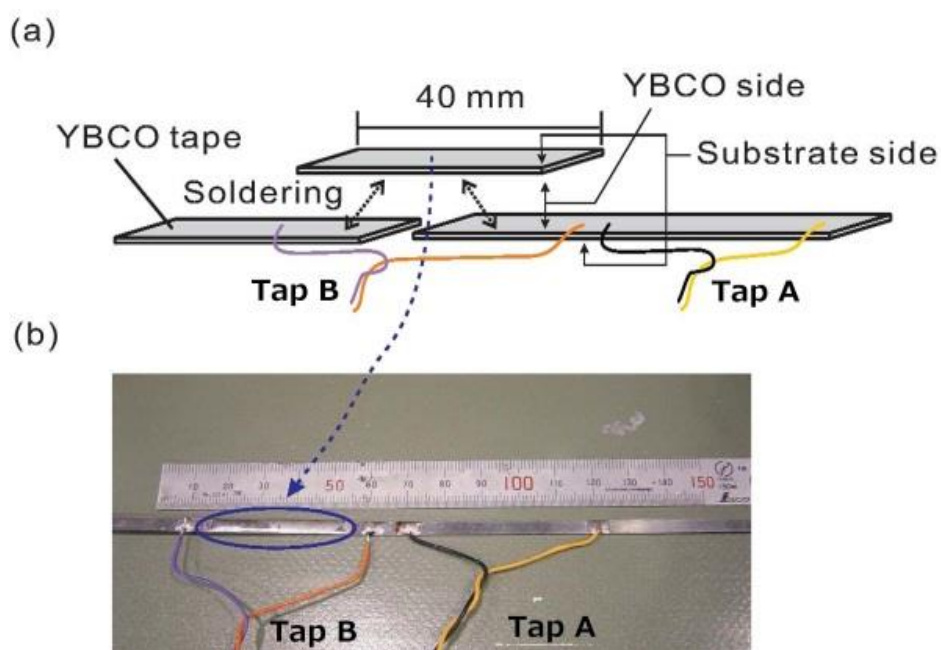


Fig. 2.1.2 (a) Schematic image of a single-tape joint with two overlapped YBCO tapes and (b) its

photograph.

A.2.2 実験方法

接続抵抗を測定するために、前項のサンプルに電流を流して、接続部における電圧降下を計測した。サンプルの自己インダクタンスによる起電力の影響を排除するため、電流を一定値にホールドしたときの接続部の電圧降下からオームの法則を用いて抵抗値を評価した。用いた電源はTAKASAGO社製のUX010-300Tで、10 V-300 Aの通電が可能である。電源に対し、このサンプルとシャント抵抗 (60 mV/250 A) を直列に接続して通電を行った。通電電流はシャント抵抗における電圧降下から評価した。実験はサンプルをステンレス製の簡易断熱容器に入れ、液体窒素 (77 K) を注いで冷却して行った。

A.2.3 実験結果と考察

実験結果の1例を Fig. 2.1.3 に示す。この場合、測定された接続抵抗は $128.8 \text{ n}\Omega$ で、接続抵抗と接続面積との積である接続抵抗率 (=線材の厚さを含んだ抵抗率) は $5.54 \text{ p}\Omega\text{m}^2$ であった。また、臨界電流は 100.5 A であった。

製作した4つのサンプルの接続抵抗は $98.7 \sim 191.1 \text{ n}\Omega$ (接続抵抗率: $4.25 \sim 8.21 \text{ p}\Omega\text{m}^2$) であった。このばらつきの原因のひとつは、接続の際の半田の量によるものと考えられる。サンプルの接続時に予備半田を行ったサンプルとそうでないサンプルでは前者の方が、つまり半田の量が多いほうが高接続抵抗を示した。そのため、定量的な評価は行っていないが、接続抵抗のばらつきは主に半田の量によるものであると考えられる。接続抵抗率のばらつき約 $4 \text{ p}\Omega\text{m}^2$ が半田のみで得られるとすると、その厚さは約 0.13 mm と厚いため、接続抵抗のばらつきは半田の量だけでなく、接続の施工のばらつきや接続の際の熱による線材の劣化も影響したと考えられる。

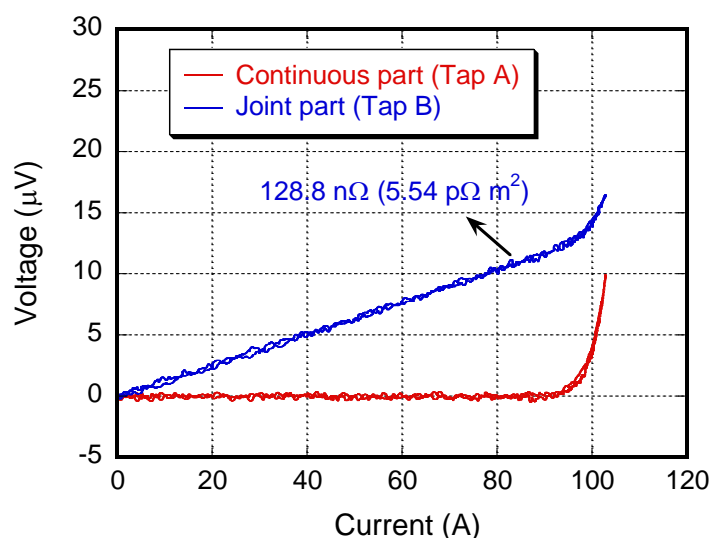


Fig. 2.1.3 Example of the V-I characteristics of a single-tape joint sample.

A.3 高温超伝導線材単線の接続抵抗の温度依存性測定試験

前節で述べた線材単線の接続抵抗は液体窒素 77 K で行われた。実際のマグネットにおける使用を考えると、使用温度における接続抵抗を測定しておく必要がある。また、抵抗の温度依存性を取得しておくことは有用であることから、以下のようなサンプルを用いて、HTS 線材単線での接続抵抗測定試験を行い、その温度依存性を調べた。

A.3.1 実験サンプル

この実験で用いた HTS 線材は Fujikura 社製の GdBCO 線材である。その仕様を Table 2.2.1 に示す。構造は AMSC 社製のものと同様に、基板層 (Hastelloy)、中間層 (Al_2O_3 , Y_2O_3 , MgO , CeO_2)、超伝導層 ($\text{GdBa}_2\text{Cu}_3\text{O}_x$)、保護層 (Ag)、安定化層 (Cu) から成るが、括弧内に示すように、用いている材料がわずかに違う。また、安定化層の張り合わせのため保護層との間に錫が用いられている。各層の厚みを Table 2.2.1 に示す。Fig. 2.2.1 (a) はサンプルの全景を示している。12 か所のラップ接続部から成る GdBCO 線材は GFRP の円形基盤の側面に貼り付けられている。接続長は 10, 20, 30, 50 mm の 4 つあり、それが 3 つずつある。それらを、接続長と番号を組み合わせ、"10 mm #1", "10 mm #2", "10 mm #3", "20 mm #1", ..., "50 mm #3" と名付ける。温度計測のためにセルノックス温度計 (Fig. 2.2.2 (a)) を 4 つ使い、接続部 "10 mm #1", "20 mm #1", "30 mm #1", "50 mm #1" 上にそれぞれ設置した。セルノックスにはアピエゾングリスを塗って熱伝達性を良くしたうえで、アルミテープでサンプルに貼り付けた。Fig. 2.2.2 (b) は PtCo 温度計である。PtCo 温度計は各電流リードの付根に 1 本 (計 2 本) ずつ使い、アルミテープで固定した。各接続部に貼り付けた電圧タップによって電圧降下を測定し、接続抵抗を評価した。

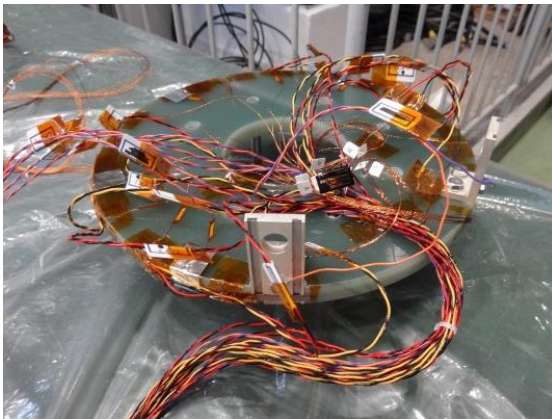
Fig. 2.2.3 (a) にサンプルをインストールしたときのクライオスタットの概略図、(b) にインストール前のサンプルの写真を示す。

Table 2.2.1 Specifications of the GdBCO coated conductor

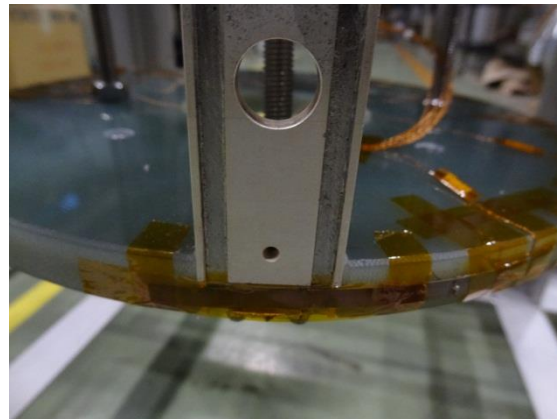
Manufacture	Fujikura
Width / Thickness	5 mm / 0.23 mm
Critical Current	>200 A (77K, self-field, 1 μ V/cm)

Table 2.2.2 Thickness of each layer of the GdBCO coated conductor

Material	Thickness of layer
Cu	100 μ m
Sn	2~4 μ m
Ag	2.1 μ m
GdBa ₂ Cu ₃ O _x	2.1 μ m
CeO ₂	0.4 μ m
MgO	5 nm
Y ₂ O ₃	25 nm
Al ₂ O ₃	100 nm
Hastelloy	100 μ m

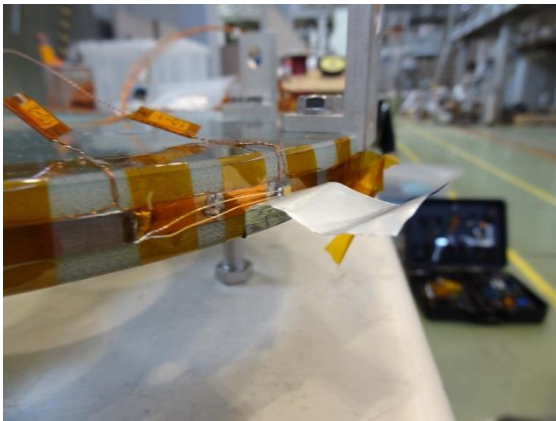


(a)

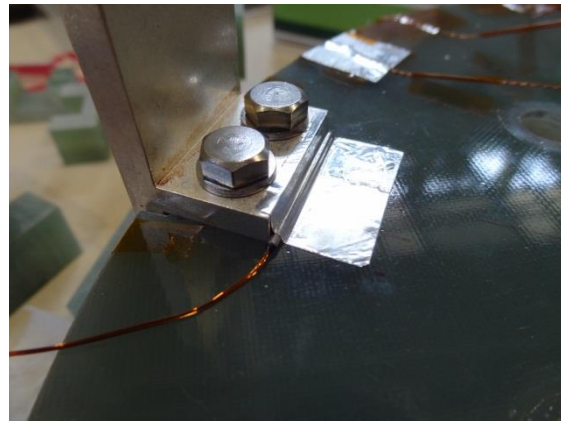


(b)

Fig. 2.2.1 Experimental sample; (a) overall view of the sample. (b) GdBCO tape attached at the side of a flat circular plate made of GFRP.

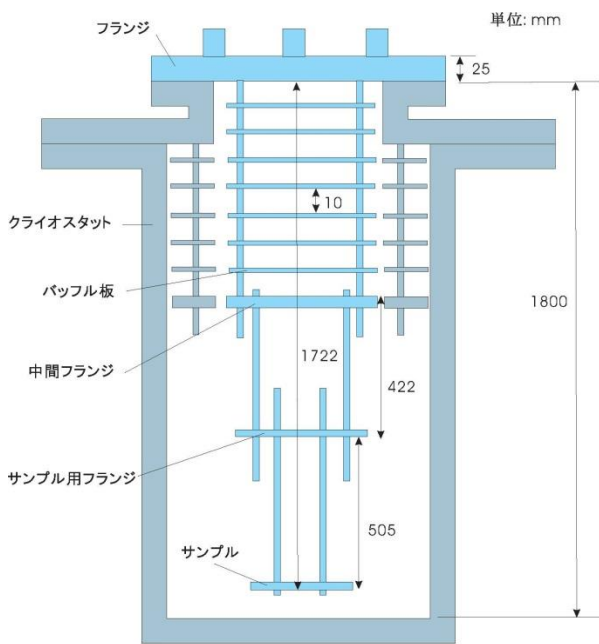


(a)



(b)

Fig. 2.2.2 (a) Cernox and (b) PtCo temperature sensors attached on the GdBCO tape and the current lead, respectively.



(a)



(b)

Fig. 2.2.3 Experimental setup; (a) schematic image of the medium-sized superconductor test facility at NIFS and (b) the sample before installing

A.3.2 実験方法

ここでは HTS 線材単線の接続抵抗の温度依存性を測定した。次項で説明する実験サンプルに対し、温度 4.2、10、20、30、40、50、60、77、85 K での接続抵抗を測定した。4.2 K での測定は液体ヘリウム中で行い、それ以外の温度ではヒータを使って液体ヘリウムを蒸発させ、昇温過程の途中において測定した。各測定での通電電流は 100 A である。

A.3.3 実験結果と考察

Fig. 2.2.4 に 10 K と 77 K での電流と接続電圧の通電波形を示す。通電パターンは 2 種類あり、1 度だけ 100 A まで通電するもの (Fig. 2.2.4 (a)) と、パルス的に 4 度通電するもの (Fig. 2.2.4 (b)) とした。実験の最初は(a)のパターンで通電を行ったが、繰り返し通電による再現性を見るため途中から(b)のパターンに切り替えた。通電パターンの違いによる測定結果の差は見られなかった。

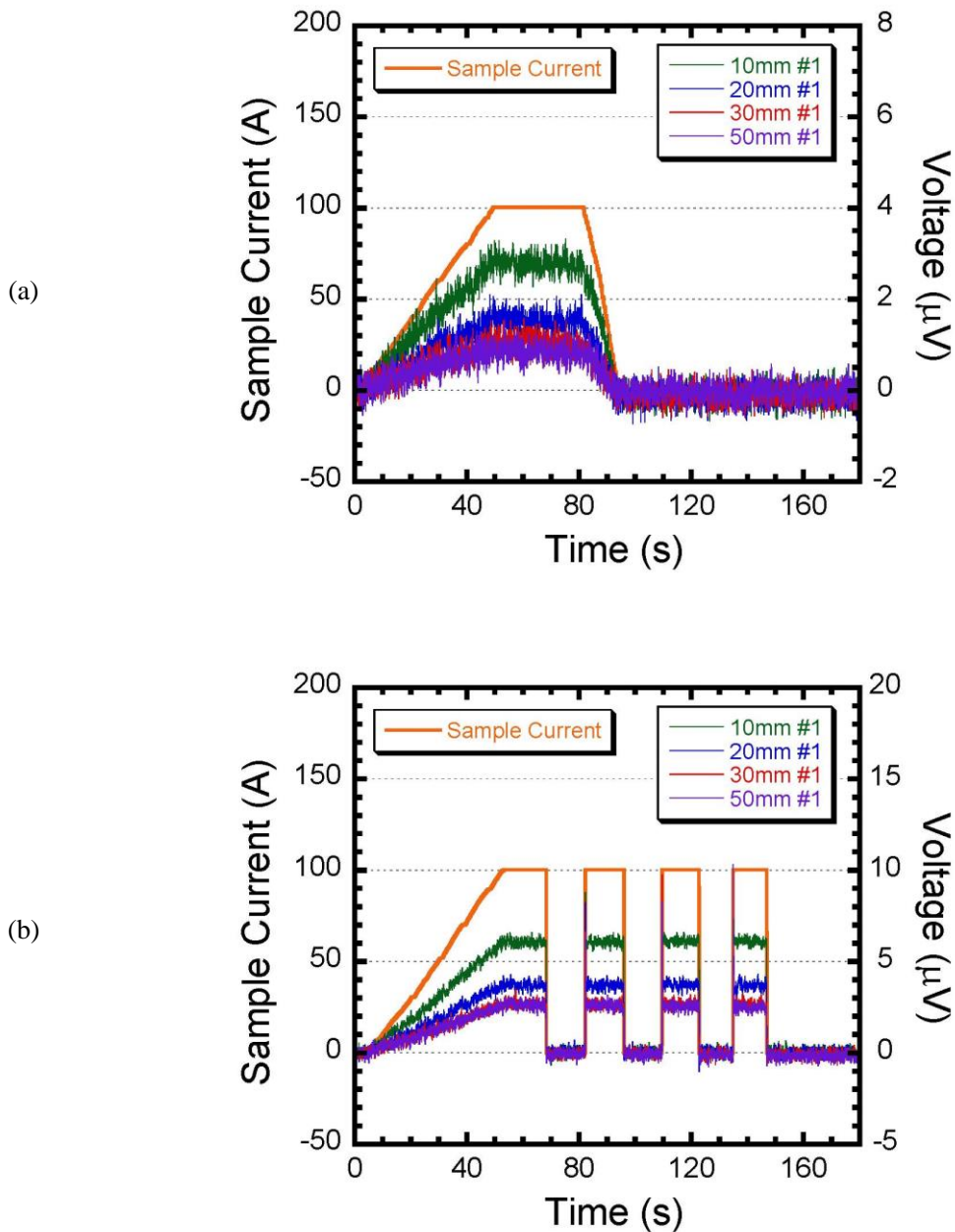


Fig. 2.2.4 Excitation patterns for the joint resistance measurement; (a) one-shot at 10 K and (b) four-shot at 77 K.

Fig. 2.2.5 (a) に接続抵抗の測定結果を示す。温度が低いほど接続抵抗は減少しており、HTS オプションで考えられている FFHR-d1 の運転温度 20 K では 77 K での値の約半分になるということがわかった。接続部において線材から線材へ電流が渡るとき、電流は主に超伝導層→銀層→錫層→銅層→半田層→銅層→錫層→銀層→超伝導層を通ると考えられる。そのため、この電流路における材料（主に大きな割合を占める銅層、半田層）の抵抗率が接続抵抗に温度依存性を与えていると考えられる。Fig. 2.2.6 に”10 mm #1”の接続抵抗とその接続部に含まれる銅層と半田層の抵抗値、それらに 25 nΩ のオフセット抵抗を仮定してプロットしたものを示す。銅層の抵抗は接続面積（5 mm × 10 mm）と銅層の厚み（0.1 mm）から求めた。また、半田層の抵抗は銅層と同じ接続面積とマイクロメータで計測した接続部の厚さから線材の厚さを差し引いた半田層の厚さ（0.04 mm）から求めた。半田と銅の抵抗率の温度依存性は Eckels Engineering 社製のソフトウェア「CryoComp」から取得した。この図から、接続抵抗には 3 つの温度領域が見て取れる。①77~30 K の接続抵抗が温度に比例する領域、②30~10 K の温度に影響せず一定の領域、③4.2 K 付近で一段と低い接続抵抗を示す領域である。①の領域では、接続抵抗の温度勾配が銅層と半田層の抵抗の温度勾配と概ね一致していることから、この領域での接続抵抗の温度依存性は電流路の材料（主に銅と半田）の温度依存性から説明できると考えられる。②の温度領域では、銅と半田の抵抗が十分に低くなり、温度変化は接続抵抗に影響せず、ほぼ一定で約 30 nΩ である。これは、温度に依存しない層間の接触抵抗によるものであると考えられる。③の 4.2 K では、半田が超伝導転移して、抵抗ゼロの電流路になることで、より低い接続抵抗を示していると考えられる。

Fig. 2.2.7 に接続抵抗率の接続長依存性を示す。これは Fig. 2.2.5 (b) の接続抵抗率の温度依存性を接続長ごとに最小二乗法を用いて 2 次関数で近似し、それらを接続長の関数に直したものである。接続抵抗率は、理想的には接続長に依存することなく一定の値をとるが、ここでは接続長の増加に伴って抵抗率も増加している。これは接続部の出来具合によるものと考えられる。

Fig. 2.2.5 (b) に接続抵抗率の温度依存性を示す。接続抵抗率は、接続抵抗とは対照的に、接続長が短いほど低い抵抗率を示している。これは接続長が短いほど、線材を均一に接続するのが容易であるためと考えられる。2.1 節で示した接続抵抗率で最も低い値は 4.25 pΩm² であった（温度 77 K、接続長 20 mm）。これは Fig. 2.2.5 (b) に示される同条件の接続抵抗率とほぼ同じ値であった。

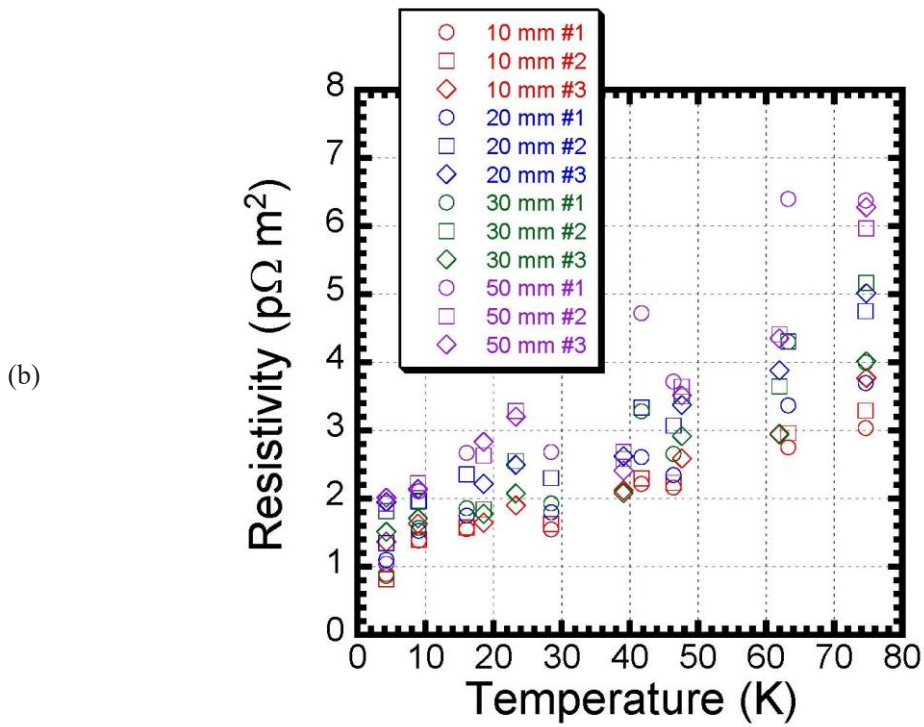
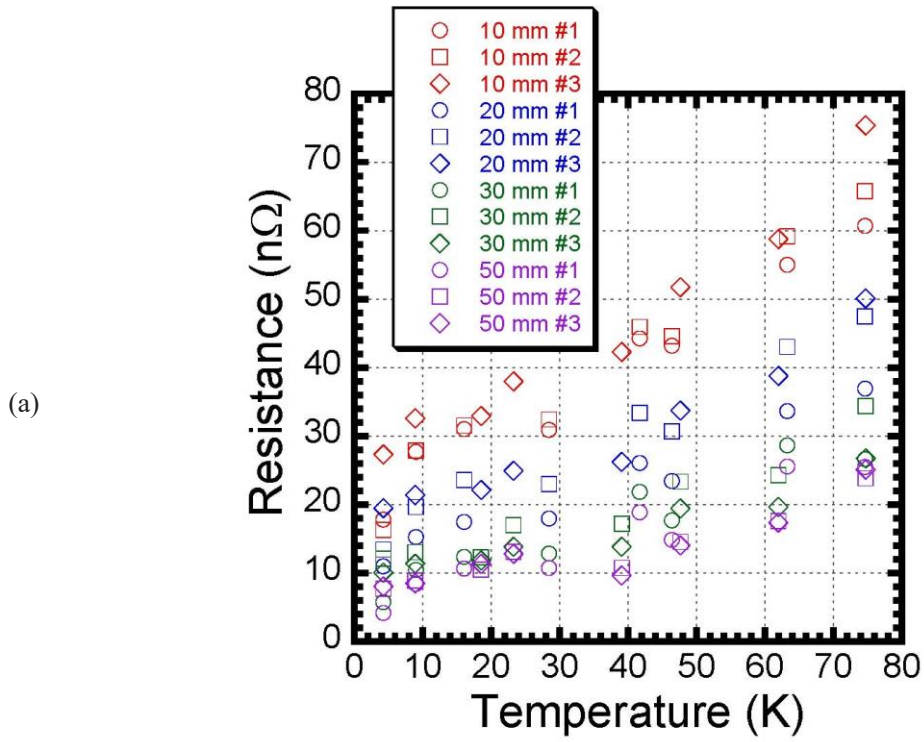


Fig. 2.2.5 (a) Joint resistance and (b) joint resistivity as a function of temperature.

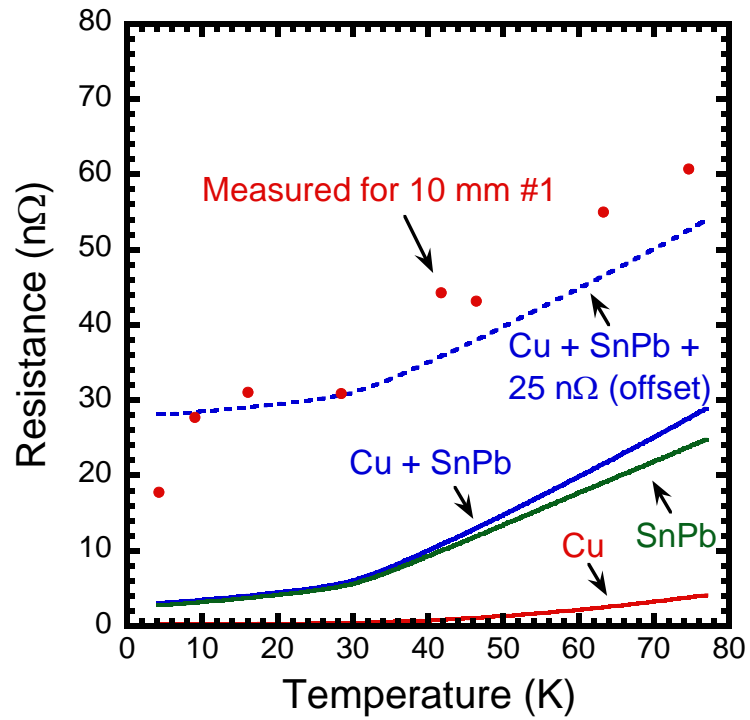


Fig. 2.2.6 Measured resistance of “10 mm #1” joint and the expected resistance of the tape constituents, such as Cu, SnPb and their sum. A 30 nΩ offset is included as the intrinsic joint resistance.

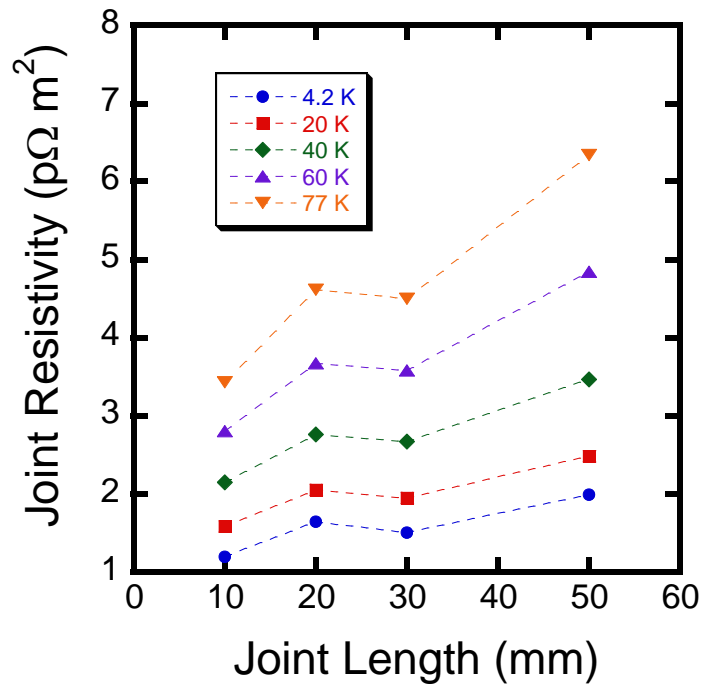


Fig. 2.2.7 Joint resistance as a function of the joint length

A.4 半田接続による 10 kA 級高温超伝導導体の接続抵抗測定試験

HTS 線材単線での接続抵抗を測定した結果について示した。ここでは HTS 線材を積層して 10 kA 級導体を製作し、半田接続と機械接続の 2 つの方法で導体を接続し、その接続抵抗を測定した結果を示す。ここで「10 kA 級」とは、導体の温度 20 K、磁場 12 T のときに予測される定格電流値を表している。

A.4.1 実験サンプル

この実験では Table 2.1.1 で示した HTS 線材 14 枚 (2 列 7 層) を銅ジャケット内に積層し、半田で含浸した導体を製作した。導体の片端は、Fig. 3.1.1 (a) のようなブリッジ接続を行うため、線材を上層から順に長くして階段構造にしている。導体断面図を Fig. 3.1.1 (b) に示す。これを 2 本製作し、ブリッジ部を介してそれらを接続し、1 本の導体サンプルとした。1 か所のラップ接続部の接続長は 18 mm である。Fig. 3.1.2 (a) に製作した導体とブリッジ部の写真を載せる。また、(b)には導体を半田接続している様子を示す。導体は~500 K に熱したホットプレートの上に万力で固定し、半田を流し込むように全接続箇所をひとまとめにして接続した。

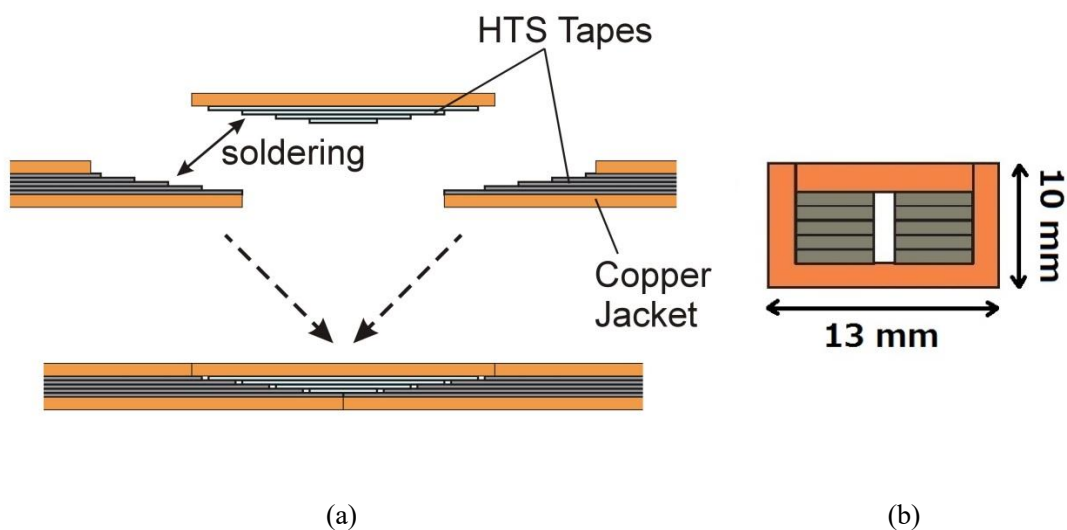


Fig. 3.1.1 Schematic illustrations of (a) the joint structure of a 10 kA-class HTS conductor and (b) its cross-sectional image.

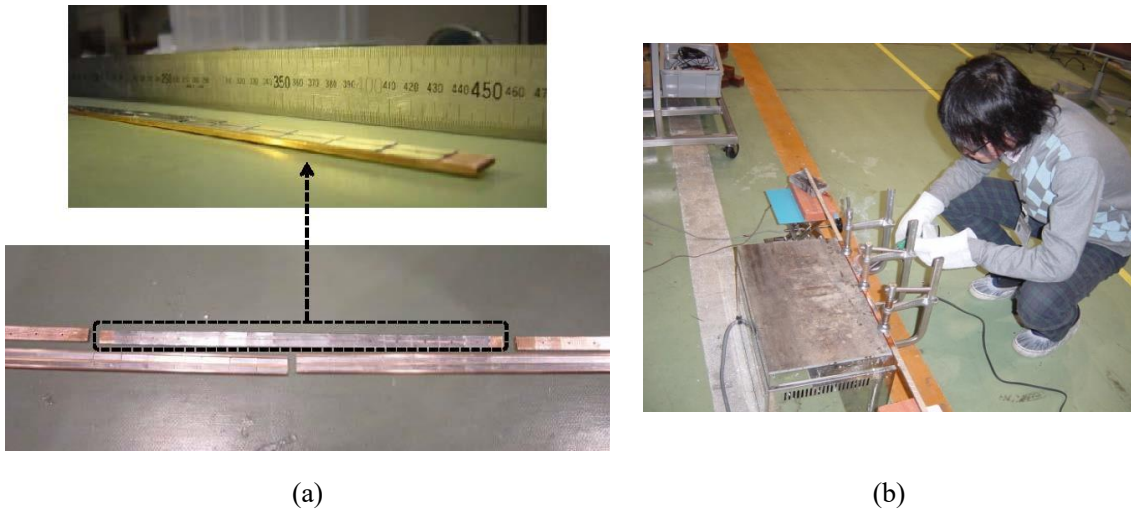


Fig. 3.1.2 Photos of (a) 10 kA-class HTS conductors before jointing and (b) jointing process by soldering.

A.4.2 実験方法

Fig. 3.1.3 に実験のセットアップを示す。次項で説明するサンプルを断熱容器に入れ、電流リードを接続した。そこに液体窒素を注液し、実験を行った。

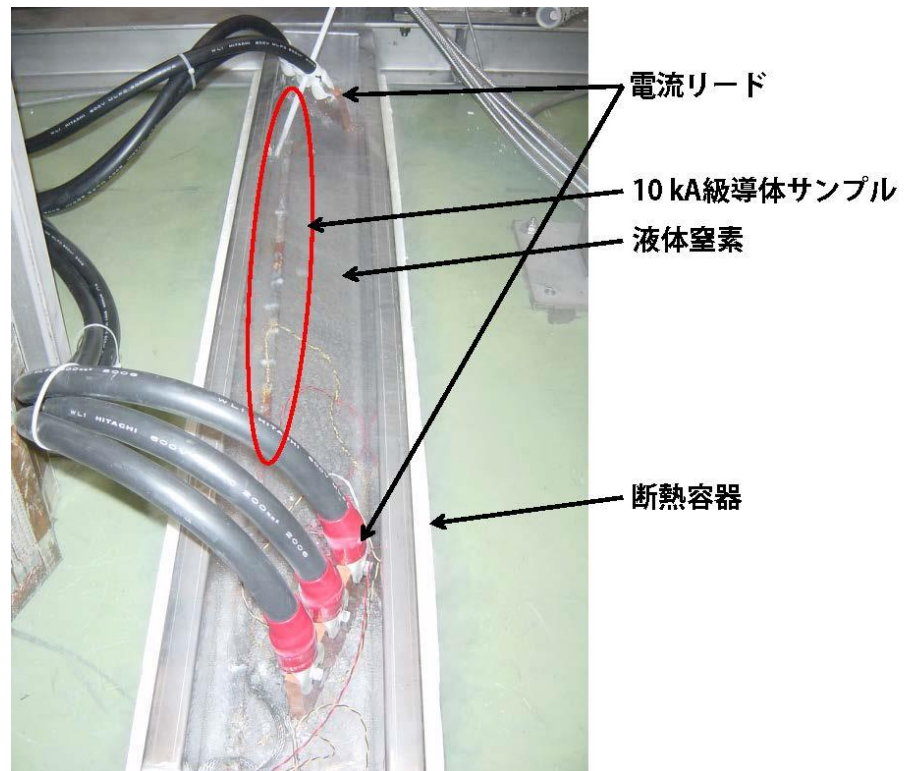


Fig. 3.1.3 Experimental setup

A.4.3 実験結果と考察

Fig. 3.1.4 に実験で測定された電圧電流特性を示す。この通電において評価された接続抵抗は $20.2 \text{ n}\Omega$ で、接続抵抗率は $11.0 \text{ p}\Omega\text{m}^2$ であった。この実験においても誘導電圧による影響を排除するため、電流ホールド時の接続電圧から接続抵抗を評価した。ここで計測された接続抵抗率は第 2 章での同じ条件（温度 77 K 、接続長 20 mm ）で測定された単線での接続抵抗率（ $\sim 4.5 \text{ p}\Omega\text{m}^2$ ）の約 2.5 倍であった。このサンプルの接続はすべての接続箇所をひとまとめにして製作したため、単線同士の接続のように確実に接続できなかつたと考えられる。また半田接続するため導体全体を $\sim 500 \text{ K}$ にて 10 分ほど熱した。その際、線材の銀層-銅層間の半田にわずかな剥離が起こり、線材が劣化した可能性もある。ただ 2.1.3 で示した通り、接続抵抗はその施工や半田の量などで大きく変わるため、ここではこの影響の方が支配的であると考えられる。

ここで得られた接続抵抗率から導体接続方式にて製作されたヘリカルコイルのジュール発熱を冷却するのに必要な電力を評価する。接続部 1 か所の抵抗値は、接続抵抗率 (ρ_j)、接続長 (l_j)、線材幅 (w_{sc})、使用線材枚数 (n_{sc}) から計算される。接続部がブリッジジョイントであることを考慮すれば、接続抵抗 R_j は、

$$R_j = \frac{2\rho_j}{l_j \cdot w_{sc} \cdot n_{sc}}$$

と表される。現在の設計では、 50 mm の接続長の公差を考慮して $l_j = 42 \text{ mm}$ 、 $w_{sc} = 15 \text{ mm}$ 、 $n_{sc} = 40$ で、ここで得られた接続抵抗率は $11 \text{ p}\Omega\text{m}^2$ であることから、接続抵抗 R_j は $0.87 \text{ n}\Omega$ となる。また運転電流が現在の設計において 94 kA であることを考慮すると、その発熱量は I^2R より、 7.7 J である。接続箇所数は、ヘリカルコイル 1 条あたりの導体数、ヘリカルピッチ数、ヘリカルコイル数の積で求められる。現在の設計では、導体数は 390、ヘリカルピッチ数は 5（半ピッチごとに接続するので接続箇所はその 2 倍）、ヘリカルコイルは 2 条なので、接続箇所は 7800 か所となる。これより、全体の発熱量は 60 kW となる。参考として、将来の定常トカマク核融合炉において、冷却に必要な電力は 4.5 K での熱負荷の 250 倍とされている [3.1]。FFHR-d1 の HTS オプションにおいて、ヘリカルコイルを 20 K で運転し、 300 K から 20 K までのカルノー効率と 300 K から 4.5 K までのカルノー効率の比は ~ 4.7 となることを考慮すると、冷却に必要な電力は 20 K における熱負荷の 53 倍となる。したがって、 20 K にて 60 kW の冷却能力を得るための必要冷却電力は 3.2 MW となる。これは FFHR-d1 の LTS オプションの場合に想定される全電力 $20 \sim 30 \text{ MW}$ より十分小さい。このことから導体接続方式によって製作されたヘリカルコイルのジュール発熱は許容可能であると考えられる。

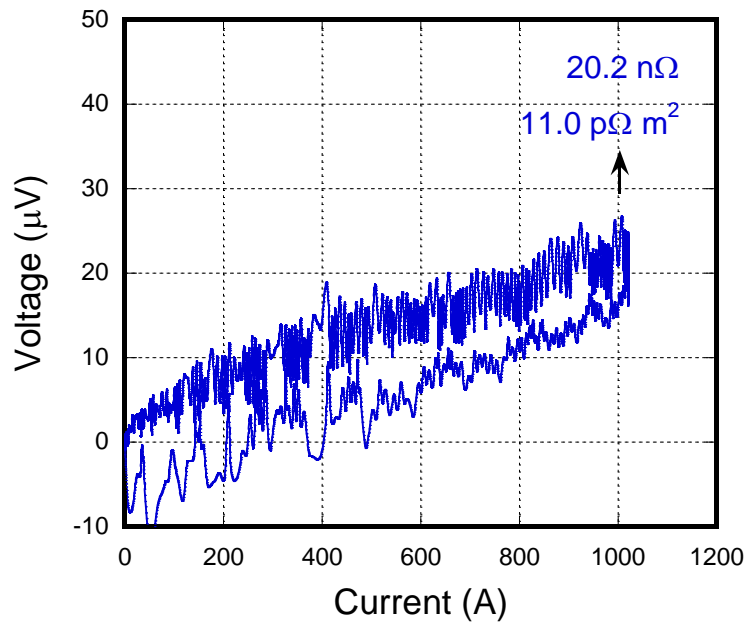


Fig. 3.1.4 V-I characteristics of the 10 kA-class HTS conductor having the bridge-type soldered lap joint.

A.5 機械接続による 10 kA 級高温超伝導導体の接続抵抗測定試験

前節では 10 kA 導体を製作して半田接続し、その接続抵抗を測定した。次に、同様に 10 kA 級導体を製作して今度はこれを機械的に接続し、その接続抵抗を測定した。

A.5.1 実験サンプル

機械ラップ接続サンプルは前節の半田サンプルと同様に、YBCO 線材 14 枚 (2 列 7 層) を銅ジャケット内に単純積層し、半田含侵を施した。導体の端は接続のために YBCO 線材を階段構造にした (Fig. 3.2.1 (a))。このサンプルの接続はブリッジ接続ではなく、単純ラップ接続した。接続部を小型の万力を用いて固定し (Fig. 3.2.1 (b))、一定の圧力を加えるため、接続部の厚みをノギスで計測して一定となるようにした。今回、実験を簡便に行うために、接続部の厚みによって接合応力を評価した。実験は厚みを 10.15 mm、10.1 mm、9.95 mm と変化させて行った。

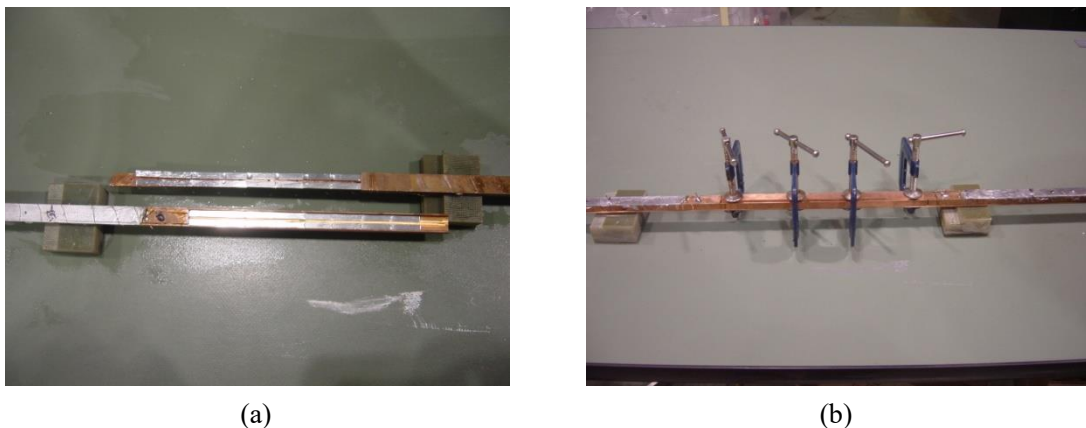


Fig. 3.2.1 Photos of (a) 10 kA-class HTS conductors before and (b) after making a joint.

A.5.2 実験方法

機械ラップ接続のサンプルを半田接続サンプルと同じように、ステンレス製の簡易式断熱容器に入れ、液体窒素中でサンプルに通電を行った。機械接続は、前述の通り、接続部に加えた接合応力だけで導体を接続するものである。この実験ではその接合応力を変えながら実験を行い、接続抵抗の変化を測定した。

A.5.3 実験結果と考察

Fig. 3.2.3 に接続抵抗率の測定結果を示す。接続部の厚みが小さいほど、すなわち接合応力が大きいほど、接続抵抗率が下がることがわかった。その最も小さい抵抗値は $0.5 \text{ n}\Omega\text{m}^2$ (接続抵抗 : $406 \text{ n}\Omega$) で、半田接続の値の約 50 倍と非常に大きい値であった。S. Ito らによると、線材を 2 層にすると 1 層の場合より接続抵抗率が 2~3 倍になることが報告

されている [3.2]。また、A. J. Dietz らによると [3.3] 線材単線での測定結果ではあるが、40-200 MPa の接合応力を加えたとき、接続抵抗率は $20.0\text{-}4.0\text{ p}\Omega\text{m}^2$ と本研究での測定結果より 1~2 桁小さい値であった。このことから今回の実験は線材を多数積層させたこと、かつ接合応力が小さかったことが原因で高接続抵抗率となってしまったと考えられる。より詳細なデータを得るためにはより強い接合応力をかけて、それを応力として定量的に評価できる実験体系が必要である。実際、東北大学における実験では、最大 100 MPa までの応力をかけて接続部を製作したところ、半田接続と比べて遜色ない接続抵抗を得ることができている。

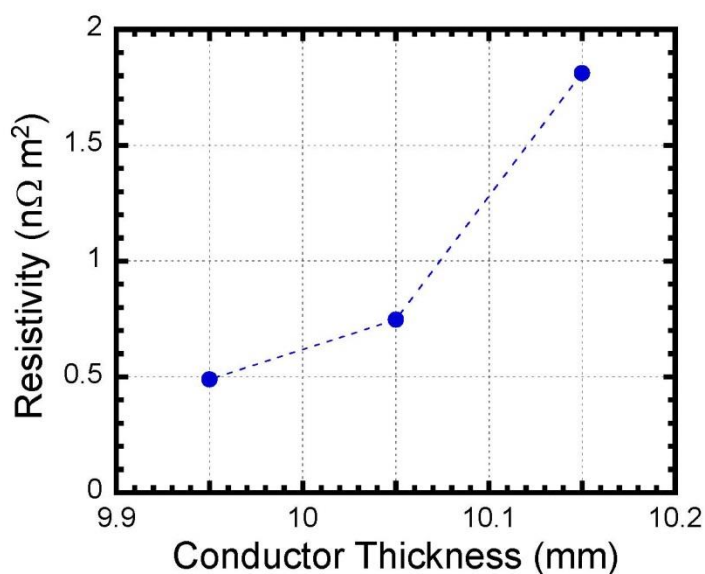


Fig. 3.2.3 Contact resistivity obtained by the 10-kA class sample in mechanical lap joint as a function of the conductor thickness.

A.6 100 kA 級導体の接触抵抗測定試験

A.6.1 接触抵抗測定試験概要

100 kA 級 HTS STARS 導体の線材間（接触）抵抗の測定を行った。接触抵抗の測定は導体サンプルの線材 3 列のうち 1 列を対象として行った。線材 18 枚にそれぞれ電流リードと計測線 1 本ずつ取り付けた（Fig. A.6.1）。

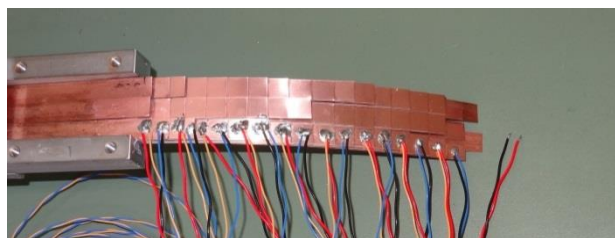
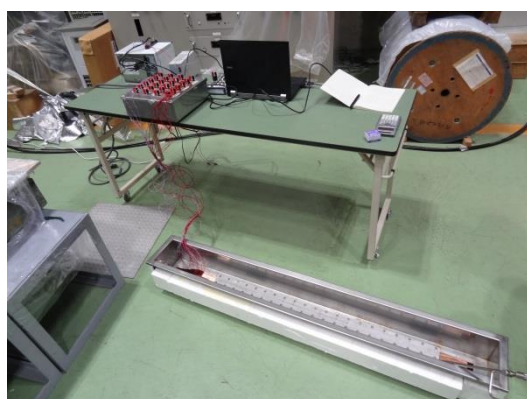


Fig. A.6.1 Current lead attached on each HTS tapes.

Fig. A.6.2 に実験装置の構成を示す。実験は室温と液体窒素中で行った。線材間に 1 A の電流を流し、その電位差を測定した。接触抵抗は、 $18 \times 17 \div 2 = 153$ 通りすべての組み合わせで測定された。



(a)



(b)

Fig. A.6.2 Constitution of (a) experimental and (b) measurement setups.

A.6.2 室温における接触抵抗測定試験結果

Fig. A.6.3 に各層における接触抵抗測定結果を示す。接触抵抗は 1 A 通電時に線材間生じた電位差である。接触抵抗は接触回数に対してあまり依存性が見られない。

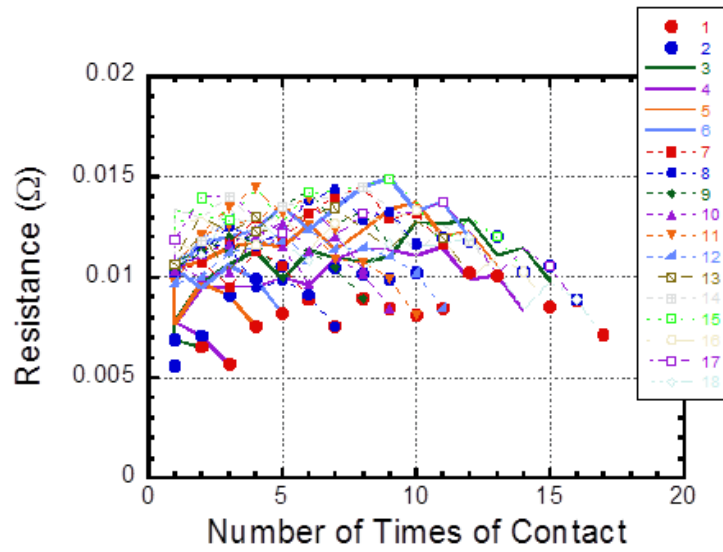


Fig. A.6.3 Contact resistance as a function of the number of times of contact in the room temperature.

Fig. A.6.4 に接触 1 回あたりの接続抵抗率（赤）とその平均値（青）を示す。エラーバーは標準偏差である。ここでの接触抵抗率とは接触抵抗に接触断面積（ $940 \times 10 \text{ mm}^2$ ）を掛け、接触回数で割ったものである。

接触抵抗率は接触回数に対して減少している。これはジャケットに電流が流れたことで、見かけの抵抗率が低くなったためであると考えられる

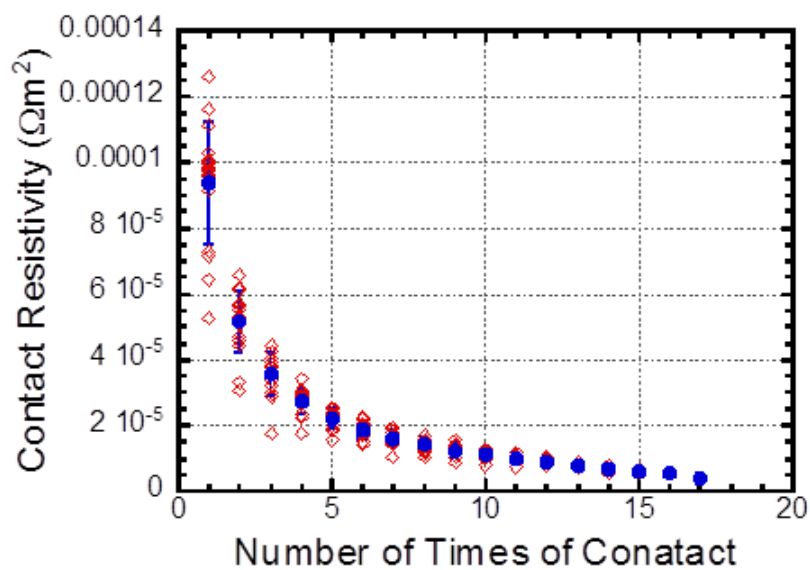


Fig. A.6.4 Contact resistivity as a function of the number of times of contact in the room

temperature.

A.6.3 液体窒素中における接触抵抗測定試験結果

Fig. A.6.5 に各層における接触抵抗測定結果を示す。接触抵抗は 1 A 通電時に線材間生じた電位差である。17 層についての接触抵抗が他の層に比べて高い。17 層以外の層では、室温の場合と異なり、接触抵抗の接触回数依存性が明確にみられる

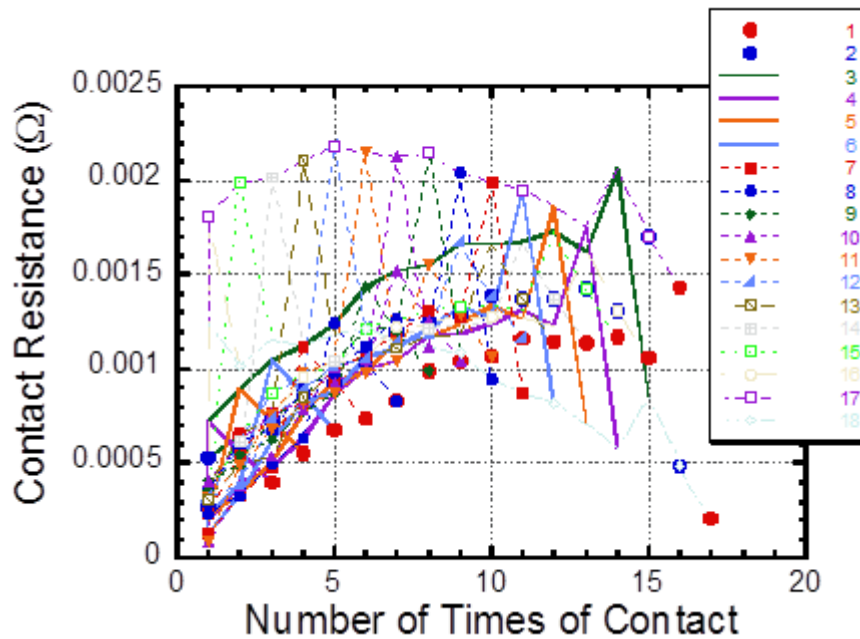


Fig. A.6.5 Contact resistance as a function of the number of times of contact in liquid nitrogen.

Fig. A.6.6 に接触 1 回あたりの接続抵抗率 (赤) とその平均値 (青) を示す。エラーバーは標準偏差である。ここでの接触抵抗率とは接触抵抗に接触断面積 ($940 \times 10 \text{ mm}^2$) を掛け、接触回数で割ったものである。

接触抵抗率の平均値は $>5 \times 10 \mu\Omega\text{m}^2$ である

接触抵抗率は接触回数に対して減少している。これはジャケットに電流が流れたことで、見かけの抵抗率が低くなったためであると考えられる

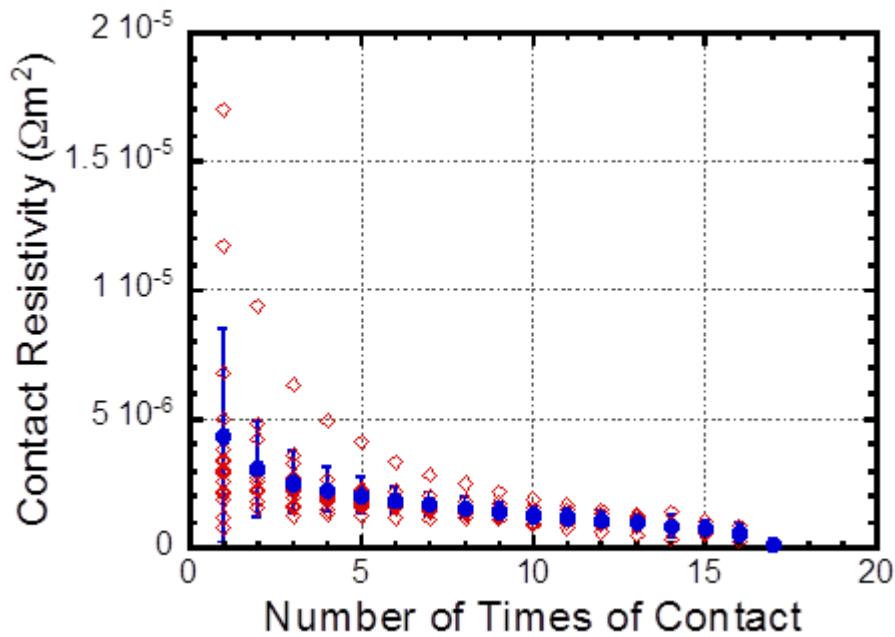


Fig. A.6.6 Contact resistivity as a function of the number of times of contact in liquid nitrogen.

A.6.4 まとめ

100 kA 級 STARS 導体の線間接触抵抗を室温と液体窒素温度中で測定した。実験の結果、液体窒素中での抵抗は室温の場合より約 1 桁小さい値を示した。液体窒素中での抵抗は、接触回数依存性がより明確にみられたが、室温の場合は見られなかった。これは、室温の場合の方が、線材を構成する材料の抵抗や接触抵抗が大きく、ジャケットに流れる電流が増え、見かけ上の抵抗が下がったためであると考えられる。液体窒素実験において、17 層に関する抵抗は他層のものより高い値を示した。原因は不明。接触 1 回あたりの接触抵抗率の接触回数依存性は室温、液体窒素中ともにみられている。液体窒素中での接触抵抗率の平均値は $>5 \times 10 \mu\Omega\text{m}^2$ であった。

謝辞

本研究を遂行するに当たり、核融合科学研究所の方々には様々なご協力を賜りました。深く感謝いたします。

室賀健夫 教授、高畑一也 教授、岩熊成卓 教授、伊藤悟 准教授には本博士論文の審査を引き受けていただき、貴重なご意見をいただきましたこと、厚くお礼申し上げます。

主任指導教員の柳 長門 教授には、実験の進め方や論文執筆の仕方など、研究全般にわたり広くご指導賜りました。副主任指導教員の三戸利行 教授には、実験やゼミを通して研究の基本を中心に指導していただきました。深く感謝いたします。

夏目恭平氏（現 量子科学技術研究機構）、濱口真司准教授、技術部 野口博基氏には、実験を行うにあたり、多大なご助力を賜りました。今川信作教授、相良明男 教授、山田修一（元）准教授、岩本晃史 准教授、高山定次 准教授、尾花哲浩 助教、高田卓 助教、岡村昇一 教授には本研究を行うにあたり、様々なご助言をいただきました。NIFS 技術部の方々、太陽日酸の上田氏、福原氏には超伝導マグネット実験棟における実験において多大なご助力を賜りました。加藤志保美さん、安藤美智子さん、吉田佳代さんには事務手続き等でご支援賜りました。インターンシップ生として NIFS に来ていた香川高専の富田最さんには実験サンプルの製作を手伝ってもらいました。心より感謝申し上げます。

東北大学の橋爪秀利 教授をはじめ、同研究室を卒業された元学生の皆様（川井健司さん、大日向達也さん、清野祐太郎さん、丹野裕介さん）には HTS 導体サンプルの製作、導体試験の実施において多大なご助力を賜りました。また、東京大学の小川雄一 教授、森川惇二 助教、内島健一朗さん、保坂友一朗さん、そして富士電機株式会社殿には、Mini-RT/RE の実験において大変お世話になりました。深く感謝申し上げます。

重松利信 教授（現 岡山理科大学）には佐世保工業高等専門学校在籍時に研究指導を賜るとともに、大学院に進学する機会を与えていただきました。深く感謝申し上げます。

最後に、大学院進学に際し、快く送り出してくださった両親に心より感謝いたします。

参考文献

第 1 章

- [1.1] ITER 計画 <http://www.iter.org/>
- [1.2] 核融合科学研究所 <http://www.nifs.ac.jp/>
- [1.3] N. Mitchell, D. Bessette, R. Gallix, C. Jong, J. Knaster, P. Libeyre, C. Sborchia, and F. Simon, “The ITER Magnet System,” *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 18, no. 2, pp. 435, June 2008
- [1.4] O. Motojima, K. Akaishi, K. Fujii, S. Fujiwaka, S. Imagawa, H. Ji, H. Kaneko, S. Kitagawa, Y. Kubota, K. Matsuoka, T. Mito, S. Morimoto, A. Nishimura, K. Nishimura, N. Noda, I. Ohtake, N. Ohyabu, S. Okamura, A. Sagara, M. Sakamoto, S. Satoh, T. Satow, K. Takahata, H. Tamura, S. Tanahashi, T. Tsuzuki, S. Yamada, H. Yamada, K. Yamazaki, N. Yanagi, H. Yonezu, J. Yamamoto, M. Fujiwara and A. Iiyoshi, “Physics and engineering design studies on the Large Helical Device,” *Fusion Eng. Des.*, vol. 20, pp.3–14, 1993
- [1.5] http://jolisfukyu.tokai-sc.jaea.go.jp/fukyu/review_jp/2015/9_3.html
- [1.6] W. H. Fietz, C. Barth, S. Drotziger, W. Goldacker, R. Heller, S. I. Schlachter, K. P. Weiss, “Prospects of High Temperature Superconductors for fusion magnets and power applications,” *Fusion Eng. Des.*, 2013
- [1.7] R. Heller, S. M. Darweschad, G. Dittrich, W. H. Fietz, S. Fink, W. Herz, F. Hurd, A. Kienzler, A. Lingor, I. Meyer, G. Nöther, M. Süsser, V. L. Tanna, A. Vostner, R. Wesche, F. Wüchner, and G. Zahn, “Experimental Results of a 70 kA High Temperature Superconductor Current Lead Demonstrator for the ITER Magnet System,” *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 15, no. 3, June 2005
- [1.8] S. Mukoyama, M. Yagi, H. Hirata, M. Suzuki, S. Nagaya, N. Kashima., and Y. Shiohara, “Development of YBCO High-Tc Superconducting Power Cables,” *Furukawa Review* 35, 2009
- [1.9] M. Takayasu, L. Chiesa, L. Bromberg, and J. V. Minervini, “HTS twisted stacked-tape cable conductor,” *Supercond. Sci. Technol.*, vol. 25, pp. 014011, 2012
- [1.10] W. Goldacker, R. Nast, G. Kotzyba, S. I. Schlachter, A. Frank, B. Ringsdorf, C. Schmidt, and P. Komarek, “High current DyBCO-ROEBEL Assembled Coated Conductor (RACC),” *Journal of Physics, Conference Series* vol. 43 pp. 901–904, 2006
- [1.11] D. C. van der Laan, P. D. Noyes, G. E. Miller, H. W. Weijers, and G. P. Willering, “Characterization of a high-temperature superconducting conductor on round core cables in magnetic fields up to 20 T,” *Supercond. Sci. Technol.*, vol. 26, pp. 045005, 2013
- [1.12] W. H. Fietz, R. Heller, S.I. Schlachter, and W. Goldacker, “Application of high temperature superconductors for fusion,” *Fusion Eng. and Des.*, vol. 86, pp. 1365–1368, 2011
- [1.13] A. Sagara, T. Goto, J. Miyazawa, N. Yanagi, T. Tanaka, H. Tamura, R. Sakamoto, M. Tanaka, K. Tsumori, O. Mitarai, S. Imagawa, T. Muroga, and The FFHR design group, “Design

- activities on helical DEMO reactor FFHR-d1,” *Fusion Eng. Des.*, vol. 87, pp. 594–602, May 2012
- [1.14] 相良明男, “小特集 ヘリカル型核融合炉設計の現状と展望 6 . 今後の課題,” *J. Plasma Fusion Res.*, Vol. 89, No. 6, pp. 399-400, 2013
- [1.15] S. Imagawa, K. Takahata, H. Tamura, N. Yanagi, T. Mito, T. Obana, and A. Sagara, “Concept of magnet systems for LHD-type reactor,” *Nuclear Fusion*, vol. 49, pp. 075017, 2009
- [1.16] K. Takahata, T. Mito, H. Tamura, S. Imagawa, and A. Sagara, “Conceptual design of an indirect-cooled superconducting magnet for the LHD-type fusion reactor FFHR,” *Fusion Eng. Des.*, vol. 82, pp. 1487–1492, April 2007
- [1.17] N. Yanagi, T. Mito, R. Champailler, G. Bansal, H. Tamura, and A. Sagara, “Design progress on the high-temperature superconducting coil option for the heliotron-type fusion energy reactor FFHR,” *Fusion Sci. Technol.*, vol. 60, pp. 648-652, Aug. 2011
- [1.18] G. Bansal, N. Yanagi, T. Hemmi, K. Takahata, T. Mito, and A. Sagara, “High-Temperature Superconducting Coil Option for the LHD-Type Fusion Energy Reactor FFHR,” *Plasma and Fusion Res.*, vol. 3, S1049, Feb. 2008
- [1.19] T. Horiuchi, Y. Monju, N. Suzuki, T. Kawai, M. Hamada, and K. Inoue, “CONTACT RESISTANCE OF DEMOUNTABLE MULTI-PIN JOINT FOR SUPERCONDUCTING HELICAL COIL,” *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. MAG-23, no. 2, March 1987
- [1.20] H. Hashizume, S. Ito, K. Yagi, S. Kitajima, “Proposal of mechanically jointed superconducting magnet using high critical temperature superconductors,” *Fusion Eng. and Des.*, vol. 63-64, pp. 449-454, 2002
- [1.21] N. Yanagi, T. Mito, H. Noguchi, Y. Terazaki, H. Tamura, M. Iwakuma, Y. Aoki, T. Izumi, and Y. Shiohara, “Feasibility of large-current capacity YBCO conductors with on-demand transposition,” *Physics Procedia*, vol. 27 pp. 444 – 447, 2012
- [1.22] S. Ito and H. Hashizume, “Transverse Stress Effects on Critical Current and Joint Resistance in Mechanical Lap Joint of a Stacked HTS Conductor,” *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 22, pp. 6400104, June 2012
- [1.23] K. Kawai, S. Ito, Y. Seino, N. Yanagi, H. Tamura, A. Sagara, and H. Hashizume, “Optimization of a Mechanical Bridge Joint Structure in a Stacked HTS Conductor,” *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 23, no. 3, June 2013
- [1.24] T. Ohinata, S. Ito, and H. Hashizume, “Fundamental evaluation of joint resistance in mechanical butt joint of a stacked GdBCO conductor,” *Plasma and Fusion Res.*, vol. 7, 2405045, 2012
- [1.25] S. Ito, H. Hashizume, L. Bromberg, M. Takayasu, and J. V. Minervini, “Proposal of electrical edge joint for a demountable high-temperature superconducting magnet,” *Fusion Engineering (SOFE)*, 2012

第 2 章

- [2.1] S. Fleshler, D. Buczek, B. Carter, P. Cedrone, K. DeMoranville, J. Gannon, J. Inch, X. Li, J. Lynch, A. Otto, E. Podtburg, D. Roy, M. Rupich, S. Sathyamurthy, J. Schreiber, C. Thieme, E. Thompson, D. Tucker, K. Nagashima, and M. Ogata, "Scale-up of 2G wire manufacturing at American Superconductor Corporation," *Physica C*, vol. 469, pp. 1316-1321, 2009

第 3 章

- [3.1] Grilli F, Sirois F, Zermeno R M V, Vojenciak M 2014 IEEE Trans. Appl. Supercond. 24 8000508
- [3.2] J. L. Duchateau, J. Y. Journeaux, and F. Millet, "Estimation of the recycled power associated with the cryogenic refrigeration power of a fusion reactor based on TORE SUPRA experiment and ITER design," *Nucl. Fusion*, vol. 46, pp. S94-S99, Feb. 2006
- [3.3] S. Ito and H. Hashizume, "Transverse Stress Effects on Critical Current and Joint Resistance in Mechanical Lap Joint of a Stacked HTS Conductor," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 22, pp. 6400104, June 2012
- [3.4] A. J. Dietz, W. E. Audette, L. Bromberg, J. V. Minervini, and B. K. Fitzpatrick, "Resistance of Demountable Mechanical Lap Joints for a High Temperature Superconducting Cable Connector," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 18, pp. 1171, 2008