

伝導冷却型RE系高温超電導マグネットの構成法に関する研究

岩井, 貞憲

<https://doi.org/10.15017/1931939>

出版情報 : 九州大学, 2017, 博士 (工学), 課程博士
バージョン :
権利関係 :

伝導冷却型 RE 系高温超電導マグネットの
構成法に関する研究

岩井 貞憲

2018 年 2 月

電気電子工学専攻

博士後期課程

目次

第1章	序論	1
1.1.	緒言	1
1.2.	高温超電導線材と伝導冷却システム	1
1.3.	RE系線材のコイル化に際する特性劣化問題	2
1.4.	本研究の目的	5
1.5.	本論文の構成	5
第2章	RE系線材の許容剥離応力評価と劣化防止手法の実証	9
2.1.	目的	9
2.2.	特性劣化原因の究明	9
2.2.1.	コイル製作プロセスで想定される特性劣化要因	9
2.2.2.	樹脂含浸プロセス前後での特性劣化（要因の絞り込み）	11
2.2.3.	特性劣化の機構推定	13
2.2.4.	短尺線材の剥離試験結果と熱応力解析値との乖離	15
2.3.	RE系線材の許容剥離応力評価	17
2.3.1.	モデル小コイルを利用した許容剥離応力の評価手法	17
2.3.2.	市販RE系線材の許容剥離応力	19
2.4.	RE系コイルの劣化防止手法と検証試験	24
2.4.1.	新たな劣化防止手法の提案	24
2.4.2.	分割の有無が異なるRE系コイルの試作検証試験	25
2.5.	まとめ	28
第3章	RE系コイルの通電特性計算予測	31
3.1.	目的	31
3.2.	RE系コイルの通電特性計算予測	32
3.2.1.	RE系コイルにおけるフラックスフロー抵抗計算手法	32
3.2.2.	短尺RE系線材の $I_c(B, \theta)$ 、 $n(B, \theta)$ 特性	33
3.2.3.	RE系コイルのフラックスフロー抵抗の計算・実験の比較	35
3.2.4.	様々な諸元で試作した含浸コイルでの検証	39
3.3.	人工ピン入りRE系線材での計算予測	41
3.4.	まとめ	43

第4章	伝導冷却システムにおける伝熱経路確保	45
4.1.	目的	45
4.2.	フラックスフロー損失による発熱の分布	45
4.2.1.	伝導冷却システムにおける熱の流れ	45
4.2.2.	コイル諸元	47
4.2.3.	パンケーキコイル内の発熱密度分布	48
4.3.	巻線部の等価熱伝導率	50
4.3.1.	巻線構成	50
4.3.2.	等価熱伝導率	50
4.4.	RE系コイルで生じる伝熱温度差	52
4.4.1.	計算方法	52
4.4.2.	従来(分割無し)の含浸コイルにおける伝熱温度差	52
4.4.3.	巻線部を分割した含浸コイルにおける伝熱温度差	54
4.4.4.	劣化防止対策と伝熱温度差低減を両立する伝熱構造の検討	61
4.4.5.	アルミ均熱板を付与した含浸コイルにおける伝熱温度差	62
4.5.	まとめ	65
第5章	伝導冷却型RE系コイルの高磁界発生実証	67
5.1.	目的	67
5.2.	極小口径10T高磁界コイル	67
5.2.1.	コイル設計・劣化防止対策	67
5.2.2.	シングルパンケーキコイル試作結果	69
5.2.3.	積層・接続構成	71
5.2.4.	積層・接続後のLN ₂ 冷却・通電試験結果	71
5.2.5.	伝導冷却通電試験	74
5.2.6.	10T級の高磁界発生のためのアップグレード	76
5.3.	1.5T大型RE系マグネット	79
5.3.1.	コイル設計・劣化防止対策	79
5.3.2.	シングルパンケーキコイル試作結果	81
5.3.3.	積層・組立て	81
5.3.4.	伝導冷却通電試験	84
5.4.	まとめ	86
第6章	結論	88
	参考文献一覧	92
	謝辞	98

第1章 序論

1.1. 緒言

磁場は物性物理学、物質科学、材料工学、分子化学などにおいて重要なパラメータである。電子の軌道運動や核スピンの磁場応答(NMR: Nuclear Magnetic Resonance)から電子構造に関する知見が得られるとともに、高磁界によるそれらの制御により新たな物質相が発現することから、近年、材料研究分野において高磁界を発生可能な超電導マグネットの必要性が高まっている。また、医療分野においても核磁気共鳴画像 (MRI: Magnetic Resonance Imaging) 診断装置向けの超電導マグネットでは高磁界化によって画像の解像度向上だけでなく水素以外の他核種での新たな機能診断が可能となる[1,2]ほか、超電導電力貯蔵装置 (SMES: Superconducting Magnetic Energy Storage) や単結晶引き上げ装置といった産業応用分野の超電導マグネットにおいても、大容量化、小型軽量化の観点から、さらなる高磁界化が求められている。

このような超電導マグネットとしては、ニオブチタン合金 (NbTi) といった金属系の低温超電導 (LTS: Low Temperature Superconductor) 線材を用いたマグネットが広く普及している。しかしながら、NbTi 線材は臨界温度 T_c が約 9 K と低いことから[3]、その多くが、希少資源である液体ヘリウムに超電導コイルを漬け、冷媒温度の 4.2 K に冷却する浸漬冷却システムを採用してきた。また、超電導線材には臨界温度だけではなく、超電導状態を維持できる臨界電流密度 J_c 、臨界磁場 B_c が存在するため、電気抵抗がほぼゼロといえども無限に電流が流せるわけではなく、いずれかの臨界値を超えると常電導状態へと転移する。NbTi 線材を使った超電導コイルの場合、実用上単独で定常的に発生可能な磁場は、およそ 10 T が限界であり、これ以上の磁場を発生させるためには外部磁場として大掛かりな水冷銅マグネットなどを付帯させる必要がある[4]。

1.2. 高温超電導線材と伝導冷却システム

1986 年に発見された銅酸化物系の高温超電導体 (HTS: High Temperature Superconductor) [5]は、液体窒素温度 77 K を超える高い臨界温度 T_c を示し、かつ高磁界環境下で LTS 線材よりも高い臨界電流密度特性を有することから[6]、高電流密度設計による超電導マグネットの高磁界化と小型軽量化の両立が期待されてきた。1990 年代後半からは、第一世代と呼ばれるビスマス (Bi) 系線材の市販が開始され、現在主流である $\text{Bi}_2\text{Sr}_2\text{Ca}_2\text{Cu}_3\text{O}_{10}$ (Bi2223) 線材については既に単長数 km の製造が可能となり、様々な超電導マグネットへの適用性が研究されてきた。しかし、Bi 系線材は母材に銀を使っているため、線材コストの低減が課題となっている。その後 2000 年代に入って、第二世代と呼ば

れるイットリウム (Y) 系の HTS 線材が市販されるようになった。現在では Y だけでなく、Gd などの他の希土類 (Rare Earth) 元素が加わり、 $\text{RE}_1\text{Ba}_2\text{Cu}_3\text{O}_{7-\delta}$ (以下 RE 系) 線材として知られている。RE 系線材の代表的な構造を図 1.2-1 に示す。テープ状の金属基板の上に酸化セリウムなどの中間層を結晶配向させ、その上に約 $1\sim 2\ \mu\text{m}$ の超電導層が薄膜プロセスにより形成されている。また、超電導層が大気や水分に触れて組成変化するのを防止する目的で薄い銀の保護層と、さらに電氣的な安定化を目的とした銅の安定化層が積層された薄膜積層構造となっており、将来的に線材コストが安価になるポテンシャルを持っている。

このような RE 系高温超電導線材は、高磁界中で Bi 系線材よりもさらに高い機械強度 [7,8] と高い臨界電流密度特性 [6,9,10,11] を有することから、高電流密度設計による超電導マグネットの更なる高磁界化と小型軽量化が期待できる。また、図 1.2-2 に示す液体ヘリウムによる浸漬冷却を行う LTS マグネットに比べ、高温まで幅広い温度領域 ($10\ \text{K}\sim 90\ \text{K}$) で運転できるため、図 1.2-3 に示すような液体ヘリウムを必要としない伝導冷却方式を採用すれば、冷却構造の大幅な簡素化が期待できる。さらに比熱がより大きな温度領域での運転が可能となることから、レジンの微小クラックのような熱擾乱に対する熱的安定性は、液体ヘリウム浸漬冷却システムに比べ格段に高くなる。

1.3. RE 系線材のコイル化に際する特性劣化問題

伝導冷却システムでは、液体ヘリウム浸漬冷却のように冷媒の潜熱は使えないため、冷凍機への熱伝導のみで冷却することになる。そのため、図 1.2-3 に示すように超電導コイルの内部の RE 系線材まで適切な伝熱経路を形成する必要がある。このような伝熱経路の形成手段としては、たとえばエポキシなどの樹脂で含浸する樹脂含浸コイルの適用が考えられる。しかしながら、近年、RE 系線材をコイル化すると、短尺線材の超電導特性から予測される通電特性に比べ、実際に試作した含浸コイルの通電特性が著しく低下する特性劣化が問題となっている [12,13,14]。一例として、RE 系シングルパンケーキコイルの試作と評価結果を示す。図 1.3-1 は試作した RE 系コイル、表 1.3-1 はコイル諸元である。図 1.3-2 に実際の通電特性の例を示す。短尺線材から予測される通電特性 (電流-電圧特性) によれば、コイル電圧が発生し始める電流値が約 $40\ \text{A}$ であるのに対し、試作した含浸コイルでは $20\ \text{A}$ を超えた付近から電圧発生が始まっていることがわかる。すなわち、コイルの設計段階では電圧発生しないはずと想定していた通電電流値においてもコイル内で発熱が生じる。また、このような劣化現象はヒートサイクルによっても進展することから、十分にマージンをとった設計電流値であっても予期せずに温度上昇してしまい、定格磁場まで通電することができないばかりか、最悪の場合、コイルが熱暴走し焼損してしまうリスクがあった。

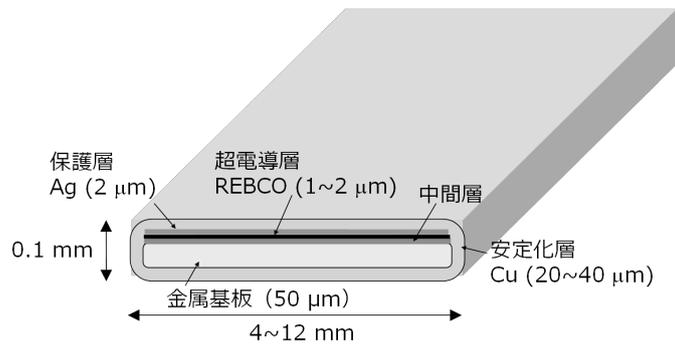


図 1.2-1 RE 系高温超電導線材の代表的な構造

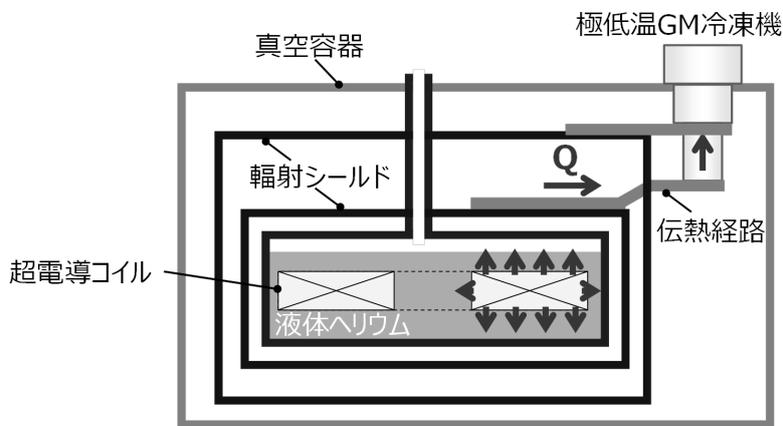


図 1.2-2 液体ヘリウム浸漬冷却システムの例

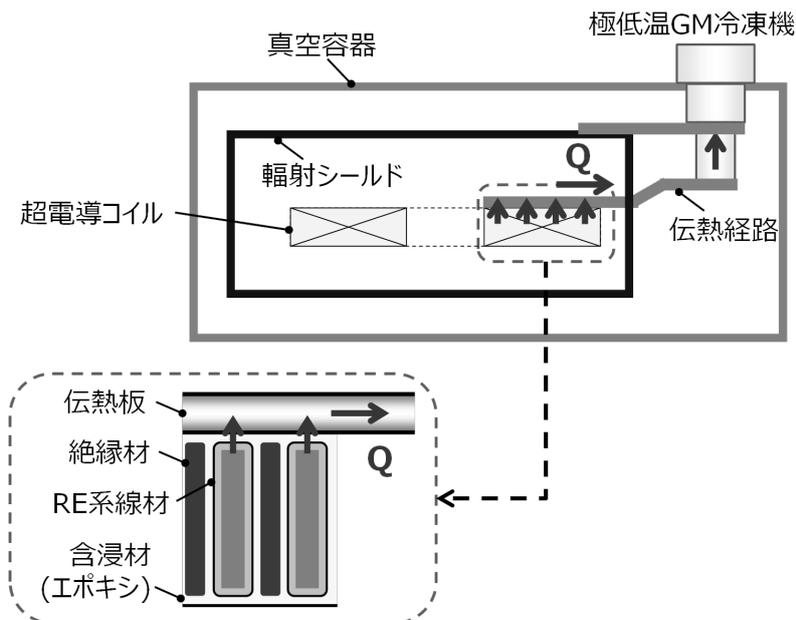


図 1.2-3 伝導冷却システムの例

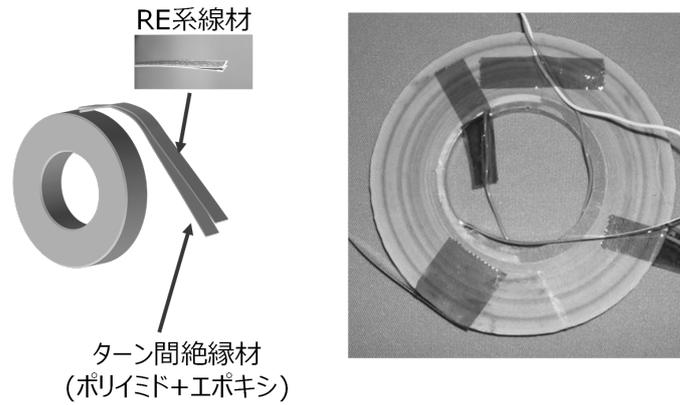


図 1.3-1 RE 系線材で試作した含浸 RE 系コイル（シングルパンケーキコイル）の試作例

表 1.3-1 試作した含浸 RE 系コイルの諸元

線材幅	4 mm
線材厚	0.1 mm
内径	50 mm
外径	90 mm
ターン数	111
線材長	24 m

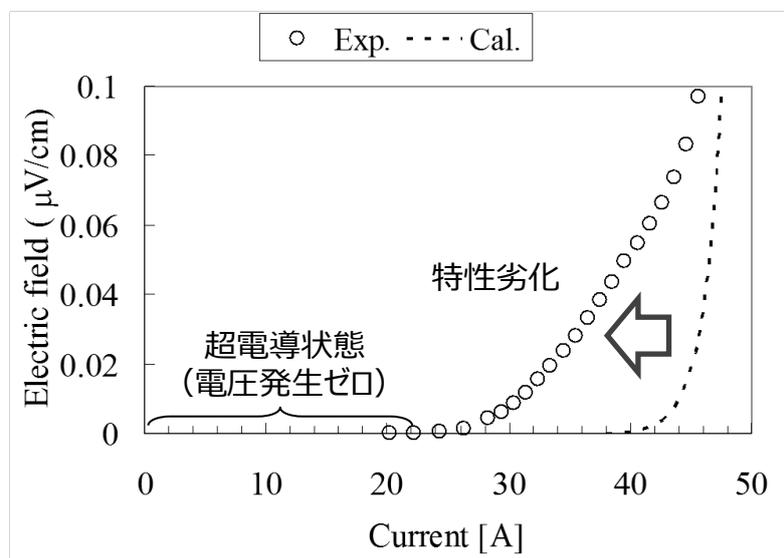


図 1.3-2 試作した含浸 RE 系コイルの特性劣化した通電特性（電流-電圧特性）の例

1.4. 本研究の目的

RE 系線材のコイル化に際する特性劣化の問題を解決しなければ、そのマグネットとしての設計・生産、すなわち工業化ができない。そこで本研究では、特性劣化の機構解明とその防止策の明確化を最重要課題とした。

また、劣化防止策を講じたコイルであっても、ひとたび線材が部分的に常電導転移してしまうと、高電流密度であるが故に発熱密度が高く、また伝導冷却システムの採用で熱擾乱に対する熱的安定性は高くなっているが、反面、LTS マグネットのように常電導領域のコイル全体への伝搬は期待できないため、検出可能なレベルの電圧が発生する前に局所的に熱暴走し、コイルが焼損してしまう危険性がある。電流密度を犠牲にすれば温度マージンは確保できるものの、小型軽量化のメリットは損なわれ、必要な磁場を得るためにはコイルの巻き数で稼ぐしかないためマグネットは巨大化してしまう。そこで本研究では、RE 系コイルの特性劣化を防止しつつ、かつ高電流密度設計は維持しながら高磁界中でも熱暴走させることなく、安定に通電可能な伝導冷却型 RE 系高温超電導マグネットの構成法確立を目指した。そのためには、

- (1) コイル化する際に RE 系線材の超電導特性を劣化させないこと（コイル劣化防止）
- (2) コイル内での微小な発熱特性が定量的に予測できること（発熱特性予測）
- (3) 劣化防止対策を講じたコイルでもコイル内部まで冷却できること（伝熱経路確保）

の 3 つが主要課題であり、本論文ではこれらを解決するための具体的な方法を提示し、これを検証、さらに実証することを目的とした。

1.5. 本論文の構成

本論文では、まず第 1 章（本章）において本論文の背景と目的について述べたのち、第 2 章、第 3 章、第 4 章で、3 つの主要課題に対する研究内容、および成果について述べる。また第 5 章で、これらの研究成果を元の実証試験を行った結果について述べる。最後に第 6 章で、本研究で得られた知見をまとめた。以下に要旨を述べる。

第 2 章「RE 系線材の許容剥離応力評価と劣化防止手法の実証」では、コイル化に際する特性劣化の機構を調査、解明し、その解決策を提示する。RE 系線材はテープ状の金属基板上に薄膜プロセスにより超電導層が形成された構造をしており、線材長手方向の引張り応力に対しては金属基板により約 600 MPa の非常に高い強度を持つが、線材テープ面垂直方向の引張り応力、すなわち剥離応力に対しては約 1~3 MPa と非常に脆弱である。そのため、伝導冷却するための伝熱経路としてコイルは樹脂で含浸されることが好ましいが、RE 系線材と含浸樹脂との熱収縮差に起因する冷却時のコイル径方向の熱応力 σ_r により、コイル化すると RE 系線材の超電導特性が劣化してしまう。そのため、十分にマージンをとった設計電流値であっても、劣化箇所にも局所的な発熱が生じて予期せず熱暴走してしまう課題

があった。そこで本章では、このような樹脂含浸コイルにおける特性劣化の許容限界値を定量的に評価する手法、また巻線部を径方向に機械的に分割することで、発生する σ_r を許容剥離応力以下に低減し特性劣化を防止する新しいコイル化手法を提示し、その有効性を検証した結果について述べる。

第3章「RE系コイルの通電特性計算予測」では、コイル内の微小な発熱特性を予測するための予測計算手法について述べる。劣化防止策を講じたコイルであっても、コイルを熱暴走させずに電氣的、熱的に安定した運転を実現するためには、コイル内の微小な発熱特性を事前に正確に把握しておく必要がある。直流マグネットの場合、発熱要因としては電極や接続部などの常電導部位で発生するジュール損失のほか、通電負荷率の上昇に伴って電圧が指数的に増加する通電特性による損失（フラックスフロー損失）が主要な発熱源となる。通電時の電流-電圧特性は線材の臨界電流特性とコイル内の磁場分布によって決まるが、RE系線材はテープ形状のアスペクト比の大きな形状をしているため、線材幅方向の経験磁場の違いで線材幅方向に電流分布が生じて、電流-電圧特性を精度良く予測することが難しいという課題があった。そこで本章では、通電特性の定量的な予測計算手法の構築を目的として、試作コイルの通電特性を評価するとともに、近年、開発が盛んに進められている人工ピン入り線材を使用したコイルに適用し、通電によるコイル内発熱の定量的予測計算手法の提示と妥当性を評価した結果について述べる。

第4章「伝導冷却システムにおける伝熱経路確保」では、コイル内の伝熱経路の設定手法について述べる。超電導コイルは、フラックスフロー損失、接続部のジュール損失などの発熱が適切な伝熱経路によって冷凍機まで伝熱輸送され効率的に排熱されなければ、コイルは熱暴走してしまう。しかしながら劣化防止のためにコイルの巻線部を径方向に機械的に分割すると、径方向の伝熱性能が低下して伝熱温度差が生じ、そのため局所的にRE系線材の運転限界温度を超えた箇所でも熱暴走してしまう恐れがあった。そこで本章では、発熱特性を予測した上で、径方向の分割数をパラメータとしたコイルで生じる伝熱温度差の計算手法を提示するとともに、劣化防止策として巻線部を径方向に分割したコイルであっても、コイル内部まで冷却可能な伝熱構造について設計・検討した結果について述べる。

第5章「伝導冷却型RE系コイルの高磁界発生実証」では、前章までの研究結果を基に、コイル劣化防止手法、および通電特性の予測計算手法の有効性を検証するとともに、本論文で提示した構成法により、実際に伝導冷却下で熱暴走させることなく安定に通電することができることを実証するため、内径 $\phi 50$ mm の小口径ではあるが 10 T 級の高磁界が発生可能な極小口径 10 T 高磁界コイルを設計・試作し、通電評価試験を実施した。また、より伝熱による温度差が生じやすい大型コイルでの実証として、室温ボア $\phi 400$ mm で中心磁場 1.5 T を発生可能な大型 RE 系マグネットを開発し、大型の RE 系コイルであっても、本論文で提示した構成法により、伝導冷却下で熱暴走させることなく安定に通電できるか検証した。

第6章では、研究成果を総括する。

参考文献

- [1] H. Wada, M. Sekino, H. Ohsaki, T. Hisatsune, H. Ikehira, and T. Kiyoshi, "Prospect of high-field MRI," *IEEE Trans. Appl. Supercond.* vol. 20, no. 3, pp.115-122, Jun. 2010.
- [2] P. Vedrine, G. Gilgrass, G. Aubert, J. Belorgey, C. Berriaud, A. Bourquard, P. Bredy, A. Donati, O. Dubois, F. P. Juster, H. Lannou, F. Molinié, M. Nusbaum, F. Nunio, A. Payn, L. Quettier, T. Schild, L. Scola, A. Sinanna, and V. Stepanov, "Iseult/INUMAC whole body 11.7 T MRI magnet," *IEEE Trans. Appl. Supercond.* vol. 25, no. 3, 4301404, Jun. 2015.
- [3] 電気学会編：電気学会大学講座 超電導工学（2001年版），p68，オーム社（1974）
- [4] 世界の強磁場実験設備の動向と研究の進展調査専門委員会編：世界の強磁場実験設備の動向と研究の進展，電気学会技術報告，第1410号，(2017)
- [5] J. G. Bednorz, and K. A. Mueller "Possible High T_c Superconductivity in the Ba-La-Cu-O System," *Zeitschrift für Physik B*, vol. 64, no. 2, pp. 189-193, Apr. 1986.
- [6] Engineering Critical Current Density vs. Applied Field -August 14th 2017, [Online]. Available: <http://magnet.fsu.edu/~lee/plot/plot.htm>
- [7] C. Scheuerlein, R. Bjoerstad, A. Grether, M. O. Rikel, J. Hudspeth, M. Sugano, A. Ballarino, and L. Bottura, "Comparison of Electromechanical Properties and Lattice Distortions of Different Cuprate High-Temperature Superconductors," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 26, no. 3, 8402007, Apr. 2016.
- [8] C Barth, G Mondonico and C Senatore, "Electro-mechanical properties of REBCO coated conductors from various industrial manufacturers at 77K, self-field and 4.2K, 19T," *Supercond. Sci. Technol.*, vol. 28, no. 3, 045011 (10pp), Feb. 2015.
- [9] Y. Miyoshi, G. Nishijima, H. Kitaguchi, X. Chaud, "High field I_c characterizations of commercial HTS conductors," *Physica C*, vol. 516, pp.31-35, Jun. 2015.
- [10] Y. Zhang, T. F. Lehner, T. Fukushima, H. Sakamoto, and D. W. Hazelton, "Progress in Production and Performance of Second Generation (2G) HTS Wire for Practical Applications," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 24, no. 5, 7500405, Oct. 2014.
- [11] S. Fujita, H. Satoh, M. Daibo, Y. Iijima, M. Itoh, H. Oguro, S. Awaji, and K. Watanabe, "Characteristics of REBCO Coated Conductors for 25 T Cryogen-Free Superconducting Magnet," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 25, no. 3, 8400304, Jun. 2015.
- [12] T. Takematsu, R. Hua, T. Takao, Y. Yanagisawa, H. Nakagome, D. Uglietti, T.

- Kiyoshi, M. Takahashi, H. Maeda, "Degradation of the performance of a YBCO-coated conductor double pancake coil due to epoxy impregnation," *Physica C*, vol. 470, p.674-677, Jun. 2010.
- [13] H. Miyazaki, S. Iwai, T. Tosaka, K. Tasaki, S. Hanai, M. Urata, S. Ioka, and Y. Ishii, "Thermal Stability of Conduction-Cooled YBCO Pancake Coil," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 21, no. 3, pp.2453-2457, Jun. 2011.
- [14] 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.*, vol. 21, no. 3, pp.1649-1652, Jun. 2011.

第2章 RE 系線材の許容剥離応力評価と劣化防止手法の実証

2.1. 目的

RE 系線材のコイル化に際する特性劣化の問題を解決しなければ、磁界発生という性能のみならず、安全性、安定性等の観点においても目指す超電導マグネットとしての工業的設計・製造ができない。そこで本章では、コイル化に際する特性劣化の機構解明を第一目的として、コイル製作プロセスにおける RE 系線材の超電導特性を劣化させる要因について考察し、まず、特性劣化の主要因となりうるコイル径方向の熱応力 σ_r と、これに対応する RE 系線材の許容剥離応力の評価手法について検討した。次に、発生する σ_r を許容剥離応力以下に低減する劣化防止手法を新たに考案し、最後に本手法がコイルの特性劣化の防止に有効であることを検証した。

2.2. 特性劣化原因の究明

2.2.1. コイル製作プロセスで想定される特性劣化要因

RE 系線材を導体とした樹脂含浸コイルの代表的な製作プロセスと、各プロセスで想定される特性劣化の要因を図 2.2.1-1 に示している。コイル製作プロセスは、巻線、樹脂含浸、樹脂硬化後の通電試験の 3 つプロセスからなる。最後の通電試験で計測される電流-電圧特性 (V - I 特性) については、高温超電導線材の V - I 特性を記述するのに、単純ではあるが簡便な次式の n 値モデルを用いてフィッティングした。

$$E(V/cm) = E_0 \left(\frac{I}{I_c} \right)^n \quad (2.2.1.1)$$

ここで、 E_0 は通電電流値 I が臨界電流値 I_c (通電負荷率 100%) に達した際の電界基準であり、便宜上よく用いられている 10^{-6} V/cm 定義を採用した。 n 値は通電電流値を増加させていった際の電界 (単位長さあたりのコイル電圧) の立ち上がりの急峻さを示すもので、RE 系線材の場合、通常 20~40 程度の値を示すが、特性劣化すると線材の一部に n 値が 1 に相当する常電導領域が混在することで 20 を下回る低い n 値を示すようになる。本研究では、コイル化前後の I_c 、および n 値を算出し、コイル化による劣化の有無を判定することとした。より精確な評価には、短尺線材の通電特性 (I_c および n の B , T , θ 依存性) から予測される

コイルの通電特性とコイルの通電特性実測値の定量的比較が必要となり、計算手法とその妥当性については、第3章にて述べる。

特性劣化要因としては、図 2.2.1-1 に示したものの以外にも作業者のハンドリングミスによる局所曲げ、ねじり等も考えられるが、これらの要因による特性劣化を避けるためには、表 2.2.1-1 に示す線材の諸特性を基礎データとして事前に把握しておく必要があり、図 2.2.1-1 に記載した特性劣化の要因との関係を併記している。許容曲げ R や歪（フラットワイズ）、および線材長手方向の引張り強度については、線材メーカーから製品仕様値として保証されており、設計やプロセス管理に使用できるデータになっている。第1章で紹介した図 1.3-1 の試作コイルについても、これらについては許容値内で設計、製作しておりコイル劣化要因にはなり得ないと判断される。そこで各製作プロセスで残る他の要因について調査を進めた。



図 2.2.1-1 RE系線材を導体とした樹脂含浸コイルの代表的な製作プロセスと各プロセスで想定される特性劣化の要因

表 2.2.1-1 コイル化にあたって把握しておくべき諸特性と関係する特性劣化要因

分類	項目	特性劣化要因との関係
機械特性	許容曲げ R, 歪（フラットワイズ）	1-1
	許容曲げ R, 歪（エッジワイズ）	1-2
	引っ張り強度（テープ長手方向）	1-3, 3-1, 3-2, 3-3
	許容剥離応力（テープ面垂直方向）	3-1, 3-2, 3-3
	許容軸方向応力（テープ面平行方向）	3-2, 3-3
化学特性	許容加熱温度, 加熱時間	1-4, 1-5, 2-1,
	ハンダに対する暴露限界	1-4, 1-5,
	水分・湿度に対する暴露限界	3-4

2.2.2. 樹脂含浸プロセス前後での特性劣化（要因の絞り込み）

最終的に最も特性劣化要因の絞り込みに寄与した検証が、線材長 50 m のシングルパンケーキコイルの樹脂含浸プロセス前後でのコイルの通電試験結果の比較である。検証に用いたコイルの諸元を表 2.2.2-1 に示す。コイル化前に、線材の全長検査として、液体窒素中で冷却したのち通電試験(LN₂ 冷却・通電試験)を行い、コイル製作プロセス前の RE 系線材の通電特性に異常がないことを確認した。また、コイル化の際、巻線部のどの領域で主に劣化現象が見られるのか調査するため、特定のターン（1, 3, 20, 30, 40, 50, 60, 110, 120, 131 ターン）に電圧タップを取り付けた。本 RE 系コイルを用いて、図 2.2.2-1 に示す検証フローで特性劣化要因の絞り込みを行った。まず、含浸樹脂に関係しない劣化要因、すなわち巻線プロセスに関わる要因 1-1~1-5 を検証するため、樹脂含浸しない非含浸状態での巻線を行い、非含浸コイルの LN₂ 冷却・通電試験を行った。次に、これを再度巻き戻して再度非含浸コイル LN₂ 冷却・通電試験を実施し、通電特性の再現性を確認することで巻き戻し作業による特性劣化が無いか確認した。さらに、再度巻き戻してこれを用いて含浸コイルを試作し、3 回目の LN₂ 冷却・通電試験を実施し、含浸樹脂に起因する劣化要因の検証を行った。3 回の LN₂ 冷却・通電試験で得られた巻線部の n 値を図 2.2.2-2 に示す。なお、含浸後（3 回目）は 21-100 ターンの特性劣化により 0-20 ターンと 101-128 ターンでは、測定範囲において電圧発生が見られなかったため n 値が算出されていない。非含浸コイルの 1 回目と 2 回目の結果は、ほぼ一致しているのに対し、3 回目の含浸後は明らかに n 値が低下していることから、

① 巻線プロセスに関わる要因 1-1~1-5 は、現状の製作プロセスでは劣化原因でない

② 樹脂含浸に関わる要因 2-1, 2-2, 3-1, 3-3, 3-4 のいずれかが劣化原因である

ことが明らかになった。なお、3-2 の電磁力については、フープ応力に対してはバックアップ磁場中で約 600 MPa を印可する検証試験を別途実施しており、試験前後で通電特性に変化がないことを確認している[1]。

表 2.2.2-1 樹脂含浸プロセス検証で試作したコイル諸元

線材幅	4 mm
線材厚	0.1 mm
線材 I_c (77K, s.f.)	89 A
内径	100 mm
外径	142 mm
ターン数	131
線材長	50 m

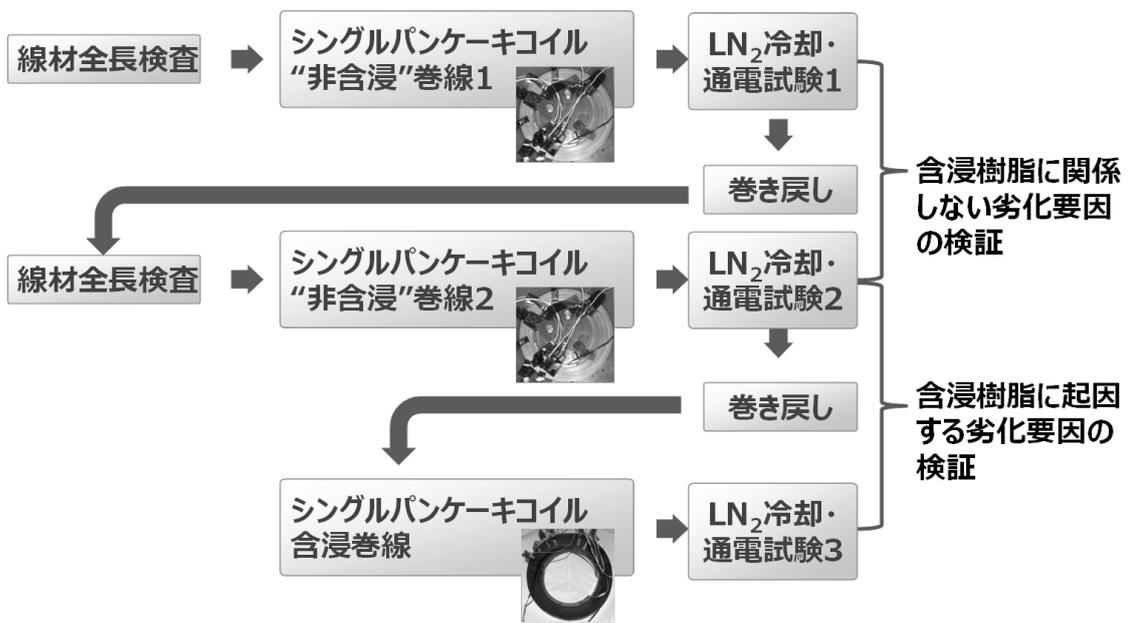


図 2.2.2-1 樹脂含浸プロセス検証試験フロー

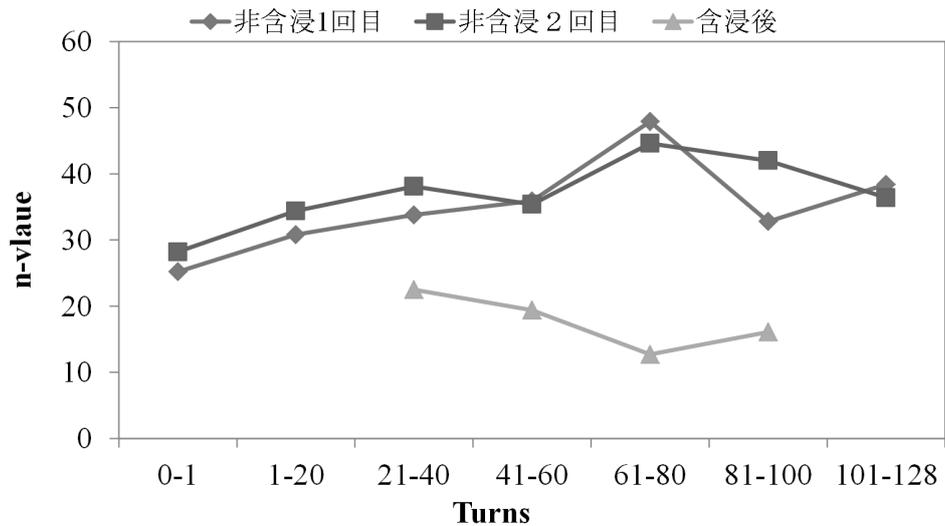


図 2.2.2-2 3回のLN₂冷却・通電試験で得られた巻線部のn値

※含浸後は21-100ターンの特性劣化により0-20ターンと101-128ターンでは、測定範囲において電圧発生が見られなかったためn値が算出されていない

2.2.3. 特性劣化の機構推定

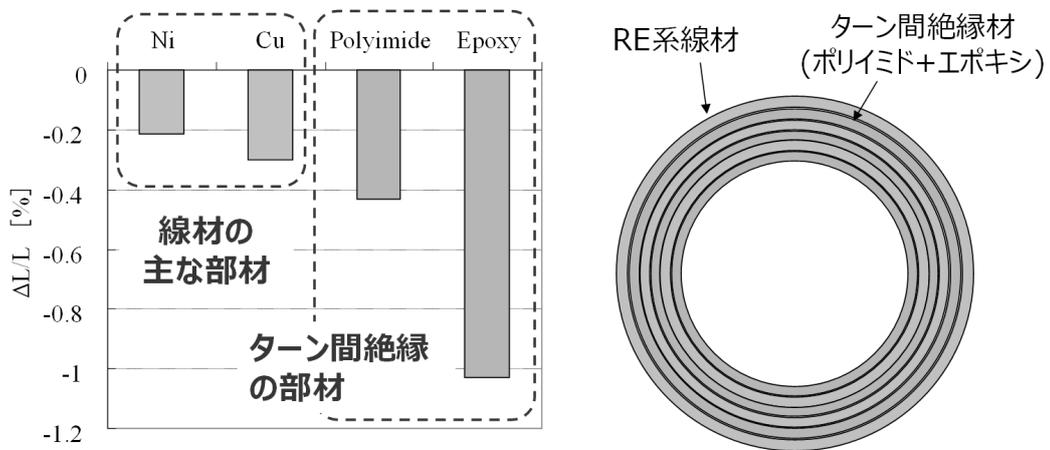
前項で記述したように、特性劣化は樹脂含浸プロセス前後で発生することが判明した。そこで、含浸樹脂に関わる要因 2-1, 2-2, 3-1, 3-3, 3-4 から、特性劣化の機構の推定を行った。原因として考えられるのが、室温から通電温度（10～90 K 以下）まで冷却する際に生じるコイル径方向の熱応力 σ_r である。図 2.2.3-1 に示すように、巻線部の主要構成部材の熱収縮率[2]を見ると、Ni や Cu などの RE 系線材を主に構成している部材の室温から例えば液体窒素温度 77 K までの熱収縮率が-0.2 %～-0.3 %であるのに対して、ターン間の絶縁層を構成するポリイミド、エポキシ樹脂といった部材の熱収縮率は-0.4 %～-1 %と大きいことが分かる。

1つの部材で構成されるリングの場合には、冷却時に熱収縮しても単純に相似形を保ったまま、縮小することができるが、含浸 RE 系コイルのように、RE 系線材とターン間絶縁材との熱収縮率に差があると、図 2.2.3-2 に示すように以下のようにしてコイル径方向の熱応力 σ_r が発生する。

- ① 冷却時、収縮量の少ない RE 系線材に比べ、ターン間絶縁材は相対的に大きく収縮するため、巻線部は巻厚方向（ r 方向）に縮む
- ② 巻線部の巻厚方向（ r 方向）への熱収縮によって、力 F_θ がコイルの内周側と外周側で逆方向に発生
- ③ RE 系線材に働くコイル径方向の熱応力 σ_r が発生

この時、コイル内部の RE 系線材に働くコイル径方向の熱応力 σ_r は、テープ面垂直方向に引っ張られる方向、つまり RE 系線材内の薄膜同士を剥離させる方向の応力（剥離応力）として作用することになる。

RE 系線材は、図 1.2-1 に示したように断面の大半を金属基板が占めており、テープ長手方向の引張り応力には非常に高い機械強度を有しているが、テープ面垂直方向に複数の薄膜を積層した構造をしているため、薄膜同士を剥離させる力には脆弱であると予想される。例えば Ni 基合金の金属基板の線材で 600 MPa 以上の引張り応力下でも超電導特性を維持することが報告されている [1,3,4]。しかし、剥離させる力に対しては極めて弱い力でも線材が破壊、もしくは超電導特性が劣化することが報告されている[5,6]。すなわち、含浸コイルを冷却すると、コイル径方向に熱応力が発生し、それが RE 系線材に対する剥離方向の応力（剥離応力）となって線材を破壊し、コイルの特性が劣化するという機構を推定した[7]。



293K→77Kの熱収縮率

図 2.2.3-1 巻線部の主要構成部材の熱収縮率[2]

(室温から液体窒素温度 77 K)

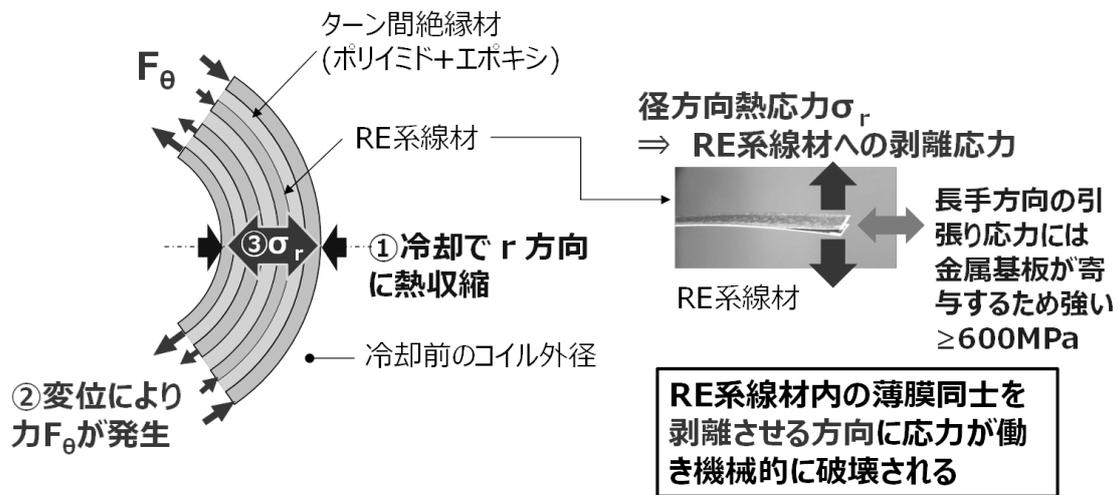


図 2.2.3-2 推定したコイル径方向の熱応力 σ_r による特性劣化の機構

※内外径比の大きい肉厚コイルほど力 F_θ が強くなるため、径方向熱応力 σ_r は増大

2.2.4. 短尺線材の剥離試験結果と熱応力解析値との乖離

含浸 RE 系コイルの特性劣化原因が前項で述べた機構であるならば、冷却時に発生する径方向の熱応力 σ_r を、線材の許容剥離応力以下になるように設計すればよい。そのためには、まず短尺線材の剥離強度と、熱応力、および特性劣化の有無との間に明確な相関関係があることを確認する必要がある。

まず、前項の樹脂含浸プロセス検証で試作したコイルで使用した RE 系線材と同じ構成の線材（幅 4 mm、厚さ 0.1 mm、Ni 基合金基板 50 μm 、Cu 安定化層 20 μm ）を用いて、短尺線材の剥離試験を実施した。試験装置の概略構成を図 2.2.4-1 に示す。Cu のプレート上にハンダで RE 系線材を固定し、その上に幅 2 mm、長さ 4 mm の Cu ブロックを同じくハンダで固定し、これをテープ面垂直方向に引っ張ることで線材内に剥離応力を発生させる所謂スタッドプル法による試験である。試験後のサンプルは、どのサンプルについても、図中に示すように銅安定化層が破れ超電導層が露出する傾向が見られた。

試験結果を図 2.2.4-2 に示す。短尺線材の剥離強度は 14 サンプルで 26 ~ 50 MPa（平均 37 MPa）と大きなばらつきを持つ結果となった[8]。この剥離強度は、線材表面に取り付けた治具に引張り荷重を徐々に負荷した際、線材が破壊され荷重が開放された時の荷重から算出している。なお、事前の試験において線材が破壊される前は、通電特性に劣化が無いことを確認している。一方で、図 2.2.4-3 に示す樹脂含浸プロセス検証で試作したコイルの径方向の熱応力 σ_r の解析結果では、室温から 77 K までの冷却時に発生するコイル内部の径方向応力は、最大でも 12 MPa であり[9]、短尺線材で得られた許容剥離応力を下回ることが分かった。すなわち、短尺線材の剥離強度の測定データと熱応力解析の結果からは、特性劣化しないはずのコイルであっても特性劣化しており、短尺線材の剥離強度と熱応力解析結果との間に相関関係が見られなかった。

このように剥離試験の結果と熱応力解析の結果とは矛盾しており、コイルでの特性劣化の試験結果を説明できない。剥離強度のばらつきについては他の報告例[10,11,12]においても観測されており、そこで、剥離強度に対してワイブル分布を仮定し、コイルに使用した 24 m の線材全長の中で最も剥離強度が低下する区間を想定すると 7 MPa となることから、剥離試験と熱応力解析の相関関係をつける試みも行ったが[8]、データのばらつきには、テープ面垂直方向に引っ張る必要がある本試験体系そのものに起因する因子も含まれていると考えられ、因果関係を明確にするのは難しかった。

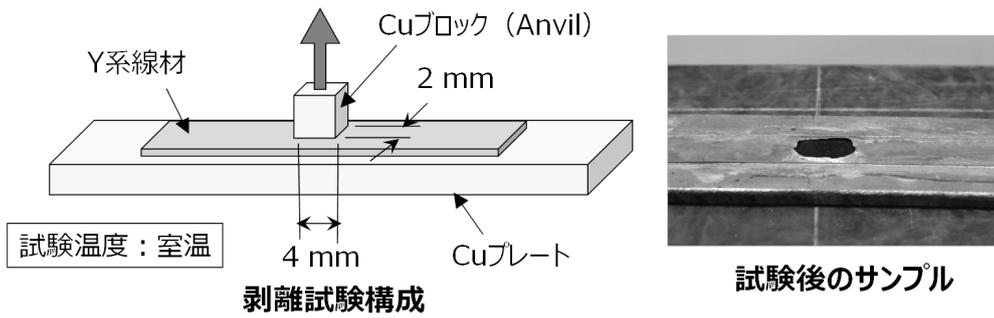


図 2.2.4-1 短尺線材の剥離試験の概略構成

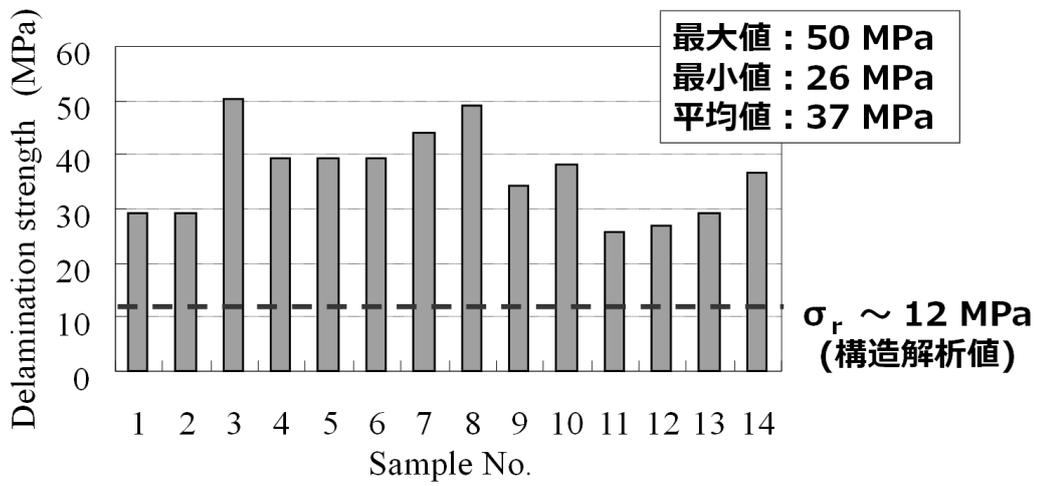


図 2.2.4-2 短尺線材の剥離試験で得られた剥離強度

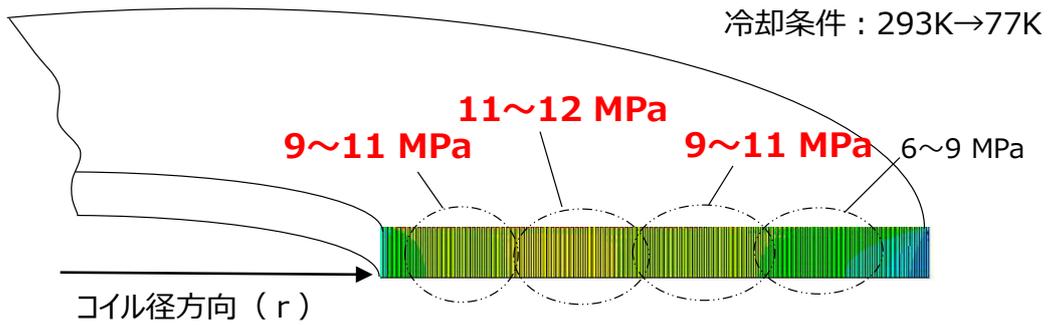


図 2.2.4-3 樹脂含浸プロセス検証で試作したコイルの径方向の熱応力 σ_r の解析結果

2.3. RE 系線材の許容剥離応力評価

2.3.1. モデル小コイルを利用した許容剥離応力の評価手法

短尺線材の剥離試験結果と熱応力解析結果との間に相関関係が見られなかったことから、本研究では、モデル小コイルを試作し許容剥離応力を評価する新たな手法を考案した。これは、含浸コイル内で発生する応力を模擬するとともに、線材長手方向の許容剥離応力のばらつきもある程度評価に含むことができるという特長を有する。

まず、線材、含浸樹脂、ターン間絶縁材で構成される巻線部（複合材）の物性値を、1つの“均質な”直交異方性材料として扱う、つまり1つの等価剛性マトリクスと熱収縮係数で表せると想定すると、次式によってコイル内部の応力が一般化された平面歪として解析的に計算できる。

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_r \\ \varepsilon_\theta \\ \varepsilon_z \\ \gamma_{\theta z} \\ \gamma_{zr} \\ \gamma_{r\theta} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_r} & \frac{-\nu_{\theta r}}{E_\theta} & \frac{-\nu_{\theta r}}{E_z} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\nu_{r\theta}}{E_r} & \frac{1}{E_\theta} & \frac{-\nu_z}{E_z} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\nu_{rz}}{E_r} & \frac{-\nu_{\theta z}}{E_\theta} & \frac{1}{E_z} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{\theta z}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{zr}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{r\theta}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_r \\ \sigma_\theta \\ \sigma_z \\ \tau_{\theta z} \\ \tau_{zr} \\ \tau_{r\theta} \end{bmatrix} \quad (2.3.1.1)$$

$$\varepsilon_i = \alpha_i \Delta T \quad (2.3.1.2)$$

ここで、 E_i は各成分のヤング率、 ν_{ij} ポアソン比、また G_{ij} はせん断弾性率、 α_i は熱収縮係数、 τ_{ij} はせん断応力、 γ_{ij} はせん断歪を表す。本研究では、このような巻線部の等価剛性マトリクスおよび熱収縮係数が同じであれば、すなわち巻線部の単位構成が同一のコイルであるならば、RE 系線材への剥離応力に対応するコイル径方向の熱応力 σ_r はコイルサイズには依存せず、コイルの内径と外径の比（内外径比）によって決定されると想定した。一例としてコイルサイズは違うが、同一の巻線構成で、内外径比が同じコイルの径方向応力 σ_r を解析した結果を図 2.3.1-1 に示す。どちらも内外径比は 2 であるが、内径が 30 mm と 200 mm で約 6.7 倍異なる。しかしながら、コイル内で発生する σ_r の最大値は、どちらも約 12 MPa となっており、巻線部の等価剛性、熱収縮係数が同じであれば、コイル径方向熱応力 σ_r はコイルの内外径比で決まり、コイルサイズに依存しない[13]。

次に、具体的な内外径比の許容限界値を評価する手段を下記に記す。

① コイル巻線構成を決定

RE系線材、含浸樹脂、ターン間絶縁材の寸法、および物性値から、巻線部の等価剛性マトリクス、熱収縮係数を算出。

↓

② 内外径比の異なるモデル小コイルを試作、評価

内径 30~100 mm 程度の内外径比のみが異なる複数のモデル小コイルを試作し、LN₂ 冷却・試験で得られる通電特性から n 値を取得。

↓

③ 内外径比と劣化の関係を調査し、許容限界値を決定

得られた n 値と内外径比との関係をプロットすることで、内外径比の許容値を求め、これに対応する熱応力解析の σ_r から剥離応力の許容限界を決定する。

このように内外径比の異なる複数のモデル小コイルを試作し、劣化の有無を判定することでコイルサイズが異なっても、同一の巻線構成であれば特性劣化しないコイル内外径比の最大値として、RE系線材の許容剥離応力を得ることができる。なお、巻線部の等価剛性マトリクスおよび熱収縮係数を同じにするためには、モデル小コイルの巻線構成は、最終的に設計するコイルと同じ巻線構成で製作することが重要となる。

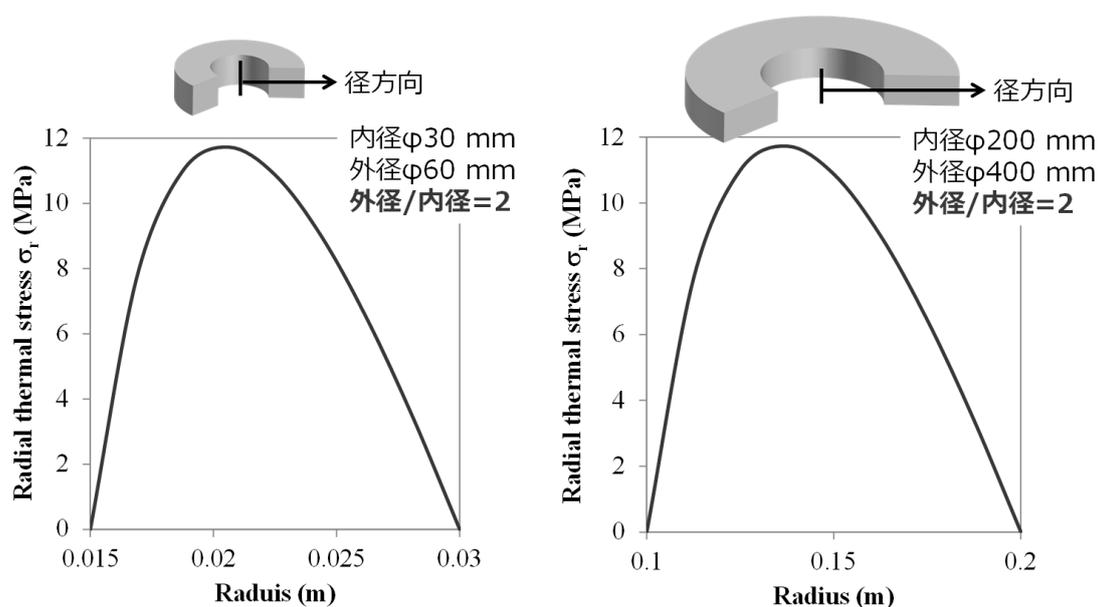


図 2.3.1-1 コイルサイズは違うが、同一の巻線構成で内外径比が同じコイルの径方向応力 σ_r を解析した結果

2.3.2. 市販 RE 系線材の許容剥離応力

前項までに、コイル径方向熱応力 σ_r がコイル内外径比に依存することに着目し、モデル小コイルを用いて RE 系線材の許容剥離応力を評価する手法を提案した。本手法を用いて、実際に市販の各種線材の許容剥離応力を評価するとともに、コイル内外径比の許容限界値を、応力解析を用いて許容剥離応力に換算することで一般化し、比較することを試みた。

評価に供した 4 種類の RE 系線材の諸元を表 2.3.2-1 に示す。それぞれ、寸法が異なる他、超電導層の製法、厚さが異なり、また特に図 2.3.2-1 に示すように銅安定化層の構成が異なっている。線材#A と#B は、同じ電解メッキによって、線材周囲を覆うように銅安定化層が形成されているが、#C については銅板をハンダで貼り合わせた Cu 2-ply 構造となっている。一方、#D は線材の両側から銅板を貼り合わせており、線材幅方向端部はハンダで覆われた Cu 3-ply 構造となっている。このような 4 種類の RE 系線材を用いて図 2.3.2-2 に示す内径 30, 50 mm、外径 33~135 mm の複数のモデル小コイルを試作した。なお、ターン間絶縁材は、全て同一のポリイミドとエポキシ(厚さ約 60 ~70 μm)を使用した。試作後のモデル小コイルは全て個別に LN_2 で冷却し、通電試験を実施し、取得した通電特性から図 2.3.2-3 に示すようにして、コイル n 値を算出した。

各 RE 系線材について縦軸にコイル n 値を、横軸にコイルの内外径比をプロットした結果を図 2.3.2-4 に示す。線材#A で試作したコイルについて見てみると、内外径比が 1.1 から 1.4 付近まではコイル n 値が 20 を超えているが、1.4 前後で顕著に低下しており、たとえば、内外径比が約 1.5 ではコイル n 値がほぼ 1 にまで低下し、完全に超電導特性が失われていることが分かる。一方、線材#D で試作したコイルについては、試作した内外径比の最大値 2.8 においても特性劣化は見られなかった。以上から、たとえば線材#A を使って本巻線構成で製作する含浸コイルにおいては、1.4 が内外径比の許容限界値となる。すなわち、同じ巻線構成で実機サイズのコイルを製作する場合においても、線材特性を劣化させないためには、内外径比を 1.4 以下に設定すれば劣化を防止できる。ただし、この内外径比の許容限界値は、ターン間絶縁材の厚さのばらつきといった巻線構成のばらつきや、線材長手方向、もしくは製造年、製造ロットでの許容剥離応力のばらつきに影響されると考えられる。したがって、適切なマージンをとるためには、モデル小コイルの試験データを蓄積していくことが重要となる。本評価手法によれば、モデル小コイルの試験データからコイルサイズの異なる実コイルで特性劣化を予測可能となるため、巻線構成が同一であれば熱応力解析を実施しなくても内外径比を設計限界として使用することもできる。

一方、巻線構成が変わる場合を想定すると、内外径比だけではなく許容剥離応力を定量的に把握しておく必要がある。そこで、表 2.3.2-2 に示す各 RE 系線材で構成される巻線部の等価剛性と熱収縮係数を用いて、コイルの熱応力解析を実施し、図 2.3.2-4 の内外径比に相当するコイル径方向熱応力 σ_r を算出した。結果を図 2.3.2-5 に示す。各 RE 系線材で顕著にコイル n 値が低下する内外径比が異なり、これに対応する径方向応力 σ_r は、図 2.3.2-6

に示すように、それぞれ 3.2 MPa(#A)、3.3 MPa(#B)、1.0 MPa(#C)、 ≥ 12 MPa(#D)が得られ、本研究で提案する評価手法においては、これを許容剥離応力として定義した。

特徴的な点として、銅板をハンダで貼り合わせた Cu 2-ply 構造の線材#C が最も許容剥離応力が低く、約 1.0 MPa であるのに対し、線材全周が Cu 電解メッキで覆われている線材 #A, #B については、ほぼ同等の 3.2, 3.3 MPa となった。定性的ではあるが、線材テープ面垂直方向に引っ張られた際、線材幅方向端部において Cu 電解メッキがつながっていることにより、線材テープ面を引き剥がすような力に対しては Cu 2-ply 構造よりも強度が高くなったものと考えられる。さらに、線材#D については線材幅方向端部がハンダでつながっていることに加え、線材厚さが最も厚い 0.2 mm であったことから、巻線部材に占める線材の占積率が高く、逆に熱収縮の大きいターン間絶縁材の占積率が相対的に小さくなったことが影響し、12 MPa を超える高い許容剥離応力を有しているものと考えられる。

なお、ここで示した通電特性は液体窒素温度 77 K での評価であるため、実コイルが 77 K 以下で運用される場合には熱応力が若干増加すること、またバックアップ磁場中で通電するようなケースでは、電磁力によってコイル径方向応力 σ_r が増加する場合があることから、別途対応が必要となることに留意しなければならない。

表 2.3.2-1 評価に供した 4 種類の RE 系線材の諸元

線材 No.	#A	#B	#C	#D
線材幅 (mm)	4	5	5	4.8
線材厚さ (mm)	0.1	0.12	0.17	0.2
基板厚さ (μm)	50	75	75	75
超電導層の製法 厚さ (μm)	MOCVD 1	PLD 2	PLD 2.5	TFA-MOD 1
銅安定化層の製法 厚さ (μm)	電解メッキ 20 (片側)		2-ply 75×1	3-ply 50×2

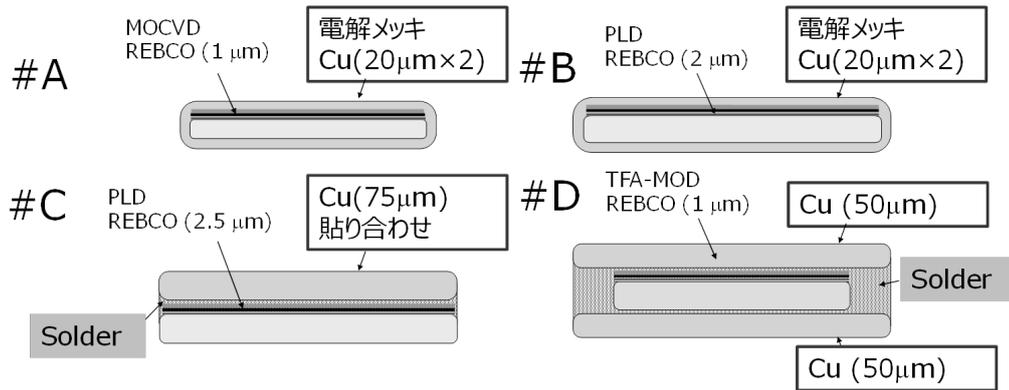
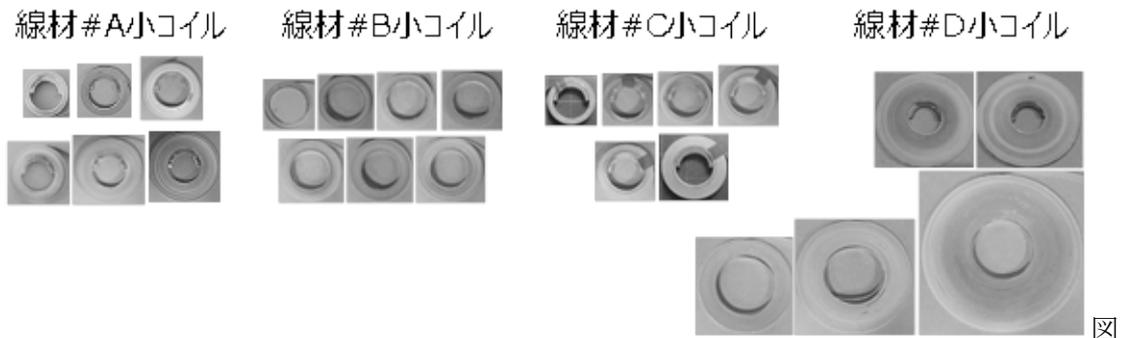


図 2.3.2-1 評価に供した 4 種類の RE 系線材の概略断面図



2.3.2-2 4 種類の RE 系線材で試作したモデル小コイル

※ターン間絶縁材は全て同一のポリイミドとエポキシ(厚さ約 60 ~70 μm)を使用

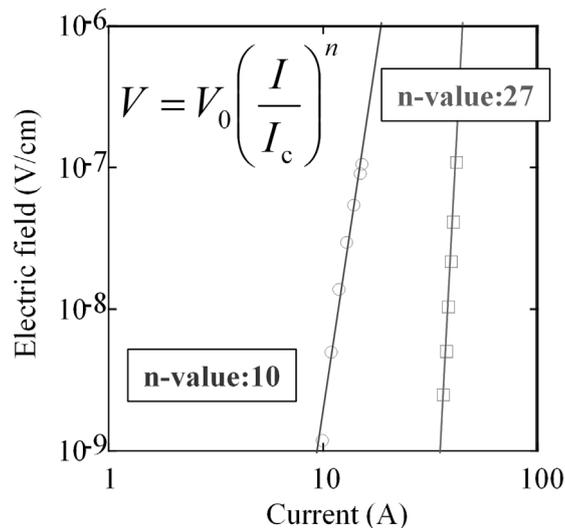


図 2.3.2-3 試作したモデル小コイル 2 P の LN₂ 冷却・通電試験で得られた通電特性の例
 ※測定したコイル両端電圧を線材全長で割った単位長さあたりのコイル電圧について、図中の式でべき乗フィッティング(両対数プロットの傾き)を行い、コイル n 値を算出した。

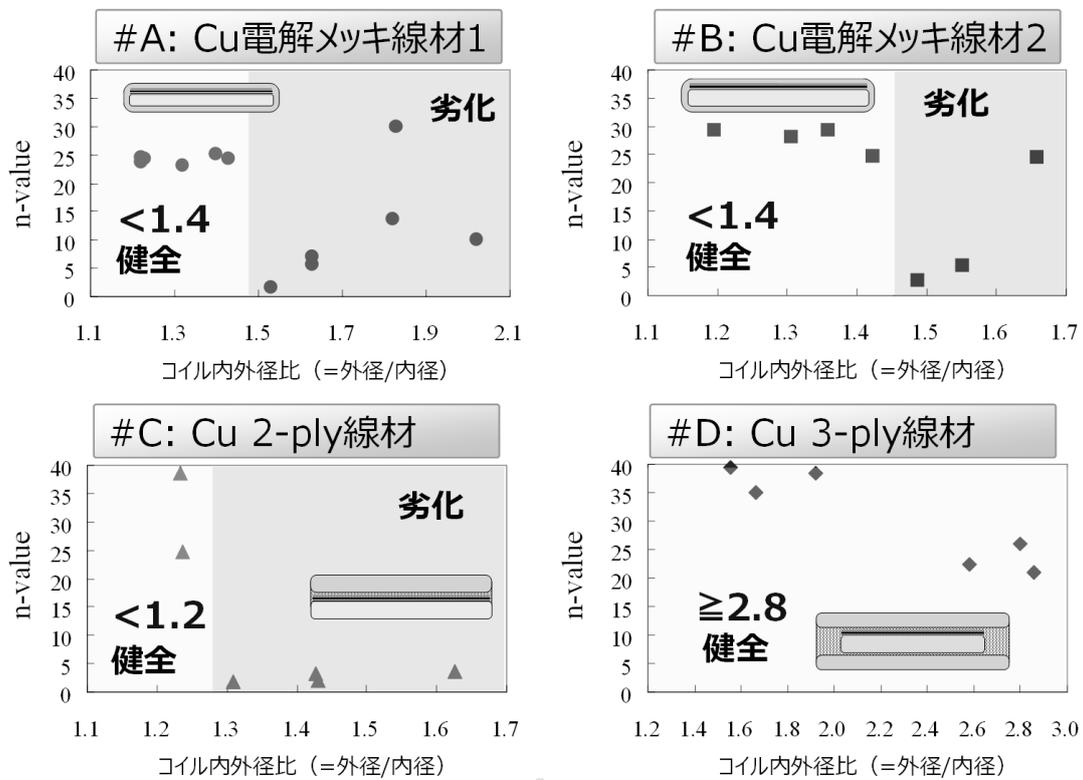


図 2.3.2-4 4 種類の RE 系線材で試作したモデル小コイルの n 値と内外径比との関係

表 2.3.2-2 各 RE 系線材で構成される巻線部の等価剛性と熱収縮係数(室温から 77 K)

		小コイル#A	小コイル#B	小コイル#C	小コイル#D
ヤング率 E (GPa)	E_r	26	29	34	36
	E_θ	113	123	127	105
	E_z	113	123	127	105
ポアソン比 ν	$\nu_{r\theta}$	0.10	0.10	0.11	0.13
	$\nu_{\theta z}$	0.30	0.30	0.31	0.30
	ν_{zr}	0.10	0.10	0.11	0.13
せん断弾性率 G (GPa)	$G_{r\theta}$	6	7	9	9
	$G_{\theta z}$	44	48	49	40
	G_{zr}	11	11	11	12
熱収縮係数 α ($\times 10^{-6}/K$)	α_r	19.7	18.8	17.2	16.8
	α_θ	10.9	10.6	10.6	12.1
	α_z	10.9	10.6	10.6	12.1

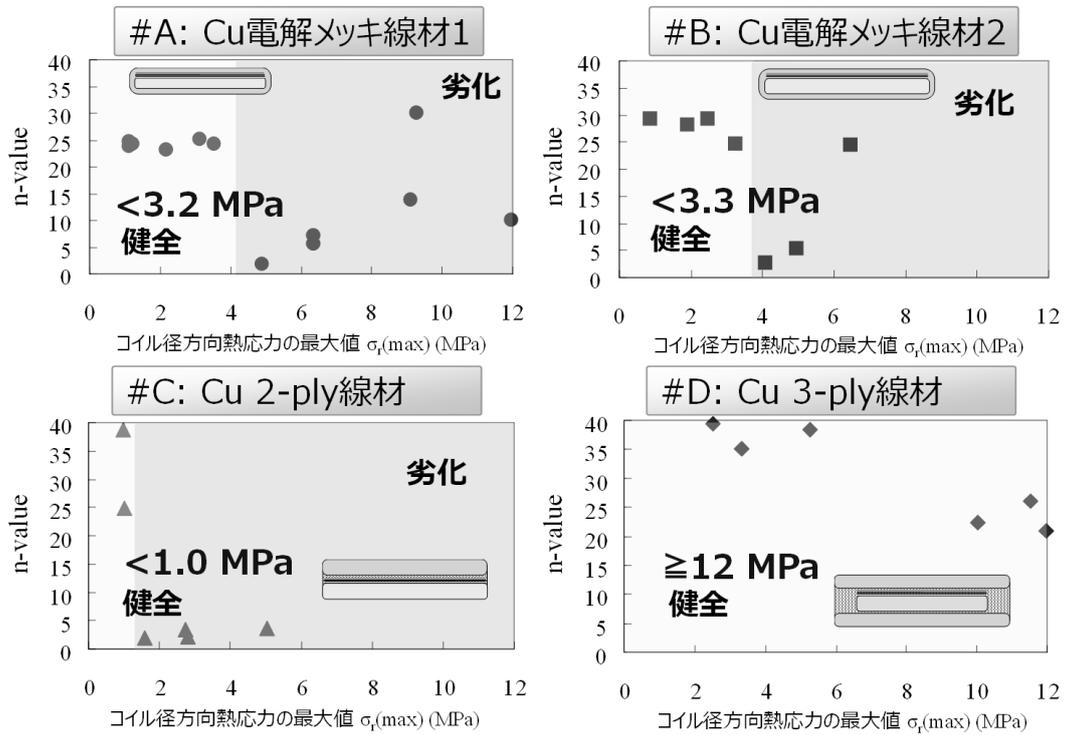


図 2.3.2-5 4 種類の RE 系線材で試作したモデル小コイルの n 値と $\sigma_r(\max)$ との関係
 ※ $\sigma_r(\max)$ は図 2.3.2-4 の内外径比のコイルについて熱応力解析を行い得られた応力分布の
 最大値

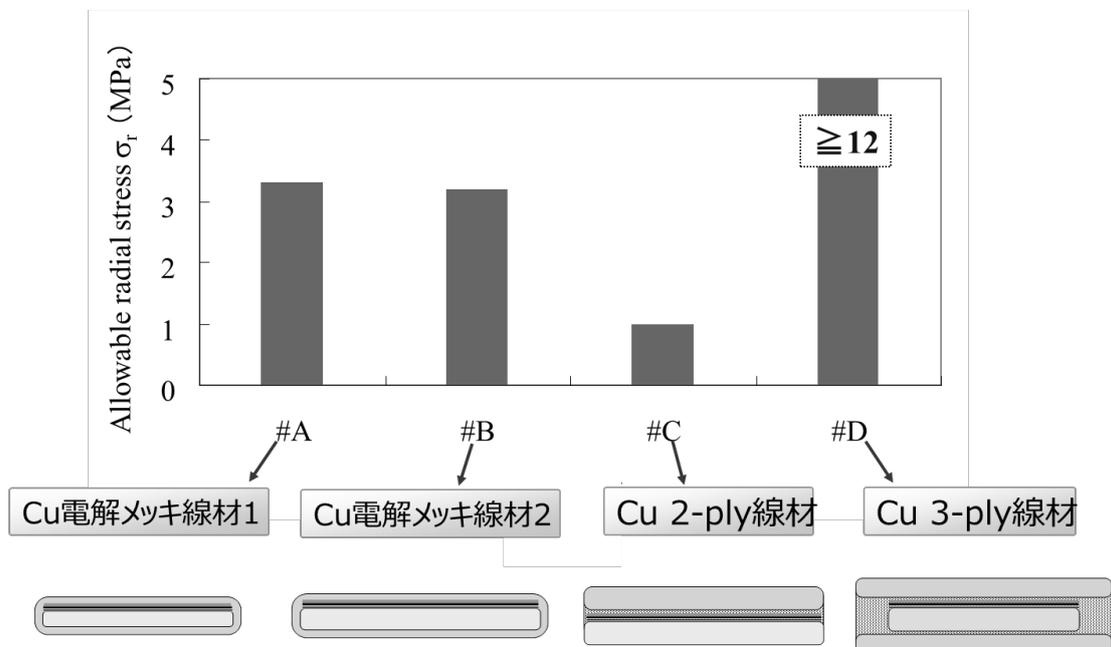


図 2.3.2-6 4 種類の RE 系線材の許容剥離応力の評価結果

2.4. RE系コイルの劣化防止手法と検証試験

2.4.1. 新たな劣化防止手法の提案

市販のRE系線材についてモデル小コイルを用いる新たな評価手法を考案し、各RE系線材の許容剥離応力を定量的に得ることができた。ただし、実際のマグネット設計においては、内外径比が1.4を超える様な巻厚が厚いコイルが必要となる。そこで、内外径比が大きく、通常特性劣化するようなコイルであっても劣化を防止する手法、すなわちコイル内部で発生する径方向熱応力 σ_r をRE系線材の許容剥離応力以下に低減する手法について検討した。考案した劣化防止手法の基本概念を図2.4.1-1、および流れを以下に示す。

① コイル径方向に複数の巻線部に機械的に分割

↓

② 分割した各巻線部の熱応力解析を実施

↓

③ 各巻線部での径方向熱応力 σ_r の最大値が許容剥離応力になるか判定

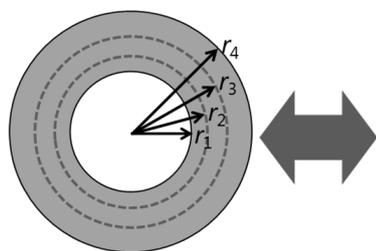
↓

④-1. 径方向熱応力 σ_r が許容剥離応力を超える場合は下回るまで分割数を増やす

-2. 径方向熱応力 σ_r が許容剥離応力を超えなければ分割数を決定

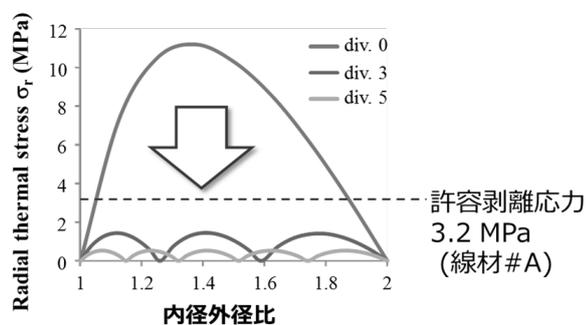
すなわち、巻線部を径方向に複数分割することで、各巻線部の内外径比を低減し、発生する径方向熱応力 σ_r をRE系線材の許容剥離応力以下に低減することができる。たとえば線材#Aで、内外径比が許容限界である1.4を超える内外径比2のコイルを想定した場合、分割無しの場合、解析の結果から11.2 MPaの σ_r が発生するが、3分割以上すれば、 σ_r を許容剥離応力3.2 MPa以下に抑えることができる。

巻線部を径方向に複数に分割



3分割： $r_{i+1}/r_i = 1.26$

5分割： $r_{i+1}/r_i = 1.15$



コイル径方向熱応力分布
(293 → 77 K冷却時)

分割数を増やすほど径方向応力は低減

図 2.4.1-1 劣化防止手法の基本概念

2.4.2. 分割の有無が異なる RE 系コイルの試作検証試験

考案した巻線部を分割する劣化防止手法が、実際の RE 系コイルに対して有効であるかを検証するため、分割の有無が異なる RE 系コイルをそれぞれ試作して検証試験を実施した。試作したコイルの諸元、および事前に応力解析した結果得られた σ_r の最大値と各使用線材の許容剥離応力を表 2.4.2-1 に示す。使用した RE 系線材は、Cu 電解メッキ線材の #A と、最も許容剥離応力が低かった Cu 2-ply 構造の線材 #C を使用した。内径は 50 mm に統一している。外径は約 100 mm の内外径比 2.0 のコイルであり、線材 #A, #B ともに分割無しの場合、許容剥離応力を超える。一方、前述の劣化防止手法に基づき巻線部を分割したコイルについては、 σ_r の最大値が許容剥離応力以下に設定した。なお、巻線部の機械的な分割は、含浸樹脂との離形性（難接着性）を有するフッ素樹脂テープを分割する特定のターンに挿入することで実現しており、これにより冷却時の熱応力を機械的に分断することができる。

図 2.4.2-1 に示す試作した 4 つのコイルについて、LN₂ 冷却・通電試験を行った。得られた通電特性を図 2.4.2-2、および図 2.4.2-3 に示している。線材 #A, #C の両方のコイルにおいて、分割無しの場合、いずれもコイル n 値が 20 を下回る特性劣化が見られているのに対し、分割したコイルについてはコイル n 値が 20 を超える良好な超電導特性を示した。したがって、巻線部を分割する劣化防止手法の有効性を実証することができた。

表 2.4.2-1 劣化防止手法検証用コイルの諸元

項目	単位	Coil A	Coil A'	Coil C	Coil C'
線材		#A	#A	#C	#C
線材幅	mm	4.0	4.0	5.0	5.0
線材厚さ	mm	0.1	0.1	0.17	0.17
線材 I_c (77 K, s.f.)	A	111	120	252	252
線材長	m	36	36	25	25
内径	mm	50.0	50.0	50.0	50.0
外径	mm	99.1	99.6	99.9	98.8
内外径比		2.0	2.0	2.0	2.0
ターン数		154	154	101	101
巻線部の分割数		1	3	1	6
σ_r の最大値	MPa	11.2	1.4	9.7	0.6
線材の許容剥離応力	MPa	3.2		1.0	

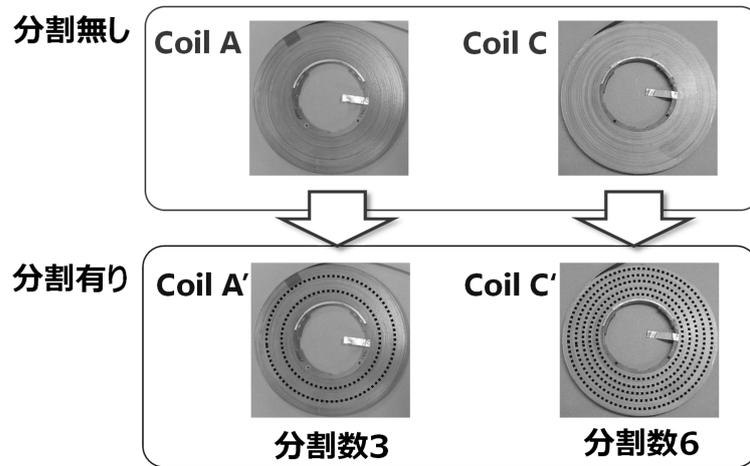


図 2.4.2-1 試作した RE 系コイル

※巻線部の機械的な分割は、含浸樹脂との離形性（難接着性）を有するフッ素樹脂テープを分割する特定のターンに挿入することで実現している。

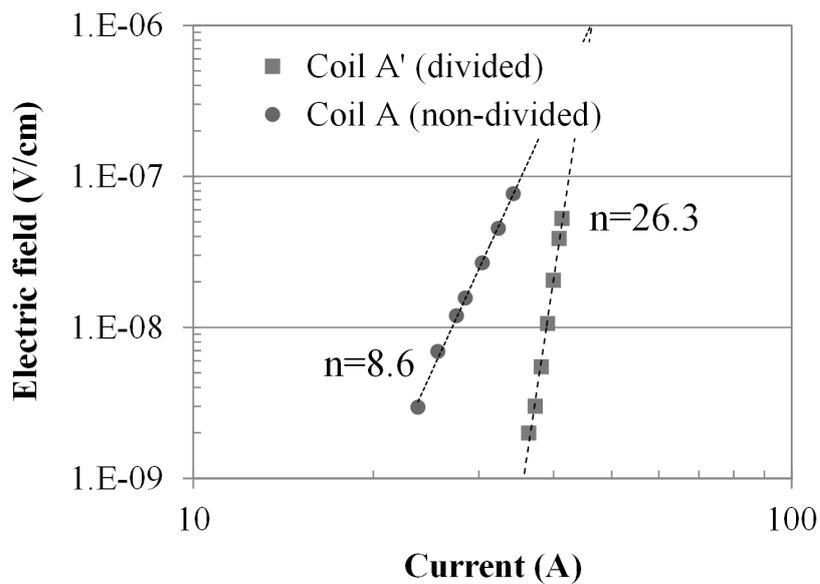


図 2.4.2-2 試作した RE 系コイル A（分割無）、および A'(3 分割)の LN₂ 冷却・通電試験結果

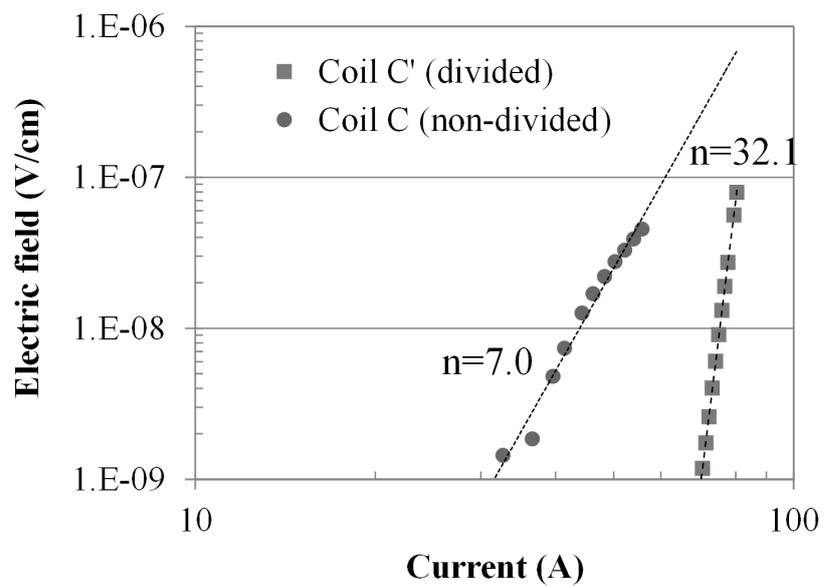


図 2.4.2-3 試作した RE 系コイル C (分割無)、
および C'(6 分割)の LN₂ 冷却・通電試験結果

2.5. まとめ

RE系線材を伝導冷却型高温超電導マグネットに適用する上での最重要課題である、コイル化による特性劣化の問題について、本章では、まず特性劣化の機構解明を第一目的として、コイル製作プロセスにおいてRE系線材の超電導特性を劣化させる原因となり得る要因について調査した。また、特性劣化の主要因として抽出されたコイル径方向の熱応力 σ_r と、これに対応するRE系線材の許容剥離応力の評価手法について検討した。また、コイル内部に発生する σ_r を許容剥離応力以下に低減する劣化防止手法を新たに提示し、本手法による劣化防止の有効性を検証した。

本研究では、 σ_r がコイルの内径と外径との比（内外径比）に依存することに着目し、内外径比から許容剥離応力を定量的に評価する手法、またコイルの巻線部を径方向に機械的に分割することで、発生する σ_r を許容剥離応力以下に低減する劣化防止手法を新たに考案した。さらに本手法により分割の有無が異なる同諸元の小コイル試作した結果、劣化防止の有効性を実際に確認することができた。なお、本手法を用いて図2.5-1に示すように様々なRE系コイルを試作しており、シングルパンケーキコイルのスケールアップでは、 $\phi 730$ mmサイズの大型コイルでの劣化防止を確認している[14]。また、シングルパンケーキコイルを積層し高磁界化を狙ったコイルについては、4 mm幅線材で試作した12積層コイルで劣化無く、5.1 Tの磁場発生に成功している[15]。さらに幅広の12 mm幅線材で試作したほぼ同サイズの4積層コイルでは、5.9 Tの発生を達成した[16]。そのほか、非円形形状のコイルにも適用を進めており、長軸800 mmサイズの大型レーストラックコイルについても劣化の無い健全な超電導特性を有するRE系コイルの試作に成功している[17]。

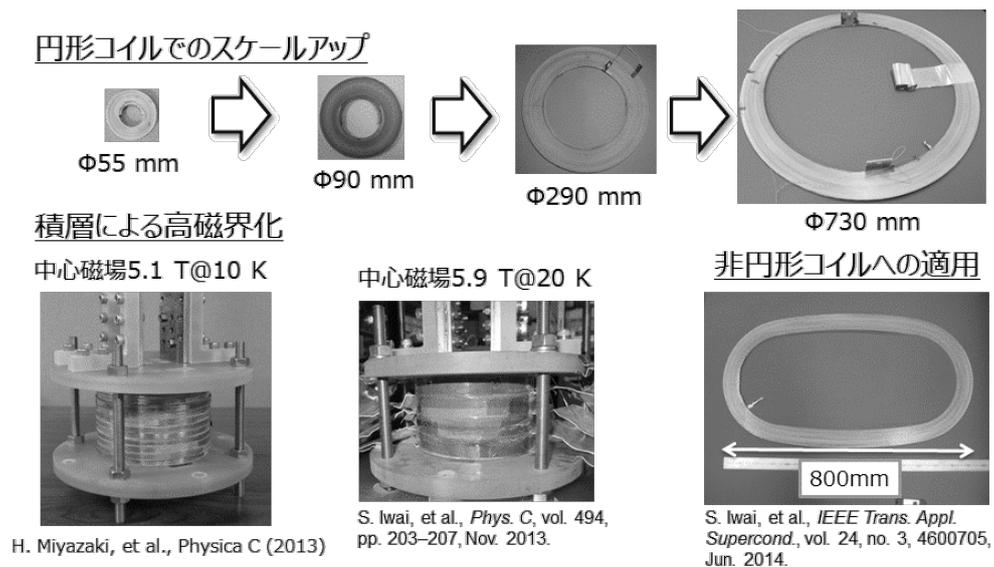


図 2.5-1 巻線部を分割する劣化防止手法を用いて試作した様々な RE 系コイル

参考文献

- [1] H. Miyazaki, S. Iwai, T. Tosaka, K. Tasaki, and Y. Ishii, "Development of Conduction-Cooled REBCO Superconducting Coils Investigation on the Thermal Runaway Currents and Mechanical Properties of Impregnated Single Pancake Coils," *TEION KOUGAKU (J. Cryo. Super. Soc. Jpn.)*, vol. 48, no. 5, (2013), p.239-246. 宮崎寛史, 岩井貞憲, 戸坂泰造, 田崎賢司, 石井祐介:「RE系超電導伝導冷却コイルの開発—シングルパンケーキ含浸コイルの熱暴走および機械特性の評価と解析—」,低温工学 48巻5号(2013), p.239-246
- [2] J. W. Ekin, *Experimental Techniques for Low-Temperature Measurements*, Oxford University Press, 2006, pp.572-573.
- [3] K. Osamura, M. Sugano, S. Machiya, H. Adachi, M. Sato, S. Ochiai, and A. Otto "Reversibility of micro-yielding and critical current in a YBCO-coated conductor caused by a uniaxial tensile load," *Supercond. Sci. Technol.*, vol. 20, no. 9, pp.211-216, Aug. 2007.
- [4] M. Sugano, K. Osamura, W. Prusseit, R. Semerad, T. Kuroda, K. Itoh, and T. Kiyoshi, "Reversible strain dependence of critical current in 100 A class coated conductors," *IEEE Trans. On Appl. Supercond.*, vol. 15, no. 2, pp.3581-3584, Jun. 2005.
- [5] Y. Yanagisawa, H. Nakagome, T. Takematsu, T. Takao, N. Sato, M. Takahashi, and H. Maeda, "Remarkable weakness against cleavage stress for YBCO-coated conductors and its effect on the YBCO coil performance," *Physica C*, vol. 471, pp.480-485, May 2011.
- [6] Y. Zhang, D.W. Hazelton a, A.R. Knoll, J.M. Duval, P. Brownsey, S. Repnoy, S. Soloveichik, A. Sundaram, R.B. McClure, G. Majkic, and V. Selvamanickam, "Adhesion Strength Study of IBAD-MOCVD-based 2G HTS Wires Using a Peel Test," *Physica C*, vol. 473, pp.41-47, Dec. 2011.
- [7] S. Iwai, H. Miyazaki, T. Tosaka, K. Tasaki, and Y. Ishii, "Study of the Basic Properties of REBCO-coated Conductors for HTS Coil Technology - Evaluation of Delamination Characteristics and Numerical Prediction of Flux Flow Characteristics -," *TEION KOUGAKU (J. Cryo. Super. Soc. Jpn.)*, Vol. 48 No.4 (2013), p.187-195. 岩井貞憲, 宮崎寛史, 戸坂泰造, 田崎賢司, 石井祐介:「コイル化技術に必要な RE系線材の特性把握—許容剥離応力評価とコイルフラックスフロー特性の定量的予測—」,低温工学 48巻4号(2013), p.187-195
- [8] T. Tosaka, S. Iwai, H. Miyazaki, K. Tasaki, S. Hanai, "Delamination characteristic

- of coated conductor,” *Abstracts of CSJ Conference*, Vol.83 (2010) p.9. 戸坂泰造, 岩井貞憲, 宮崎寛史, 田崎賢司, 花井哲:「コイル化に向けたイットリウム系線材の剥離特性評価」, 第 83 回 2010 年度秋季低温工学・超電導学会講演概要集 (2010) p.9
- [9] H. Miyazaki, “Conduction-Cooled Superconducting Coil Wound with Yttrium-Based Tape,” *TOSHIBA REVIEW*, vol.66 no.12 (2011) p59. 宮崎寛史:「イットリウム系線材を用いた伝導冷却超電導コイル」, 東芝レビュー vol. 66, no.12 (2011) p59.
- [10] 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.*, vol. 20, no. 8, pp.765-770, Jun. 2007.
- [11] K. Marukawa, S. Hanai, H. Miyazaki, K. Watanabe, S. Awaji, and H. Oguro, “Research and Development for Upgrading a Cryogen-Free 18 T Superconducting Magnet,” *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 22, no. 3, 3900304, June 2012.
- [12] A. Gorospe, A. Nisay, J.R. Dizon, and H.S. Shin, “Delamination behaviour of GdBCO coated conductor tapes under transverse tension,” *Phys. C*, vol. 494, pp.163–167, May. 2013.
- [13] H. Miyazaki, S. Iwai, T. Tosaka, K. Tasaki, and Y. Ishii, “Delamination Strengths of Different Types of REBCO-Coated Conductors and Method for Reducing Radial Thermal Stresses of Impregnated REBCO Pancake Coils,” *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 25, no. 3, 6602305, Jun. 2015.
- [14] H. Miyazaki, S. Iwai, T. Tosaka, K. Tasaki, and Y. Ishii, “Degradation-free impregnated YBCO pancake coils by decreasing radial stress in the windings and method for evaluating delamination strength of YBCO-coated conductors,” *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 24, no. 3, 4600905, Jun. 2014.
- [15] H. Miyazaki, S. Iwai, T. Tosaka, K. Tasaki, S. Hanai, M. Urata, S. Ioka, and Y. Ishii, “Development of a 5.1 T conduction-cooled YBCO coil composed of a stack of 12 single pancakes,” *Phys. C*, vol. 484, pp. 287–291, Jan. 2013.
- [16] S. Iwai, H. Miyazaki, T. Tosaka, K. Tasaki, M. Urata, S. Ioka, and Y. Ishii, “A 5.9 tesla conduction-cooled coil composed of a stack of four single pancakes wound with YBCO wide tapes,” *Phys. C*, vol. 494, pp.203–207, Apr. 2013.
- [17] S. Iwai, H. Miyazaki, T. Tosaka, K. Tasaki, and Y. Ishii, “Development of large-scale racetrack coil wound with REBCO-coated conductors,” *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 24, no. 3, 4600705, Jun. 2014.

第3章 RE系コイルの通電特性計算予測

3.1. 目的

前章で述べたように、本研究では、RE系線材を伝導冷却型高温超電導マグネットに適用する上での最重要課題であるコイル化に際する特性劣化の問題を解決できた。しかしながら、RE系線材のメリットを活かした高電流密度設計のコイルにおいては、劣化を防止したコイルであっても、ひとたび常電導転移してしまうと、高電流密度であるが故に発熱密度が高く、また伝導冷却システムの採用で熱擾乱に対する熱的安定性は高くなるが、反面、LTSマグネットのように常電導領域のコイル全体への伝搬は期待できないため、検出可能なレベルの電圧が発生する前に局所的に熱暴走し、コイルが焼損してしまう危険性がある。電流密度を犠牲にすれば温度マージンは確保できるものの、小型軽量化のメリットは損なわれ、必要な磁場を得るためにはコイルの巻き数で稼ぐしかないためマグネットは巨大化してしまう。

そこで、コイルを熱暴走させずに電氣的、熱的に安定した運転を実現するには、コイルの発熱特性を事前に精確に把握しておく必要がある。直流マグネットの場合、発熱要因としては電極や接続部などの常電導部位で発生するジュール損失のほか、通電負荷率の上昇に伴って緩やかに指数的に増加するフラックスフロー抵抗による損失（フラックスフロー損失）が主要な発熱源となり、前章でも述べたような傾きが緩やかな通電特性($V-I$ 特性)となって現れる。

フラックスフロー抵抗は線材の通電特性とコイル内の磁場分布によって決まるが、RE系線材はテープ形状のアスペクト比の大きな形状をしているため、線材幅方向の経験磁場の違いで線材幅方向に電流分布が生じて精度良く予測することが難しいと言う問題があった。そこで本章では、フラックスフロー抵抗の定量的な予測計算手法の構築を目的として、前章の劣化防止手法により試作した超電導特性が健全なRE系コイルの通電特性との比較・評価を行った結果について述べる。また、近年、開発が盛んに進められている人工ピン入り線材を使用したコイルに適用した結果についても述べる。

3.2. RE 系コイルの通電特性計算予測

3.2.1. RE 系コイルにおけるフラックスフロー抵抗計算手法

テープ形状の RE 系線材を同心円状に巻線した図 3.2.1-1 に示すようなシングルパンケーキ形状のコイルを想定する。この時、1 ターン目から最終ターン N_{end} までに発生するフラックスフロー抵抗による電圧は、次式で表される。

$$E [V/cm] = \frac{\sum_{N=1}^{N_{\text{end}}} 2\pi r_N E_N}{\sum_{N=1}^{N_{\text{end}}} 2\pi r_N} \quad (3.2.1.1)$$

ここで、 r_N , E_N は、それぞれ N ターン目のコイル半径と 1 周にわたって発生するフラックスフロー電圧である。 r_N はコイル諸元で決まる値であり、各通電電流値 I における N ターン目の発生電圧 E_N が分かれば、1 ターン目から最終ターン N_{end} まで、すなわちコイル全体で発生するフラックスフロー抵抗による発生電圧を計算できる。ただし、RE 系線材の場合、テープ形状をしているため、線材断面のアスペクト比が大きく、図 3.2.1-1 に示すように線材幅方向（コイル中心軸方向： z 軸方向）の各点で経験磁場が異なるため、線材幅方向に電流分布が生じる[1]。

そこで、図 3.2.1-2 に示すようにテープ形状の RE 系線材を幅方向に分割し複数の分割要素からなる並列導体とみなす等価回路モデルとすることで、線材幅方向の電流分布の影響を考慮した通電特性の計算手法を構築した[2]。

まず N ターン目における i 番目の分割要素における発生電圧 E_N は、 n 値モデルを採用すると次式で表すことができる。

$$E_N [V/cm] = 10^{-6} [V/cm] \times \left(\frac{I_i}{I_{cN,i}(B_{N,i}, T, \theta_{N,i})} \right)^{n_{N,i}(B_{N,i}, T, \theta_{N,i})} \quad (3.2.1.2)$$

ここで、 $B_{N,i}$, $\theta_{N,i}$ は N ターン目における i 番目の分割要素の局所的な経験磁場の絶対値および経験磁場の印加角度（線材テープ面垂直方向、すなわち $B//c$ 軸を 90° とした）を表す。なお、経験磁場 ($B_{N,i}$, $\theta_{N,i}$) の座標は分割要素の z 軸中心を代表点として用いた。また、 $I_{cN,i}$, $n_{N,i}$ は、それぞれ N ターン目における i 番目の分割要素の局所的な I_c , および n 値を表しており、いずれも経験磁場 ($B_{N,i}$, $\theta_{N,i}$) および温度 T に依存する。さらに通電電流値 I は、(3.2.1.2) 式から次式で記述できる。

$$\begin{aligned} I &= \sum_i I_i \\ &= \sum_i (10^6 \times E_N)^{1/n_{N,i}(B_{N,i}, T, \theta_{N,i})} I_{cN,i}(B_{N,i}, T, \theta_{N,i}) \end{aligned} \quad (3.2.1.3)$$

したがって、 $I, I_{cN,i}, n_{N,i}$ が求まれば、 E_N の多次元方程式となる。本研究では収束が速く簡便なニュートン・ラフソン法を用いて収束解 E_N を求めた。なお、厳密には電流分布が変化することで経験磁場 ($B_{N,i}, \theta_{N,i}$) も変わるため、新しい電流分布から再度磁場分布を計算し、これを繰り返す必要があるが、今回計算したシングルパンケーキコイルにおいては影響が小さかったため省略した。

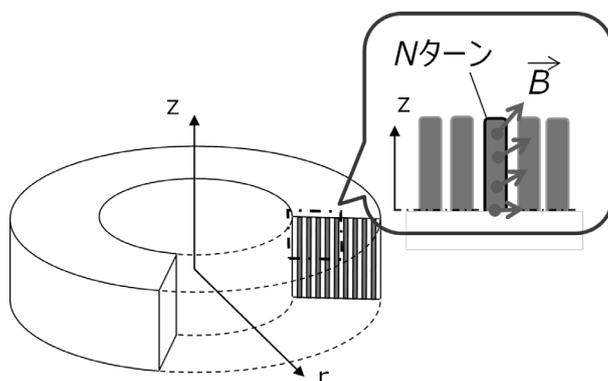


図 3.2.1-1 シングルパンケーキコイルの概略図と断面

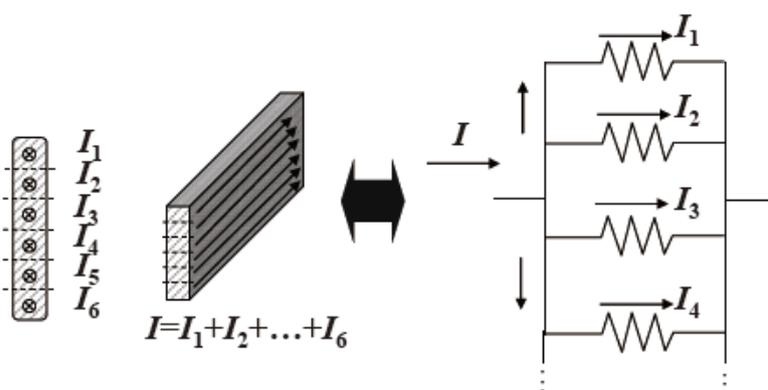
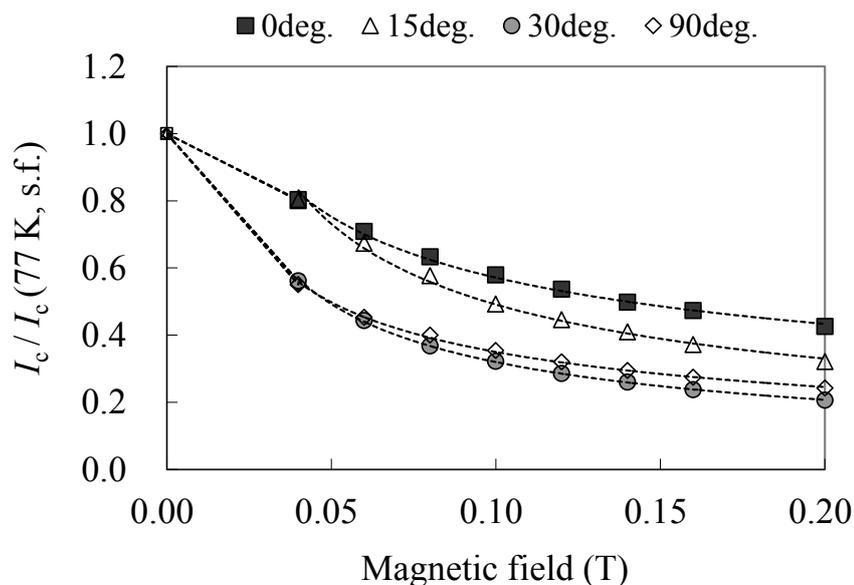


図 3.2.1-2 テープ形状の RE 系線材を並列導体とみなす等価回路モデル

3.2.2. 短尺 RE 系線材の $I_c(B, \theta)$ 、 $n(B, \theta)$ 特性

本計算手法により実際のコイルの LN_2 冷却・通電試験で得られた通電特性を、どの程度定量的に再現できるかを検証するため、まず液体窒素温度 77 K における短尺 RE 系線材の $I_c(B, \theta)$ 特性、 $n(B, \theta)$ 特性を取得した。RE 系線材の種類は、第 2 章 3.2 節の Cu 電解メッキ線材 #A である。測定結果を図 3.2.2-1 および図 3.2.2-2 に示す。 $I_c(B, \theta)$ 特性は、77 K、自己磁場中の $I_c(77 \text{ K, s.f.})$ が、線材の長手方向や製造ロットによって異なるため、 $I_c(77 \text{ K, s.f.})$ で規格化しており、実際の $I_c(B, \theta)$ 特性を計算する際にはコイルに実際に使用した RE 系線材の $I_c(77 \text{ K, s.f.})$ を掛けて使用した。この規格化した $I_c(B, \theta)$ 特性を関数化するため、まず各経験磁場のある角度 θ における測定データについて、0 T から最初の測定点である 0.04 T まで

の低磁場領域では直線近似とし、0.04 T 以上の領域では、Irie-Yamafuji モデル[3]を用いて、べき乗関数 $I_c / I_c(77 \text{ K, s.f.}) = \alpha \times B^\beta$ でフィッティングし関数化した。 α, β のフィッティング結果を表 3.2.2-1 に示す。このように関数化した I_c - B 特性から、印加磁場角度 θ の場合の I_c については、各角度間を直線近似で補間することにより、任意の経験磁場 B, θ における $I_c(B, \theta)$ を算出した。一方、 n 値については、後述の計算対象としたコイルの電圧が発生し始める 25 A 通電時の磁場の最小値が 0.07 T であることから、本論文では簡単のため最小値に近い



20 の一定値を用いた。

図 3.2.2-1 短尺線材の $I_c(B, \theta)$ 特性の測定結果(77 K)
 $\ast I_c / I_c(77 \text{ K, s.f.}) = \alpha \times B^\beta$ でフィッティング

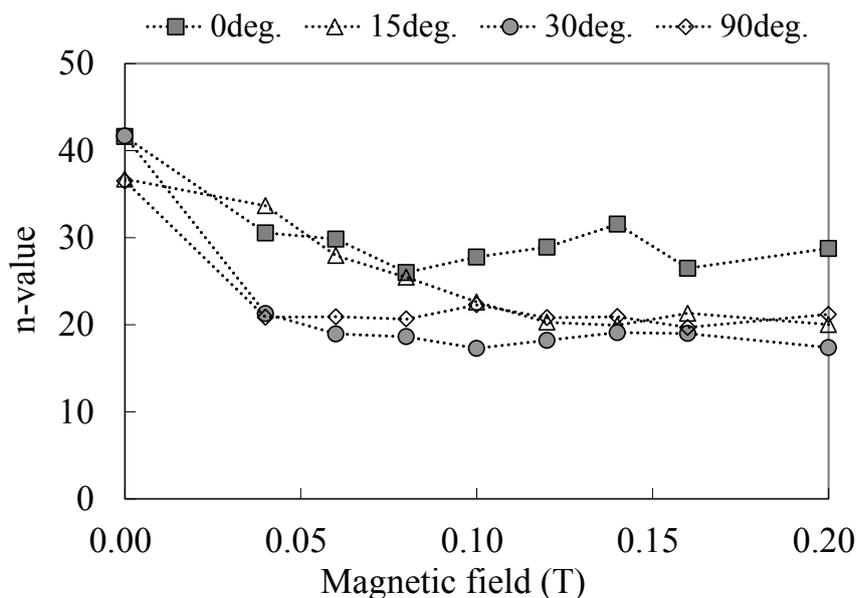


図 3.2.2-2 短尺線材の $n(B, \theta)$ 特性の測定結果(77 K)
 表 3.2.2-2 短尺線材の $I_c(B, \theta)$ 特性のフィッティングパラメーター

※ $I_c / I_c(77\text{ K, s.f.}) = \alpha \times B^\beta$ でフィッティング

経験磁場の印加角度 θ ※テープ面垂直方向 90°	α	β
0°	0.2282	-0.3984
15°	0.1309	-0.5744
30°	0.0759	-0.6245
90°	0.1081	-0.5099

3.2.3. RE 系コイルのフラックスフロー抵抗の計算・実験の比較

実際のコイルを対象に、前項までに関数化した $I_c(B, \theta)$ 特性, $n(B, \theta)$ 特性を用いて予測した通電特性と LN_2 冷却・通電試験で得られた実測値との比較、検証を行った。対象とした RE 系コイルは、特性劣化の可能性を完全に排除するため、第 2 章 2.2 節で試作した表 3.2.3-1 に示す諸元の非含浸コイルを用いた。本コイルは、前述（第 2 章 2.2 節 図 2.2.2-1 参照）のように、一度巻線したのち、線材を巻戻して前後で特性が変わっていないことを確認しており、確実に特性劣化が無い健全な通電特性である。なお、コイルに使用した RE 系線材の種類は、 $I_c(B, \theta)$ 特性を取得した短尺線材と同じく第 2 章 3.2 節の Cu 電解メッキ線材#A である。コイル内には電圧タップを 1, 3, 20, 30, 40, 50, 60, 110, 120, 131 ターンの複数箇所に取り付けており、各巻線部の通電特性を個別に取得できるようにした。

計算結果の一例として、線材幅方向の分割数が 6 の場合の計算結果について述べる。各分割要素における各ターンの経験磁場分布の計算結果を図 3.2.3-1 に示す。本コイルはシングルパンケーキコイルであるため、線材幅方向中央に対して対称となることから、線材幅方向上端から順に分割番号 $i = 1 \sim 3$ の半分をプロットしている。経験磁場の絶対値 $B_{N,i}$ 、および磁場の印加角度 $\theta_{N,i}$ は、分割要素で大きく異なっている。この $B_{N,i}$ 、 $\theta_{N,i}$ を用いて計算した各分割要素における各ターンの $I_{c,N,i}$ の分布とフラックスフロー抵抗による発生電圧 E の分布が図 3.2.3-2 である。実際に通電試験した際の最大通電電流値に近いコイルに使用した線材の全長平均で 10^{-7} V/cm ($0.1 \mu\text{V/cm}$) に達する際の通電電流値 32.5 A の時の分布を示した。分布に変曲点が見られるが、これは磁場印加角度間を直線近似で補間したことに起因している。各分割要素の $I_{c,N,i}$ の分布は、線材幅方向の端部である $i=1$ の値と、中央に位置する $i=3$ の値とで異なっており、通電電流は線材テープ面垂直方向の印加磁場が少なく、 $I_{c,N,i}$ が他の分割要素よりも相対的に高い線材幅方向の中央を流れることを示唆している。また、本コイルではコイル最内周から約 30 ターンまでの巻線部の I_c が、線材テープ面垂直方向の印加磁場が高いために他のターンよりも相対的に低く、フラックスフロー電圧は主にこの領域で発生することが計算結果から予測された。なお、ここでは 77 K における結果を示しているが、より低温下では $I_c(B, T, \theta)$ 特性が変わるため、次章で述べるようにコイル内のフラックスフロー電圧の分布も変化する。

線材幅方向の分割数を 6 とした場合の通電特性の計算結果と実験値との比較を図 3.2.3-3、図 3.2.3-4 に示す。本計算手法の妥当性を詳細に評価するため、電圧タップを取り付けた 3-20 ターン、20-30 ターン、30-40 ターン、40-50 ターン、50-60 ターン、60-110 ターン、110-120 ターン、120-131 ターンの 8 つの巻線部に分けて比較した。なお、図の両軸は見易さのため線形軸でプロットしている。また、線材幅方向の分割数を 2, 4, 6, 8, 10 と変化させて計算した場合の計算結果について、実験値との違いを評価するため、8 つの各巻線部における I_c の計算値 $I_{c_cal.}$ と、実験値 $I_{c_exp.}$ を 10^{-7} V/cm (0.1 μ V/cm) の低電界で定義し、その相対差 $(I_{c_cal.} - I_{c_exp.}) / I_{c_exp.}$ 、すなわち計算予測誤差を縦軸に、線材幅方向の分割数を横軸にして図 3.2.3-5 にプロットしている。線材幅方向の分割数を分割無しの条件から 2, 4, 6 と増やすことで、計算予測誤差が減少し、分割数 6 の条件では、全ての巻線部における計算予測誤差が $\pm 5\%$ 以内に収まる結果が得られた。したがって、アスペクト比の大きなテープ形状の RE 系線材を、線材幅方向に分割された複数の並列導体として扱う本計算手法が、RE 系コイルの通電特性の計算精度向上に有効であることがわかった。

なお、分割数 6 以上の条件では、さらに分割数を増やしても計算予測誤差がより減少はしていない。これは、検証用コイルに使用した RE 系線材自身の I_c の長手方向のばらつきが、およそ $\pm 5\%$ であることに起因していると考えられる。したがって、実際のコイル設計時には RE 系線材自身の I_c の長手方向のばらつきを考慮しておく必要がある。

表 3.2.3-1 計算対象としたシングルパンケーキコイルの諸元
 ※第 2 章 2.2 節で試作した特性劣化が無いことを確認した非含浸コイル

線材幅	4 mm
線材厚	0.1 mm
線材 I_c (77K, s.f.)	89 A
内径	100 mm
外径	142 mm
ターン数	131
線材長	50 m
コイル I_c (77K, s.f.)	35 A
コイル n 値	29

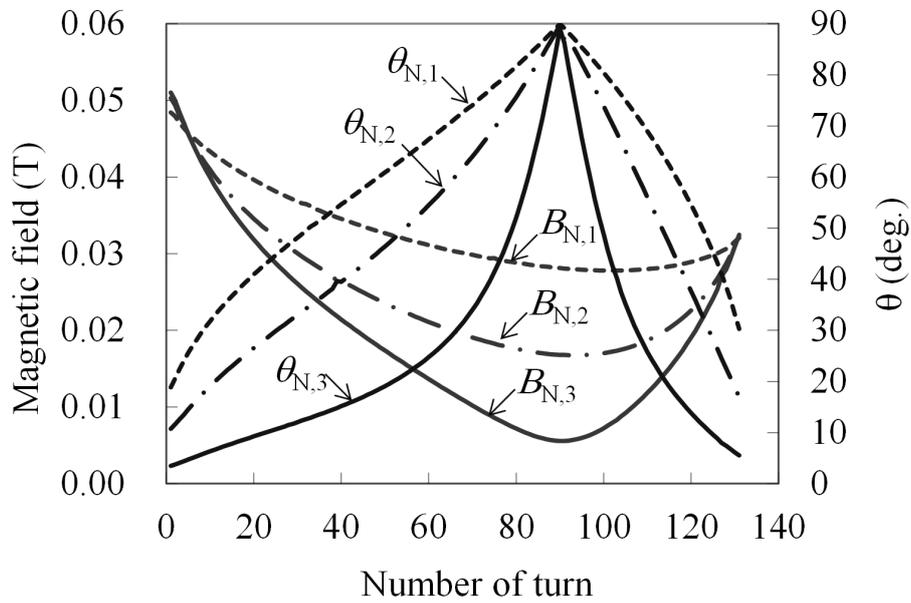


図 3.2.3-1 検証用非含浸コイル内の経験磁場分布 ($B_{N,i}$, $\theta_{N,i}$) 計算結果
 ※通電電流値 $I = 1$ A、線材幅方向分割数 6

($B_{N,1} = B_{N,6}$, $B_{N,2} = B_{N,5}$, $B_{N,3} = B_{N,4}$, $\theta_{N,1} = \theta_{N,6}$, $\theta_{N,2} = \theta_{N,5}$, $\theta_{N,3} = \theta_{N,4}$).

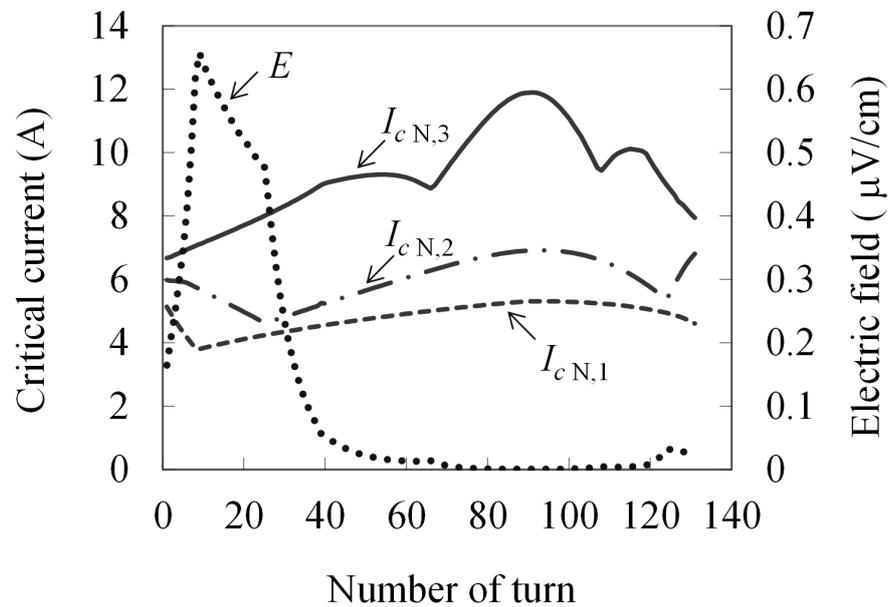


図 3.2.3-2 検証用非含浸コイル内の $I_{cN,i}$ 、およびフラックスフロー電圧の計算結果
 ※通電電流値 $I = 32.5$ A、線材幅方向分割数 6

($I_{cN,1} = I_{cN,6}$, $I_{cN,2} = I_{cN,5}$, $I_{cN,3} = I_{cN,4}$)

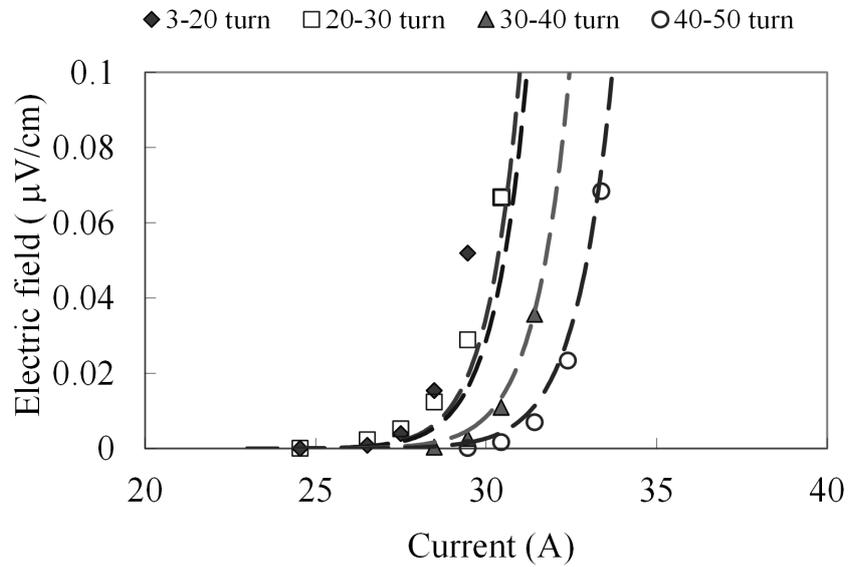


図 3.2.3-3 検証用非含浸コイルの通電特性の計算結果（線材幅方向分割数 6）と実験値との比較① ※3-20, 20-30, 30-40, 40-50 turn

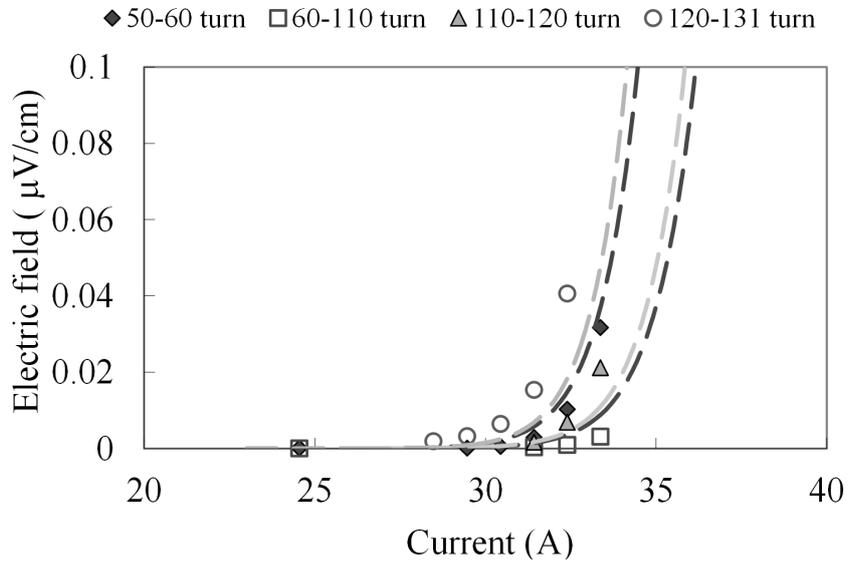


図 3.2.3-4 検証用非含浸コイルの通電特性の計算結果（線材幅方向分割数 6）と実験値との比較② ※50-60, 60-110, 110-120, 120-131 turn

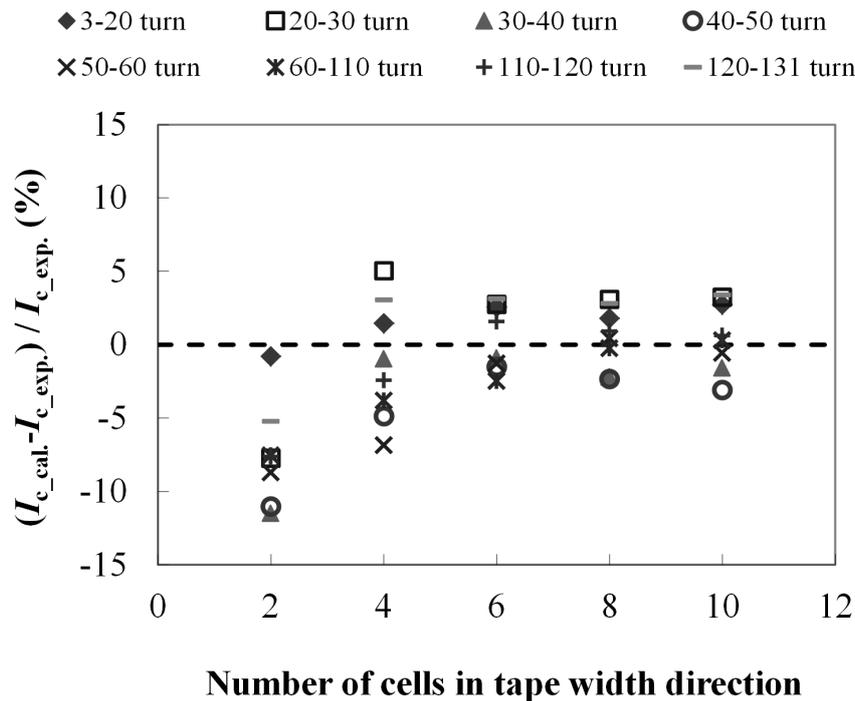


図 3.2.3-5 線材幅方向の分割数に対する各巻線部における I_c の計算予測誤差の依存性
 ※計算予測誤差は、 10^{-7} V/cm ($0.1 \mu\text{V/cm}$) の低電界で定義した計算値 $I_{c_cal.}$ と、実験値 $I_{c_exp.}$ との相対差 $(I_{c_cal.} - I_{c_exp.}) / I_{c_exp.}$ で定義

3.2.4. 様々な諸元で試作した含浸コイルでの検証

さらに、本計算手法の妥当性を確認する目的で、諸元の異なる様々なサイズ、内外径比のシングルパンケーキコイルを試作し、その通電特性について計算結果と LN_2 冷却・通電試験で得た実験値との比較・評価を行った。試作したコイルの諸元を表 3.2.4-1 に示す。これらのコイルは、前節と同じく線材#A を用いて製作し全て樹脂含浸したものであり、コイル#C については、内外径比が 1.4 を越えているため、巻線部を分割し劣化防止対策を施したコイルである。また、使用した RE 系線材は製造ロットが異なっており、コイル#A, #B とコイル#C, #D とで 2 つの製造ロットに分かれている。また、計算に用いた $I_c(B, \theta)$ 特性は前述のデータを用いており、線材幅方向の分割数は 6 とした。各コイルの通電特性の実験値、および計算結果を図 3.2.4-1 に示す。計算予測誤差 $(I_{c_cal.} - I_{c_exp.}) / I_{c_exp.}$ は、それぞれ 0.6 % (#A), -0.1 % (#B), 2.2 % (#C), 0.5 % (#D) とコイル化前の線材の臨界電流値のばらつきに相当する $\pm 5\%$ 以内であり、諸元の異なる含浸コイルについても通電特性を精度良く予測できることが確認できた。

表 3.2.4-1 計算対象とした RE 系コイルの諸元.

コイル No.	#A	#B	#C	#D
線材長 (m)	8.9	10.7	11.3	8.7
内径 (mm)	100	100	30	270
外径 (mm)	109	112	61	274
内外径比.	1.09	1.12	2.03	1.01
ターン数	27	27	80	10
コイル $I_{c_exp.}$ (A)	41.5	41.6	34.9	52.6
コイル n 値	31.2	34.8	30.4	28.9
計算予測誤差 ($I_{c_cal.} - I_{c_exp.}$)/ $I_{c_exp.}$ (%)	0.6	-0.1	2.2	0.5

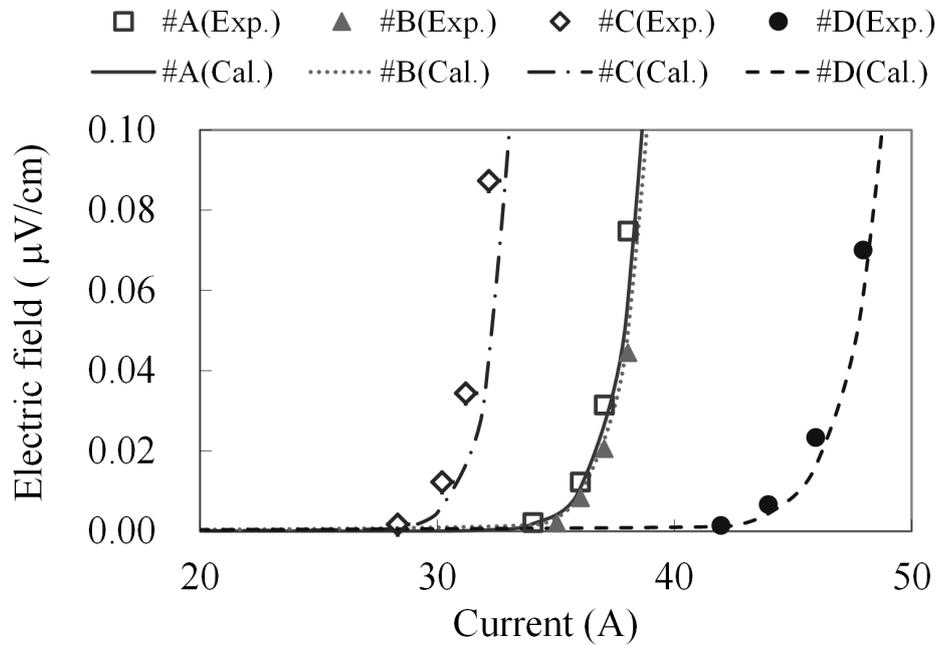


図 3.2.4-1 様々な諸元で試作した含浸コイルでの通電特性の実験値と計算結果との比較

3.3. 人工ピン入り RE 系線材での計算予測

テープ形状の RE 系線材を幅方向に分割された複数の並列導体として扱う計算手法を用いることで、通電特性がコイル化前の線材の臨界電流値のばらつきに相当する±5%の精度で予測できることを複数のコイルで確認した。しかしながら、近年、開発が盛んに進められている人工ピンを導入した RE 系線材（線材#A と断面寸法は同一）を用いて表 3.3-1 に示す諸元のシングルパンケーキコイルを試作し、通電特性の計算予測を行ったところ、計算予測誤差は約 10%に増大してしまった。本計算手法では、コイルに使用した線材の $I_c(B, \theta)$ 特性が、短尺線材で測定した特性とほぼ同じか、もしくは差が小さいことが前提となっている。したがって、人工ピン入りの RE 系線材を用いたコイルで通電特性の予測誤差が大きくなった原因として、 $I_c(B, \theta)$ 特性のばらつきが、通常的人工ピンが入っていない RE 系線材よりも大きくなった可能性がある[4]。

当初、コイルの試作前に事前にサンプル#1 の $I_c(B, \theta)$ 特性を取得していたが、計算予測誤差が大きかったため、コイルの試作後に実際にコイルに使用したサンプル#2 についても $I_c(B, \theta)$ 特性を取得した。取得した $I/I_c(77\text{ K, s.f.})$ の磁場印加角度依存性を図 3.3-1 に示す。比較のため 77 K、自己磁場中の I_c で規格化している。両サンプルとも 2010 年製造の線材であるが、人工ピン入り線材の $I/I_c(77\text{ K, s.f.})$ の磁場印加角度依存性は異なっている。特に $\theta = 15^\circ$ 付近で差が大きく、印加磁場 0.2 T では、 $I/I_c(77\text{ K, s.f.})$ が #1 で 0.61 であるのに対して #2 では 0.50 であり、約 23% $I_c(B, \theta)$ 特性が異なることが分かった。

このような $I_c(B, \theta)$ 特性の違いが、コイルの通電特性の計算予測に対して、どの程度影響するかを調べるため、サンプル#1 と #2 のそれぞれの $I_c(B, \theta)$ 特性を用いて計算した結果と実験値との比較を行った。結果を図 3.3-2 に示す。サンプル#1 の $I_c(B, \theta)$ 特性で計算した結果が、本節冒頭の計算予測誤差が約 10%となった計算結果である。一方、実際にコイルに使用したサンプル#2 の $I_c(B, \theta)$ 特性で計算した結果は、実験値と非常によく一致しており、計算予測誤差は 0.3%となった。サンプル数が少ないため、以上の結果から直ちに、人工ピン入りの RE 系線材の $I_c(B, \theta)$ 特性が通常的人工ピンが入っていない RE 系線材に比べ、ばらつきが大きいと結論付けることはできない。しかし実際に $I_c(B, \theta)$ 特性の違いが、コイルの通電特性の予測誤差に顕著に影響する結果が示されたことから、実機のコイルを設計、製作する際には、事前に使用する線材の $I_c(B, \theta)$ 特性が、取得済みの短尺線材で測定した特性と $I_c(B, \theta)$ 特性と一致しているか確認しておく必要があることが分かった。

表 3.3-1 人工ピン入り RE 系線材で試作したコイルの諸元

線材長	24 m
線材 I_c min.(77 K, s.f.)	94 A
内径	50 mm
外径	90 mm
内外径比	1.80
ターン数	114

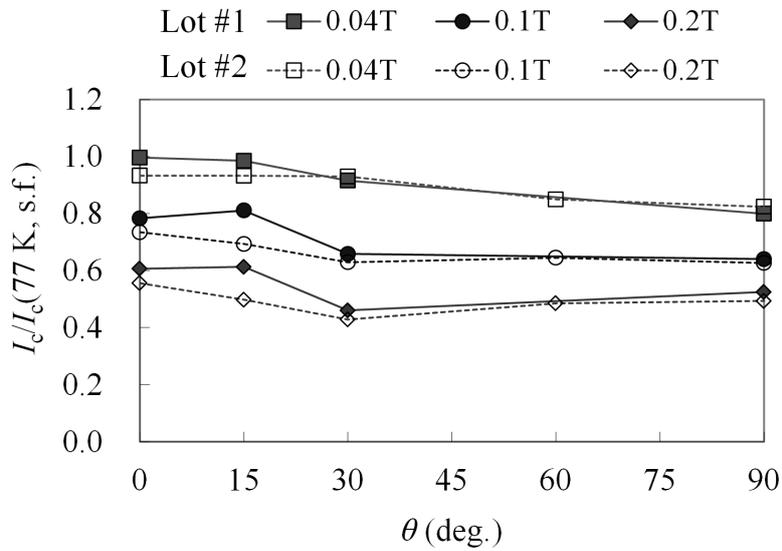


図 3.3-1 製造ロットが異なる人工ピン入り線材の $I_c/I_c(77\text{ K, s.f.})$ の磁場印加角度依存性

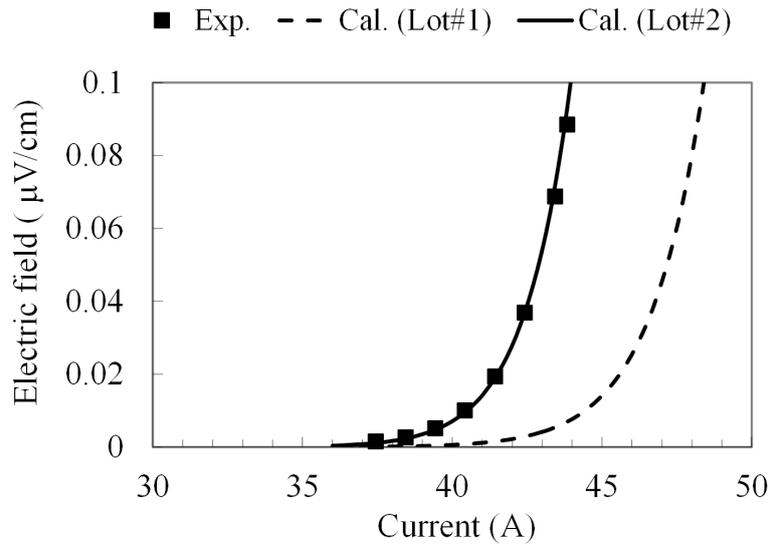


図 3.3-2 製造ロットが異なる人工ピン入り線材の $I_c(B, \theta)$ 特性を用いて計算した通電特性の計算結果と実験値との比較

3.4. まとめ

コイルの通電特性は線材の臨界電流特性とコイル内の磁場分布によって決まるが、RE系線材はテープ形状のアスペクト比の大きな形状をしているため、線材幅方向の経験磁場の違いで線材幅方向に電流分布が生じて精度良く予測することが難しいという問題があった。そこで本研究では、通電特性の定量的な予測計算手法の構築を目的として、諸元の異なるコイルを試作し、通電特性の予測値と実測値の比較・評価を行った。線材幅方向を複数セルの並列導体とする等価回路モデルを考案することにより、様々な諸元のコイルの通電特性について、コイル臨界電流値の実験値と計算値がコイル化前の線材の臨界電流値のばらつきに相当する±5%以内の精度で予測しうることを確認した。また、人工ピン入りのRE系線材を使ったコイルに適用した結果、 $I_c(B, \theta)$ 特性の違いが、コイルの通電特性の予測誤差に顕著に影響する結果が示され、実機のコイルを設計、製作する際には、事前に使用する線材の $I_c(B, \theta)$ 特性が、取得済みの短尺線材で測定した特性と $I_c(B, \theta)$ 特性と一致しているか確認しておく必要があることが分かった。

参考文献

- [1] P. Usak, M. Polak, J. Kvitkovic, P. Mozola, P. N. Barnes, and G. A. Levin, "Current Distribution in the Winding of a Superconducting Coil," *IEEE Trans. On Appl. Supercond.*, vol. 18, no. 2, pp.1597-1600, Jun. 2008.
- [2] S. Iwai, H. Miyazaki, T. Tosaka, K. Tasaki, and Y. Ishii, "Study of the Basic Properties of REBCO-coated Conductors for HTS Coil Technology -Evaluation of Delamination Characteristics and Numerical Prediction of Flux Flow Characteristics-," *TEION KOUGAKU (J. Cryo. Super. Soc. Jpn.)*, Vol. 48 No.4 (2013), p.187-195. 岩井貞憲, 宮崎寛史, 戸坂泰造, 田崎賢司, 石井祐介 : 「コイル化技術に必要な RE 系線材の特性把握—許容剥離応力評価とコイルフラックスフロー特性の定量的予測—」,低温工学 48 巻 4 号 (2013), p.187-195
- [3] F. Irie, and K. Yamafuji, "Theory of flux motion in non-ideal type-II superconductors," *J. Phys. Soc. Jpn.*, vol. 23, no. 2, pp. 255–268, 1967.
- [4] Y. LEE, N. Nakamura, T. Komagome, M. Ogata, K. Mizuno, K. Nagashima, "Variation in the J_c characteristics of YBCO wire with artificial pinning centers," *Abstracts of CSJ Conference*, Vol.85 (2011) p.78
Lee Yoonnseok, 仲村直子, 駒込敏弘, 小方正文, 水野克俊, 長嶋賢 : 「人工ピン入り YBCO 線材の J_c 特性の不均一性について」, 第 85 回 2011 年度秋季低温工学・超電導学会講演概要集 (2011) p.78.

第4章 伝導冷却システムにおける伝熱経路確保

4.1. 目的

前章までに述べたような対策を施し、コイル化に際する特性劣化を防止したコイルであっても、フラックスフロー損失、接続部のジュール損失などの発熱を適切な伝熱経路によって冷凍機まで伝熱輸送し効率的に排熱しなければコイルは熱暴走してしまう。しかしながら、劣化防止のためにコイルの巻線部を径方向に機械的に分割すると、径方向の伝熱性能が低下して温度差が生じ、局所的に RE 系線材の運転限界温度を超えた箇所でも熱暴走してしまう恐れがある。そこで、本研究では、発熱特性を予測した上で、径方向の分割数をパラメータとしてコイルで生じる伝熱温度差の計算手法を提示するとともに、劣化防止策として巻線部を径方向に分割したコイルであっても、コイル内部まで冷却可能な伝熱構造について設計・検討した結果について述べる。

4.2. フラックスフロー損失による発熱の分布

4.2.1. 伝導冷却システムにおける熱の流れ

伝導冷却システムにおける熱の流れ（伝熱）の概念図を図 4.2.1-1 に示す。RE 系コイルの内部で発生した発熱 Q_{coil} は、まず伝熱板に輸送され、その後、伝熱板から極低温冷凍機で冷却された冷却ステージを伝って冷凍機に回収される。この時、コイルから冷凍機までの伝熱温度差 $\Delta T'$ は、伝熱板の熱伝導率 λ (W/m/K)、および断面積 S (m²) と長さ L (m) から $L/(\lambda S)$ で求められる熱抵抗 κ (K/W) で $\Delta T' = \kappa \times Q_{\text{coil}} = L/(\lambda S) \times Q_{\text{coil}}$ で決まる。したがって、発熱量に応じて伝熱板の断面積 S (m²) と長さ L (m) を適切に設定することにより、この伝熱温度差 $\Delta T'$ は制御可能である。

一方、RE 系コイルは、実際には図 4.2.1-2 に示すようなシングルパンケーキコイルや、これを積層した積層コイル[1]などの円柱形状をしているため、RE 系コイルの内部で発生した熱 Q_{coil} は、伝熱板まで輸送されるまでにおいても図 4.2.1-3 に示すよう伝熱経路において伝熱温度差 ΔT が生じることになる。通常の場合には、ターン間の隙間はエポキシ樹脂で充填されているため、コイル径方向への伝熱が可能性であるが、図 4.2.1-4 に示すように、劣化防止のために巻線部を機械的に分割した含浸コイルの場合、径方向熱応力 σ_r を緩和できる反面、熱的に分断されるため、別途、熱伝送の流路を確保して伝熱させなけ

ればならない。すなわち、劣化防止のリスクを低減するために巻線部の分割数を増やせば増やすほど、コイル内での伝熱温度差 ΔT が増大してしまうことが危惧される。

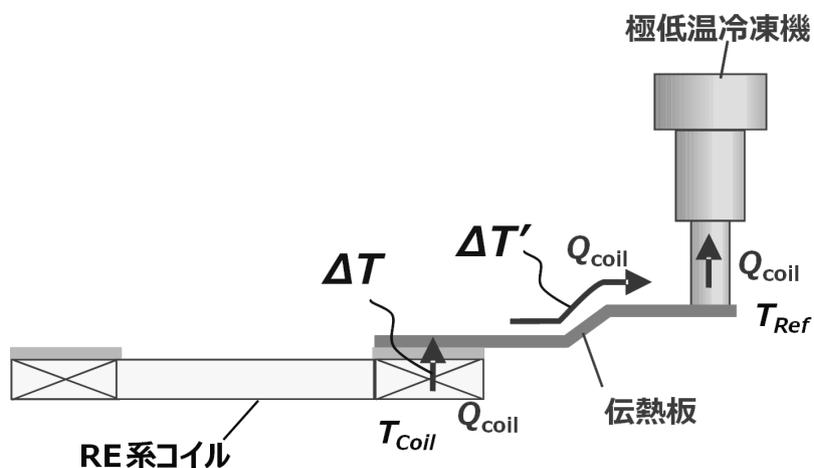


図 4.2.1-1 伝導冷却システムにおける伝熱の概念図



図 4.2.1-2 従来の伝熱構成の例[1]

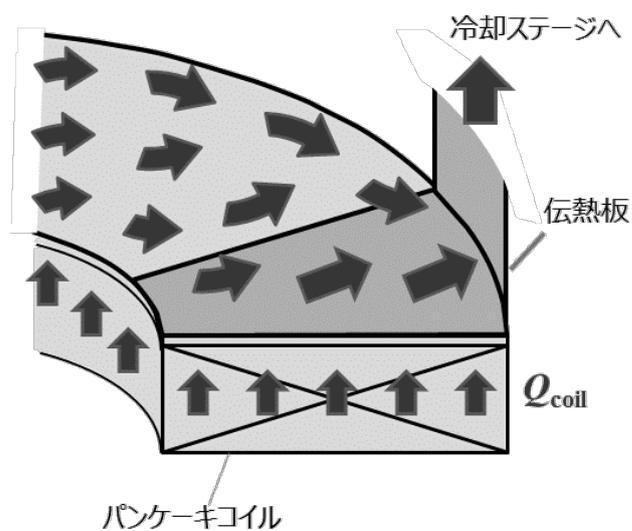


図 4.2.1-3 従来の含浸コイルにおける伝熱の概念図

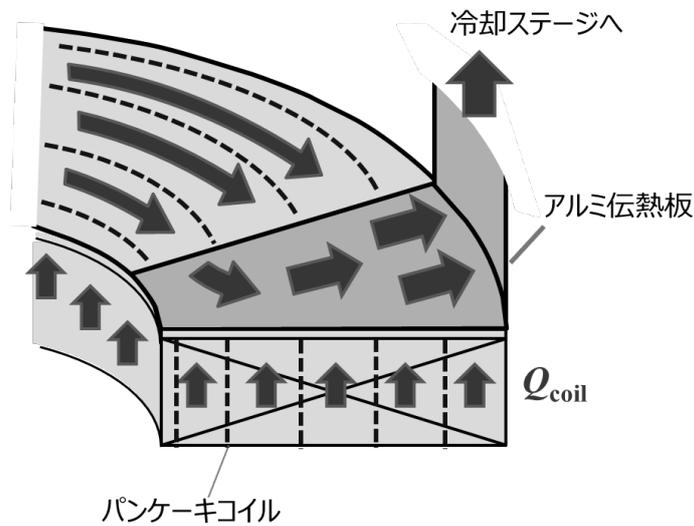


図 4.2.1-4 劣化防止のため巻線部を径方向に分割した含浸コイルにおける伝熱の概念図

4.2.2. コイル諸元

まず、巻線部の分割がどの程度のコイル内での温度差 ΔT を生じさせるのかを調べるため、一例として表 4.2.2-1 に諸元を示す口径 50mm の 10 T 高磁界コイルを対象に、定量的な温度差 ΔT の評価を試みた。本コイルは図 4.2.2-1 に示す内径 50 mm、外径 132 mm のシングルパンケーキコイルを 22 枚積層したものであり、コイル積層層間は後述するように、研究用にシングルパンケーキコイルを取り出し交換可能とするため非接着としている。巻線部の分割数は 11 であり、径方向の巻厚 41 mm に対し、11 分割後の各巻線部の巻厚は約 3.7 mm である。

表 4.2.2-1 極小口径 10 T 高磁界コイルの設計諸元

線材幅	4 mm
線材厚	0.1 mm
線材 $I_c(77\text{ K, s.f.})$	100 A
内径	50 mm
外径	132 mm
内外径比	2.6
巻線部分割数	11
高さ	105 mm
パンケーキ数	22
総ターン数	5280
線材全長	1.5 km

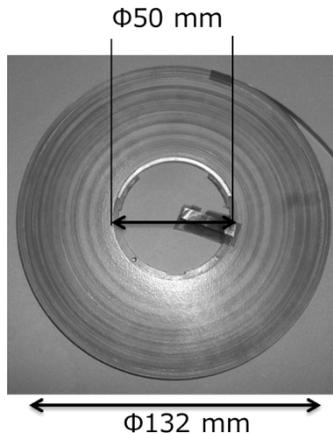


図 4.2.2-1 10 T 高磁界コイルを構成する口径 50mm のシングルパンケーキコイル

4.2.3. パンケーキコイル内の発熱密度分布

本シングルパンケーキコイルについて、第 3 章で述べた計算予測手法を用いて通電特性を予測し、パンケーキコイル内の発熱分布を見積った。なお、計算したシングルパンケーキコイルは、22 枚の内、経験磁場のテープ面垂直方向の成分が最も大きく、最も発熱条件が高くなると予想される最上層のコイルを選択した。

フラックスフロー電圧分布の計算結果を図 4.2.3-1 に、これを 1 ターン分の体積で割って、発熱密度に換算した結果を図 4.2.3-2 に示す。ここで、通電電流値は、各温度で局所的にフラックスフロー電圧が 10^{-6} V/cm に達する、すなわち局所的な通電負荷率が 100% に達した際の表 4.2.3-1 に示す電流値に設定した。発熱密度はフラックスフロー電圧と電流の積に比例するため、分布の形状は同じであっても、通電電流値が大きくなる低温ほど発熱密度が高くなり、20 K では最大 5.4 kW/m³ となる。また、温度が高くなるにつれて、分布のピークがコイル内周側にシフトしている。これは、RE 系線材の $I_c(B, \theta)$ 特性において、高温では角度依存性が小さいが、低温になるほど磁場印加角度に対する依存性が顕著になることから、高温では経験磁場の絶対値の大きいコイル内周側で相対的に大きなフラックスフロー電圧が発生しているものと推察される。

表 4.2.3-1 通電特性を計算した通電電流値

※各温度で局所的にフラックスフロー電圧が 10^{-6} V/cm に達する電流値

温度 T (K)	20	30	40	50	60
通電電流値 I (A) (局所 I_c)	149.6	123.5	91.5	65.0	45.3

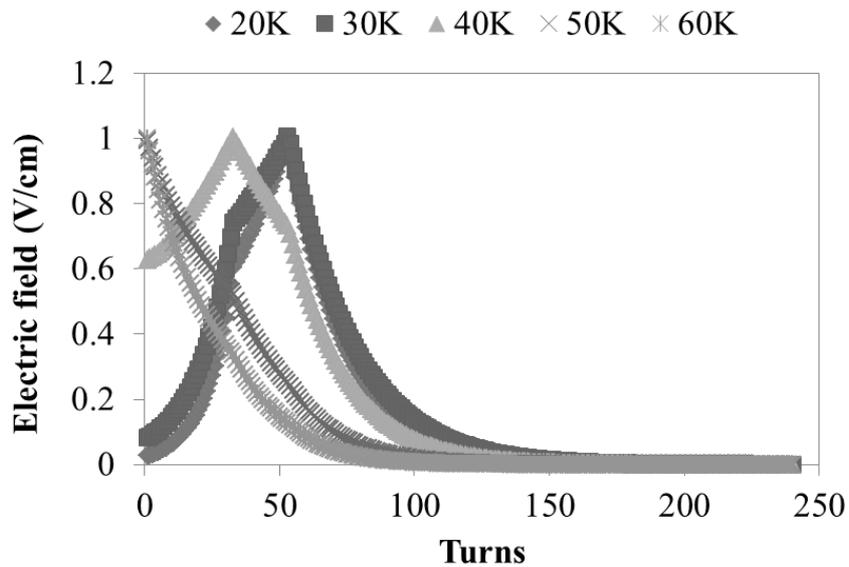


図 4.2.3-1 パンケーキコイル内のフラックスフロー電圧分布

※通電電流値は、各温度で局所的にフラックスフロー電圧が 10^{-6} V/cm に達する、すなわち局所的な通電負荷率が 100%に達した際の電流値

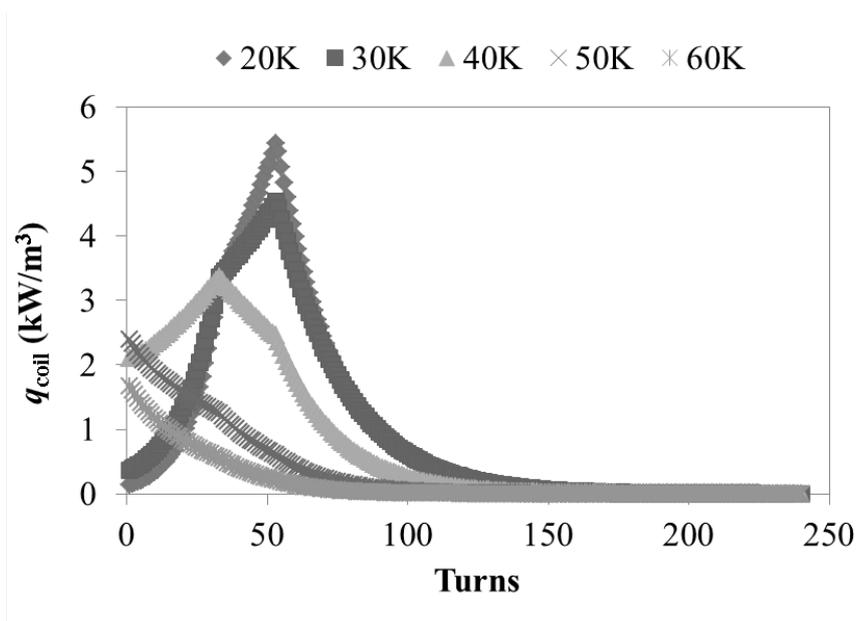


図 4.2.3-2 パンケーキコイル内のフラックスフロー電圧による発熱密度分布

※通電電流値は、各温度で局所的にフラックスフロー電圧が 10^{-6} V/cm に達する、すなわち局所的な通電負荷率が 100%に達した際の電流値

4.3. 巻線部の等価熱伝導率

4.3.1. 巻線構成

前節で得られたコイル内の発熱密度分布を基にコイル内で生じる伝熱温度差を計算するためには、巻線部の等価熱伝導率が必要となる。図 4.3.1-1 に巻線部 1 ターンの構成を示す。ポリイミドがターン間絶縁材であり、RE 系線材とポリイミドとの間に充填されるエポキシについては、第 5 章で実際に試作したシングルパンケーキコイルの巻厚をターン数で割った 1 ターンの厚さから逆算し求めた。

4.3.2. 等価熱伝導率

図 4.3.1-1 で示した巻線部単位構成について、等価熱伝導率 λ を計算した計算結果を図 4.3.2-1 に示す。なお、エポキシとポリイミドの熱伝導率は、図 4.3.2-2 に示す値を使用した。巻線部単位構成の等価熱伝導率は、線材長手方向に対応する θ 方向の熱伝導率が最も高く、 r 方向の熱伝導率は約 3 桁小さいことが分かる。ただし、伝熱温度差は、前述のように $\Delta T = \kappa \times Q_{\text{coil}} = L / (\lambda S) \times Q_{\text{coil}}$ となるため、伝熱経路の断面積と長さが重要となる。特に断面積は巻線部の分割数によって変化することから、これを計算パラメータとして RE 系コイルで生じる温度差を計算し評価することとした。

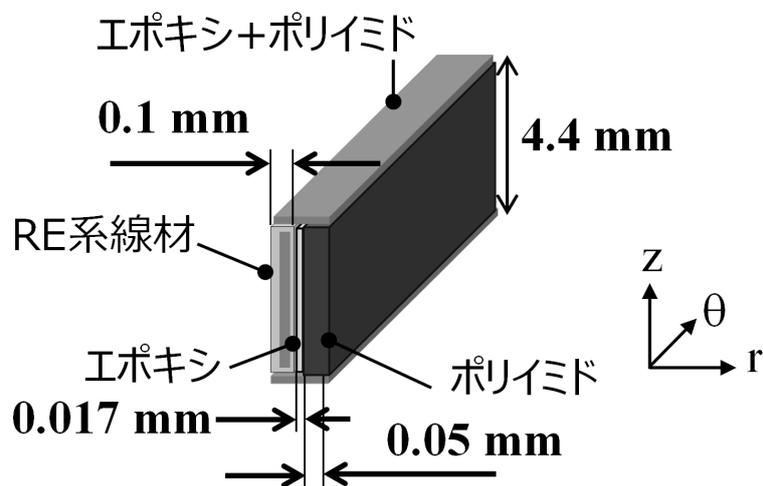


図 4.3.1-1 巻線部 1 ターンの構成

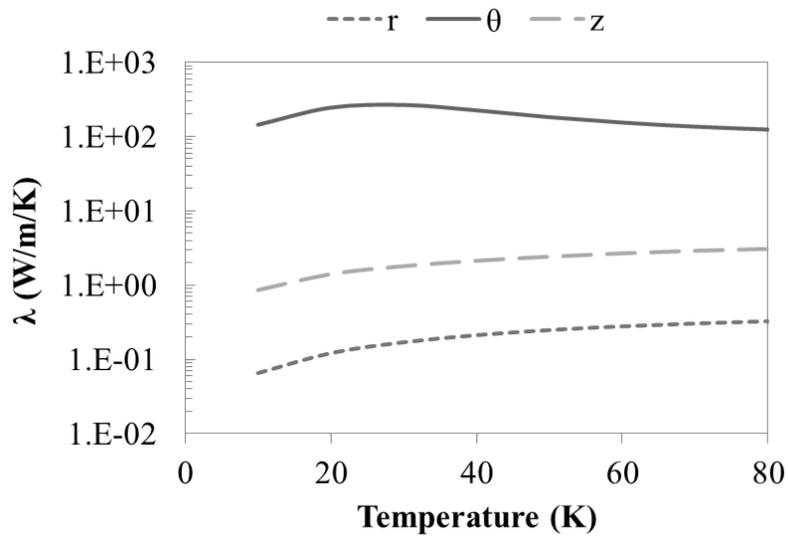


図 4.3.2-1 巻線部 (RE 系線材、エポキシ、ポリイミドの複合材) の等価熱伝導率

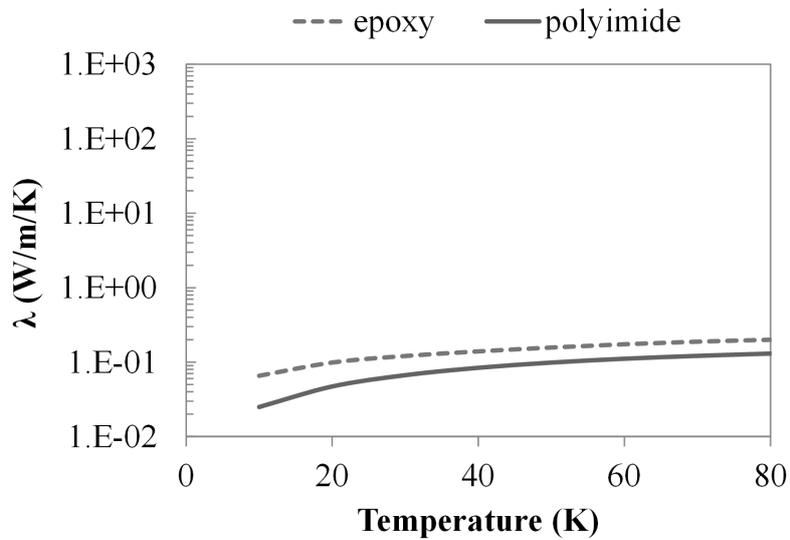


図 4.3.2-2 エポキシ、ポリイミドの熱伝導率

4.4. RE 系コイルで生じる伝熱温度差

4.4.1. 計算方法

RE 系コイルの分割された巻線部において生じる温度差を計算するため、図 4.4.1-1 に示すような最も単純なモデルを仮定した。すなわち、伝熱板が 2 方向から引き出されることから 1/4 縮小モデルとし、また、コイル内で発生した発熱 Q_{coil} が最も伝熱板から最も遠い図中の $\theta=90^\circ$ の位相から流入すると仮定した。また、巻線部の分割数を N としたとき i 番目の分割要素では、 Q_{coil} が r 方向に $(N-i)$ 箇所の分割部 ($w'=67\ \mu\text{m}$, $t'=125\ \mu\text{m}$) を跨いで冷凍機で冷却されたアルミ伝熱板まで伝熱する想定とした。本仮定の下、各ターンにおける伝熱温度差 ΔT を r , θ , z 方向で生じる温度差の和として、次式で計算した。

$$\Delta T = \left\{ \left(\frac{1}{\lambda_r} \frac{Nw - (r - r_0)}{tL(r)} + (N - i) \frac{1}{\lambda'_r} \frac{w'}{2t'L(r)} \right) + \frac{1}{\lambda_\theta} \frac{L(r)}{wt} + \frac{1}{\lambda_z} \frac{t/2}{L(r)w} \right\} \times Q_{coil} \quad (4.4.1.1)$$

ここで、 w は分割された巻線部の幅を表しており、巻厚 41 mm を分割数 N で割った $w=41\ (\text{mm})/N$ として計算した。 t は巻線部の厚さを、 L は周長の 1/4 の長さを、また、 r_0 はコイルの内径を、 λ_r は、線材幅方向の上下端に位置するエポキシとポリイミドの絶縁層の熱伝導率を表す。

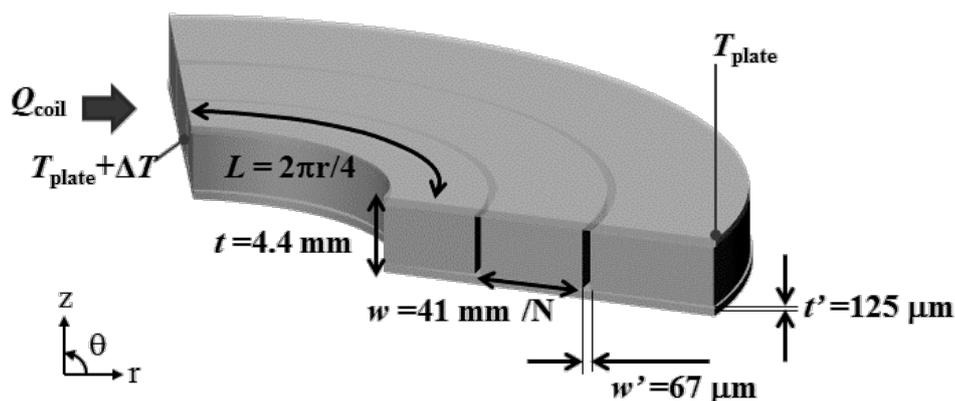


図 4.4.1-1 分割された巻線部の概略構成

※分割数 $N=3$ の場合の例、 T_{plate} は冷凍機により冷却されたアルミ伝熱板の温度

4.4.2. 従来（分割無し）の含浸コイルにおける伝熱温度差

はじめに巻線部を分割していない従来の含浸コイルにおける伝熱温度差 ΔT を、前項の計算方法を用いて計算した。計算結果を図 4.4.2-1 に示す。 ΔT の分布は、4.2.3 節で求めたパ

ンケーキコイル内のフラックスフロー電圧による発熱密度分布(図 4.2.3-2 参照)に対応し、発熱密度の高いターンにおいて、より大きな伝熱温度差が生じる結果となった。また、各温度における伝熱温度の最大値 ΔT_{\max} の温度依存性を図 4.4.2-2 に示す。60 K における ΔT_{\max} は、0.15 K であるが、発熱密度が高くなる低温になるにつれて ΔT_{\max} は増大し、20 K では 0.9 K となった。

表 4.2.3-1 の局所 I_c (20 K で 149.6 A, 30 K で 123.5 A) から 1 K あたりの局所 I_c の変化率を概算すると -2.6 A/K となり、20 K で $\theta=90^\circ$ の位相に 0.9 K の伝熱温度差がついた場合、局所 I_c が約 2.3 A 下がる。したがって伝熱温度差 ΔT を考慮すると、本コイルの実質上の通電限界は約 147.3 A になることが予想される。

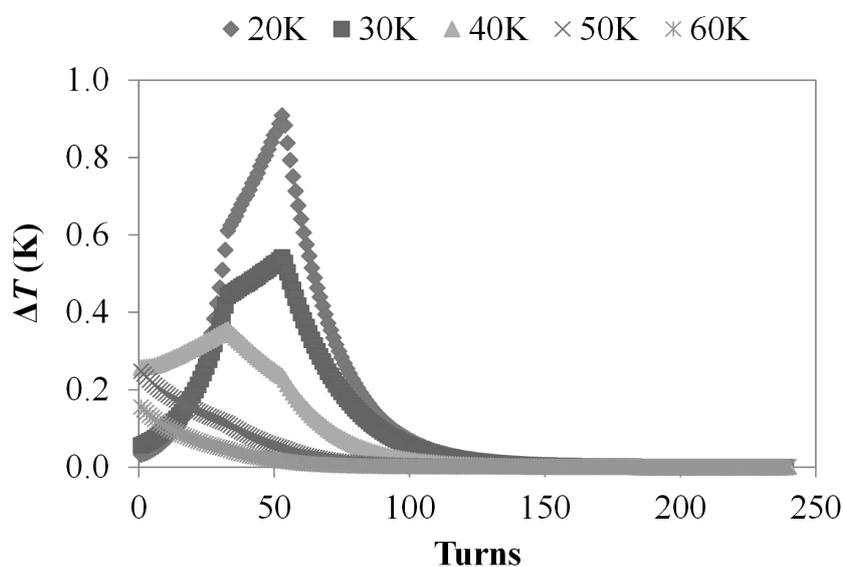


図 4.4.2-1 従来の含浸コイルにおける伝熱温度差 ΔT の計算結果

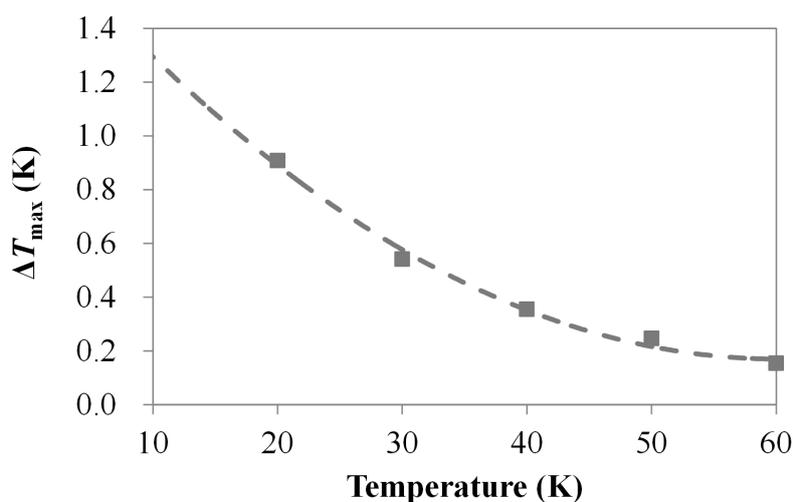


図 4.4.2-2 従来の含浸コイルの各温度における伝熱温度差の最大値 ΔT_{\max} の温度依存性

4.4.3. 巻線部を分割した含浸コイルにおける伝熱温度差

次に、巻線部の分割数を計算パラメータとして、劣化防止対策を施した含浸コイルにおける伝熱温度差 ΔT を計算した。巻線部の分割数は、①分割無しの従来の含浸コイルと、②4分割、③極小口径10 T高磁界コイルで設定した11分割、また、さらに全ターン数の半分まで分割数を増やした④120分割、⑤全ターンを分割する240分割の5ケースで計算することとした。20 Kにおける計算結果を図4.4.3-1、図4.4.3-2に、30 Kにおける計算結果を図4.4.3-3、図4.4.3-4に、40 Kにおける計算結果を図4.4.3-5、図4.4.3-6に、50 Kにおける計算結果を図4.4.3-7、図4.4.3-8に、60 Kにおける計算結果を図4.4.3-9に示す。なお、見易さのため、20 Kから50 Kの計算結果については、①分割無し、②4分割、③11分割で1つの図とし、③11分割、④120分割、⑤240分割（全ターン分割）で1つの図としている。

たとえば、20 Kにおける計算結果では図4.4.3-1に示すように、分割無しの状態で最大0.9 Kであった伝熱温度差が、分割数を増やすことにより、4分割で約1 K、11分割で1.2 Kまで上昇することが分かった。また、図4.4.3-2に示すように、さらに分割数を増やしていくと、径方向の伝熱経路が上下125 μm の薄いエポキシとポリイミドの絶縁層のみとなる240分割（全ターン分割）の条件では、7.9 Kまで上昇する。20 Kにおいて、前項と同様に局所 I_c を見積もると、約20.6 A低下することとなり、129.0 Aが実質上の通電限界となる。したがって、巻線部を分割した含浸コイルの場合、第3章で述べた計算予測手法で予測される通電限界より低い電流値であっても、熱暴走してしまうことになる。また、各温度、各分割数における伝熱温度の最大値 ΔT_{max} の温度依存性を図4.4.3-10、図4.4.3-11に示した。高い温領域では、発熱密度の低下にともなって ΔT_{max} が小さくなるが、発熱密度の高い低温領域ほど、分割による ΔT_{max} の上昇が顕著となる結果が得られた。

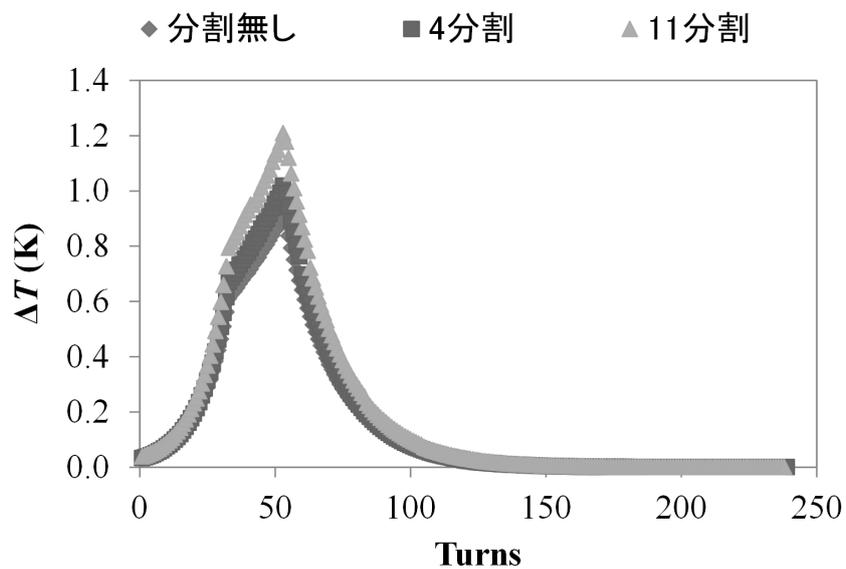


図 4.4.3-1 巻線部を分割した含浸コイルにおける伝熱温度差 ΔT の計算結果
(20 K、①分割無し、②4 分割、③11 分割)

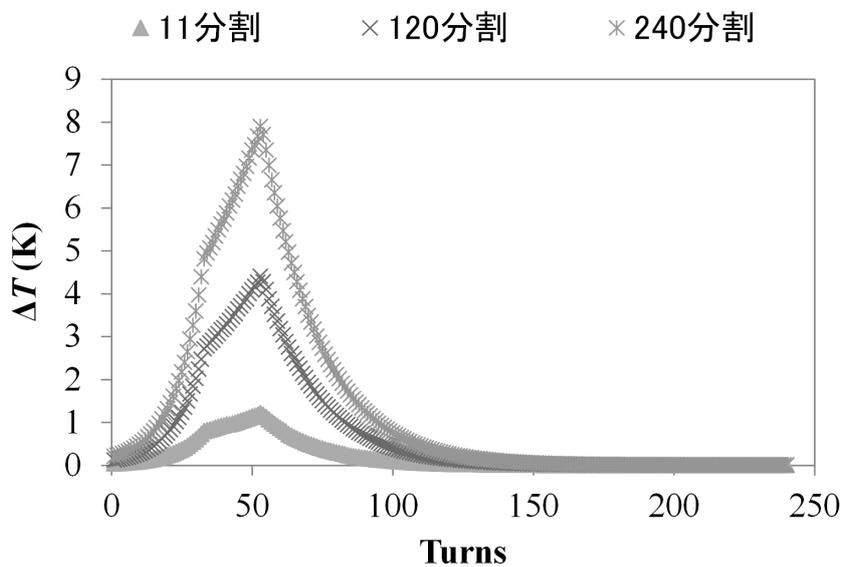


図 4.4.3-2 巻線部を分割した含浸コイルにおける伝熱温度差 ΔT の計算結果
(20 K、③11 分割、④120 分割、⑤240 分割 (全ターン分割))

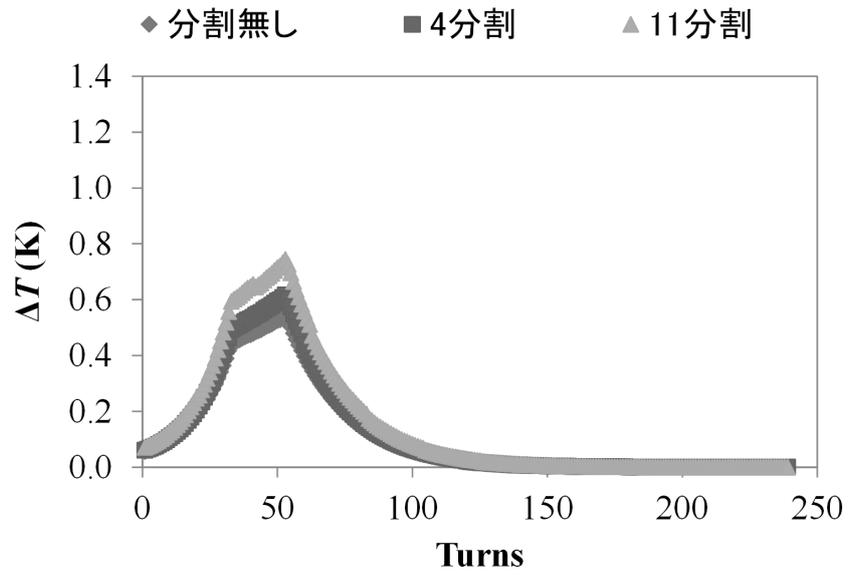


図 4.4.3-3 巻線部を分割した含浸コイルにおける伝熱温度差 ΔT の計算結果
(30 K、①分割無し、②4分割、③11分割)

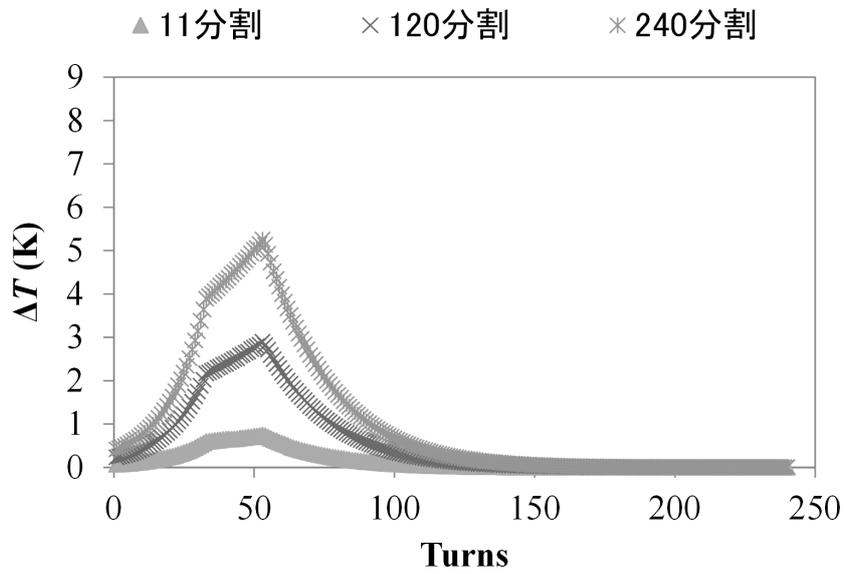


図 4.4.3-4 巻線部を分割した含浸コイルにおける伝熱温度差 ΔT の計算結果
(30 K、③11分割、④120分割、⑤240分割 (全ターン分割))

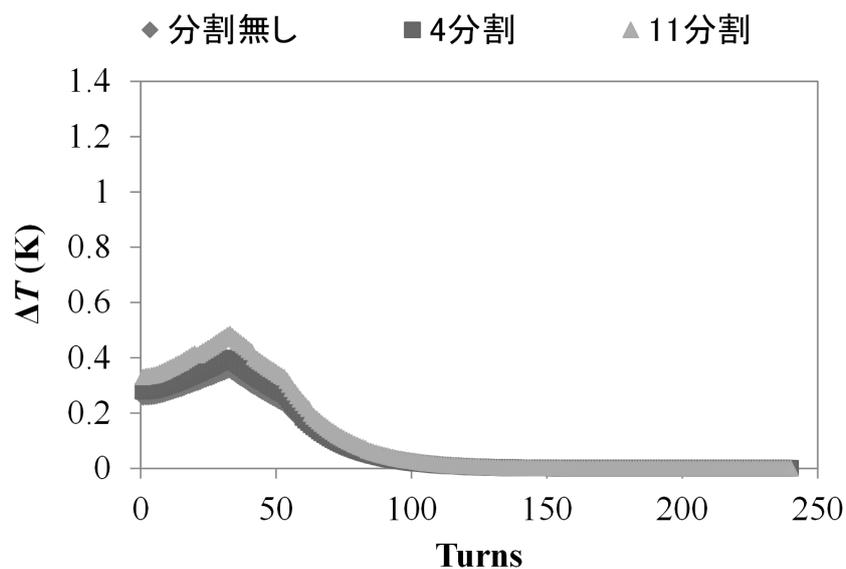


図 4.4.3-5 巻線部を分割した含浸コイルにおける伝熱温度差 ΔT の計算結果
(40 K、①分割無し、②4分割、③11分割)

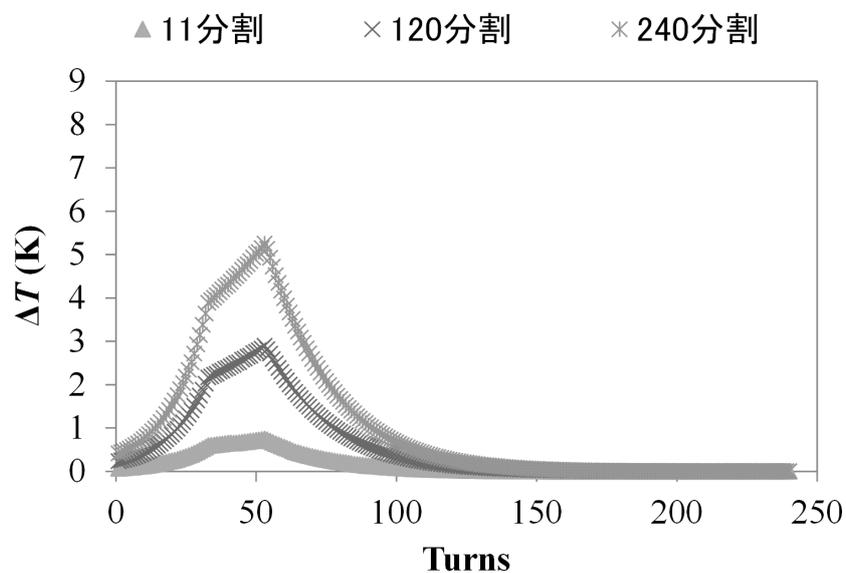


図 4.4.3-6 巻線部を分割した含浸コイルにおける伝熱温度差 ΔT の計算結果
(40 K、③11分割、④120分割、⑤240分割 (全ターン分割))

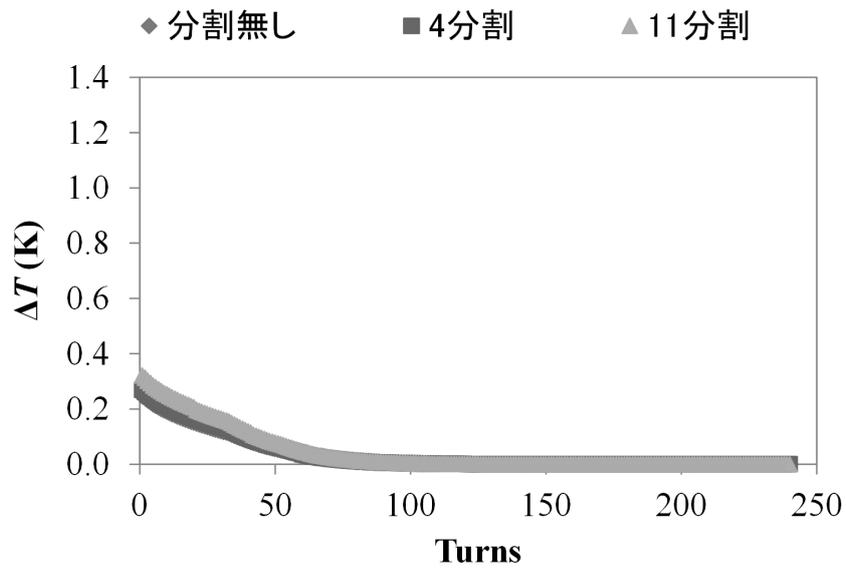


図 4.4.3-7 巻線部を分割した含浸コイルにおける伝熱温度差 ΔT の計算結果
(50 K、①分割無し、②4分割、③11分割)

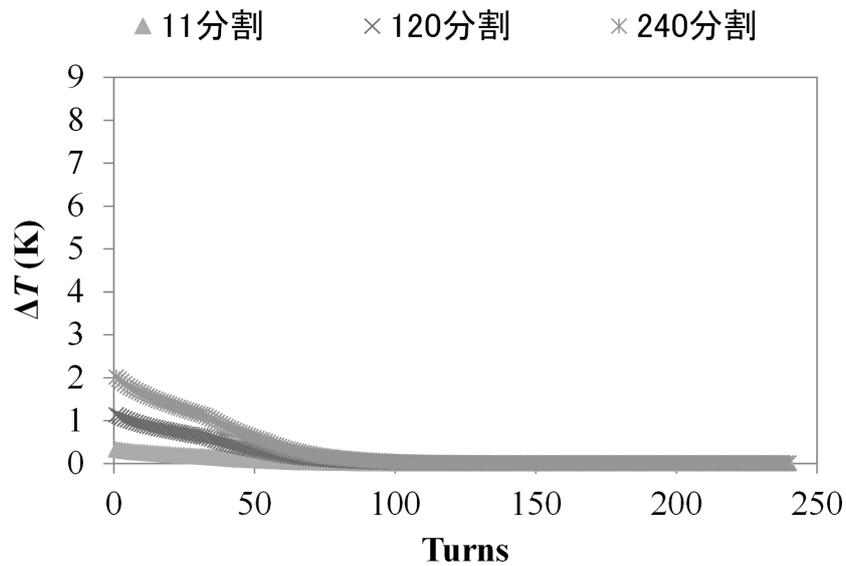


図 4.4.3-8 巻線部を分割した含浸コイルにおける伝熱温度差 ΔT の計算結果
(50 K、③11分割、④120分割、⑤240分割 (全ターン分割))

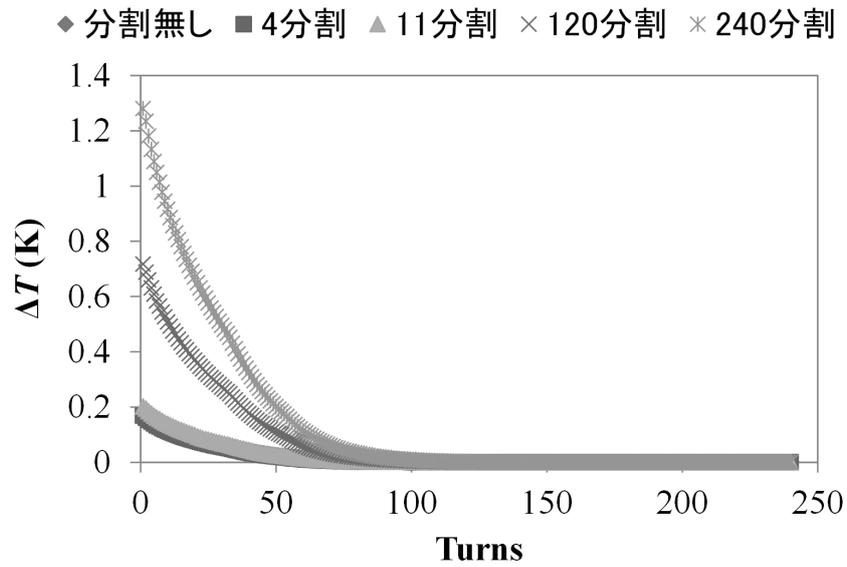


図 4.4.3-9 巻線部を分割した含浸コイルにおける伝熱温度差 ΔT の計算結果 (60 K、①分割無し、②4分割、③11分割、④120分割、⑤240分割 (全ターン分割))

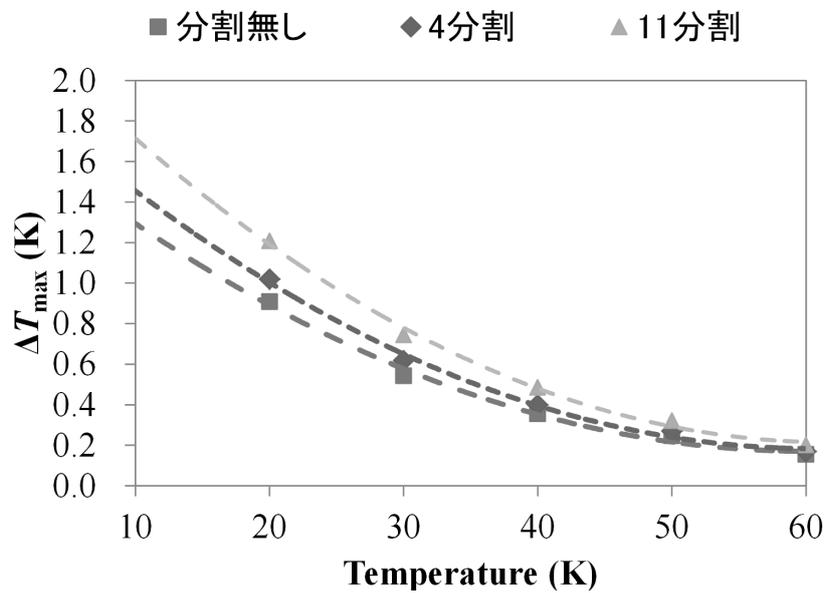


図 4.4.3-10 巻線部を分割した含浸コイルの各温度における伝熱温度差の最大値 ΔT_{\max} の温度依存性 (①分割無し、②4分割、③11分割)

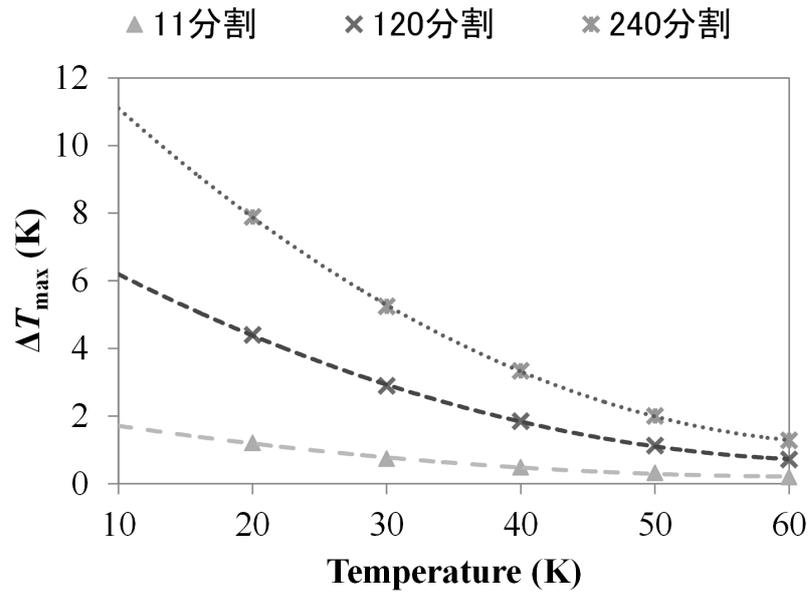


図 4.4.3-11 巻線部を分割した含浸コイルの各温度における伝熱温度差の最大値 ΔT_{\max} の温度依存性 (③11 分割、④120 分割、⑤240 分割 (全ターン分割))

4.4.4. 劣化防止対策と伝熱温度差低減を両立する伝熱構造の検討

劣化防止対策として巻線部を分割した含浸コイルは、分割数が増えるにつれて伝熱温度差 ΔT が増加し、コイルとしての実質上の通電限界を低下させてしまうことが分かった。巻線部の分割数を減らすことで、伝熱温度差 ΔT は抑制できるが、一方でコイルが特性劣化する可能性が高くなる。そこで、劣化防止対策と伝熱温度差の低減を両立する伝熱構造について設計、検討を行った[3,4,5]。図 4.4.4-1 に考案した伝熱構造の概念図を示す。本構造では、径方向 (r 方向) の伝熱経路として、RE 系線材のテープ幅方向端部、すなわちコイル軸方向端面の全面に高純度アルミ製の均熱板 (アルミ均熱板) を接続している。すなわち、RE 系線材から軸方向に受け取った熱 Q_{coil} を、アルミ均熱板で径方向 (r 方向) に均熱化しながら周方向に伝熱する構成である。

均熱板の材料として高純度アルミを選択した理由は、均熱板の付与による電流密度の低下と重量増加を軽減する観点から、低比重かつ高熱伝導率を有するためである。なお、計算には、図 4.4.4-2 に示す RRR が 300 相当の高純度アルミの熱伝導率を使用し、また、厚さとしては、0.25 mm の薄板を想定した。アルミ均熱板を付与した巻線部の熱伝導率を図 4.4.4-3 に示す。比較のため、図 4.3.1-2 に示したアルミ均熱板を付与しない従来の巻線部の熱伝導率を同図に示した。z 方向の熱伝導率よりも低かった r 方向の熱伝導率が、アルミ均熱板の付与により、約 2~3 桁程度、改善していることが分かる。

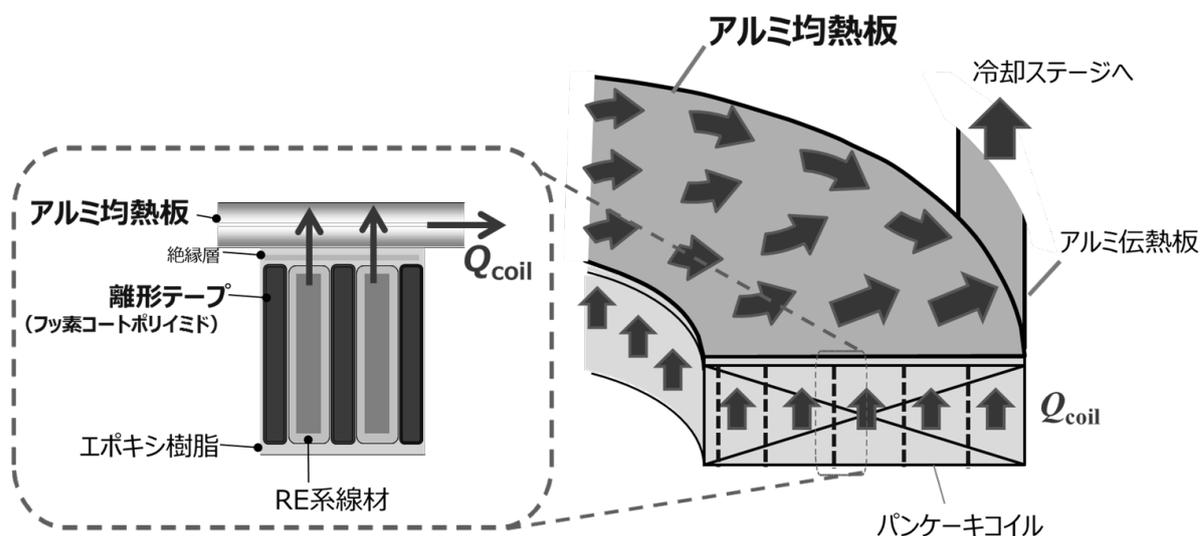


図 4.4.4-1 劣化防止対策と伝熱温度差の低減を両立する伝熱構造の概念図

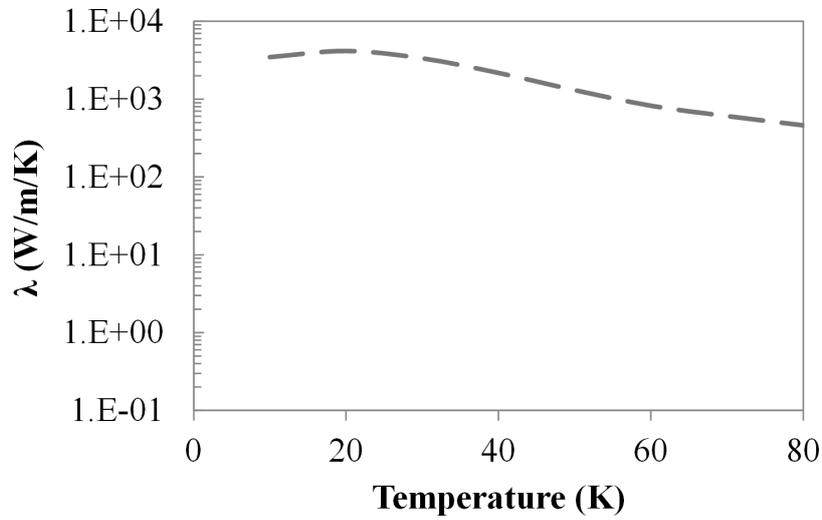


図 4.4.4-2 計算に使用したアルミ均熱板の熱伝導率 (RRR=300 相当)

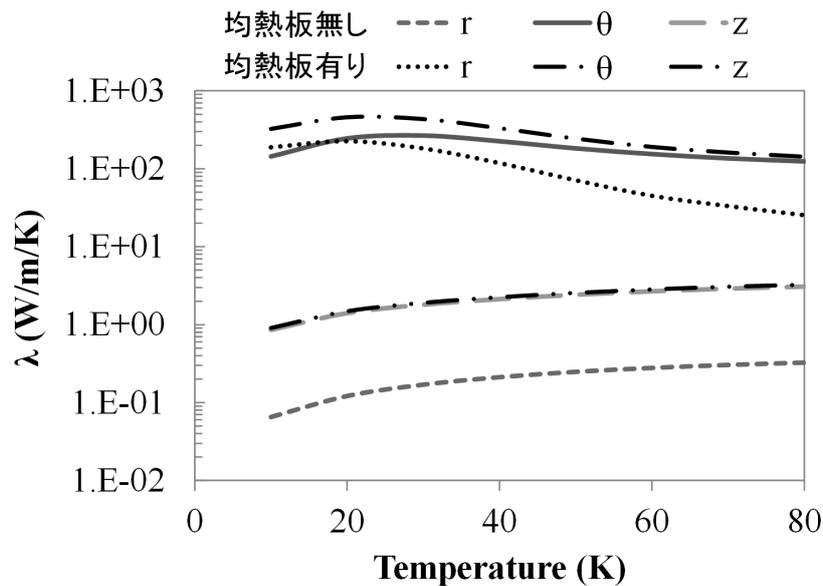


図 4.4.4-3 アルミ均熱板を付与した巻線部と図 4.3.1-2 に示した従来の巻線部の熱伝導率

4.4.5. アルミ均熱板を付与した含浸コイルにおける伝熱温度差

前項で提示し劣化防止対策と伝熱温度差の低減を両立する伝熱構造を適用した含浸コイルにおいて、どの程度、伝熱温度差が改善するか再度計算した。より伝熱温度差が高かった③11 分割、④120 分割、⑤240 分割 (全ターン分割) の条件に対する計算結果を、それぞれ、図 4.4.5-1、図 4.4.5-2、図 4.4.5-3 に示す。なお、比較のため、アルミ均熱板を付与

せず、かつ巻線部を分割しない図 4.4.2-2 に示した計算結果を再掲している。いずれの条件においても、アルミ均熱板の付与によって伝熱温度差の最大値 ΔT_{\max} は減少した。240 分割（全ターン分割）した条件であっても、 ΔT_{\max} は 20 K で 0.3 K で、巻線部を分割しない従来の含浸コイルと同程度の伝熱温度差にまで低減できることが分かった。

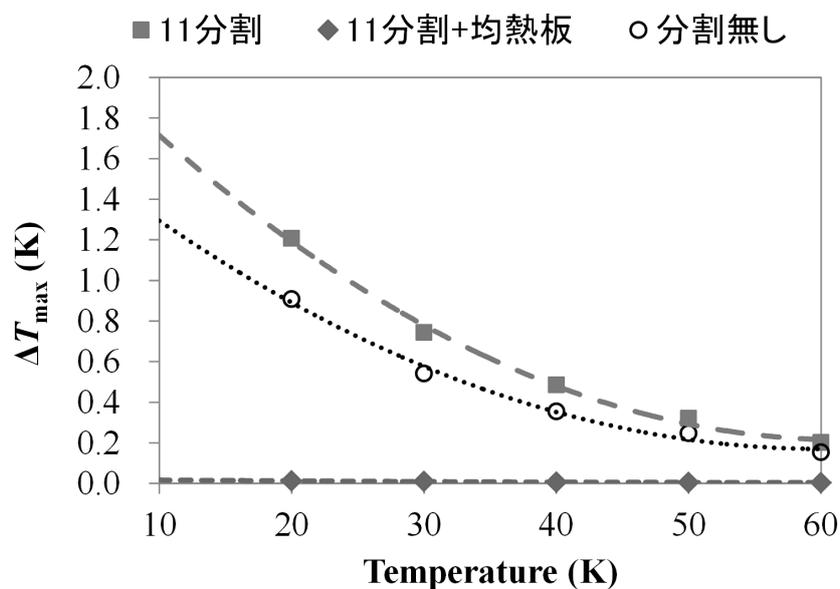


図 4.4.5-1 巻線部を 11 分割した含浸コイルと、均熱板を付与した含浸コイル、および従来の含浸コイル（分割無し）の各温度における伝熱温度差の最大値 ΔT_{\max} の温度依存性

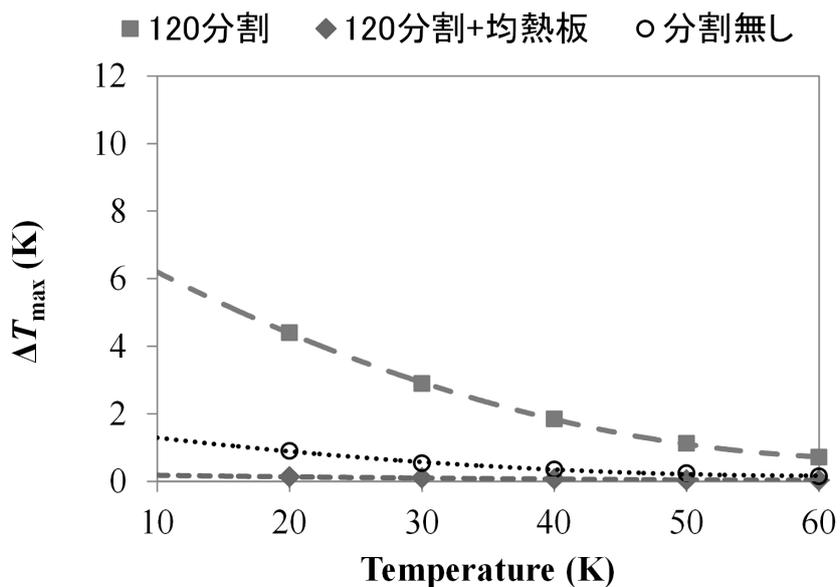


図 4.4.5-2 巻線部を 120 分割した含浸コイルと、均熱板を付与した含浸コイル、および従来の含浸コイル（分割無し）の各温度における伝熱温度差の最大値 ΔT_{\max} の温度依存性

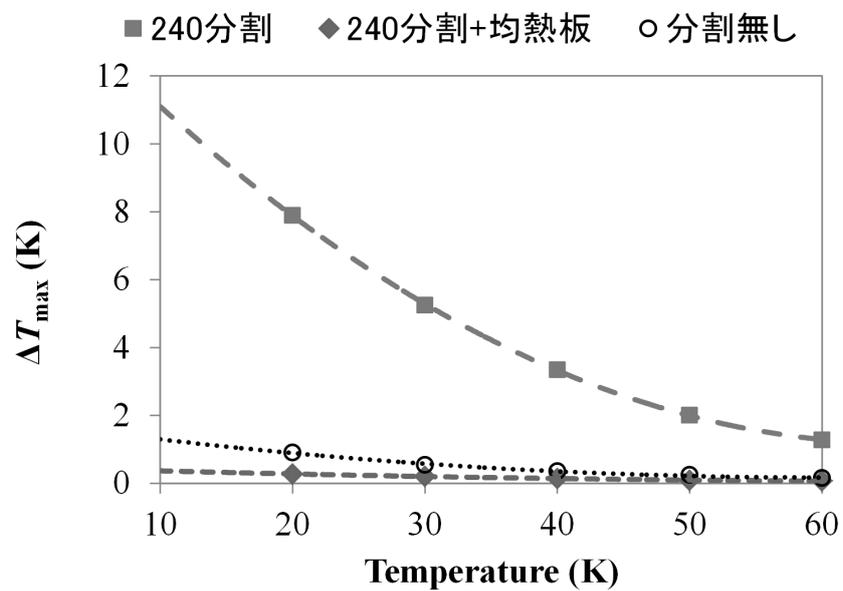


図 4.4.5-3 巻線部を 240 分割（全ターン分割）した含浸コイルと、均熱板を付与した含浸コイル、および従来の含浸コイル（分割無し）の各温度における伝熱温度差の最大値 ΔT_{\max} の温度依存性

4.5. まとめ

特性劣化を防止したコイルであっても、フラックスフロー損失、接続部のジュール損失などの発熱が適切な伝熱経路によって冷凍機まで伝熱輸送され効率的に排熱されなければコイルは熱暴走してしまう。しかしながら、劣化防止のためにコイルの巻線部を径方向に機械的に分割すると、径方向の伝熱性能が低下して伝熱温度差が生じ、そのため局所的にRE系線材の運転限界温度を超えた箇所で熱暴走してしまう恐れがあった。そこで、発熱特性を予測した上で、巻線部を劣化防止のために分割した構成であってもコイル内部まで冷却可能なコイル伝熱構造について設計、検討した。径方向の分割数をパラメータとしてコイルで生じる伝熱温度差の計算手法を提示し、伝熱温度差を低減するコイル内伝熱構造の検討結果結果、RE系線材のテープ幅方向端部、すなわちコイル軸方向端面の全面に高純度アルミ製の均熱板を配置することで径方向の伝熱温度差を低減できることを明らかにした。

参考文献

- [1] H. Miyazaki, S. Iwai, T. Tosaka, K. Tasaki, S. Hanai, M. Urata, S. Ioka, and Y. Ishii, “Thermal stability of conduction-cooled YBCO pancake coil,” *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 21, no. 3, pp. 2453–2457, Jun. 2011.
- [2] S. Iwai, M. Takahashi, H. Miyazaki, T. Tosaka, K. Tasaki, S. Hanai, S. Ioka, K. Watanabe, S. Awaji, and H. Oguro, “Design of a Cooling System for a REBCO Insert Coil in a Cryogen-Free 25 T Superconducting Magnet,” *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 25, no. 3, 0500304, Jun. 2015.
- [3] M. Takahashi, S. Iwai, H. Miyazaki, T. Tosaka, K. Tasaki, S. Hanai, S. Ioka, K. Watanabe, S. Awaji, H. Oguro and Y. Tsuchiya, Y. Iijima, “Design and Test Results of a Cryogenic Cooling System for a 25-T Cryogen-Free Superconducting Magnet,” *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 27, no. 4, 4603805, Jun. 2017.
- [4] S. Iwai, H. Miyazaki, Y. Otani, T. Tosaka, K. Tasaki, S. Nomura and Y. Ishii, “A Conduction-Cooled REBCO Magnet With a Single-Stage GM Cryocooler and a Stainless Steel Case for Storing the Coil and Covering it From Thermal Radiation,” *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 27, no. 4, 4603605, Jun. 2017.

第5章 伝導冷却型 RE 系コイルの高磁界発生実証

5.1. 目的

第2章「RE系線材の許容剥離応力評価と劣化防止手法の実証」、第3章「RE系コイルの通電特性計算予測」、第4章「伝導冷却システムにおける伝熱経路確保」で得られた知見をもとに、コイル劣化防止手法、および通電特性の予測計算手法の有効性を検証するとともに、本論文で提示した構成法により、実際に伝導冷却下において熱暴走させることなく安定に通電することができることを実証するため、内径 $\phi 50$ mmの小口径ではあるが10 T級の高磁界発生可能な極小口径10 T高磁界コイルの設計と試作、および通電評価試験を実施した。また、より伝熱による温度差が生じやすい大型コイルでの検証試験として、室温ボア $\phi 400$ mmで中心磁場1.5 Tを発生可能な大型のRE系マグネットを開発し、大型のRE系コイルであっても、本論文で提示した構成法により、伝導冷却下で熱暴走させることなく安定に通電できるか検証した。本章では、その詳細について述べる。

5.2. 極小口径10 T高磁界コイル

5.2.1. コイル設計・劣化防止対策

極小口径10 T高磁界コイルの設計諸元、および実測値を表5.2.1-1示す。本コイルは、4 mm幅のRE系線材を用いた内径50 mm、外径132 mmのシングルパンケーキコイルを22枚積層する設計とした。RE系線材は、Cu電解メッキ線材#Aであり、第3章3節で紹介した人工ピン入りの線材である。事前に短尺線材で取得した77 K、および20 Kの $I_c(B, \theta)$ 特性を図5.2.1-1に示す。使用できる線材長に制約があったことと、本 $I_c(B, \theta)$ 特性からは、178 A（電流密度218 A/mm²）通電時、中心磁場8.70 Tの設計が限界であったが、後述するように、その後の人工ピン入り線材の $I_c(B, T, \theta)$ 特性向上[1]を利用し、シングルパンケーキコイルを一部入れ替えることで10 T級の高磁界発生を目指した。なお、設計した中心磁場と実験値との約0.4 Tもの差異は、線材テープ面に垂直な磁場成分で誘起される遮蔽電流磁場の影響によるものであり[2]、本論文の主旨とは異なるため、ここでは議論しないが、磁場の空間分布だけでなく時間安定度にも影響を与えるため、磁場設計におけるRE系コイルの課題の1つとなっており、定量的な予測計算手法の開発や低減が検討されている[3, 4]。

コイルの内外径比は、2.6と肉厚形状であり、線材#Aの内外径比の許容限界は1.4であ

るから、通常の含浸コイルであれば特性劣化してしまう諸元である。そこで、事前に熱応力解析を実施し、巻線部の分割数を検討した。図 5.2.1-2 に示すように、分割無しの場合、コイル径方向熱応力 σ_r は、線材#A の許容剥離応力 3.2 MPa を超える 19 MPa の応力が発生する。本コイルでは、コイル径方向熱応力 σ_r を許容剥離応力 3.2 MPa に対して、マージンを考慮し 1.0 MPa 以下に抑える設計とした。分割するターンの径方向の間隔は、巻線時の作業性の観点から等間隔に配置しているが、分割数を 11 とすれば分割後の各巻線部の σ_r を最大でも 0.5 MPa まで低減できることが分かった。なお、強磁場マグネットのインサートコイルに適用する場合など、さらに外側にコイルが配置されるようなケース、またはマルチコイル配置となるようなケースでは、電磁力によってもコイル径方向の応力 σ_r が増加する場合があることから、別途対応が必要となることに留意しなければならない。

表 5.2.1-1 極小口径 10 T 高磁界コイルの設計諸元、および実測値

設計パラメータ	設計値	実測値
線材幅	4 mm	3.96–4.11 mm (Ave. 4.03 mm)
線材厚	0.1 mm	0.091–0.095 mm (Ave. 0.092 mm)
線材 I_c (77 K, s.f.)	100 A	80–136 A
内径	50 mm	50 mm
外径	132 mm	128.3–131.0 mm (Ave. 129.15 mm)
内外径比	2.6	2.6
巻線部分割数	11	11
高さ	105 mm	105 mm
パンケーキ数	22	22
総ターン数	5280	5280
線材全長	1.5 km	1.5 km
運転電流 (積層順#A/ #B)	166 A / 178 A	166.2 A / 178.3 A
電流密度 (積層順#A/ #B)	204 A/mm ² / 218 A/mm ²	206 A/mm ² / 221 A/mm ²
中心磁場 (積層順#A/ #B)	8.07 T / 8.70 T	7.66 T / 8.27 T

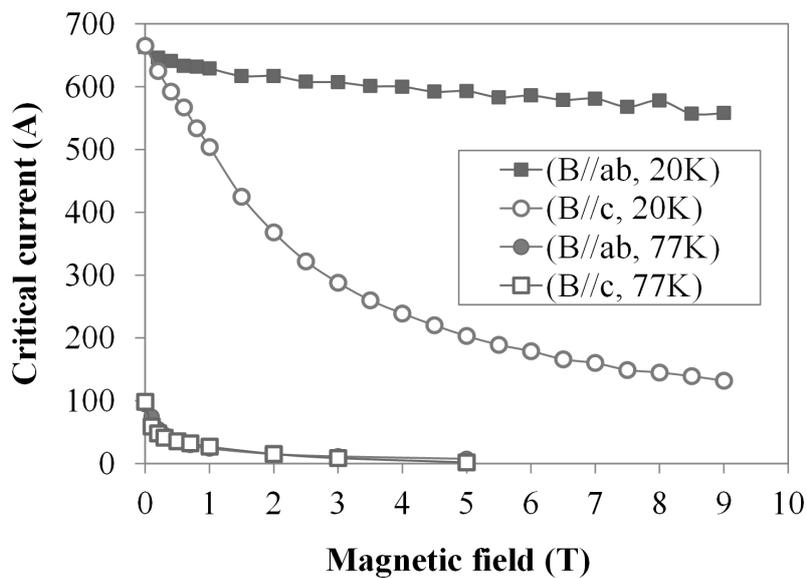


図 5.2.1-1 人工ピン入り RE 系線材の 77 K、および 20 K の $I_c(B, \theta)$ 特性

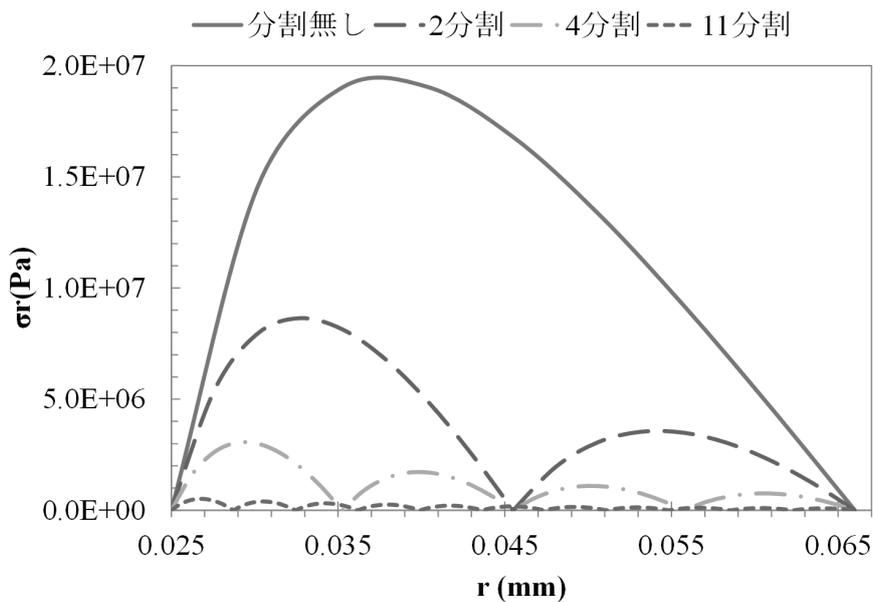


図 5.2.1-2 コイル径方向熱応力 σ_r 解析結果

※巻線部を 11 分割することで σ_r を 0.5 MPa まで低減した。なお、巻線時の作業性の観点から分割ターンの間隔は等間隔に設定した。

5.2.2. シングルパンケーキコイル試作結果

試作したシングルパンケーキコイルを図 5.2.2-1 に示す。前述のように、劣化防止対策として、巻線部を機械的に分割した。具体的には含浸樹脂との離形性（難接着性）を有するフッ素樹脂テープを分割する特定のターンに挿入し、これにより冷却時の熱応力を機械的

に分断することとした。本シングルパンケーキコイルを 22 枚試作し、全数について LN_2 冷却・通電試験を実施し、積層前の超電導特性に劣化がないか検査した。通電特性から算出したコイル I_c 、およびコイル n 値を図 5.2.2-2 に示す。また、あわせて使用したコイル化前の線材 I_c (77 K, s.f.) を併記している。なお、ここでのコイル I_c の電界基準は 10^{-6} V/cm 定義としている。22 枚全てのシングルパンケーキコイルにおいて、コイル n 値は、最小で 25 と全数 20 を超える良好な超電導特性を有しており、本研究で提案した劣化防止手法の有効性を実証することができた。なお、コイル化前の線材 I_c (77 K, s.f.) は、80 A から 136 A と分布があるが、コイル化後のコイル I_c との間に必ずしも相関が見られておらず、各コイルに使用した線材での $I_c(B, \theta)$ 特性が異なる、つまり、ばらつきを持っているものと考えられる。



図 5.2.2-1 試作したシングルパンケーキコイル (樹脂含浸コイル)

※劣化防止のため、特定のターンにフッ素樹脂テープを挿入して巻線部を機械的に 11 分割

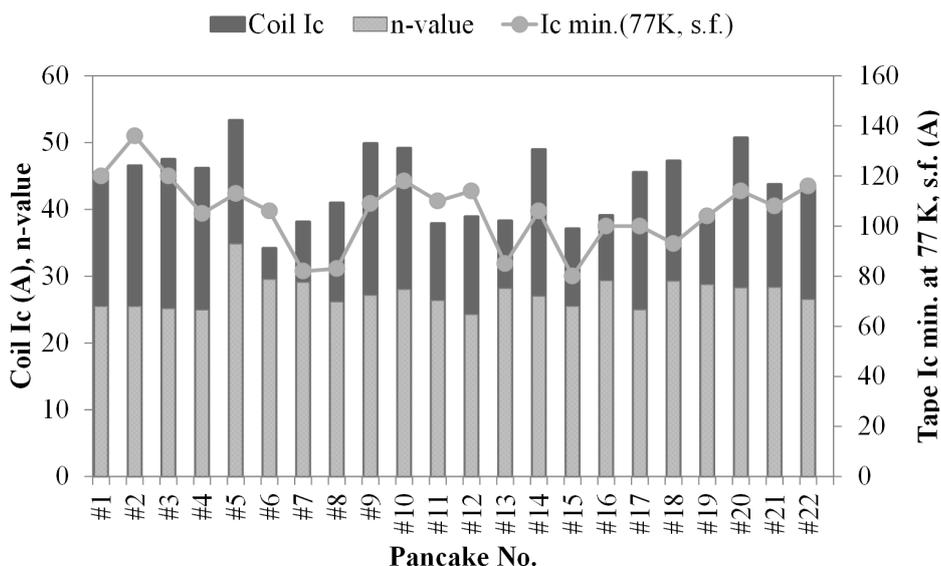


図 5.2.2-2 シングルパンケーキコイル 22 P のコイル I_c 、およびコイル n 値 (77 K)、および使用したコイル化前の線材 I_c (77 K, s.f.)

5.2.3. 積層・接続構成

シングルパンケーキコイル 22 枚の全数で特性劣化が無いことを確認したのち、まず、2 枚のシングルパンケーキコイルを積層し、コイル内周同士を、Ag 板を介して電氣的に接続することでダブルパンケーキコイルを 11 P 試作した。さらに、これらを軸方向に積層し、図 5.2.3-1 に示す極小口径 10 T 高磁界コイルを試作した。

全パンケーキの表面には、第 4 章で設計したように、均熱板として高純度アルミ(厚さ 0.25 mm)を接着している。また、研究用にコイル積層層間はシングルパンケーキコイルを取り出し、交換可能とするため、非接着とした。ただし、機械的な保持が必要となることから、コイル中心にサポートとしてステンレス製の芯を通して中心軸を固定するとともに、軸方向の上下にサポートフランジを取り付け、両側からボルト締結により軸方向に圧縮力をかけることで 22 枚を機械的に固定した。積層後、ダブルパンケーキコイル 11 P の積層層間を電氣的に接続するため、コイル外周に内周と同様にして Ag 板(厚さ 1.0 mm、幅 8 mm)をハンダ接続し、全シングルパンケーキコイルを直列に接続した。なお、電圧タップは、コイル中心にステンレス芯が配置されているため、コイル内周には取り付けしていない。したがって、積層後のコイル電圧は、コイル外周に取り付けた電圧タップを使用し、ダブルパンケーキコイルごとの電圧を測定することとした。

なお、積層順は、通電特性の計算予測の実証として、実験結果との比較をより簡便にするため、図 5.2.3-2 に示すように軸方向上端からコイル I_e が低いものから順に並べ、経験磁場の垂直成分が最も高く、コイル I_e が最も低い軸方向最上層のダブルパンケーキコイル 1(DP1)で電圧発生が主となるように配置した。

5.2.4. 積層・接続後の LN₂ 冷却・通電試験結果

積層・接続後の通電特性に特性劣化が無いか、また前述の予測通り、DP1 での電圧発生が主となるか確認するため、LN₂ 冷却・通電試験を実施した。結果を図 5.2.4-1、図 5.2.4-2 に示す。また、本通電特性から得られた各ダブルパンケーキコイルのコイル I_e 、およびコイル n 値を表 5.2.4-1 に示す。想定通り、軸方向上端に位置する DP1 からの電圧発生が最も大きく、次いで DP2 の電圧発生が見られた。測定電流範囲内では、残りの DP3~DP11 の顕著な電圧発生は見られていない。DP1、DP2 の通電特性から得られたコイル n 値はいずれも 20 を超えており、積層・接続後の通電特性に特性劣化が無いことが確認できた。

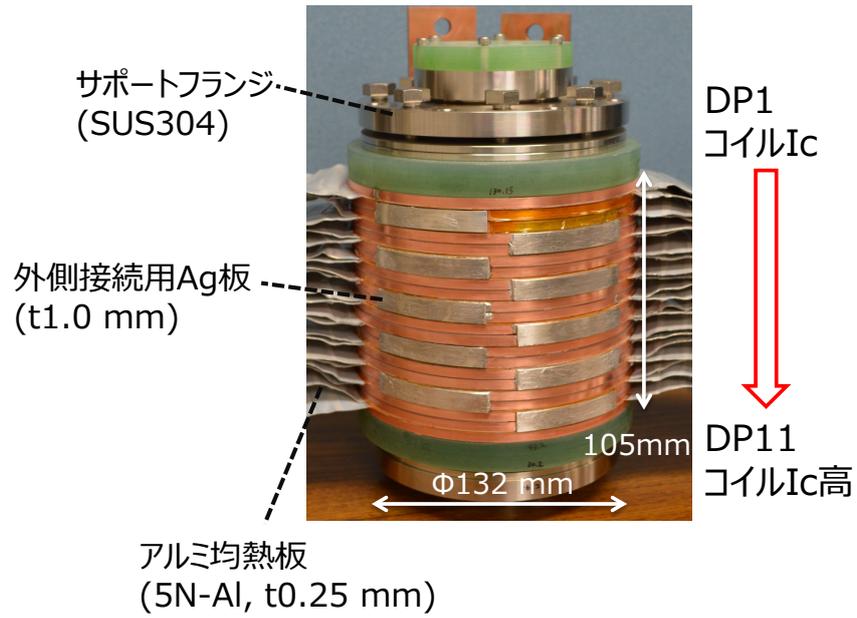


図 5.2.3-1 極小口径 10 T 高磁界コイル

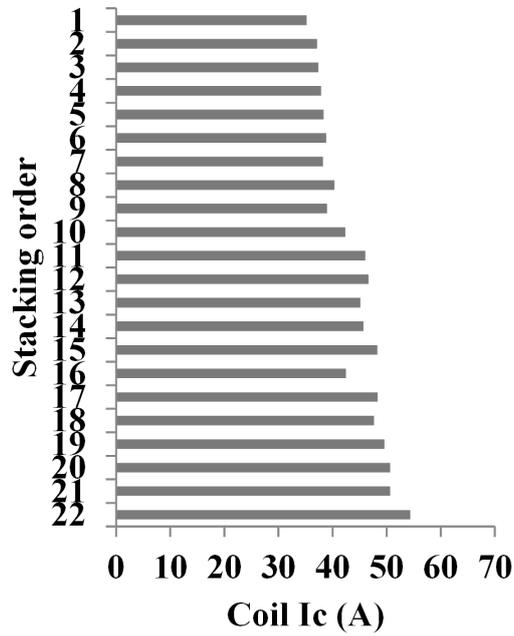


図 5.2.3-2 極小口径 10 T 高磁界コイルの積層順#A

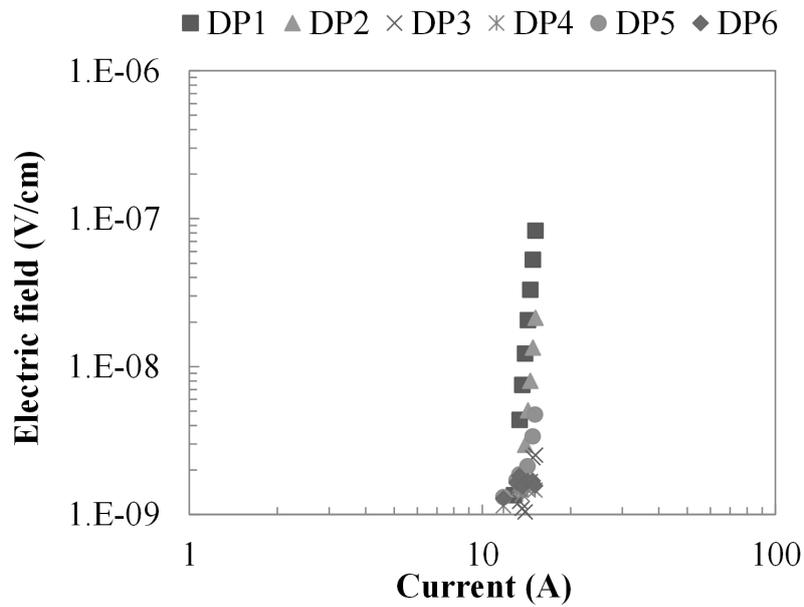


図 5.2.4-1 積層・接続後の LN₂ 冷却・通電試験結果(DP1-6)

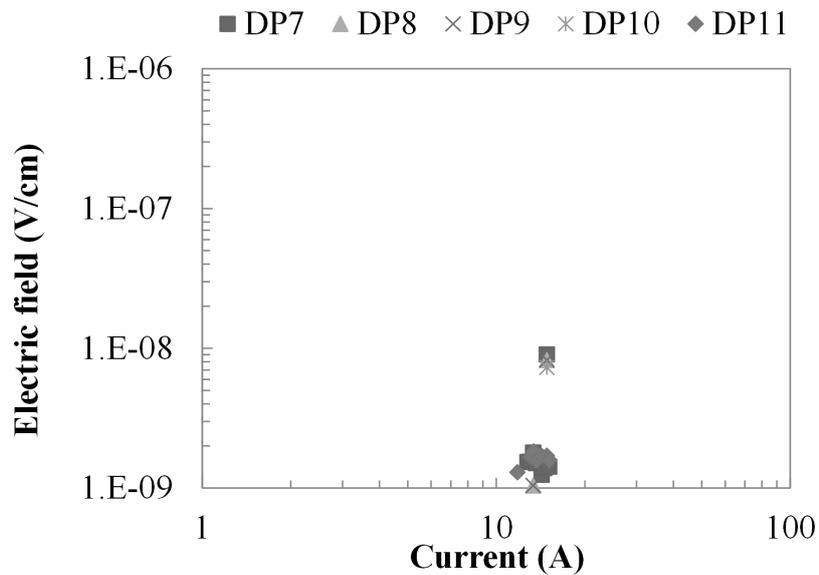


図 5.2.4-2 積層・接続後の LN₂ 冷却・通電試験結果(DP7-11)

表 5.2.4-1 積層・接続後のコイル I_c (A)、およびコイル n 値(DP1、77 K)

ダブルパンケーキコイル No.	コイル I_c (A)	コイル n 値
DP1	16.8	24
DP2	18.1	22

5.2.5. 伝導冷却通電試験

極小口径 10 T 高磁界コイルのアルミ伝熱板を 2 段 GM 冷凍機の 2 段ステージに接続し、伝導冷却通電試験を実施した。コイル温度は、2 段ステージに取り付けたヒーターを PID 制御することにより、10, 20, 30, 40, 50, 60 K の各温度で一定に保持した。結果を図 5.2.5-1 に示す。コイル温度 10 K では、最大 166.2 A 通電時、中心磁場 7.66 T を達成している。

本通電特性から得られた各ダブルパンケーキコイルのコイル I_c 、およびコイル n 値を表 5.2.5-1 に示す。全ての温度において、コイル n 値は 20 を超える特性劣化の無い良好な超電導特性を有していることを確認した。また、通電特性の予測手法による計算値と実験値は-5.6~+5.6%の精度で一致した。すなわち、本論文で提示した劣化防止手法、および通電特性の予測計算手法が、実用機と同じ伝導冷却システムにおいても有効であることを検証できた。

また、計算で得られたコイル内の局所的な I_c 、すなわち、あるターンの通電負荷率が 100% に達する際の電流値 Local I_c (cal.) と実際に通電した最大電流値 $I_{op.}(exp.)$ とを図 5.2.5-2 に示した。両者はほぼ一致しており、 $I_{op.}(exp.) / Local I_c$ (cal.) で表せられる試験時の最大通電負荷率は 90~95% であった。つまり、伝導冷却下において本論文で提案した RE 系コイルの構成法により、コイルとしての通電限界まで熱暴走させることなく安定に通電できることを実証した。

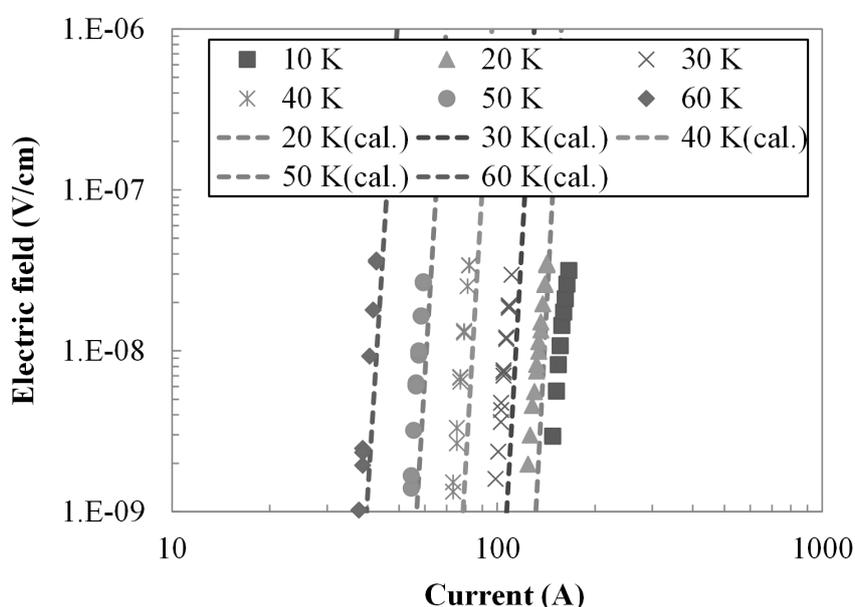


図 5.2.5-1 伝導冷却下での通電試験結果と計算結果 (DP1)

表 5.2.5-1 伝導冷却下でのコイル I_c (A)、およびコイル n 値 (DP1、10- 60 K)

コイル温度 (K)	10	20	30	40	50	60
コイル I_c (A) ※ 10^{-6} V/cm 定義	196	167	129	93	66	48
コイル n 値	21	21	23	28	32	29
計算予測誤差 ($I_{c_cal.} - I_{c_exp.}$)/ $I_{c_exp.}$ (%)	-5.6	0.9	3.6	5.6	2.6	-5.6

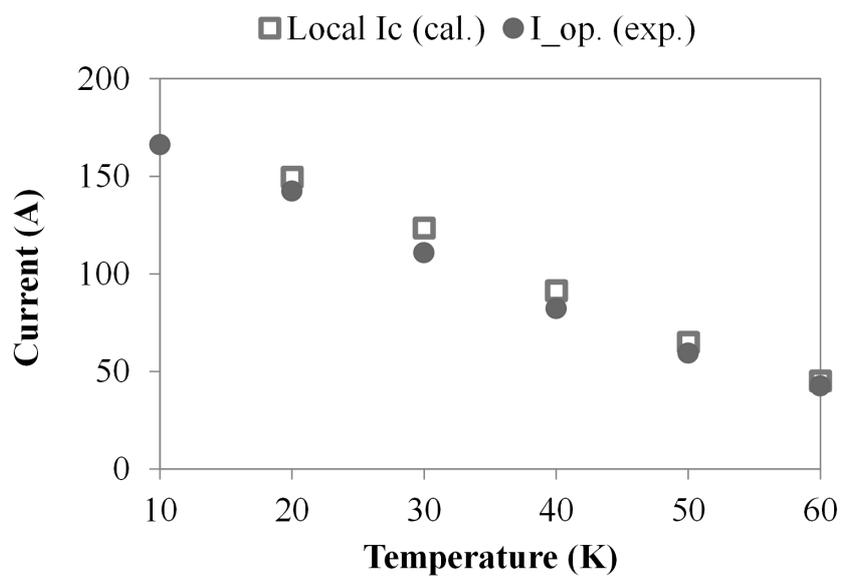


図 5.2.5-2 コイル内の局所 I_c (cal.)と実際に通電した最大電流値 $I_{op.}$ (exp.)との関係

5.2.6. 10 T 級の高磁界発生のためのアップグレード

RE 系超電導線材を用いて伝導冷却下における 10 T 級の高磁界発生を実証するため、極小口径 10 T 高磁界コイルのアップグレードを試みた。まず、積層順について前節では、通電特性の予測手法の有効性を検証するため、図 5.2.3-2 に示したように軸方向上端からコイル I_c が低いものから順に配置していたが、通常のコイル設計では、経験磁場の垂直成分が最も高く、磁場条件の厳しい軸方向上下端にコイル I_c が高いシングルパンケーキコイルを上下対称に配置するのが一般的である。また、近年、人工ピン入り線材の $I_c(B, T, \theta)$ 特性の向上が目覚しく [1]、線材の寸法や構成は変えることなくコイル I_c を向上できる可能性がある。前節で使用した従来の人工ピン入り線材と、“Enhanced” と命名された 2015 年製造の最新の人工ピン入り線材のテープ面垂直方向(B//c)の $I_c(B, T, \theta)$ 特性を図 5.2.6-1 に示す。特に低温、高磁場中での I_c が向上しており、例えば 30 K、3 T の条件では、210 A から 440 A へと約 2 倍にまで上昇していることが分かる。

以上から、①積層順の変更と、②最新の人工ピン入り線材で試作した同諸元のパンケーキコイルへの一部交換、によるアップグレードを図 5.2.6-2 に示すようにして段階的に実施した。まず、①積層順の変更(#A→#B)により、コイル中心磁場は、7.66 T から 8.27 T まで増加した。さらに、積層順#B において、軸方向上下端に配置していたコイル I_c の高いコイルを内層側に移動させ、磁場条件の厳しい軸方向上下端に、②最新の人工ピン入り線材で試作した同諸元のパンケーキコイルに交換した。アップグレード後の 10 K における通電結果を図 5.2.6-3 に示す。最大 275.6 A (電流密度 356 A/mm²) 通電時、コイル中心磁場は 10 T を超える 13.5 T を達成し、小口径ではあるが伝導冷却型の RE 系コイルで 10 T 級の高磁界発生に成功した。なお、低電流領域のコイル電圧は 140 nΩ 相当の線形成分であり、DP 内周の接続抵抗、およびコイル内の線材間の接続抵抗によるものと考えられる。

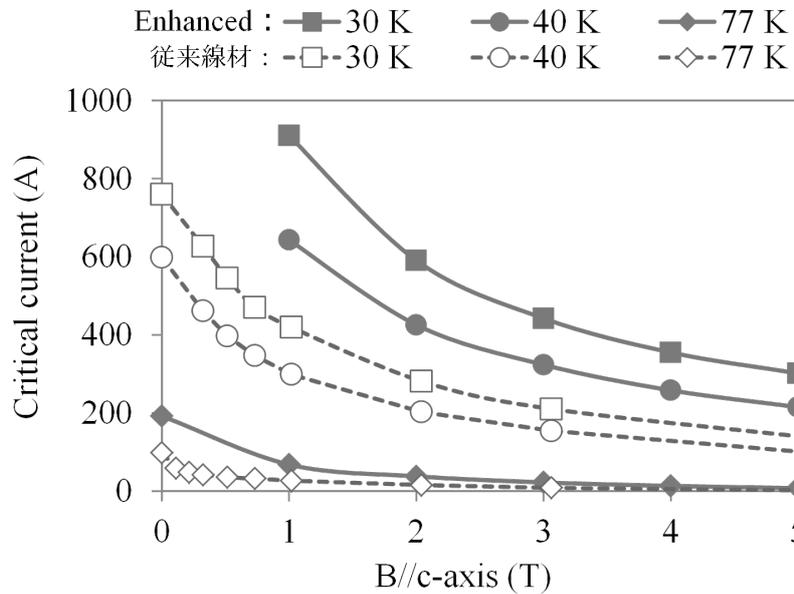


図 5.2.6-1 人工ピン入り線材の $I_c(B, T, \theta)$ 特性※Enhanced は 2015 年のデータ[1]

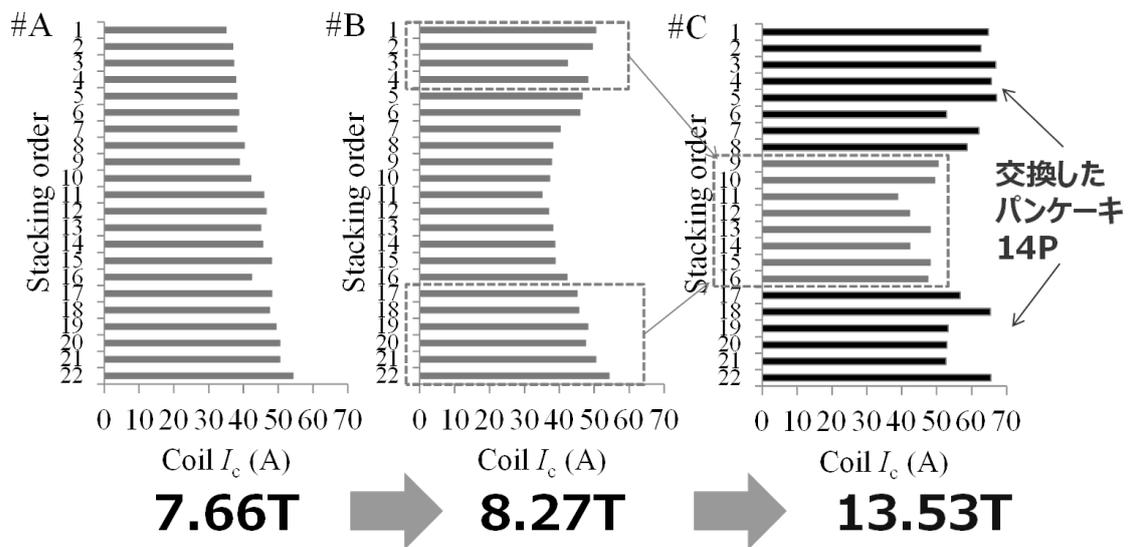


図 5.2.6-2 極小口径 10 T 高磁界コイルの積層順#A, #B, #C

※初期状態が#A で、①積層順の変更を行った積層順が#B、②最新的人工ピン入り線材で試作した同諸元のシングルパンケーキコイルへの一部交換を実施した積層順が#C。下部の値は、コイル中心磁場の値を示す。

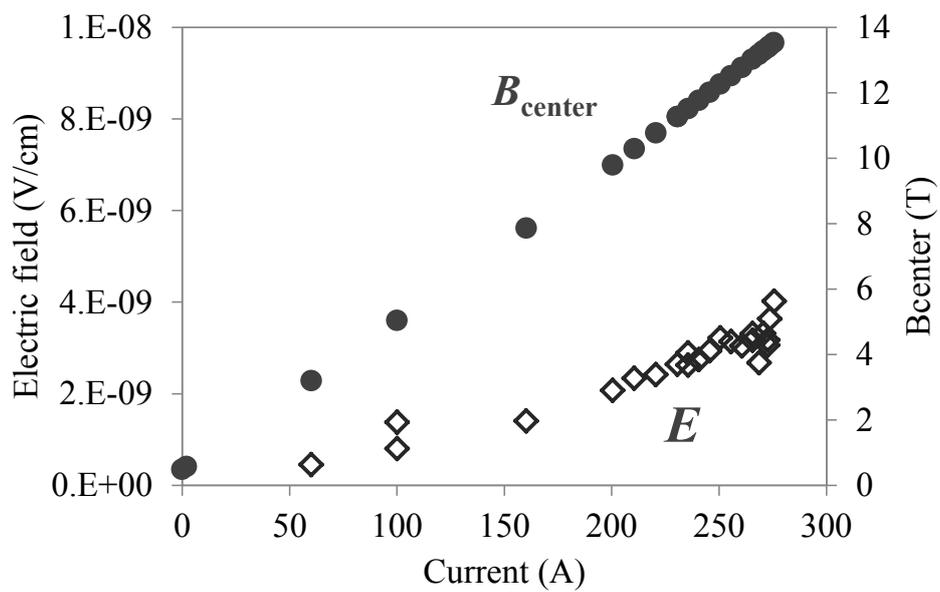


図 5.2.6-3 アップグレード後の 10 K 通電結果(最上層の DP1'の電圧 E と中心磁場 B_{center})
 ※低電流領域のコイル電圧は $140 \text{ n}\Omega$ 相当の線形成分であり、DP 内周の接続抵抗、およびコイル内の線材間の接続抵抗によるものと考えられる。

5.3. 1.5T 大型 RE 系マグネット

5.3.1. コイル設計・劣化防止対策

本研究成果の実証として、高電流密度条件において小口径ではあるが 10 T 級の高磁界発生に成功した。本研究では、さらに、伝熱による温度差がより生じやすい大型コイルへの適用性の検証として、室温ボア ϕ 400 mm で中心磁場 1.5 T を発生可能な大型の伝導冷却型 RE 系マグネットを開発し、伝導冷却下で熱暴走させること無く安定に通電できるかについて調べた。本節ではその結果について述べる。

本マグネットは、9.4 T 高磁場 MRI 開発の一環として、ヒト全身 MRI の約半分のサイズの均一磁場空間 200 mm DSV (Diameter Square Volume) を有する MRI モデル磁石として、磁場の空間均一度および時間安定度を評価する目的で開発したものである [4, 5]。そのため、図 5.3.1-1 に示すように 3 タイプのユニット #A, #B, #C を z 軸方向に上下対称に配置するマルチコイル構成としており、200 mm DSV での磁場均一度は、VRMS (volume-root-mean-square) で、3.3 ppm の設計となっている。各ユニットのコイル諸元を表 5.3.1-1 に示す。各ユニットは、シングルパンケーキコイルを異なる積層数で積層した積層コイルであり、シングルパンケーキコイルの内径は、製造上の観点から内径を全て 500 mm に統一した。一方、上下端のユニットほどターン数が多く、そのためコイル外径がユニット間で異なる。使用した RE 系線材の種類は同じく線材 #A で、全て前述の Enhanced タイプの人工ピン入り線材である。

本コイルの内外径比は 1.04, 1.05, 1.09 であり、前節の極小口径 10 T 高磁界コイルに比べ、内外径比が小さい薄肉のシングルパンケーキコイルである。しかしながら、本コイルに使用する総線材長は 10.3 km と、極小口径 10 T 高磁界コイルの 6.9 倍もの長さとなることから、RE 系線材の許容剥離応力に分布があると仮定すると、特性劣化の確率増大、つまり歩留まりが低下する可能性があった。そこで、本シングルパンケーキコイルは、図 5.3.1-2 に示すように、巻線時、RE 系線材とともに、含浸樹脂との離形性（難接着性）を有するフッ素コートポリイミドの離形テープを共巻することで、全てのターン間を機械的に分割する巻線構成とした。

本方式によれば、1 ターン分の RE 系線材、エポキシ、離形テープが単純に縮むこととなるため、冷却によるコイル内で発生する径方向の熱応力 σ_r を原理的にはゼロにできる。しかしながら、全ターン間での滑りの変位を可能にしてしまうため、コイルとしての機械強度や形状保持の観点からは不適である。そこで、図 5.3.1-2 に示すようにシングルパンケーキ表面（線材幅方向端部）の両面に FRP 製の絶縁シートを接着し、さらにこの上にアルミ均熱板を接着することで、巻線部の機械強度、形状を保持した。

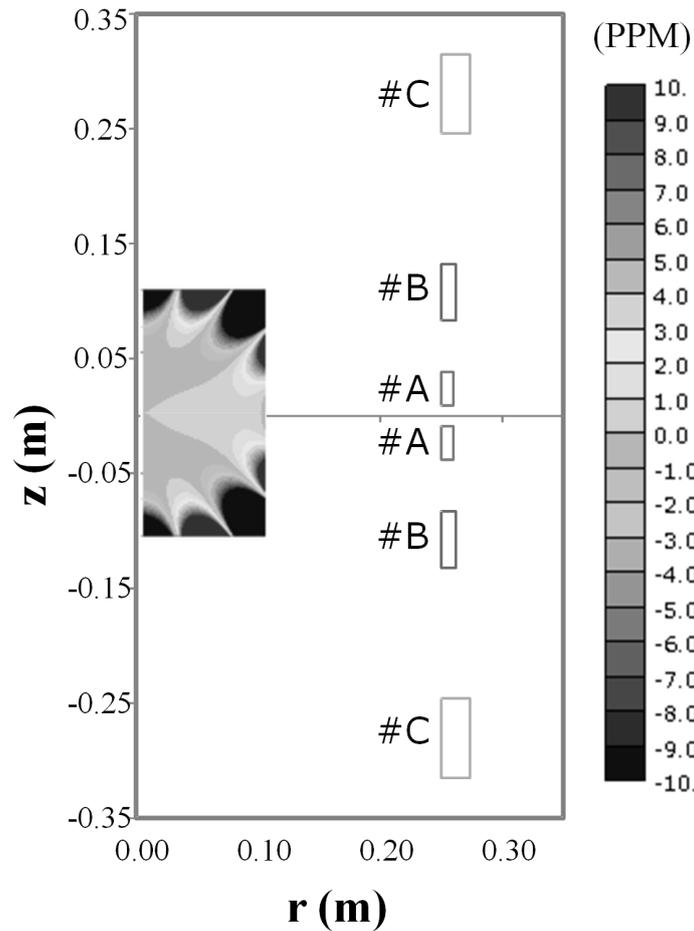


図 5.3.1-1 1.5 T 大型 RE 系マグネットのコイル配置と磁場均一度

表 5.3.1-1 1.5 T 大型 RE 系マグネットのコイル諸元

ユニット	#A	#B	#C
内径(mm)	500	500	500
外径(mm)	519.6	523.6	547.0
内外径比	1.04	1.05	1.09
ユニット間隔(mm)	18.3	166.0	491.5
ターン数	61	74	147
パンケーキ数	6×2	10×2	14×2
線材長/パンケーキ(m)	98	119	242
総線材長(km)	10.3		
運転電流(A)	192.7		
ユニット電流密度(A/mm ²)	250		
中心磁場 (T)	1.5		

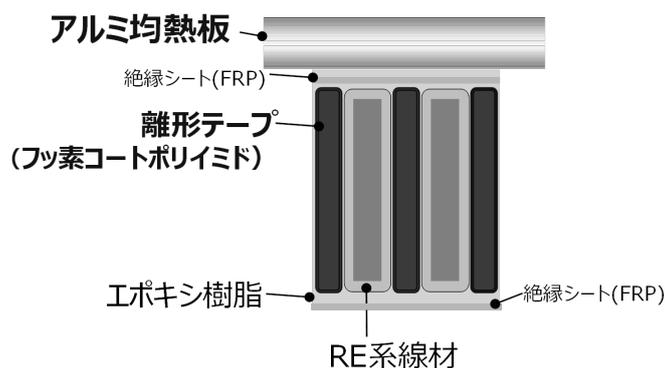


図 5.3.1-2 シングルパンケーキコイルの巻線部断面の拡大図
 ※劣化防止のため全ターンにフッ素コートポリイミドの離形テープを共巻

5.3.2. シングルパンケーキコイル試作結果

総線材長は 10.3 km を使用して合計 60 枚のシングルパンケーキコイルを試作した。シングルパンケーキコイルの外観を図 5.3.2-1 に示す。全数について LN₂ 冷却・通電試験を実施し、劣化の有無を評価した。結果、図 5.3.2-2、図 5.3.2-3、図 5.3.2-4 に示すように、60 枚の全てのコイル n 値が 20 以上の特性劣化の無い良好な超電導特性を有しており、前述の劣化防止手法の有効性を大型コイルで実証することができた。

5.3.3. 積層・組立て

LN₂ 冷却・通電試験完了後、極小口径 10 T 高磁界コイルと同様に、まず 2 枚のシングルパンケーキコイルを積層し、コイル内周同士を、Ag 板を介して電氣的に接続することでダブルパンケーキコイルを 30 P 試作した。さらに、これらをユニットごとに 6 積層×2、10 積層×2、14 積層×2 の積層、およびコイル外周で積層層間をハンダと Ag 板 (t 1.0 mm) で電氣的に接続した。図 5.3.3-1 に組立て後の大型 RE 系コイルを示す。本コイルは、円筒ステンレスのコイル支持に固定することで、ユニット間の距離を位置決めした。また、各ユニットから引き出したアルミ均熱板は、図 5.3.3-2 に示す 2 台の GM パルスチューブ冷凍機で冷却された冷却ステージに高純度アルミ板を介して熱的に接続し、伝導冷却する構成とした。



図 5.3.2-1 試作したシングルパンケーキコイル※左から#A, #B, #C

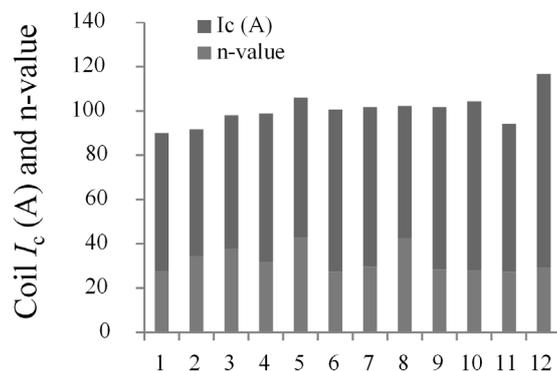


図 5.3.2-2 シングルパンケーキコイル(#A ユニット)のコイル Ic、コイル n 値(77 K)

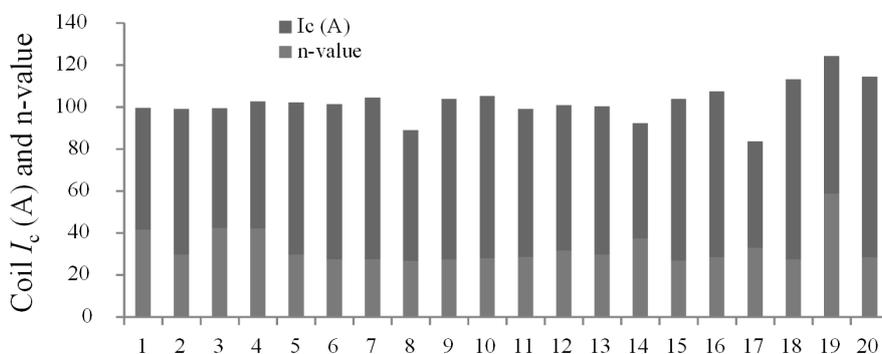


図 5.3.2-3 シングルパンケーキコイル(#B ユニット)のコイル Ic、コイル n 値(77 K)

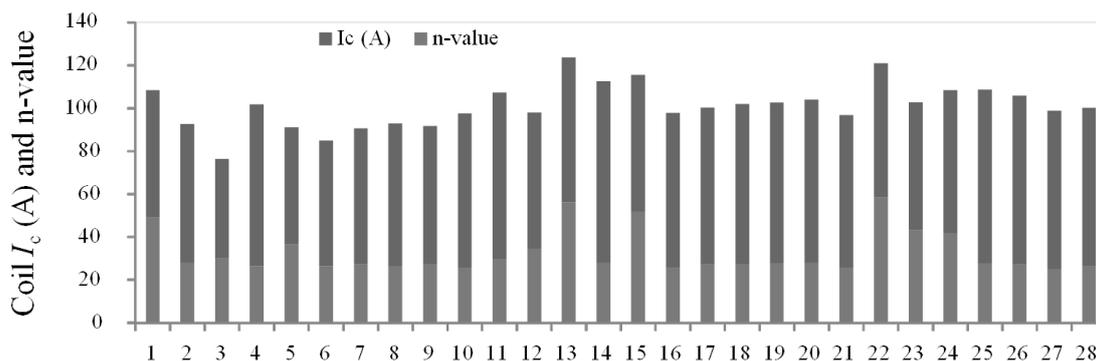


図 5.3.2-4 シングルパンケーキコイル(#C ユニット)のコイル Ic、コイル n 値(77 K)

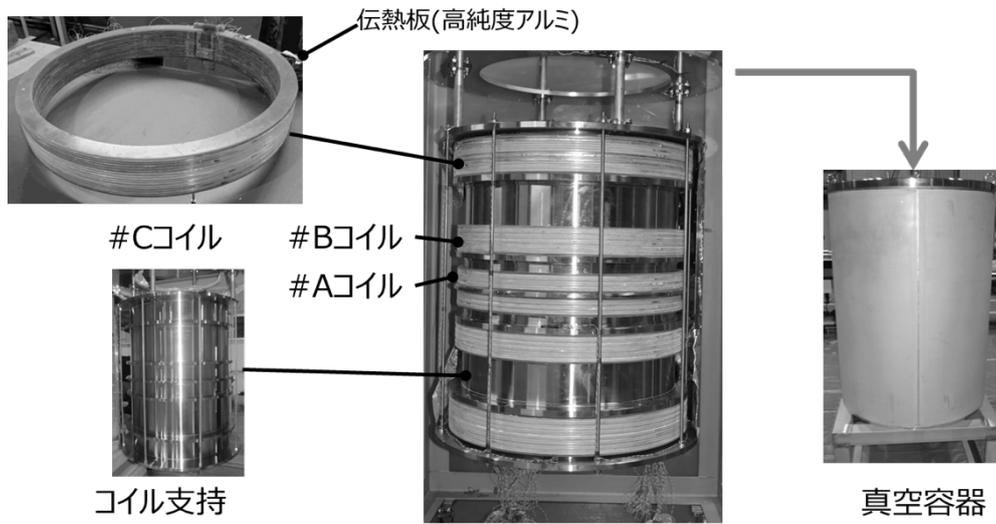


図 5.3.3-1 組立て後の大型 RE 系コイル

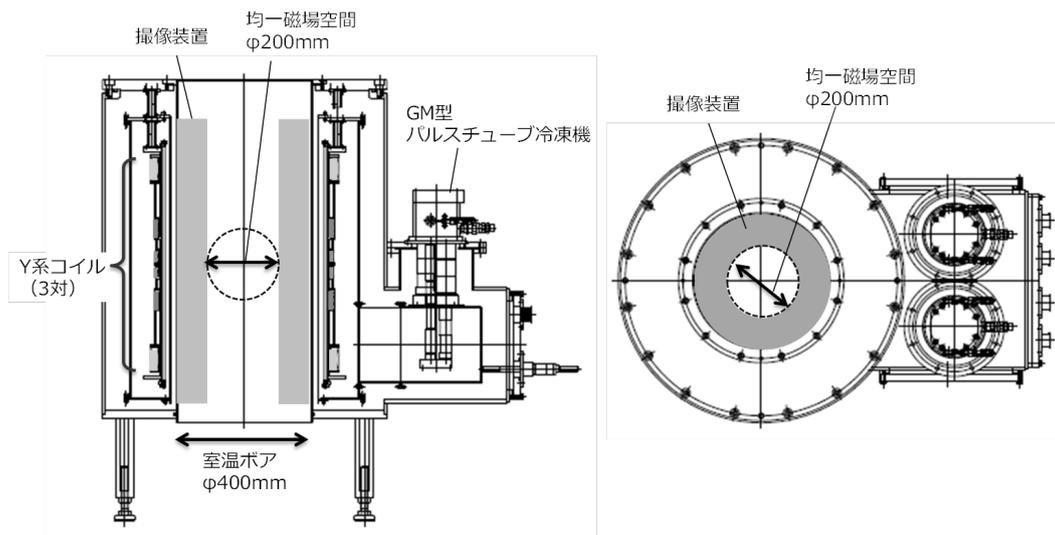


図 5.3.3-2 大型 RE 系マグネットのクライオスタット構成

5.3.4. 伝導冷却通電試験

初期冷却時の各ユニット温度を図 5.3.4-1 に示す。ユニット間で温度差は最大でも 3 K であり、室温から約 55 時間で 4.7 K まで伝導冷却された。冷却後、定格磁場 1.5 T まで励磁する通電試験を実施した。

通電電流値とコイル中心磁場の時間変化を図 5.3.4-2 に示す。励磁速度 0.02 A/s で 192.7 A (電流密度 250 A/mm²) まで励磁した結果、コイル中心磁場は設計通り 1.5 T に到達した。また、図 5.3.4-3 に各ユニットの通電試験中の温度変化を示す。励磁時の交流損失で 5.2 K まで約 0.5 K の温度上昇がみられたが、各ユニットコイル間の温度差は 0.1 K 未満であり、大型の伝導冷却型 RE 系マグネットを、本論文で提示した RE 系コイルの構成法により、実際に伝導冷却下で熱暴走させること無く安定に通電できることを実証した。

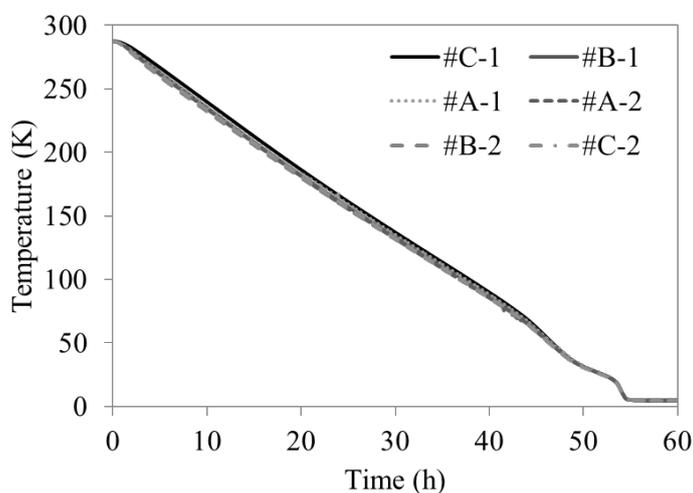


図 5.3.4-1 初期冷却時の各ユニット温度

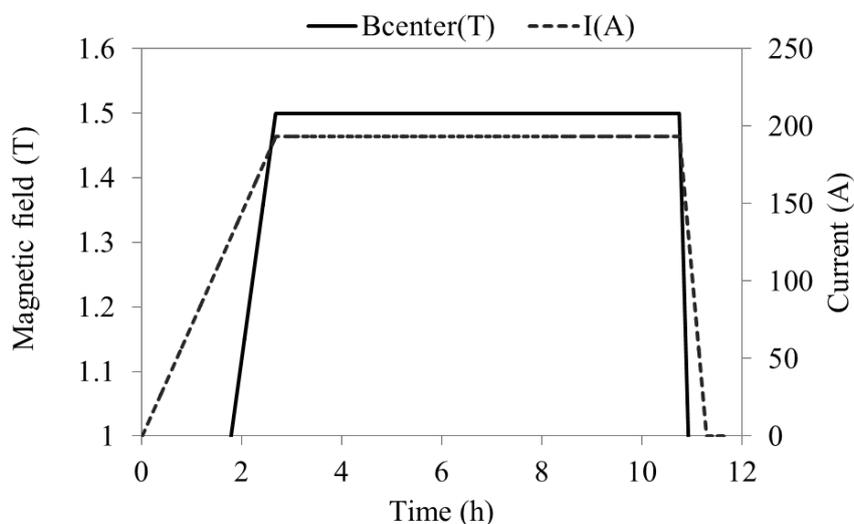


図 5.3.4-2 1.5 T 定格通電試験時の通電電流値とコイル中心磁場の時間変化

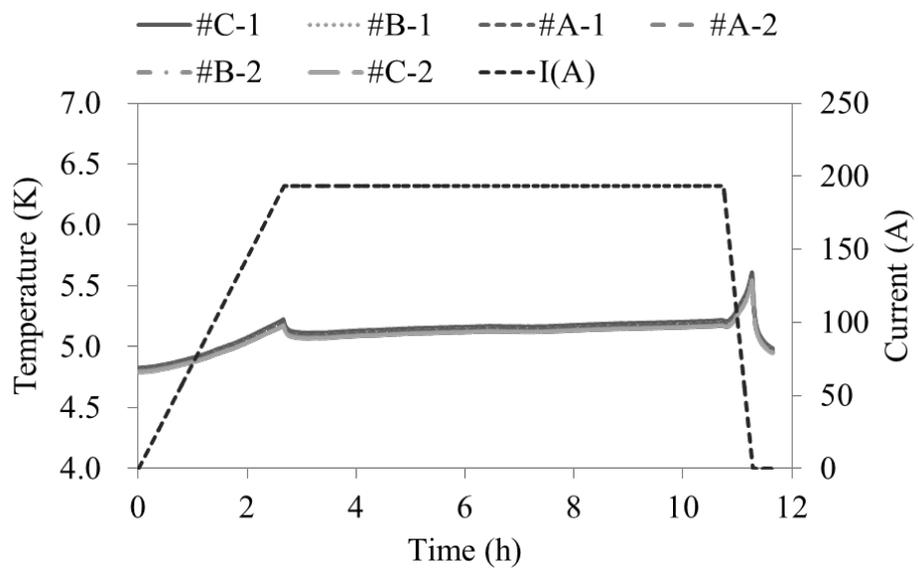


図 5.3.4-3 1.5 T 定格通電試験時の通電電流値と各ユニット温度の時間変化

5.4. まとめ

第2章「RE系線材の許容剥離応力評価と劣化防止手法の実証」、第3章「RE系コイルの通電特性計算予測」、第4章「伝導冷却システムにおける伝熱経路確保」で得られた知見をもとに、コイル劣化防止手法、および通電特性の予測計算手法の有効性を検証するとともに、本論文で提示した構成法により、実際に伝導冷却下において熱暴走させることなく安定に通電することができることを実証するため、内径 ϕ 50 mmの小口径ではあるが10 T級の高磁界が発生可能な極小口径10 T高磁界コイルの設計と試作、および通電評価試験を実施した。まず、内径50 mm、外径132 mmの樹脂含浸した巻線部を径方向に11分割するシングルパンケーキを22枚試作した。積層前にコイル化によるRE系線材の超電導特性が劣化していないか調べるために通電検査を実施し、全数に劣化がないことを確認した。さらに、これらを積層して電氣的に接続するとともに、伝導冷却用の伝熱経路として積層層間のコイル端面全面に高純度アルミ板を挿入・接着することで極小口径10 T高磁界コイルを試作した。伝導冷却下における通電評価試験の結果、積層後においてもコイル n 値は20を超える特性劣化の無い良好な超電導特性を有していることを確認した。また、通電特性の予測手法による計算値と実験値は-5.6~+5.6%の精度で一致した。すなわち、本論文で提示した劣化防止手法、および通電特性の予測計算手法の有効性が確認できた。また、計算で得られたコイル内の局所的な I_c の90~95%まで通電することに成功し、伝導冷却下において本論文で提案したRE系コイルの構成法により、コイルとしての通電限界まで熱暴走させることなく安定に通電できることを実証した。

さらに、本コイルを伝導冷却下10 Kでの通電試験した結果、高負荷率運転においても熱暴走させることなく、最大275.6 A (電流密度356 A/mm²) 通電時、コイル中心磁場は13.5 Tを達成し、RE系コイルでの10 Tを超える高磁界発生に成功した。

また、より伝熱の温度差が生じやすい大型コイルでの検証試験として、室温ボア ϕ 400 mmで192.7 A (電流密度250 A/mm²) 通電時、中心磁場1.5 Tを発生可能な大型の伝導冷却型RE系マグネットを開発し、劣化防止手法の有効性を確認するとともに、大型のRE系コイルについても、本論文で提案したRE系コイルの構成法により、伝導冷却下で熱暴走させることなく安定に通電できることを実証した。

参考文献

- [1] "2015 Technology and Manufacturing Innovations at SuperPower," [Online]. Available:
http://www.superpower-inc.com/system/files/2015_SPI_New_Innovations.pdf
- [2] S. Iwai, H. Miyazaki, Y. Ohtani, T. Tosaka, K. Tasaki, S. Nomura, T. Kurusu, H. Ueda, S. Noguchi, A. Ishiyama, S. Urayama, and H. Fukuyama, "Experimental results of screening-current field with 10-T class small REBCO coil," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 26, no. 4, 4302305, Jun. 2016.
- [3] H. Ueda, Y. Imaichi, T. Wang, A. Ishiyama, S. Noguchi, S. Iwai, H. Miyazaki, T. Tosaka, S. Nomura, T. Kurusu, S. Urayama, and H. Fukuyama, "Numerical simulation on magnetic field generated by screening current in 10-T-class REBCO coil," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 26, no. 4, 4701205, Jun. 2016.
- [4] H. Miyazaki, S. Iwai, Y. Otani, M. Takahashi, T. Tosaka, K. Tasaki, S. Nomura, T. Kurusu, H. Ueda, S. Noguchi, A. Ishiyama, S. Urayama, and H. Fukuyama, "Evaluation of Magnetic Field Homogeneity of a Conduction-Cooled REBCO Magnet With a Room-Temperature Bore of 200 mm," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 26, no. 3, 4600905, Apr. 2016.
- [5] H. Miyazaki, S. Iwai, U. Tatsuro, Y. Otani, M. Takahashi, T. Tosaka, K. Tasaki, S. Nomura, T. Kurusu, H. Ueda, S. Noguchi, A. Ishiyama, S. Urayama, and H. Fukuyama, "Progress in the Development of Conduction-Cooled REBCO Magnets for Ultrahigh-Field MRI Systems," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 27, no. 4, 4300805, Jun. 2017.

第6章 結論

本論文では、RE系コイルのコイル化に際する特性劣化を防止しつつ、かつ高電流密度設計を維持しながら高磁界中でも熱暴走させることなく、安定に通電可能な伝導冷却型RE系高温超電導マグネットの構成法の確立を目指した。そのためには、

- (1) コイル化する際にRE系線材の超電導特性を劣化させないこと（コイル劣化防止）
 - (2) コイル内での微小な発熱特性が定量的に予測できること（発熱特性予測）
 - (3) 劣化防止対策を講じたコイルでもコイル内部まで冷却できること（伝熱経路確保）
- の3つが主要課題であり、本論文ではこれらを解決するための具体的な方法を見出し検証、および実証を行った。本研究で得られた知見、および結論を以下にまとめる。

第2章「RE系線材の許容剥離応力評価と劣化防止手法の実証」（コイル劣化防止）

RE系線材を伝導冷却型高温超電導マグネットに適用する上での最重要課題であるコイル化に際する特性劣化の問題について、まず特性劣化の機構解明を第一目的として、コイル製作プロセスにおいてRE系線材の超電導特性を劣化させる原因となり得る要因について調査した。RE系線材はテープ状の金属基板上に薄膜プロセスで形成された超電導層が形成された構成をしており、線材長手方向の引張り応力に対しては金属基板により約600 MPaの非常に高い強度を持つが、線材テープ面垂直方向の引張り応力、すなわち剥離応力に対しては約1~3 MPaと非常に脆弱である。そのため、伝導冷却するための伝熱経路としてコイルは樹脂で含浸されることが好ましいが、RE系線材と含浸樹脂との熱収縮差に起因する冷却時のコイル径方向の熱応力 σ_r が生じ、これがRE系線材の剥離応力として働くことで、コイル化する際にRE系線材の超電導特性が劣化することを明らかにした。また、本研究では、 σ_r がコイルの内径と外径との比（内外径比）に依存することを見出し、内外径比から許容剥離応力を定量的に評価する手法、またコイルの巻線部を径方向に機械的に分割することで、発生する σ_r を許容剥離応力以下に低減する劣化防止手法を提示した。さらに本手法により分割の有無が異なる同諸元の小コイル試作し、劣化防止手法の有効性を実証することができた。

第3章「RE系コイルの通電特性計算予測」（発熱特性予測）

特性劣化を防止したコイルであっても熱暴走させずに電氣的、熱的に安定した運転を実現するには、コイル内の微小な発熱特性を事前に精確に把握しておく必要がある。直流マグネットの場合、発熱要因としては電極や接続部などの常電導部位で発生するジュール損失のほか、通電負荷率の上昇に伴って緩やかに指数的に増加する通電特性による損失が主要な発熱源となる。通電特性は線材の臨界電流特性とコイル内の磁場分布によって決まるが、RE系線材はテープ形状のアスペクト比の大きな形状をしているため、線材幅方向の経験磁場の違いで線材幅方向に電流分布が生じて、電流-電圧特性を精度良く予測することが

難しい課題があった。そこでコイルの通電特性の定量的な予測手法の構築を目的として、コイルを試作し、通電特性の予測値と実測値の比較・評価を行った。予測計算においては、線材幅方向を複数セルの並列導体とする等価回路モデルを考案し、様々な諸元のコイルの通電特性を予測し、コイル臨界電流値の実験値と計算値がコイル化前の線材の臨界電流値のばらつきに相当する±5%以内の精度で一致することを確認した。また、人工ピン入りのRE系線材を使ったコイルに適用した結果、 $I_c(B, \theta)$ 特性の違いが、コイルの通電特性の予測誤差に顕著に影響する結果が示され、実機のコイルを設計、製作する際には、事前に使用する線材の $I_c(B, \theta)$ 特性が、取得済みの短尺線材で測定した特性と $I_c(B, \theta)$ 特性と一致しているか確認しておく必要があることが分かった。

第4章「伝導冷却システムにおける伝熱経路確保」(伝熱経路確保)

コイルの径方向の分割により劣化を防止したコイルであっても、フラックスフロー損失、接続部のジュール損失などの発熱が適切な伝熱経路によって冷凍機まで効率的に伝熱輸送され排熱されなければコイルは熱暴走してしまう。しかしながら劣化防止のためにコイルの巻線部を径方向に機械的に分割すると、径方向の伝熱性能が低下して伝熱温度差が生じ、そのため局所的にRE系線材の運転限界温度を超えた箇所でも熱暴走してしまう恐れがあった。そこで、発熱特性を予測した上で、巻線部を劣化防止のために分割した構成であっても伝熱温度差を抑制可能な伝熱構造について設計・検討を行った。径方向の分割数をパラメータとしたコイルで生じる伝熱温度差の計算手法を提示するとともに、劣化防止策として巻線部を径方向に分割したコイルであっても、コイル内部まで冷却可能な伝熱構造について設計・検討した。結果、RE系線材のテープ幅方向端部、すなわちコイル軸方向端面の全面に高純度アルミ製の均熱板を配置することにより、径方向の伝熱温度差を低減できることを明らかにした。

第5章「伝導冷却型RE系コイルの高磁界発生実証」(実証)

前章までの研究結果を基に、コイル劣化防止手法、および通電特性の予測計算手法の有効性を検証するとともに、本論文で提示した構成法により、実際に伝導冷却下で熱暴走させることなく安定に通電することができることを実証するため、内径φ50mmの小口径ではあるが10T級の高磁界が発生可能な極小口径10T高磁界コイルを設計・試作し、通電評価試験を実施した。内径50mm、外径132mmのシングルパンケーキを22積層する構造とし、まず樹脂含浸した巻線部を径方向に11分割する構成で22枚のシングルパンケーキを試作した。積層前にコイル化による特性劣化が無いことを全数確認した後、これらを積層して電氣的に接続するとともに、伝導冷却用の伝熱経路として積層層間のコイル端面全面に高純度アルミ板を挿入・接着することで極小口径10T高磁界コイルを試作した。伝導冷却下における通電評価試験の結果、積層後においてもコイルn値は20を超える特性劣化の無い良好な超電導特性を有していることを確認した。また、通電特性の予測手法による計算値と実験値は-5.6~+5.6%の精度で一致した。すなわち、本論文で提示した劣化防止手法、および通電特性の予測計算手法の有効性が確認できた。また、計算で得られたコイル

内の局所的な I_c の 90~95%まで通電することに成功し、伝導冷却下において本論文で提案した RE 系コイルの構成法により、コイルとしての通電限界まで熱暴走させることなく安定に通電できることを実証した。さらに、本コイルを伝導冷却下 10 K での通電試験した結果、高負荷率運転においても熱暴走させることなく、最大 275.6 A (電流密度 356 A/mm²) 通電時、コイル中心磁場は 10 T を超える 13.5 T を達成し、伝導冷却型 RE 系コイルでの高磁界発生に成功した。また、より伝熱の温度差が生じやすい大型コイルでの実証として、室温ボア ϕ 400 mm で 192.7 A (電流密度 250 A/mm²) 通電時、中心磁場 1.5 T を発生可能な大型の伝導冷却型 RE 系マグネットを開発し、劣化防止手法の有効性を確認するとともに、大型の RE 系コイルについても、本論文で提示した RE 系コイルの構成法により、伝導冷却下で熱暴走させることなく安定に通電できることを実証した。

今後の研究方針と課題

今後は高磁場 MRI[1, 2]等の高磁界かつ大型の超電導機器への適用性を研究していく。特に電磁力に対する支持構造と、万が一クエンチが発生した際に如何にコイルを保護するか(コイル保護)が課題となる。また、風力等の発電機モーター、加速器用電磁石などへの適用を目指し、極小口径 10T 高磁界コイルを活用して、実測例が少ない RE 系コイルの伝導冷却下における交流損失を様々な条件(温度、電流、周波数)で評価し、定量的な予測手法、および低減手法を見出していきたい。

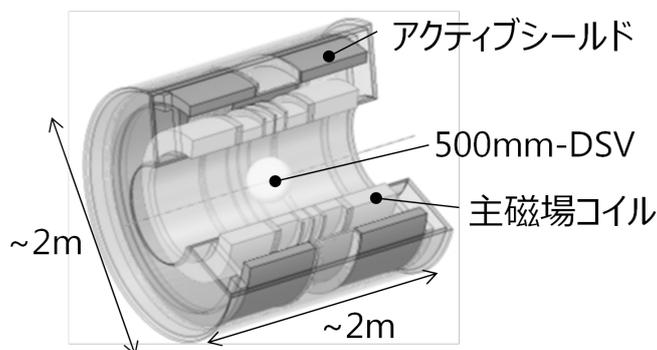


図 6-1 9.4 T 高磁場 MRI の設計例

<謝辞>

本研究の一部は国立研究開発法人日本医療研究開発機構 (AMED) の【未来医療を実現する医療機器・システム研究開発事業「高磁場コイルシステムの研究開発」】の支援によって行われた。

参考文献

- [1] T. Tosaka, H. Miyazaki, S. Iwai, Y. Otani, M. Takahashi, K. Tasaki, S. Nomura, T. Kurusu, H. Ueda, S. Noguchi, A. Ishiyama, S. Urayama, and H. Fukuyama, “R&D Project on HTS Magnets for Ultrahigh-Field MRI Systems,” *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 26, no. 4, 4402505, Jun. 2016.
- [2] H. Miyazaki, S. Iwai, Y. Otani, M. Takahashi, T. Tosaka, K. Tasaki, S. Nomura, T. Kurusu, H. Ueda, S. Noguchi, A. Ishiyama, S. Urayama and H. Fukuyama, “Design of a conduction-cooled 9.4 T REBCO magnet for whole-body MRI systems,” *Supercond. Sci. Technol.*, vol. 29, no. 10, 104001 (7pp), Aug. 2016.

参考文献一覧

第 1 章

- [1] H. Wada, M. Sekino, H. Ohsaki, T. Hisatsune, H. Ikehira, and T. Kiyoshi, “Prospect of high-field MRI,” *IEEE Trans. Appl. Supercond.* vol. 20, no. 3, pp.115-122, Jun. 2010.
- [2] P. Vedrine, G. Gilgrass, G. Aubert, J. Belorgey, C. Berriaud, A. Bourquard, P. Bredy, A. Donati, O. Dubois, F. P. Juster, H. Lannou, F. Molinié, M. Nusbaum, F. Nunio, A. Payn, L. Quettier, T. Schild, L. Scola, A. Sinanna, and V. Stepanov, “Iseult/INUMAC whole body 11.7 T MRI magnet,” *IEEE Trans. Appl. Supercond.* vol. 25, no. 3, 4301404, Jun. 2015.
- [3] 電気学会編：電気学会大学講座 超電導工学（2001年版），p68, オーム社（1974）
- [4] 世界の強磁場実験設備の動向と研究の進展調査専門委員会編：世界の強磁場実験設備の動向と研究の進展, 電気学会技術報告, 第 1410 号, (2017)
- [5] J. G. Bednorz, and K. A. Mueller “Possible High T_c Superconductivity in the Ba-La-Cu-O System,” *Zeitschrift für Physik B*, vol. 64, no. 2, pp. 189-193, Apr. 1986.
- [6] Engineering Critical Current Density vs. Applied Field -August 14th 2017, [Online]. Available: <http://magnet.fsu.edu/~lee/plot/plot.htm>
- [7] C. Scheuerlein, R. Bjoerstad, A. Grether, M. O. Rikel, J. Hudspeth, M. Sugano, A. Ballarino, and L. Bottura, “Comparison of Electromechanical Properties and Lattice Distortions of Different Cuprate High-Temperature Superconductors,” *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 26, no. 3, 8402007, Apr. 2016.
- [8] C Barth, G Mondonico and C Senatore, “Electro-mechanical properties of REBCO coated conductors from various industrial manufacturers at 77K, self-field and 4.2K, 19T,” *Supercond. Sci. Technol.*, vol. 28, no. 3, 045011 (10pp), Feb. 2015.
- [9] Y. Miyoshi, G. Nishijima, H. Kitaguchi, X. Chaud, “High field I_c characterizations of commercial HTS conductors,” *Physica C*, vol. 516, pp.31-35, Jun. 2015.
- [10] Y. Zhang, T. F. Lehner, T. Fukushima, H. Sakamoto, and D. W. Hazelton, “Progress in Production and Performance of Second Generation (2G) HTS Wire for Practical Applications,” *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 24, no. 5, 7500405, Oct. 2014.
- [11] S. Fujita, H. Satoh, M. Daibo, Y. Iijima, M. Itoh, H. Oguro, S. Awaji, and K. Watanabe, “Characteristics of REBCO Coated Conductors for 25 T Cryogen-Free Superconducting Magnet,” *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 25, no. 3, 8400304,

Jun. 2015.

- [12] T. Takematsu, R. Hua, T. Takao, Y. Yanagisawa, H. Nakagome, D. Uglietti, T. Kiyoshi, M. Takahashi, H. Maeda, "Degradation of the performance of a YBCO-coated conductor double pancake coil due to epoxy impregnation," *Physica C*, vol. 470, p.674-677, Jun. 2010.
- [13] H. Miyazaki, S. Iwai, T. Tosaka, K. Tasaki, S. Hanai, M. Urata, S. Ioka, and Y. Ishii, "Thermal Stability of Conduction-Cooled YBCO Pancake Coil," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 21, no. 3, pp.2453-2457, Jun. 2011.
- [14] 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.*, vol. 21, no. 3, pp.1649-1652, Jun. 2011.

第 2 章

- [1] H. Miyazaki, S. Iwai, T. Tosaka, K. Tasaki, and Y. Ishii, "Development of Conduction-Cooled REBCO Superconducting Coils Investigation on the Thermal Runaway Currents and Mechanical Properties of Impregnated Single Pancake Coils," *TEION KOUGAKU (J. Cryo. Super. Soc. Jpn.)*, vol. 48, no. 5, (2013), p.239-246. 宮崎寛史, 岩井貞憲, 戸坂泰造, 田崎賢司, 石井祐介:「RE 系超電導伝導冷却コイルの開発—シングルパンケーキ含浸コイルの熱暴走および機械特性の評価と解析—」,低温工学 48 卷 5 号 (2013), p.239-246
- [2] J. W. Ekin, *Experimental Techniques for Low-Temperature Measurements*, Oxford University Press, 2006, pp.572-573.
- [3] K. Osamura, M. Sugano, S. Machiya, H. Adachi, M. Sato, S. Ochiai, and A. Otto "Reversibility of micro-yielding and critical current in a YBCO-coated conductor caused by a uniaxial tensile load," *Supercond. Sci. Technol.*, vol. 20, no. 9, pp.211-216, Aug. 2007.
- [4] M. Sugano, K. Osamura, W. Prusseit, R. Semerad, T. Kuroda, K. Itoh, and T. Kiyoshi, "Reversible strain dependence of critical current in 100 A class coated conductors," *IEEE Trans. On Appl. Supercond.*, vol. 15, no. 2, pp.3581-3584, Jun. 2005.
- [5] Y. Yanagisawa, H. Nakagome, T. Takematsu, T. Takao, N. Sato, M. Takahashi, and H. Maeda, "Remarkable weakness against cleavage stress for YBCO-coated conductors and its effect on the YBCO coil performance," *Physica C*, vol. 471, pp.480-485, May 2011.
- [6] Y. Zhang, D.W. Hazelton a, A.R. Knoll, J.M. Duval, P. Brownsey, S. Repnoy, S.

- Soloveichik, A. Sundaram, R.B. McClure, G. Majkic, and V. Selvamanickam, "Adhesion Strength Study of IBAD-MOCVD-based 2G HTS Wires Using a Peel Test," *Physica C*, vol. 473, pp.41-47, Dec. 2011.
- [7] S. Iwai, H. Miyazaki, T. Tosaka, K. Tasaki, and Y. Ishii, "Study of the Basic Properties of REBCO-coated Conductors for HTS Coil Technology - Evaluation of Delamination Characteristics and Numerical Prediction of Flux Flow Characteristics -," *TEION KOUGAKU (J. Cryo. Super. Soc. Jpn.)*, Vol. 48 No.4 (2013), p.187-195. 岩井貞憲, 宮崎寛史, 戸坂泰造, 田崎賢司, 石井祐介:「コイル化技術に必要な RE 系線材の特性把握—許容剥離応力評価とコイルフラックスフロー特性の定量的予測—」,低温工学 48 巻 4 号 (2013), p.187-195
- [8] T. Tosaka, S. Iwai, H. Miyazaki, K. Tasaki, S. Hanai, "Delamination characteristic of coated conductor," *Abstracts of CSJ Conference*, Vol.83 (2010) p.9. 戸坂泰造, 岩井貞憲, 宮崎寛史, 田崎賢司, 花井哲:「コイル化に向けたイットリウム系線材の剥離特性評価」, 第 83 回 2010 年度秋季低温工学・超電導学会講演概要集 (2010) p.9
- [9] H. Miyazaki, "Conduction-Cooled Superconducting Coil Wound with Yttrium-Based Tape," *TOSHIBA REVIEW*, vol.66 no.12 (2011) p59. 宮崎寛史:「イットリウム系線材を用いた伝導冷却超電導コイル」, 東芝レビュー vol. 66, no.12 (2011) p59.
- [10] 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.*, vol. 20, no. 8, pp.765-770, Jun. 2007.
- [11] K. Marukawa, S. Hanai, H. Miyazaki, K. Watanabe, S. Awaji, and H. Oguro, "Research and Development for Upgrading a Cryogen-Free 18 T Superconducting Magnet," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 22, no. 3, 3900304, June 2012.
- [12] A. Gorospe, A. Nisay, J.R. Dizon, and H.S. Shin, "Delamination behaviour of GdBCO coated conductor tapes under transverse tension," *Phys. C*, vol. 494, pp.163-167, May. 2013.
- [13] H. Miyazaki, S. Iwai, T. Tosaka, K. Tasaki, and Y. Ishii, "Delamination Strengths of Different Types of REBCO-Coated Conductors and Method for Reducing Radial Thermal Stresses of Impregnated REBCO Pancake Coils," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 25, no. 3, 6602305, Jun. 2015.
- [14] H. Miyazaki, S. Iwai, T. Tosaka, K. Tasaki, and Y. Ishii, "Degradation-free impregnated YBCO pancake coils by decreasing radial stress in the windings and method for evaluating delamination strength of YBCO-coated conductors," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 24, no. 3, 4600905, Jun. 2014.
- [15] H. Miyazaki, S. Iwai, T. Tosaka, K. Tasaki, S. Hanai, M. Urata, S. Ioka, and Y.

- Ishii, “Development of a 5.1 T conduction-cooled YBCO coil composed of a stack of 12 single pancakes,” *Phys. C*, vol. 484, pp. 287–291, Jan. 2013.
- [16] S. Iwai, H. Miyazaki, T. Tosaka, K. Tasaki, M. Urata, S. Ioka, and Y. Ishii, “A 5.9 tesla conduction-cooled coil composed of a stack of four single pancakes wound with YBCO wide tapes,” *Phys. C*, vol. 494, pp.203–207, Apr. 2013.
- [17] S. Iwai, H. Miyazaki, T. Tosaka, K. Tasaki, and Y. Ishii, “Development of large-scale racetrack coil wound with REBCO-coated conductors,” *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 24, no. 3, 4600705, Jun. 2014.

第 3 章

- [1] P. Usak, M. Polak, J. Kvitkovic, P. Mozola, P. N. Barnes, and G. A. Levin, “Current Distribution in the Winding of a Superconducting Coil,” *IEEE Trans. On Appl. Supercond.*, vol. 18, no. 2, pp.1597-1600, Jun. 2008.
- [2] S. Iwai, H. Miyazaki, T. Tosaka, K. Tasaki, and Y. Ishii, “Study of the Basic Properties of REBCO-coated Conductors for HTS Coil Technology - Evaluation of Delamination Characteristics and Numerical Prediction of Flux Flow Characteristics -,” *TEION KOUGAKU (J. Cryo. Super. Soc. Jpn.)*, Vol. 48 No.4 (2013), p.187-195. 岩井貞憲, 宮崎寛史, 戸坂泰造, 田崎賢司, 石井祐介 : 「コイル化技術に必要な RE 系線材の特性把握—許容剥離応力評価とコイルフラックスフロー特性の定量的予測—」,低温工学 48 巻 4 号 (2013), p.187-195
- [3] F. Irie, and K. Yamafuji, “Theory of flux motion in non-ideal type-II superconductors,” *J. Phys. Soc. Jpn.*, vol. 23, no. 2, pp. 255–268, 1967.
- [4] Y. LEE, N. Nakamura, T. Komagome, M. Ogata, K. Mizuno, K. Nagashima, “Variation in the J_c characteristics of YBCO wire with artificial pinning centers,” *Abstracts of CSJ Conference*, Vol.85 (2011) p.78
Lee Yoonseok, 仲村直子, 駒込敏弘, 小方正文, 水野克俊, 長嶋賢 : 「人工ピン入り YBCO 線材の J_c 特性の不均一性について」, 第 85 回 2011 年度秋季低温工学・超電導学会講演概要集 (2011) p.78.

第 4 章

- [1] H. Miyazaki, S. Iwai, T. Tosaka, K. Tasaki, S. Hanai, M. Urata, S. Ioka, and Y. Ishii, “Thermal stability of conduction-cooled YBCO pancake coil,” *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 21, no. 3, pp. 2453–2457, Jun. 2011.
- [2] S. Iwai, M. Takahashi, H. Miyazaki, T. Tosaka, K. Tasaki, S. Hanai, S. Ioka, K.

Watanabe, S. Awaji, and H. Oguro, "Design of a Cooling System for a REBCO Insert Coil in a Cryogen-Free 25 T Superconducting Magnet," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 25, no. 3, 0500304, Jun. 2015.

- [3] M. Takahashi, S. Iwai, H. Miyazaki, T. Tosaka, K. Tasaki, S. Hanai, S. Ioka, K. Watanabe, S. Awaji, H. Oguro and Y. Tsuchiya, Y. Iijima, "Design and Test Results of a Cryogenic Cooling System for a 25-T Cryogen-Free Superconducting Magnet," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 27, no. 4, 4603805, Jun. 2017.
- [4] S. Iwai, H. Miyazaki, Y. Otani, T. Tosaka, K. Tasaki, S. Nomura and Y. Ishii, "A Conduction-Cooled REBCO Magnet With a Single-Stage GM Cryocooler and a Stainless Steel Case for Storing the Coil and Covering it From Thermal Radiation," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 27, no. 4, 4603605, Jun. 2017.

第 5 章

- [1] "2015 Technology and Manufacturing Innovations at SuperPower," [Online]. Available:
http://www.superpower-inc.com/system/files/2015_SPI_New_Innovations.pdf
- [2] S. Iwai, H. Miyazaki, Y. Ohtani, T. Tosaka, K. Tasaki, S. Nomura, T. Kurusu, H. Ueda, S. Noguchi, A. Ishiyama, S. Urayama, and H. Fukuyama, "Experimental results of screening-current field with 10-T class small REBCO coil," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 26, no. 4, 4302305, Jun. 2016.
- [3] H. Ueda, Y. Imaichi, T. Wang, A. Ishiyama, S. Noguchi, S. Iwai, H. Miyazaki, T. Tosaka, S. Nomura, T. Kurusu, S. Urayama, and H. Fukuyama, "Numerical simulation on magnetic field generated by screening current in 10-T-class REBCO coil," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 26, no. 4, 4701205, Jun. 2016.
- [4] H. Miyazaki, S. Iwai, Y. Otani, M. Takahashi, T. Tosaka, K. Tasaki, S. Nomura, T. Kurusu, H. Ueda, S. Noguchi, A. Ishiyama, S. Urayama, and H. Fukuyama, "Evaluation of Magnetic Field Homogeneity of a Conduction-Cooled REBCO Magnet With a Room-Temperature Bore of 200 mm," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 26, no. 3, 4600905, Apr. 2016.
- [5] H. Miyazaki, S. Iwai, U. Tatsuro, Y. Otani, M. Takahashi, T. Tosaka, K. Tasaki, S. Nomura, T. Kurusu, H. Ueda, S. Noguchi, A. Ishiyama, S. Urayama, and H. Fukuyama, "Progress in the Development of Conduction-Cooled REBCO Magnets for Ultrahigh-Field MRI Systems," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 27, no. 4, 4300805, Jun. 2017.

第 6 章

- [1] T. Tosaka, H. Miyazaki, S. Iwai, Y. Otani, M. Takahashi, K. Tasaki, S. Nomura, T. Kurusu, H. Ueda, S. Noguchi, A. Ishiyama, S. Urayama, and H. Fukuyama, “R&D Project on HTS Magnets for Ultrahigh-Field MRI Systems,” *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 26, no. 4, 4402505, Jun. 2016.
- [2] H. Miyazaki, S. Iwai, Y. Otani, M. Takahashi, T. Tosaka, K. Tasaki, S. Nomura, T. Kurusu, H. Ueda, S. Noguchi, A. Ishiyama, S. Urayama and H. Fukuyama, “Design of a conduction-cooled 9.4 T REBCO magnet for whole-body MRI systems,” *Supercond. Sci. Technol.*, vol. 29, no. 10, 104001 (7pp), Aug. 2016.

謝辞

本研究をまとめるにあたって数多くの方々に温かいご指導、ご協力を賜りましたことを、ここに厚く御礼申し上げます。本論文は、著者が株式会社東芝 電力・社会システム技術開発センターにて進めてきた研究内容と、九州大学大学院システム情報科学府電気電子工学専攻の博士後期課程に入学した2015年から進めてきた研究内容をまとめたものです。本研究を進める上で、また本論文をまとめるにあたり骨子から細部に至るまで丁寧かつ確かな御指導、御鞭撻を賜りました指導教官の超伝導システム科学研究センター 岩熊成卓教授に深く感謝の意を申し上げます。また、研究室の皆様には様々な形でご助力いただきました。この場を借りて厚く御礼申し上げます。なお、本論文を審査していただきました九州大学大学院システム情報科学研究院 圓福敬二教授、並びに末廣純也教授には、本論文をまとめるにあたって多くの貴重なご指示、ご助言を賜りました。心より御礼申し上げます。

株式会社東芝に入社してから10年の間には多くの方々に御指導いただき、育てていただきました。入社後、上司として多くのご指導を賜りました小野通隆博士（現加速器エンジニアリング株式会社 取締役）、ならびに田崎賢司博士には本研究に関わる高温超電導コイル開発を始める機会と場を与え下さるとともに、超電導応用機器開発の面白さを教えていただきました。心より御礼申し上げます。また、企業における研究開発のあり方、および研究者としての姿勢や考え方を一から懇切丁寧かつ熱心にご指導いただくとともに、超電導マグネット技術に必要な知識や技術を基礎からご指導いただきました戸坂泰造博士に深く感謝いたします。なお本研究は、株式会社東芝 磯子エンジニアリングセンターの井岡茂博士、野村俊自博士、ならびに浦田昌身氏、石井祐介氏による推進と、ご助言があったからこそ進めることができたました。心より感謝いたします。また、栗山透博士には主席技監という立場から多くのご指導いただくとともに、様々な局面で重要な指針を示してをいただきました。心より感謝いたします。

現在の上長である超電導応用技術開発担当グループ長の宮崎寛史博士には、本研究を進めるにあたり熱心なご指導および有益なご助言をいただくとともに、本研究の遂行において様々な配慮をしていただきました。また、公私共に多くの相談にのっていただき、その都度、適切なお助言をいただきました。深く感謝いたします。日々の研究開発においては、小柳圭氏、大谷安見氏、高橋政彦氏、高山茂貴氏、宇都達郎氏、上島衛氏、仲田享司氏、中山茂雄氏、雨森清行氏をはじめ数多くの同僚の方々に、仕事の面だけでなく様々な形で支えられていただきました。著者がこれまで会社生活を進めてこられたのも、ひとえに皆様のおかげです。本当にありがとうございました。

最後に、著者が九州大学大学院博士後期課程に入学し本論文をまとめるにあたり、理解を示してくれるとともに論文完成まで著者を温かく励ましてくれた両親と家族に心より感謝いたします。