

高電流密度と高磁場を両立する高強度
高温超電導コイル化技術に関する研究

**Study on high-strength HTS coil to
achieve both high current density and
high magnetic field**

2022 年 7 月

渡部 智則

Tomonori WATANABE

高電流密度と高磁場を両立する高強度
高温超電導コイル化技術に関する研究
**Study on high-strength HTS coil to
achieve both high current density and
high magnetic field**

2022年 7月

早稲田大学大学院 先進理工学研究科

渡部 智則

Tomonori WATANABE

目次

第 1 章 序文

1. 1	研究の背景	3
1. 2	研究の目的	6
	第 1 章の参考文献	7

第 2 章 希土類系超電導線材のコイル化への技術課題の明確化

2. 1	研究目標	11
2. 2	希土類系超電導線材の剥離耐性評価試験	11
2. 3	希土類系線材の剥離耐性評価試験および破壊形態の特定	13
2. 4	希土類系線材の剥離強度と欠陥の分布	20
2. 5	第 2 章のまとめ	32
	第 2 章の参考文献	33

第 3 章 高強度超電導コイル (Yoroi-coil) 構造の開発

3. 1	研究開発目標	37
3. 2	希土類系超電導パンケーキコイルの非含侵絶縁	37
3. 3	高強度超電導パンケーキコイル構造の必要性	41
3. 4	高強度パンケーキコイル構造の概念	43
3. 5	Yoroi-coil 構造の検証実験	45
3. 6	新規補強構造に関するひずみ解析と考察	53
3. 7	新規補強構造に関する 3 次元数値構造解析	57
3. 8	超電導層を外側にして巻線したコイルの電磁力耐性	60
3. 9	第 3 章のまとめ	64
	第 3 章の参考文献	64

第 4 章 Yoroi-coil 構造の補強効果の検証

4. 1	研究開発目標	68
4. 2	C-FRP を補強板に用いた Yoroi-coil のフープ応力試験	69
4. 2-(a)	C-FRP を補強板に用いた Yoroi-coil 構造の テストコイルの設計と材料	69
4. 2-(b)	C-FRP を補強板に用いた Yoroi-coil 構造 テストコイルのフープ応力試験	72
4. 2-(c)	Yoroi-coil 構造の高強度化	79
4. 3	ステンレス鋼補強 Yoroi-coil の高電流密度化の検討	82

4. 3-(a) テストコイルの設計と材料	82
4. 3-(b) フープ応力試験結果および補強効果の検討	84
4. 4 第4章のまとめ	91
第4章の参考文献	92
第5章 無絶縁コイル巻線技術の Yoroi-coil 構造への適用の検討	
5. 1 背景と研究目的	95
5. 2 Yoroi-coil 構造 NI コイルの伝導冷却特性評価	98
5. 2-(a) 試験コイル諸元と試験装置	98
5. 2-(b) 評価実験結果	101
5. 3 バンドル導体を用いた Yoroi-coil 構造 NI コイルの熱的安定性	104
5. 3-(a) 試験コイル諸元	104
5. 3-(b) 励磁試験	108
5. 3-(c) 常電導転移試験	112
5. 4 第5章の結論	115
第5章の参考文献	115
第6章 非円形コイルにおける Yoroi-coil 構造の補強効果の検証	
6. 1 研究目的	120
6. 2 試験コイルの製作および実験方法	122
6. 3 実験結果	127
6. 3-(a) Yoroi-coil 構造による補強のないコイル	127
6. 3-(b) Yoroi-coil 構造により補強したコイル	132
6. 4 非円形形状無絶縁コイルの応力分布・変形の解析による Yoroi-coil 構造の補強効果の検証	143
6. 4-(a) 解析：外側フレーム厚：0.5 mm, 外部磁場：10 T, 通電電流：150 A	143
6. 4-(b) 解析：外側フレーム厚：10 mm, 外部磁場：10 T, 通電電流：300 A	145
6. 5 矩形 NI コイルの通電評価	147
6. 5-(a) Yoroi-coil 構造の矩形 NI コイルの製作	147
6. 5-(b) 伝導冷却下での Yoroi-coil 構造の 矩形 NI コイルの通電特性評価	151
6. 6 第6章のまとめ	154
第6章の参考文献	154

第 7 章 結言

7.1 成果の概要	159
7.2 おわりに	163
研究業績	165
謝辞	171

第 1 章

序文

1.1 研究の背景

超電導コイルの利点は、高い電流密度で高磁場を発生できることにある。これまでに超電導応用で実用化された MRI (Magnetic Resonance Imaging: 核磁気共鳴画像法) や NMR (Nuclear Magnetic Resonance: 核磁気共鳴) は、超電導コイルの高電流密度によって発生できる高磁場によって短時間で高精度の測定が可能になるという技術的メリットの活用例である。臨界温度が液体窒素温度以上である高温超電導体 (HTS: High Temperature Superconductor) は、極低温下で NbTi などの金属系超電導体よりも大幅に大きな臨界電流密度を達成できることから、今後の超電導応用開発のターゲットであるがん治療用加速器などの医療分野や、高磁場コンパクト核融合などの電力・エネルギー分野、さらに磁気浮上列車、電気推進船用超電導モータ等の輸送分野などへの適用が期待されている。これらの機器応用に HTS コイルを適用するには高電流密度化・高磁場化を前提として、高機械強度化や高安定化、用途によっては高精度磁場化が求められ、それぞれの要求が別の項目と相互に影響することになる。高臨界電流密度と高磁場の両立は、それらの積に応じて作用する強大な電磁力であったり、外部の擾乱を受けた際の電氣的安定性や熱的安定性の確保であったり、様々な課題を含んでいる。筆者らが開発検討していた希土類系超電導線材を用いた超電導磁気エネルギー貯蔵 (SMES: Superconducting Magnetic Energy Storage) では、図 1-1 に示すように貯蔵エネルギーを大きくするとき、どのような条件によって使用線材量の下限が制限されるのか検討した。図 1-1 中では、エネルギー貯蔵部の超電導コイルに発生する電界 E_{max} 、エネルギー貯蔵部の損失 (発熱) Q 、コイル巻線に作用するフープ応力 σ_{max} による制限を線で示してある。希土類系超電導線材は現状で高額なため、できる限り使用量を減じたいので、図中の線で示した条件のうち線材量が増えるもの、すなわち上側に来る条件が線材量を減じさせない制限である。貯蔵エネルギーが比較的小さいときはコイルに発生する電界 E_{max} が超電導線材量の下限を決めることになる。コイルに電界が発生することは超電導状態が損なわれていることなので、超電導線材の臨界電流の向上によって超電導線材量を減じることができるとを意味する。しかし貯蔵エネルギーが大きくなると、フープ応力 σ_{max} が超電導線材量を制限する。超電導線材の通電特性が向上して通電容量に余裕があっても、機械的強度の制約によって通電電流を制限し、線材量を増やして発生磁場を確保することになる。図 1-1 には様々な仮定があり、相互に影響するパラメータもあるため超電導応用全般に当てはまるわけではないが、高磁場で高臨界電流密度の大型コイルにおいては、強大な電磁力が作用することになるので機械強度による制約によって通電電流が制限される傾向は当然ということができる。

このように、高温超電導コイルの実用化に向けては、超電導線材の特性の向上だけでは解決できない課題が多くあり、高温超電導線材に適したコイル化技術が必要である。特に希土類系超電導線材は臨界電流密度や磁場中の通電特性に優れているものの、図 1-2 にその構造を示すように、薄膜を多層積層して構成されていることや、線材形状がテープ状であることなど、線材構造に由来する課題や技術的な難点がある。希土類系超電導体はセラミクス材料なので脆く、超電導線材化するにはフレキシブルで機械強度に優れる基板上に薄膜上の超電導を形成して作製されるので、成膜面を広く確保して長尺の線材を作るためにはテープ形状になる。さらに希土類系超電導体は結晶方位が揃った状態（配向）でなければ臨界電流が著しく低下するので [1]、数～数百 nm 厚さの中間層を何層も形成し、配向した中間層をテンプレートとして配向した超電導層を形成する手法が採用されているので、希土類系超電導線材は薄膜の積層構造になる。したがって、厚さ 数 nm から 数 μm の薄膜が配向した状態で、多層積層して構成されている希土類系超電導線材では、1 μm 径に満たない欠陥や異物によって容易に薄膜の結晶化や配向が損なわれ、超電導層の電流パスが狭くなったり、特性の低い超電導層が形成されたりして、通電特性の低下が引き起こされる。また、中間層の成膜と超電導層の成膜にも様々な成膜手法 [2-11] が採用され、金属基板や中間層を成膜した基板は成膜装置に出し入れされたり巻替えされたりするので、ハンドリングによってスクラッチ傷ができたり、異物が付着することも考えられる。そのような欠陥や異物は、薄膜の結合の阻害や結晶の物性の異方性が発生するため、薄膜内のクラックや剥離の起点となって、機械強度が著しく損なわれたりする可能性がある。数百 m の長さにわたって欠陥のない薄膜を形成し、かつ、それを何層も繰り返すことはとても難しく、希土類系超電導線材のコイル化技術には、超電導線材に内在する欠陥を考慮したうえで、所定の電流密度や発生磁場を成立させることが要求される。また、テープ形状の線材ではエッジ曲げの許容曲げ半径を小さくすることができないため、ソレノイドコイルのように何度もエッジ曲げが必要になるコイル巻線では、寸法精度の確保が難しいというえ、電磁力や冷却によって不均質に変形する、エッジ曲げ部分で通電特性低下が低下するなどのリスクが避けられない。パンケーキコイルで、高電流密度・高磁場コイルの実現を検討するのが現実的である。本論文では、希土類系超電導線材特有の課題の克服に向けたコイル化技術の開発について述べる。

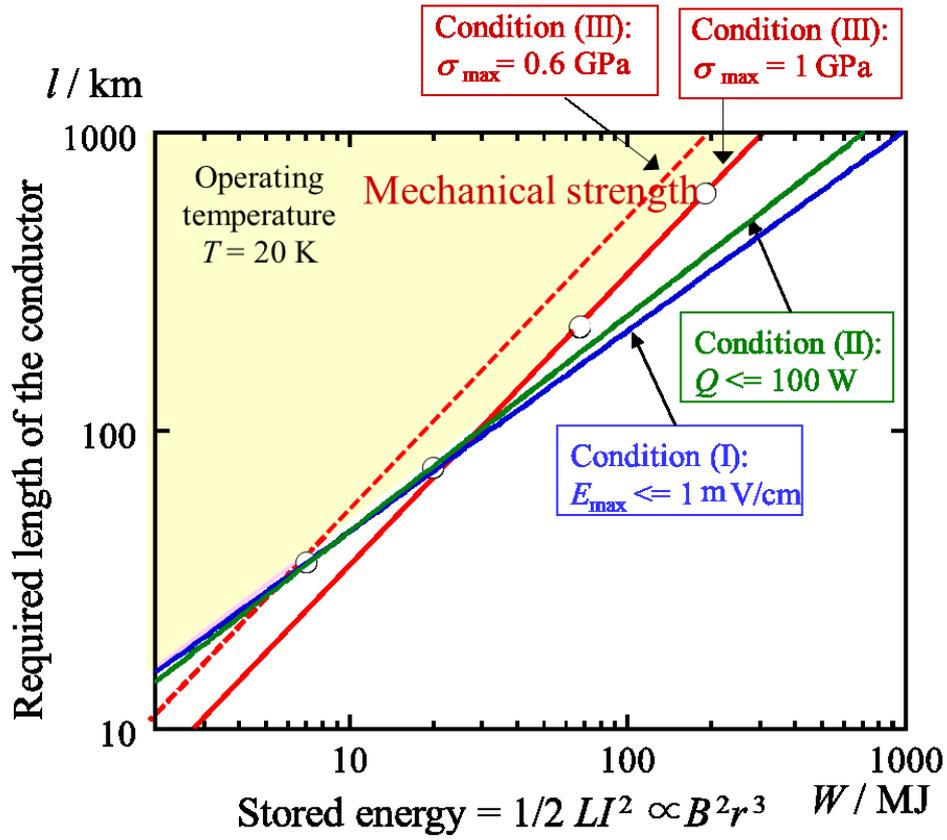


図 1-1 SMES の大容量化に伴う使用線材量の制限要素の検討

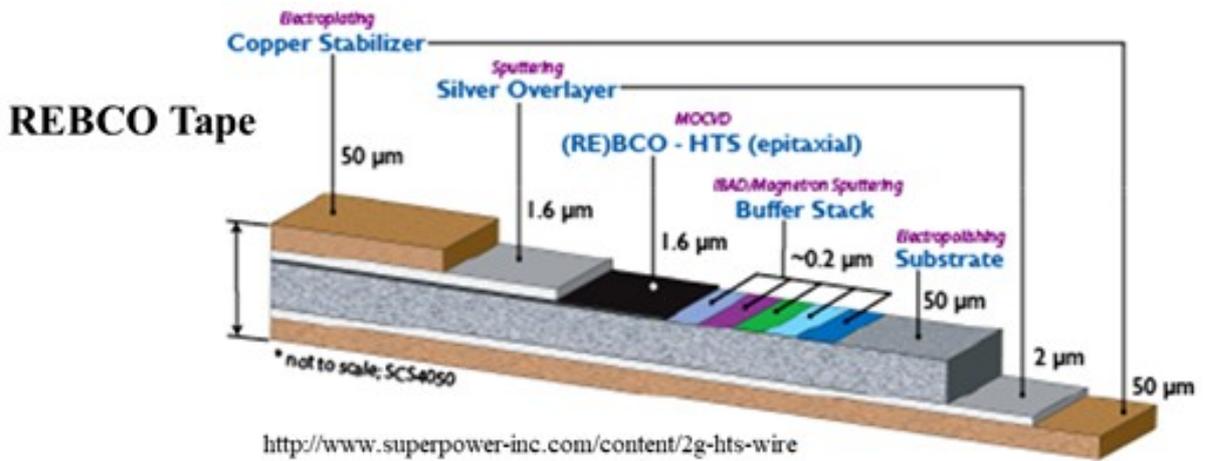


図 1-2 希土類系超電導線材の構造の典型例 (Superpower 社ホームページより)

1. 2 研究の目的

希土類系超電導線材の通電特性およびその磁場依存性は高電流密度化と高磁場化の両立に適性があると考えられるが、先述のようにそれに伴う強大な電磁力を制御することが実用化への課題となる。超電導コイル巻線に作用するフープ応力は、磁束密度と電流密度およびコイル半径の積で表される。従って大口径のコイルで高磁場を発生させるには、フープ応力に抗するコイルの機械的強度が不可欠となる。そして機械的強度が高められれば、より高い電流密度での設計ができることになり、その結果、高磁場コイルの小型化が可能となる。高磁場コイルの小型化は、製作コストおよび運転コストの削減に繋がるため重要である。しかし、超電導線材の強度だけでは図 1-1 に示したようにコイルの大容量化・高磁場化を制限することになる。しかし、高機械強度化のための補強構造が大型化するとコイル電流密度は低下することになり、コンパクトサイズの要求からも外れることになる。高電流密度の大容量・高磁場コイルを実現するための高機械強度化にはこのような制約が課されるのである。同様に、熱的、電氣的安定性の向上にも制約がある。高電流密度通電では、擾乱などによる常電導転移などの異常が生じた際に電流を超電導層から迂回させる安定化層の厚さを大きくすることは、電流密度の低下やコイルサイズの増大につながる。これらは背反の関係にあるということが出来る。図 1-3 に希土類系超電導コイルの実用化に向けた要求事項と技術的制約を簡略にまとめた体系図を示す。技術課題の一つが他の技術課題の解決方法に制約を与える、あるいは両立が難しい技術要素を同時に達成することが希土類系超電導コイルの実用化には必要である。言い換えれば、希土類系超電導線材の特性を活かすコイル化技術とは、高電流密度化・高磁場化を熱的安定性と機械強度を確保しつつ達成することであり、技術課題の一つを克服するために希土類系超電導線材の利点が損なわれてはいけないのである。

以上の背景のもと、本論文は希土類系超電導線材の磁場中の優れた通電特性を活かし、かつ、線材量を節約できるコンパクトな高電流密度・高磁場コイルの実現を目標として、希土類系超電導線材特有の課題である剥離を防止したうえで、高電流密度・高磁場コイルの高機械強度化・高安定化の方策を提案・開発し、試作コイルによる評価実験により有効性を検証した成果をまとめたものである。

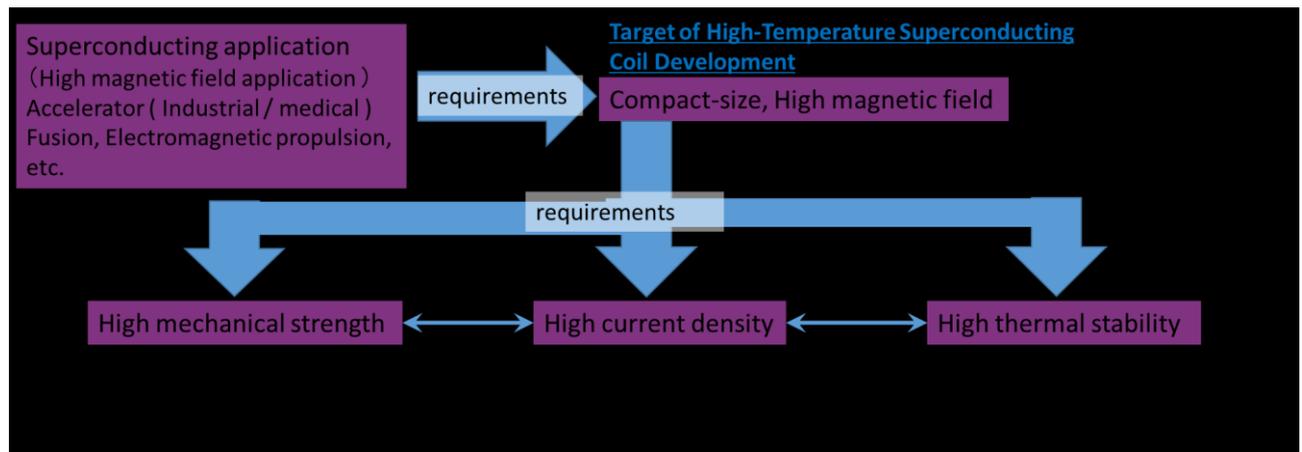


図 1-3 希土類系超電導コイルの実用化に向けた要求事項と技術的制約の体系図

第 1 章の参考文献

- [1] D. Dimos, P. Chaudhari, J. Mannhart. "Superconducting transport properties in $\text{YBa}_2\text{Cu}_3\text{O}_7$ bicrystals", *Phys. Rev. B*, 41, 4038-4049, 1990.
- [2] Y. Iijima, M. Hosaka, N. Tanabe, N. Sadakata, T. Saitoh, O. Kohno, and J. Yoshitomi, "Fabrication of High-Jc YBCO tapes Using Continuously Deposited YSZ Buffer layers by IBAD method", *Advances in Superconductivity VIII*, edited by H. Hayakawa and Y. Enomoto, (Springer-Verlag, Tokyo), pp. 659-662. 1996.
- [3] P. N. Arendt, S. R. Folyt, "Biaxially textured IBAD-MgO templates for YBCO-coated conductors", *MRS Bulletin*, 29(8),:543-550+537-538, August 2004
- [4] V. Selvamanickam, G. Carota, M. Funk, N. Vo, P. Haldar, U. Barachandran, M. Chudzik, O. Arendt, J. R. Groves, R. DePaula, and B. Newman, "High-Current Y-Ba-Cu-O Coated Conductor using Metal-Organic Chemical-Vapor Deposition and Ion-Beam-Assited Deposition", *IEEE Trans. Appl. Supercond.* Vol. 11, pp. 3379-3381, March 2001.
- [5] Y. Yamada, T. Muroga, H. Iwai, T. Izumi, and Y. Shiohara: "Present status and perspective of IBAD and PLD system in SRL and self-epitaxy in PLD-CeO₂ on IBAD seed layer", *Physica C*, vol. 392-396, Oct. 2003, pp. 777-782.
- [6] A. Usoskin, H. C. Freyhardt, A. Issaev, J. Dzick, J. Knoke, M. P. Oomen, M. Leghissa, and H. W. Neumueller, "Large area YBCO-coated stainless

- steel tapes with high critical currents”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 13, June 2003, pp. 2452-2457.
- [7] S. Kreiskott, P. N. Arendt, J. Y. Coulter, P. C. Dowden, S. R. Foltyn, B. J. Gibbons, V. Matias, and C. J. Sheehan: “Reel-to-reel preparation of ion-beam-assisted deposition (IBAD)-MgO based coated conductor”, *Supercond. Sci. Technol.*, vol. 17, May 2004, pp. 132-134.
- [8] T. Watanabe, R. Kuriki, H. Iwai, T. Muroga, S. Miyata, A. Ibi, Y. Yamada, Y. Shiohara, “High rate deposition by PLD of YBCO films for coated conductors”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 15, 2005, pp. 2566- 2569
- [9] T. Watanabe, R. Kuriki, T. Muroga, S. Miyata, A. Ibi, Y. Yamada, Y. Shiohara, T. Kato, T. Hirayama, “Development of Multi-plume and Multi-turn (MPT) PLD for YBCO coated conductor”, *Materials Research Society Online Proceedings*, vol. 868, 2005, C2.7.
- [10] T. Watanabe, N. Kashima, N. Suda, M. Mori, S. Nagaya, S. Miyata, A. Ibi, Y. Yamada, T. Izumi, Y. Shiohara, “Rapid formation of 200 m-long YBCO coated conductor by multi-stage CVD”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 17, 2007, pp. 3386- 3389、
- [11] V. Matias, E. J. Rowley, Y. Coulter, B. Maiorov, “YBCO films grown by reactive co-evaporation on simplified IBAD-MgO coated conductor templates”, *Supercond. Sci. Technol.*, vol. 23(1), 01401823, 2009.
- [12] A. V. Narlikar “High Temperature Superconductivity 1: Materials”, Springer Science & Business Media, 2004

第 2 章

希土類系超電導線材のコイル化への 技術課題の明確化

2.1 研究目標

コイル巻線内の希土類系超電導線材には周方向に作用する応力だけでなく、冷却や通電によりコイルに径方向の応力が作用する。金属基板上に薄膜を積層して構成される希土類系酸化物超電導線材では、コイルの径方向にも応力による剥離が課題となる。希土類系超電導線材の剥離によってコイルの超電導特性の劣化が生じるという報告が多数なされており、特に、コイルを樹脂含浸して一体化したコイルでは顕著にこの現象が発生している[1-3]。超電導コイル内で希土類系超電導線材の剥離が生じないように、超電導線材に作用する径方向の応力を剥離耐力より小さくすることが、この技術課題の解決手段と考えられる。希土類系超電導線材の試験片の剥離強度を測定した報告はあるが[4]、コイル巻線内では線材全体に剥離応力が作用するので広範囲にわたる剥離強度の評価・推定が必要である。したがって、希土類系超電導コイルの力学的特性として希土類系超電導線材の剥離耐性を測定するだけでなく、超電導コイルの設計に必要な要素として剥離強度を評価することが希土類系超電導コイル化技術には求められる。そこで本章では、希土類系超電導線材の剥離耐性評価を行うため、ロッドを用いた剥離試験を実施すると同時に、線材中の欠陥の分布を調べることにより、得られた強度のばらつきや線材の破壊メカニズムを検討することを目的とした。また、剥離耐性の評価面積依存性について破壊力学的・統計学的観点からも考察して、コイル設計の指針について検討した。

2.2 希土類系超電導線材の剥離耐性評価試験

本研究では希土類系超電導線材として GdBCO ($\text{GdBa}_2\text{Cu}_3\text{O}_x$) 薄膜超電導線材 (以下 GdBCO 線材) を試料に用いた。図 2-1 に示すような断面構造であり、100 μm 厚のハステロイ (TM) 基板上に IBAD (Ion Beam Assisted Deposition: イオンビームアシスト蒸着 / PLD (Pulsed Laser Deposition: パルスレーザー蒸着) 法により中間層から超電導層までを形成し、銀の保護層を蒸着した後酸素気流中でアニール処理を施した試料であった。

剥離試験はスタッドプル法で実施した。スタッドプル法では、サンプルを固定用の台座にエポキシ系接着剤を用いて接着し、台座と線材の接着が完了した後ガイドを台座に固定し、エポキシ系接着剤を用いてロッドと超電導線材を接着した。図 2-2 に剥離耐性試験の試料のセッティング状況を示す。ガイドを用いることで、超電導線材に対して垂直に引張荷重が作用し、精度よく剥離耐性を評価できるようにした。次に、引張変位速度一定 ($5 \times 10^{-4} \text{ mm/s}$) で負荷を加えた。破壊が生じたときの荷重を評価面積 (接着面積 = ロッド断面積) で除したものを剥離強度

とした。図 2-3 にロッド径を 3 mm から 8 mm まで変化させて剥離強度を測定した結果を示す。試料の希土類系超電導線材の幅が 10 mm であったので、ロッドが十分に試料に接着できるようにロッド径は最大で 8 mm までとした。縦軸を剥離強度、横軸を評価面積とし、赤丸は試験に成功した試験片、緑三角は各評価面積において成功した試験片の強度の平均値を示す。また、青中空丸は接着剤で破壊したが線材には損傷が見られなかった試験片であり、これらは線材自体の強度がそれ以上であったと考えられる。このグラフから、評価面積が小さいほど強度のばらつきが大きいことが示された。なお、ロッド径を変化させたのは、セラミクス材料の強度には評価体積依存性が生じるため、セラミクス薄膜を積層した超電導線材においても評価面積依存性が生じる可能性を考慮したことによる。

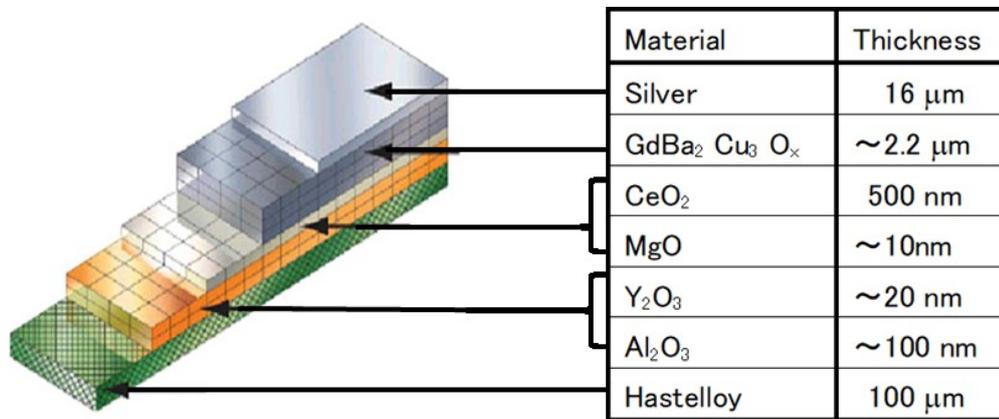


図 2-1 剥離耐性評価に使用した超電導線材の構造

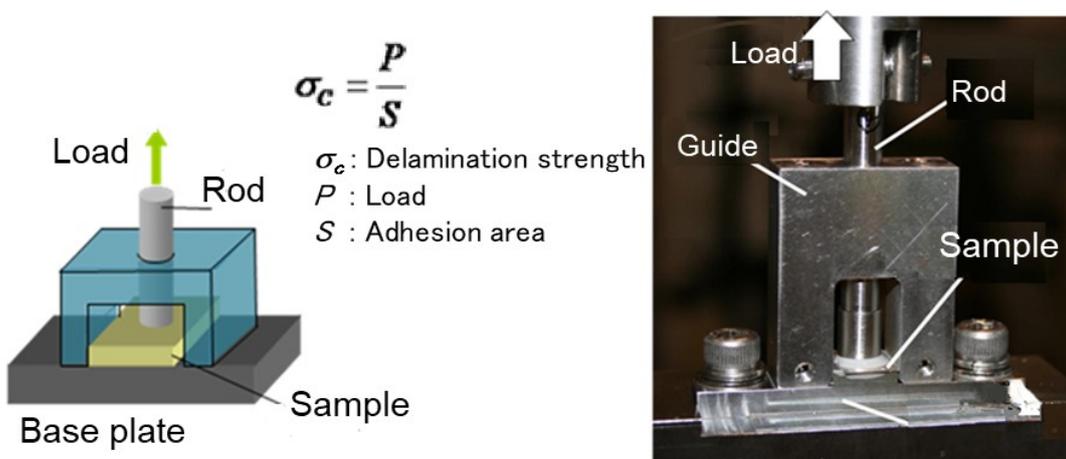


図 2-2 剥離耐性試験方法

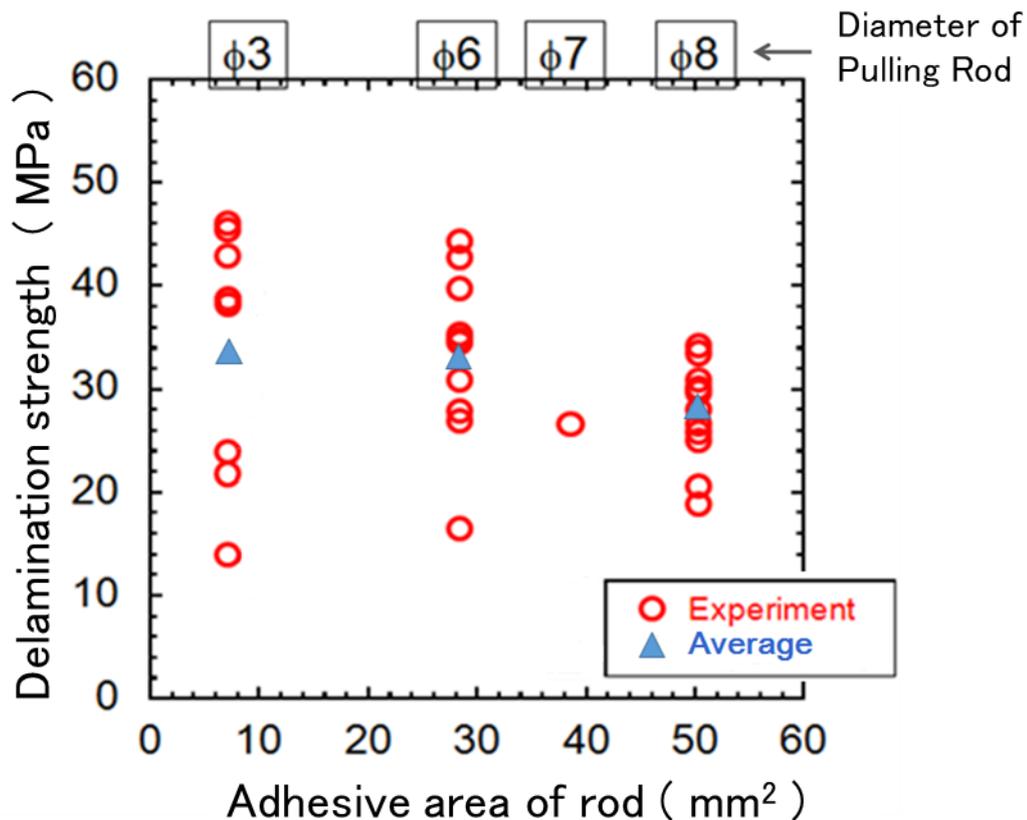


図 2-3 ロッド径を変化させて測定した剥離強度

2.3 希土類系線材の剥離耐性評価試験 および破壊形態の特定

続いて試験片の破面性状や破壊起点等の破壊形態を観察し、欠陥の形状や元素組成を特定した。表面性状の観察には光学顕微鏡と SEM (Scanning Electron Microscope: 走査電子顕微鏡) を、欠陥の積層方向における元素分析には、AES (Auger Electron Spectroscopy: オージェ電子分光法) を用いた。図 2-4 に試験後の試験片の写真を、図 2-5 に剥離試験によって生じた損傷部分の銀を切開し、銀側と基板側を観察した光学写真を示す。銀側は全体に黒色で、基板側は黒色と赤紫色の 2 色を呈していた。続いて、図 2-5 に示された破面の様子を黒色の箇所 (a) と赤紫色の箇所 (b) で比較するため、SEM 観察した結果を図 2-6 に示す。(a) の箇所は凹凸が繰り返されているのに対し、(b) の箇所は比較的滑らかな破面であった。破面が超電導線材のどの層に該当するのか、AES による元素分析で特定を試

みた。結果として、図 2-7 に示すように、破面が黒色の(a)の箇所では Gd, Ba, Cu, O が検出され、凹凸のある破面は GdBCO 超電導層内のものであることが確認された。凹凸が小さく滑らかで赤紫色の(b)の箇所では、元素分析で Gd, Ba, Cu, Ce, O が検出され、破面が GdBCO / CeO₂ 界面であると考えられる。



図 2-4 剥離強度試験後の試験片表面

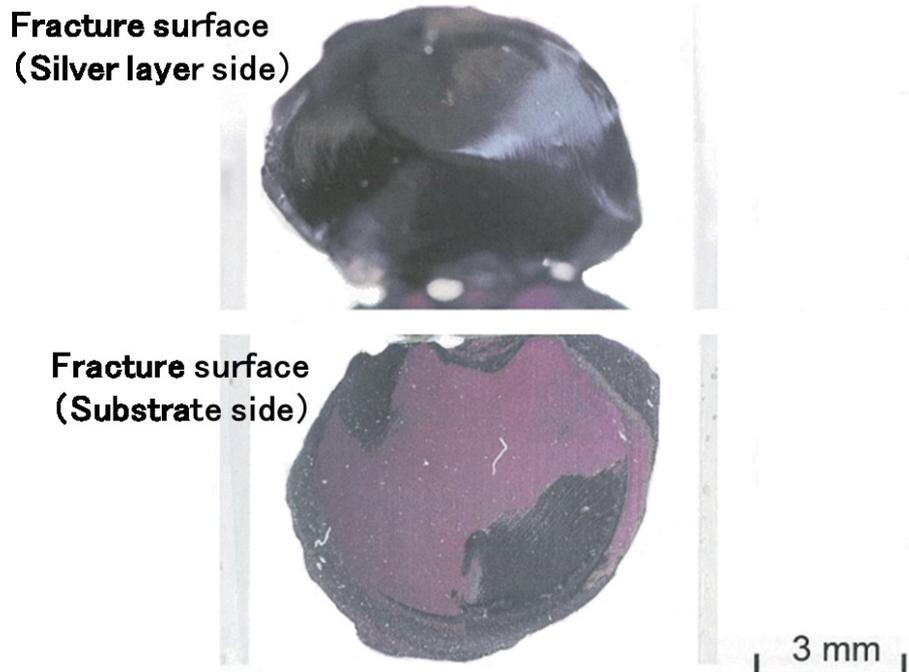


図 2-5 剥離試験後の試験片損傷部分の切開面

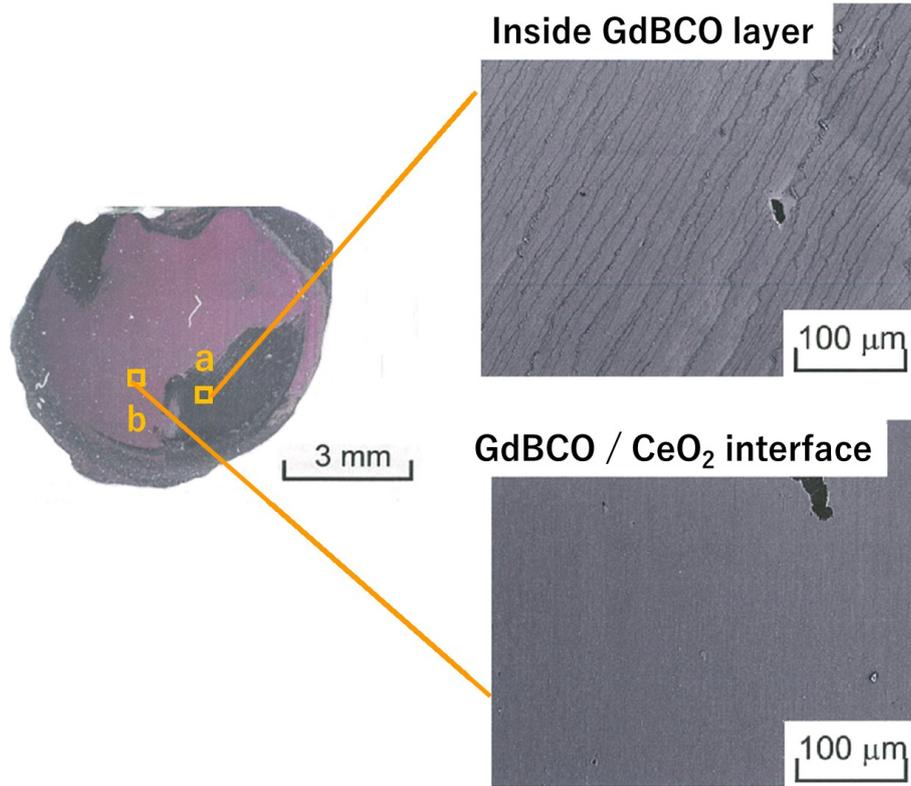


図 2-6 試験片損傷部分の切開面（基板側）の SEM 観察画像

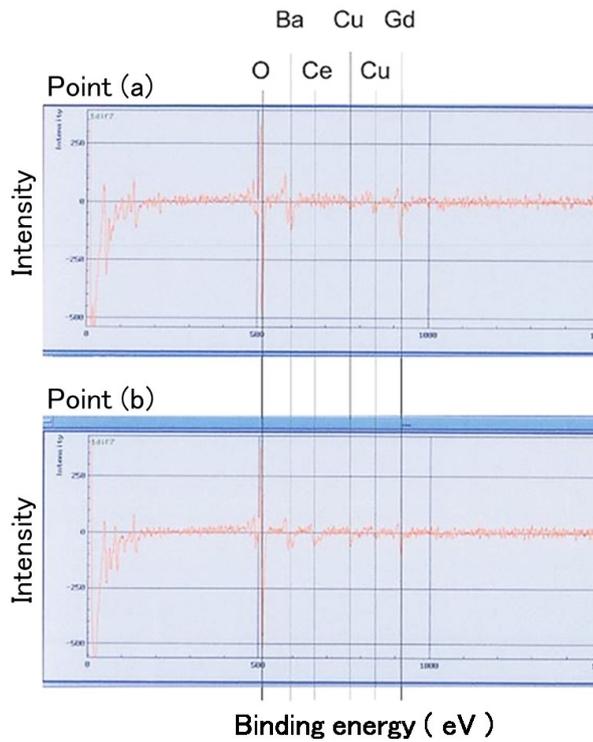


図 2-7 試験片損傷部分の切開面（基板側）の AES スペクトラム

線材の破壊メカニズムを検討するため、破面観察を行なって破壊起点を探った。剥離試験後の試料で損傷領域が比較的小さいものを選択し、破面を傷つけないように線材の保護層である銀をエッチングし、破面を詳しく観察した。その結果、図 2-8 に示すような、扇形の損傷箇所先端部分に起点となるような丸い形状をした欠陥が確認された。これを円で近似し直径を計測すると、 $106\ \mu\text{m}$ であった。大型の欠陥は直径が $100\ \mu\text{m}$ 級であることが観察され、中心部の大きな欠陥以外では直径 $1\ \mu\text{m}$ 未満の微小粒子が無数に存在し、欠陥の外側には $5\text{-}10\ \mu\text{m}$ 程度の比較的大きな粒子がいくつか存在することが観察された。いずれも起点となったと思われる欠陥より小さいものであった。破面観察より、図 2-8 のような比較的大きな欠陥が線材中に存在し、それを起点として破壊が生じた可能性が示唆され、強度やそのばらつきの評価面積依存性を検討するためには、線材中の欠陥の分布を調べる必要があると考えられる。

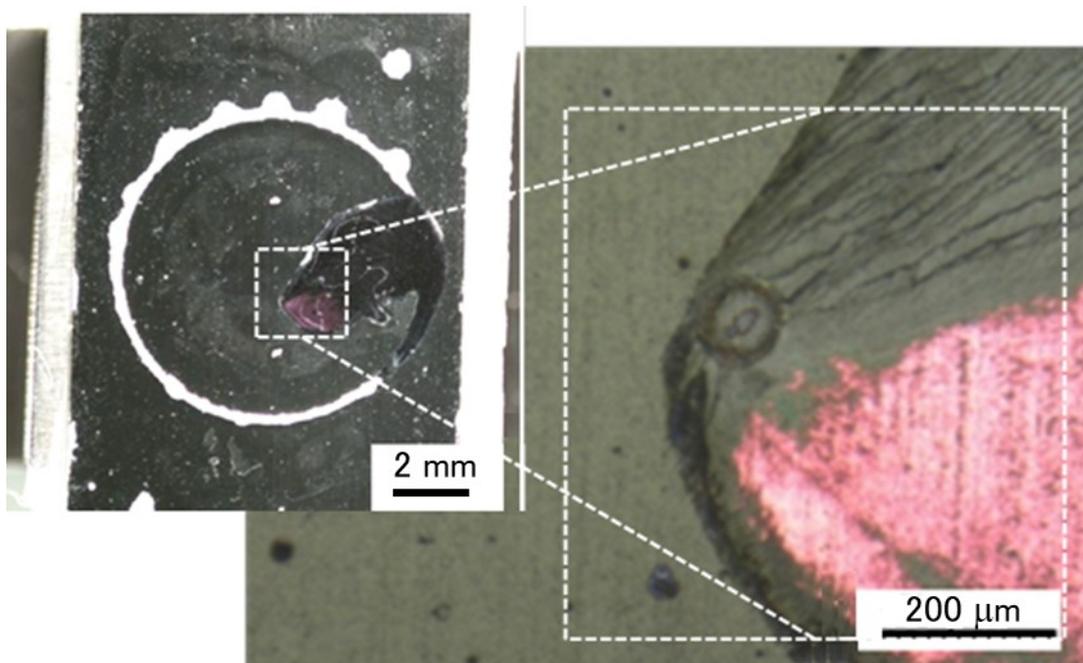


図 2-8 剥離試験後に観察された超電導線材表面の欠陥

次に SEM による表面観察と AES による元素分析を行ない、欠陥の形態を観察した。直径 $100\ \mu\text{m}$ 級の大型の欠陥を観察したところ、図 2-9 に示すように凹んでおり、周辺には直径数 μm 程度の粒子が散在していることが確認された。続いて、この欠陥が異相や偏析によるものか確認するため、欠陥の周辺部から中心にかけて、図 2-9 中に 1～4 の番号で示したポイントの AES による元素分析を行っ

た。図 2-10 および 2-11 に欠陥におよび周辺の詳細な AES 分析結果を示す。分析点 1, 2, 3 では Gd, Ba, Cu, O が検出され、この部分は GdBCO 超電導層の表面もしくは層内であることが示された。分析点 4 では Gd, Ce, O が検出され、GdBCO / CeO₂ 界面に達する凹みであることが示された。線材に元来存在する凹み状の欠陥は GdBCO 超電導層の成膜プロセス中にすでに存在しており、銀の除去だけで顕在化するようなものだということができる。また、GdBCO 超電導層表面に多数散在する粒子についても SEM による表面観察と AES による元素分析を行なった。図 2-12 に粒子の SEM 画像と AES 分析の対象箇所（分析点）を、図 2-13 に粒子の AES 分析結果を示す。分析点 5 は粒子で、分析点 6 は欠陥のない平坦な箇所であるが、いずれも Gd, Ba, Cu, O が同傾向で検出され、粒子は周りの層と同じ GdBCO の結晶粒であることがわかる。粒子が GdBCO の結晶粒であることから、これらは超電導層成膜時に生じたものであり、突起状になっているのは、GdBCO 超電導層に比較して低強度で応力を受けやすいと考えられる。剥離試験によって試験片に生じた損傷部分の銀を除去し、破面の表面性状観察と元素分析を行なったところ、主として、GdBCO 超電導層内に凹凸のある破面が確認された。また、凹凸が小さく、元素分析では GdBCO 層と CeO₂ 層の両方の成分が検出され、破面が GdBCO/CeO₂ 界面であると考えられる破面も観察された。したがって、今回観察された欠陥は剥離の破面と同様の元素構成であり、破壊に結びつくような大きな欠陥は超電導層成膜時に生じたものであることが考えられる。

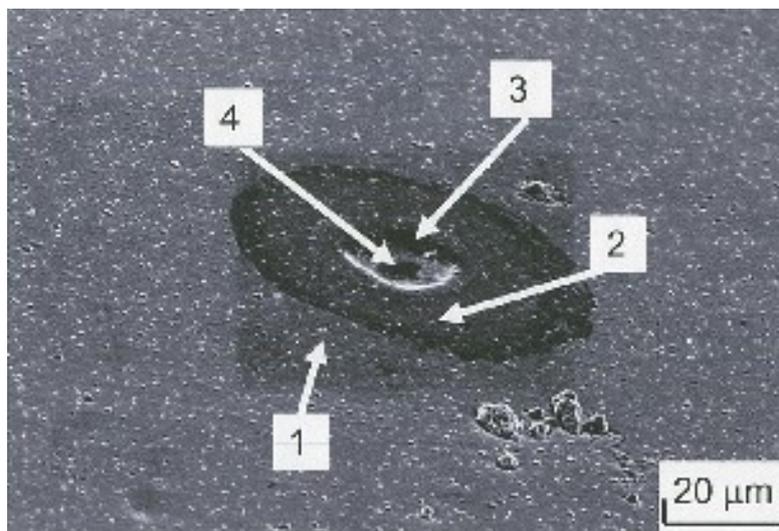


図 2-9 希土類系超電導層の欠陥の SEM 画像

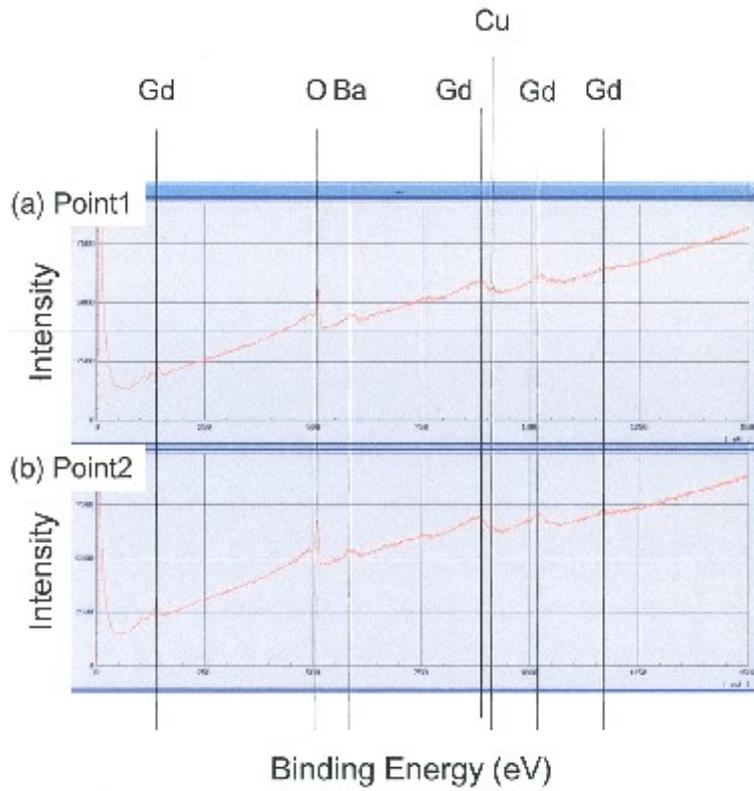


図 2-10 希土類系超電導層の欠陥の AES スペクトラム (Point 1, 2)

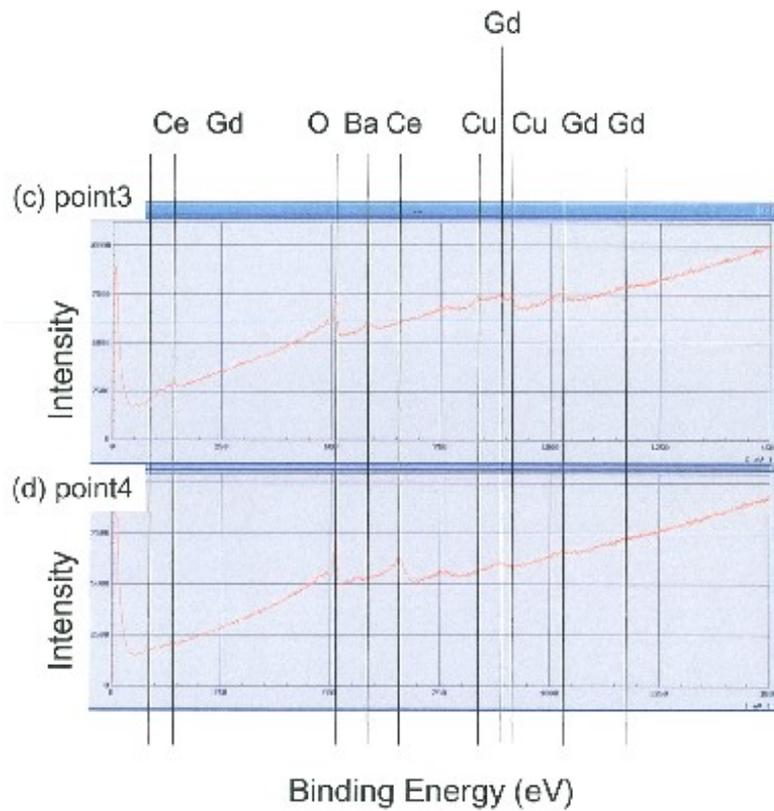


図 2-11 希土類系超電導層の欠陥の AES スペクトラム

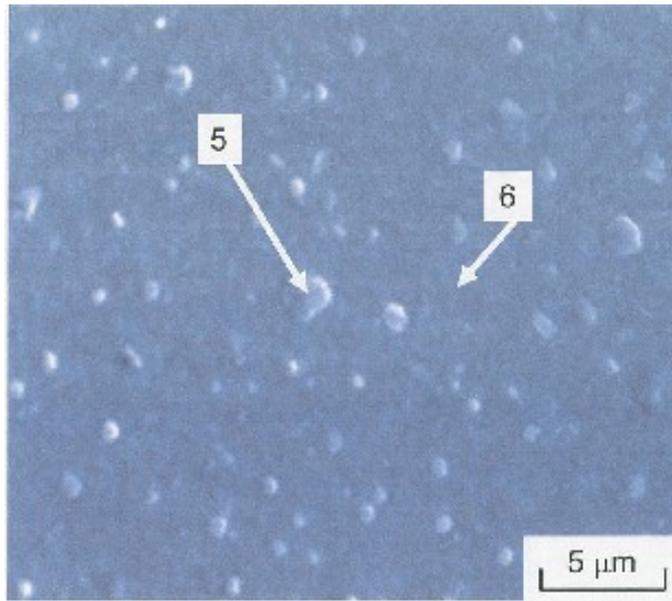


図 2-12 希土類系超電導層表面の粒子の SEM 画像

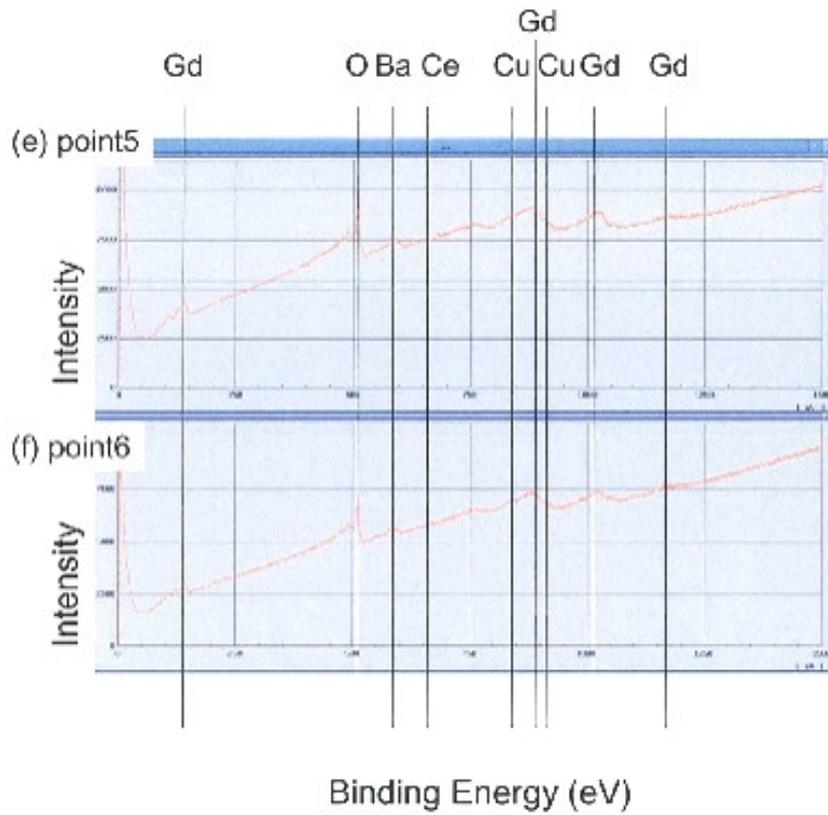


図 2-13 希土類系超電導層表面の粒子の AES スペクトラム

2.4 希土類系線材の剥離強度と欠陥の分布

前項で欠陥が破壊（剥離）の起点となることが示唆された。そこで、無加工の線材中における欠陥サイズの分布を測定することにより、線材に本来存在する欠陥を調べ、そこから線材の強度やそのばらつきを予測することとした。長さ 10 mm 程度に切り出した線材の銀保護層をエッチングし、その線材の表面の光学写真と一部を拡大したデジタルマイクロスコープ画像を図 2-14 に示す。欠陥サイズの測定を行った領域の面積は 14.9 mm^2 で、画像より、線材表面に見られる欠陥は比較的丸い形状をしたものが多いこと、大型の欠陥は直径が $100 \mu\text{m}$ 級であることが観察された。直径 $10 \mu\text{m}$ 以上の欠陥は 243 個観察され、最大の欠陥の直径は $130 \mu\text{m}$ であった。これらの結果の直径を四捨五入によって整数値化し、横軸を欠陥の直径、縦軸を度数として図 2-15 に示す。度数のピークは $12 \mu\text{m}$ であった。欠陥は超電導層で観察されたため、その厚さは超電導層の厚さ $2.2 \mu\text{m}$ を超えることはないので、今後の解析では、線材に存在する欠陥をすべて円盤状き裂と近似して考える。き裂を進展させる方向（亀裂に対し垂直）の荷重が付加された材料中のき裂先端は応力特異点となり、材料の破壊はき裂が進展するかどうかで議論ができる。セラミクス材料は脆性破壊を示すので、破壊はき裂の進展ととらえることができる。以下では、剥離試験の結果にき裂の進行の考え方を適用して議論する。一様応力 σ が負荷された均質弾性体中に存在する直径 d の円盤状き裂周りの応力拡大係数 K_I は以下の式になる。

$$K_I = \sigma \sqrt{\frac{2a}{\pi}} \quad (1)$$

き裂の進展は、応力が増大して応力拡大係数がある一定値を超えたときに発生すると考える。そのときの応力拡大係数 K_{IC} は破壊じん性値と呼ばれ、そのときの応力 σ_0 は代表強度と称する。良哉の関係は以下のとおりである。

$$\sigma_0 = K_{IC} \sqrt{\frac{\pi}{2d}} \quad (2)$$

超電導層はセラミクス材料で強度のばらつきが大きいので、ある応力下で破壊しない確率を統計処理で導くことが有効とされる。セラミクスの強度のばらつきを解析する際に多く用いられてきたのがワイブル分布である。これはセラミクス材料を多数の円環がつながった鎖と考え、最弱環が破壊することで全体の破壊に至る最弱リンクモデルと呼ばれるモデル検討である。超電導層を二次元的に考え、評価面積 S において微小領域（以下リンクと称する）のどれか一つ以上が破壊したときに全体が破壊に至るとする。面積 S_0 の基準となる領域で、応力 σ が負

荷された際、破壊強度に達するリンク（欠陥と同義）数 $\Phi(\sigma, S_0)$ を以下のように定める。

$$\Phi(\sigma, S_0) = \left(\frac{\sigma}{\sigma_0}\right)^m \quad (3)$$

すると、面積 S 中で、 σ 以下の応力で壊れるリンク数 $\Phi(\sigma, S)$ は次のように示される。

$$\Phi(\sigma, S) = \frac{S}{S_0} \left(\frac{\sigma}{\sigma_0}\right)^m \quad (4)$$

これより、線材の面積 S の領域に応力 σ が負荷された際の累積破壊確率 $P_f(\sigma, S)$ は以下になる。

$$P_f(\sigma, S) = 1 - \exp(-\Phi(\sigma, S)) = 1 - \exp\left[-\frac{S}{S_0} \left(\frac{\sigma}{\sigma_0}\right)^m\right] \quad (5)$$

上記(5)式を変形して二回対数をとると

$$\ln\left\{\ln\left(\frac{1}{1-P_f}\right)\right\} = m \ln\sigma + \ln\left(\frac{S}{\sigma_0^m S_0}\right) \quad (6)$$

と表すことができ、破壊確率 $1/(1-P_f)$ の二回対数を縦軸に、 σ の一回対数を横軸にしてプロット（ワイブルプロット）すると傾き m の直線となる。この係数 m はワイブル係数と呼ばれる。また、(5)式を微分したものが破壊確率密度関数 $P(\sigma, S)$ で、以下のようになる。

$$P(\sigma, S) = \left(\frac{mS}{S_0 \sigma_0}\right) \left(\frac{\sigma}{\sigma_0}\right)^{m-1} \exp\left[-\frac{S}{S_0} \left(\frac{\sigma}{\sigma_0}\right)^m\right] \quad (7)$$

欠陥サイズの分布から強度のばらつきを予測し、実験結果と比較する。まず、ワイブル係数 m 、破壊じん性値 K_{IC} 、および代表強度 σ_0 を求める。なお、剥離強度は大きなサイズの欠陥に支配されるため、観測できないような微小欠陥の分布は無視できるとした。図 2-15 の度数を直径の大きなものから小さなものへ積算した累積度数で示すと、図 2-16 のようになる。(2)式を(3)式に代入すると、

$$\Phi(d, S_0) = \left(\frac{\pi K_{IC}}{2\sigma_0^2 d}\right)^{\frac{m}{2}} \quad (8)$$

が得られ、それを両辺に対数をとって変形すると以下のようなになる。

$$\ln\{\Phi(d, S_0)\} = m \left\{ \frac{1}{2} \ln\left(\frac{\pi}{2d}\right) + \ln\left(\frac{K_{IC}}{\sigma_0}\right) \right\} = mx + b \quad (9)$$

$$\text{ただし、 } x = \frac{1}{2} \ln\left(\frac{\pi}{2d}\right) \quad b = m \ln\left(\frac{K_{IC}}{\sigma_0}\right)$$

図 2-16 の累積度数を、縦軸に累積度数の一回対数 (= $\ln \Phi$)、横軸を $x (=1/2 \ln(\pi/2d))$ として示したのが図 2-17 である。近似直線から傾き $m = 4.6$ 、切片 $b = -22$ が得られた。代表強度 σ_0 と平均強度 σ_{ave} には、以下の関係式が成り立つ。

$$\sigma_0 = \left(\frac{S_0}{S}\right)^{\frac{1}{m}} \sigma_0 \Gamma\left(1 + \frac{1}{m}\right) \quad (10)$$

平均強度 σ_{ave} は $\phi 8$ ロッドで 27.9 MPa、 $\phi 6$ で 33.5 MPa、 $\phi 3$ で 33.3 MPa であったが、測定結果が最も多く、かつばらつきの小さい $\phi 8$ の値を採用することとした。そこから求められる σ_0 は 40 MPa であった。ちなみに、 $\phi 6$ の $\sigma_{ave} = 33.5$ MPa では $\sigma_0 = 42$ MPa、 $\phi 3$ の $\sigma_{ave} = 33.3$ MPa では $\sigma_0 = 31$ MPa、となる。また、図 2-17 では切片 $b = -22$ がより導出された。よって $b = m \ln(K_{IC} / \sigma_0)$ を変形すると、 K_{IC} が以下のように求まる。

$$K_{IC} = \sigma_0 \exp\left(\frac{b}{m}\right) \quad (11)$$

これにより $K_{IC} = 0.34 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ が決定できる。これらの予測パラメータを表 2-1 に示す。坂井 [3-4] は、GdBCO 薄膜線材の 4 点曲げ剥離試験より $m = 0.47$ 、 $K_{IC} = 0.73 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ を得ており、本研究で予測された破壊じん性値は比較すると近い値であるが小さい値である。本研究では、欠陥を含む個所に引っ張り応力（剥離方向の応力）が直接作用しているため、4 点曲げ剥離試験では小さな数値になるのは妥当と考えられる。

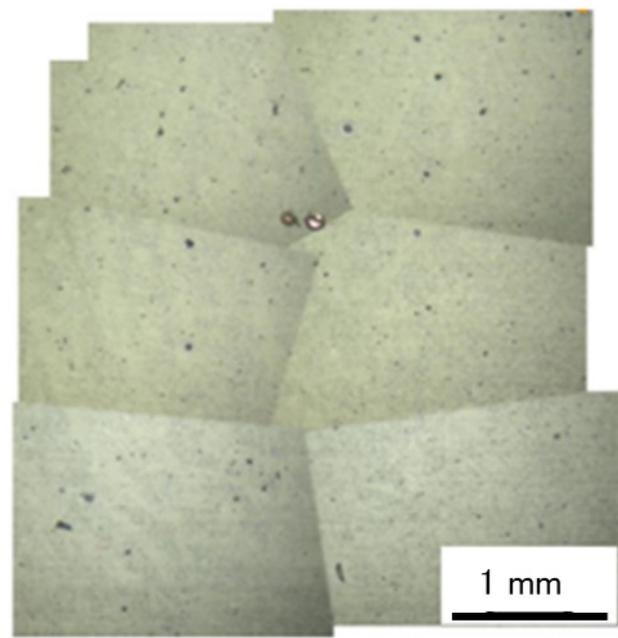


図 2-14 保護層を除去した後の超電導線材の超電導層表面の欠陥

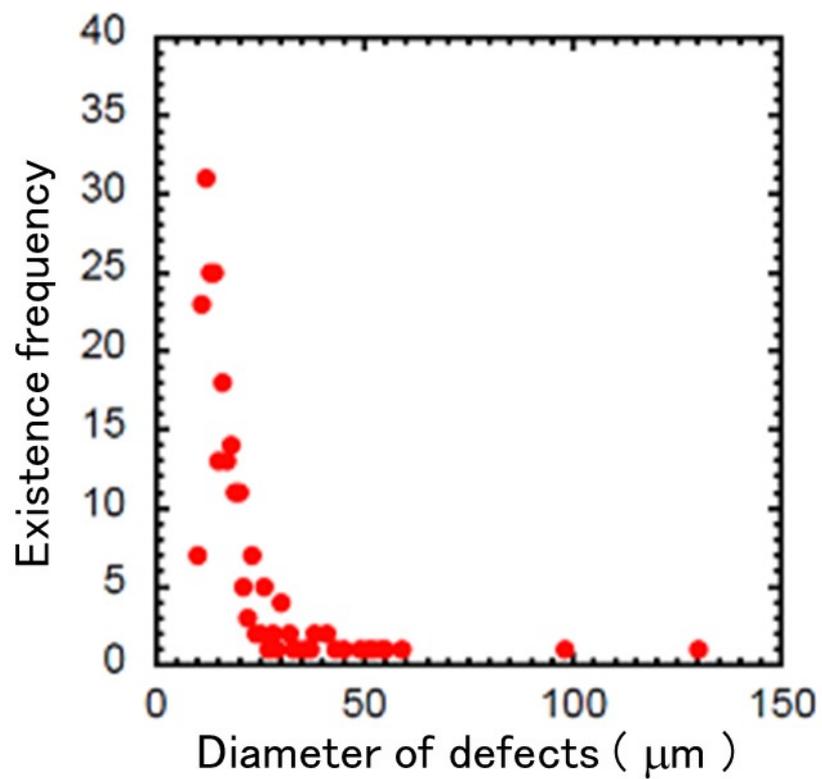


図 2-15 超電導線材表面の欠陥の存在度数

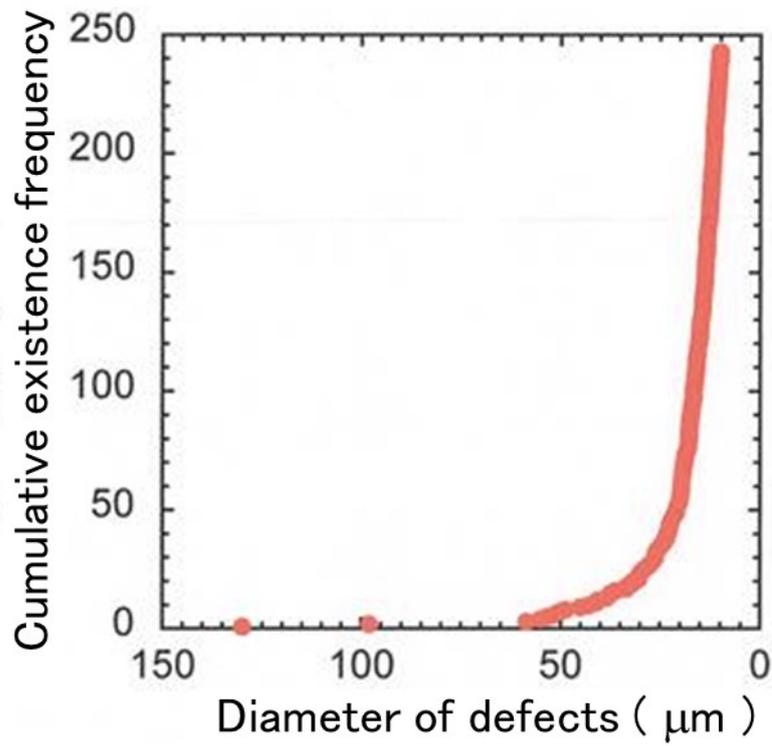


図 2-16 超電導線材表面の欠陥の累積存在度数

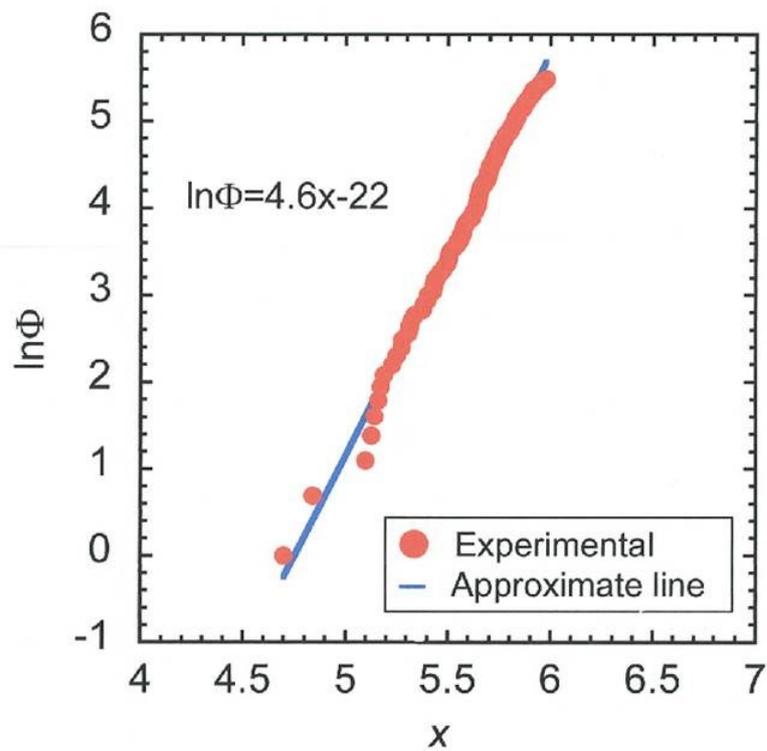


図 2-17 欠陥の累積度数と直径から導き出される関連性

表 2-1 欠陥度数分布から決定した剥離強度のパラメータ

Symbol	Quantity	value
m	Weibull coefficient	4.6
K_{IC}	Fracture toughness	0.34 (MPa · m ^{1/2})
σ_c	Typical strength	40 (MPa)

剥離強度の信頼性評価としてワイブル分布関数により評価を、ロッド径により類別して行なった。それぞれのロッド径の剥離耐性試験結果をワイブルプロットした結果を計算と比較して図 2-18 に示す。試験結果から得られた剥離強度のワイブル係数 m は、 $\phi 3$ (ロッド径 3 mm) が 2.5、 $\phi 6$ が 4.1、 $\phi 8$ が 6.8 であった。一方、ワイブル分布の計算値は図 2-7 の欠陥サイズ分布から予測したワイブル係数 4.6 を適用した。計算直線は実験結果とほぼ一致し、ワイブル係数 4.6 を使用したのは適切であったと考えられる。

求めたパラメータ (表 2-1 参照) を (7) 式に適用して、観測された欠陥サイズの分布から予測されるロッド径ごとの剥離強度の確率密度分布を図 2-19 に示す。ここで、グラフは縦軸に確率密度、横軸に強度をとり、累積確率 0.05 ~ 0.95 の範囲でプロットした。これにより、本項で求めた値と各ロッドの評価面積を用いることにより、同一の欠陥分布から異なる強度分布が導かれ、評価面積が大きくなるほど平均強度とばらつきが小さくなることが予測できた。表 2-2 に図 2-19 に示した剥離強度について平均層間剥離強度と標準偏差を示す。応力の作用する領域の増加に伴い、剥離強度は低下し、ばらつきが小さくなることが数値からも明らかである。

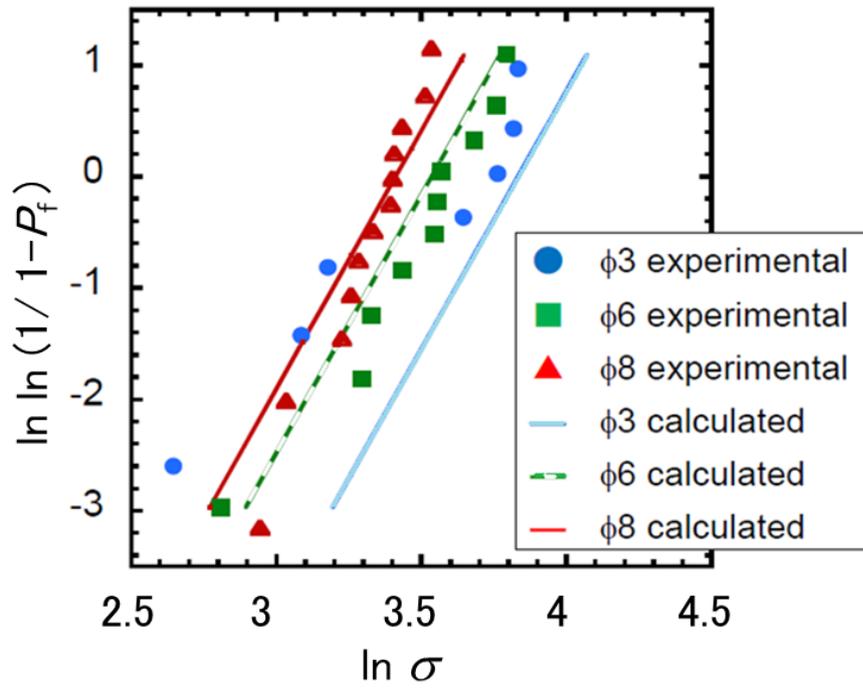


図 2-18 各ロッド径における剥離強度試験結果のワイブルプロット

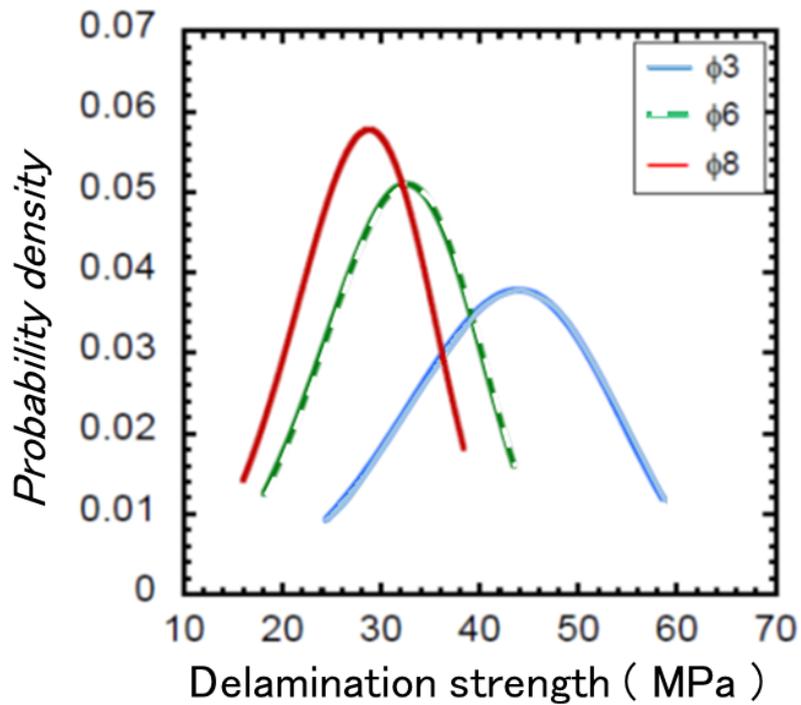


図 2-19 欠陥サイズの分布から予測される剥離強度の各ロッド径での確率密度分布

表 2-2 欠陥サイズの分布から予測される剥離強度の各ロッド径での確率分布から求めた平均剥離強度と標準偏差

	$\phi 3$	$\phi 6$	$\phi 8$
σ_{ave} (MPa)	42.6	31.6	27.9
$D_{(cal)}$ (MPa)	20.4	7.7	6.8

$\sigma_{ave(cal)}$: Average delamination strength
 $D_{(cal)}$: Standard deviation of strength

続いて、剥離評価試験結果と予測された分布との比較を行う。まず各ロッド径について、欠陥サイズの分布から予測される強度の確率密度分布で得られた平均強度と標準偏差を用いて、剥離強度試験結果と比較したグラフを図 2-20 に示す。見やすさを考慮し、予測された強度のデータは全体的に右側へずらして描いた。このグラフでは、 $\phi 6$, $\phi 8$ では平均値, ばらつきともに比較的一致しているが、 $\phi 3$ では平均強度に 10 MPa 程度の違いが見られた。 $\phi 3$ ではいくつかの試験片が接着した個所の接着剤部分で破壊したことがあげられ、接着剤で破壊した試験片が存在するということは、接着剤よりも強度が小さい試験片のデータを得て強度の大きいデータが除かれていると考えられる。そのため、 $\phi 3$ で得られる線材本来の強度は実験結果よりも大きいと考えられ、より予測された強度に近づくので、予測強度と実験結果は比較的良い一致をみていると考えられる。

次に、ワイブル係数について考察する。ロッド試験から得られた線材強度のワイブル係数は 2.5~6.8 で分布しており、欠陥分布から予測したワイブル係数は 4.6 であった。ロッド試験から得られた値はロッド径により多少ばらつきがあるが、予測とはおおまかに一致している。また、村上ら [5] が Gd123 バルク超電導体の引張試験を行った結果では、ワイブル係数は 4.5 と 4.9 を示していた。バルク材の引張であり材料や試験の条件も異なるが、本研究のロッド試験と予測で得られた値はおおよそ妥当であり、Gd 超電導層内で発生する剥離はバルク材の破壊と同傾向であると推定される。さらに、坂井ら [4] が本研究と同様に $\phi 2.7$ の円柱を用いて 30 本の試験片について剥離強度を評価した結果では、強度が著しく小さい結果を含めるとワイブル係数は 4.7 で、本研究で求めたワイブル係数とよく一致している。

以上の考えを踏まえると、試験結果と予測強度分布が比較的一致しており、欠陥の分布から線材の強度が予測できたと考えられる。つまり、コイル設計のための剥離強度評価としては、ロッド試験を行い、ワイブル分布を用いて整理することができると考えられる。ロッドの径が大きくなるにつれて、剥離強度が低下す

る傾向がみられる。破面の観察から、破壊に結びつくような大きな欠陥は超電導層成膜に形成された可能性が高く、希土類系超電導体のパーティクルや異方成長した結晶が成膜時に発生することは確認 [6-9] されている。リール-トゥ-リール (reel-to-reel: 巻き出しから巻き取りへ材料を搬送しながら処理する) で成膜する希土類系超電導線材では、これらの欠陥を皆無にすることは困難である。しかし、コイルに使用される長尺線材では、線材全体に剥離応力が作用するため、わずかな応力でも破壊が生じる欠陥を含む可能性が非常に高い。剥離の起点となるような欠陥が存在すると、小さな剥離応力でもコイルの特性低下につながる可能性が示された。

今回の試験結果で見られたように、ロッド試験ではロッドの接着面積が小さくなると接着剤の破壊が生じる可能性が大きかった。そのため、ロッド試験を行う際にはより接着面積の大きなロッドを用いることが良いと考えられる。機器設計のためには、線材の剥離強度を評価する際のばらつきが小さく評価でき、平均強度も安全側に評価できる大きな径のロッドを用いるのが良いと考えられる。また、ロッドを用いた試験の性質上ロッド外縁付近での応力集中が生じることが避けられない。この応力集中による影響について検討する。ロッド試験をモデル化した有限要素法解析により、応力集中部の応力場を求める。モデルの模式図を図 2-21 に示す。単純化のため材料はすべて等方性を仮定し、1 MPa の引張応力をロッドに作用させ Hastelloy 基板を x 軸固定とした。適用した材料のヤング率 E と、ポアソン比 ν を表 2-3 に示す。ただし、 Y_2O_3 層と MgO 層は薄く剥離への影響も小さいと推定されるので Al_2O_3 層のみで構成され、厚さだけは Y_2O_3 層と MgO 層の厚さを加えて Al_2O_3 層が 130 μm の厚さとして扱った。ロッド外縁と Ag 層の接触点は応力特異点となるが、今回は、図 2-21 で示すように特異点周辺の要素を 5 分割して解析した。ロッド中心からの距離を規格化 ($= R_n$) し、応力集中係数 α の依存性を解析した結果を図 2-22 に示す。図 2-22 では応力集中係数が最大で 3 程度を示しているが、これは平均の引張応力の 3 倍が作用するというを示し、応力集中係数が 1 未満では平均の引張応力より小さい応力が作用するというを示す。ロッド中心からの距離の規格化は、ロッド中心からの距離をロッド半径で除したものとしている。解析結果より α が 1.5 を超える R_n の範囲はロッド径が大きくなるほど小さくなり、 α が 1 未満の領域ではロッド径が小さくなるほど α は 1 から離れて小さくなる。応力集中部で破壊が起こると、見かけ上の剥離強度が相当小さくなると考えられるが、 α が 1.5 を超える領域はロッド径を考慮すると大きくても幅が 100 μm 程度で非常に小さく、今回、破壊起点となる欠陥が観察された試験片においては、ロッド中央付近から破壊したと考えられるものが優位であることも確認された。 $\phi 8$ の場合には、外周部の応力集中の影響が最も小さく、他の部分の応力集中係数が 1 に近いので剥離強度を小さく見積もる危険が小さくなることが示された。このことから、解析用のワイ

ブル係数を $\phi 8$ 試験から求めたのが妥当であったことが証明された。逆に、ロッド径が小さい場合は、応力集中係数が 1 を大きく下回るため、見かけより作用した剥離応力が小さくなる部分が大きく、線材の剥離強度を実際より大きな値で評価すると考えられる。したがって、小さな径のロッドを用いた試験では、機器の設計の当たり、上記の応力分布を踏まえた安全率を採用するなどの考慮が必要であると考えられる。極端な応力集中による破壊の確率は低く、一定応力を仮定した最弱リンクモデルにより実験結果を表すことができることとともに、コイルなど長尺線材に応力が作用する場合は、小さな剥離効力でも破壊につながることを考慮しなければならないことが明らかとなった。

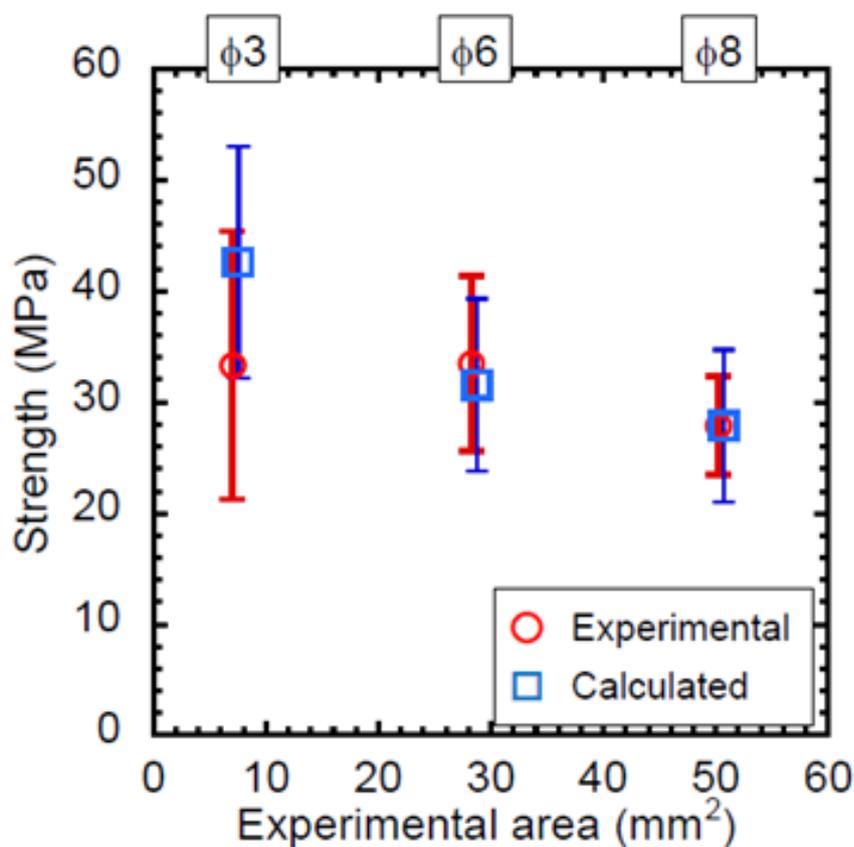


図 2-20 剥離耐性試験結果と欠陥サイズの分布から予測される剥離強度の分布

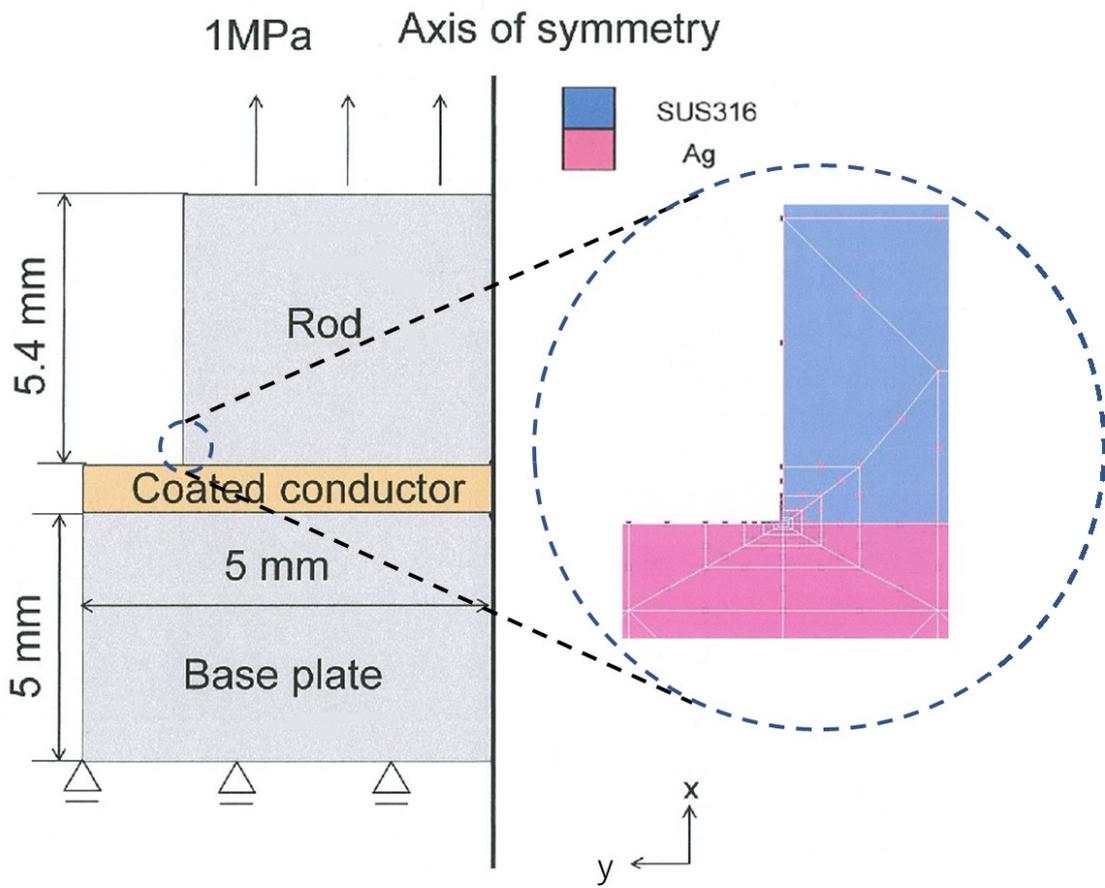


図 2-21 ロッド試験の応力集中の有限要素法解析モデル

表 2-2 有限要素法解析に用いた各物質のヤング率 (E) とポアソン比 (ν)

	E (GPa)	ν
Ag	84.3	0.3
GdBCO	118	0.3
CeO ₂	249	0.3
MgO	307	0.3
Y ₂ O ₃	167	0.32
Al ₂ O ₃	370	0.23
Hastelloy	200	0.3
SUS316	200	0.3

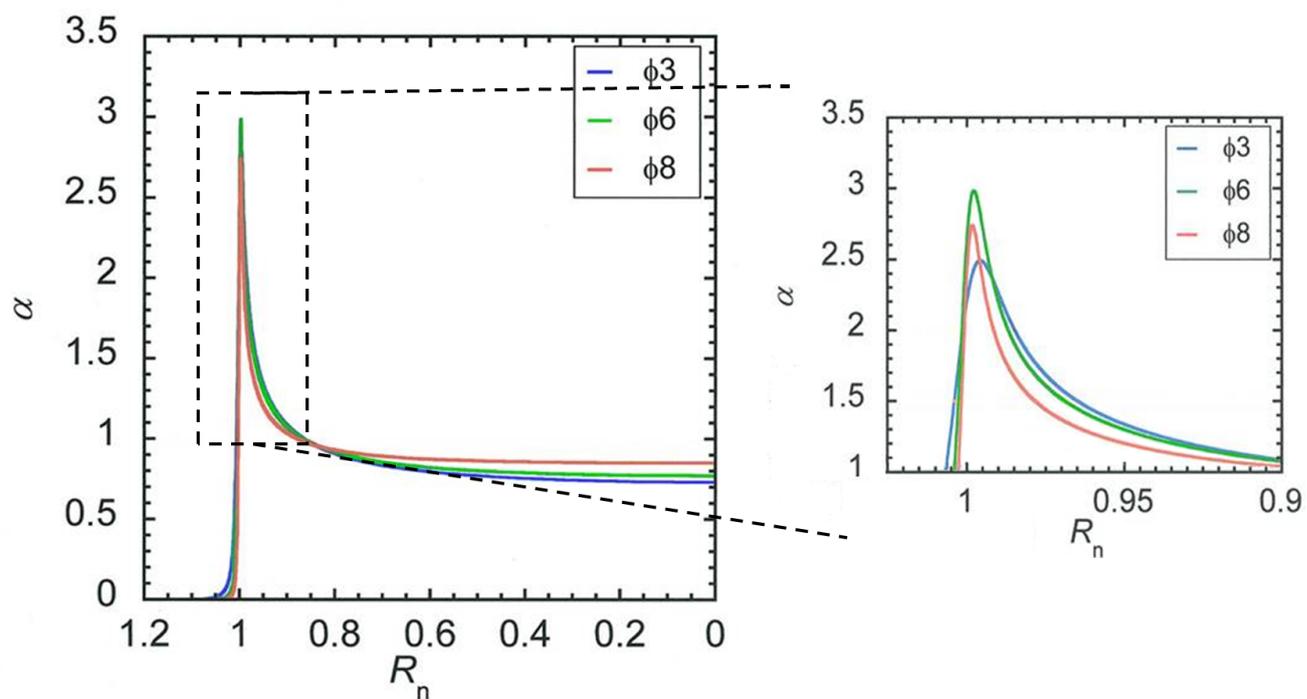


図 2-22 GdBCO 線材の剥離試験の応力集中係数の分布 (解析結果)

2.5 第 2 章のまとめ

ロッド試験を用いて希土類系超電導線材の剥離強度の評価について、評価方法の検討、並びに試験結果と剥離強度の確率的予測の検討を行い、超電導コイル化に適用できる以下の知見を明らかにした。

1. ロッドを用いた剥離耐性評価は、評価面積、応力集中などの影響を踏まえると、線材幅に対して十分に大きな評価面積のロッドを用いることが重要である。ロッド試験では特有の応力場が生じるため、得られた強度を設計に用いる場合にはその影響を考慮する必要がある。
2. 超電導線材の剥離強度をワイブルプロットにより整理することで、最弱リンクモデルにより剥離試験結果が説明でき、そこから剥離強度の確率的予測ができることがわかった。
3. 線材の欠陥のサイズ分布と剥離強度とワイブルプロットを用いて線材の剥離強度を予測すると、剥離応力が作用する面積が大きくなると、小さな応力でも剥離が生じることが予測された。コイル巻線では線材全長に応力が作用するので、小さな応力でコイルの特性低下に至る可能性が示された。

以上より、希土類系超電導線材を用いたコイルでは、ターン間に応力が作用すると剥離が発生しうるため、ターン間を拘束するようなコイル巻線は適用が難しいことが明らかになった。従来、超電導コイルは樹脂などで含浸して、コイル巻線を一体化することで、冷却や通電時に局所変形を抑えて巻線形状を維持し、電磁力が作用した際のワイヤムーブメントを制限してきたので、剥離を防止した含浸を希土類系超電導コイルに適用しようとする研究事例はあった。剥離応力はコイル巻線の内外径の比に依存するので、コイル巻線を半径方向にいくつか分割して数ターンずつ含浸することによって、剥離応力を減じるコイル巻線が内径 30 mm、外径 36mm から 60mm の小口径コイルで検討された[10]。剥離応力を減じる効果は確認できたが、本章の剥離強度分布の予測ではターン間の拘束によるわずかな応力でもコイル巻線内に剥離が発生する可能性がある。また、ターン間を接着するエポキシ樹脂などの材料と希土類系超電導線材の熱収縮の違いによって剥離が生じることにも指摘される。さらに、大口径の高磁場コイルに適用するには工程数と加工時間が増大するので適した手法とは考えにくい。エポキシ含浸コイルにおいて、希土類系超電導線材がエポキシ樹脂から切り離して、ターン間に剥離応力が作用するのを防止するコイル巻線手法も検討された。厚さ 15~30 μm のポリイミド層を希土類系超電導線材表面に電着で形成し、希土類系超電導線材に剥離が生じる前に、ポリイミド層が破壊されて超電導線材を保護する[11, 12]と

いうものであるが、電着ポリイミドの接着強度を下回る剥離強度の箇所では特性劣化が生じる可能性が残る。またターン間に作用する応力を減じることにはできるが、内外径比に応じて作用する剥離応力の影響は解消していないので、高磁場コイルのようにターン数の大きなコイルでは剥離応力が大きくなるのを避けることはできない。ポリエステル熱収縮チューブを使用して希土類系超電導線材をチューブ内に収納し、エポキシから切り離して含侵コイルを製作するという提案[13]もあった。この手法は、含侵材料の影響が超電導線材に作用しないが、内外径差によるチューブの偏りや巻線作業時の張力によるチューブの伸びなどによって、コイル巻線の寸法精度が低下することが問題である。これらの、希土類系超電導線材がエポキシ樹脂から切り離して含侵する手法は、線材加工の工程が増えるため、コスト増につながる。特にチューブに長尺のテープ状希土類系超電導線材を収納するのは、その際に線材にダメージを与えたる恐れもあり、工程増によるリスクを伴うことを考慮しなければならない。

以上より、本章では、高電流密度・高磁場コイルには、ターン間を拘束せずにコイル巻線形状を維持するはコイル化技術が適していると提言する。

第 2 章の参考文献

- [1] T. Takematsu, R. Hu, 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*, 470, (2010), 674-677.
- [2] D. C. van der Laan, J. W. Ekin, C. C. Clickner, T. C. Stauffer, “Delamination strength of YBCO coated conductors under transverse tensile stress”, *Superconductor Science and Technology*, 20, (2007), 765-770.
- [3] N. Sakai, S. Lee, N. Chikumoto, T. Izumi, K. Tanabe, “Delamination behavior of Gd123 coated conductor fabricated by PLD”, *Physica C*, 471, (2011), 1075-1079.
- [4] 坂井 直道、重森 正隆、衣斐 顕、町 敬人、遠藤 佐保、中岡 晃一、種子田 賢宏、吉積 正晃、田辺 圭一、和泉 輝郎、“PLD-GdBCO 線材の耐剥離性とレーザースクライブ加工の影響に関する検討”, 第 86 回 2012 年度秋季低温工学・超電導学会講演概要集, (2012) 46.
- [5] A. Murakami, K. Katagiri, K. Kasaba, Y. Shoji, K. Noto, H. Teshima, M. Sawamura, M. Murakami, “Mechanical properties of Gd123 bulk superconductors at room temperature”, *Cryogenics*, 43, (2003) 345.

- [6] T. Watanabe, N. Kashima, N. Suda, M. Mori, S. Nagaya, S. Miyata, A. Ibi, Y. Yamada, T. Izumi, Y. Shiohara, "Rapid Formation of 200 m-long YBCO Coated Conductor by Multi-Stage CVD," *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, vol. 17, 2007, pp. 3386 - 3389
- [7] T. Watanabe, R. Kuriki, T. Muroga, S. Miyata, A. Ibi, Y. Yamada, Y. Shiohara, T. Kato, T. Hirayama, "Development of Multi-plume and Multi-turn (MPT) PLD for YBCO Coated Conductor," *Materials Research Society Online Proceedings*, vol. 868, 2005, C2.7
- [8] T. Watanabe, R. Kuriki, H. Iwai, T. Muroga, S. Miyata, A. Ibi, Y. Yamada, Y. Shiohara, "High rate deposition by PLD of YBCO films for coated conductors," *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, vol. 15, 2005, pp. 2566 - 2569
- [9] T. Watanabe, H. Iwai, A. Ibi, T. Muroga, S. Miyata, Y. Yamada, Y. Shiohara, T. Kato, T. Hirayama, "Investigation of multi-deposition for high I_c YBCO coated conductors prepared by PLD on self-epitaxial CeO_2 buffers," *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, vol. 15, 2005, pp. 2620 - 2623
- [10] H. Miyazaki, S. Iwai, T. Tosaka, K. Tasaki, 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 Transactions on Applied Superconductivity*, vol. 24, Issue 3, 2014.
- [11] Y. Yanagisawa, K. Sato, R. Piao, H. Nakagome, T. Takematsu, T. Takao, H. Kamibayashi, M. Takahashi, H. Maeda, "Removal of degradation of the performance of an epoxy impregnated YBCO-coated conductor double pancake coil by using a polyimide-electrodeposited YBCO-coated conductor", *Physica C*, vol. 476, pp 19-22, 2012.
- [12] K. Sato, T. Matsuda, Y. Yanagisawa, H. Nakagome. H. Kamibayashi, A. Uchida, M. Takahashi, H. Maeda, "The Performance of a Practical Size Epoxy Impregnated Pancake Coil Wound With a Polyimide Electro-Deposited (PIED) YBCO-Coated Conductor", *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, vol. 23, issue 3, 2013.
- [13] U. Trociewitz, M. Canassy, M. Hannion, D. Hilton, J. Jaroszynski, P. Noyes, Y. Viouchkov, H. Weijers, D. Larbalestier, "35.4 T field generated using a layer-wound superconducting coil made of $(RE)Ba_2Cu_3O_{7-x}$ (RE = rare earth) coated conductor", *Applied Physics Letters*, 99 202506, 2011.

第 3 章

高強度超電導コイル (Yoroi-coil) 構造の開発

3. 1 研究開発目標

SMES や加速器応用など、超電導線材の高磁場マグネット応用では、コイル冷却時の超電導線材の収縮に伴う熱応力がコイルに作用する。また超電導コイルの通電には、発生する磁場、コイルの電流密度およびコイル径に応じて強い電磁力が作用し、コイルには拡張しようとする応力が働き、コイル中の超電導線材には引き伸ばそうとする周方向応力（フープ力）が作用することになる。そこでコイルには強い電磁力耐性が要求される [1-2]。

希土類系超電導線材は、超電導線材が高い機械強度を有し、線材自体で強い電磁応力を支えるコイルが実現できると期待されたが、剥離が生じて特性が低下するという別の課題が発覚し [3]、線材の強度を利用することすら出来なかった。すなわち、希土類系超電導コイル開発には、コイル中の希土類系超電導線材の剥離を防止したうえで、超電導線材の特性を十分発揮できるコイル化手法が求められるのである。しかし、前章で明らかにしたように、わずかな径方向応力の作用でも剥離が発生する可能性があるため、コイル中では線材間に発生する応力を抑制する必要がある。

本研究開発では希土類系超電導線材を用いたパンケーキコイルにおいて、剥離による超電導特性の低下の抑制を図るとともに、超電導線材の機械強度に依存するコイル構造ではなく、コイルの構成材料を含むコイル構造全体で電磁力を支持することで、従来に比較して大幅に電磁力の耐性を向上させる新規のコイル化手法の検討を行なった。

3. 2 希土類系超電導パンケーキコイルの非含侵絶縁

希土類系超電導パンケーキコイルの冷却時の熱収縮によって、超電導線材に剥離が生じコイル特性の低下が引き起こされるという課題に対して、我々の研究グループの中で、剥離の原因となるコイル系方向の熱応力が解析によって求められ、図 3-1 のように、超電導線材が一体化したパンケーキコイルの、外径／内径の比を変化させてコイル内の応力分布が示された。この解析には、100 μm 厚さの HastelloyTM を基板とした希土類系超電導線材が適用された。縦軸は径方向応力、横軸は内半径に対するコイル内の位置を示し、図中の α が外径／内径の比である。この解析結果から、希土類系超電導線材が一体化したパンケーキコイルに作用する径方向応力の最大値は、コイルの大きさに関わらず外径／内径比によって決定されることが示唆され、希土類系超電導線材に要求される剥離強度を推定することができるようになった。剥離方向に作用する径方向応力を低減するためには一体化したコイル部分の外径／内径比を小さくすることが有効であることが推察さ

れる。一方で、前章で明らかになったように、希土類系超電導線材は広い範囲で剥離応力が作用すると剥離強度が低下すると考えられ、剥離応力はできる限り低減する必要がある。そのためには、パンケーキコイル内で一体化した部分の外径／内径比を最小にする、すなわち、一体化しないことが最善の方法となる。

コイルを一体化しないということは、パンケーキコイルを含まないということになり、エポキシ樹脂などによる強固な含浸で絶縁を確保することができなくなる。そのため、SMESのように線材間の電気的な結合を避けなければならない機器応用に向けて、超電導線材に確実な素線絶縁を施してコイルの絶縁を確保することを検討した。銅線などに通常施されているエナメルなどの被覆は硬化処理温度が 300℃ 付近の高温のため、希土類系超電導線材の超電導特性に影響を及ぼす可能性が高い。したがって希土類系超電導線材に絶縁を施すには、カプトンなどの樹脂テープを線材に巻きつける手法が採用されている。しかし、樹脂テープを巻きつけた希土類系超電導線材は、コイルなどに超電導線材を曲げ加工する際、樹脂テープが偏ったり、超電導線材の幅方向端部で切れたりして絶縁性能が低下することや、テープの重なりによって凹凸が生じ、局所的な応力が超電導線材に加わって特性低下を引き起こす可能性がある。そこで本開発では、150℃以下の温度での硬化が可能で、極低温でもフレキシブルな液状樹脂を希土類系超電導線材の絶縁に適用することを検討した。被覆試験として、100 μm 厚さの Hastelloy テープを基板とし、銅の安定化層が形成された幅 10 mm、厚さ約 0.22 mm の希土類系超電導線材に連続的に塗布と熱処理を施して絶縁層を形成し、断面を観察して塗布や熱処理の条件を適正化した。図 3-2 に液状樹脂で被覆した超電導線材の断面を示す。

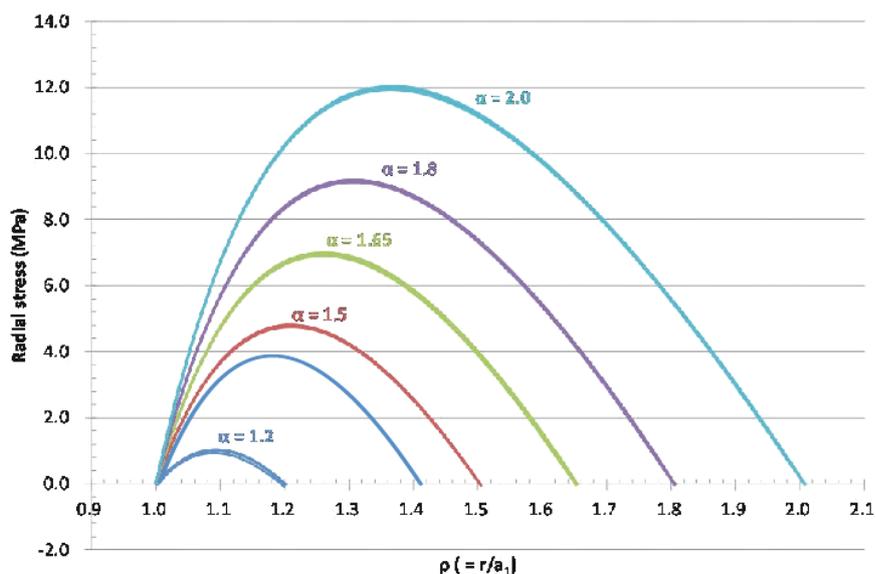


図 3-1 冷却により Y 系超電導パンケーキコイルに作用する径方向応力
(岡山大学 植田浩史准教授による解析)

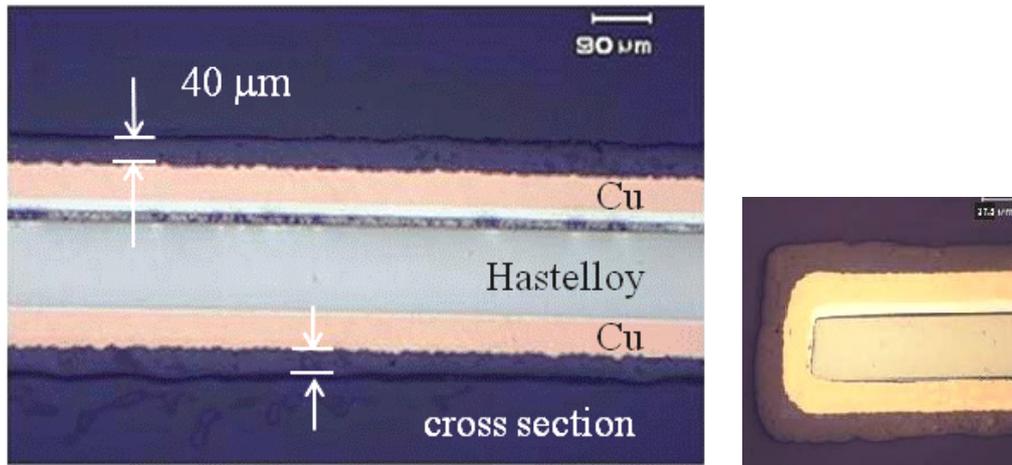


図 3-2 液状樹脂で被覆した希土類系超電導線材の断面

低温硬化型変成ポリアミドと称するこの被覆用の液状樹脂は、被覆の熱処理温度や体積変化が超電導特性に影響を及ぼさないことを被覆前後の液体窒素中での通電測定で確認した。また、希土類系超電導線材の安定化層である銅メッキや Bi 系超電導線材の銀合金などと密着性がよいことも確認した。低温硬化型変成ポリアミドの AC 破壊電圧は $10 \text{ kV} / 25 \mu\text{m}$ (厚さ) でカプトンテープとほぼ同等の絶縁性であり、フレキシブルなので含浸に頼らなくても超電導線材を確実に被覆して絶縁することが期待できる。また、熱伝導率が約 $2 \text{ W/K} \cdot \text{m}$ でカプトンテープの 10 倍程度の高い値なので、冷凍機を用いた伝導冷却を適用する場合でも有効と考えられる。この塗布絶縁をコイル化に適用する有効性を確認するため、11 m 長の希土類系超電導線材に塗布絶縁を施し、シングルパンケーキ (SP) コイルを作製して、通電特性の変化を観察した。希土類系超電導線材は、10 mm (幅) \times 100 μm (厚) のハステロイ基板上に、IBAD/MOCVD (Metal Organic Chemical Vapor Deposition: 有機金属気相成長法) プロセスで中間層と希土類系超電導層が形成されており、安定化層としてめっきにより形成された銅層が約 50 μm 厚さで全周囲を覆う構造となっている。したがって、銅めっき後の希土類系超電導線材の厚さは約 220 μm になる。超電導線材に絶縁被覆を施した後、パラフィンによるモールドを行なった。製作した SP コイルの諸元を表 3-1 に、外観を図 3-3 示す。パラフィンによるモールドは、コイル形状の維持、線材間のスペーサーなどとともに、コイルが応力を受けた際モールド自体が割れて応力を緩和しコイル巻線を保護することを目的としている。コイル巻線加工とパラフィンモールドした際に、液体窒素温度と室温の間に 10 回の冷却サイクルをコイルに経験させ、コイルの通電特性を測定した。図 3-4 に示すように、コイルの通電特性の低下は観察されず、この絶縁およびモールド手法が液体窒素温度までの冷却に有効であることが確認できた。

表 3-1 冷却サイクル試験に用いた SP コイルの諸元

Superconductor	Copper plated IBAD / MOCVD - (Y, Gd)BCO coated conductor
Piece length	22 m
Insulated tape width	10.3 mm (maximum)
Insulated tape thickness	315 μm (maximum)
Coil figure	Single pancake coil
Inner/Outer coil diameter	143 / 171 mm
Number of total turns	45

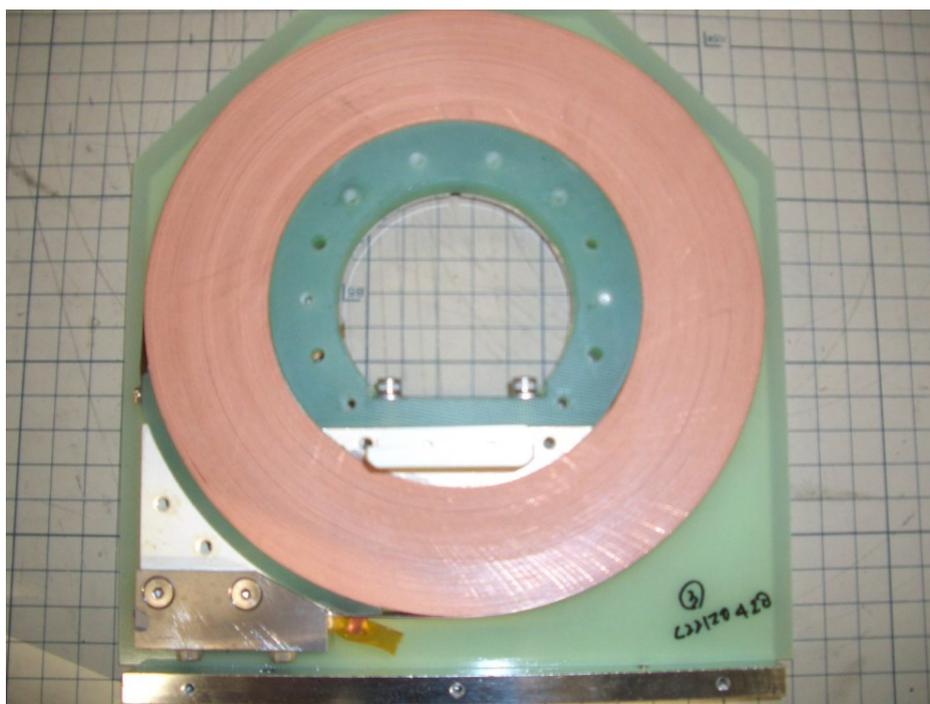


図 3-3 絶縁被覆とパラフィンモールドを施した SP コイルの外観

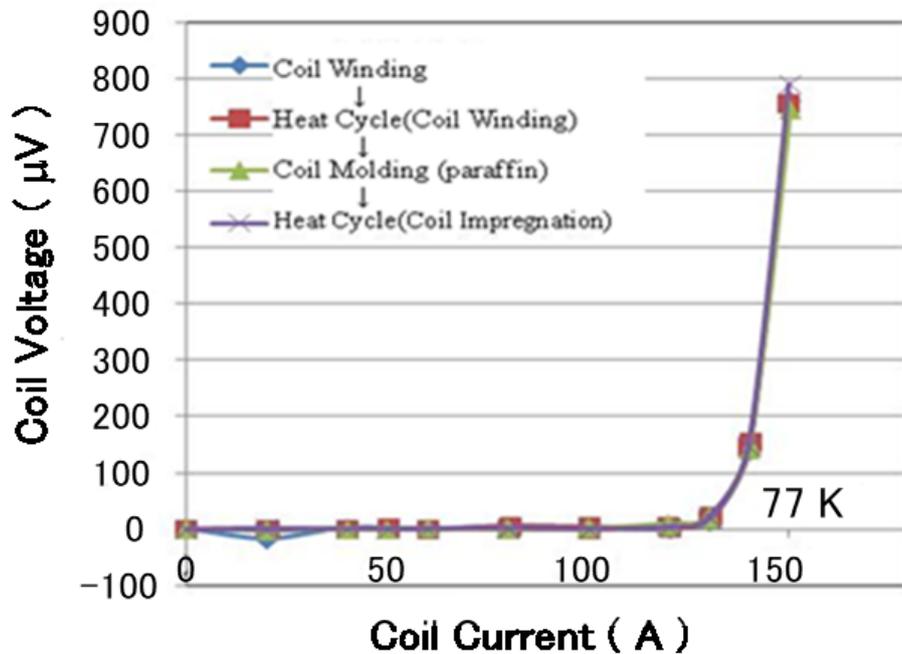


図 3-4 絶縁被覆とモールドおよび冷却サイクル試験後の SP コイルの $I-V$ 特性

3. 3 高強度超電導パンケーキコイル構造の必要性

超電導線材の高磁場マグネット応用には、超電導コイルに発生する磁場、コイルの電流密度およびコイル径に応じて強い電磁力が作用する。SMESでは、コイル内に磁気エネルギーとしてエネルギーを貯蔵しており、貯蔵されるエネルギーは発生する磁場の2乗に比例するので、大容量化には大型の高磁場コイルが要求され、高磁場化するためにコイルの高電流密度化も必要となる。しかし、大型コイルで高磁場化・高電流密度化するとコイルに作用する電磁力は著しく大きくなる。コイルには拡張しようとする応力が働き、コイル中の超電導線材には引き伸ばそうとする応力（フープ応力）が作用するが、これらがコイルの大型化や高磁場化、高電流密度化によって著しく大きくなるのである。そこで、コイルには強い電磁力耐性が求められ [1-2]、さらに電磁力がコイルの強度を超えて超電導特性の低下が生じないように、通電電流密度を制限することにより、超電導線材の通電特性を十分に発揮できないという課題があった。すなわち、強い電磁力耐性が超電導コイルの実用化に待望されてきたのである。希土類系酸化物超電導線材は、金属の基板の上に薄膜を積層した構造になっており、高強度金属を基板に使用することで超電導線材が高い機械強度を有し、線材自体で強い電磁応力を支えるコイ

ル構造の実現が可能となると考えられた。ハステロイを基板に使用した希土類系超電導線材は、1 GPa 程度の引っ張り応力に耐えることが可能 [3-7] で、フープ力に対して 300~400 MPa の耐力である従来の金属系超電導コイルと比較して大きな強度を有するコイルの実現が期待され、コイル開発が進められた [8-9]。ところが、先述のように希土類系超電導線材を含浸して一体化したコイルでは、超電導線材に剥離が生じて特性が低下するという課題 [10] が発覚した。この課題もあいまって、これまでの特性低下の無いコイルに関する報告のほとんどが、作用するフープ応力が 500 MPa 程度までという条件のものであった。

コイル巻線に作用するフープ応力は、コイルの発生磁場 (B) と電流密度 (J) とコイル半径 (R) の積 ($B \times J \times R$) に応じて作用するため、コイルの内半径と外半径の違いや発生する磁場の分布によって、コイル内のフープ応力には分布が生じる。このフープ応力の分布や線材の強度の不均質性によって、超電導線材が局所的に引き伸ばされることも考えられる。

そのため、超電導線材の強度だけに依存したコイル構造では、超電導線材の引っ張り強度が 1 GPa であっても、機器に使用するコイルとしての安全率を考えるとコイルに作用するフープ応力は 500~600 MPa に制限しなければならない。従来の金属系超電導線材を用いたコイルと比較して、フープ応力の尤度は 100~200 MPa しか増やせないのである。希土類系超電導線材を用いたコイルに期待される、高電流密度・高磁場の両立は著しく大きなフープ力が作用することになるので線材の通電特性よりもコイルの機械強度によって通電電流が制限されることになりかねない。これまでにコイルで 1 GPa 級のフープ応力に耐えたという報告がないことから明らかなように、機械的強度の制約によって超電導線材の通電電流が制限され、超電導特性を十分に発揮することができないという課題は希土類系超電導線材においても依然として重大であった。フープ応力の作用に対してコイル巻線を保護する手法として、コイル巻線の外周を補強部材で覆う方法がとられている。この手法を用いると、コイル巻線に作用する応力を半分にするには超電導線材と同程度の機械強度を持つ材料をコイル巻線と同体積分巻線外周に配置することになる。よって、この手法ではコイルの径が見かけで大きくなるため、見かけのコイル電流密度が低下し、コイルシステム全体でのコンパクト化を図ることができない。希土類系超電導線材の特性を活用して高臨界電流密度・高磁場を達成できる、魂魄な補強方法が希土類系超電導コイルの実用化には必要である。

3. 4 高強度パンケーキコイル構造の概念

コイル巻線だけでなくコイル全体で電磁力を支持することで、一体化していないコイル巻線の形状を保持してひずみを制限するパンケーキコイル構造を提案し、これを Yoroi-coil (Y-based oxide superconductor and reinforcing outer integrated coil) と称した。図 3-5 に Yoroi-coil 構造が電磁力に耐える概念を実際のコイル写真を併せて模式的に示す。従来の希土類系超電導線材を用いたパンケーキコイル(図 3-5 の左下写真)では、コイル巻線は含浸して一体化してあり、コイルを拡張しようとする電磁力に対して、コイル巻線自体が耐える構造となっていた(図 3-5 の左上図)。したがって、コイルの耐力の限界は超電導線材の強度によって決定された。一方、Yoroi-coil 構造のパンケーキコイルでは、コイル巻線が電磁力によって拡張するように応力を受けるのは従来構造と変わらないが、図 3-5 右上図に示すように、その応力はコイル巻線の外周に配置された枠材 (Frame) にコイル巻線を介して伝えられる。枠材はコイル巻線の上下面に設置された補強板 (Outer plate) に接合してあり、補強が枠材に伝えられた応力を支えることによって、超電導線材だけでなくコイル構造体全体が応力を支えることになるのである。図 3-5 の右下写真に示したように補強板はディスク (円形平板) 状で、面内方向に変形しにくい構造体となっている。そこで、コイル巻線に作用する応力をコイル面に枠材を介してシフトさせ、コイル巻線の直径に枠材の厚さを合わせた直径で、数 mm 程度の厚さの補強板に応力を分担させようとする構造である。これによって、コイル巻線に作用するフープ応力を大幅に減じ、希土類系超電導線材が通電特性を維持できる耐力を上回るような電磁力が作用しても、コイル全体で支持することで特性低下を防止しようとした。希土類系超電導線材の強度のみに依存するのではなく、枠材や補強板などの「鎧 (よろい)」を用い、全体のコイル構造によって応力を支持するのである。コイル本体外周に大型の補強材を設置してコイル構造を大型化する手法と異なり、コイル体積の増大を制限して効率の良い補強効果を得ることができると考えられる。

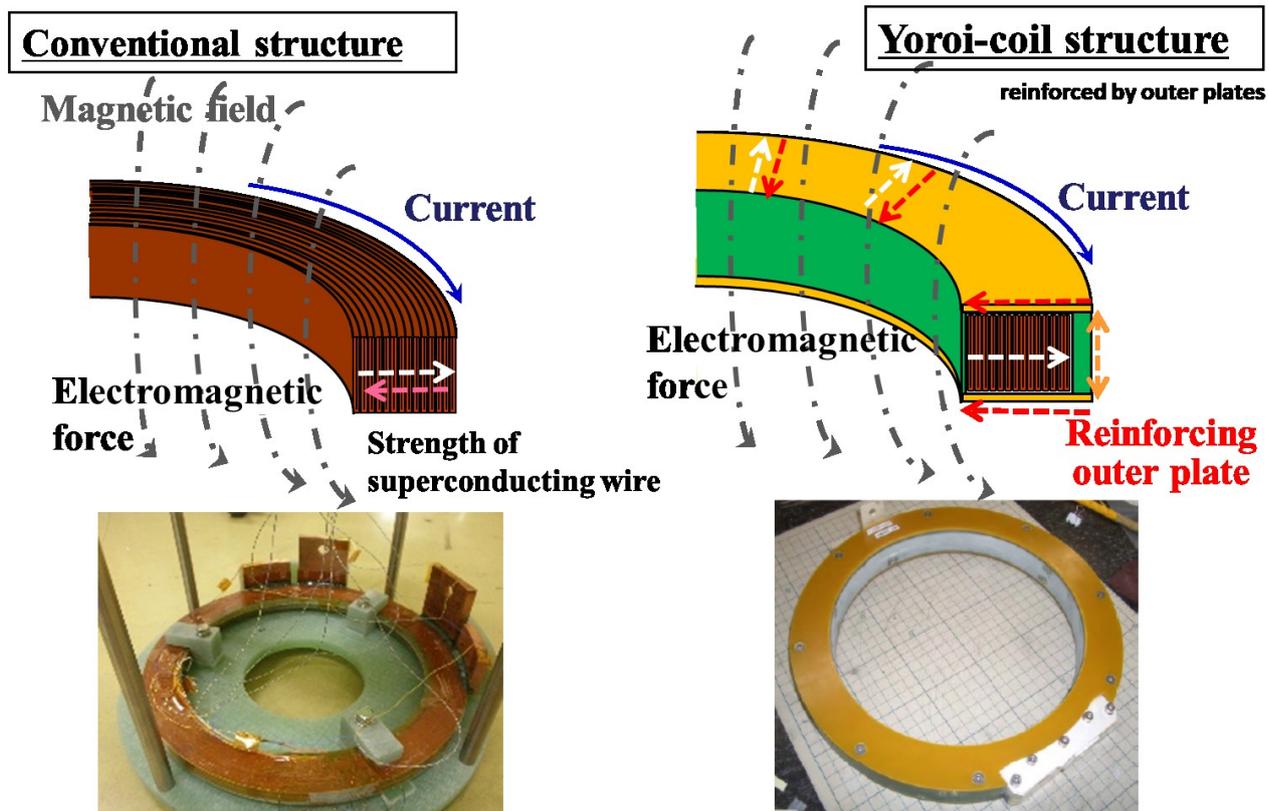


図 3-5 Yoroi-coil 構造が電磁力に耐える概念の模式図

3.5 Yoroi-coil 構造の検証実験

コイルに作用する電磁力をコイル構造体全体で支える Yoroi-coil 構造を、Y 系超電導線材を用いたダブルパンケーキ (DP) コイルに適用し、強い外部磁場を印加した状態でコイル通電してフープ応力に対する耐性を検証した。

超電導線材に先述の低温硬化型変成ポリアミドを用いて素線絶縁を施して、絶縁の確保を図った。DP コイルに使用した超電導線材は、古河電気工業(株)が IBAD / MOCVD プロセスで作製した (Gd,Y)BCO 線材で、幅 10 mm、厚さ 100 μm の Hastelloy 基板を用い、IBAD 層を含む中間層の厚さは約 400 nm、超電導層の厚さは約 900 nm であった。保護層として 20 μm 程度の銀層が超電導層上に形成され、さらに安定化層として 50 μm 厚さの銅がめっきによってテープ状の線材の全周囲を覆うように形成されていた。したがって、超電導線材の厚さは約 220 μm であった。超電導線材の臨界電流 (I_c) は 2 m ごとに 4 端子法で測定し 270 A を下回る箇所がないことを確認した。この超電導線材にリール・トゥ・リールで、低温硬化型変成ポリアミドの塗布と加熱槽による硬化を連続的に施して、絶縁被覆層を超電導線材の全周囲に形成し、コイル用の導体とした。なお、絶縁被覆層の厚さは約 50 μm であった。表 3-2 に、絶縁被覆を施した超電導線材を用いて作製したフープ応力試験用 DP コイルの諸元を示す。枠材と補強板および上下のコイルを分けるセパレート板は G-FRP (Glass Fiber Reinforced Plastic: ガラス繊維強化プラスチック) 製で、パラフィンをフレームおよび補強板とコイル巻線間に流し込んで、モールドしたコイル巻線とした。パラフィンによるモールドは、コイル形状の維持、線材間のスペーサーなどとともに、コイルが応力を受けた際モールド自体が割れて応力を緩和しコイル巻線を保護することを目的として施した。図 3-6 にコイル外観を示す。図 3-7 に電磁力試験 (フープ応力試験) の模式図を示す。試験用 DP コイルを液体ヘリウム浸漬によって 4.2 K まで冷却し、東北大金属材料研究所強磁場センターの大口径無冷媒超伝導マグネットを使用して外部磁場として 8 T を印加した後、コイルに通電して電磁力を発生させ、フープ応力耐性を検証した。

表 3-2 フープ応力試験用 Yoroi-coil 構造ダブルパンケーキコイルの諸元

Superconductor	Copper plated IBAD/ MOCVD – (Y, Gd)BCO coated conductor
Piece length	52 m
Insulated tape width	10.2 mm (maximum)
Insulated tape thickness	315 μm (maximum)
Critical current of conductor	$> 270 \text{ A}$
Coil figure	Double pancake coil
Inner/Outer coil diameter	219 / 240 mm
Coil height	30 mm (height of coil winding: 24 mm)
Mold	Paraffin mold
Number of total turns	68 (34 for each upper and lower coil)
Frame and Outer plates	G-FRP
Calculated self-inductance	1.86 mH

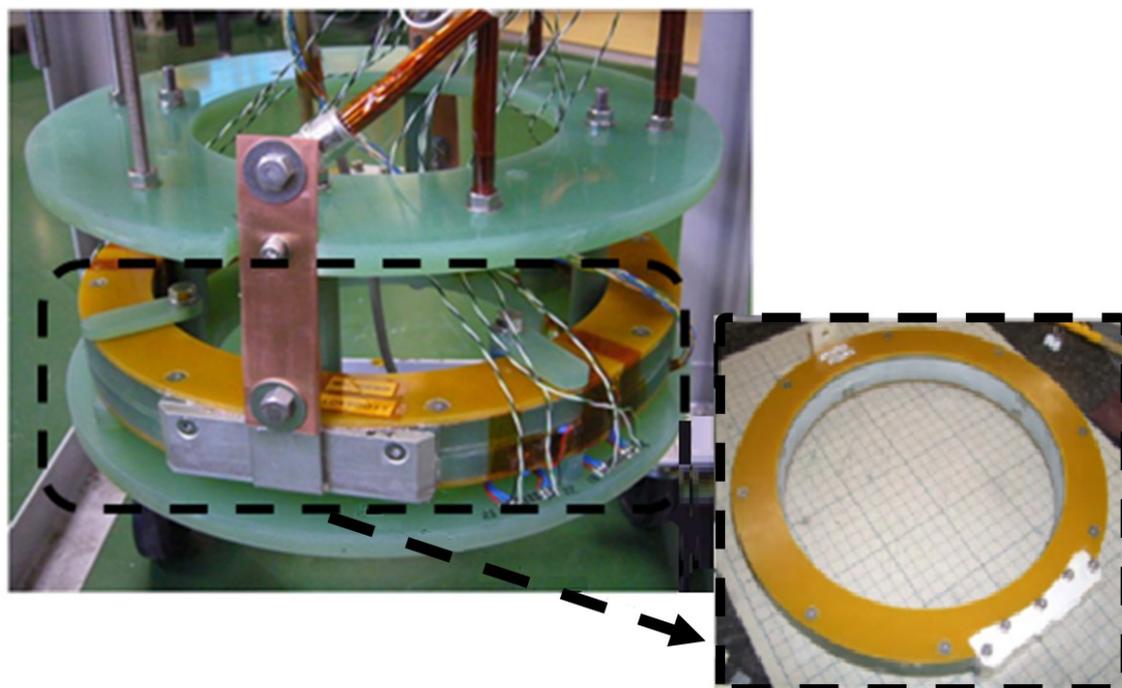


図 3-6 フープ応力試験用 Yoroi-coil 構造ダブルパンケーキコイルの外観

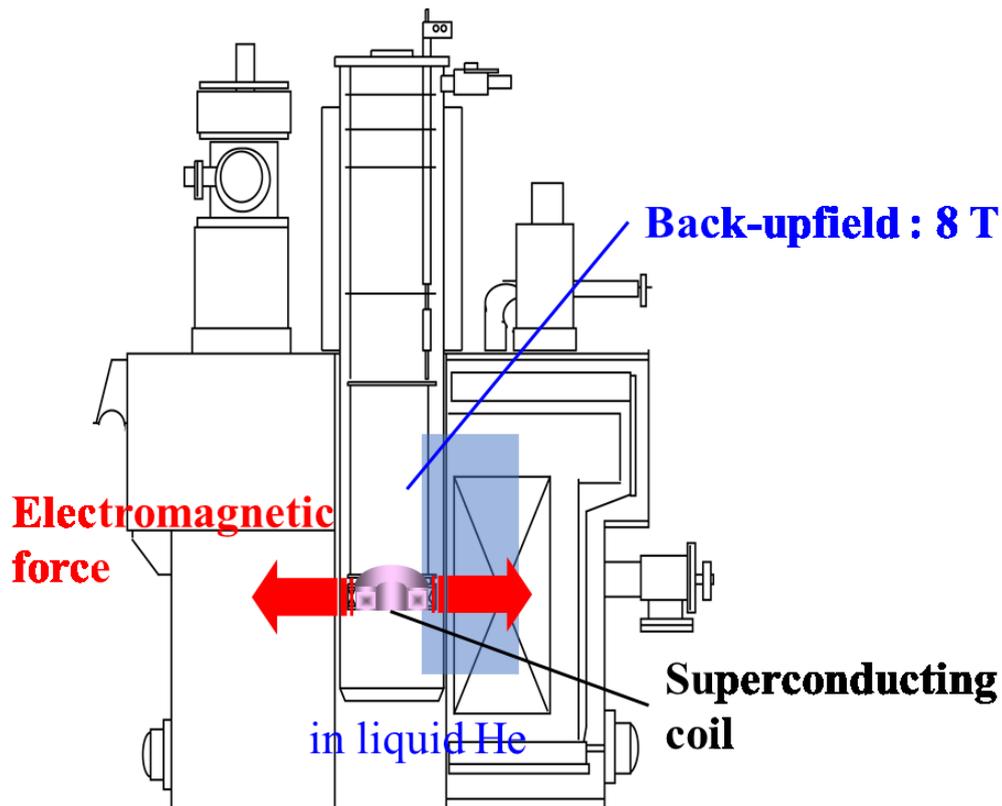


図 3-7 電磁力試験（フープ応力試験）の模式図

この Yoroi-coil 構造の DP コイルを、液体ヘリウムに浸漬により 4.2K まで冷却し 20 A/s の掃引速度で通電した際の、電極部を除いたコイル巻線の I - V 測定結果を図 3-7 に示す。図 3-8 (a) は外部磁場 8 T において使用した直流電源の定格値である 1,500 A まで繰り返し通電した I - V (電流-電圧) 測定結果を、図 3-8 (b) は外部磁場の印加時と除いた場合の 1,500 A まで通電した I - V 測定結果を比較して示す。図 3-8 (a) の繰り返し通電では、観察された電圧は超電導コイルの誘導で発生した電圧のみに相当し、コイルに常電導転移が生じて発生した電圧は観察されず、繰り返しによるコイルの特性低下は認められなかった。図 3-8 (b) では外部磁場の有無に関わらず同様の I - V 測定結果が得られたことから、電磁力によるコイルの通電特性の低下は 1,500 A 通電までは認められず、かつ、インダクタンスに影響を及ぼすようなコイル巻線の変形は生じていないといえる。

最大の電磁力が加わったとき (1,500 A 通電時)、DP コイルの発生磁場の最大値は約 1.2 T となる。このとき、コイル巻線に作用するフープ応力は、ハステロイ基板のみが実質的に応力を負担するとして、 $B \times J \times R$ 計算で求めると、最大 1.74 GPa に達する。希土類系超電導線材の引張強度に関する報告 [4-5] では、100 μm 厚さのハステロイを基板とし、20 μm 程度の厚さの銀保護層を有する超電導

線材に 1 GPa 程度の引張応力が印加されると不可逆ひずみに達し、超電導特性が低下したというものであった。この応力をハステロイ基板のみが負担したとすると、約 1.3 GPa の応力でハステロイ基板に作用することで、希土類系超電導線材の超電導特性が不可逆的に低下したことになる。また、本試験に用いた 100 μm 厚のハステロイ基板の引張強度は 1.3~1.4 GPa であった[3]。本 DP コイルによる試験結果はこの応力を大幅に超えているが、Yoroi-coil 構造ではコイル部材の補強効果により、超電導線材に作用するフープ応力が $B \times J \times R$ で求めた値より大幅に低減されたため、超電導線材の特性が維持されていると考えられる。

図 3-9 に 8 T の外部磁場下で $B \times J \times R$ で計算したフープ応力のコイル内の分布を示す。コイル電流が大きくなると、試験用 DP コイル自体が発生する磁場も大きくなるため著しくフープ応力が増大することがわかる。コイル通電電流が 1,000 A を超えるとコイル線材に作用するフープ応力は計算上では 1 GPa を超えることになる。図 3-10 には 1,500 A 通電時、すなわち今回の試験で DP コイルに誘起される最大のフープ応力のコイル内分布の計算結果を示す。ここで、 σ_0^{BJR} はコイル中の線材が完全に独立で変形するとして $B \times J \times R$ で計算したフープ応力、 σ_0^{Wilson} はコイルが一体変形する場合の周方向応力を無限長のコイルを仮定して Wilson の式から計算した結果である[11]。コイルが完全に一体変形を起こす場合には、DP コイル内部の応力は $B \times J \times R$ から計算される値とは異なるが、今回の結果では、作用する応力の最大値はいずれの計算を適用しても、希土類系超電導線材の特性が不可逆的に損なわれる応力（不可逆応力[4]）を大幅に上回っている。しかし、Yoroi-coil 構造ではコイル部材の補強効果によってコイル部材が電磁力を分担して支持するので、超電導線材に作用する応力は超電導線材の強度より小さく抑制されたと考えられる。

このフープ応力試験中に、コイル巻線内の希土類系超電導線材に生じる「ひずみ」をひずみゲージで実際に測定した。図 3-11 に試験用 DP コイル巻線内の超電導線材のひずみの通電電流依存性を測定した結果を示す。図 3-11 は、DP コイルの上側コイル、下側コイルそれぞれの、最内層と最外層の超電導線材に 3 箇所ずつ設置したひずみゲージによって計測した結果である。図 3-11 (a) は DP コイルの上側、図 3-11 (b) は DP コイルの下側のコイルのひずみである。フープ応力試験中に希土類系超電導線材に生じたひずみは、最大で約 0.4 % であった。希土類系超電導線材の不可逆ひずみは 0.6 % 程度という結果が引っ張り試験から得られているので、さらに大きなフープ応力が作用する環境でも不可逆ひずみに到達するまで余裕がある可能性を示している。図 3-10 に示したようにコイルの内側のフープ応力はコイル外側に比較して大きいため、コイル内周側のひずみが約 0.4 % であるのに対し、コイル最外周のひずみは 0.2 % 程度であった。また、コイル通電に応じてひずみは可逆的に変化しており、コイルのひずみは弾性変形の領域内であることが分かる。1.74 GPa の引っ張り応力では、Y 系超電導線材は弾性

変形の領域を超え塑性変形を引き起こして超電導特性が著しく低下することが報告されているが [3-4]、Yoroi-coil 構造の試験コイルではコイル部材の補強効果によって超電導線材に作用する応力が低減され、線材のひずみは弾性変形の領域内に抑えられ、超電導特性が維持されたと推定される。これまでに報告された Hastelloy を基板とする希土類系超電導線材の応力-ひずみ特性によると、コイル巻線中の超電導線材のひずみが 0.2~0.4 % であるということは超電導線材に作用しているのは 500~800 MPa の応力となり [3-4]、超電導線材に作用するフープ応力が、今回の試験用 DP コイル内では低減されていることが明らかである。

フープ応力試験前後で、DP コイルの液体窒素中での通電特性を評価し、コイルの特性低下が生じていないかを確認した。図 3-12 にフープ応力試験前後の $I-V$ 測定結果を示す。コイル通電特性の低下は測定されず、超電導特性を維持していたので、Yoroi-coil 構造が強大な電磁力に対する耐性に優れた構造であることが確認できた。

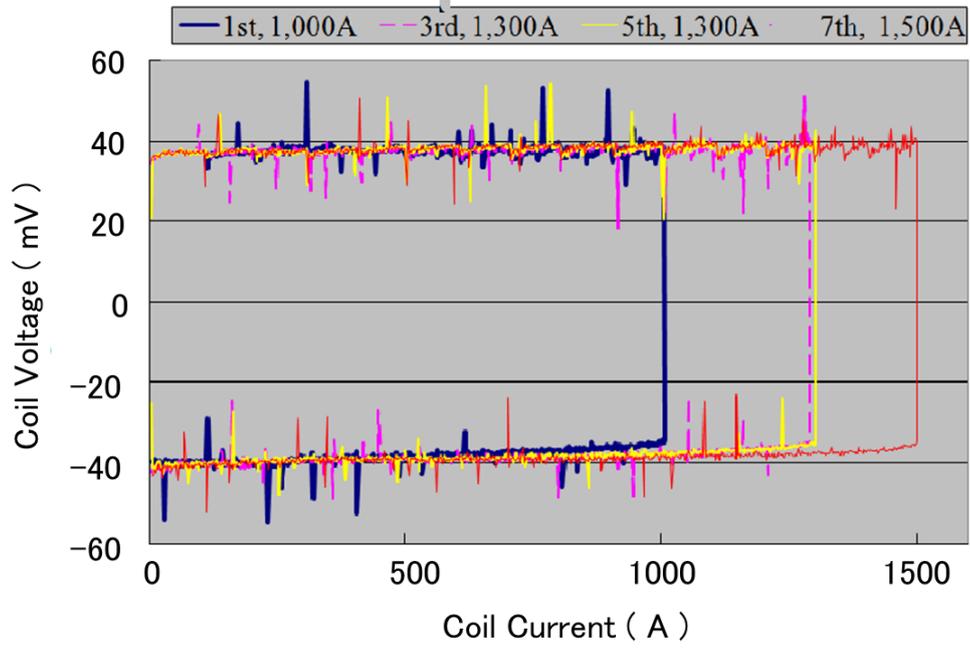


図 3-8 (a) Yoroi-coil 構造 DP コイルのフープ応力試験時の I - V 特性

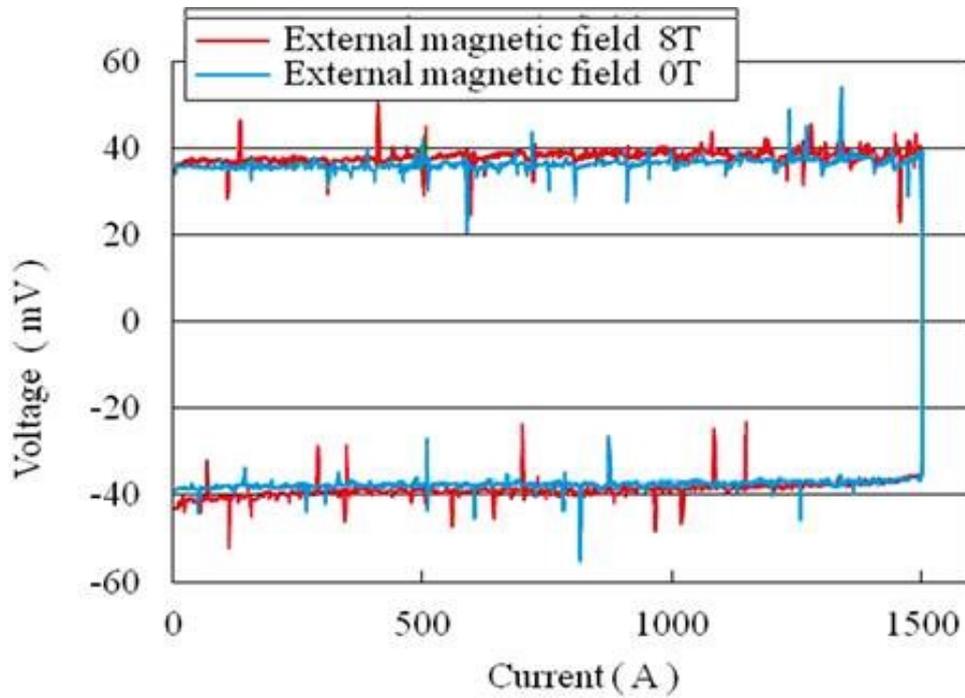


図 3-8 (b) Yoroi-coil 構造 DP コイルの 8 T 外部磁場下と自己磁場下の I - V 特性比較

図 3-8 Yoroi-coil 構造 DP コイルの I - V 特性

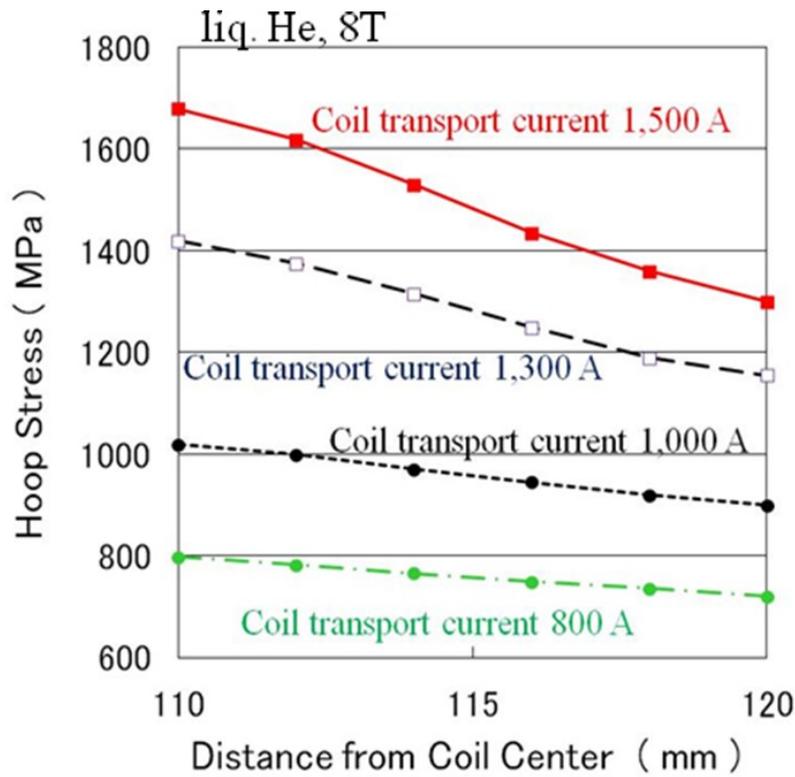


図 3-9 外部磁場 8 T で通電した際の $B \times J \times R$ で計算した DP コイル内のフープ応力分布

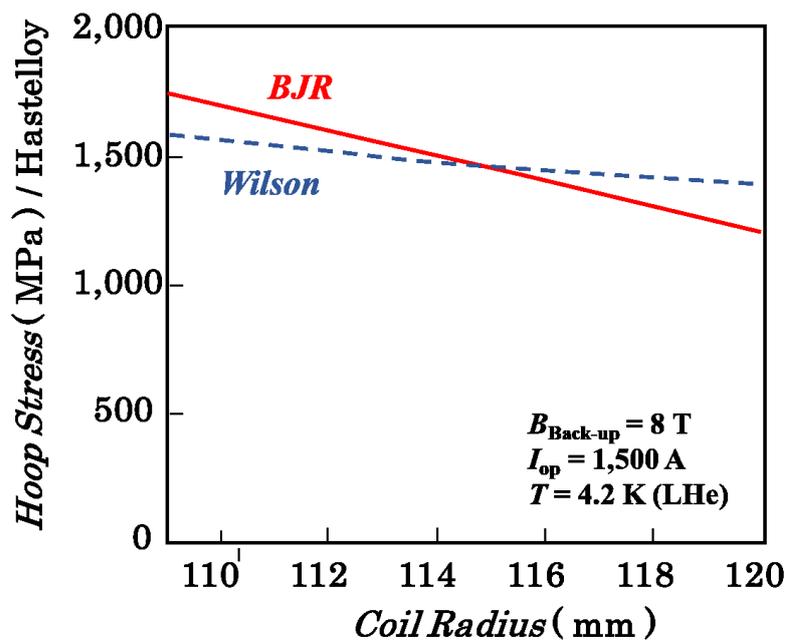
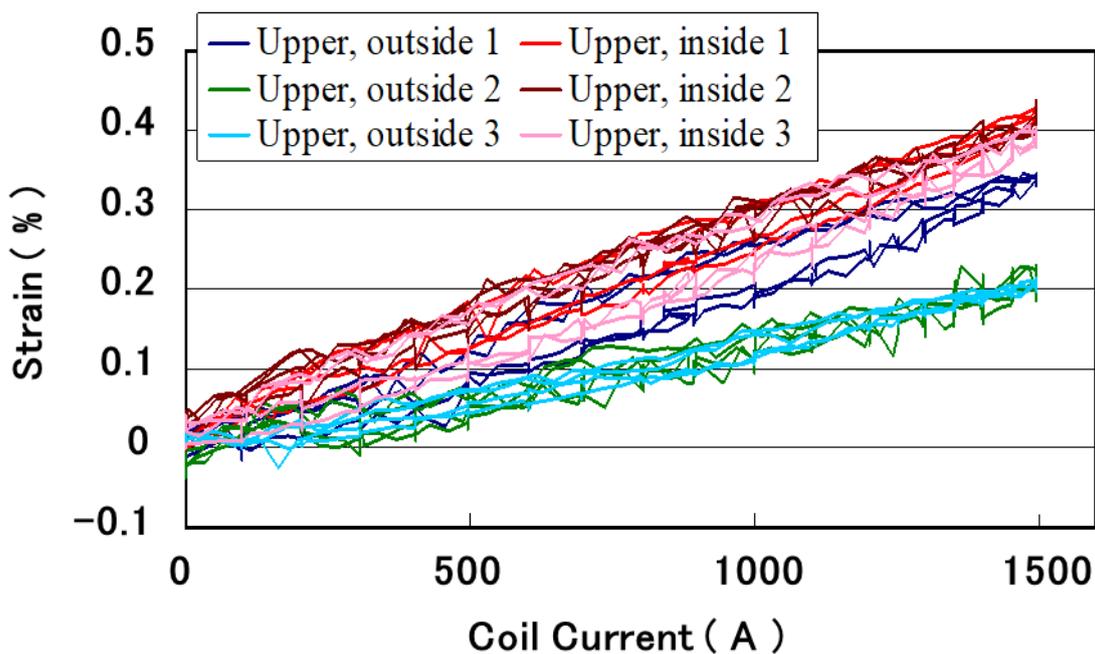
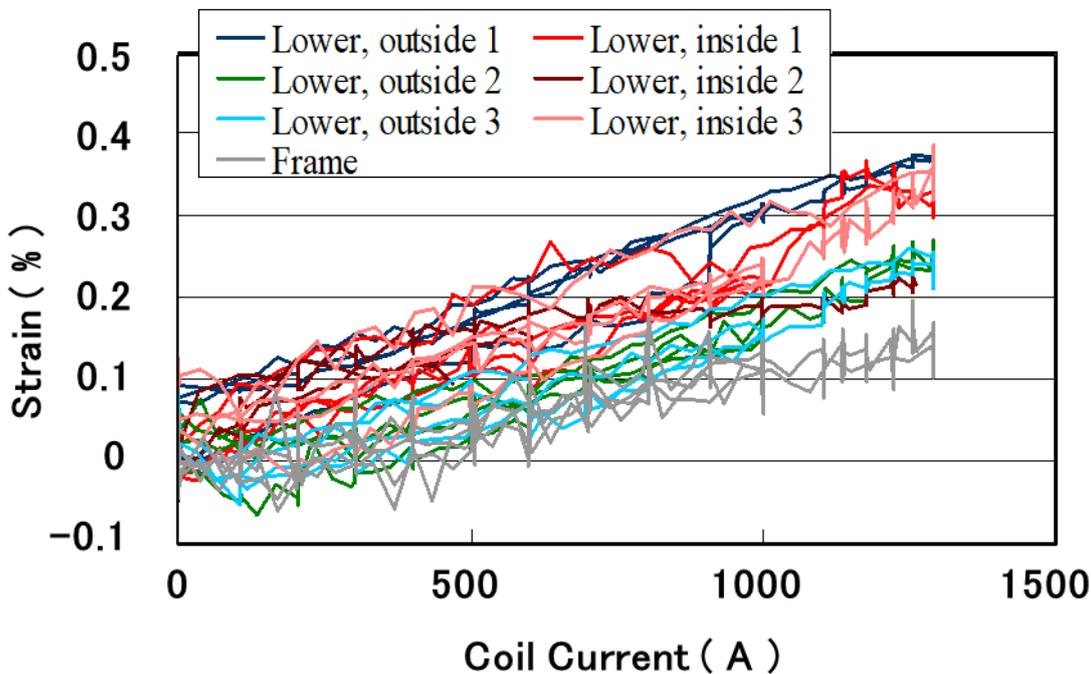


図 3-10 外部磁場 8 T で 1,500 A 通電時のフープ応力の DP コイル内分布の計算結果



(a)上側コイルの巻線内の超電導線材のひずみ



(b)下側コイルの巻線内の超電導線材のひずみ

図 3-11 フープ応力試験時に DP コイル巻線の超電導線材に生じたひずみの通電電流に応じた変化

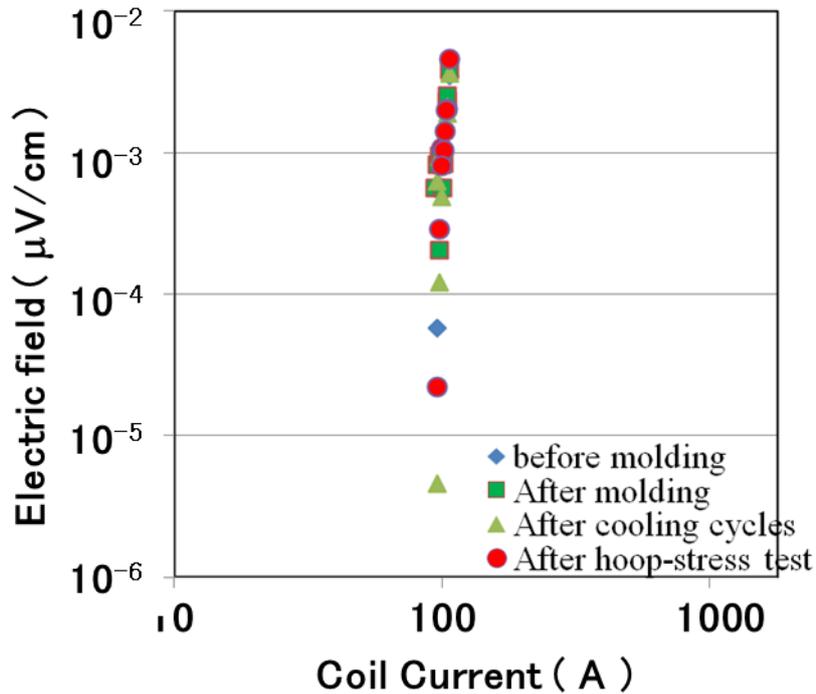


図 3-12 フープ応力試験前後の Yoroi-coil 構造 DP コイルの I - V 測定結果

3. 6 新規補強構造に関するひずみ解析と考察

希土類系超電導線材の応力-ひずみ特性[4]と図 3-11 に示したコイルのひずみからから、電磁力が最大するとき（外部磁場 8 T、コイル電流 1500 A）、コイル巻線は 500~800 MPa のフープ応力を分担していることを先に述べた。すなわち、コイルに作用する電磁力から想定されるひずみに対してコイル巻線のひずみが半分程度であり、分担している応力が半分以下ということになる。外部磁場 8 T で 1,500 A 通電した際のコイル巻線に作用するローレンツ力からこのフープ応力分を差し引いて導出した、DP コイルの単位長さあたりに作用するローレンツ力の分布を図 3-13 に示す。各ターンのローレンツ力は 8,100~6,730 N/m に分布し、コイル巻線の 34 ターン全層分を足し合わせると、コイル巻線を介して合計で約 252 kN/m のローレンツ力がコイル巻線外側の枠材 (Frame) に加わることになる。G-FRP 枠材は 10.5 mm の高さの内面で応力を受けるので、約 24 MPa の応力が枠材の内面にコイル巻線から誘起されることになる。円筒圧力容器のモデル計算をコイル枠材および補強板の内部応力分布に適用すると図 3-14 に示す応力分布と図 3-15 に示すひずみの分布が導き出される。なお、円筒圧力容器の関係式

は次のように表される。

$$\sigma_{\theta}(r) = P_1 \left\{ \left(\frac{R_1^2}{R_2^2 - R_1^2} \right) \left(1 + \left(\frac{R_2}{r} \right)^2 \right) \right\} - P_2 \left\{ \left(\frac{R_1^2}{R_2^2 - R_1^2} \right) \left(1 + \left(\frac{R_1}{r} \right)^2 \right) \right\} \quad (3-1)$$

$$\sigma_r(r) = P_1 \left\{ \left(\frac{R_1^2}{R_2^2 - R_1^2} \right) \left(1 + \left(\frac{R_2}{r} \right)^2 \right) \right\} - P_2 \left\{ \left(\frac{R_1^2}{R_2^2 - R_1^2} \right) \left(1 + \left(\frac{R_1}{r} \right)^2 \right) \right\} \quad (3-2)$$

σ_{θ} は周方向の応力、 σ_r は径方向の応力、 P_1 は円筒圧力容器の内圧、 P_2 は外圧を示す。 R_1 、 R_2 はそれぞれ円筒容器の外半径と内半径にあたる。すなわち、補強板や枠材それぞれの外半径と内半径に相当する。コイル枠材と補強板は最外周で接続されており双方の最外周ひずみは等しくなるように P_2 を選択した。このとき、補強板と枠材の厚さがそれぞれ 2 mm と 10.5 mm であるので

$$P_{2(\text{Outer plate})} = (10.5 / 2) \times P_{2(\text{Frame})} \quad (3-3)$$

の関係になる。コイル枠材にかかる内圧を前の計算で求めた $P_{1(\text{Frame})} = 24 \text{ MPa}$ とし、補強板最内層は径方向応力を受けないので $P_{1(\text{Outer plate})} = 0$ とした。図 3-13 に示す応力分布では、枠材で最大 120 MPa、補強板で約 150 MPa のフープ応力がかかることで、コイル巻線の電磁力の一部を支持していることが分かる。一般的な G-FRP の降伏応力は 250 MPa 程度であるので、十分に強度を保つことができていると考えられる。また、図 3-14 に示したひずみからはフープ応力に対して、枠材と補強板が応力を分担して支持していることが推察される。このように、コイルの変形から推定されるコイルに加わっている電磁力を除く残りの電磁力が、コイル巻線の外枠とコイル上下の補強板によって支持されているとすると、概ね計算結果と一致し、Yoroi-coil 構造の補強効果の説明ができる。

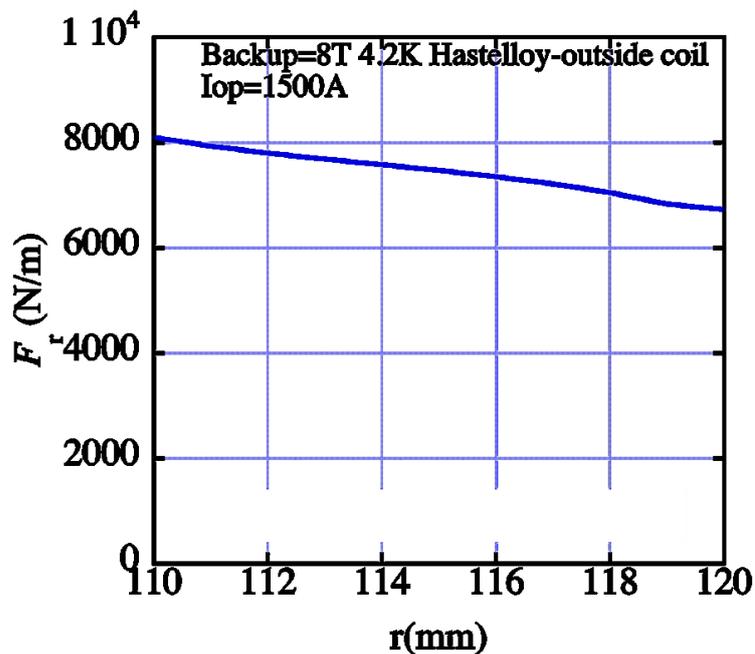


図 3-13 フープ応力試験時に DP コイルの単位長さあたりに作用する最大ローレンツ力の分布

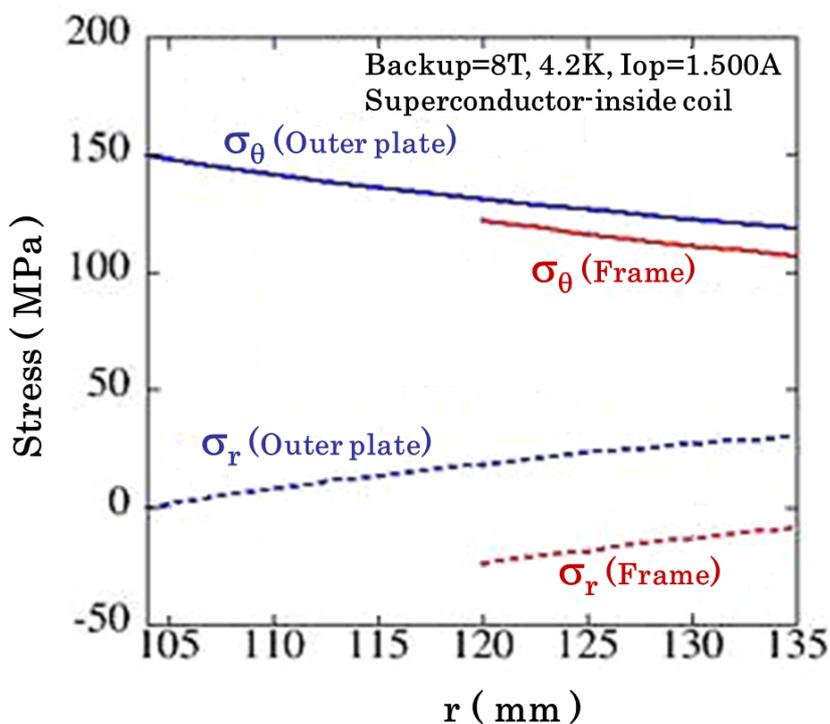


図 3-14 計算から求めたフープ応力試験時の DP コイルの応力分布

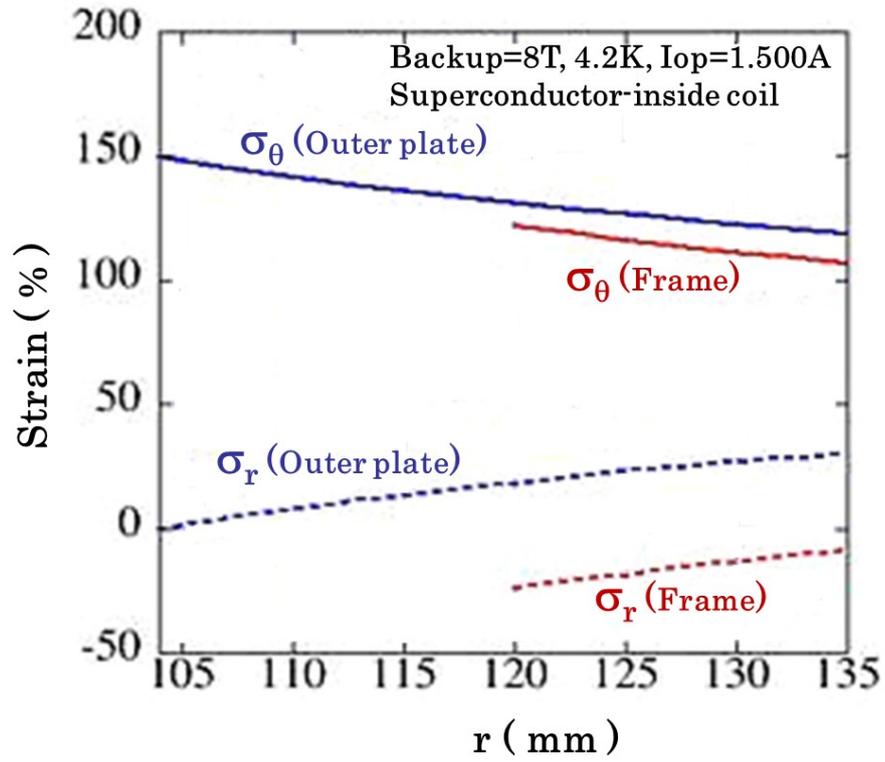


図 3-15 計算から求めたフープ応力試験時の DP コイルのひずみ分布

3.7 新規補強構造に関する 3 次元数値構造解析

Yoroi-coil 構造 DP コイルのフープ応力試験結果において、電磁力が最大となる条件下でのコイル巻線およびコイル構成材内の応力・ひずみ分布を 3 次元有限要素解析に基づいて評価した。ダブルパンケーキコイルはコイル巻線と上下の補強板、中央で上下のコイルを分けるセパレート板、コイル巻線の外周を囲む枠材から構成される。解析に用いたコイルの断面構造を図 3-16 に示す。コイルの対称性を考慮し、コイル巻線と G-FRP 製の枠材 (フレーム) および補強板、セパレート板からなる構造の、円周で 1/4、断面で 1/2 を解析モデルとした。フレームおよび補強板による補強構造の隣接面は同じ構造が続くので対称境界とし、コイルを挟む補強板とセパレート板の最内周は滑動端で、コイル巻線のコイル径方向と回転方向の変位が可能とした。フレームと補強板、セパレート板の接合はネジ止め構造と接着構造の 2 種類を解析の対象とし、ネジ止めには M3 のボルトを用いたとして、M3 相当のステンレス (SUS304) の円柱状のソリッド要素を解析モデル中に 2 箇所設けた。コイル構成材料は接触部分およびネジのみによって力が伝達されると定義した。補強板やフレームの G-FRP はヤング率 35.4 GPa、ポアソン比 0.21、ネジ材はヤング率 193 GPa、ポアソン比 0.3 を適用した。先述のように、ローレンツ力とコイル巻線のひずみ、希土類系超電導線材の応力-ひずみ特性を考慮して、コイルフレームは内側から約 24 MPa の拡張応力が加わっているとした。図 3-17 にネジ止め構造にしたコイルの周方向応力を解析した結果を、図 3-18 接着構造にした場合のコイルに作用する周方向応力を解析した結果を示す。どちらの構造においてもフレームの最外周で周方向応力は約 80 MPa となり、コイルの最内周 (図 3-16 では補強板とセパレート板のみが存在している箇所) で約 120 MPa となった。すなわち、コイル巻線から発生した電磁力がフレームの上下に接続された補強板と中央のセパレート板にも伝わることによって、G-FRP フレームだけでなくコイル構成材全体が分担することが分かった。そのため電磁力 ($B \times J \times R$) が 1.74 GPa に達してもコイルの通電特性の低下は生じなかったと推定される。なお、接着構造は均等に応力が加わる解析結果であるが、ネジ止め構造のコイルでは、ネジの周辺に応力が集中し、局所的に 500 MPa 以上に達するという結果を示した。接着構造の方が均等に補強板などによって応力を分担することができるので、局所的な変形や応力集中が抑制できて、超電導コイルの高強度化に効果をさらに発揮すると考えられる。

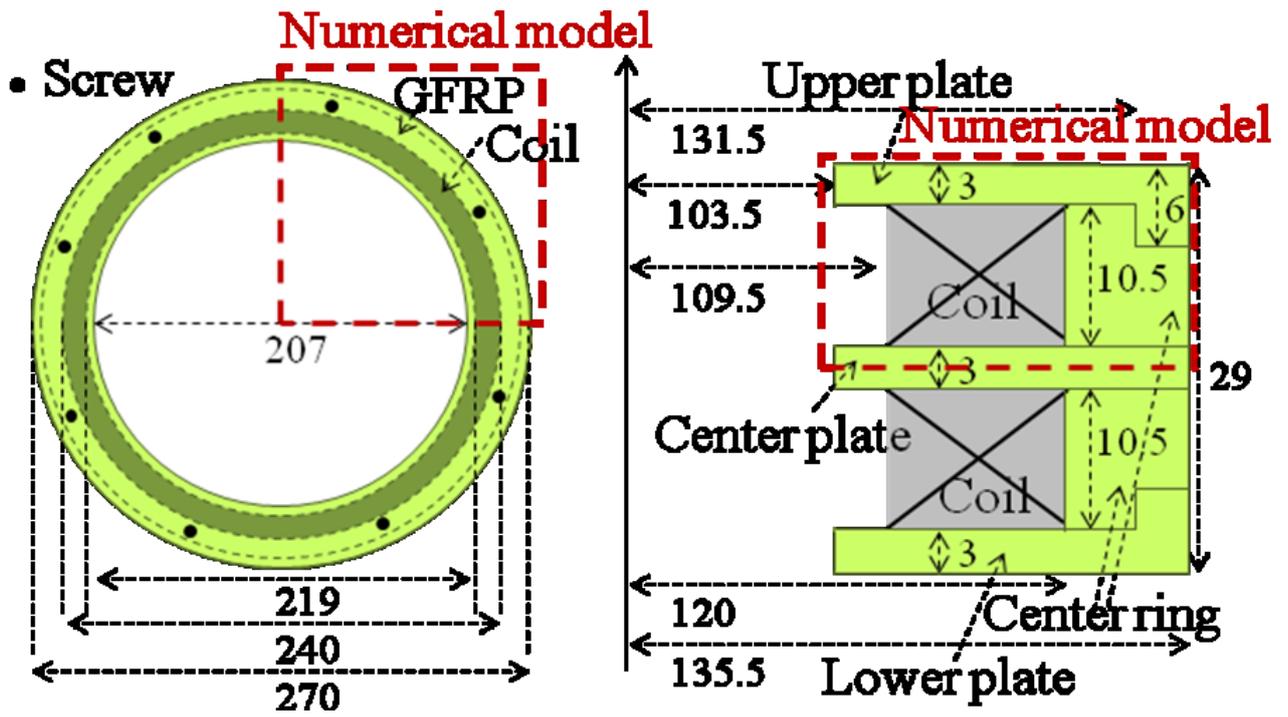


図 3-16 3次元構造解析に用いた Yori-coil 構造 DP コイルの模式図

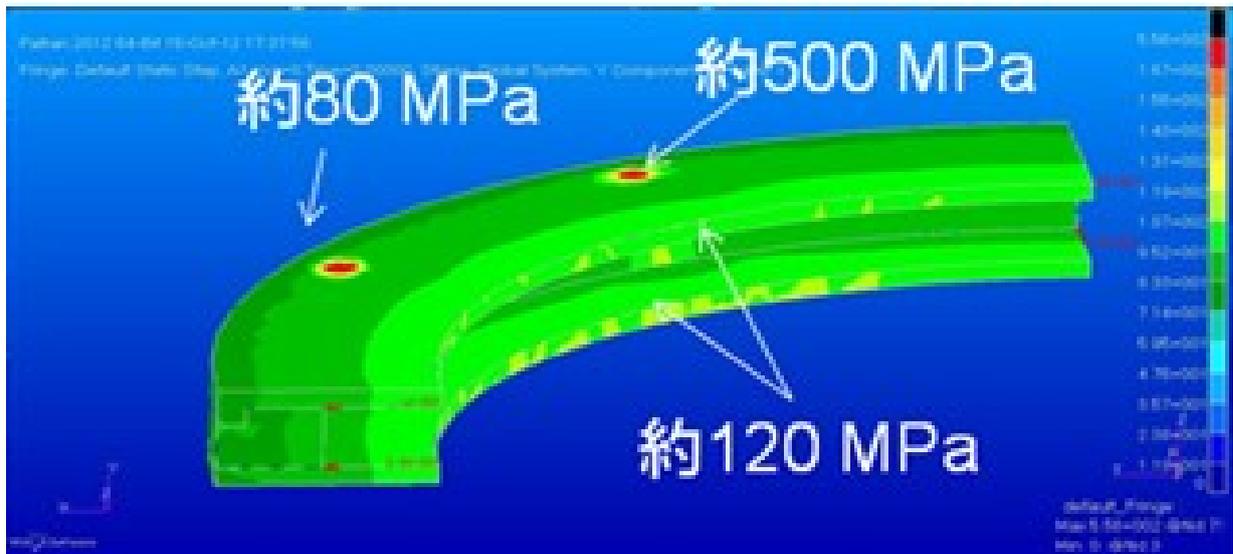


図 3-17 ネジ止め構造の Yori-coil 構造 DP コイル周方向応力の解析結果

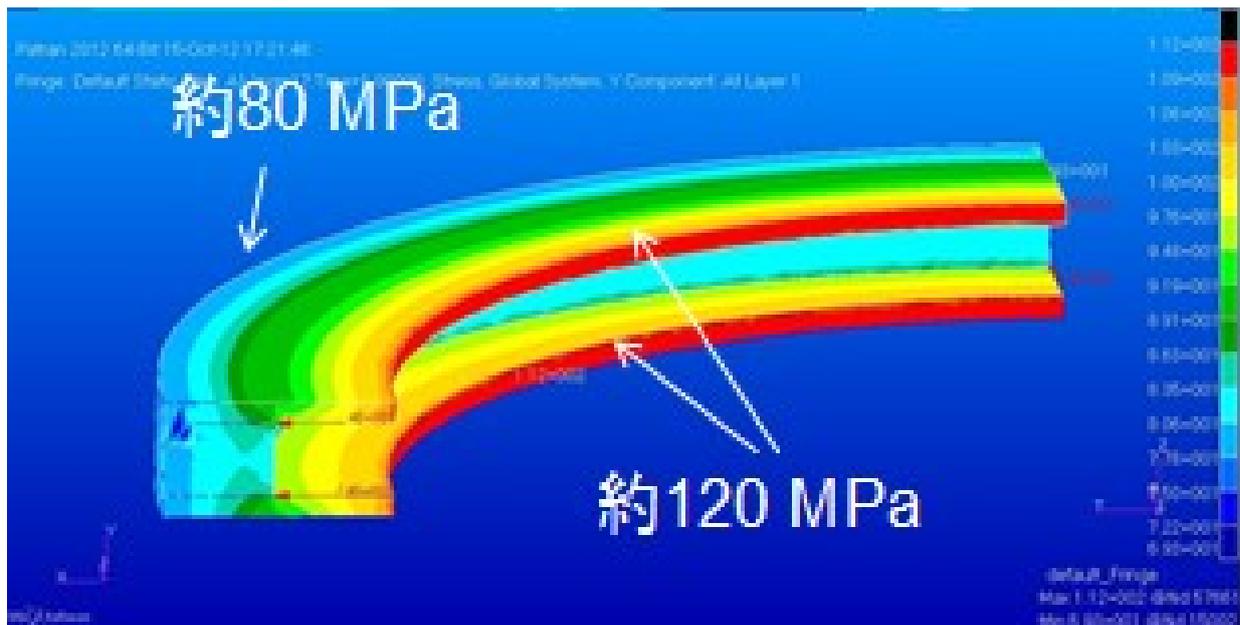


図 3-18 接着構造の Yori-coil 構造 DP コイル周方向応力の解析結果

3. 8 超電導層を外側にして巻線したコイルの電磁力耐性

第 2 章の図 2-1 に示したように、希土類系超電導線材は基板の片面に超電導層が成膜されるため、超電導層を内側にした曲げでは超電導層に圧縮応力が作用し圧縮ひずみが発生する。一方、超電導層を外側にした曲げでは、超電導層には引張応力が作用し引張ひずみが発生する。第 3 章 5 節の「Yoroi-coil 構造の検証実験」に用いた試験用 DP コイルは超電導層を内側 (コイルの中心の方向) にして、超電導線材が巻いてあったが、今項では超電導層を外側にして巻線したコイルで比較試験を行った。第 3 章 5 節と同様に、表 3-2 の仕様で、超電導層を外側にして巻線した超電導コイルを製作し、(5) と同様に大口径無冷媒超伝導マグネット (東北大金属材料研究所強磁場センター) のを使用して、図 3-7 に示した構成で、外部磁場として 8 T を印加した後、液体ヘリウム浸漬により試験用 DP コイルを 4.2 K まで冷却し、コイル通電してフープ応力耐性を評価した。コイル外観は当然ながら図 3-6 と同様であった。図 3-19 に 20 A/s の掃引速度で通電した際の、超電導層を外側にした試験用 DP コイルの電極部分を除くコイル巻線全体の $I-V$ 測定結果を示す。超電導層を外側にして巻線したコイルも、超電導層を内側にして巻線したコイル同様に 1,000 A までの通電では異常は観察されなかったが、コイル電流を増大させていくと、初回の約 1,300 A 通電 (コイル通電回数は 2 回目) では、電圧発生を確認しただけであったが、2 回目の 1,300 A 通電では約 1,300 A で保持している最中に急激に電圧が上昇し、焼損に至った。1,300 A 保持中の電圧は時間とともに増加した後、急激な電圧上昇が起こったことから、コイルの一部で熱暴走が発生しホットスポットへと発展して、焼損に至ったと予想される。実験終了後、コイルを解体調査した際に観察された焼損の状況を図 3-20 に示す。DP コイルの上下各コイル巻線の焼損部部分と周辺を切り離し、巻線をほどいて内側から外側へターンごとに線材を並べて示した写真である。下側コイルの最内層付近が最も大きく焼けており、その部分が焼損したことによってコイル巻線の外側の層と上側コイルに焼損部分が広がったものと推定された。1,300 A 保持中の電圧の変化から予想した焼損の状況予想と焼損部の観察結果は矛盾しないものであった。局所的な異常に対する保護や検出がコイル開発における重要な要素となる。

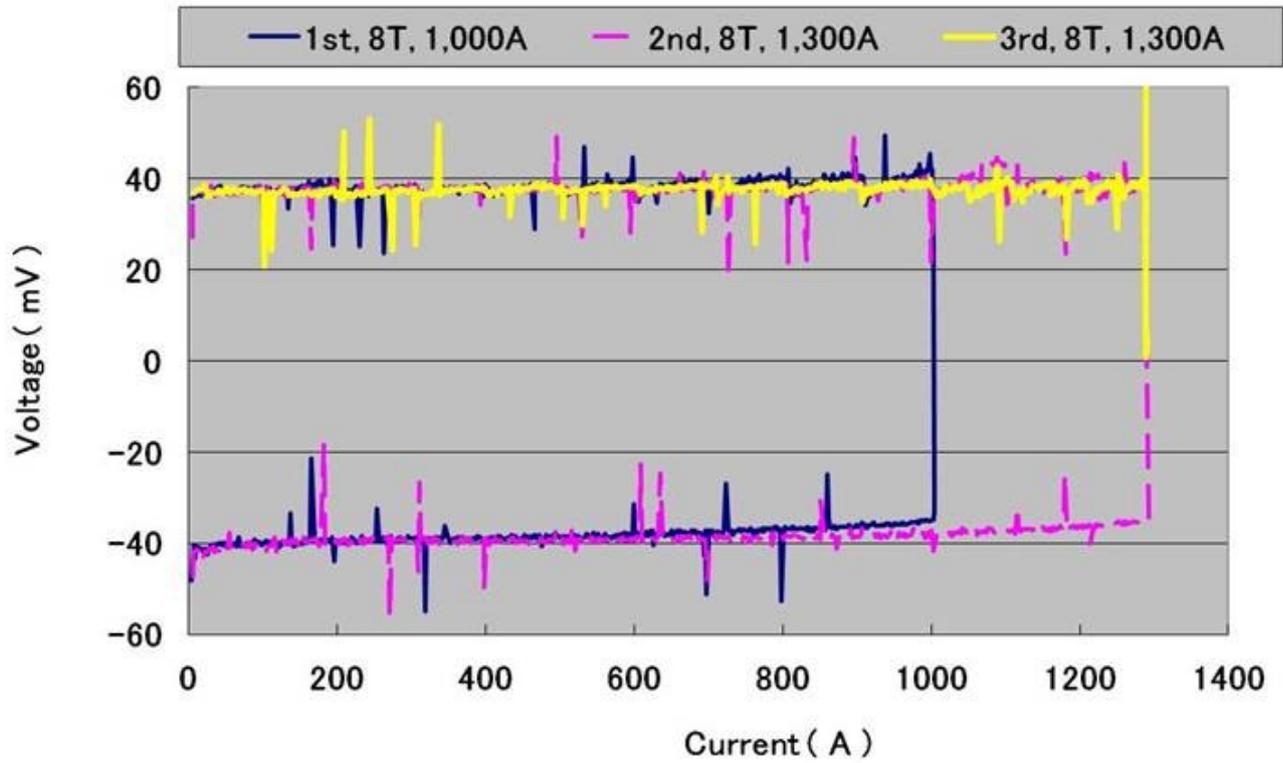


図 3-19 超電導層を中心に対して外側にして巻いた
試験用 Yoroi-coil 構造 DP コイルの I - V 特性

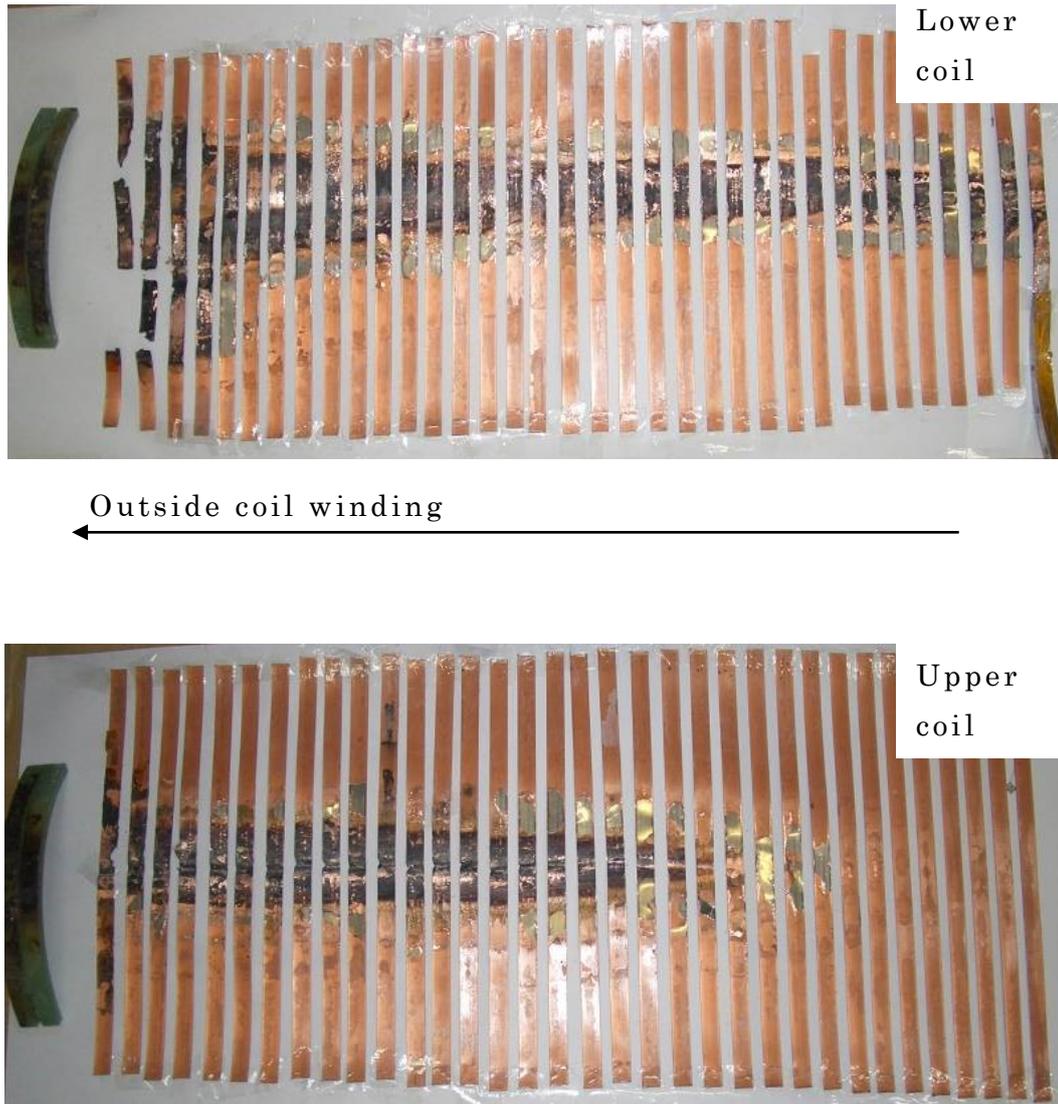
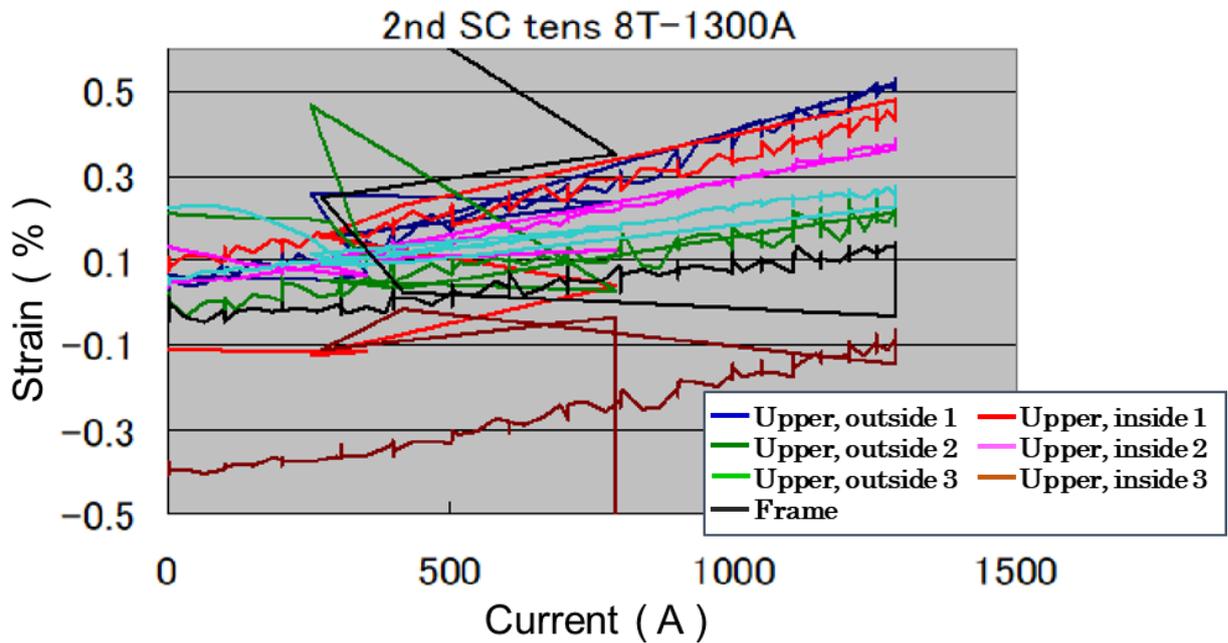


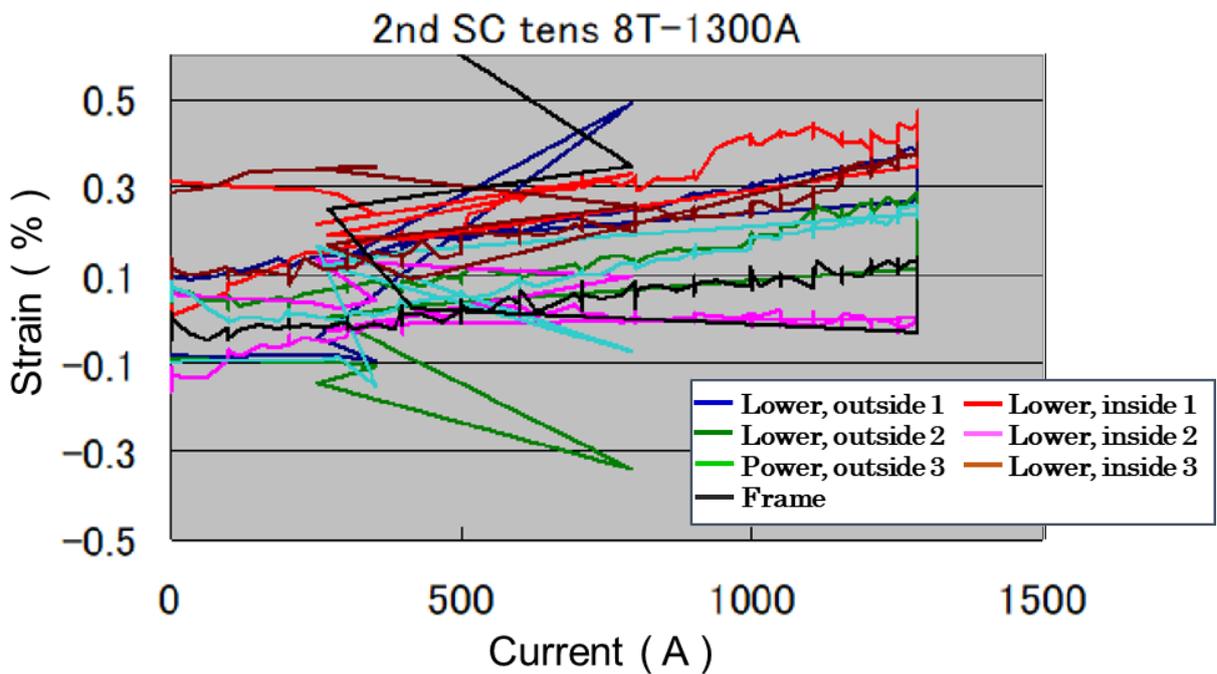
図 3-20 コイルを解体調査した際に観察された焼損の状況

図 3-21 に、2 回目の 1,300 A 通電の際にひずみゲージで計測した超電導層外巻コイルのひずみの変化を示す。上下コイルとも最大で 0.5 % 程度の引張ひずみなので不可逆ひずみに達していないはずである。ここでコイル巻線加工時に与えられるひずみを考慮する。コイル内径 219 mm で、超電導層は 100 μm 厚さの Hastelloy 基板上に成膜されていることから、DP コイル最内層の超電導線材にはあらかじめ 0.05 % 程度の引張ひずみが内在している。さらに冷却時の熱収縮によってひずみは大きくなっていると考えられる。よって、フープ応力試験によって生じたひずみより、実際の線材のひずみ大きく、不可逆ひずみに近くなっていることも考えられ、超電導層外巻のコイルは電磁力耐性が低下しやすいと言わざるを得ない。希土類系超電導線材のコイル利用においては、予ひずみを考慮した設

計が求められる。



(a) 上側コイルのひずみ



(b) 下側コイルのひずみ

図 3-21 超電導層外側巻の試験用 Yoroi-coil 構造 DP コイルのひずみの変化

3.9 第 3 章のまとめ

SMES をはじめとして、希土類系超電導線材の高磁場マグネット応用に必要な超電導コイルの高強度化について、新規構造を提案し、フープ応力耐性の評価と解析から以下の結論を得た。

コイル構造全体で電磁力を支持する Yoroi-coil 構造を開発した。フープ応力試験によって、Yoroi-coil 構造が超電導線材の耐力を超える電磁力を支えるコイル構造であることを確認した。

フープ応力試験において、作用する電磁力が最大のときの Yoroi-coil 構造コイルの応力と歪を円筒圧力容器のモデルを用いて解析し、コイルを構成する枠材や補強板が分担している補強効果を明らかにした。

3次元数値構造解析によって、電磁力はコイルの枠材のみでなく上下の補強板と中央のセパレート板にも伝わり、Yoroi-coil 構造コイルのコイル構造材全体が電磁力を支持することが明らかになった。

一方、超電導を外側にしたコイルでは焼損に至る熱暴走が発生した。予ひずみを考慮した設計とともに、超電導コイルの保護も超電導応用の重要な課題である。

第 3 章の参考文献

- 1) K. Higashikawa, T. Nakamura, M. Sugano, K. Shikimachi, N. Hirano and S. Nagaya: "Performance improvement of YBCO coil for high-field HTS-SMES based on homogenized distribution of magnetically-mechanically influenced critical current," IEEE Trans. Appl. Supercond. 18 (2008) 758-761
- 2) K. Shikimachi, N. Hirano, S. Nagaya, H. Kawashima, K. Higashikawa and T. Nakamura: "System coordination of 2 GJ class YBCO SMES for power system control," IEEE Trans. Appl. Supercond. 19 (2009). 2012-2018
- 3) M. Sugano, K. Osamura, W. Prusseit, H. Adachi and F. Kametani: "Improvement of strain tolerance in RE-123 coated conductors by controlling the yielding behavior of Hastelloy C-276 substrates," IEEE Trans. Appl. Supercond. 17 (2007) 3040-3043
- 4) M. Sugano, S. Machiya, H. Oguro, M. Sato, T. Koganezawa, T. Watanabe, K. Shikimachi, N. Hirano, S. Nagaya, T. Izumi and T. Saitoh: "Influence of 2-D internal strain state on critical current in GdBCO coated conductor," Supercond. Sci. Technol. 25 (2012) 054014
- 5) M. Sugano, T. Nakamura, K. Shikimachi, N. Hirano and S. Nagaya:

- “Stress tolerance and fracture mechanism of solder joint of YBCO coated conductor,” *IEEE Trans. Appl. Supercond.* 17 (2007) 3067-3070
- 6) M. Sugano, K. Shikimachi, N. Hirano and S. Nagaya: “Simultaneously bending and tensile strain effect on critical current in YBCO coated conductors,” *Physica C* 463-465 (2007) 742-746
- 7) M. Sugano, T. Nakamura, T. Manabe, K. Shikimachi, N. Hirano and S. Nagaya: “The intrinsic strain effect on critical current under a magnetic field parallel to the c axis for a MOCVD-YBCO-coated conductor,” *Supercond. Sci. Technol.* 21 (2008) 115019
- 8) G. Nishijima, H. Oguro, S. Awaji, K. Watanabe, K. Shikimachi, N. Hirano and S. Nagaya: “Transport characteristics of CVD-YBCO coated conductor under hoop stress”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* 18 (2008) 1131-1134
- 9) K. Shikimachi, T. Tamada, M. Naruse, N. Hirano, S. Nagaya, S. Awaji, G. Nishijima, K. Watanabe, S. Hanai, S. Kawashima and Y. Ishii: “Unit coil development for Y-SMES”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* 21 (2011) 1348-1353
- 10) T. Takematsu, R. Hu, T. Takao, Y. Yanagisawa, H. Nakagome, D. Uglietti, T. Kiyoshi, M. Takahashi and H. Maeda: "Degradation of the performance of a YBCO-coated conductor double pancake coil due to epoxy impregnation", *Physica C* 470 (2010) 674-677
- 11) M. Wilson “Superconducting magnets”, Oxford Sci. Pub., 1983

第 4 章

Yoroi-coil 構造の補強効果の検証

4.1 研究開発目標

超電導コイルの利点は、高電流密度で高磁場を実現できる可能性を有することである。例えば、超電導磁気エネルギー貯蔵 (SMES) システムは、高い電力貯蔵容量の実現には、高電流密度と高磁場コイルを必要とするが、電磁力が磁場 (B)、電流密度 (J)、コイル半径 (R) に応じて超電導コイルに影響を与える。このため、超電導線材の通電容量に余裕があっても、コイルの破壊防止のため超電導コイルの機械的強度によって通電電流が制限されることがある [1-2]。ハステロイを基板として使用した希土類系超電導線材は、1 GPa から 1.3 GPa の範囲の高い引張強度を有しており [3-8]、希土類系超電導線材は、それ自体の機械的強度により、高磁場および高強度のコイルを構築できると考えられた。希土類系超電導線材の臨界電流は、引張応力によって引き起こされるひずみの増加に応じて減少し、コイル内の被覆導体のひずみが不可逆ひずみを超えると、輸送特性が大幅に低下し、コイルの機能を損なうということも報告されている [5-8]。電磁力により超電導コイルに作用する周方向応力 (フープ応力) は、超電導線材への引張応力として作用し、コイルの通電特性の低下を引き起こす。希土類系超電導線材では裕度を考慮すると、降伏強度 1 GPa の線材に対してコイルに作用する最大フープ応力は 600 MPa 未満に制御する必要がある。実際に希土類系超電導線材を用いてシングルパンケーキコイルを製作し、外部磁場下で通電して 600 MPa を超えるフープ応力を発生させても、超電導線材は特性低下を示さず、コイルとして電磁力を支持できることが確認された [9]。しかしながら、超電導線材の機械強度だけで電磁力を支持するコイル構造は、超電導線材の不均質性およびコイル内の応力集中によって特性低下が引き起こされるリスクを伴う。そこで、前章で述べたように希土類系超電導線材とコイルの補強外板が電磁力に耐える「Yoroi-coil」(Y-based oxide superconductor and reinforcing outer integrated coil) と呼ばれる高強度のパンケーキコイル構造を開発した [10]。Yoroi-coil 構造のコイルは、希土類系超電導線材の降伏強度よりも $B \times J \times R$ (磁場 \times 電流密度 \times コイル半径) 計算では大きな値を示すフープ応力に対して耐久性を示した。これは、実際には、Yoroi-coil 構造全体が、補強構造のサポートによってコイル巻線に作用する電磁力を低減したことによる [11]。前章では、ガラス繊維強化プラスチック (G-FRP) を外板とフレームに使用した Yoroi-coil 構造のダブルパンケーキコイルでの試験について述べたが、ここでは、補強材として炭素繊維強化プラスチック (C-FRP) やステンレス鋼を使用し、Yoroi-coil 構造の補強効果について検討した。

4. 2 C-FRP を補強板に用いた Yoroi-coil のフープ応力試験

4. 2-(a) C-FRP を補強板に用いた Yoroi-coil 構造の テストコイルの設計と材料

図 4-1 に Yoroi-coil 構造の概略図を示す。テープ形状の超電導線のコイル巻線はフレームに囲まれ、フレームは補強板（図 1 中に黄色で示したドーナツ状の板）に接続されている。コイルに通電することで、電磁力がコイル巻線を拡張し、超電導線材を伸ばそうとすることで、フレームは、超電導コイル巻線によって膨張する応力を受ける。フレームは、コイルの表面に配置された補強板に接続され、電磁力の一部をコイル巻線から補強板にシフトする。補強版はフレームによってシフトされた電磁力を支持して、電磁力によるコイルの変形を抑制する。超電導線材の強度だけでなく、構造材料全体の統合により、電磁力に耐えるのが Yoroi-coil 構造の補強効果の基本概念である。補強板を高強度化することによって、Yoroi-coil の補強効果が向上することが期待され、本研究では補強板を G-FRP (Glass Fiber Reinforced Plastics) から C-FRP (Carbon Fiber Reinforced Plastics) に取り替えることによる補強効果の変化を検証することとした。C-FRP を補強板に使用したフープ応力試験用のダブルパンケーキ (DP) コイルの仕様を表 4-1 に、コイルの外観と概略断面図を図 4-2 に示す。テストコイルの他の仕様は、前章の G-FRP を補強板とした DP コイルとほぼ同じであった [10]。試験用コイルに用いた希土類系超電導線材は、イオンビームアシスト蒸着 (IBAD) 法を用いて 2 軸配向中間層を形成し、幅 10 mm、厚さ 100 μm のハステロイTM 基板上に有機金属化学気相成長法 (MOCVD) を用いて希土類系酸化物超電導層を形成し、厚さ 50 μm の安定化銅の層を、線材の周囲を包むようにメッキしたものである。銅で安定化された超電導線は、150 $^{\circ}\text{C}$ 未満で架橋された低温硬化性ポリアミドと呼ばれる液体樹脂によって絶縁 [10] されてから、コイル巻線加工された。コイル巻線はパラフィンでモールドされており、パラフィンがコイルの形状を固定し、コイル巻線とフレームの間の隙間を埋め、絶縁体、スペーサー、熱伝導体、の役目を果たすと同時に、冷却時や応力を受けたときにモールド自体が割れることで応力吸収体として機能する。補強板は C-FRP 製であるが、フレームおよび上部コイルと下部コイルの間のセパレータは G-FRP とした。この場合、セパレータはコイル巻線を機械的に支持しない構造としたので強度メンバーとしては考慮しない。

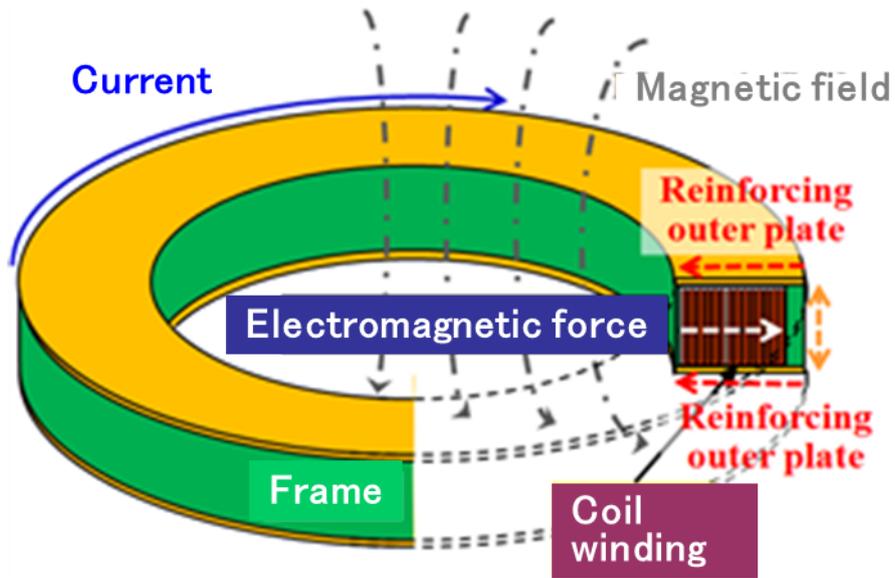
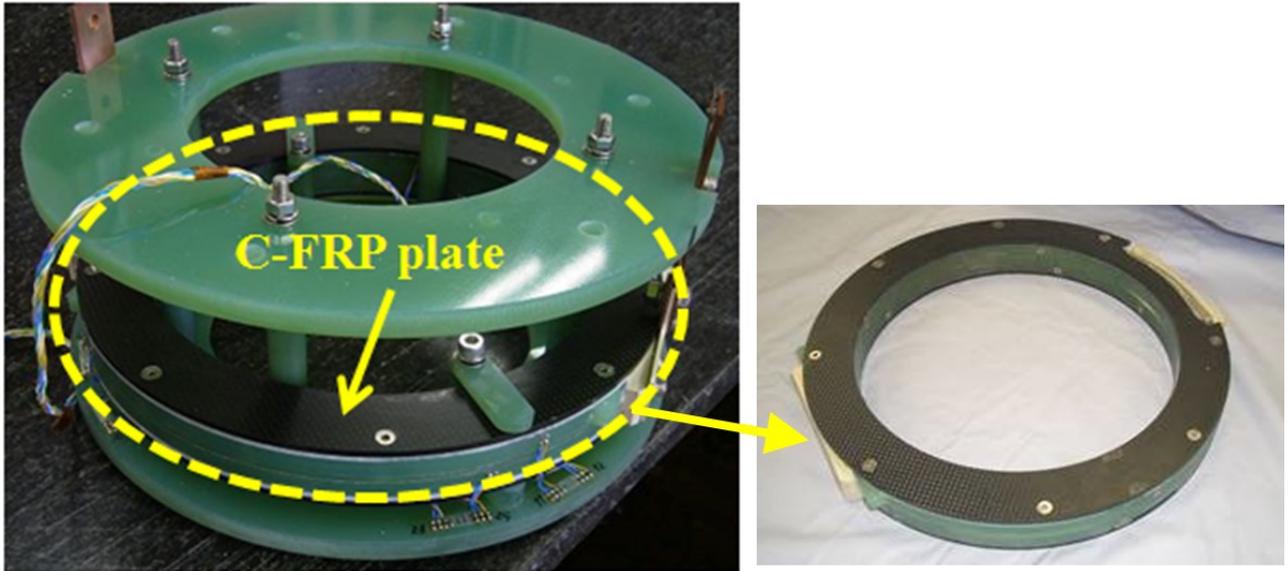


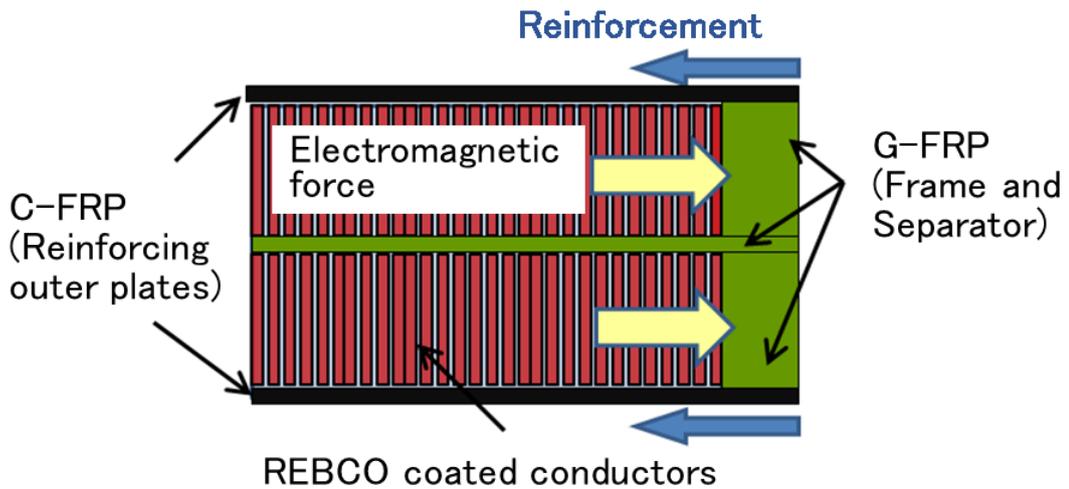
図 4-1 Yoroi-coil 構造が電磁力を支持するメカニズムの模式図

表 4-1 C-FRP を補強板に用いたフープ応力試験用
Yoroi-coil 構造ダブルパンケーキコイルの諸元

Superconducting wire type	(Y, Gd)BCO tape coated conductor
Piece length	51 m
Insulated tape width	10.2 mm (maximum)
Insulated tape thickness	315 μm (maximum)
Coil figure	Double pancake coil
Inner/ Outer coil diameter	219 / 240 mm
Height	30 mm (Height of coil winding: 24 mm)
Mold	Paraffin mold
Number of total turns	66 (33 for each upper and lower coil)
Reinforcing outer plates	C-FRP Thickness: 3 mm Inner/ Outer diameter 208 mm / 270 mm
Frame	G-FRP Inner/ Outer diameter 241 mm / 270 mm
Calculated self-inductance	1.75 mH



(a) フープ応力試験用の Yoroi-coil 構造 DP コイルの外観



(b) フープ応力試験用の Yoroi-coil 構造 DP コイルの断面模式図

図 4-2 フープ応力試験用の Yoroi-coil 構造 DP コイルの外観(a)と断面模式図(b)

図 4-3 に試験用 DP コイルに用いた C-FRP 材料の引張試験で得られた応力-ひずみ曲線を示す。C-FRP サンプルを長さ 20cm、幅 10mm、厚さ 3mm にカットし、インストロン型試験機 AG-100kNI（島津製作所）を用いて、1 mm / 分の速度で引っ張り変形を加えて得られた結果である。2 片の試料による引っ張り試験であるが、最大ひずみが約 1.3 % 程度で、破断までは応力-ひずみの関係は比較的良

い直線を示し、約 42GPa の高いヤング率を一致して示した。また、約 525 MPa の引張強度も 2 片の試料ではほぼ一致しており、今回のコイルの補強板の代表的な物性ととらえることができる。G-FRP のヤング率が約 22 GPa なので、この C-FRP のヤング率は G-FRP の約 2 倍となり、ヤング率が大きい分、電磁力による変形に対して強い耐力を示すことが期待される。

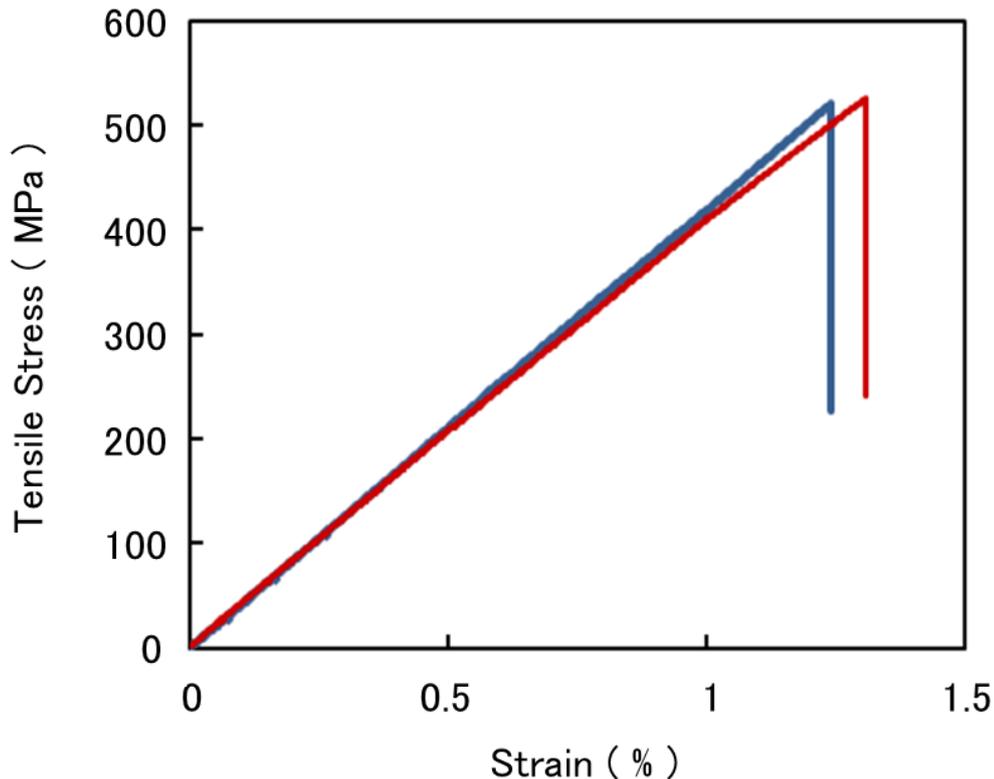


図 4-3 C-FRP 材料の引張試験で得られた応力-ひずみ曲線

4. 2-(b) C-FRP を補強板に用いた Yoroi-coil 構造 テストコイルのフープ応力試験

フープ応力試験は、国立研究開発法人 物質・材料研究機構 (NIMS) の、大口径 14T 超伝導マグネットを用いて行われた。試験方法は前章と同様に磁場中でコイル通電し、電磁力を発生させることによって超伝導コイルにフープ力を作用させるというものである。試験用 DP コイルを液体ヘリウム浸漬によって 4.2 K に冷却し、14 T の外部磁場を印加した。次に 2 A/s の掃引速度でコイル電流を流し、 I - V 特性を測定した。数回の励磁・減磁によって得られた I - V 測定結果を図 4-4 に示す。図 4-4 は 5 回目と 7 回目の通電結果である。コイル電流が 1,100 A に達

するまで、コイルの誘導電圧は約 3.3 mV であった。表 4-1 に示したように、自己インダクタンスの計算値が 1.75 mH であるから、この誘導電圧は妥当な数値といえることができる。負の電圧は、試験コイルの消磁で測定した。また、励磁中にコイル電流を一定に保持して、誘導電圧を取り除いてコイル電圧を測定し、電圧がほぼ 0 mV まで下がることが確認できると、超電導状態が維持されていると判断した。5 回目の通電では最大 1,130 A まで通電したが、電圧に異常は観測されず、電流を 1,130 A で保持しても電圧がほぼ 0 mV まで下がることを確認した。7 回目の通電ではコイル電流が 1,134 A 付近で急激な電圧発生が見られ、1,136 A に保った際、電圧は急速に上昇し、コイル巻線の一部に熱暴走によると思われる焼損が生じた。これらのことから、1,130 A の通電まで試験用 DP コイルは正常に動作していたとわかった。

図 4-5 は、14 T の外部磁場中で試験用コイル巻線の最内層と最外層に誘起されるフープ応力の計算値の通電電流依存性を示す。図 4-5 では、コイル巻線内の超電導線材が機械的に独立であり、かつ、応力がハステロイ基板にのみが負担するという仮定で、 $B \times J \times R$ (磁場 \times 電流密度 \times コイル半径) の乗算から計算された。希土類系超電導線材の構造上、安定化層は低強度の銅メッキであり、中間層と超電導層が非常に薄い (第 2 章の図 2-1 を参照のこと) ため、ハステロイ基板が引張応力のほとんどを支えていると仮定することは妥当である。フープ応力計算では、磁場 (B) は、14 T の外部磁場と試験コイルが発生する自己磁場の合計である。 $B \times J \times R$ から算出した最大フープ応力は、約 2.0 GPa に達し、希土類系超電導線材の不可逆的応力 1~1.3 GPa の約 2 倍であった。 $B \times J \times R$ だけでなく、コイル巻線が一体変形した場合の近似である Wilson の式 [7] からフープ応力を算出し、両者を比較した結果が図 4-6 である。図 4-6 は、14 T の外部磁場中で 1,130 A 通電したときのコイル内部の周方向電磁力の分布を示したもので、 $B \times J \times R$ 計算の導出結果と Wilson の式からの導出結果に大きな差がなく、最大フープ応力は約 2 GPa であった。

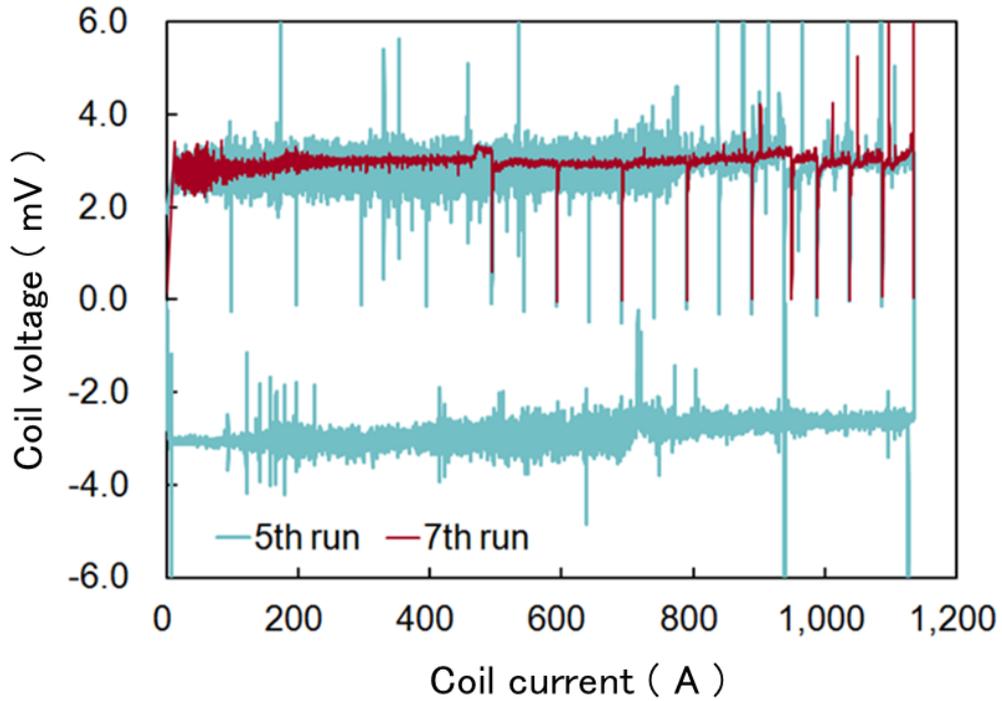


図 4-4 C-FRP 補強 Yoroi-coil 構造 DP コイルのフープ応力試験時の I - V 特性

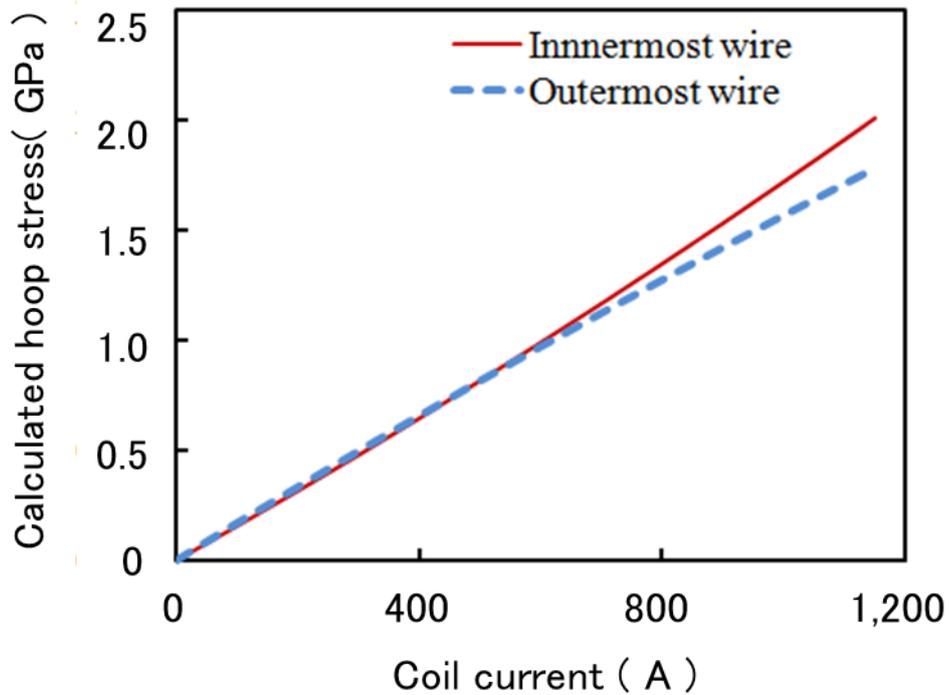


図 4-5 試験用コイル巻線に誘起されるフープ応力の計算値 (BJR)の通電電流依存性

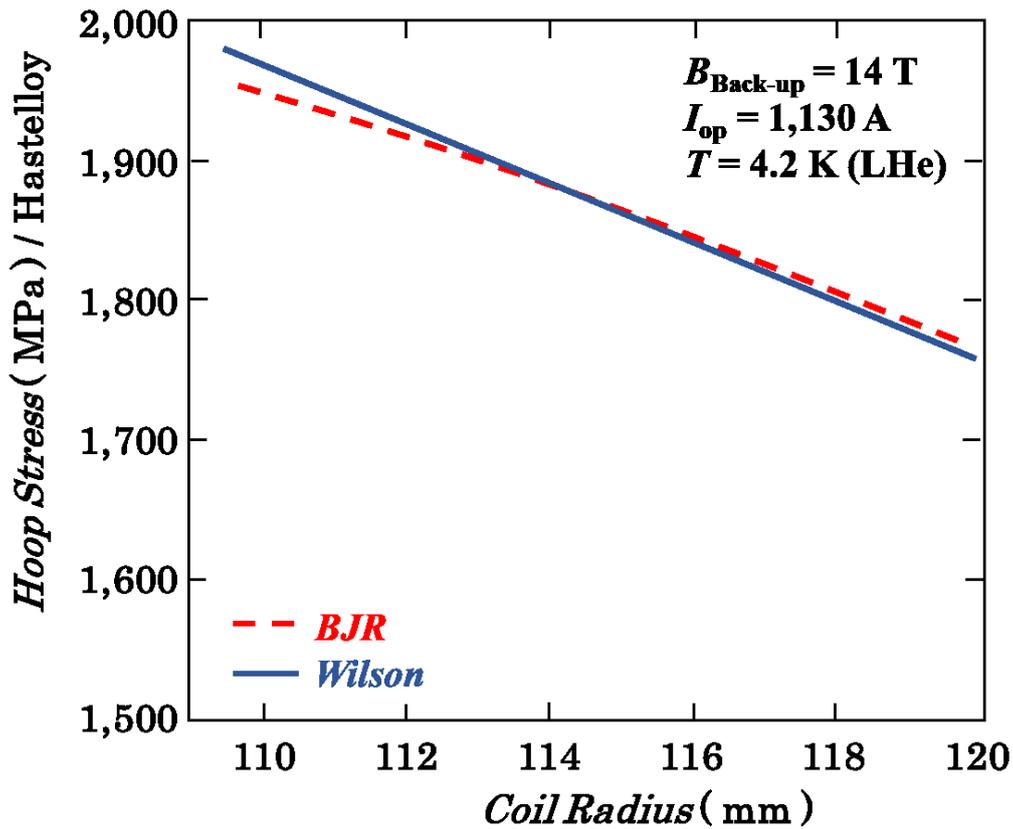


図 4-6 外部磁場 14 T で 1,130 A 通電における
コイル内部の周方向電磁力の分布
($B \times J \times R$ 計算と Wilson の式からの導出結果)

この試験コイルに用いた希土類超電導線材の不可逆応力と応力臨界電流特性を、同じ構造の希土類系超電導線材の報告[8]-[9]を引用して Yoroi-coil 構造の補強効果について検討する。既報告では、希土類系超電導線材の不可逆ひずみは約 1.3 GPa の引張応力で約 0.7 % であり、そこまで応力とひずみの関係は直線的なのでヤング率はおおよそ 185 GPa となる。ハステロイのヤング率は 200 GPa 以上であるが、銅の安定化層などの低強度材料と複合されている希土類系超電導線材のヤング率は、当然ハステロイのヤング率より低い値になる。図 4-7 および図 4-8 に測定したひずみの通電電流依存性を示す。コイル巻線のひずみは、試験用 DP コイルの上側および下側コイルの最外層および最内層の超電導線材に貼り付けたひずみゲージで、G-FRP フレームのひずみは DP コイル外周に貼り付けたひずみゲージで測定した。図 4-7 は、試験用 DP コイルの下側コイルにおけるひずみの通電電流依存性を示す。上下のコイルとも通電電流の増加に伴うひずみの増大は、コイルの最内層と最外層で発生するひずみの大きさの違いの比較も含めて、同様の傾向を示している。上下コイルとも最外層のひずみの最大値は 1,130 A 通電で

概ね 0.4 % 程度でばらつきも小さい。一方で、最内層のひずみは 1,130 A 通電で 0.6 % に達し、かつ、ばらつきが大きい。Yoro-coil 構造は、コイル巻線の外周に位置するフレーム（外枠）とコイル巻線の上下に位置する補強板による補強効果とコイル巻線のひずみの低減を図っているため、最外層のひずみのばらつきが小さいのは外周の補強効果が均等になっているからと考えられる。最外層のひずみが 0.4 % のとき、超電導線材のヤング率 185 GPa を用いると、コイル巻線最外層の超電導線材が受けている正味のフープ応力は 740 MPa となる。この値と、補強がない場合に算出されるフープ応力 1,760 MPa（図 4-5、4-6 参照）との差 1,020 MPa が補強構造によって支持されていると考えることができる。一方、コイル巻線の最内層のひずみのばらつきが大きいのは、パラフィンモールドのクラック、超電導線材の絶縁被覆や巻線の精度などによって補強効果の作用が不均質になったことが考えられる。図 4-5 に示したように最外層よりも強いフープ力が最内層には作用したので、ひずみが大きくなり、最内層のひずみはコイル電流が 1,130 A で約 0.6 % であった。コイル巻線最外層と同様に超電導線材のヤング率 185 GPa を用いると、コイル巻線最内層の超電導線材が受けている正味のフープ応力は 1,110 MPa となる。補強がない場合に算出されるコイル巻線最内層のフープ応力 1,950 MPa（図 4-5、4-6 参照）との差 840 MPa が補強構造によって支持されたと考えられ、補強の効果は最内層と最外層でほぼ同様ということができる。これらの補強効果の算出から、本試験において Yoro-coil 構造はコイル巻線に作用するフープ応力を、800 MPa 以上低減させる補強効果を発揮していたと推定される。

G-FRP フレームのひずみはコイル巻線最外層のひずみの半分以下で小さいものであったが、コイル電流の増加に伴う電磁力により G-FRP フレームが伸長しており、電磁力の一部を分担してコイル巻線に作用する応力を軽減させる補強効果が機能していることは明らかである。

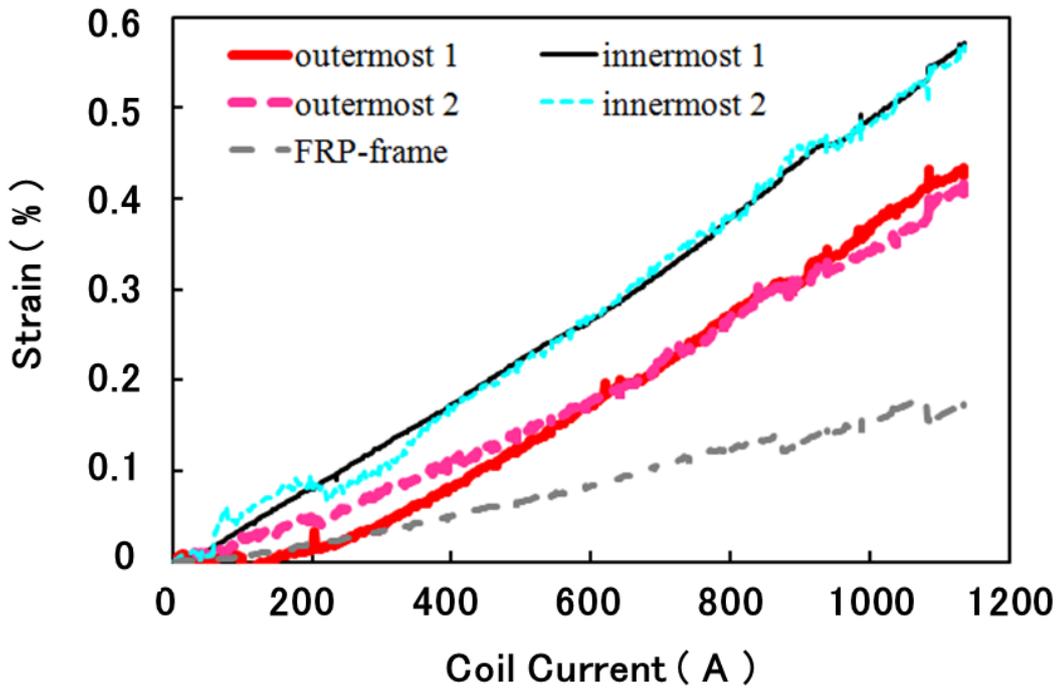


図 4-7 試験用 DP コイルの下側コイルにおけるひずみの通電電流依存性

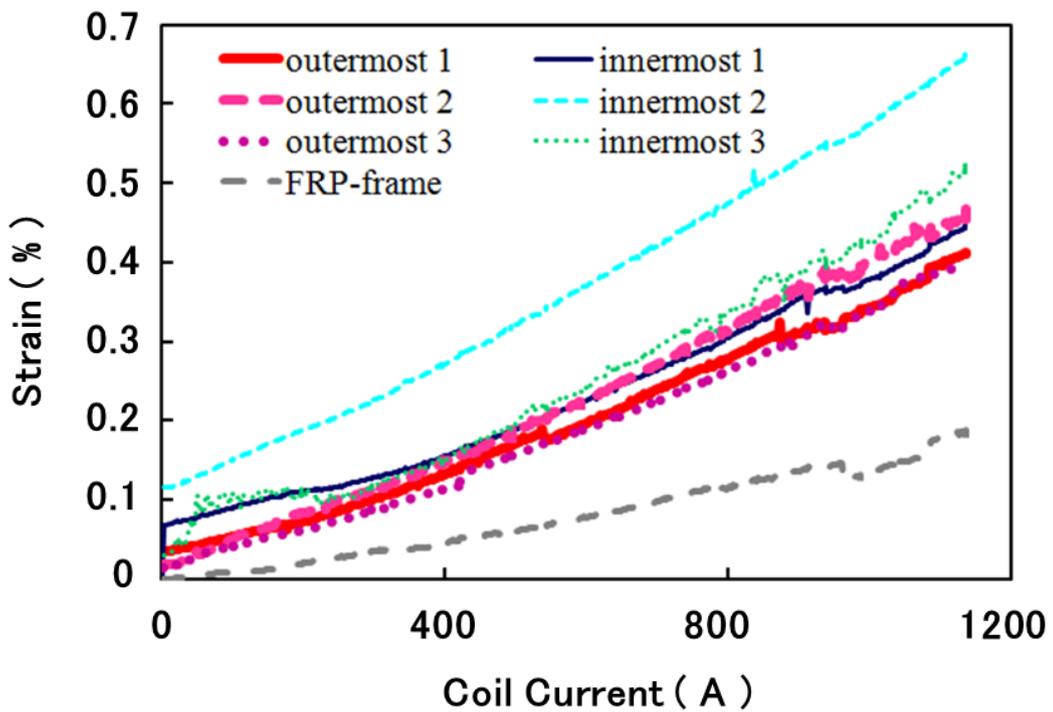


図 4-8 試験用 DP コイルの上側コイルにおけるひずみの通電電流依存性

7 回目の通電でコイル電流は臨界値に達しコイル巻線の一部が焼損したが、コイル構造自体の変形は小さく、結果的に約 2.0 GPa (ハステロイ基板換算) の高電磁力下でもコイル巻線に作用する電磁力は低減できることを実証した。Yoroi-coil 構造は、コイルの変形が低減されるため、高磁場精度を必要とする用途に有用である。同時に、コイル巻線の電極に接合した超電導線材のひずみが低減されることで、希土類系超電導線材を用いたコイルでしばしば問題になる電極付近の線材の剥離や特性劣化を防止することが期待できる。今回の電磁力試験においても、コイルの両電極の抵抗は、コイル電流が 1,000 A に達するまで 30 $\mu\Omega$ 未満に保たれており、1,100 A 通電時でも 32 $\mu\Omega$ 程度であった。

続いて、C-FRP 補強板の効果を G-FRP 板と比較する。図 4-9 は本電磁力試験において C-FRP 補強板のひずみの、 $B \times J \times R$ 計算から求めたフープ応力に対する変化を示す。比較として前章の G-FRP 補強板を用いた Yoroi-coil の G-FRP フレーム[11]のひずみ (図 4-9 中 frame(G-FRP plates)と表記) と、今回の C-FRP 補強板に接続した G-FRP フレームのひずみ (図 4-9 中 frame(C-FRP plates)と表記) も併せて表示した。なお、前章の G-FRP 補強板のコイルは外部磁場が 8 T という点では異なるが、コイル巻線の仕様はほぼ同様であった。補強板が G-FRP のケースと比較すると、C-FRP 補強板に接続した G-FRP フレームの変形は若干小さいが、C-FRP 補強板の引張強度が G-FRP の 2 倍近く大きいことを考慮すると、G-FRP フレームのひずみの差は小さい。また、前章の G-FRP 補強板のコイルのときと比較して、コイル巻線のひずみ量の低減はあまり認められなかった。一方で、C-FRP 補強板のひずみは、C-FRP 補強板に接続された G-FRP フレームよりもかなり小さかった。つまり、補強板を高強度化したが、コイル巻線に作用する電磁力のうち補強板の分担量はあまり増えなかったため、補強板のひずみはわずかであり、コイル巻線や G-FRP フレームのひずみをあまり減じることができなかつたと考えられる。C-FRP による補強板の剛性強化は、より高い電磁力を支え、超電導線から低減する可能性があるが、今回の試験コイルでは効果的に機能しなかった。そのため、補強板の配置やフレームとの接続に改善が必要である。

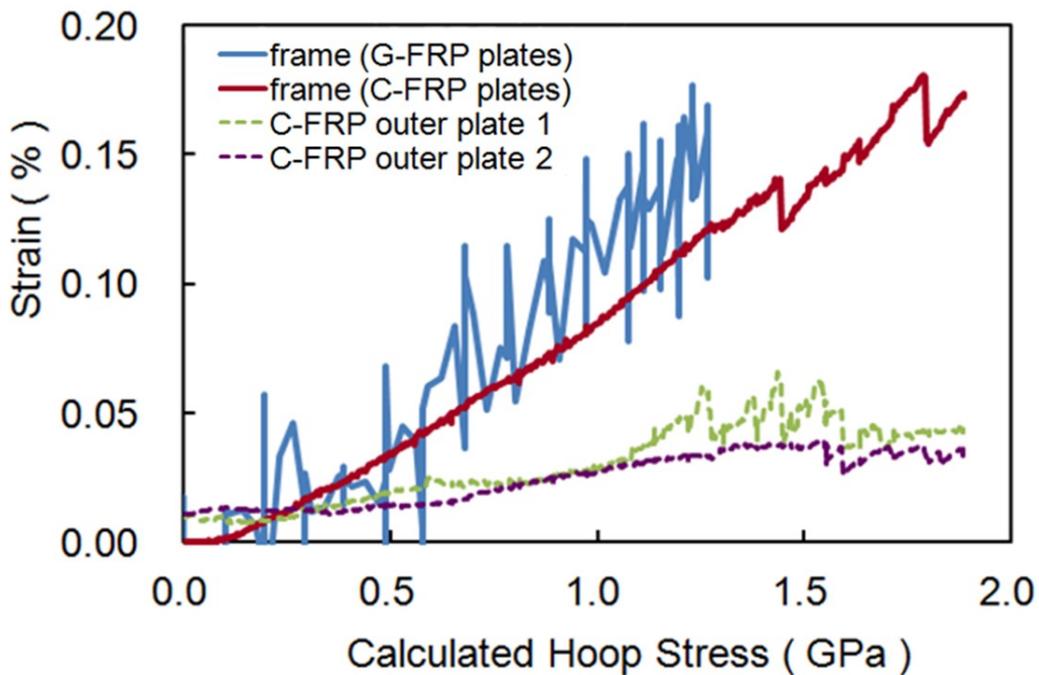


図 4-9 C-FRP 補強板のひずみの $B \times J \times R$ 計算から求めたフープ応力に対する変化

4. 2-(c) Yoroi-coil 構造の高強度化

前章（第 3 章）に引き続き、内圧を受ける円筒容器をモデルとして試験用 DP コイル巻線内部および補強構造内部の応力分布を計算した。外部磁場 14 T で試験用 DP コイルには 1,130 A 通電の状態とし、前章で述べたように外枠からコイルにかかる外部圧力を 24.5 MPa と設定して、フレームと補強板の最外周ひずみが同じとなるように応力計算を実施した。図 4-10 には、計算で得られたコイル巻線内部における、電磁力 (σ_{BJR})、補強構造による外部圧力による成分 (σ_{θ} from outer ring)、さらに電磁力から補強成分を差し引いた σ_{θ}^{net} を表示した。計算結果から、補強構造はコイル巻線最内層で約 930 MPa、コイル巻線最外層で約 850 MPa の応力分が補強されていることとなり、フープ応力試験のコイル巻線のひずみから算出した補強効果（コイル巻線最内層 840 MPa、最外層 1020 MPa）と近い結果であるが、最内層の補強効果が大きいという応力計算は試験結果とは逆の傾向を示した。補強構造内部の応力分布は図 4-11(a)に示したようになる。 σ_{θ} は周方向を、 σ_r は径方向を示す。上部補強板の最内層で、周方向に拡張するように最大 220 MPa の応力が加わっていることになる。図 4-11(b)には円筒容器モデルで計算した補強構造内部のひずみの分布を示す。計算では、補強板とフレームのひずみ

は、コイル巻線最外層のひずみと同様の約 0.4 %となるが、フープ応力試験で実測したフレームのひずみは約 0.2 %であり食い違いが生じる。実際のフレームのひずみが小さいことによって、計算で求めた応力分布のとおり補強効果が機能しなかったと考えられる。コイル巻線のひずみから求めた補強材の補強効果と応力分布計算はオーダーではあっているが、数値や傾向の違いが生じたのは G-FRP フレームに伝播した応力が計算とは大幅に異なったためと推定される。この原因として、C-FRP 補強板は熱収縮率が小さいため、冷却の際、補強板および補強板に接続された G-FRP フレームよりコイル巻線の収縮が大きいので、フレームとコイル巻線間に隙間や接触の偏りが生じ、局所的なひずみが発生することや、コイル巻線がある程度変形してからフレームとの接触が十分になってから遅れて補強効果が発揮されたことなどが考えられる。したがって、約 2 GPa までの補強効果を確認することができたが、選択した構造材の高い機械特性を十分に反映するには至らなかったと考えられる。補強材料の剛性を向上させることで超電導コイルの高強度化が可能であるという傾向が確認できたので、補強材の熱収縮率と弾性定数および配置を適切に選択することで、さらなる高強度構造の最適化が可能であると予想できる。構造材選択や配置によって、補強構造の改善の可能性を示唆している。

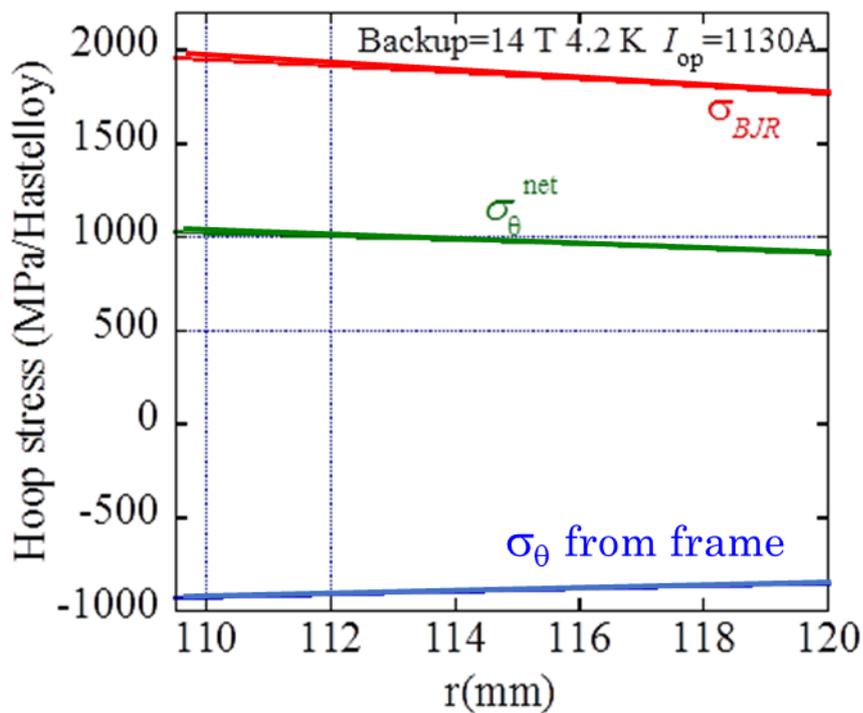
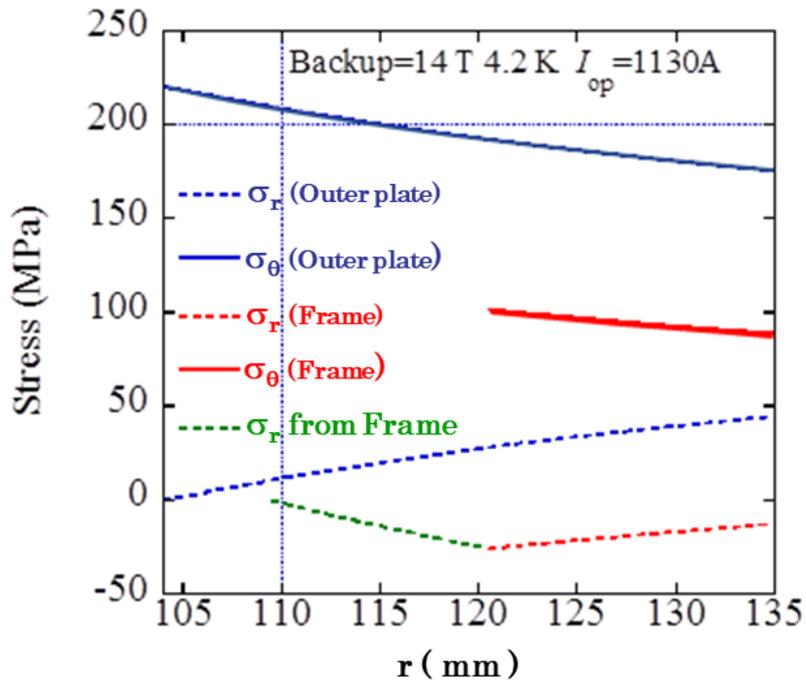
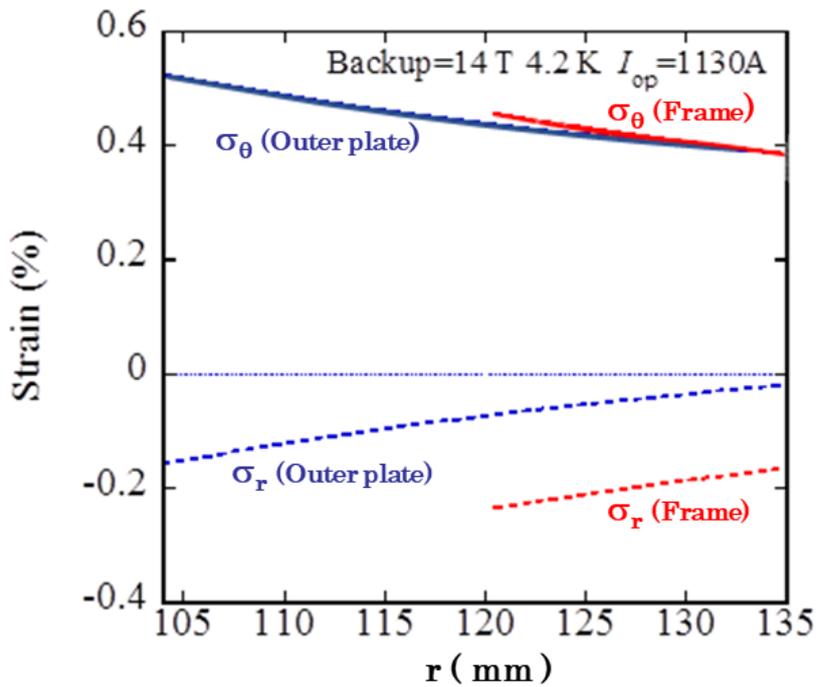


図 4-10 外部磁場 14 T 中 1,130 A 通電における試験 DP コイル内部の各応力成分分布



(a) 試験 DP コイル補強構造内部の応力分布



(b) 試験 DP コイル補強構造内部のひずみ分布

図 4-11 外部磁場 14 T 中 1,130 A 通電における試験 DP コイル補強構造内部の応力成分分布 (a) とひずみの分布 (b)

4. 3 ステンレス鋼補強 Yoroi-coil の高電流密度化の検討

超電導コイルの大容量化の検討として、高磁場下でのコイル電流密度を増大させる際に増大する電磁力に対する Yoroi-coil 構造の補強効果について検討を行う。前項では補強板を G-FRP から C-FRP に変更して高強度化を図った。今項では、以下の 2 点において、前項の補強効果の検証とは異なる視点で Yoroi-coil 構造の補強効果を検討した。

- 1 超電導線材の厚さを減じてコイル巻線を緻密化してコイル巻線の電流密度を向上させる
- 2 補強板およびフレームにステンレス鋼を用いコイルに占める補強材の体積比率を低減させて、コイル全体の電流密度を増大する

4. 3-(a) テストコイルの設計と材料

これまで実施してきた補強効果の検証試験では、100 μm 厚さの Hastelloy 基板を用いた希土類系超電導線材を使用して超電導コイル巻線を構成していたが [11-14]、ここでは 50 μm 厚さの Hastelloy 基板を用い、さらに銅安定化層の厚さもこれまでの試験では 50 μm 厚さで超電導層や基板を取り囲んでいたのを 20 μm 厚さ程度にした。そのため、超電導線材の厚さがこれまでの試験の 200 μm から半分以下の 100 μm 未満になり、コイル巻線内の超電導線材の密度を増大させることになる。また、Yoroi-coil の補強構造をこれまでの FRP から非磁性のステンレス鋼に変更して、部材の厚さなどを減じることで補強部材の体積を減らし、コンパクトな高磁場コイル実現のための要素技術としても検討する。また、加速器など有機材料をコイル外装に用いにくい応用では、ステンレス鋼をコイルの外装に用いることが想定され、Yoroi-coil 構造の補強効果もステンレス鋼の外装に担わせることができるか確認する意義もある。

図 4-12 にフープ応力試験の対象としたステンレス鋼補強 Yoroi-coil 構造 DP コイルの外観を、表 4-2 にはステンレス鋼補強 Yoroi-coil 構造 DP コイルの仕様を示す。実験は、前項と同様に、高磁場中でコイル通電してフープ力を試験 DP コイルに作用させるもので、ここでは、東北大金属材料研究所強磁場センターの $\phi 360$ mm - 12 T 超伝導マグネット用大口径クライオスタットにコイルをセットして、液体ヘリウム浸漬冷却で試験を実施した。

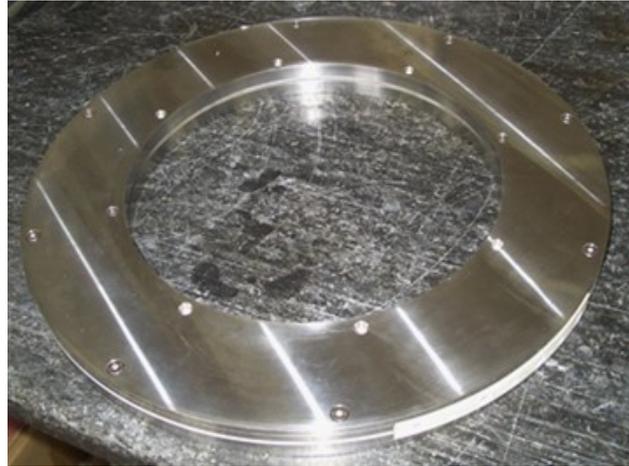


図 4-12 フープ応力試験用ステンレス鋼補強 Yoroi-coil 構造 DP コイルの外観

表 4-2 フープ応力試験用ステンレス鋼補強 Yoroi-coil 構造 DP コイルの諸元

	Coil winding	
Superconducting wire type	Copper plated MOCVD - YBCO / IBAD	
Wire length	400 m (including a joint)	
Width of tape	6.1 mm (without insulation)	
Thickness of tape	95 μ m (without insulation)	
Coil figure	Double pancake coil	
Inner/ Outer diameter	190 / 250.1 mm	
Height	18 mm (coil winding: 14.8 mm)	
Insulation	Polyimide tape	
Number of turns	574 (287 for each upper and lower coil)	
Calculated self-inductance	about 100 mH	
	Stainless steel frames	
Inner/ Outer diameter	250.2 / 270 mm	
Thickness	8 mm	
	Stainless steel reinforcing outer plates	
Inner/ Outer diameter	174 / 270 mm	
Thickness	1.5 mm	
	Coil winding core	
Material	Macor	
Inner/ Outer diameter	174 mm / 190 mm	
Height	15 mm	

4. 3-(b) フープ応力試験結果および補強効果の検討

図 4-13 に 11 T の外部磁場下における試験用 DP コイルの I - V 特性測定結果を示す。電流は 50 A /min (0.833 A/s) で掃引した。コイルのインダクタンスは約 100 mH なので、掃引速度から計算される電圧は約 80mV となり、ほぼ計算通りの電圧が発生していることが分かる。DP コイルの上側コイルと下側コイルに発生する誘導電圧がコイル電流 200 A までほぼ等しいので、コイル巻線は精度良く巻かれていたことも明らかである。励磁中にコイル電流を一定に保持して、誘導電圧を取り除いてコイル電圧を測定した試験コイルの I - V 特性測定結果を図 4-14 に示す。通電電流 200 A 付近から上側コイルに電圧が発生し、最大の 260 A 通電時に約 1.5 mV の電圧が観察された。一方で、260 A 通電時の発生磁場の径方向成分は約 1 T と計算され、ロードラインから決めたコイル臨界電流は約 700 A と見積もられる。今回は臨界電流予想値の半分以下の 260 A で電圧が発生したことから、一部の臨界電流の低い領域から電圧が発生した可能性がある。実際、下側コイルからは電圧の発生が無かったことがその考えを支持している。また、260 A で 3 分程度保持したが熱暴走には至らなかったことから、ホットスポットの発生には至らなかったと推定できる。コイル通電電流 260 A から計算した電流密度はコイル巻線の占める空間平均で約 403 A / mm²、絶縁を除く導体平均では約 446 A / mm² となり、高電流密度運転ができたことが分かる。最大電流において急激な電圧上昇や熱暴走に至ることなく、約 3 分の電流保持ができたことは、450 A/mm² 近傍の高電流密度運転が安定にできたと考えられる。

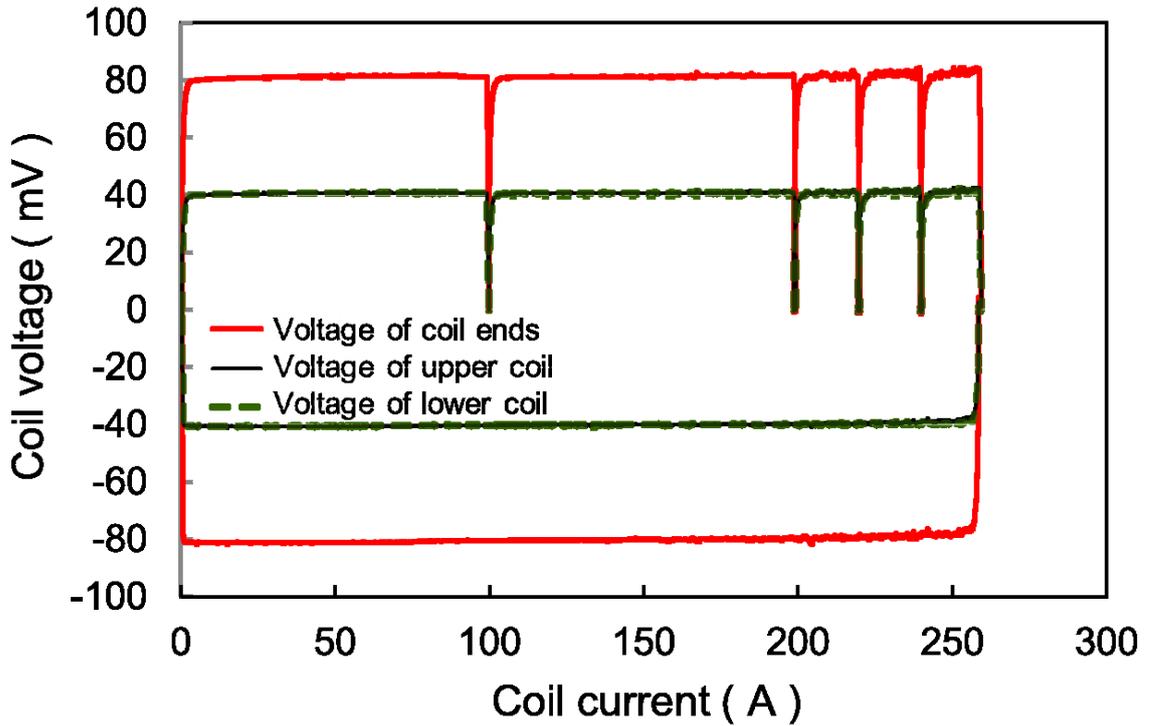


図 4-13 11 T の外部磁場下における試験用 DP コイルの I - V 特性測定結果

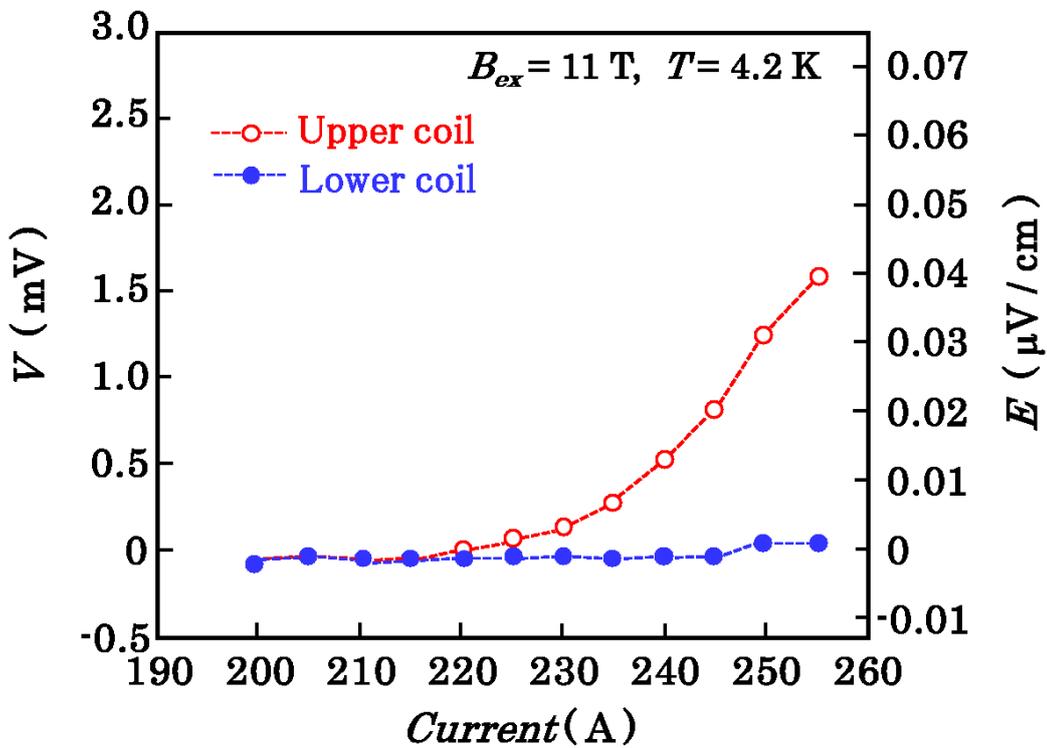


図 4-13 11 T の外部磁場下における試験用 DP コイルの電流ホールド時の I - V 特性測定結

図 4-14 および図 4-15 に、コイル電流の変化に伴う試験用 DP コイルの上側コイルと下側コイルのひずみの測定結果をそれぞれ示す。コイル巻線のひずみは DP コイルの上下コイル巻線の最外層および最内層の希土類系超電導線材にひずみゲージを接着して測定した。260A 通電時、コイル巻線の最内層で約 0.3 %、最外層で約 0.2 % のひずみとなっていることが分かった。11 T 中、260 A 通電時のコイル内部の応力計算の結果を図 4-16 に示す。コイル内部の応力は、コイル巻線内の超電導線材が独立に変形する場合の $B \times J \times R$ と、一体変形をする場合の Wilson の式で異なっているが、コイル巻線内側のフープ応力が巻線外側より大きい傾向にあり、内側で約 1,100 ~ 1,300 MPa、外側で約 900 ~ 1,000 MPa となっている。この応力も、ハステロイ基板のみが引張応力を支持するとして計算している。ハステロイ基板を使用した希土類系超電導線材は 1,000 MPa の引張応力で 0.5 ~ 0.6 % のひずみが生じる [3, 4] が、本フープ応力試験で測定されたひずみは、計算した応力と希土類系超電導線材の物性から見積もったひずみよりはるかに小さい値であった。Yoroi-coil は、コイル巻線が電磁力で拡張されるのを補強構造が電磁力を分担して支持することで変形を抑制する構造で、今回の試験結果は、ステンレス鋼を用いた補強部材が電磁力の一部を支持し、コイル巻線に作用する応力を大幅に緩和していることを示唆している。

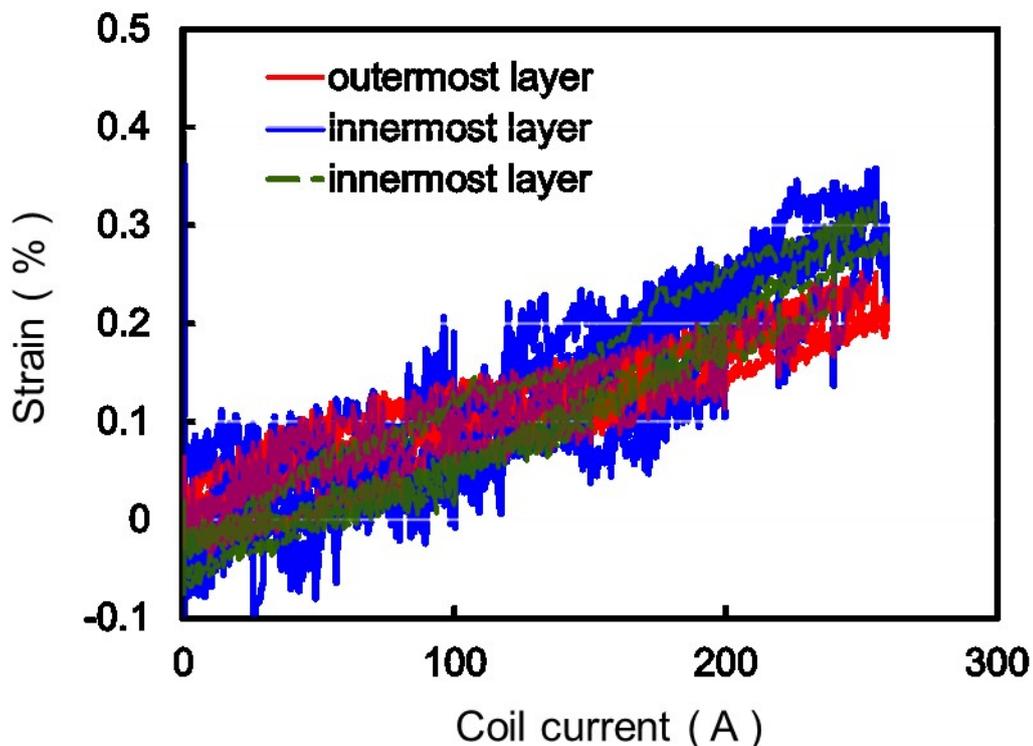


図 4-14 試験用 DP コイルの上側コイルのひずみのコイル通電電流依存性

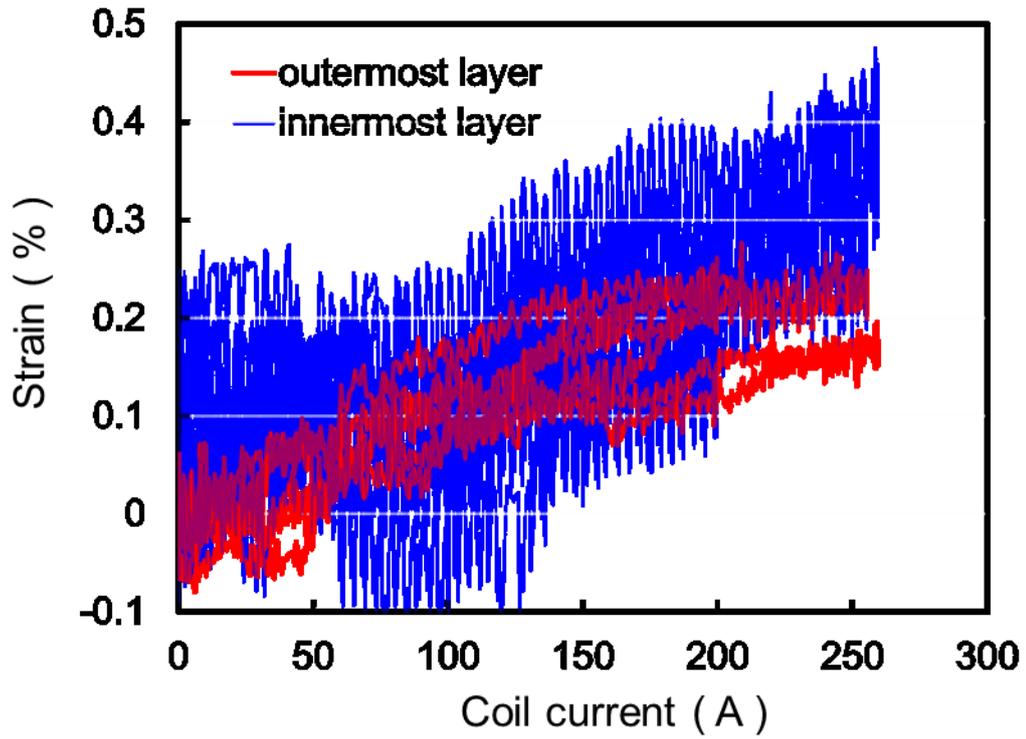


図 4-15 試験用 DP コイルの下側コイルのひずみのコイル通電電流依存性

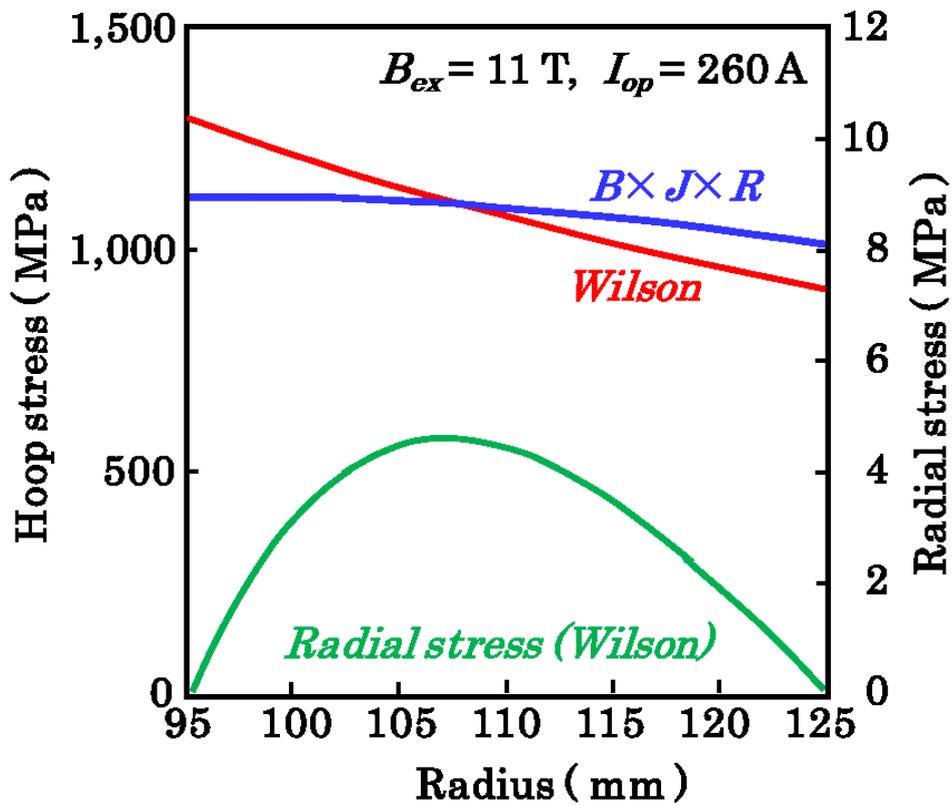


図 4-16 11 T 中、260 A 通電時のコイル巻線内部の応力計算結果

前項同様、円筒容器をモデルとして Yoroi-coil 構造の試験用 DP コイル巻線内部および補強構造内部の応力分布を計算した。Yor-coil 構造は、コイル巻線を径方向に拡張しようとする電磁力を、フレームと補強板が電磁力の一部を分担することによって、コイル全体の変形を抑制する。このとき、フレームと補強板が一体となっていると両者の最外層の周方向ひずみと同じになるので、両者が最外層で固定されるように計算した。またコイルと外枠は、焼きばめの原理を用いている。すなわち、フレームと補強板からコイル巻線は圧縮の応力を受けていることになる。Yoroi-coil 構造の補強効果を考慮したコイル巻線内部の応力分布計算結果を図 4-17 に示す。ここで、応力はハステロイ基板が負担しているとして計算している。図 4-16 と図 4-17 の比較から、Yoroi-coil 構造の補強効果によってコイル巻線内部のフープ応力は数百 MPa のオーダーで格段に小さくなっていることが示唆される。この応力の値に前項で述べた希土類系超電導線材のヤング率 185 GPa 適用してコイル巻線最外層と最内層のひずみを計算すると以下のようなになる。

$B \times J \times R$ 計算から求めた応力では 最外層：0.24 %、最内層：0.22 %

Wilson の式から求めた応力では 最外層：0.19 %、最内層：0.31 %

Wilson の式から求めた応力から算出したひずみは、ひずみゲージで測定した試験結果とほぼ合っている。また、 $B \times J \times R$ 計算から求めた応力から算出したひずみも試験結果に近い値である。つまり、ステンレス鋼による補強効果により、高い電流密度で、それによる高い電磁力下においても超電導コイルの運転が可能となることが分かった。

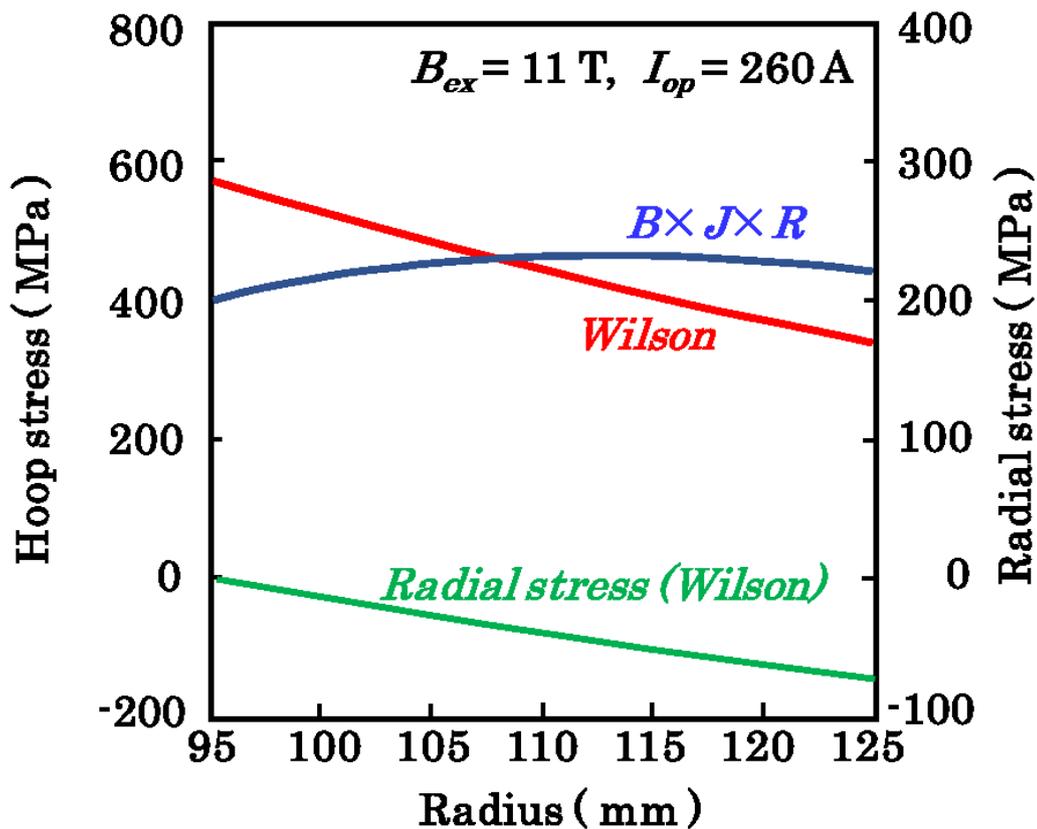


図 4-17 Yoroi-coil 構造の補強効果を考慮した
コイル巻線内部の応力分布計算結果

補強効果を確認するため、コイル巻線・フレーム・補強板内部の応力分布を、円筒容器をモデルとして計算した結果を図 4-18 に示す。ここで示した応力は、空間平均の値である。フレームと補強板が比較的大きな周方向応力を分担していることが分かる。特に補強板内側付近での応力が高くなっており、この部分の応力の最適化もしくは構造の改良が Yoroi-coil 構造において重要と考えられる。今回の試験では、実際にはコイル内側に配置したコイル巻き芯と補強板を接続したため、巻き芯も最内層部の応力を支持することになると考えられる。このような方法で、補強板内側にかかる最大応力を緩和することによって、さらなる補強構造の最適化が可能となると考えられる。

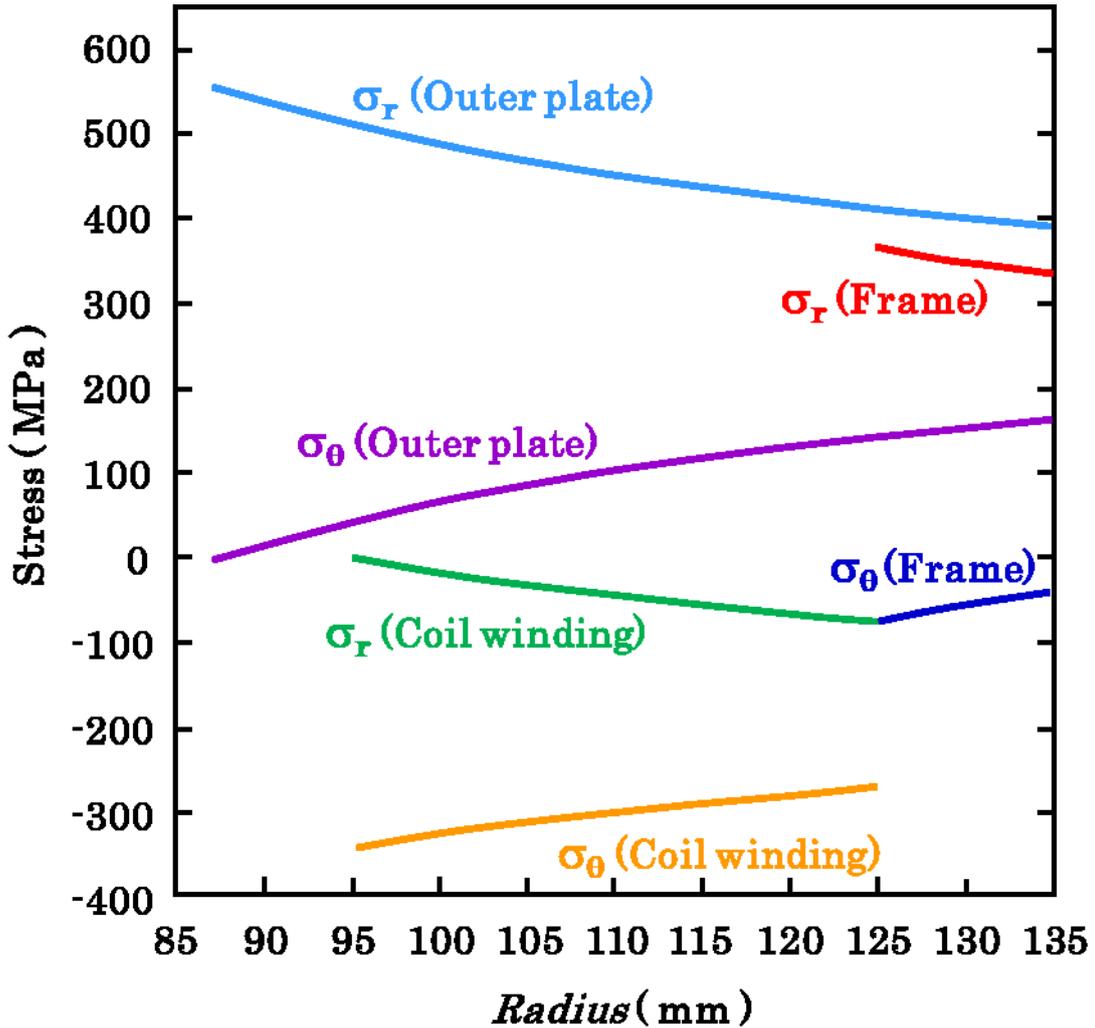


図 4-18 11 T 中、260 A 通電時の試験コイルのコイル巻線および補強部材の応力分布計算結果

ステンレス鋼を補強部材とし、厚さ 100 μm 未満の超電導線材を用いてコイル巻線を緻密化した Yoroi-coil 構造の試験コイルを用い、高磁場下での通電試験を行った。その結果、11 T の高磁場下で安定に $450 \text{ A} / \text{mm}^2$ 近傍の高電流密度でコイルを運転した。超電導線材の一部の臨界電流の低い領域から電圧が発生した可能性があり、限界ひずみに達するようなコイル通電はできなかった。それでも、ステンレス鋼の補強部材による Yoroi-coil 構造の補強効果によって、コイル巻線に作用する電磁力が低減されていることを確認した。補強部材の内部で応力の分布があり、強い応力が作用している部分の補強構造の改善や、応力を分散させることができれば、さらに補強効果を向上できる可能性を見出した。

4.4 第4章のまとめ

電磁力に対する Yoroi-coil 構造の強化効果を検証するために、補強材として C-FRP やステンレス鋼を用いた試験用 DP コイルを使用して、高磁場下でのコイル通電によるフープ応力試験を行った。得られた知見や、検討内容を以下にまとめる。

1. C-FRP 補強板を用いた DP コイルによる高電磁力試験を実施した。結果として 2 GPa (ハステロイ基板換算) に迫る高電磁力下でも、Yoroi 構造が半分以上の電磁力を支持できることを実証した。
2. 補強材料の剛性を向上させることで超電導コイルの高強度化が可能であるという傾向が確認でき、補強材の熱収縮率等の物性を考慮して配置や組み合わせを適切に選択することで、さらなる高強度構造の最適化が可能であると予想できる。
3. ステンレス鋼を補強部材とし、厚さ 100 μm 未満の超電導線材を用いてコイル巻線を緻密化した Yoroi-coil 構造コイルを製作し、11 T の高磁場下で安定に 450 A / mm^2 近傍の高電流密度のコイル通電を達成した。
4. ステンレス鋼の補強部材による Yoroi-coil 構造の補強効果によって、コイル巻線に作用する電磁力が低減されていることを確認した。
5. Yoroi-coil 構造の応力分布を計算したところ、補強部材の内部で応力の分布があり、強い応力が作用している部分の補強構造の改善や、応力を分散させることによって、さらに補強構造の最適化が可能になると考えられる。

第 4 章の参考文献

- [1] K. Higashikawa, T. Nakamura, M. Sugano, K. Shikimachi, N. Hirano, S. Nagaya, "Performance Improvement of YBCO Coil for High-Field HTS-SMES Based on Homogenized Distribution of Magnetically-Mechanically Influenced Critical Current," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, **18**, pp. 758-761.
- [2] G. Nishijima, H. Oguro, S. Awaji, K. Watanabe, K. Shikimachi, N. Hirano, S. Nagaya, Transport characteristics of CVD-YBCO coated conductor under hoop stress, " *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, **18**, pp 1131-1134.
- [3] M. Sugano, T. Nakamura, K. Shikimachi, N. Hirano, S. Nagaya, "Stress tolerance and fracture mechanism of solder joint of YBCO coated conductor," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, **17**, pp. 3067-3070
- [4] M. Sugano, K. Shikimachi, N. Hirano, S. Nagaya, "Simultaneously Bending and Tensile Strain Effect on Critical Current in YBCO Coated Conductors," *Physica C*, vol. 463-465 pp. 742-746, 2007.
- [5] M. Sugano, Y. Yoshida, M. Hojo, K. Shikimachi, N. Hirano, S. Nagaya, "Two different mechanisms of fatigue damage due to cyclic stress loading at 77 K for MOCVD-YBCO coated conductors," *Supercond. Sci. Technol.* vol. 21, p. 054006, 2008.
- [6] M. Sugano, T. Nakamura, T. Manabe, K. Shikimachi, N. Hirano, S. Nagaya, "The intrinsic strain effect on critical current under a magnetic field parallel to the c axis for a MOCVD-YBCO-coated conductor," *Supercond. Sci. Technol.* vol. 21 p. 115019, 2008.
- [7] M.N. Wilson, *Superconducting Magnet*. Oxford, UK: Oxford Sci. Pub., 1983
- [8] M. Sugano, K. Osamura, W. Prusseit, H. Adachi and F. Kametani: "Improvement of strain tolerance in RE-123 coated conductors by controlling the yielding behavior of Hastelloy C-276 substrates," *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **17** (2007) 3040-3043
- [9] M. Sugano, S. Machiya, H. Oguro, M. Sato, T. Koganezawa, T. Watanabe, K. Shikimachi, N. Hirano, S. Nagaya, T. Izumi and T. Saitoh: " Influence of 2-D internal strain state on critical current in GdBCO coated conductor," *Supercond. Sci. Technol.* **25** (2012) 054014
- [10] K. Shikimachi, T. Tamada, M. Naruse, N. Hirano, S. Nagaya, S. Awaji, G. Nishijima, K. Watanabe, S. Hanai, S. Kawashima, Y. Ishii, "Unit Coil Development for Y-SMES", *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, **21**, 1348-1353
- [11] S. Nagaya, T. Watanabe, T. Tamada, M. Naruse, N. Kashima, T. Katagiri, N. Hirano, S. Awaji, H. Oguro and A. Ishiyama, " Development of high strength

pancake coil with stress controlling structure by REBCO coated conductor", *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, **23**, 4601204

- [12] X. Wang, A. Ishiyama, T. Tsujimura, H. Yamakawa, H. Ueda, T. Watanabe, S. Nagaya, " Numerical Structural Analysis on a New Stress Control Structure for High-Strength REBCO Pancake Coil," *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **24**, 4601605
- [13] 渡部 智則, 長屋 重夫, 平野 直樹, 淡路 智, 小黒 英俊, 石山 敦士, 王 旭東 「高強度パンケーキコイル構造(Yoroi-coil)の開発 (特集 RE系高温超電導線材を用いた実コイル製作の現状－テーマ解説)」, 低温工学、48巻5号、2013年、p.213-219
- [14] T. Watanabe, S. Nagaya, N. Hirano, S. Awaji, H. Oguro, Y. Tsuchiya, T. Omura, S. Nimori, T. Shimizu, A. Ishiyama, X. Wang, "Strengthening Effect of "Yoroi-Coil Structure Against Electromagnetic Force," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, **25**, 2015, 8400204

第 5 章

無絶縁コイル巻線技術の Yoroi-coil 構造への適用の検討

5.1 背景と研究目的

高温超電導 (HTS) コイルは、高い臨界電流密度によってコンパクトでかつ高磁場を発生できるマグネットの実現の可能性を有する。しかし、高磁場下の高電流密度の通電は強大な電磁力が発生するため、超電導線材の通電容量に余裕があっても機械的な強度によって通電電流を制限せざるを得なくなる。希土類系超電導線材は、金属基板としてハステロイを用いているので高い機械強度を有しているが、線材の機械強度だけでは強大な電磁力を支持することは困難である。そこで高い電磁力耐性を有し、通電電流の制限を緩和するため、Yoroï-coil (Y-based Oxide superconductor and Reinforced Outer Integrated coil) 構造を開発し、前章までに示したように希土類系超電導線材を用いた超電導コイルにおける補強効果について検討を進めてきた。

前章では、ステンレス鋼を補強材に用いた Yoroï-coil 構造のダブルパンケーキ (DP) コイルによって、11 T の高磁場下で安定に 450 A/mm^2 近傍の高電流密度でコイルを運転できることを確認した。一方で、超電導線材の一部の臨界電流の低い領域から電圧が発生した可能性があり、超電導線材の部分的な欠陥によって安定したコイル運転が実現できない可能性が示された。第3章では常電導転移からホットスポットの発生、そしてコイルの焼損に至った経緯があり、欠陥はコイルの安定運転を妨げる要因であるが、第2章で示したようにコイルに使用するような長尺の希土類系超電導線材では欠陥を皆無にすることは困難である。このような課題に対して、コイルの熱的安定性を向上させ、コイル自体に保護機能を持たせる手法の、無絶縁 (NI = No Insulation) コイル巻線技術が検討されている [1-7]。コイルのターン間絶縁を省略した NI コイル巻線技術は、隣り合った超電導線材が電氣的に接続した状態にあるコイルであるが、超電導状態であれば線材間に電流は流れず、超電導層のみが電流を輸送する。事故や欠陥などで局所的常電導転移が発生した際には、線材間で接続されている銅安定化層を電流がバイパスするので、局所的常電導部分やホットスポットを自動的に電流が回避し、局所的な温度上昇が抑えられる。さらに、コイルの超電導状態に異常が生じるような事態では、すべてのコイルターン間が短絡してコイル全体が抵抗体となり、コイル全体で貯蔵エネルギーを消費することで局所発熱を抑え、外部の保護回路がなくともコイルを保護 (自己保護) できる可能性がある [8-10]。また、希土類系超電導線材の銅安定化層を共有しているので銅安定化層体積を低減させ、コイル電流密度を増大することにつながるという利点もある。本来、銅安定化層の体積を減じて高電流密度化を達成することは熱的安定性を低下させるため、高熱的安定化と高電流密度化は二律背反の関係にあるが、NI コイルは両立する手段となりうるのである。

NI コイル巻線技術と Yoroi-coil 構造を組み合わせることによって、高磁場下で使用できる高強度・高熱的安定の超電導コイルを高電流密度で運転することが可能になると期待される。既に、先行研究によって Yoroi-coil 構造の NI コイルに関する解析[11-12]およびモデル試験によって以下の検討結果を得、液体窒素浸漬冷却化では高熱的安定性と自己保護機能を有していることを確認した。

- ・ 無絶縁コイルでは、希土類系超電導線材間の接触抵抗が保護抵抗の働きをすることをモデル解析や小型の無絶縁 Yoroi-coil による試験で確認した。コイル巻線内に超電導線材の接続が入ったケースでも同様の効果が得られることを解析で確認した。これらの結果から、従来の外部保護回路に頼らず、電源をシャットダウンするだけでコイルを保護できる可能性を見出した。
- ・ NI コイル内で局所的常電導転移が発生した場合のコイル積層構造内の電磁現象を実験的に評価・検証した。局所的常電導転移が発生したコイルに最も大きな磁束変化と電圧変化が発生するが、破壊に至ることなく、NI コイルとしての挙動によりコイルが保護されると推定される。

液体窒素中だけでなく伝導冷却下でも、NI コイルの自己保護については検討し、解析によって以下のような知見を得た。異常が発生しても、希土類系超電導コイルの劣化を拡大させずに通電し続けることが可能なことを見出したといえる。

- ・ 伝導冷却下（30 K）で大電流（400 A）を通電中に局所的常電導転移が発生した場合の振舞いを解析・評価した結果、転流することによって温度上昇は極めてわずかであることを確認した。さらに、コイル保護時の振舞いを、3つの保護パターン（電流の遮断、掃引減衰、維持）について解析・比較した結果、電源遮断（常電導検出後、コイル両端を開放）をした場合、遮断は温度上昇大きく、維持では温度上昇がほぼないことが判った。

本章では Yoroi-coil 構造の NI コイルについて、実用化に求められる伝導冷却下の熱安定性や、高負荷率運転について試験を行い、高強度・高熱的安定の超電導コイルの実現の可能性を検討する。

5.2 Yoroi-coil 構造 NI コイルの伝導冷却特性評価

NI 巻線 + Yoroi-coil 構造の希土類系超電導コイルでは、エポキシ樹脂などによるコイル巻線の含浸は行わずに冷凍機伝導冷却を行うことになる。伝導冷却は、極低温冷凍機からの熱伝導により超電導コイルを冷却するシステムなので、熱の経路（パス）が確保されないと十分に冷却できなかつたり、コイル内に温度差を生じたりする。含浸によるコイル巻線の一体化がないということは、コイル巻線内の熱パスや冷却されたコイル外装と接触の状況によっては、脱熱が不十分になるおそれがあり、その挙動の把握が必要となる。そこで非含浸の Yoroi-coil 構造 NI コイルの伝導冷却下での熱的振る舞いを明かにするために、冷却構造の異なる 2 つの Yoroi-coil 構造 NI ダブルパンケーキ（DP）コイルを試作し、電源遮断に伴う NI コイル巻線内の発熱による温度上昇特性評価試験を行った。

5.2-(a) 試験コイル諸元と試験装置

試作した 2 つの Yoroi-coil 構造 NI ダブルパンケーキコイルの外観を図 5-1 に、諸元を表 5-1 に示す。また使用した GM 冷凍機付き真空断熱容器を図 5-2 に示す。使用した超電導線材は SuperOx Japan 合同会社製で、幅 6 mm、厚さ 50 μm のハステロイ™基板上に厚さ 1 μm 程度の希土類系酸化物超電導層を形成し、厚さ 20 μm 程度の銅安定化層をメッキしたもので、全長にわたって臨界電流が 150 A 以上である。NI コイル巻線の構成は、超電導線材間に金属テープを挿入してターン間の電氣的接続を維持しながら接触抵抗を増大させる「メタルインシュレーション」手法[13-15]を適用した。ターン間には、希土類系超電導線材と同じ幅の非磁性ステンレス鋼 SUS316L のテープを挿入した。試験コイルのうちの 1 つ（コイル 1）には、コイル外装（G-FRP）とコイル巻線の隙間を埋めて冷却特性をよくするため、0.5 mm 厚さの伝熱シート（シリコンシート TC-50-SPA-3.0：信越シリコン、密度 2.4 g/cm^3 、比熱 0.94 $\text{J}/\text{g}\cdot\text{K}$ 、室温近傍の熱伝導率 2.3～3.0 $\text{W}/\text{m}\cdot\text{K}$ ）が挿入されている。図 5-3 に伝熱シートのないコイル巻線（左）と伝熱シートを挿入したコイル巻線（右）を示す。伝熱シートは、コイル巻線上にコイル面方向と平行に設置され、Yoroi-coil 構造の補強板でコイル巻線に押し付けられているので、コイル巻線から補強板までの熱のパスが広く確保される。もう一方（コイル 2）には伝熱シートが挿入されていないので、コイル巻線から補強板までの隙間部分では熱伝達できず、熱パスが狭くなる。試験コイルは、図 5-2 の右図に示すように真空断熱容器内で、極低温冷凍機につないである同一の伝導板上に並べて設置され、同時に冷却して到達温度を比較し、電源遮断による温度上昇特性が比較された。なお、両コイル巻線部の温度変化は、CERNOX 温度計を巻線最外周の外側の G-FRP フレームに設置して計測した。



図 5-1 試作した NI-REBCO コイルの写真

表 5-1 試作した NI-REBCO コイルの諸元

Superconducting wire type	IBAD / PLD - GdBCO (SuperOx Japan)
Wire length	80 m
Wire width	6.1 mm (maximum)
Wire thickness	110 μ m (maximum)
Coil figure	Double pancake coil
Inner / Outer coil diameter	124 / 151 mm
Height	17.6 mm (coil windin: 14 mm)
Number of total turns	184 (92 for each upper and lower coil)
Co-winding	30 μ m thick stainless-steel tape (SUS316L)
Reinforcing outer plates	G-FRP Thickness; 1.5 mm Inner/ Outer diameter: 114 mm / 170 mm
Separator between upper and lower coil	G-FRP Thickness; 2 mm Inner/ Outer diameter: 114 mm / 170 mm
Calculated self-inductance	7. 30 mH

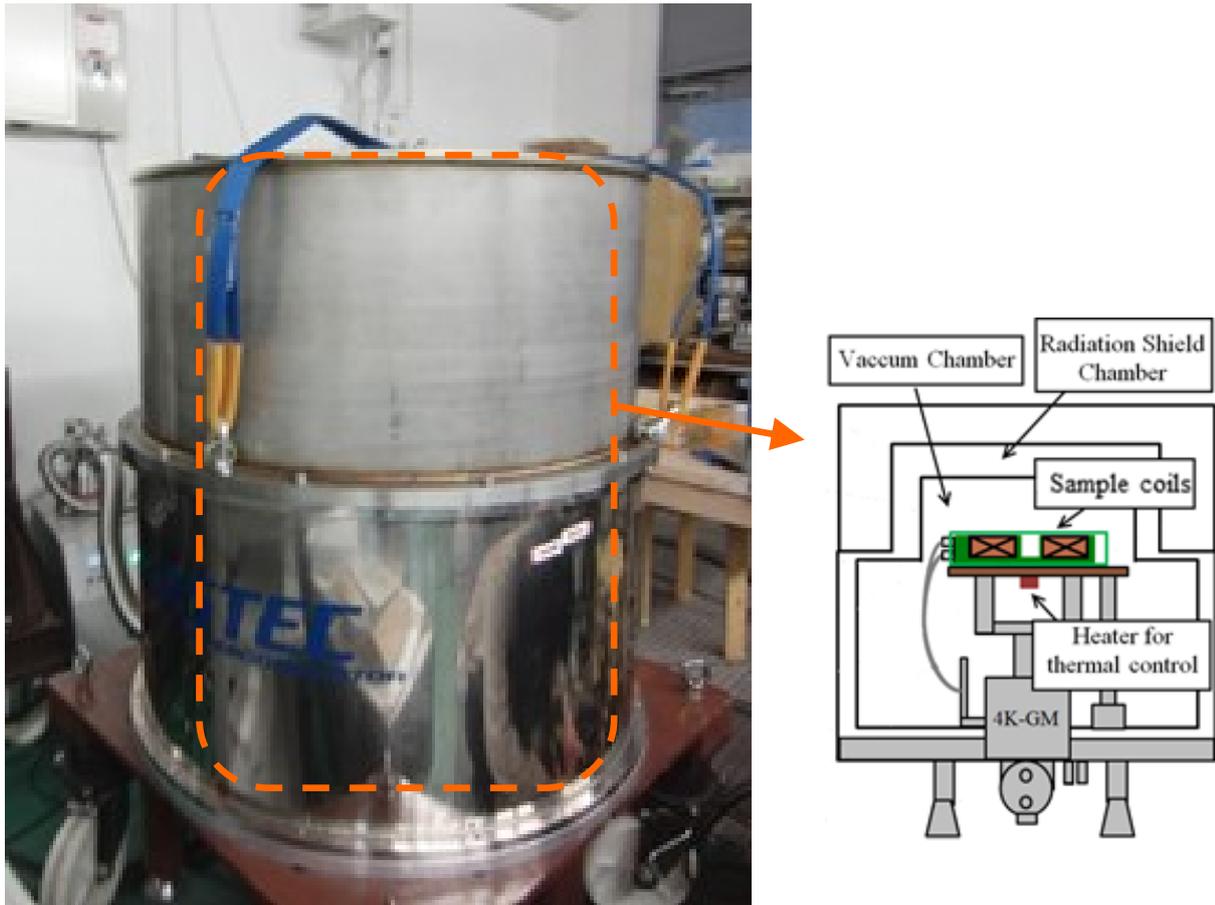


図 5-2 GM 冷凍機付き真空断熱容器（右側は容器内の模式図）



図 5-3 伝熱シートのないコイル巻線（左）とシートを挿入したコイル巻線（右）

5. 2-(b) 評価実験結果

真空断熱容器内を 5×10^{-1} Pa 以下に真空引きしたのと、冷凍機を作動させて伝導冷却板上の試験コイルを冷却した。24 時間冷却し、コイルの温度変化が認められなくなったときの試験コイルの到達温度は以下のとおりである。

コイル 1 (電熱シート挿入): 54.9 – 55.1 K

コイル 2 (電熱シートなし): 57.7 – 57.9 K

伝導冷却板の温度が CERNOX 温度センサーの不調により正確に測定できなかったが、運転実績では 48 – 50 K を示してきた。コイル伝導冷却板の温度差、および、コイル同士の温度差は、熱のパスの抵抗の大きさによるものと考えられる。したがって、伝熱シートの有無によって、約 3 K 到達温度に違いが生じたことがわかる。大型コイル、ターン数の大きなコイルにおいては、コイル巻線とコイル外装との隙間が大きくなると予想されるので、伝熱材料による熱のパスの確保が必要である。到達温度より伝熱シートの挿入の効果が、伝導冷却によるコイルの到達温度に影響することは確認できた。続いて、伝導冷却下での発熱に対する安定性を、電源遮断に伴う NI コイル巻線内の発熱による温度上昇特性から評価する。コイル 1 とコイル 2 を直列につなぎ、通電中に電源遮断することでコイル内の磁気エネルギーに対するコイルの振る舞いを観察するものである。結果の例として、40 A まで励磁 (40A/min) 後、電流ホールド状態で電源を強制遮断したときの試験結果を示す。図 5-4 は 40 A まで励磁しホールドしたときの電流とコイル 1, 2 の両端電圧、図 5-5 に 40 A ホールド状態で電源を強制遮断したときの電流とコイル 1, 2 の両端電圧、図 5-6 に 40 A ホールド状態から電源を強制遮断した際のコイル 1, 2 の温度変化を示す。

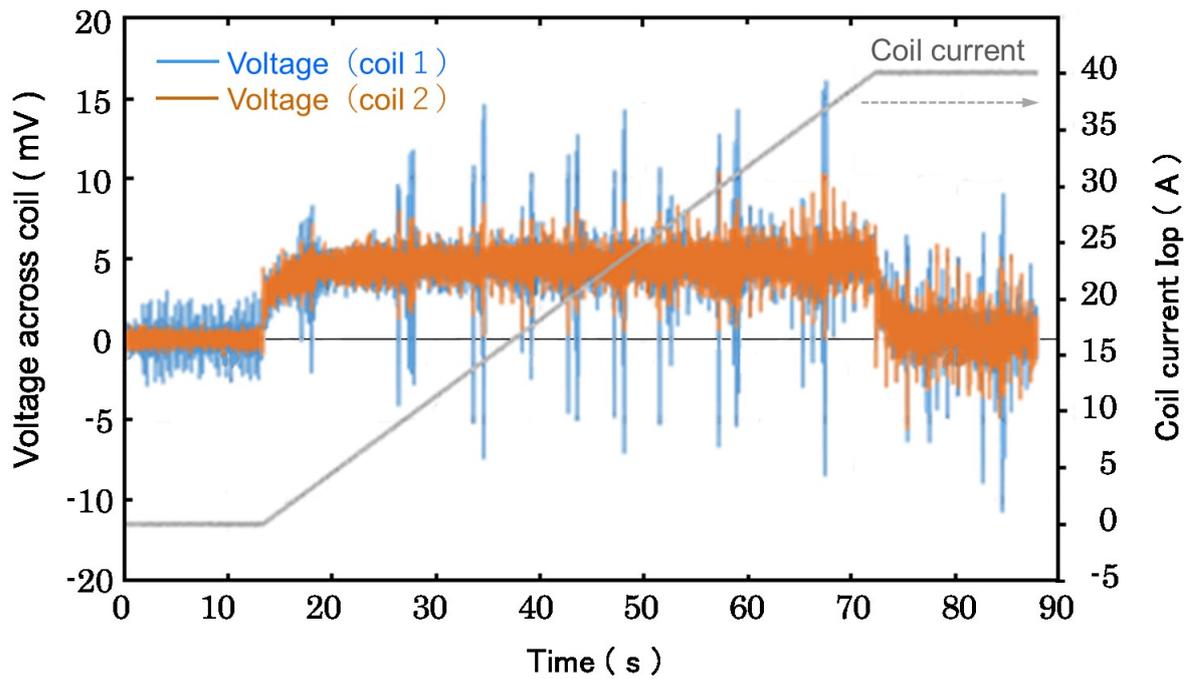


図 5-4 40 A まで励磁しホールドしたときの電流とコイル 1, 2 の両端電圧

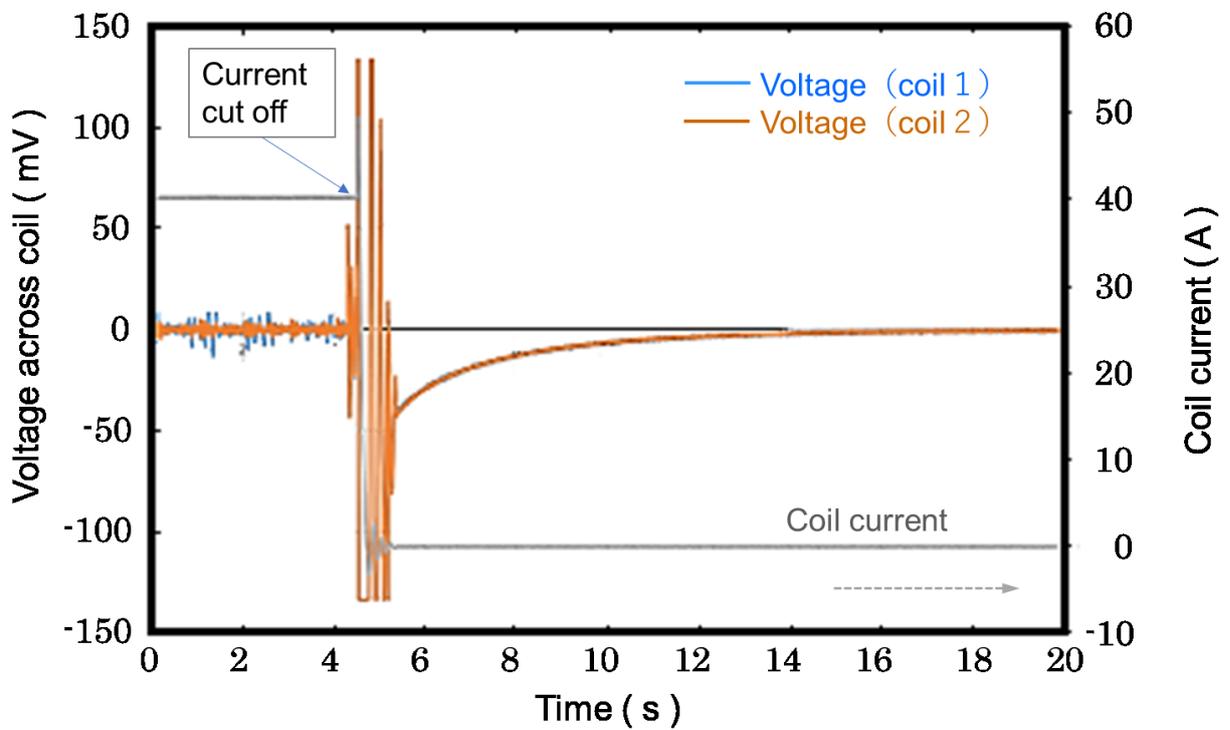


図 5-5 40A ホールド状態で電源を強制遮断したときの電流とコイル 1, 2 の両端電圧

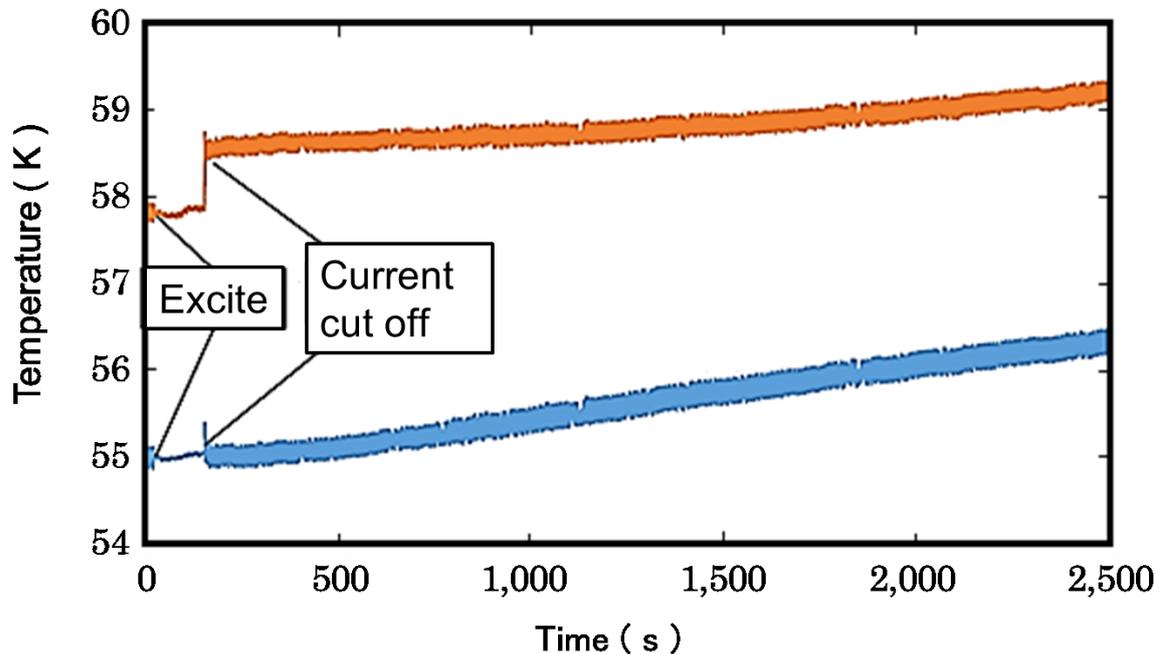


図 5-5 40 A ホールド状態で電源を強制遮断した際のコイル 1, 2 の温度変化

ターン間が絶縁されたコイルであれば、一定の掃引速度で励磁中は一定の誘導電圧 $L \cdot dI/dt$ (コイルインダクタンス×電流の時間変化) が観測されるはずであるが、図 5-4 を見るとコイル 1, 2 と同様の变化で励磁開始時と励磁終了時に電圧変化に遅れが生じていることがわかる。試験コイルの自己インダクタンスは計算上、約 7.3 mH なので、40 A/mim の掃引速度では、4.9 mV 程度の誘導電圧が発生することになるが、通電開始から 10 秒程度遅れて、その値に到達した。NI コイルであるため、誘導電圧が発生するとコイル半径方向に過渡的に電流が流れるのでコイルの周方向電流が影響を受けて、両端電圧が電流の変化から遅れるのである。一方、誘導電圧が計算通りの値であるので、電圧の遅れの解消後、コイルはターン間結合もなく、健全な状態であったことがわかる。図 5-5 の電源遮断においても、遮断直後に大きな電圧変化が生じているが雑音が生じているが、電流遮断後、電圧が 0 になるまでに NI コイル特有の遅れが発生している。図 5-4、図 5-5 とともにコイル 1, 2 の両端電圧は同様の变化を示し、図中ではほぼ重なっている。しかし、温度変化は図 5-6 に示すようにコイル 1 と 2 では異なる。コイル 1 では電流遮断時の温度上昇がほとんど見られないが、伝熱シートのないコイル 2 では、0.8 K 程度の温度上昇が観測された。NI コイルでは、電源が遮断されるとコイル内の線材長手方向 (コイル周方向) に流れていた電流の一部が、巻線層間の接触電気抵抗を介してコイル半径方向に流れるため、ジュー

ル損失が発生する。電源遮断時にコイル 1 個に貯蔵されていたエネルギーは、次式のとおりである。

$$1/2 L (I_{op})^2 = 5.84 \text{ J} \quad (5-1)$$

電源遮断により大きな誘導電圧が発生して、コイル径方向電流が流れ、接触電気抵抗がコイルの磁気エネルギーをジュール発熱として消費する。コイル 1 では伝熱シートによりこのジュール発熱が効果的に伝導冷却されたものとする。図 5-5 中の温度測定信号を見ると、励磁中はノイズがなく、電源操作が終了するとノイズが観測されている。また、電源遮断後、両コイルともに温度が上昇している。特に伝熱特性がよいと思われるコイル 1 の方が電流遮断後の温度上昇が大きい。これは、電源遮断時に供試コイルを乗せた銅製冷却板に渦電流による発熱が生じたため、その熱が伝熱特性のよいコイル 1 の温度をより上昇させたためと推測される。

以上より、伝熱シートを NI コイル巻線部とコイル巻枠の間に効果的に挿入することで伝熱特性をよくすることが実験的に示された。

5.3 バンドル導体を用いた Yoroi-coil 構造

NI コイルの熱的安定性

希土類系超電導線材の欠陥が、超電導コイルの負荷率や安定運転に影響を及ぼすことは前章で示した。NI コイル巻線は安定性を高める一方、励磁の遅れや、ターン間の急速な結合によって磁場が急峻な減衰を示す傾向がある。これらの課題の解決のため、バンドル導体を用いた希土類系 HTS コイルを提案する。複数枚の希土類系超電導線材を線材間の絶縁なしで積層導体（バンドル導体）化し、バンドル導体間に電気抵抗の大きな金属等を挿入してコイルを構成するものである。希土類系超電導線材の局所的な欠陥はバンドル内でバイパスすることが可能であり、バンドル導体を流れる電流の総量とバンドル導体の巻数に変化がないため、発生磁場は維持される。そして、バンドル間の電気抵抗が大きければ励磁の大幅な遅れを回避できると期待される。本研究では、実際にバンドル導体を用いた超電導コイルを製作し、励磁の遅延や局所的常電導転移に対するコイルの挙動を調査した。

5.3-(a) 試験コイル諸元

本研究に用いたバンドル導体は、図 5-6 (a) に示すように超電導線材間が無絶

縁で 4 本の希土類系超電導線材を積層して形成され、コイル巻の際には。バンドル導体間にステンレス鋼テープを挿入した。図 5-6 (b) に示すように局所的な異常が超電導線材に発生した際、バンドル内でバイパスすることで、バンドル導体を流れる電流の総量に変化せず、発生磁場を維持することが期待される。表 5-2 にバンドル導体を用いた試験用 NI コイルの諸元を、図 5-7 に製作したコイルの外観を示す。使用した超電導線材は SuperOx Japan 合同会社製で、全長にわたって臨界電流が 100 A 以上である。NI コイル巻線の「メタルインシュレーション」手法をバンドル導体コイルに適用し、バンドル導体間に金属テープを挿入してバンドル導体間の電氣的接続を維持しながら接触抵抗を増大させた。バンドル間に挿入したのは希土類系超電導線材と同じ幅の非磁性オーステナイト系ステンレス鋼 SUS316L のテープであった。バンドル導体を用いた DP コイルの上側コイル巻線の最内層には図 5-8 に模式的に示すようにヒータを設置し、ヒータの発熱によって常電導転移を模擬した。

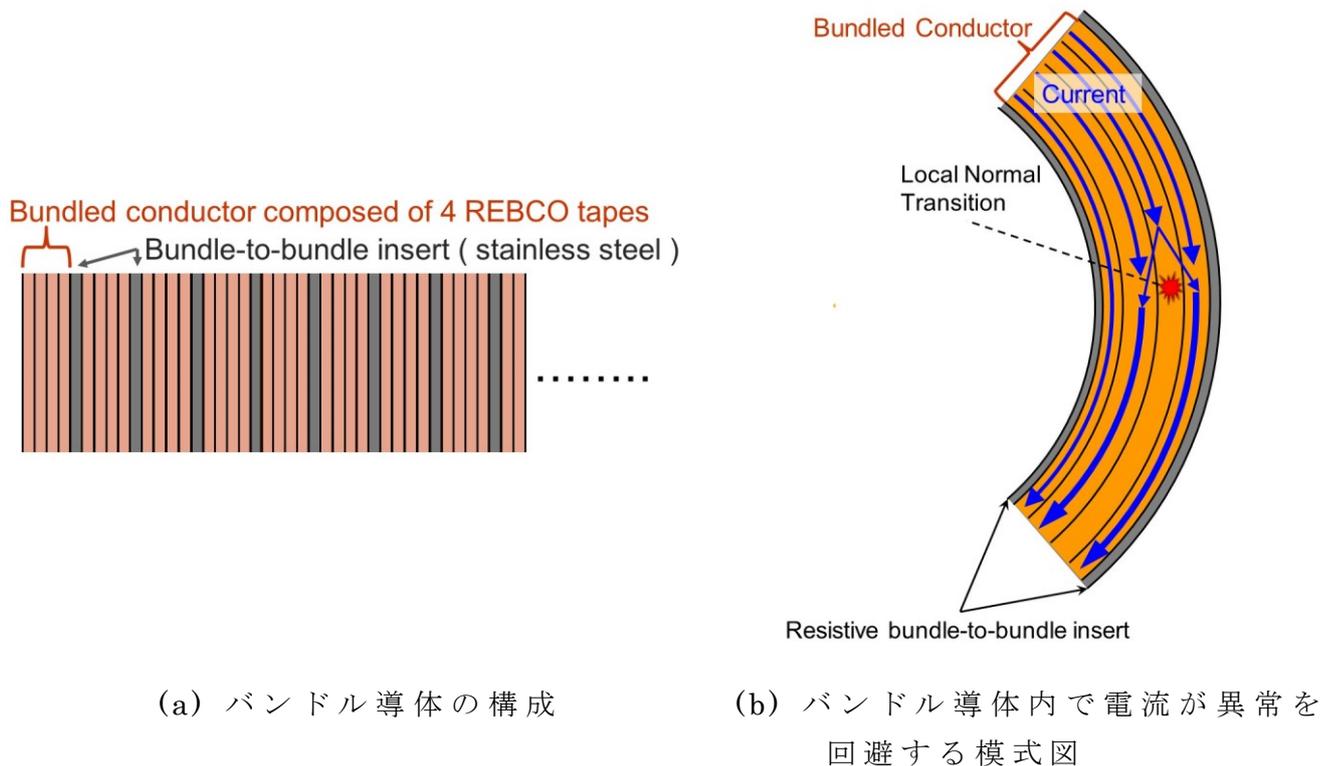


図 5-6 バンドル導体の構成 (a) と局所常電導転移が発生したときに予測される電流の挙動 (b)

表 5-2 バンドル導体を用いた NI コイルの諸元

Superconducting wire type	Copper plated IBAD / PLD - GdBCO tape (SuperOx Japan)
Wire length	100 m (25 m×4 tapes, 1 bundle consists of 4tapes)
Width / thickness of tape	6.1 mm (maximum) / 110 μm (maximum)
Coil figure	Doyble pancake coil
Inner/ Outer diameter	124 / 150 mm tapes
Height	17.6 mm (coil winding; 14 mm)
Number of bundle turns	60 (for each upper and lower coil)
Co-winding	30 μm thick stainless-steel tape (SUS316L) G-FRP
Reinforcing outer plates	Thickness; 1.5 mm Inner/ Outer diameter: 114 mm / 170 mm G-FRP
Separator between upper and lower coil	Thickness; 2 mm Inner/ Outer diameter: 114 mm / 170 mm



図 5-7 バンドル導体を用いた試験用 NI-DP コイルの外観

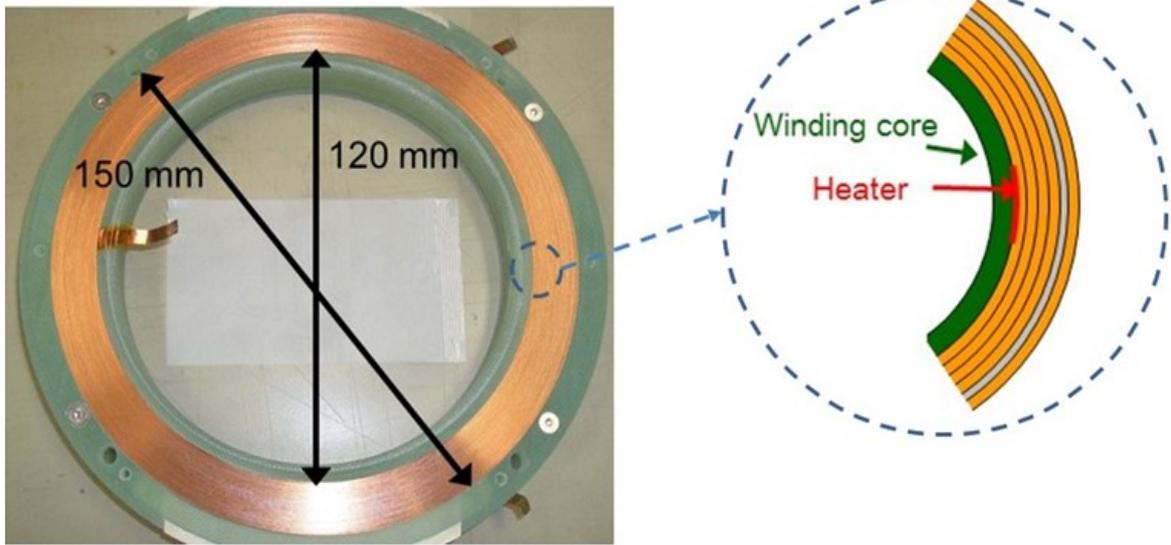


図 5-8 コイル巻線の外観とヒータ設置の模式図

図 5-9 に、製作したバンドル導体を用いた NI コイルの液体窒素中での $I - V$ 特性を示す。2 個のコイルで、超電導線材の特性のばらつきによって違いが生じたが、超電導線材の通電特性の磁場依存性と、コイル自体の自己磁場を考慮すると、4 本のテープのバンドルで、約 150 A が臨界電流というのは妥当である。したがってコイル自体の健全性は確保されたという。

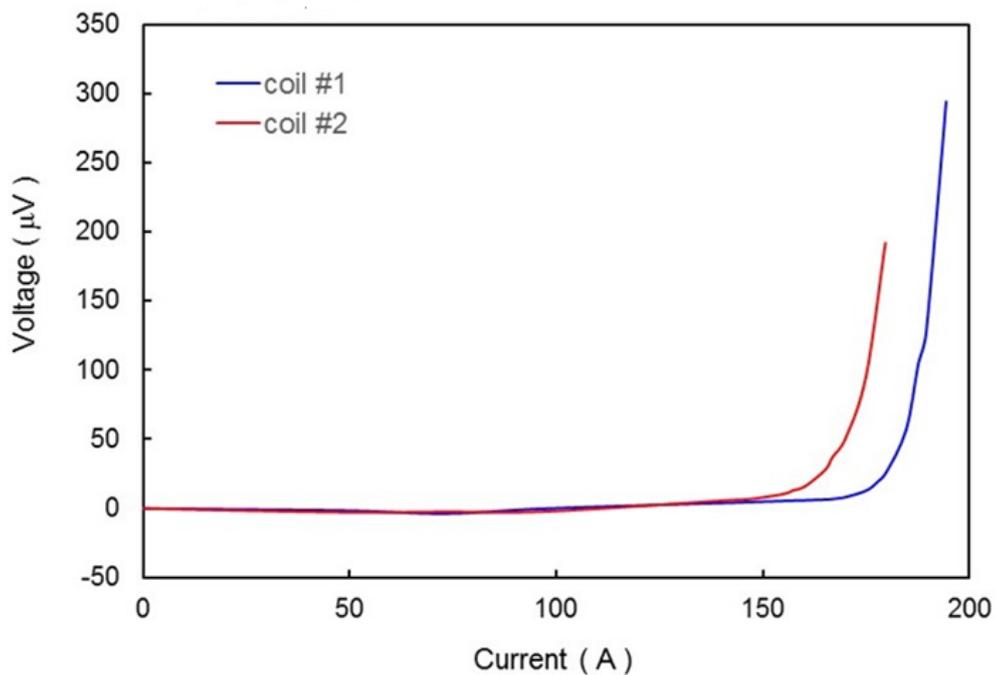
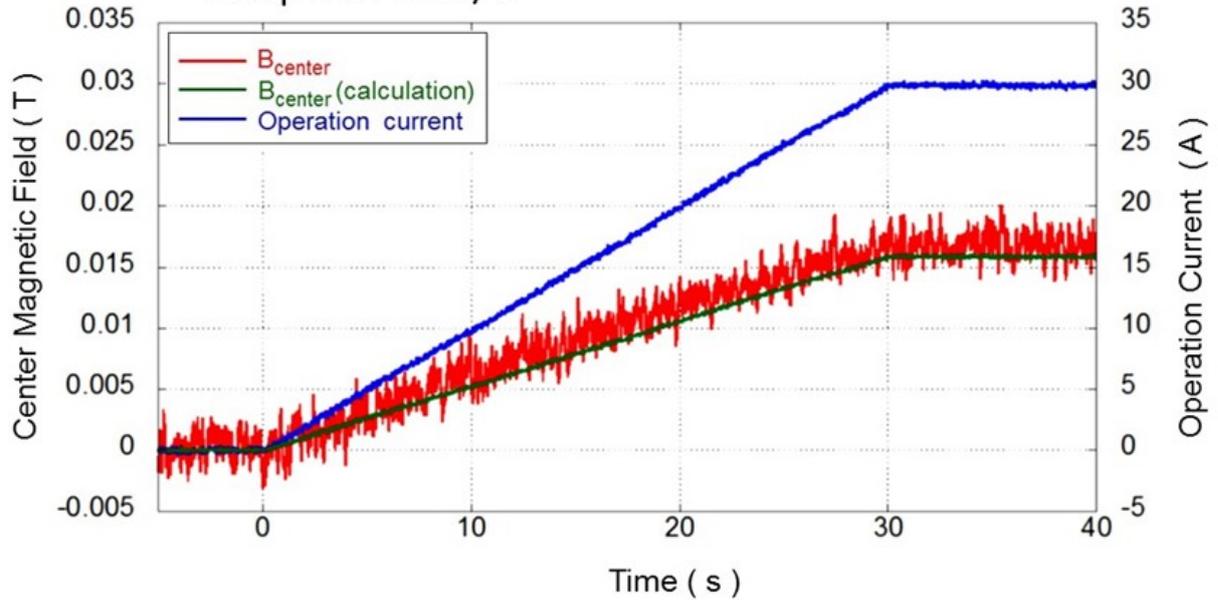


図 5-9 製作したバンドル導体を用いた NI コイルの液体窒素中での $I - V$ 特性

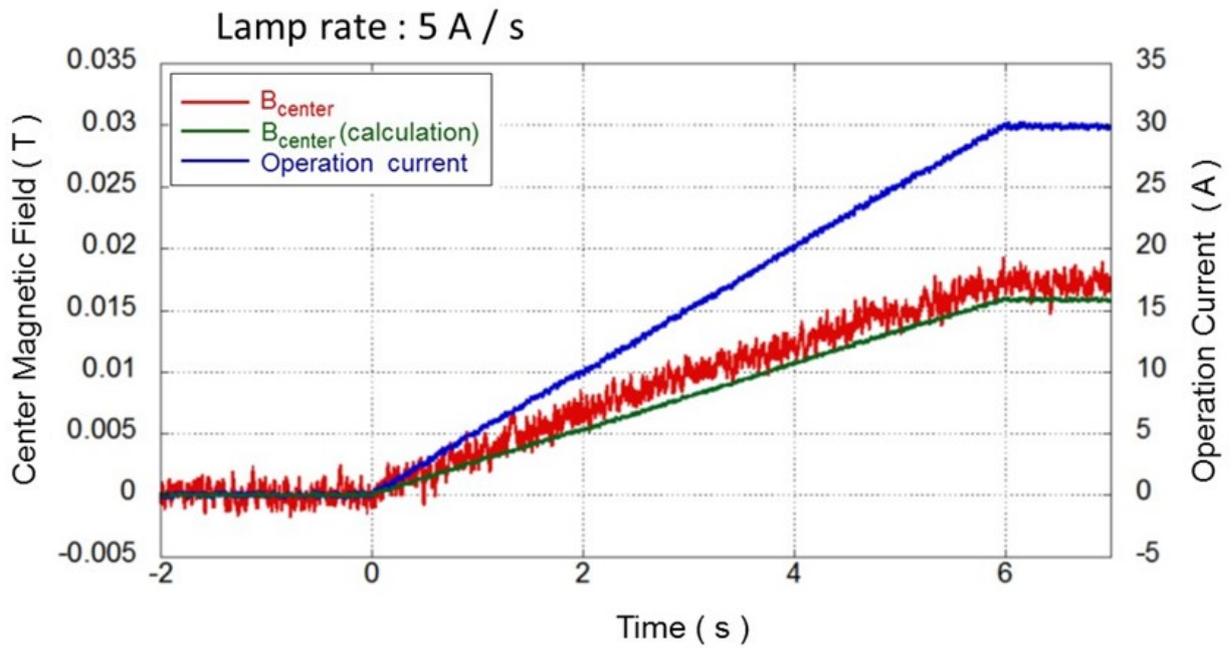
5.3-(b) 励磁試験

バンドル導体を用いた NI コイルを 2 種類の電流掃引速度で励磁を行い、励磁の遅延が回避できるか確認した。通電電流の変化に対して、コイルの中心磁場が追従できているか測定した。掃引速度は、 1 A/s と 5 A/s の 2 種類で、図 5-10 は 30 A までの通電、図 5-11 は 90 A までの通電、図 5-12 は臨界電流に近い 150 A までの通電である。いずれも、コイルのターン数と通電電流から計算された中心磁場と測定した中心磁場がよく一致しており、励磁遅れは認められない。したがって、 5 A/s までの電流掃引速度ではバンドル同士の結合は生じていないことがわかる。前項の「(2) Yoroi-coil 構造 NI コイルの伝導冷却特性評価」では、ターン間に SUS316L 鋼のテープを挿入しても励磁に遅れが生じたが、本研究のバンドル導体を用いた NI コイルでは励磁遅れがなかった。バンドル導体が一体となって通電に寄与しているとする、自己インダクタンスは 0.78 mH になり、 5 A/s の掃引速度でも誘導電圧 $L \cdot dI/dt = 3.9 \text{ mV}$ となり、前項のコイルより 1 mV 程度誘導電圧が小さい。さらに、バンドル導体内の転流によってコイル径方向の電圧が低減された可能性もある。これらの推察からバンドル導体を用いることが励磁遅れの問題を緩和する手法の一つといえることができる。もちろん、バンドル導体の利用だけが励磁遅れを解消させた理由でないことも考慮しなければならない。金属同士の接触抵抗が低温になるほど小さくなる傾向があるため、液体窒素の浸漬冷却より伝導冷却で低温になったコイルのほうがターン間を横断する電流が流れ易いことも理由としては考えられるが、この場合においても、バンドル内の接触抵抗の低下が大きいので、バンドル間に挿入した異種金属を横断する電流は極めて小さくなると考えられる。バンドル導体を用いることが励磁遅れの問題を緩和する手法の一つといえることができる。

Max. operation current : 30 A
Lamp rate : 1 A / s

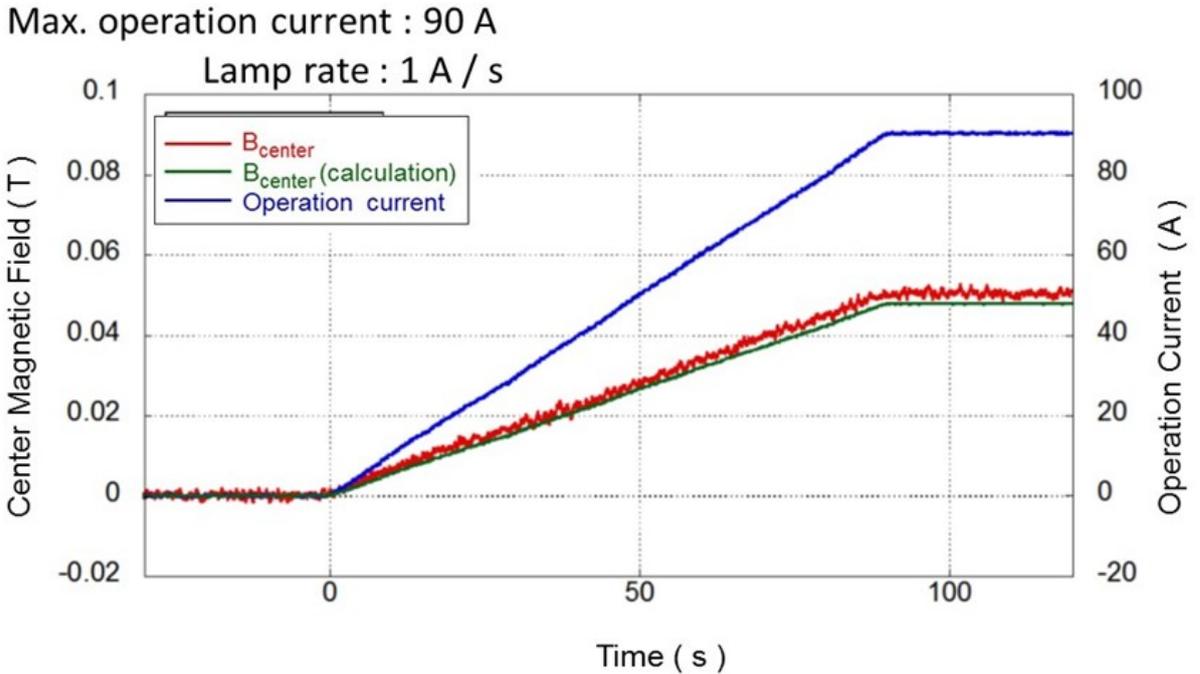


(a) 掃引速度 1 A / s における中心磁場と通電電流の関係

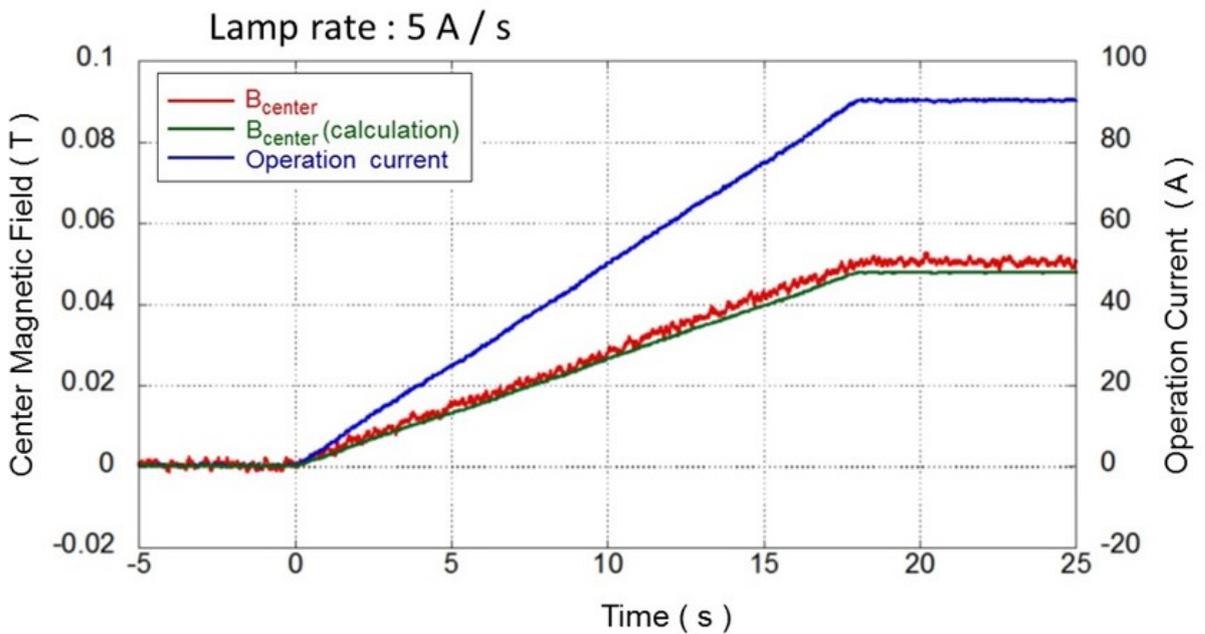


(b) 掃引速度 5 A / s における中心磁場と通電電流の関係

図 5-10 バンドル導体を利用したコイルの中磁場の電流変化追従性 (30 A までの通電)



(a) 掃引速度 1 A / s における中心磁場と通電電流の関係

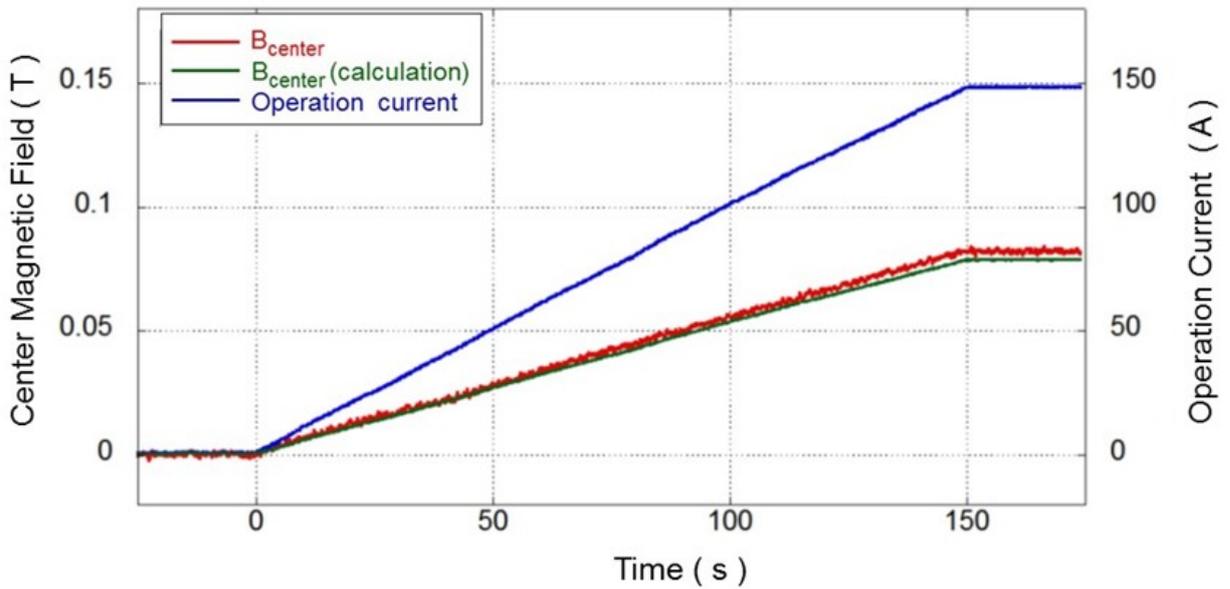


(b) 掃引速度 5 A / s における中心磁場と通電電流の関係

図 5-11 バンドル導体を利用したコイルの中磁場の電流変化追従性 (90 A までの通電)

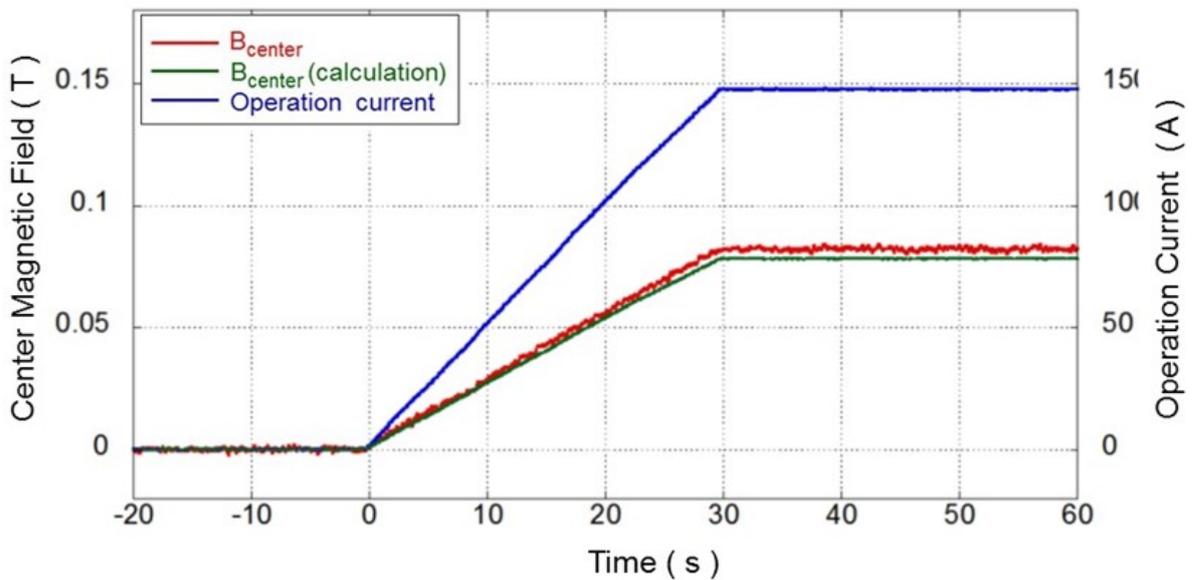
Max. operation current : 150 A

Lamp rate : 1 A / s



(a) 掃引速度 1 A / s における中心磁場と通電電流の関係

Lamp rate : 5 A / s



(b) 掃引速度 5 A / s における中心磁場と通電電流の関係

図 5-12 バンドル導体を利用したコイルの中磁場の電流変化追従性 (150 A までの通電)

5. 3-(c) 常電導転移試験

続いて、バンドル導体 DP コイルの最内層には設置したヒータによって入熱し、ヒータと接触する部分の超電導線材の温度を臨界温度以上にして局所的な常電導転移を模擬した。その際に中心磁場の測定と、ヒータ近傍の超電導線材の電圧変化を測定した。図 5-13 に示すようにバンドル導体内の 4 本の超電導線材それぞれのヒータ近傍に電圧端子を設置し、ヒータ投入前後の測定電圧変化を測定することで、バンドル導体内の転流を推察した。図 5-14 に 30 A のコイル通電中にヒータで入熱した際のコイル中心磁場と超電導線材の電圧を示す。ヒータ入熱前後で、各超電導線材の電圧 V_1, V_2, V_3, V_4 はすべて同様の電圧変化を示し、ヒータ入熱開始後しばらくは超電導状態にあるため電圧が 0 で、常電導転移が発生すると電圧が上昇し、ヒータをオフにするとしばらくして元の電圧 0 に戻った。各超電導線材の電圧変化が重なっているため図中で視認できるのは V_4 の値のみになっている。超電導線材には電圧が発生したが、その間、コイル中心磁場は一定値で維持されていた。電極部を含む試験用 DP コイルの全電圧は、励磁中および減磁中は電極の接続抵抗と誘導による電圧を示し、ヒータ入熱前後は、図 5-14 の拡大図に示すように、電極の接続抵抗による電圧と超電導線材に発生する電圧の和になっていた。ヒータは $19.55 \text{ W} \times 2.5 \text{ s} = 48.88 \text{ J}$ の発熱で、ヒータ周辺のバンドル導体全体を常電導転移させるほどの加熱時間と熱量であったため、バンドル導体内は 4 本の線材が並列回路になってほぼ均等の電圧が発生したと思われる。一方で、バンドル間には電流が流れることはなかったため、コイルのターン数は維持されコイル中心磁場は維持されたと推定される。その後、液体窒素で冷却され、超電導状態が回復すると超電導線材の電圧は 0 に戻る。図 5-15 には 150 A のコイル通電中にヒータで入熱した際のコイル中心磁場と超電導の電圧を示す。図 5-14 と同様、ヒータ入熱前後に超電導線材に電圧が発生するが、コイル中心磁場は維持されている。電圧 V_1, V_2, V_3 が同様の電圧変化を示すのに対して、 V_4 のみ電圧変化が小さい。ヒータの入熱は $16.97 \text{ W} \times 1 \text{ s} = 16.97 \text{ J}$ に制限したが、臨界電流に近い通電なので、ヒータによる熱擾乱によって常電導転移が生じる。そこで、ヒータに近い線材に V_1, V_2, V_3 の電圧が発生したと思われるが、図 5-15 中の V_1, V_2, V_3 は、30 A 通電の図 5-14 の発生電圧に比較して 150 A の通電にもかかわらず小さい。したがって、 V_1, V_2, V_3 の線材から電流の一部は V_4 の線材に転流したと推定される。転流時にバンドル導体内の超電導線材の接触抵抗によって発生する電圧や、臨界電流を超えることによって発生する電圧が V_4 であると考えられる。その後、液体窒素で冷却され、超電導状態が回復すると V_4 の線材の臨界電流を超えた分が他の線材に転流することで、超電導線材の電圧は 0 に戻ったと考えられる。

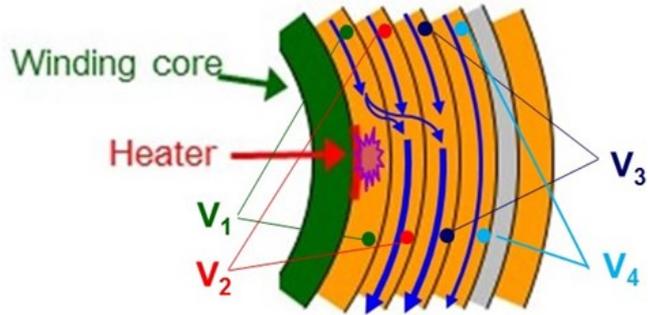


図 5-13 ヒータ近傍の超電導線材の電圧変化の測定方法

Max. operation current : 30 A
Lamp rate : 1 A / s

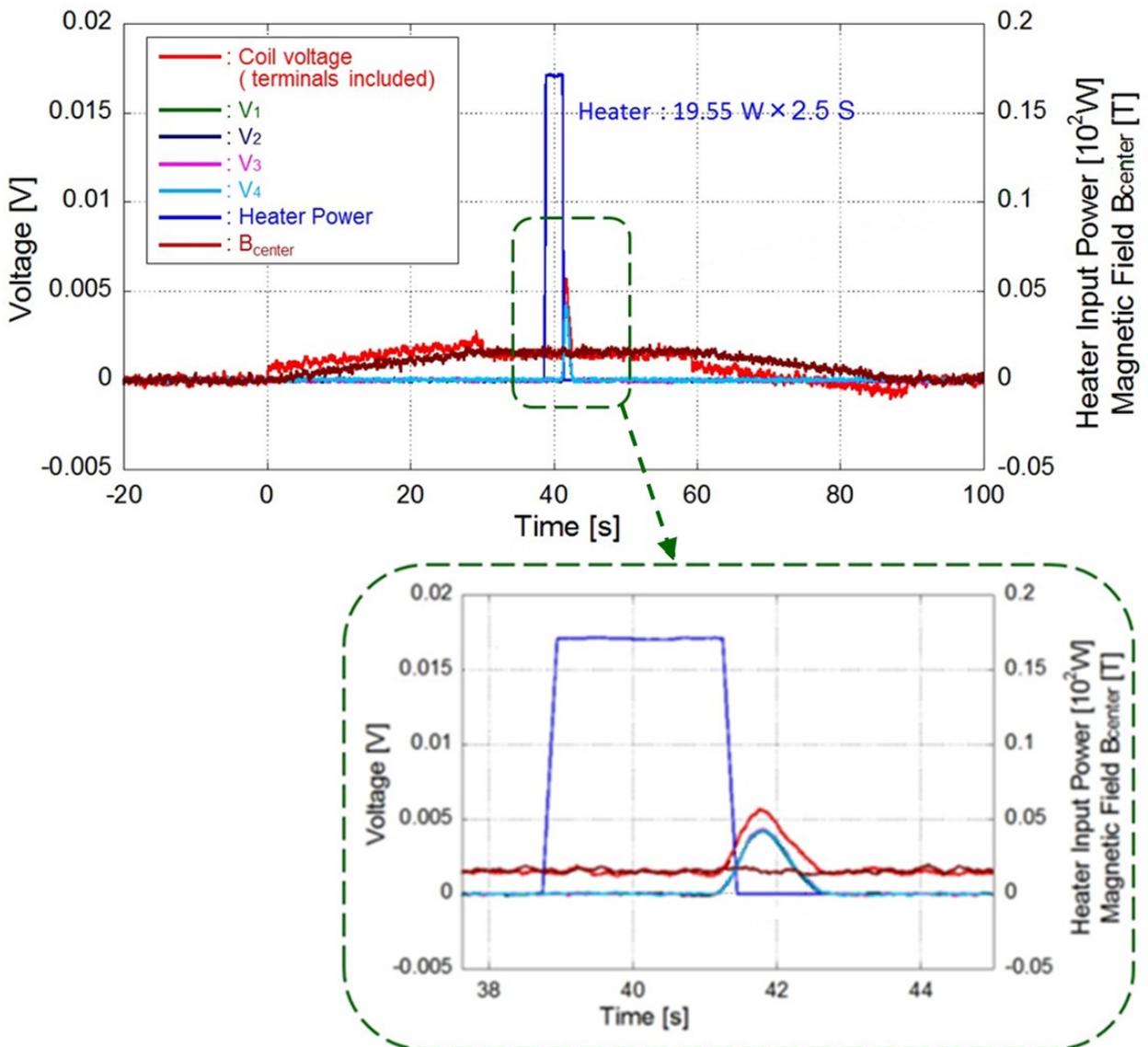


図 5-14 30 A のコイル通電中にヒータで熱擾乱を与えた際の
コイル中心磁場と超電導線材の電圧

Max. operation current : 150 A
 Ramp rate : 5 A / s

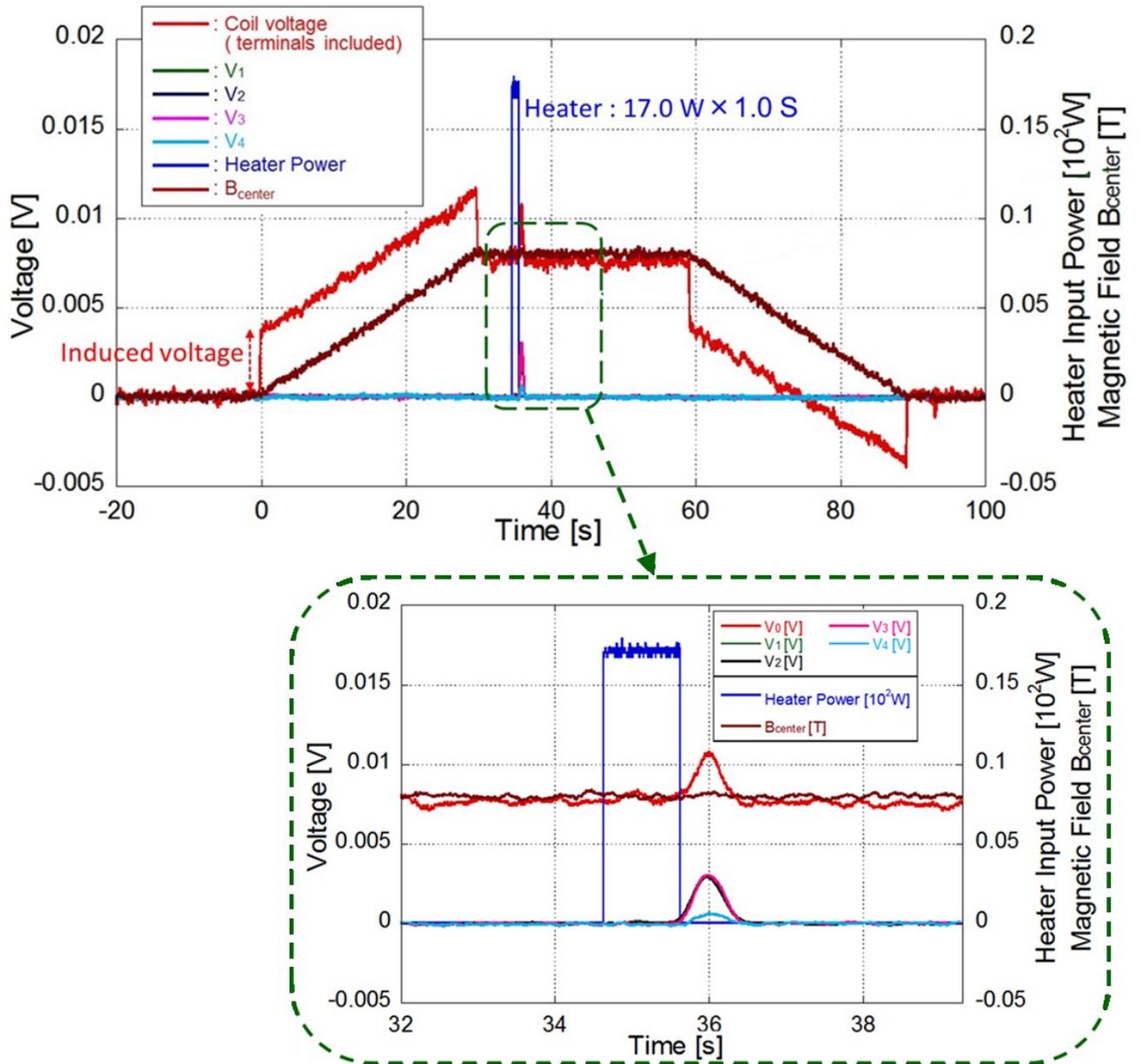


図 5-15 150 A のコイル通電中にヒータで熱擾乱を与えた際の
 コイル中心磁場と超電導線材の電圧

5.4 第 5 章の結論

Yoroi-coil 構造の HTS コイルに、NI コイル技術を適用することによって得られる熱安定性の向上に関して検討し、以下の知見を得た。

- ・Yoroi-coil 構造（非含侵）の NI コイルの伝導冷却下での熱的振る舞いを明らかにするために、冷却構造の異なる 2 つのダブルパンケーキコイルを試作し、電源遮断に伴う NI コイル巻線内の発熱による温度上昇特性評価試験を行った。その結果、伝熱シートを NI コイル巻線部とコイル巻枠の間に効果的に挿入することで伝熱特性をよくすることが実験的に示された。

NI コイルの励起遅延の回避と線材の欠陥を電流がバイパスする効果の両立について、4 本の超電導線材によって構成されるバンドル導体を用い、バンドル間にステンレステープを挿入して、Yoroi-coil 構造のバンドル導体を用いた NI コイルを製作し、通電試験を行って検討し、以下の結果を得た。

- ・最大 5 A/s の電流掃引速度で励磁し、コイルの中心磁場を測定したところ、バンドルの電氣的結合を防ぎ、励起遅延を回避することができることを確認した。
- ・ヒータにより局所的な常電導転移を引き起こした際の試験コイルの中心磁場を測定し、バンドル内の転流により、発生磁場が維持されていることを確認した。

バンドル導体を用いた NI コイルが、励磁の遅延を抑制し、かつ高負荷率で発生させた磁場を維持できる可能性が示唆された。

第 5 章の参考文献

- [1] X. Wang, S. Hahn, Y. Kim, J. Bascunan, J. Voccio, and H. Lee, Y. Iwasa, "Turn-to-turn contact characteristics for an equivalent circuit model of no-insulation ReBCO pancake coil, " *Supercond. Sci. Technol.*, vol. 26, 2013, 035012.
- [2] T. Wang, S. Noguchi, X. Wang, I. Arakawa, K. Minami, K. Monma, A. Ishiyama, S. Hahn, and Y. Iwasa., "Analyses on Transient Behaviors of No-insulation REBCO Pancake Coil during Over-Current and Sudden Discharging, " *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 25, no. 3, 2015
- [3] S. Hahn, D. K. Park, J. Bascunan, and Y. Iwasa, "HTS Pancake Coils Without Turn-to-Turn Insulation, " *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 21, no. 3, 2011, 12022677.

- [4] T. Oki, A. Ikeda, T. Wang, A. Ishiyama, K. Monma, S. Noguchi, T. Watanabe, and S. Nagaya, "Evaluation on Quench Protection for No-Insulation REBCO Pancake Coil" *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, VOL. 26, NO. 4, 2016, 4702905
- [5] A. Ikeda, T. Oki, T. Wang, A. Ishiyama, K. Monma, S. Noguchi, T. Watanabe, and S. Nagaya, "Transient Behaviors of No-Insulation REBCO Pancake Coil during Local Normal-state Transition", *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, VOL. 26, NO. 4, 2016, 4600204
- [6] Noguchi, S., Miyao, R., Monma, K., Igarashi, H., Ueda, H. & Ishiyama, A., "Current Behavior Simulation in Stacked NI REBCO Pancake Coils during Local Normal-State Transition," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, 27, 4, 7828084, 2017
- [7] Yuta Kakimoto, Tetsuri Ichikawa, Haruka Onoshita, Tetsuro Kinpara, Atsushi Ishiyama "Evaluation on Electromagnetic Behavior of No-Insulation REBCO Pancake Coil with Multiple Defects", *IEEE Trans. on Applied Superconductivity*, to be published, 2019
- [8] K. Katsumata, T. Wang, A. Ishiyama, S. Noguchi, K. Monma, S. Nagaya, T. Watanabe, "Influence of the Turn-to-Turn Contact Electrical Resistance on the Thermal Stability in Meter-Class No-Insulation REBCO Pancake Coils during a Local Normal-State Transition", *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, 27, 4, 7833163, 2017
- [9] T. Oki, A. Ikeda, T. Wang, A. Ishiyama, K. Monma, S. Noguchi, T. Watanabe, and S. Nagaya, "Evaluation on Quench Protection for No-Insulation REBCO Pancake Coil" *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, VOL. 26, NO. 4, 4702905, 2016
- [10] A. Ikeda, T. Oki, T. Wang, A. Ishiyama, K. Monma, S. Noguchi, T. Watanabe, and S. Nagaya, "Transient Behaviors of No-Insulation REBCO Pancake Coil during Local Normal-state Transition", *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, 26, 4, 4600204, 2016
- [11] T. Ichikawa, Y. Kakimoto, T. Kinpara, H. Onoshita, S. Noguchi, T. Watanabe, S. Nagaya, A. Ishiyama, "Experiments on the Effects of Local Normal Transitions in Multi-Stacked No-Insulation REBCO Pancake Coils", *IEEE Trans. on Appl. Supercond.*, 29, 5, 4601404, 2019
- [12] H. Onoshita, Y. Yoshihara, H. Ueda, S. Noguchi, A. Ishiyama, "Influence of Coil Size and Operating Temperature on the Transient Stability of a Multi-Stacked No-Insulation REBCO Pancake Coil System", *IEEE Trans. on Appl. Supercond.*, 30, 4, 4702605, 2020

- [13] T. Lécrevisse, Yukikazu Iwasa, “A (RE)BCO Pancake Winding With Metal-as-Insulation,” *IEEE Trans. Appl. Supercond.* , vol. 26, no. 4, 2016, Art. no. 4700405.
- [14] M.H. Sohn, K. Sim, B. Eom, Y. W. Jeong, H. S. Kim, D. W. Ha, K. Seon, “Stability and Quench Behaviors of Conduction-Cooled 2G HTS Coil Cowound With SS Tape,” *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 26, no. 4, 2016, Art. no. 4701304.
- [15] Noguchi, S., Miyao, R., Monma, K., Igarashi, H. & Ishiyama, A., “Numerical Investigation of Metal Insulation Technique on Turn-to-Turn Contact Resistance of REBCO Pancake Coils”, *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, 27, 4, 7817744, 2017

第 6 章

非円形コイルにおける Yoroï-coil 構造の補強効果の検証

6.1 研究目的

高温超電導 (HTS) コイルは、高い臨界電流密度によってコンパクトでかつ高磁場を発生できるマグネットの実現の可能性を有する。この利点は、高性能の空芯加速器の実現に大いに貢献しうる。筆者らは「スケルトンサイクロトロン (Skeleton Cyclotron)」[1-2]と呼ばれる空芯サイクロトロン加速器を開発している。スケルトンサイクロトロンは、希土類系超電導線材を用いて、高強度でコンパクトな多機能サイクロトロン加速器として、医療用放射性薬剤の製造に貢献することを目的としている。コンパクトな空芯サイクロトロンの実現には、高磁場によって超電導コイルに強い電磁応力が影響を与えるため、超電導コイル巻線に作用する電磁力を制御する必要がある。電磁力は、 $B \times J \times R$ (磁場 $B \times$ 電流密度 $J \times$ コイル半径 R) で導出されるフープ応力としてコイル巻線を拡張し、巻線中の超電導線材を引き伸ばすように作用する。前章までで述べてきたように、高強度のパンケーキコイル構造「Yoroi-coil (Y-based oxide superconductor and reinforcing outer integrated coil)」はコイルの補強部材が電磁力を分担して、希土類系超電導線材と超電導コイル巻線に作用する応力を低減させるため[3]、強い電磁力耐性を有する。Yoroi-coil 構造の円形コイルは、計算上、超電導線材の耐力を超えるフープ応力が発生する条件下でも、電磁力のかなりの部分を補強部材が支持することでコイル巻線の変形とそれに伴う特性劣を防ぐことができた[3-7]。スケルトンサイクロトロン用コイルシステムは空芯の HTS コイルで、図 6-1 に示すように、等時性磁場発生用円形コイルと AVF 発生用の非円形セクターコイルから構成される。空芯サイクロトロンマグネットは非円形コイルを含むため、円形のコイルより複雑な応力の作用を検討しなければならない。一つのコイルの中でコイル半径が変化する場合、アンバランスな電磁力や不均質なフープ応力が作用する。コイルに線形部がある場合、それに作用するフープ応力は非常に大きくなる。したがって非円形コイルには、形状に由来する機械的強度の厳しい制約について議論する必要がある。また、前章で述べた無絶縁 (NI) コイル巻線手法を適用して、高強度と高電流密度での高い熱的安定性の両立も同時に検討対象とする。そのため本研究では、無絶縁コイル巻線手法を適用して、二等辺三角形形状のダブルパンケーキ (DP) コイルを実際に製作し、高磁場下でコイル通電して、コイルの挙動を把握することを目的としている。それによって、Yoroi-coil 構造でコイル巻線の変形を抑制してコイル特性劣化を防止できるか、検証することができる。

また、Yoroi-coil 構造の矩形の NI コイルの繰り返し通電を行い特性劣化について評価した。矩形の HTS コイルは直流誘導加熱技術開発のため製作した。直流誘導加熱技術は、高導電率の材料を回転軸に垂直な磁場中で回転させることによっ

て、磁場の変化に応じて材料内に誘導電流が流れて発熱する現象を利用した加熱方法である。HTS コイルを使用することで、材料の内部まで渦電流を発生させる高磁場を発生させ、電磁力に逆らって材料を回転させることで材料全体を発熱させる。モータによる回転の機械的動力が熱に変換されるので、モータの高い効率と HTS コイルの強力な磁場により、直流誘導加熱技術は従来の誘導加熱より高効率で短時間の過熱が可能になることが示唆されてきた[8-12]。さらに、アルミニウムを溶融させることが可能であることを筆者らは確認した[13]。直流誘導加熱技術は HTS 応用機器の商品化の先駆になる可能性があるといえる。そこで、実用化に向けコンパクトなクライオスタットで広く均質な磁場を発生させるため、希土類系超電導線材を用い、磁場を広く発生させるスプリットコイル構造を採用し、スプリットコイルの設計・製作と通電特性測定を行うことで、Yoroi-coil 構造の矩形の NI コイルの特性劣化について評価した。

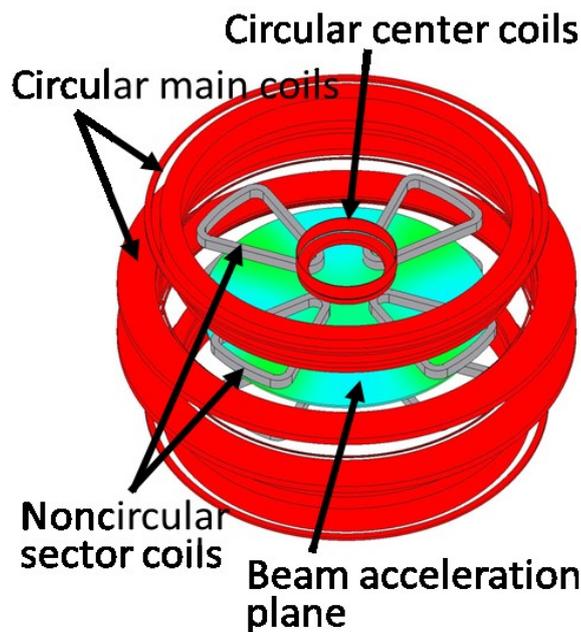


図 6-1 スケルトンサイクロトロンマルチコイルシステムの模式図
(大阪大学 福田光宏教授らの報告より)

6.2 三角形の試験コイルの製作および実験方法

図 6-2 は、三角形のコイルと、それに作用する電磁力を模式的に示す。コイル通電時の電磁力は、コイル巻線を変形させるように作用する。そのため、三角形のコイル巻線の変形は、直線状の部分で外側に膨張し、角部分で曲率半径を大きくする傾向になる。すなわち、圧縮応力と引張応力が一つのコイル巻線にそれぞれ作用する。このような応力分布下でのコイル巻線の挙動を観察するために二等辺三角形のコイルをフープ応力試験に使用することとした。Yoroi-coil 構造による補強を施したコイルと、補強の無いコイルによる耐電磁力の違いを比較するため、双方のコイルを製作した。表 6-1 に試験コイル巻線（二等辺三角形ダブルパンケーキ（DP）コイル）の仕様を示す。使用した希土類系超電導線材は Shanghai Superconductor Technology Co., Ltd. 製造で、ハステロイ™基板は厚さ 50 μm 、幅 6 mm、希土類系酸化物超電導層の厚さ約 1 μm である。線材周囲には厚さ 20 μm 程度の銅安定化層がメッキしてあり、全長にわたって臨界電流が 180 A 以上である。コイル巻線は、NI（無絶縁）コイル巻線で、ターン間に金属テープを共巻する「Metal Insulation」手法[14-15]を適用した。共巻き材はステンレス鋼テープ（SUS316L）を用いた。コイルの外装は非磁性のオーステナイト系ステンレス鋼で構成した。Yoroi-coil 構造の補強がないコイルは、図 6-3 (a) に示すようにステンレス板を折り曲げてコイルの外周を構成してあり、その外観は図 6-3 (b) に示す。コイル外装に用いたステンレス板は SUS316 で、厚さは 0.5 mm である。一方、Yoroi-coil 構造によって補強したコイルは図 6-4 (a) の様に補強板とコイルの外枠が連結してある。コイルの補強板とフレームの材質は SUS316 で、補強板の厚さは 1.5 mm、フレームの厚さは 12 mm にし、図 6-4 (b) に示した外観からわかるように補強板とフレームはねじ留で連結した。なお、上下のシングルパンケーキ（SP）間のセパレータは、その構造上コイル巻線を機械的に支持していない。

高磁場中での試験を実施する前に、予備実験として室温と液体窒素温度の間で数回の冷却サイクルを実施した。Yoroi-coil 構造補強のない試験用 DP コイルの冷却サイクル時の I - V 特性を図 6-5 に示す。コイルの臨界電流は 77 K での希土類系超電導線材の短尺試料の特性とよく一致しており、冷却サイクル後の全ての I - V 曲線において差は見られなかったことから、液体窒素温度までの冷却サイクルによる劣化は生じていないと考えられる。図 6-6 に示すように Yoroi-coil 構造補強を施した試験用 DP コイルの冷却サイクル時の I - V 特性も同様で、冷却サイクルによる劣化は生じていないと考えられる。液体ヘリウム浸漬によりこれらの DP コイルを 4.2 K まで冷却し、NIMS（国立研究開発法人 物質・材料研究機構）の共同施設「14 T 大口径超電導マグネット」に試験用コイルを設置して外部

磁場を印加したのち、コイル通電することで、 $I - V$ 特性測定やひずみゲージを用いたコイルの変形測定によって電磁力耐性を検証した。

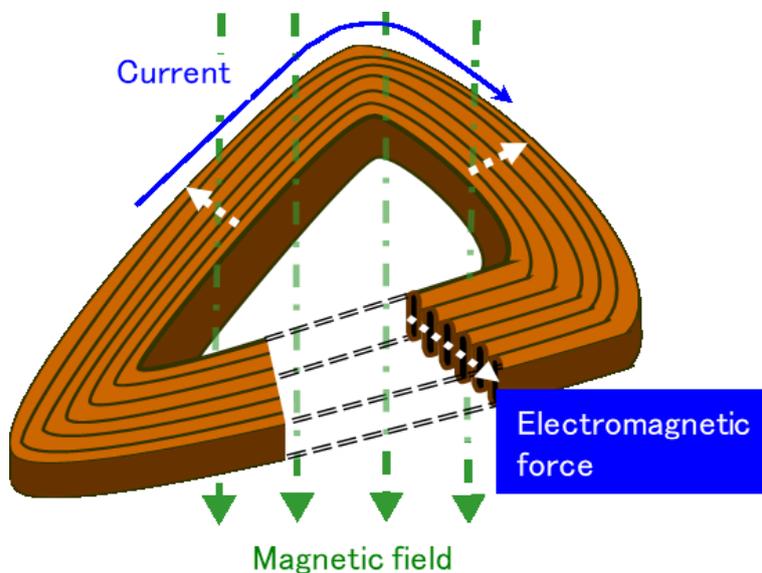
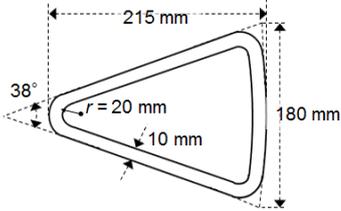
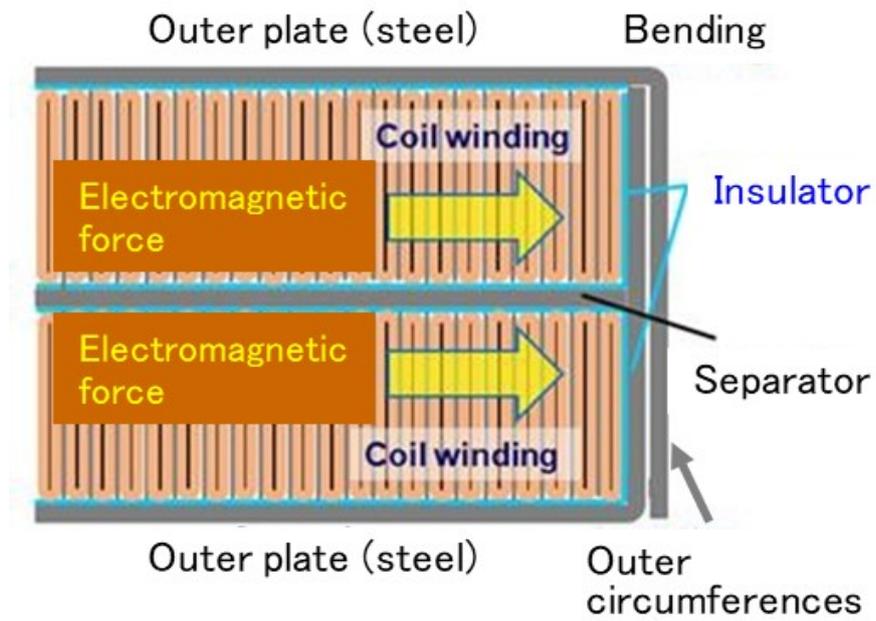


図 6-2 三角形のコイル巻線と作用する電磁力の模式図

表 6-1 電磁力試験用 Yoroi-coil 構造非円形 DP コイル巻線の諸元

Superconducting tape type	Copper plated REBCO coated conductor (Shanghai Superconductor Technology Co., Ltd.)
Piece length	75 m
Width / Thickness of tape	6.1 mm / 100 μ m (maximum)
Critical current of the tape	> 180 A (@77 K, self-field)
Shape of coil windings	Isosceles triangle shape 
Height	13.5 mm
Co-winding	50 μ m-thick austenitic stainless-steel tape
Number of total turns	132 (66 for upper and lower coil each)

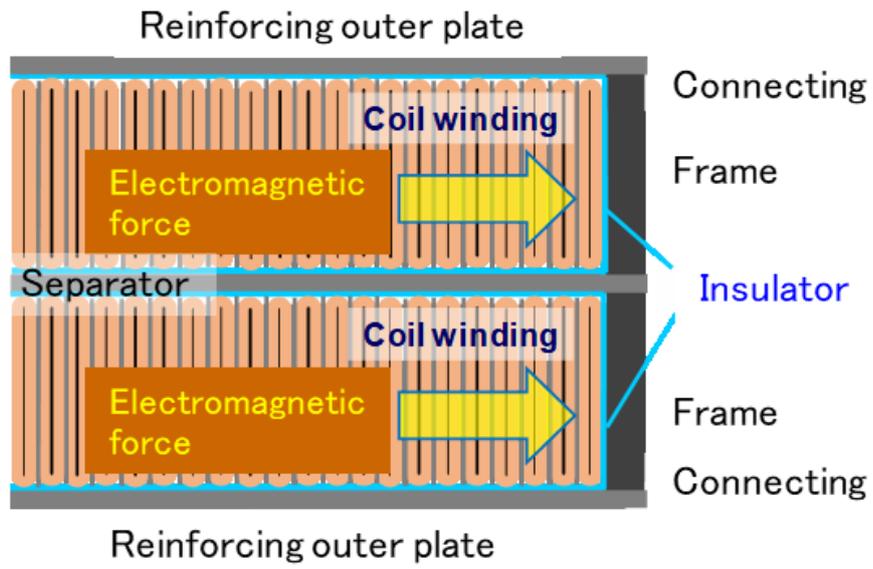


(a) Yoroi-coil 構造補強のない試験用 DP コイルの断面模式図

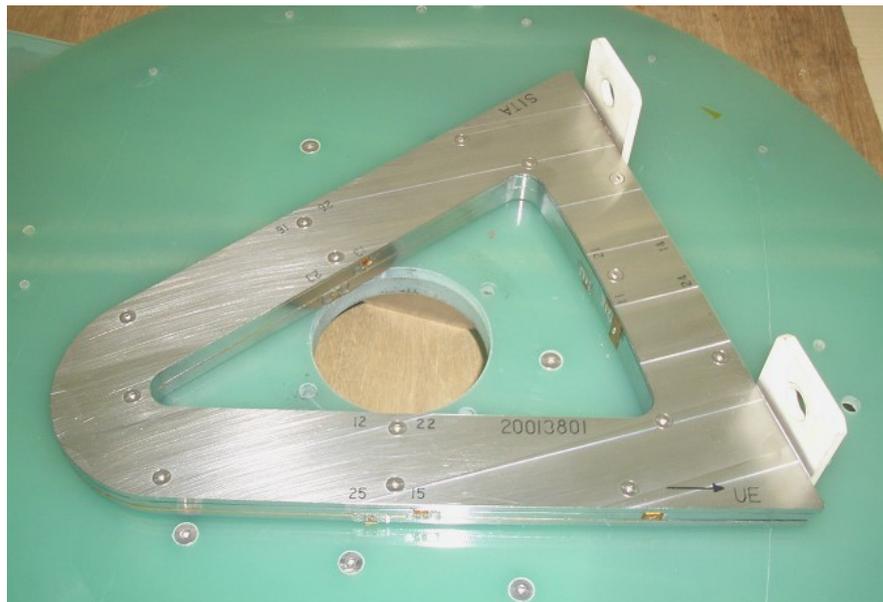


(b) Yoroi-coil 構造補強のない試験用 DP コイルの外観

図 6-3 Yoroi-coil 構造補強のない試験用 DP コイルの断面模式図 (a) と外観 (b)



(a) Yoroi-coil 構造で補強した試験用 DP コイルの断面模式図



(b) Yoroi-coil 構造で補強した試験用 DP コイルの外観

図 6-4 Yoroi-coil 構造で補強した試験用 DP コイルの断面模式図 (a) と外観 (b)

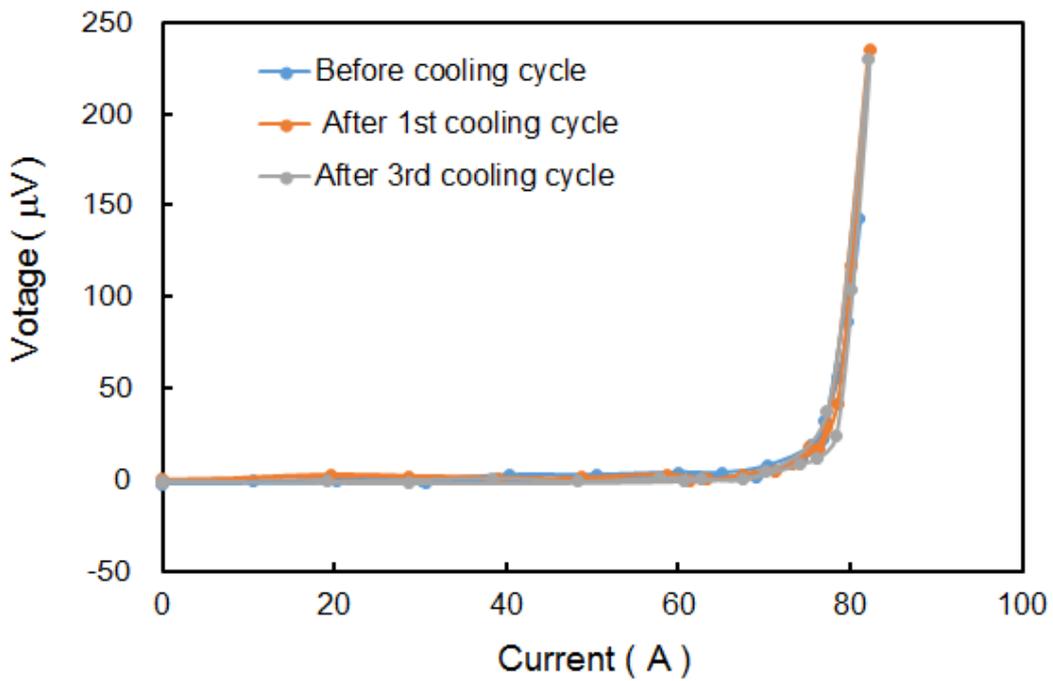


図 6-5 Yoroï-coil 構造補強のない試験用 DP コイルの冷却サイクル時の $I-V$ 特性

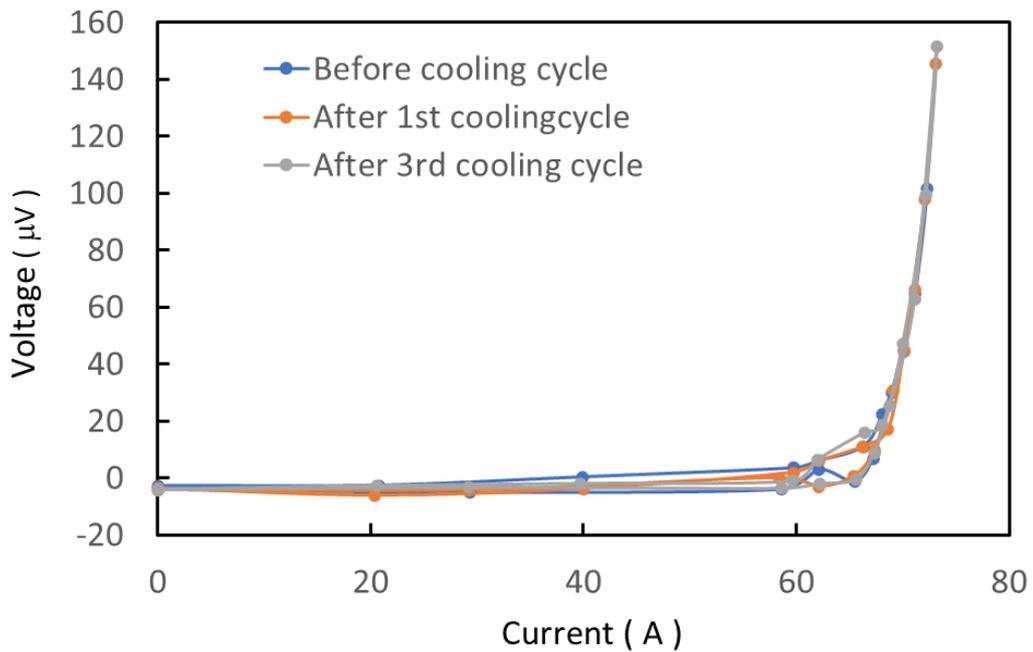


図 6-6 Yoroï-coil 構造で補強した試験用 DP コイルの冷却サイクル時の $I-V$ 特性

6.3 三角形コイルの実験結果

6.3-(a) Yoroi-coil 構造による補強のないコイル

Yoroi-coil 構造による補強の無いコイルでは外部磁場 10 T で、210 A までコイル通電した。図 6-7 は磁場中での試験コイルの I - V 特性を示す。図 6-7 中に赤線で示したのは、電流掃引による試験コイル励磁中にコイル電流を一定に保持（ホールド）することにより、誘導電圧を排除した状態の電圧を示す。160 A を超えると抵抗による電圧が観察され、この値は、コイルに使用した希土類超電導線材の通電特性の磁場依存性から推定される臨界電流よりはるかに低い。コイル巻線の臨界電流は、発生したコイルの磁場を考慮しても液体ヘリウム温度で 800 A 以上に及ぶと推定され、応力の影響により臨界電流が減少したと考えられる。コイル通電電流を 210 A から減少させていくと電圧が直線的に低下したことから、励磁中に超電導特性が失われ常電導になった箇所がコイル内に生じ、かつその個所を避けて通電できなくなったと推定される。超電導特性が失われた箇所が存在しても、コイル巻線の電圧の急激な上昇は見られなかった。NI コイル巻線手法で作製されたコイル巻線なので、ターン間の電氣的結合や輸送電流の再分配され、210 A に達したコイル電流を共有・再分配することで自己保護が機能していた可能性が高い。

図 6-8, 6-9, 6-10 は歪みゲージによって測定されたコイル巻線中の希土類系超電導線材のひずみを示す。図 6-8 は、二等辺三角形の DP コイルの底辺の中央におけるコイル巻線最内層および最外層のひずみの変化を示す。高磁場下のコイル通電により、電磁力がコイル巻線を円形に変形させるように作用するため、大きな引張応力が底辺部に加わったことが分かる。図 6-9 は二等辺三角形の DP コイルの二等辺の中央のコイル巻線最内層および最外層のひずみを示す。図 6-10 は、ステンレス板を折り曲げて構成したコイルの外周のうち二等辺三角形コイルの二等辺部分に取り付けられたひずみゲージが示したひずみである。どちらも引張ひずみは比較的小さい。試験用 DP コイルは全部で 132 ターン巻き回してあり、各ターンに電流に垂直な磁場と通電電流の積で導出されるローレンツ力が作用する。外部磁場 10 T で超電導状態が維持されていたコイル電流 160 A では、二等辺三角形の DP コイルの各辺に 211.2 kN / m のローレンツ力が作用することになる。二等辺三角形の二等辺は約 23 cm の長さなので、1 辺あたり 48.6 kN の応力、すなわち約 5.0 t の荷重が二等辺部分のコイル巻線を三角形の外側に広げるよう加わったことになる。このローレンツ力を各ターンの超電導線材が支えきれなくなると、ステンレス板を折り曲げて構成したコイルの外周を押し広げることになる。二等辺部分のコイル巻線が外側に押し広げられるため、底辺部分の希土類系超電導線材には引張応力が加わり底辺部に引っ張りひずみが発生し

たとえられる。電磁力試験後に「14 T 大口径超電導マグネット」から取り出した試験用コイルの外観を図 6-11 に示す。ステンレス板を折り曲げて作製したコイルの外周が、外側に押し広げられて変形し、拡大して示すようにコイル外装内のコイル巻線できえ視認できるほどの開放部が生じていた。そのため、ステンレス板を折り曲げて構成したコイルの外周は折り曲げた箇所が開くように変形し、コイル周方向に引き伸ばされることはなかった。図 6-10 に示したようにコイル外周のコイル外装の引張方向のひずみは、ほとんど認められなかった。ステンレス鋼のコイル外装を取り除き、コイル巻線を確認したところ、図 6-12 に示すようにコイル巻線は二等辺部分が外側に膨らむように変形し、超電導線材は延ばされてばらけ、拡大して示すように巻線中に多くの隙間が発生していた。コイル外装に開放箇所ができるほどコイル巻線が変形し、超電導線材は塑性変形すると、超電導特性の低下や消失が起こる。NI コイル巻線なのでターン間が電氣的に結合して見かけ上コイルターン数が減ることでコイルに作用するローレンツ力が弱くなり、コイルの変形が進行しにくくなる。実際に試験後のコイル巻線の一部を解いたところ図 6-13 に示すように屈曲したままで、塑性変形していることが瞭然であった。この部分が超電導特性の低下や消失を引き起こしたと推定される。超電導線材の屈曲箇所は二等辺三角形の角と一致しており、コイル巻線を円形に変形させる電磁力が、二等辺ではなく角部に集中的な変形を生じさせたと考えられる。このことは、図 6-9 に示した二等辺部分の超電導線材のひずみが比較的小さいこととも一致する。

以上の結果から、電磁力によって三角（非円形）コイルに作用する応力は、希土類系超電導線材自身、共巻きしたステンレステープ、そして曲げ加工されたコイル外装では支持できなかつたということになる。すなわち、希土類系超電導コイルの高電流密度、高磁場運転を可能とするためには、特に非円形コイルにおいては、電磁力に対する補強構造が極めて重要であることが実験的に確認された。

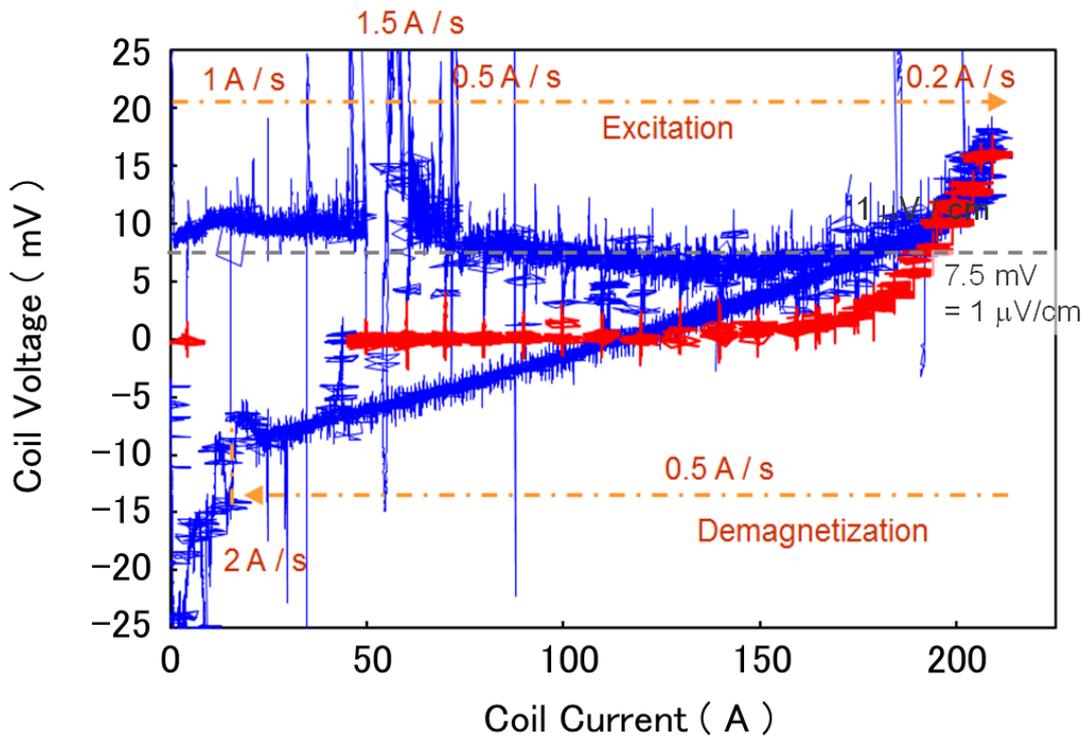


図 6-7 10 T, 4.2 K における Yoroi-coil 構造補強のない二等辺三角形形状 DP コイルの I - V 特性

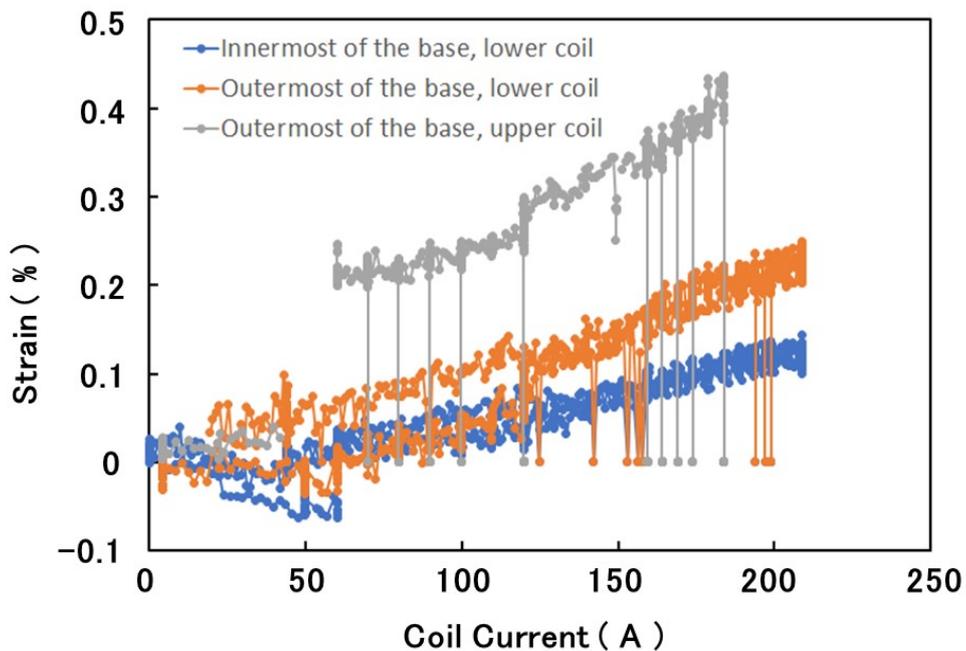


図 6-8 10 T, 4.2 K における Yoroi-coil 構造補強のない二等辺三角形形状 DP コイル巻線の底辺のひずみの通電電流依存性

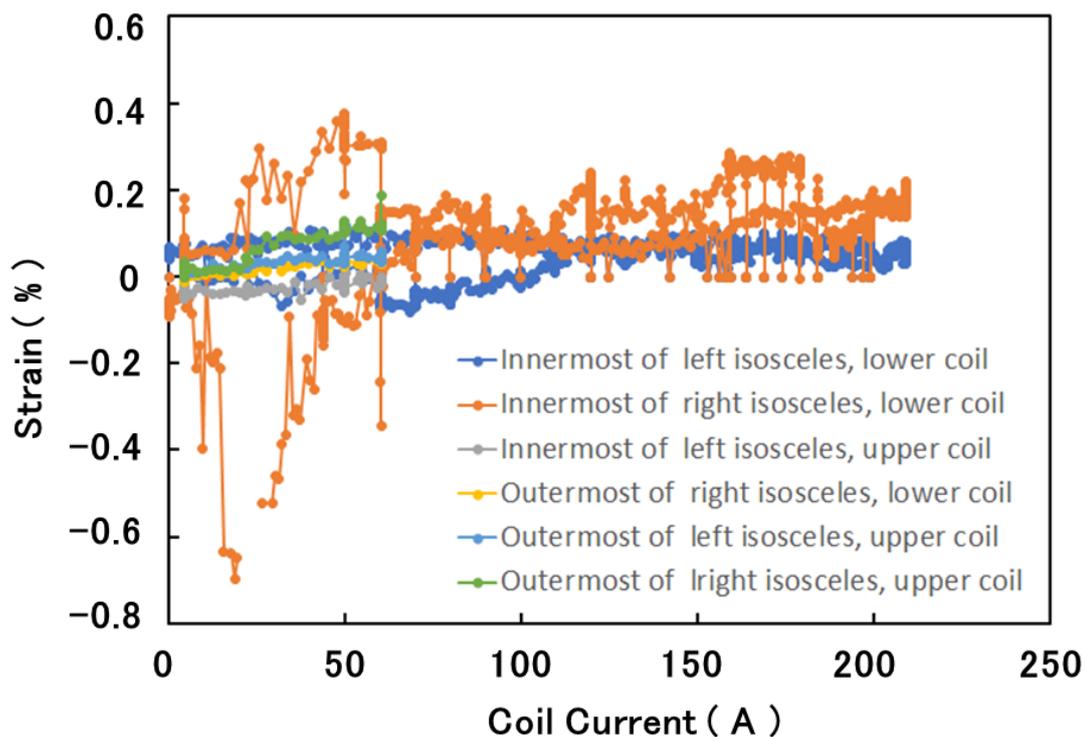


図 6-9 10 T, 4.2 K における Yoroi-coil 構造補強のない二等辺三角形 DP コイル巻線の二等辺のひずみの通電電流依存性

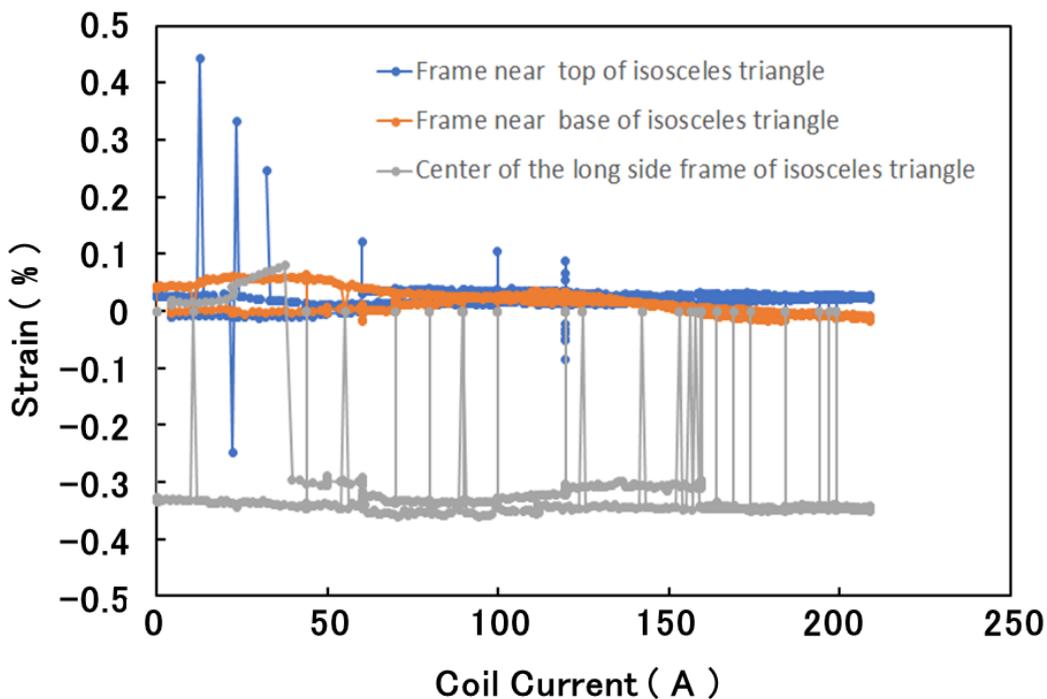


図 6-10 10 T, 4.2 K における Yoroi-coil 構造補強のない二等辺三角形 DP コイルのコイル外装のひずみの通電電流依存性

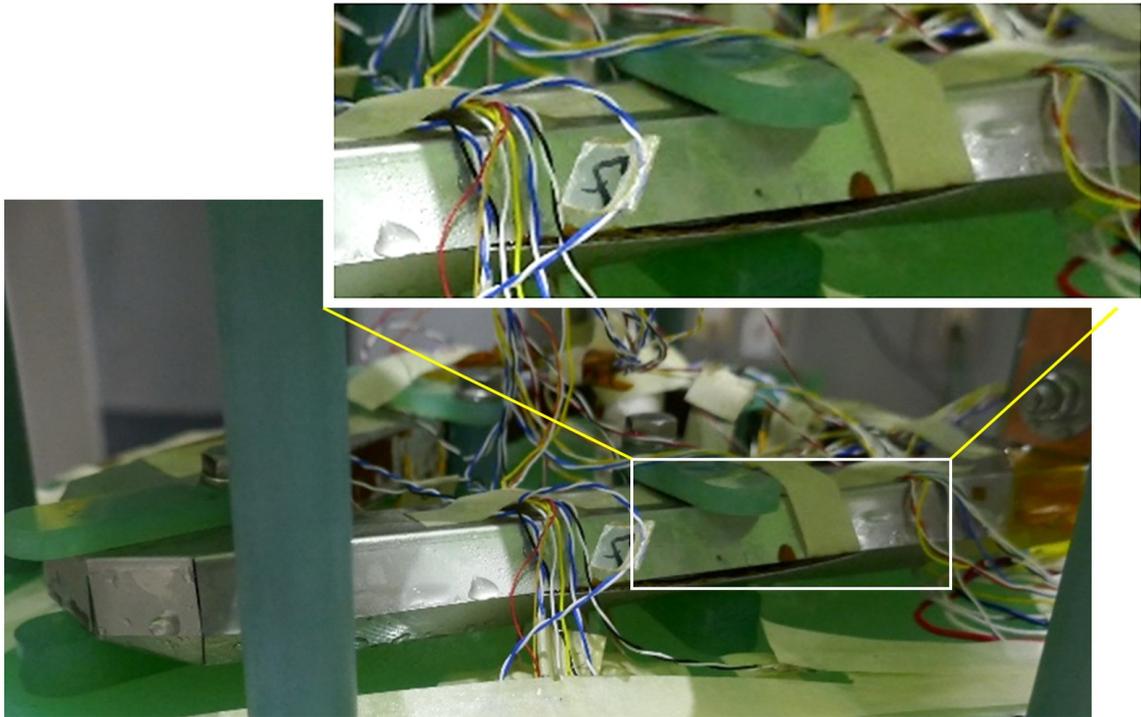


図 6-11 電磁力試験後の Yoroï-coil 構造補強のない二等辺三角形形状 DP コイル外観およびコイル外装の拡大図

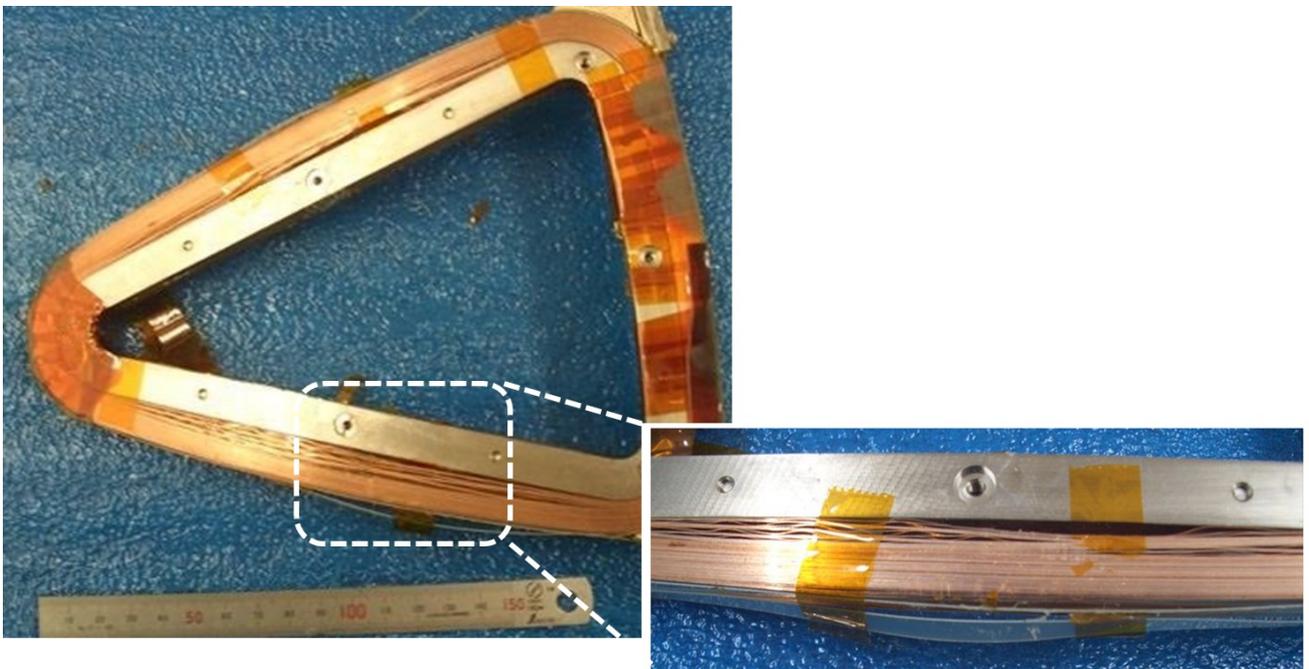


図 6-12 電磁力試験後の Yoroï-coil 構造補強のない二等辺三角形形状 DP コイル巻線の外観および拡大図



図 6-13 電磁力試験後の Yoroi-coil 構造補強のない二等辺三角形 DP コイル巻線から取り出した希土類系超電導線材

6. 3-(b) Yoroi-coil 構造により補強したコイル

Yoroi-coil 構造により補強したコイルも NIMS の共同施設「14 T 大口径超電導マグネット」を利用して高磁場中での通電試験およびコイルの変形の測定を行った。作製したコイルの液体窒素中での通電特性は図 6-5 の Yoroi-coil 構造補強のないコイルの I - V 特性と同様で通電電流 65 A 程度で常電導電圧が測定されており、線材特性に応じた通電特性が得られた。また、複数回の室温 - 液体窒素温度の冷却サイクル後でも I - V 曲線の変化は見られなかったことから、液体窒素温度までの熱サイクルによる劣化は生じていないと考えられるのも補強のないコイルと同様であった。Yoroi-coil 構造で補強した二等辺三角形の試験用 DP コイルを液体ヘリウム浸漬により 4.2 K まで冷却し外部磁場 14 T 中で、コイルに通電して励磁し、 I - V 特性、ひずみゲージによるコイルの変形、並びにホール素子によるコイル中央の磁場測定を行った。

図 6-14 に得られた I - V 特性（3 回目の励磁で、2 回目までの励磁については後で述べる）を、図 6-15 にホール素子で測定した試験コイルの重心付近の磁場を示す。試験コイル励磁中にコイル電流をホールドすることにより、誘導電圧を排除

した状態の電圧を確認したところ、図 6-14 からわかるように、通電電流が 277 A 時点で上側コイル両端に 0.3 mV の電圧が観測され、その後ホールドのたびに徐々に上昇していくのが確認できたので、300 A ホールドでコイルの両端電圧が 0.6 mV となったところで励磁を終了した。この間試験コイルの発生磁場は、図 6-15 に示すようにコイル電流にほぼ比例して増大していた。NI コイル巻線手法で作製されたコイル巻線では、常電導転移が生じるとターン間の電氣的結合や輸送電流の再分配され、コイルの発生磁場がコイル電流の比例値より小さくなるが、今回の試験ではターン間結合は生じない、もしくは生じてもほんの数ターンであったと考えられる。コイル電流を 300 A から 0.5 A/s の掃引速度で減少させていく際の誘導電圧は、0.5 A/s の掃引速度で励磁したときの誘導電圧と絶対値がほぼ等しいことから、明らかなターン間結合は起きていなかったと判断される。コイル巻線の臨界電流は、発生したコイルの磁場を考慮しても液体ヘリウム温度で 700 A 以上に及ぶと推定され、応力の影響により臨界電流が減少したと考えられる。

図 6-16, 17 は、コイル巻線に貼り付けたひずみゲージで測定したコイル電流 - ひずみ特性の測定結果である。図 6-16 は、Yoroi-coil 構造補強した二等辺三角形状のコイルの底辺部のひずみの変化を示している。図 6-8 の Yoroi-coil 構造補強のないコイルの結果と比較するとほとんど変形していないことがわかる。図 6-17 は二等辺三角形状の DP コイルの二等辺の中央直線部のコイル巻線のひずみを示す。総じて 300 A 通電時に 0.1 - 0.2 % の引張ひずみが生じたように見え、小さな値ではあるが、ひずみが観測されていた。Yoroi-coil 構造補強のない試験用 DP コイルと同様に Yoroi-coil 構造補強した試験用コイル巻線も全部で 132 ターン巻き回してあり、外部磁場 14 T で 300 A のコイル通電では、二等辺三角形状の試験用 DP コイルの各辺に 554.4 kN / m のローレンツ力が作用することになる。二等辺三角形の二等辺は約 23 cm の長さなので、1 辺あたり 127.5 kN の応力、すなわち約 13.0 t の荷重が二等辺部分のコイル巻線を三角形の外側に広げるよう加わったことになる。しかし、試験後の Yoroi-coil 構造補強した試験用コイルは、見た目ではほとんど変形・異常は見られなかった。試験コイルを詳細に観察したところ、図 6-18 (a) からわかるようにコイルの二等辺部のフレームと補強板が外側に膨らむように変形して、辺が直線ではなくなっていた。また、同図 (b) より、内側のコイル巻き芯は元の形状を維持しているのに対し、補強板が外側に膨らむように変形したため位置がずれていることがわかる。図 6-19 は、上部の補強板を取り外したコイル巻線の写真であるが、図 6-12 の Yoroi-coil 構造補強をしていないコイル巻線と比較すると、隙間の発生や巻線の変形は抑制されていることがわかる。すなわち、コイル巻線が補強板やフレームと一体となって電磁力を支持する Yoroi-coil 構造では、三角形状のコイルにおいてもその補強効果で巻線部のダメージが圧倒的に低減できるということである。図 6-20 は、4.2 K

での特性評価試験後に、液体窒素中で通電試験を行った時の I - V 特性である。通電電流が 10 A を超えたあたりで電圧が発生し、コイルが劣化していることが確認された。Yoroi-coil 構造補強のないコイルでは二等辺三角形の角部分で超電導線材が屈曲していた。Yoroi-coil 構造補強したコイルではコイル巻線の変形は小さいがひずみが、補強のないコイルと同様にコイル巻線を円形に変形させようとする電磁力が三角形の角部分に集中した可能性がある。4.2 K での特性評価試験では、電圧は DP コイルの上部コイルで観測されており、下側シングルパンケーキは健全である可能性がある。劣化部を特定できれば特性低下のメカニズムの解明への一助になると考えられる。

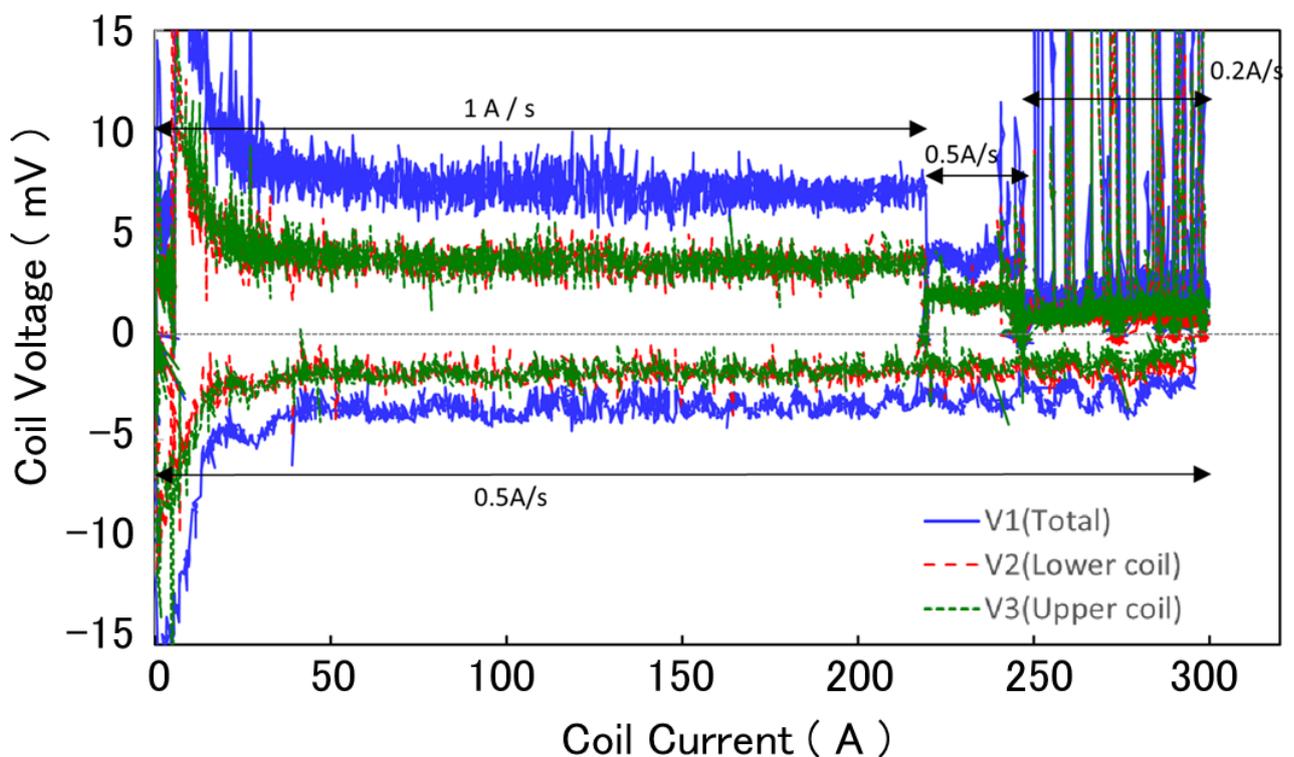


図 6-14 14 T, 4.2 K における Yoroi-coil 構造で補強した二等辺三角形状 DP コイルの I - V 特性 (3 回目の励磁)

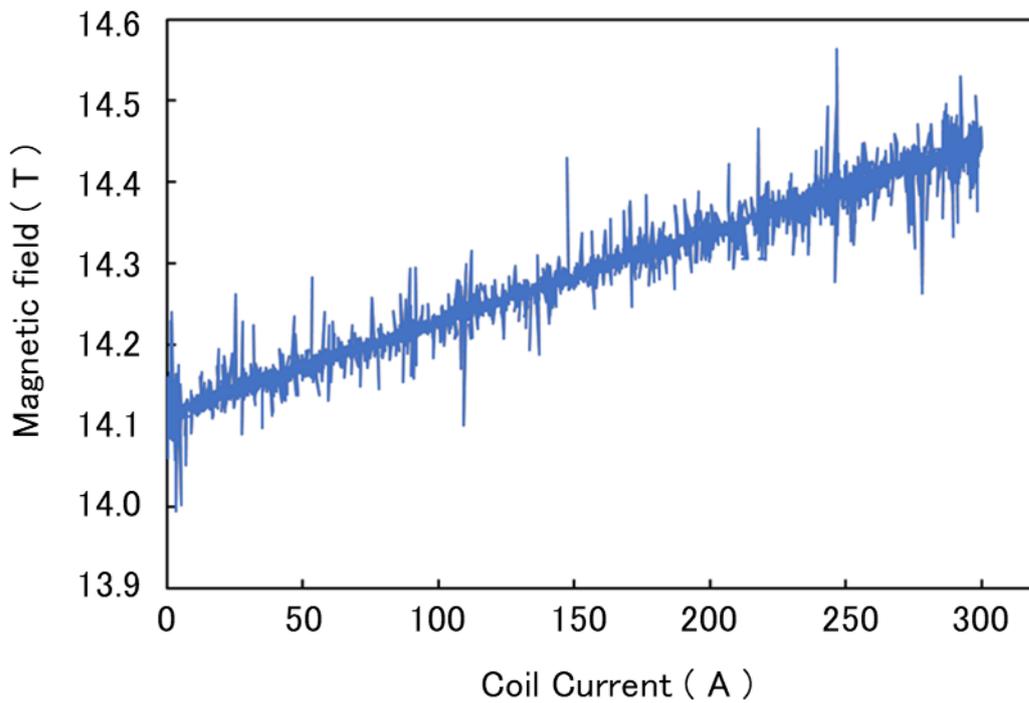


図 6-15 14 T, 4.2 K における Yoroi-coil 構造で補強した二等辺三角形形状 DP コイルの中心部磁場の通電電流依存性

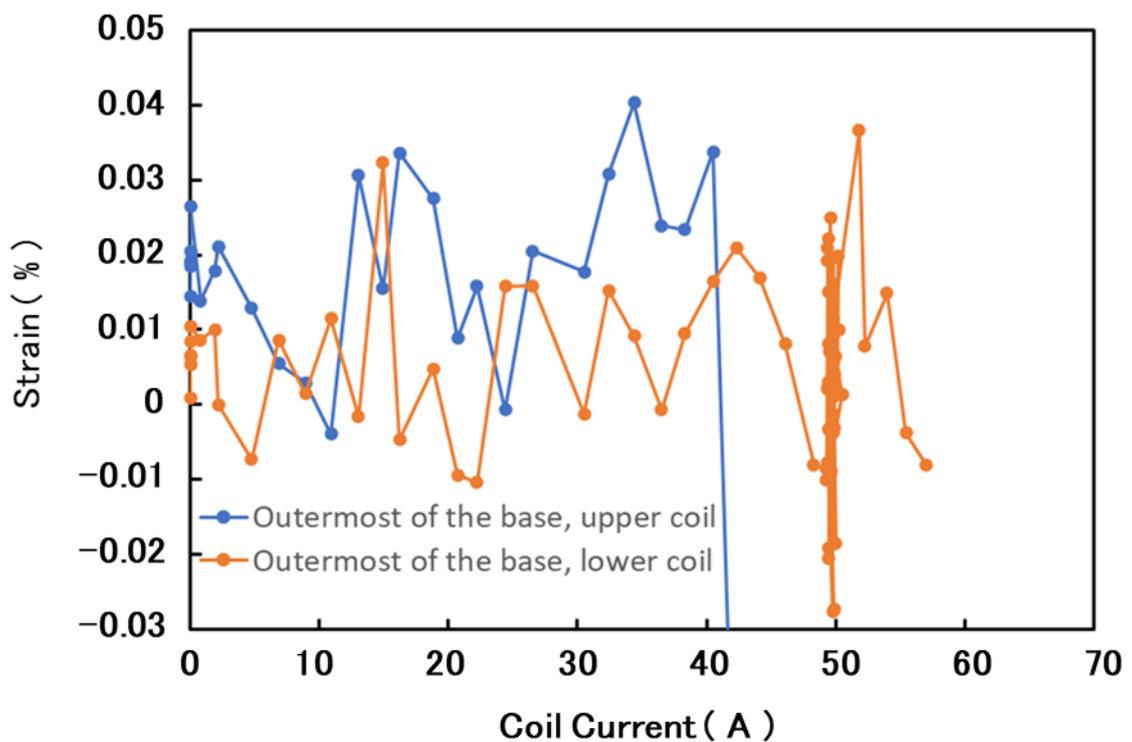


図 6-16 14 T, 4.2 K における Yoroi-coil 構造で補強した二等辺三角形形状 DP コイル巻線の底辺のひずみの通電電流依存性

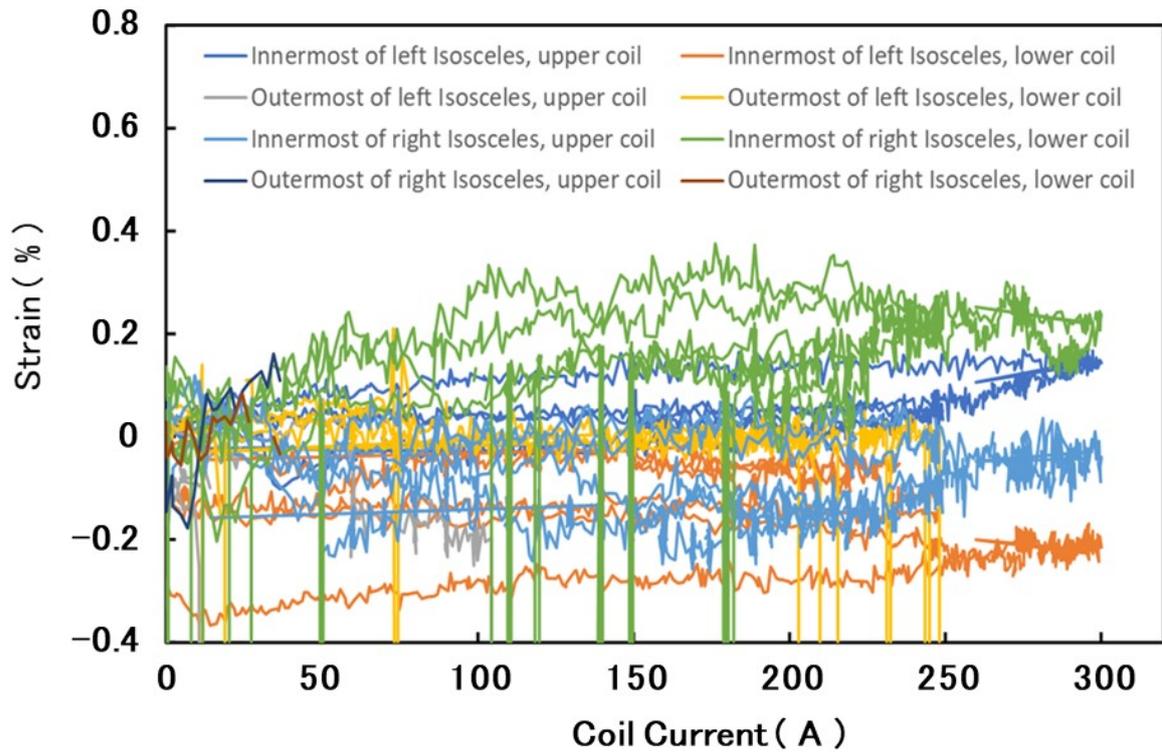
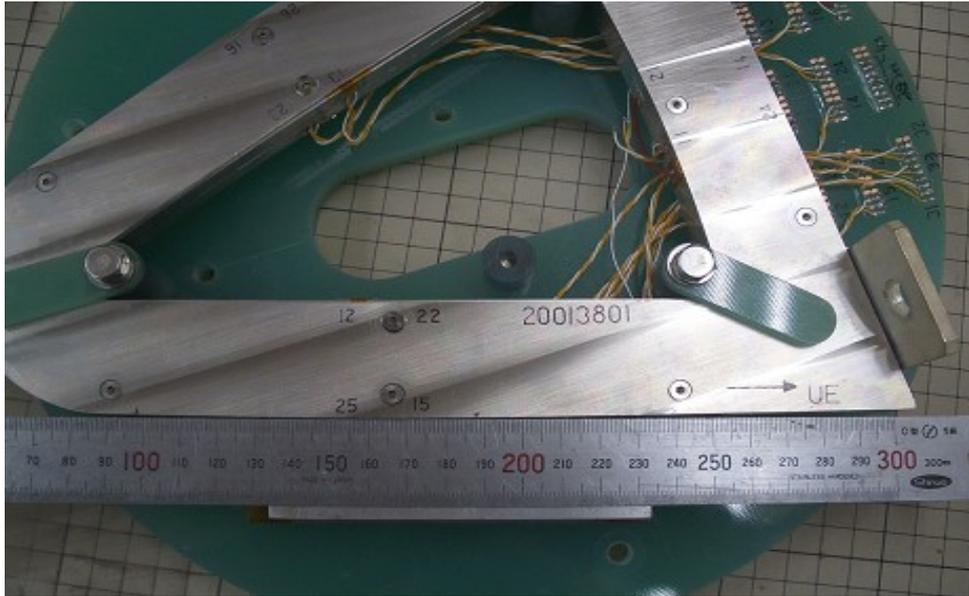
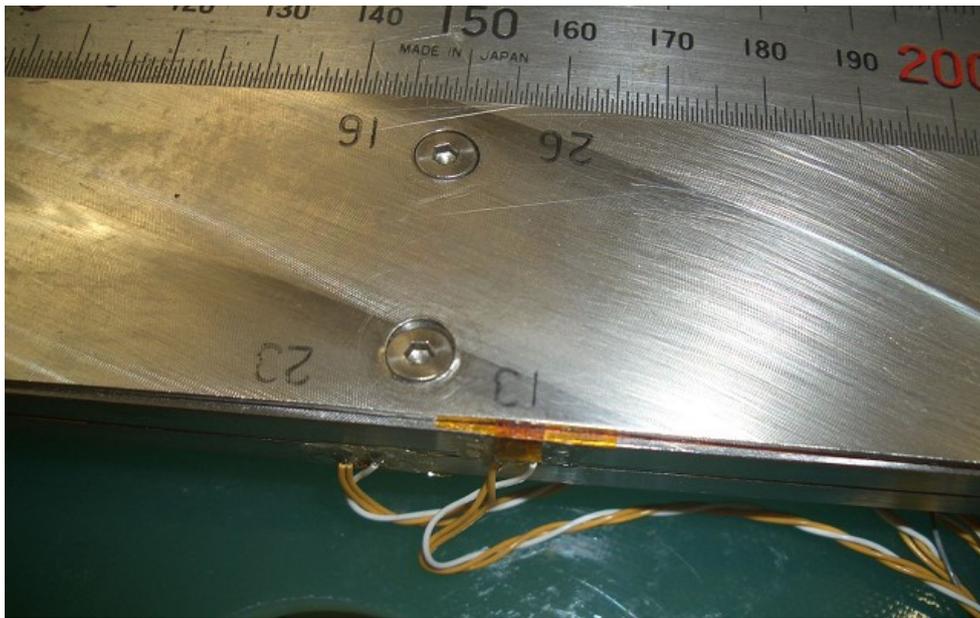


図 6-17 14 T, 4.2 K における Yoroi-coil 構造で補強した二等辺三角形形状 DP コイル巻線の二等辺のひずみの通電電流依存性



(a) 試験後の二等辺三角形形状 DP コイル外観



(b) 試験後の二等辺三角形形状 DP コイルの二等辺部分のコイル巻芯付近

図 6-18 電磁力試験後の Yoroi-coil 構造で補強した二等辺三角形形状 DP コイル外観および二等辺部分のコイル巻芯付近の拡大図

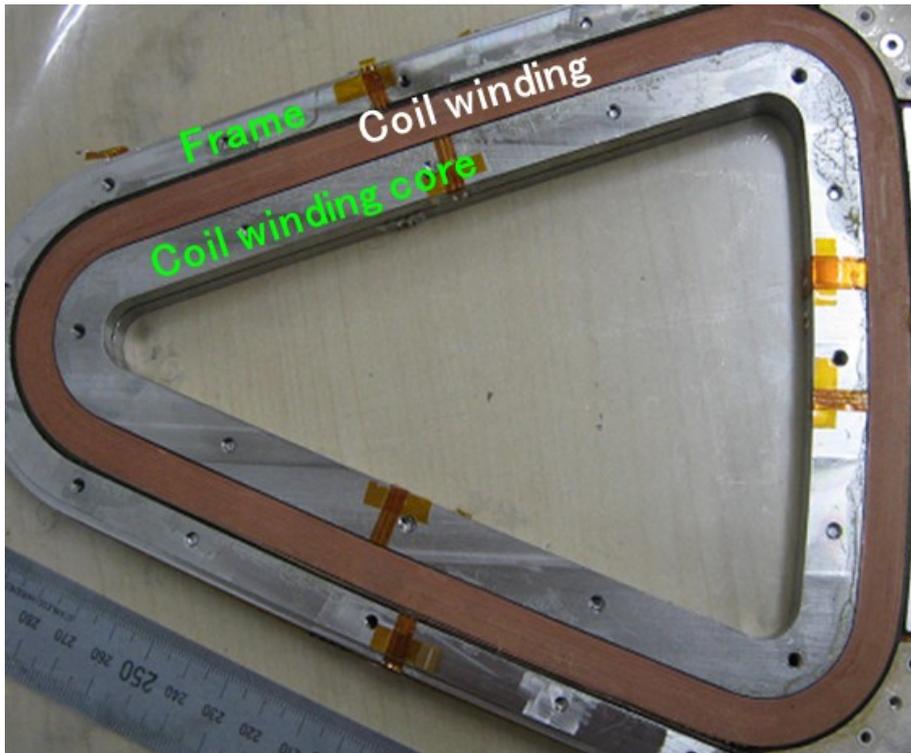


図 6-19 電磁力試験後の Yoroi-coil 構造で補強した二等辺三角形状 DP コイル巻線

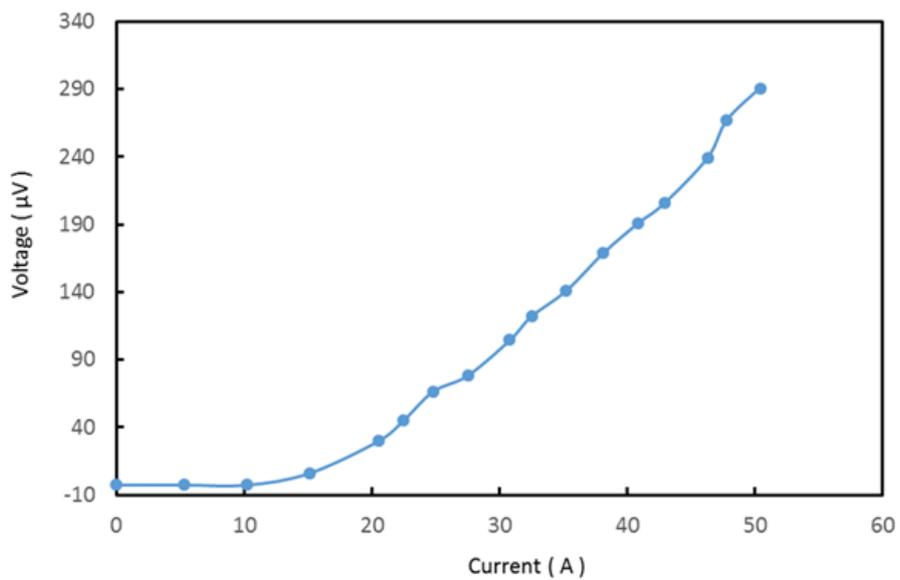


図 6-20 電磁力試験後の Yoroi-coil 構造で補強した試験用 DP コイルの I - V 特性

図 6-14 は 3 回目の励磁であるが、250 A あたりから多くのスパイク状の高電圧発生が観測された。図 6-21 に 1 回目の励磁、図 6-22 に 2 回目の励磁の際の I - V 特性を示す。1 回目の励磁は 220 A まで電流を増大させた後、150 A まで減磁し、2 回目の励磁は 250 A まで行い、一旦 0 A まで減磁した。図 6-20 に示す 1 回目の励磁ではコイル電流が 100 A を超えると電圧スパイクの頻度が増え電圧も大きくなる傾向が明らかであるが、電流を減少させる際には電圧スパイクは観察されなかった。図 6-21 の 2 回目の励磁では、1 回目の励磁で通電した 220 A までは大きな電圧スパイクは認められないが、それ以上の電流では掃引速度を 0.5 A/s から 0.2 A/s に低下させても大きな電圧スパイクが多数発生した。電流を減少させる際には、このような電圧スパイクは観察されず、その後、再度、電流を増大させると、一旦コイルが経験した電流値付近までは電圧スパイクは観察されなかった。しかし、経験した電流値を超えると、大きな電圧スパイクが頻繁に観察された。図 6-14 の 3 回目の励磁における 250 A 以上の通電に見られる電圧スパイクがこの現象の典型例であり、減磁時にはスパイクの発生は認められなかった。また、図 6-21 では電圧スパイクの発生が、上側コイルと下側コイルで逆向きの電圧になっているものも観察された。DP コイルで一方のコイルに電圧が発生した際に、他方のコイルに反動で逆向きの電圧や磁場が発生することによるものと推察される。図 6-23 に 1 回目の励磁における電圧スパイクについて、大きさと電圧の時間推移を示す。図中の凡例に示した電流値は該当する電圧スパイクの発生時の通電電流で、多数発生した電圧スパイクのうち、通電電流 75 A 付近から、およそ 25 A 間隔で電圧スパイクの様子を観察したものである。したがって、この図がすべてのスパイクに共通の現象を示しているわけではないが、電圧スパイク発生の傾向は推察できる。図 6-23 は電圧スパイクの最大値を図中の 0.2 s に揃えて、ピーク電圧とその前後の電圧推移を示しており、ピーク電圧だけでなく、元の電圧に戻るまでの所要時間も比較することができる。図 6-21、6-22 からスパイクの発生は電流が大きくなるにつれて頻度が上がり、電圧も大きくなる傾向があると先述したが、図 6-23 は通電電流が大きくなるとスパイクのピーク電圧が大きくなることを明らかに示している。さらに、電圧スパイク発生後、元の電圧に戻るのに通電電流が大きくなるほど時間を要することも明らかにしている。図 6-24 は 2 回目および 3 回目の励磁における電圧スパイクについて、大きさと電圧の時間推移を図 6-23 と同様におよそ 25 A 間隔で観察した結果である。スパイクのピーク電圧は通電電流に応じて大きくなっているが、0.2 A/s の電流掃引速度では 0.5 A/s に比較して電圧スパイク発生後、元の電圧に戻る時間が短い。また、244 A 付近の電圧スパイクは電圧が元に戻る前に、電圧は小さいが再度スパイクが発生していることが確認できた。電圧スパイクが発生する理由としては、コイル巻線中の超電導線材の電磁力によるムーブメントが考えられる。電磁力に応じて線材がわずかに動き、それに伴う電圧変化が観察され、一旦ムーブメント

が生じた後は経験した電流では動かないという、金属超電導でトレーニングと呼ばれる効果に近い現象だと思われる。今回の試験用コイルは、ほぼ直線状の辺を含む三角形の非円形コイルのため、巻線時のトルクが不均質になる。電磁力をコイル巻線が受けた際に超電導線材のムーブメントによって巻線内の応力やひずみの不均質が均されるが、非円形コイルでは円形コイルよりも顕著にムーブメントが発生すると思われる。通電電流が大きくなるにつれてコイル巻線に作用する電磁力が大きくなり、超電導線材のムーブメントが様々な箇所で発生したり、1か所の線材のムーブメントで他所のムーブメントが誘発されたりすることによって、電圧スパイクの頻度が上昇したと推察される。電圧スパイクのピーク電圧は超電導線材の移動量や移動速度によって異なると考えられ、通電電流が大きくなり強い電磁力が作用するほど大きくなり、強い電磁力が作用し続けるので元の電圧に戻るまで時間を要するのでも当然といえることができる。掃引速度が大きいほうが元の電圧に戻るまで時間を要したが、電磁力の変動や頻発する電圧スパイクによる温度上昇が影響したと思われる。いずれにせよ、電圧スパイクの後で電圧が元に戻りにくいのはコイルの健全性に何らかの問題がある状態なので、電流の保持や掃引速度の低下でコイル状況を確認する必要がある。図 6-24 の 244 A 付近における電圧スパイクのように元の電圧に戻る前に、新たな電圧スパイクが発生した場合は、なおさら、コイルの健全性を脅かすことにつながる。逆に電圧スパイク後の電圧の戻りが、コイルの健全性の目安になりうるとも考えられる。電圧スパイクの発生は、最初の励磁の際に多数の電圧スパイクの発生でコイルの温度上昇や破壊を生じさせる恐れもあるが、2回目以降の励磁は安定して行うことができる可能性を示す。

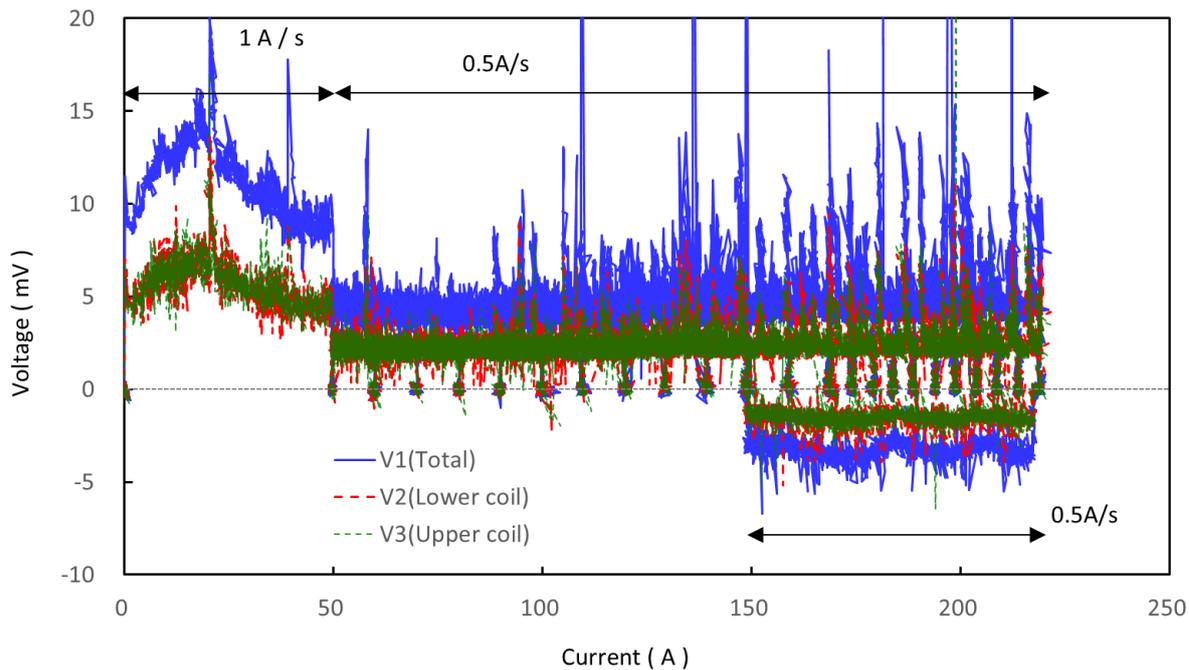


図 6-21 14 T, 4.2 K における Yoroi-coil 構造で補強した二等辺三角形状 DP コイルの I - V 特性 (1 回目の励磁)

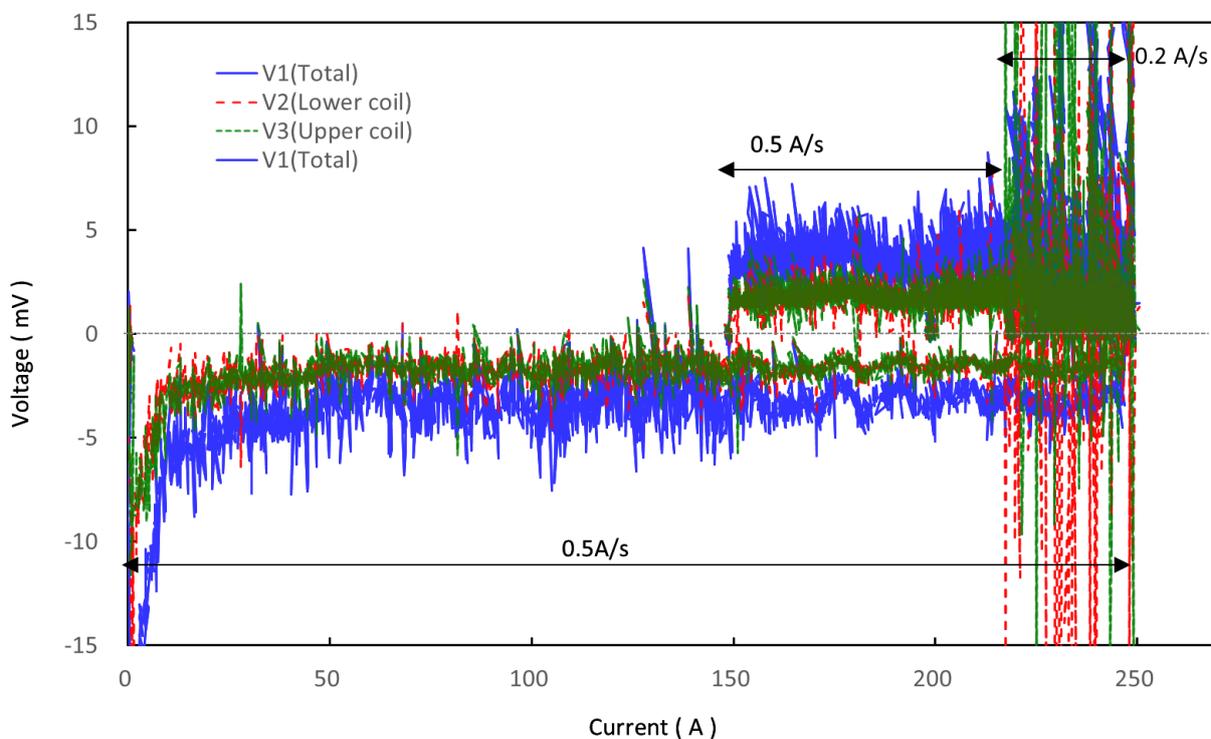


図 6-22 14 T, 4.2 K における Yoroi-coil 構造で補強した二等辺三角形状 DP コイルの I - V 特性 (2 回目の励磁)

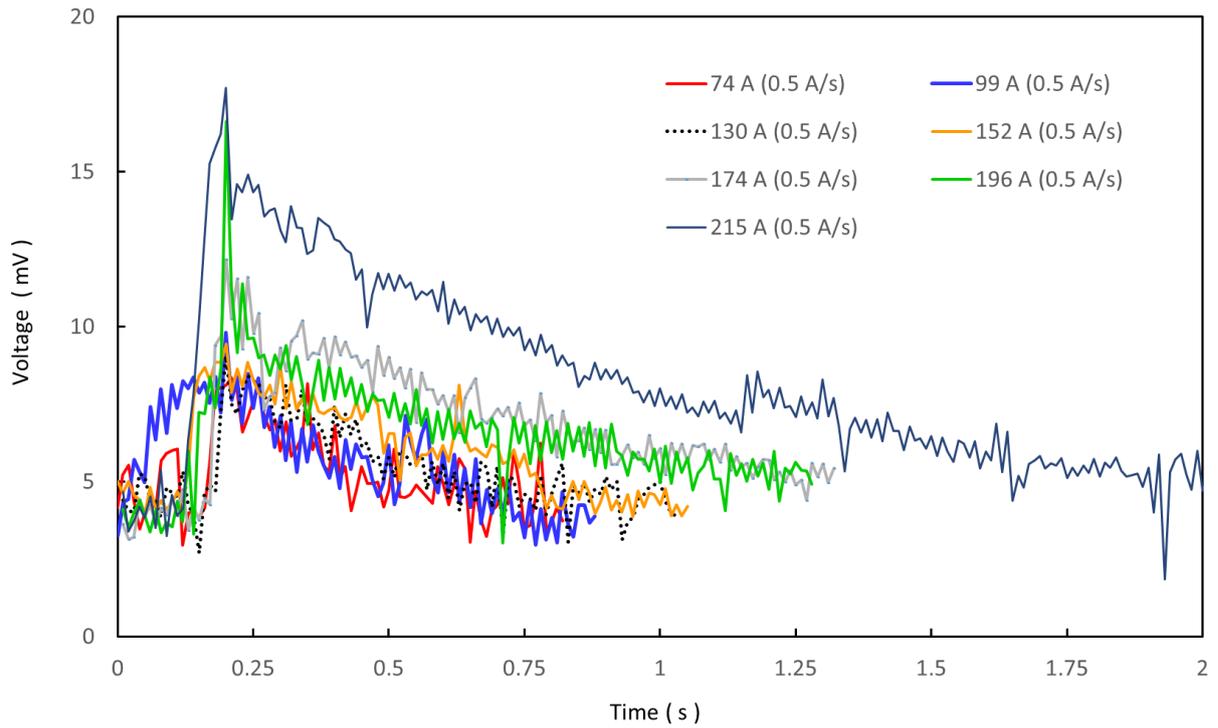


図 6-23 1 回目の励磁における電圧スパイクの大きさと電圧の時間推移

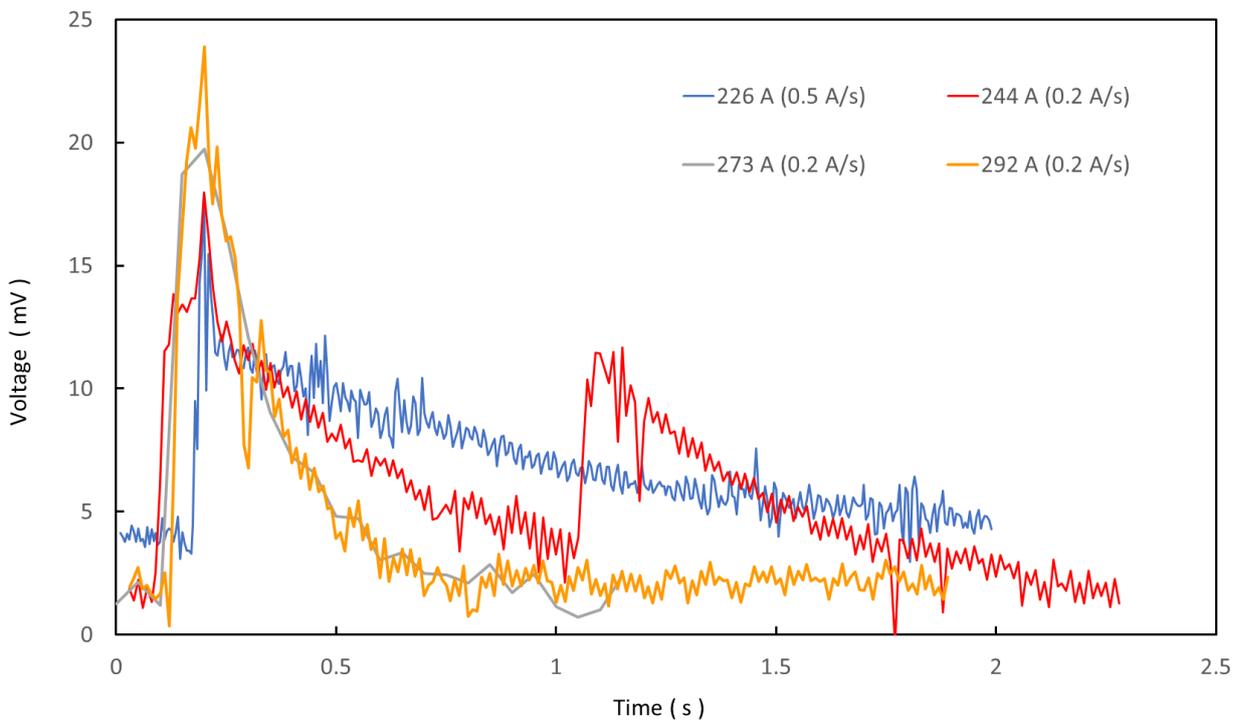


図 6-24 2 回目以降の励磁における電圧スパイクの大きさと電圧の時間推移

6. 4 三角形無絶縁コイルの応力分布・変形の解析による

Yoroi-coil 構造の補強効果の検証

非円形（二等辺三角形）形状の無絶縁 Yoroi-coil を用い、不均質な応力に対するコイルの変形や通電特性の変化を実験で評価した。ここでは、二等辺三角形形状の無絶縁 Yoroi-coil の高磁場下での通電による応力分布ならびに変形を解析し、Yoroi-coil 構造の補強効果によって局所変形が低減されるか確認する。

6. 4-(a) 解析：外側フレーム厚：0.5 mm，外部磁場：10 T，通電電流：150 A

表 6-1 に諸元を示した非円形（二等辺三角形）無絶縁 DP コイル巻線を対象として、Yoroi-coil 構造による補強のないコイルでの電磁力試験条件（外部磁場：10T，冷却方式：4.2K 液体ヘリウム浸漬冷却）のもと、コイルに 150 A を通電した時の応力・ひずみ・変形を有限要素法に基づき解析し、Yoroi-coil 構造の補強効果を評価・検証した。なお、この解析では Yoroi-coil 補強構造を採用した場合（フレームが固定された場合）については、外板フレームの厚さは Yoroi-coil 構造による補強のないコイルと同じ 0.5 mm とした。図 6-25 に応力・ひずみ解析の結果を、図 6-26 にひずみ・変形解析の結果を、Yoroi-coil 補強構造の有無で比較（両図中で a は Yoroi-coil 補強構造無し、b は Yoroi-coil 構造で補強した場合）して示した。正の値は引張応力、負の値は圧縮応力である。最大フープ応力は、いずれの場合も超電導線材の変形が大きい二等辺三角形コイルの角部の内側に作用した。そして Yoroi-coil 補強構造無し（フレームが固定されていない場合）は、REBCO 線材の降伏強度を大きく上回る力が加わったと考えられる。Yoroi-coil 補強構造を採用したコイルでは、コイル巻線はフレームと上下補強板で囲まれており、コイル巻線が受ける電磁力のかなりの部分が補強外板に分担され支えられていることが分かった。Yoroi-coil 構造で補強することにより、コイル巻線に加わる応力の最大値が 2 桁近く低減され、ひずみも 1/60 になっており、大幅に機械強度が向上することが明らかになった。実験結果との定量的な比較はできていないが、応力・ひずみの最大値の発生箇所は正確に再現されている。

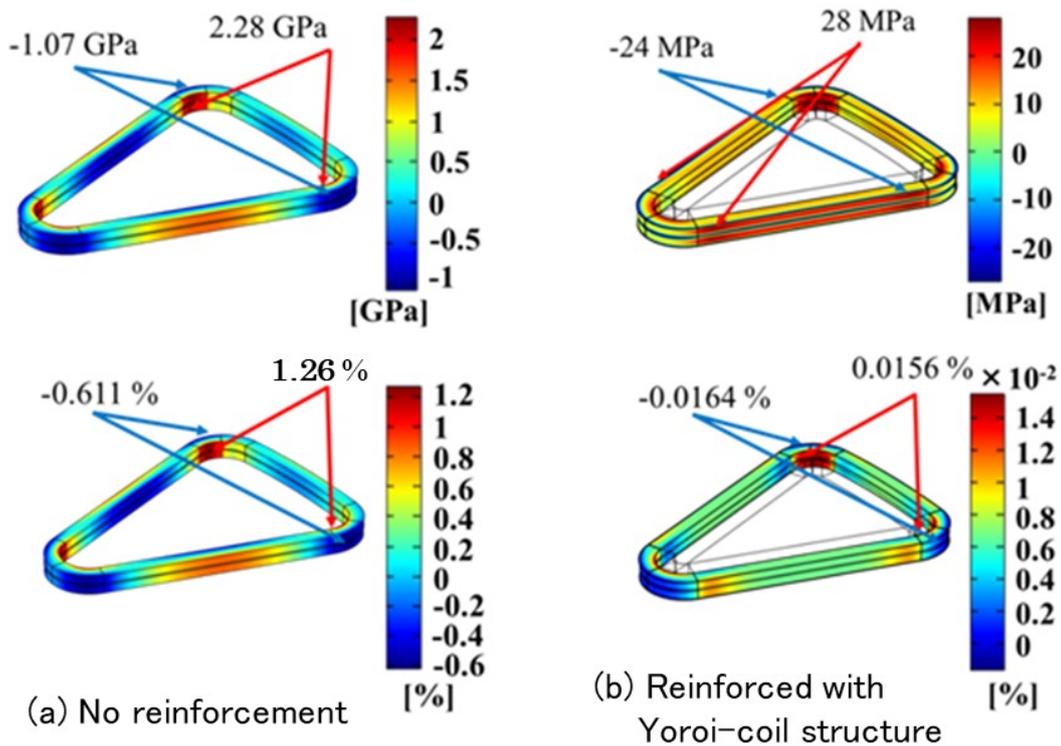


図 6-25 フレーム厚：0.5 mm，外部磁場：10 T，通電電流：150 A における
応力（上側の図）・ひずみ（下側の図）解析の結果

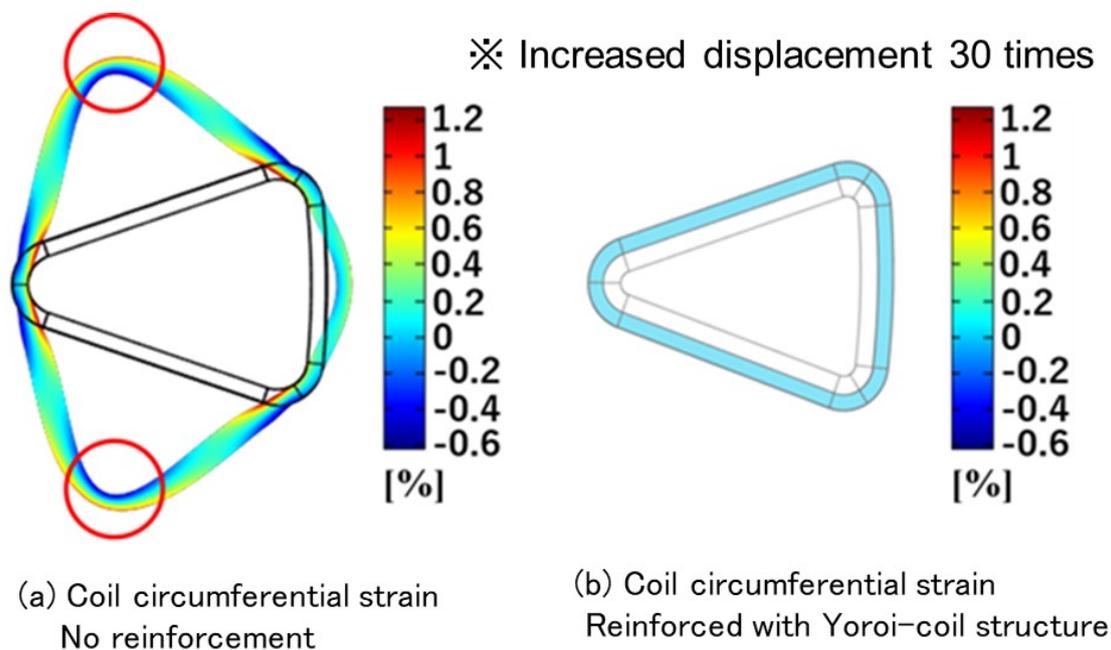


図 6-26 フレーム厚：0.5 mm，外部磁場：10 T，通電電流：150 A における
周方向ひずみ解析の結果

6. 4-(b) 解析： 外側フレーム厚：10 mm, 外部磁場：10 T, 通電電流：300 A

Yoroi-coil 構造の補強を施した非円形（二等辺三角形）コイルの電磁力試験について、「a 解析」では補強構造の外側フレームの厚みが 0.5 mm であったのに対し、実際の電磁力試験に用いた Yoroi-coil 構造補強した試験用 DP コイルの構造に近づけるため、フレーム厚を 10 mm とし解析を行った。図 6-27 に解析に用いたコイル各部寸法を、表 6-2 に解析に用いたコイル巻線及び補強構造の物性値を示す。通電電流は 300 A とし、バックアップ磁場として z 軸方向に 10 T が印加されているものとした。コイル巻線は単一弾性体で構成されたシングルパンケーキコイルを 2 つ積層した DP コイル構造とし、その物性は異方性を考慮した複合則によってモデル化を行った。ヤング率及びポアソン比は表 6-2 の通りである。コイル巻線と補強構造間（フレームおよび補強板）の摩擦はゼロとし、コイル巻き芯の内側を固定拘束した。補強構造の材料には SUS316 が用いられているものとした。解析で得られた非円形コイルの周方向応力分布と周方向ひずみ分布をそれぞれ図 6-28 (a)、図 6-28 (b) に示す。引っ張り応力については直線部が力を受けて三角形の外側に広がりやすいことに起因して二等辺三角形コイルの角部の内側に応力が集中することは、これまでに「a 解析」の非円形コイルで確認したように、本モデルでも同じ傾向がみられる。本解析においては、最大値の引っ張り応力は 42.1 MPa、引っ張りひずみは 0.0246 %であった。Yoroi-coil 補強構造無しの場合にコイル巻線に生じる引っ張り応力および引っ張りひずみの最大値は通電電流が半分の 150 A の場合においても、2.28 GPa と 1.26 %（図 6-25 (a)より）であることから、Yoroi-coil 構造がコイル巻線に作用する応力を大幅に軽減でき、ひずみ量を低減できていることから強構造の効果が確認できた。また、a 解析 のモデルと同じ外側フレームの厚みを 0.5 mm とし、300 A 通電時の応力およびひずみの最大値は 56.3 MPa、0.03 %であった。これに対して外側フレームの厚みを 10 mm としたときの結果（図 6-28）より、Yoroi 補強構造の効果がさらに大きくなっていることがわかる。今回の解析では冷却による熱収縮を考慮しておらず、コイル巻線と補強構造は接した状態から電磁応力を受けるため、応力分担が行える状態であった。しかし、実験においてはコイルが冷却されていることから、コイルの熱収縮が予想され、補強構造と接していない状態で電磁応力を経験する可能性が考えられる。この結果、実際には応力・ひずみが大きくなることが考えられる。冷却による熱応力・変形解析も必要となると考える。

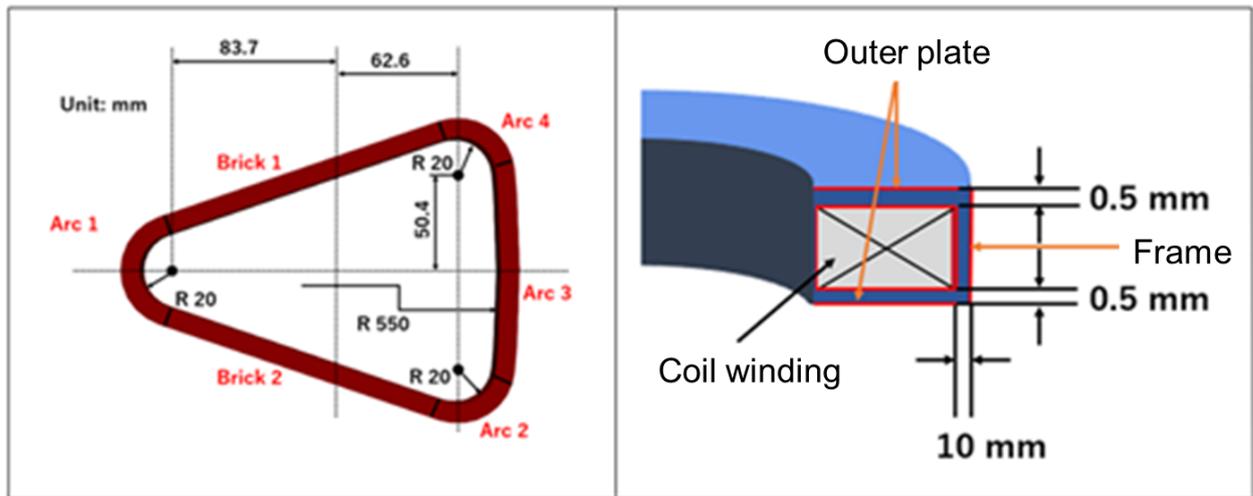


図 6-27 フレーム厚：10 mm，外部磁場：10 T，通電電流：300 A における解析対象非円形 Yoroi-coil 構造補強コイルの各部寸法

表 6-2 フレーム厚：10 mm，外部磁場：10 T，通電電流：300 A における解析対象非円形 Yoroi-coil 構造補強コイルのコイル巻線および補強構造の物性値

		Young's modulus	Poisson's ratio
Coil winding	longitudinal	163 GPa	0.316
	transverse	154 GPa	0.295
SUS316L		193 GPa	0.3

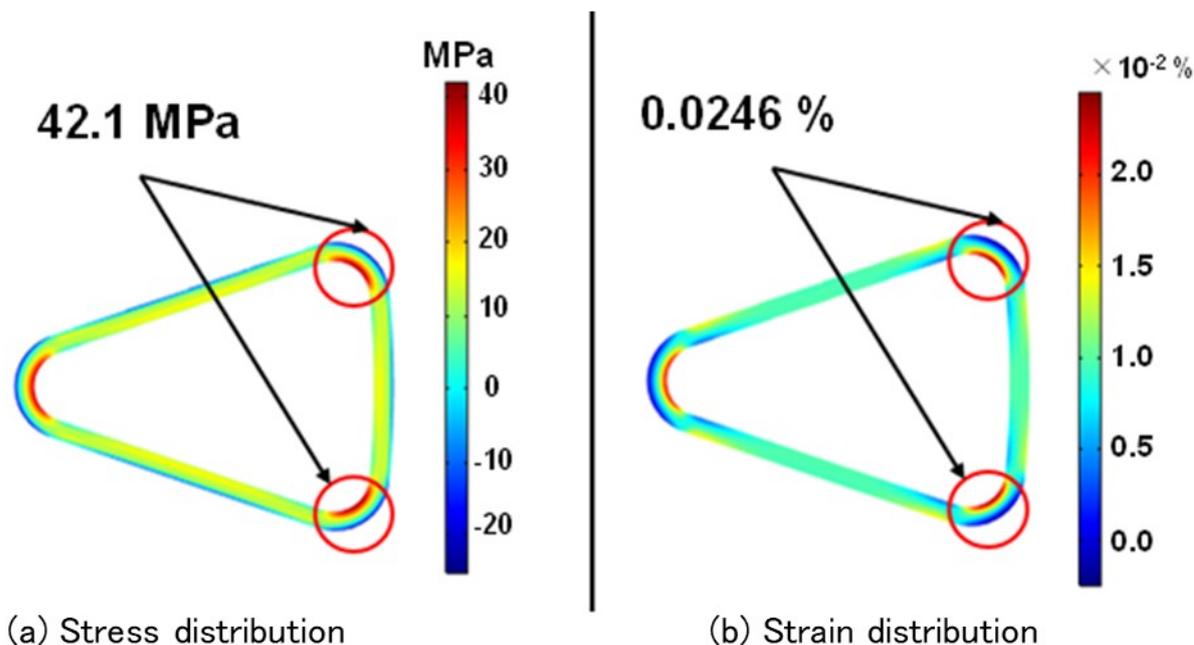


図 6-28 フレーム厚：10 mm，外部磁場：10 T，通電電流：300 A における解析対象非円形 Yoroi-coil 構造補強コイルの応力 (a) ・ひずみ (b) 分布

6. 5 矩形 NI コイルの通電評価

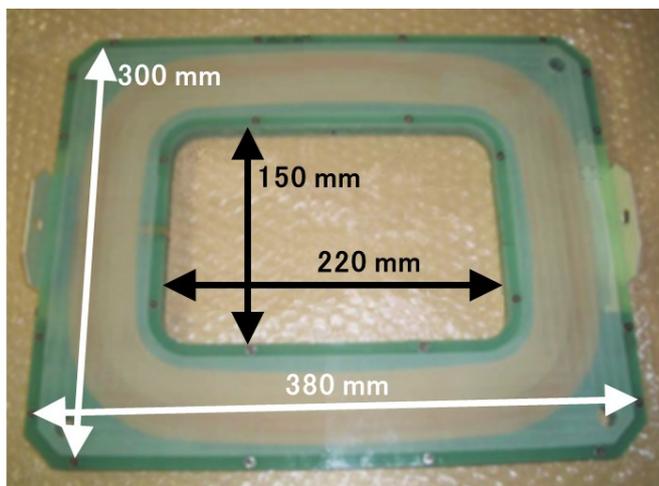
6. 5-(a) Yoroi-coil 構造の矩形 NI コイルの製作

ボア直径約 300mm の空間に高磁場を印加するため、スプリットコイルペアの希土類超電導コイルを設計・製作した。使用した希土類超電導線材は SuperOx Japan LLC 製で、ハステロイ基板は厚さ 50 μm 、幅 6 mm、希土類超電導の厚さは約 1 μm である。超電導線材は全体に厚さ約 20 μm の安定化銅層が電気めっきしてある。長尺線材は、臨界電流分布の測定から、100 A 未満の臨界電流の箇所を含まないという仕様を指定した。スプリットコイルペアは、3 個ずつの矩形 DP コイルを対向させる構造とした。表 6-3 に DP コイルの仕様、図 6-29 に DP コイルの外観とコイル巻線を示す。コイル外周の短辺と長辺は約 270 mm と 340 mm であった。希土類超電導線材の最大単長は 250 m であったが、DP コイル 1 個で約 700 m の線材を必要とするので、コイル巻線 1 個当たり、はんだによる 2 か所の接合部が含まれていた。NI コイル巻線は、「Metal Insulation」手法[14-15]を適用し、共巻き材はステンレス鋼テープ (SUS316L) で厚さ 20 μm を用いた。DP コイル巻線の層ターン数は約 720 で、計算上のインダクタンスは約 200 mH である。矩形 DP コイルの Yoroi-coil 構造の補強には、ガラス繊維強化プラスチック (G-FRP) をフレームと補強板に用い、コイル巻線と G-FRP フレームをし

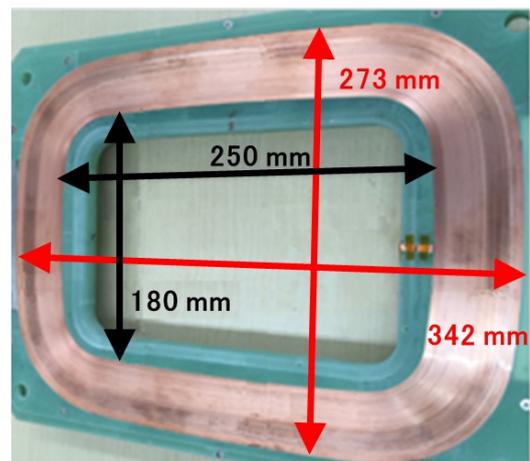
つかりと接触させるため、ステンレス鋼箔や FRP ストリップをそれらの隙間に配置した。6 個の DP コイルの、電流端子部を除くコイル巻線のみ液体窒素中における I - V 特性を図 6-30 に示す。コイル電流が 20A を超えると、いくつかのコイルに電圧が発生した。今回のコイルに使用した希土類超電導線材の 77K での臨界電流の磁場依存性と、DP コイル自体で発生する磁場を考慮すると、約 20 A でコイルの臨界電流に達したと考えられ、通電特性を低下させずにコイル製作できたと推察される。コイル巻線には、はんだ接合箇所が含まれていた。はんだ接合は試験片を用いた試験で、液体窒素温度において $0.07 \sim 0.09 \mu\Omega \cdot \text{cm}^2$ の範囲の接合抵抗率を再現性よく得ており、DP コイルに直列に 2 つの 10 cm の長さのはんだ接合があったため、接合部の抵抗は約 $0.03 \mu\Omega$ と推定された。この値は図 6-30 でコイルが臨界電流に達する前の I - V 特性から求めた、コイル巻線の常電導抵抗とオーダーが一致していた。図 6-30 に示すように、DP コイルの通電特性には個体差があり、通電特性の低いコイルがスプリットコイル全体としての発生磁場が著しく制限する恐れがある。そこで、図 6-30 の測定結果を利用し、低特性コイルはスプリットコイルの中で垂直磁場が比較的小さい位置に配置することで、スプリットコイルの発生磁場の制限を緩和することを意図した。図 6-31 は、スプリットコイルの概略断面図を示す。コイルペアは、それぞれ 3 つの DP コイルで構成され、図 6-31 のコイルの番号は、図 6-30 のコイル番号に対応する。臨界電流の比較的高いコイルの間に低臨界電流コイルを配置した。スプリットペアはコイルペア間に大きな引力を発生させるため、コイルホルダーはコイルを強く固定する必要がある、図 6-32 に示すように、アルミニウムブロック製のコイルホルダーに取り付けられた。コイルホルダーは冷凍機に接続され、真空断熱用機中でコイルペアはコイルホルダーを介した伝導冷却によって冷却された。各コイルの電圧を監視して、磁場励起中のコイル巻線の超電導特性を評価した。

表 6-3 直流誘導加熱試験用 Yoroi-coil 構造矩形 DP コイルの諸元

Coil winding	
Coated conductor type	Copper plated YBCO tape (SuperOx Japan)
Piece length	700 m (including 3 joints)
Width / Thickness of tape	6.1 mm / 95 μ m
Critical current of the tape	> 100 A
Number of turns for a DP coil	About 720 (about 360 for each upper and lower coil)
Inner/ Outer short side	180 / 273 mm
Inner/ Outer long side	250 / 342 mm
Height of coil winding	14 mm (including a G-FRP separator between upper and lower coil of DP coil)
Co-winding	20 μ m-thick austenitic stainless-steel tape
G-FRP reinforcing outer plates	
Inner/ Outer short side	150 / 300 mm
Inner/ Outer long side	220 / 380 mm
Thickness	1 mm



(a) Yoroi-coil 構造の矩形 DPコイルの外観



(b) Yoroi-coil 構造の矩形 DPコイル巻線の外観

図 6-29 Yoroi-coil 構造の矩形 DPコイル(a)および矩形 DPコイル巻線(b)の外観

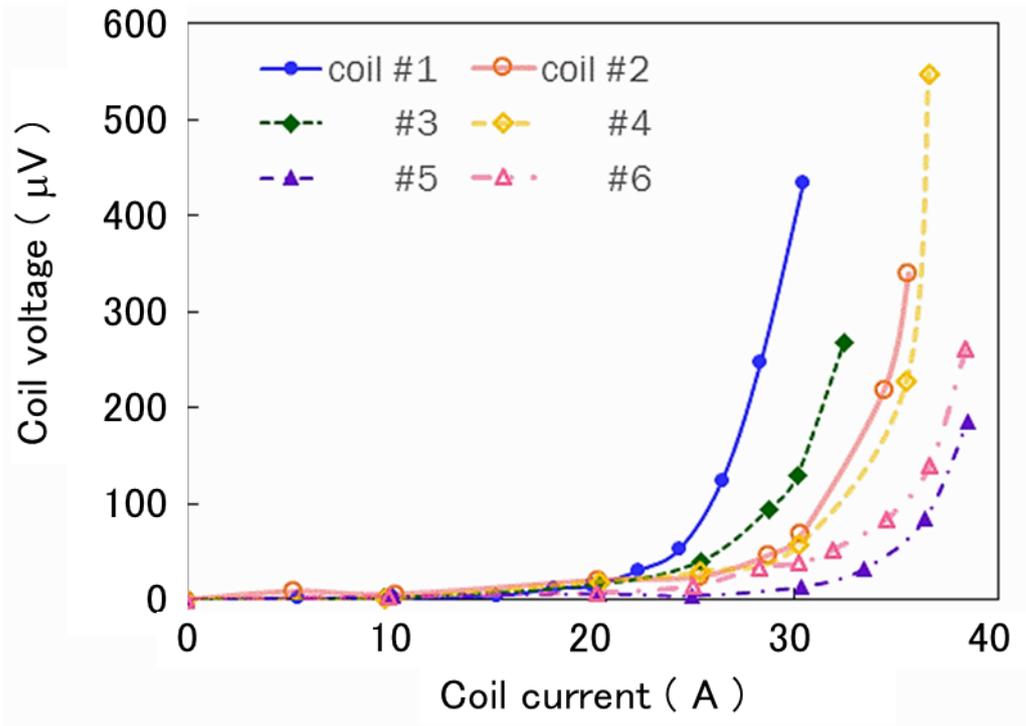


図 6-30 液体窒素温度における 6 個の Yoroi-coil 構造の矩形 DP コイルの I - V 特性

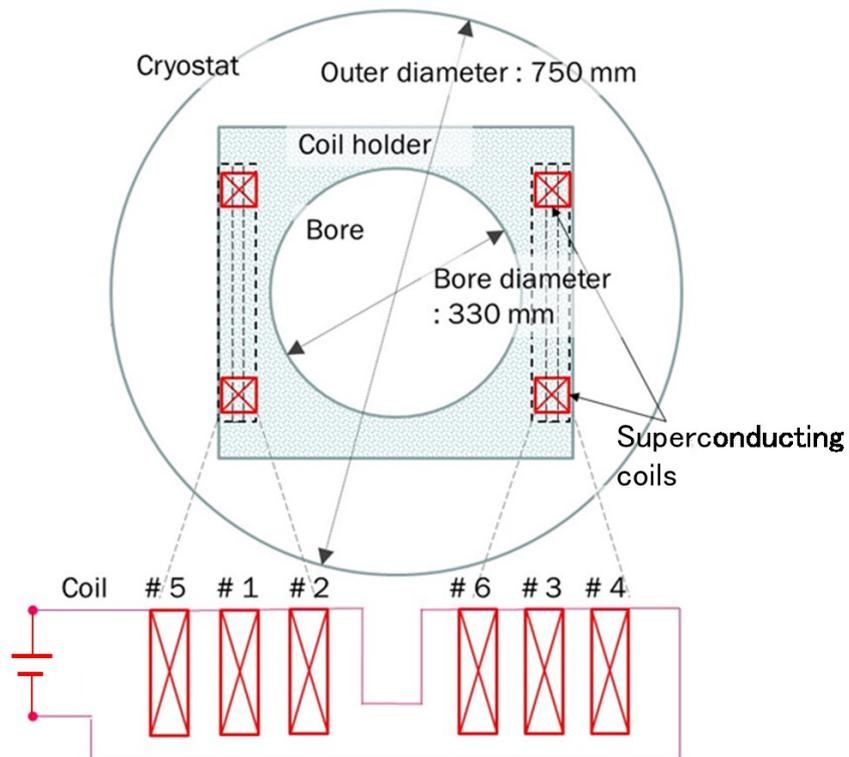


図 6-31 直流誘導加熱試験用スプリットコイルの概略断面図

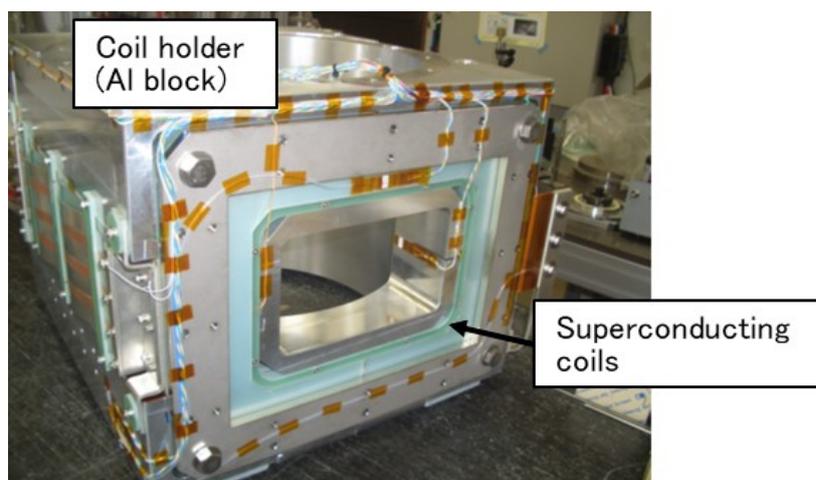


図 6-32 アルミ製コイルホルダーに取り付けたスプリットコイルペア

6. 5-(b) 伝導冷却下での Yoroi-coil 構造の矩形 NI コイルの通電特性評価

スプリットコイルペアを 48 時間以上冷却した後、コイル通電して励磁した。図 6-33 に、スプリットコイルボアの各点で発生する磁場のコイル電流依存性を示す。スプリットコイルの中央の高さで水平方向の磁場を測定した。コイル電流に比例して磁場が増加しているため、コイル内の短絡や超電導特性の消失がないことが確認された。図 6-33 に示す測定磁場と図 6-34 に示すコイル電流 120 A での磁場分布の解析結果を比較し、スプリットコイルが設計通りの磁場を発生するかどうかを確認した。図 6-34 に記載されている数値はコイルボアの各ポイントで実際に測定された磁場で、測定された解析結果とほぼ一致しているため、スプリットコイルペアは設計どおりに製造されていることが確認できた。コイル # 4 で電流が 115 A を超えたときコイル電圧が発生し、他のいくつかのコイルでコイル電流が 120 A を超えたときに電圧が観察された。希土類系超電導コイルは臨界電流に達したので、逆に臨界電流からコイルの温度を推定する。図 6-35 に、今回使用した希土類超電導線材と同程度の性能の短尺試料を用いて測定した各温度における臨界電流の磁場依存性と、今回のコイルに関する負荷曲線（黒い点線で表示）を示す。負荷曲線は、スプリットコイルペアが発生する DP コイル中のテープ状希土類系超電導線材の表面に対する最大垂直磁場と、線材の臨界電流の関係を示す。希土類系超電導線材に作用する最大垂直磁場は、DP コイルの仕様に基づいて算出した。負荷曲線と臨界電流- 磁場曲線の交点は各温度でのコイル臨界電流を示し、今回の臨界電流の 115~120 A は、約 50 K のコイル温度に対応していた。冷凍機との接続点でのコイルホルダー温度は約 30K であり、コイル温度はコイル

ホルダーよりも約 20 K 高いので、伝導冷却には改善すべき点があることが明らかになった。これまでに、励磁・減磁を 200 回以上行い、加熱試験による磁場変動の影響もコイルには作用したが、臨界電流の低下は観察されず、Yoroi-coil 構造の矩形 NI コイルには繰り返し通電による劣化を防止できる可能性があることを示唆した。

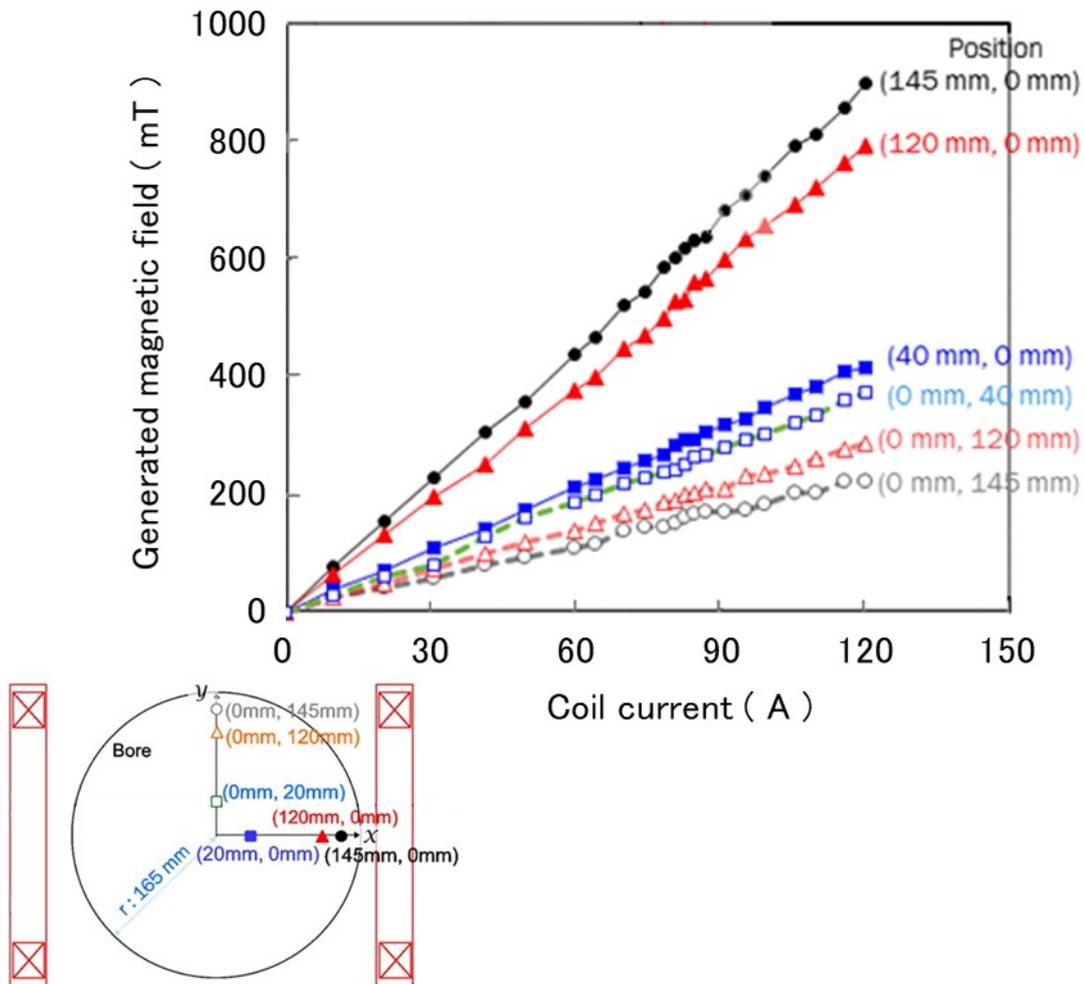


図 6-33 スプリットコイルボアの各点で発生する磁場のコイル電流依存性

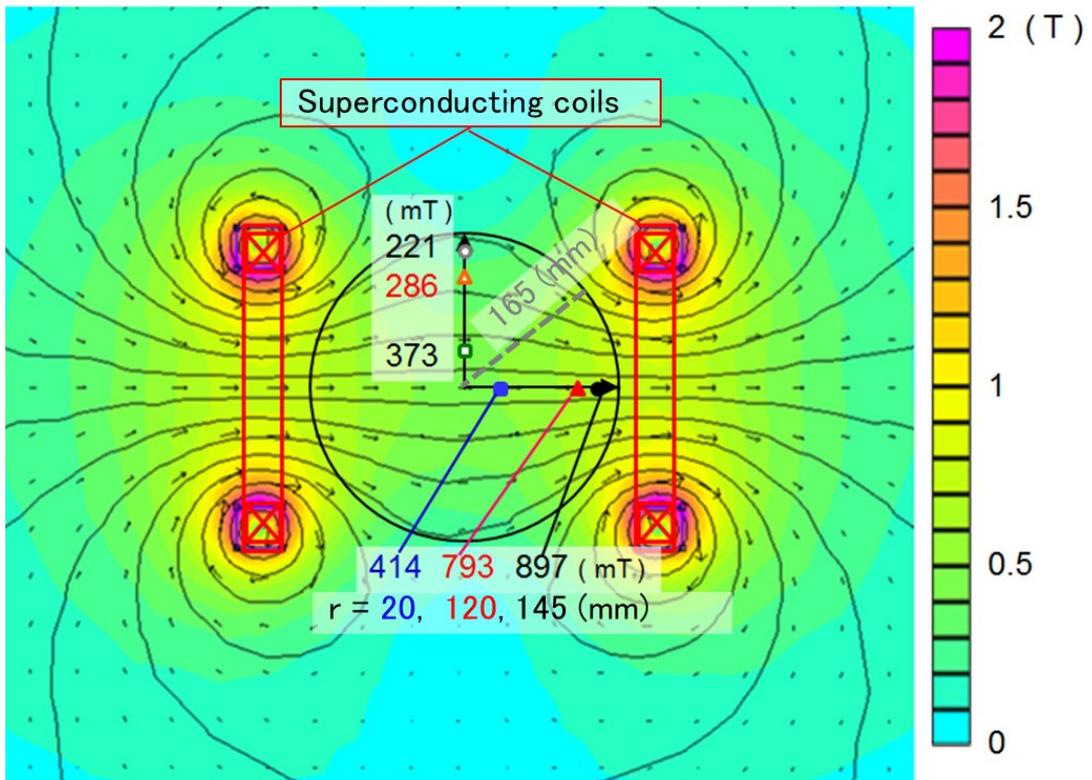


図 6-34 コイル電流 120 A での磁場分布の解析結果

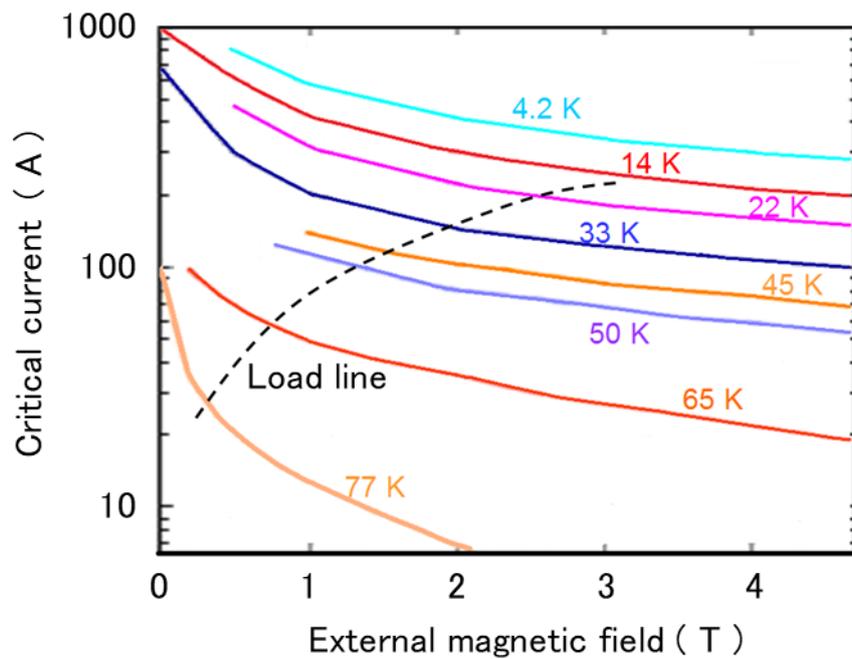


図 6-35 希土類超電導線材の各温度における臨界電流の磁場依存性とコイルの負荷曲線

6.6 第 6 章のまとめ

本章では、Yoroi-coil 構造で補強した非円形形状（二等辺三角形）の無絶縁コイルの試験用 DP コイルを試作・対象として、外部高磁場中での不均質な応力に対する通電特性、ひずみ・変形の測定試験と数値解析を実施した。Yoro-coili 補強構造を持たない試作コイルにおける試験・解析結果との比較により、Yoroi-coil 補強構造の有効性を検証した。以下に得られた知見をまとめる。

- 1 Yoroi-coil 構造による補強のない（フレームが補強板に接続固定されていない）非円形無絶縁コイルでは、試験・解析ともに、二等辺三角形直線部が外側に大きく膨らむとともに、角部に塑性変形限界を超える応力が集中した。無絶縁巻線技術の採用により、コイルは、熱暴走・焼損には至らなかったが、コイルは大きなダメージを受けた。
- 2 Yoroi-coil 補強構造を適用した（外側フレームを固定した）非円形無絶縁コイルでは、外部磁場が 1.4 倍（10T→14T）、通電電流が 2 倍（150A→300A）となり、電磁力として 2.8 倍が加わったにもかかわらず、今回の最大通電電流（300A）におけるコイル両端電圧は 0.6mV と小さく、その状態で電流をホールドしても急激な電圧上昇は観測されなかった。ひずみ・変形測定・解析結果からは Yoroi 補強構造の採用により、コイルの変形をごくわずかに制限できることが分かった。試験後、液体窒素内で行った通電試験では、劣化が観測され劣化メカニズムの解明が必要である。
- 3 Yoroi-coil 構造の試験コイルでは、通電電流を大きくしていくと次第にスパイク状の電圧が観測され、線材のわずかな動きが生じているものと考えられる。しかし、一旦電流を下げ、再び上昇させたとき、事前に到達した電流値までは新たなスパイクが生じないという通電特性を示した。一旦、電圧スパイクが発生した後は、Yoroi-coil 構造がコイル巻線の形状を維持し、以降の励磁は安定して行うことができる可能性を示す。
- 4 Yoroi-coil 構造の矩形 NI コイルを 3 個ずつ配置したスプリットコイルペアを作製し、直径 300 mm 程度のボアに磁場を印加するため、臨界電流までコイル通電を繰り返した。200 回以上の励磁の繰り返しにおいても、コイルの臨界電流の低下は認められず、劣化を防止できる可能性があることが示唆された。

第 6 章の参考文献

- [1] H. Ueda, A. Ishiyama, S. Noguchi, T. Watanabe, S. Nagaya, J. Yoshida, M. Fukuda, “Conceptual Design of Compact HTS Cyclotron for RI Production,” *IEEE Trans. Appl. Supercond.* vol. 29, no. 5, 2019, Art. [2]

- H. Ueda, M. Fukuda, K. Hatanaka, T. Wang, X. Wang, A. Ishiyama, S. Noguchi, S. Nagaya, N. Kashima, N. Miyahara, "Conceptual Design of Next Generation HTS Cyclotron," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol.23, no. 3, 2013, Art. no. 4100205
- [3] S. Nagaya, T. Watanabe, T. Tamada, M. Naruse, N. Kashima, T. Katagiri, N. Hirano, S. Awaji, H. Oguro and A. Ishiyama, "Development of high strength pancake coil with stress controlling structure by REBCO coated conductor", *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 23, no. 3, 2013, Art. no. 4601204.
- [4] X. Wang, A. Ishiyama, T. Tsujimura, H. Yamakawa, H. Ueda, T. Watanabe, S. Nagaya, "Numerical Structural Analysis on a New Stress Control Structure for High-Strength REBCO Pancake Coil," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 24, no. 3, 2014, Art. no. 4601605.
- [5] T. Watanabe, S. Nagaya, N. Hirano, S. Awaji, H. Oguro, Y. Tsuchiya, T. Omura, S. Nimori, T. Shimizu, A. Ishiyama, X. Wang, "Strengthening Effect of "Yoroi-Coil Structure" Against Electromagnetic Force," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 25, no. 3, 2015, Art. no. 8400204.
- [6] X. Wang, H. Umeda, A. Ishiyama, M. Tashiro, H. Yamakawa, H. Ueda, T. Watanabe, S. Nagaya, "Development of Non-Circular REBCO Pancake Coil for High-Temperature Superconducting Cyclotron," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 25, 2015, no. 3, Art. no. 4601904
- [7] T. Watanabe, S. Nagaya, N. Hirano, S. Awaji, H. Oguro, A. Ishiyama, M. Hojo, M. Nishikawa, "Progress of "Yoroi-Coil Structure" in Mechanical Strength With High Current Density," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 27, no. 4, 2017, Art. no. 4602305.
- [8] M. Runde, and N. Magnusson, "Induction heating of aluminum billets using superconducting coils," *Physica C*, vol.372–376, 2002, pp.1339–1341
- [9] M. Runde, and N. Magnusson, "Design, construction and test of a 10 kW superconducting induction heater," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 13, no. 2, Jun. 2003, pp. 1612-1615.
- [10] N. Magnusson, and M. Runde, "Efficiency analysis of high-temperature superconducting induction heater," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 13, no. 2, Jun. 2003, pp 1616-1619.
- [11] N. Magnusson, R. Bührer, and M. Runde,, "Induction heating of aluminum billets using HTS DC coils," *Inst. Phys Conf. Ser.*, vol. 181, 2004, pp. 1104-1109.

- [12] M. Runde, N. Magnusson, C. Fülbier, and C. Bühner, “Commercial induction heaters with high-temperature superconductor coils,” *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 21, no. 3, Jun. 2011,, pp 1379-1383
- [13] T. Watanabe, S. Nagaya, N. Hirano, S. Fukui, “Elemental Development of Metal Melting by Electromagnetic Induction Heating Using Superconductor Coils,” *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 26, no. 3, 2016, Art. no. 3700504.
- [14] T. Lécrevisse, Yukikazu Iwasa, “A (RE)BCO Pancake Winding With Metal-as-Insulation,” *IEEE Trans. Appl. Supercond.* , vol. 26, no. 4, 2016, Art. no. 4700405.
- [15] M.H. Sohn, K. Sim, B. Eom, Y. W. Jeong, H. S. Kim, D. W. Ha, K. Seon, “Stability and Quench Behaviors of Conduction-Cooled 2G HTS Coil Co-wound With SS Tape,” *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 26, no. 4, 2016, Art. no. 4701304.

第 7 章

結 言

7.1 成果の概要

長い開発期間を経て、希土類系超電導線材は応用機器開発に足る通電性能や線材長を達成してきたが、その価格は依然として高額である。そのため、機器の試作やフィールド試験はコスト面での負担が大きく、実施例が少ないので実用化には信頼性が乏しいというのが現状である。超電導でこれまでに実用化されたのは MRI や NMR のように高磁場の応用機器であり、高い電流密度で高磁場を発生できるという超電導材料の利点に基づくものである。しかし、高い電流密度で高磁場を発生するということは、強い電磁力が作用する過酷な状態であり、超電導コイルを実用機器に適用するには高い強度や安定性が要求される。超電導コイルを実用化するためには、「高機械強度化・高電流密度化・高安定化・高磁場化」を達成できることを実証し、信頼性を上げることが必要であるが、線材が高額なことがネックになっている。さらに、希土類系超電導線材の薄膜を積層した構造のため、コイル巻線中の超電導線材で欠陥が皆無ということは困難であり、テープ形状の線材ではエッジ曲げが制限されるのでコイル巻線形状も限られたものになる。

以上を踏まえて、本論文では以下に掲げるコイル化技術を検討した。

- ・超電導線材を節約できる、コンパクトな高電流密度・高磁場コイルを実現する希土類系超電導線材を用いたコイル化技術
- ・希土類系超電導線材の欠陥の評価と、欠陥によって通電電流や発生磁場が制限されないコイル化技術
- ・高電流密度・高磁場コイル実現のため電磁力耐性に優れ、磁場精度を維持するためひずみを低減できる高強度コイル化技術
- ・信頼性向上のため、電氣的・熱的安定性と高電流密度化が両立できるコイル巻線技術

以下に各章の内容と、得られた知見を示す。

第 1 章 序文

医療、エネルギー、輸送機器をターゲットとする大容量・高磁場超電導コイルの実用化・応用拡大のため、希土類系超電導線材の課題とそれを用いたコイルに要求される高機械強度化・高電流密度化・高安定化・高磁場化・高精度磁場化について説明した。それらを踏まえて、本研究の目的及び検討内容について述べた。

第 2 章 希土類系超電導線材のコイル化への技術課題の明確化

希土類超電導線材の課題である剥離について、ロッド試験を用いた評価方法の検討、並びに試験結果と剥離強度の確率的予測の検討を行った。これにより以下のことを明らかにした。

1. ロッドを用いた剥離耐性評価は、評価面積、応力集中などの影響を踏まえると、線材幅に対して十分に大きな評価面積のロッドを用いることが重要である。ロッド試験では特有の応力場が生じるため、得られた強度を設計に用いる場合にはその影響を考慮する必要がある。
2. 超電導線材の剥離強度をワイブルプロットにより整理することで、最弱リンクモデルにより剥離試験結果が説明でき、そこから剥離強度の確率的予測ができることがわかった。
3. 線材の欠陥分布から線材の剥離強度を予測すると、コイルに作用する剥離応力が大面積になると、小さな剥離応力でもコイルの特性低下に至る可能性が示された。

希土類系超電導線材のコイル応用にあたって、剥離強度の評価に関する指針を得、長尺線材は剥離のリスクが極めて高くなることを明らかにした。

第 3 章 高強度超電導コイル (Yoroi-coil) 構造の開発

希土類超電導線材に作用する剥離応力を減じるため非含侵でコイル巻線を一体化せず、かつ、高磁場マグネットに応用できるような電磁力耐性を有する超電導コイルの高強度化について、新規構造を検討し、フープ応力耐性の評価と解析から以下の結論を得た。

1. コイル構造全体で電磁力を支持する Yoroi-coil 構造を提案した。Yoroi-coil 構造の試験コイルを 4.2 K に冷却し、8 T の外部磁場下で 1,500 A 通電するフープ応力試験によって、Yoroi-coil 構造がコイル構造全体で電磁力を支持することで、超電導線材の耐力を超えるフープ応力が作用する環境下でもコイル巻線に作用する電磁力を減じ、ひずみを低減できることを確認した。
2. フープ応力試験において、作用する電磁力が最大のときの Yoroi-coil 構造コイルの応力とひずみを円筒圧力容器のモデルを用いて解析し、コイルを構成する枠材や補強板が分担している補強効果を明らかにした。
3. 三次元数値構造解析によって、電磁力はコイルの枠材のみでなく上下の補強板と中央のセパレート板にも伝わり、Yoroi-coil 構造コイルのコイル構造材全体が電磁力を支持することが明らかになった。
4. 超電導層を外側にしたコイル巻線では焼損に至る熱暴走が発生した。予ひずみを考慮した設計とともに、超電導コイルの保護も超電導応用の重要な課題である。

第 4 章 Yoroi-coil 構造の補強効果の検証

電磁力に対する Yoroi-coil 構造の強化効果を検証するために、補強材として C-FRP やステンレス鋼を使用した試験用コイルを用いて、高磁場下でのコイル通電によるフープ応力試験を行った。得られた知見や、検討内容を以下にまとめる。

1. C-FRP 補強板を用いた DP コイルによる高電磁力試験を実施した。結果として 2 GPa (ハステロイ基板換算) に迫る高電磁力下でも、Yoroi-coil 構造によって補強部材が半分以上の電磁力を支持して、コイル巻線に作用する応力を緩和し、ひずみを低減できることを実証した。
2. 補強材料の剛性を向上させることで超電導コイルの高強度化が可能であるという傾向が確認でき、補強材の熱収縮率等の物性を考慮して配置や組み合わせを適切に選択することで、さらなる高強度構造の最適化が可能であると予想できる。
3. ステンレス鋼を補強部材とし、厚さ 100 μm 未満の超電導線材を用いてコイル巻線を緻密化した Yoroi-coil 構造コイルを製作し、11 T の高磁場下で安定に 450 A / mm^2 近傍の高電流密度のコイル通電を達成した。コイル巻線に作用するフープ応力は、 $B \times J \times R$ 計算で超電導線材の耐力を超える 1.1 GPa に及ぶ環境であるが、ステンレス鋼の補強部材による Yoroi-coil 構造の補強効果によって、コイル巻線のひずみが低減されていることを確認した。ステンレス鋼の補強部材による Yoroi-coil 構造の補強効果によって、コイル巻線に作用する電磁力が低減され、コイル巻線のひずみが制限されていることを確認した。

Yoroi-coil 構造の補強部材の内部で応力の分布があり、強い応力が作用している部分の補強構造の改善や、応力を分散させることによって、さらに補強構造の最適化が可能になると考えられる。

第 5 章 無絶縁コイル巻線技術の Yoroi-coil 構造への適用の検討

Yoroi-coil 構造の HTS コイルに、無絶縁 (NI) コイル技術を適用することによって得られる熱安定性の向上に関して、冷却構造の異なる 2 つの Yoroi-coil 構造 DP コイルを試作し、Yoroi-coil 構造 (非含侵) の NI コイルの伝導冷却下での熱的振る舞いを明らかにするために電源遮断に伴う NI コイル巻線内の発熱による温度上昇特性評価試験を行った。その結果、伝熱シートを NI コイル巻線部とコイル巻棒の間に効果的に挿入することで伝熱特性をよくすることが実験的に示され、熱的安定性を向上させることができることを確認した。

NI コイルの実用化の課題とされる励起遅延の回避と、NI コイルの利点である線材の欠陥を電流がバイパスする効果の両立について、4 本の超電導線材によって構成されるバンドル導体を用いた Yoroi-coil 構造の DP コイルを試作し検証した。バンドル間にはステンレステープを挿入して、Yoroi-coil 構造の NI コイルを製

作り、通電試験を行って、以下の結果を得た。

1. 最大 5 A/s の電流掃引速度で励磁し、コイルの中心磁場を測定したところ、バンドル間の電氣的結合を防ぎ、励起遅延を回避することができることを確認した。
2. ヒータにより局所的な常電導転移を引き起こした際の試験コイルの中心磁場を測定し、バンドル内の転流により、発生磁場が維持されていることを確認した。バンドル導体を用いた NI コイルが、励磁の遅延を抑制し、かつ高負荷率で発生させた磁場を維持できる可能性が示唆された。

NI コイル巻線技術を Yoroï-coil 構造のコイルに適用することで、コイルの熱的安定性の向上が図られ、バンドル導体を用いることで励起遅延を回避でき、かつ、線材の欠陥をバンドル内で電流が迂回してバイパスできるコイル巻線の実現の可能性を見出した。

第 6 章 非円形コイルにおける Yoroï-coil 構造の補強効果の検証

Yoroï-coil 構造で補強した非円形形状（二等辺三角形）の無絶縁コイルの試験用 DP コイルを試作・対象として、外部高磁場中での不均質な応力に対する通電特性、ひずみ・変形の測定試験と数値解析を実施した。Yoroï-coil 補強構造を持たない試作コイルにおける試験・解析結果との比較により、Yoroï 補強構造の有効性を検証した。また、非円形無絶縁コイルとして矩形コイルを用いて Yoroï-coil 構造による通電特性低下防止を検証した。

1. Yoroï 補強構造を持たない（外側フレームを固定していない）非円形無絶縁コイルでは、試験・解析ともに、二等辺三角形直線部が外側に大きく膨らむとともに、角部に塑性変形限界を超える応力が集中した。無絶縁巻線技術の採用により、コイルは、熱暴走・焼損には至らなかったが、コイルは大きなダメージを受けた。
2. Yoroï 補強構造を適用した（外側フレームを固定した）非円形無絶縁コイルでは、外部磁場が 1.4 倍（ $10\text{T} \rightarrow 14\text{T}$ ）、通電電流が 2 倍（ $150\text{A} \rightarrow 300\text{A}$ ）となり、電磁力として 2.8 倍が加わったにもかかわらず、今回の最大通電電流（ 300A ）におけるコイル両端電圧は 0.6mV と小さく、その状態で電流をホールドしても急激な電圧上昇は観測されなかった。ひずみ・変形測定・解析結果からは Yoroï 補強構造の採用により、コイルの変形をごくわずかに制限できることが分かった。試験後、液体窒素内で行った通電試験では、劣化が観測され劣化メカニズムの解明が必要である。
3. 通電電流を大きくしていくと次第にスパイク状の電圧が観測され、線材のわずかな動きが生じているものと考えられる。しかし、一旦電流を下げ、再び上昇させたとき、事前に到達した電流値までは新たなスパイクが生じないという

通電特性を示した。2 回目以降の励磁は安定して行うことができる可能性を示す。

4. Yoroï-coil 構造の非円形無絶縁コイルとして矩形コイルを製作し、矩形コイルを 3 個ずつ配置したスプリットコイルペアを形成して、臨界電流までコイル通電を行い、直径 300 mm 程度のボアに磁場を印加し、それを繰り返した。200 回以上の励磁の繰り返し、さらに、アルミ材の回転による磁場変動の繰り返しにおいても、コイルの臨界電流の低下は認められず、劣化を防止できる可能性があることが示唆された。

7.2 おわりに

本論文は希土類系超電導線材を用いて、「高機械強度化・高電流密度化・高安定化・高磁場化」を実現する超電導コイル化技術に関する研究成果をまとめたものである。

Yoroï-coil 構造の開発により、高電流密度化と高磁場化を達成できる高強度コイルの実現の見通しを得た。Yoroï-coil 構造はコイル巻線に作用する電磁力を補強構造で分担して支持するので、コイル巻線の作用する応力を減じでひずみを低減できることから、電磁力が作用する環境下でも磁場精度、磁場分布を維持することができると考えられ、高機械強度化・高電流密度化・高磁場化・高精度磁場化への指針を本論文で示したといえることができる。

大電流通電は厚い安定化層がなければ常電導転移が発生した際に電流バイパスが確保できずコイル保護ができなくなり、逆に安定化層を十分に厚くすると電流密度は低下するので、高電流密度通電と熱的安定化は二律背反と言われた。無絶縁コイル巻線技術の適用は、高電流密度通電であっても、コイル巻線中の安定化層を共有することで常電導転移の際の温度上昇を抑えてコイル保護する可能になる。無絶縁コイル巻線技術を適用した Yoroï-coil 構造のコイルでは、コイル線材の超電導特性が損なわれるような条件下でも、熱暴走を起こすことなく通電することができた。これによって、Yoroï-coil 構造の熱安定化への見通しがたったといえよう。

加速器用マグネットなどには円形コイルだけでなく、レーストラック形状や三角形の非円形コイルも必要であり、これらには不均質な応力が作用する。Yoroï-coil 構造は非円形コイルにおいてもコイル巻線のひずみを低減し、電磁力に対して強い補強効果を発揮した。無絶縁コイル巻線技術を適用することで、非円形コイルにおいても熱暴走に至らない安定性を付与することも確認でき、非円形コイルでも高強度化や熱的安定性を高めることができることが確認できた。

以上のように、本論文では、高電流密度・高磁場コイルの実用化に向けた検討から、「高機械強度化・高電流密度化・高安定化・高磁場化」を実現する超電導コイル化技術の見通しを、実試験と数値解析による評価を通じて得ることができた。本研究の成果が、エネルギー、医療、輸送など多くの分野への超電導技術の導入とそれによる豊かな社会の発展に貢献することを期待する。

研究業績

種 類 別	題 名、 発 表 ・ 発 行 掲 載 誌 名、 発 表 ・ 発 行 年 月、 連 名 者 （ 申 請 者 含 む ）
論 文	○[1] “Mechanical strength evaluation of a Yoroi-coil structured non-circular REBCO pancake coil in high magnetic field”、IEEE Transactions on Applied Superconductivity、vol. 32・2022・3149232、Tomonori Watanabe, Shigeo Nagaya, Atsushi Ishiyama, So Noguchi, Hiroshi Ueda and Gen Nishijima
論 文	○[2] “Development of Conduction-Cooled Superconducting Split Coil for Metal Melting by DC Induction Heating”、IEEE Transactions on Applied Superconductivity、vol.28・2018・3700104、T. Watanabe, S. Nagaya, N. Hirano, S. Fukui, M. Furuse
論 文	○[3] “Progress of “Yoroi-Coil Structure” in Mechanical Strength With High Current Density”、IEEE Transactions on Applied Superconductivity、vol. 27・2017・4602305、T. Watanabe, S. Nagaya, N. Hirano, S. Awaji, H. Oguro, A. Ishiyama, M. Hojo, M Nishikawa
論 文	○[4] “Elemental Development of Metal Melting by Electromagnetic Induction Heating Using Superconductor Coils”、IEEE Transactions on Applied Superconductivity、vol. 26・2016・3700504、T. Watanabe, S. Nagaya, N. Hirano, S. Fukui
論 文	○[5] “Strengthening Effect of “Yoroi-Coil Structure Against Electromagnetic Force”、IEEE Transactions on Applied Superconductivity、vol. 25・2015・8400204、T. Watanabe, S. Nagaya, N. Hirano, S. Awaji, H. Oguro, Y. Tsuchiya, T. Omura, S. Nimori, T. Shimizu, A. Ishiyama, X. Wang
論 文	○[6] “Development of high strength pancake coil with stress controlling structure by REBCO coated conductor”、IEEE Transactions on Applied Superconductivity、vol. 23・2013・4601204、S. Nagaya, T. Watanabe, T. Tamada, M. Naruse, N. Kashima, T. Katagiri, N. Hirano, S. Awaji, H. Oguro and A. Ishiyama

論文	[7] “Rapid Formation of 200 m-long YBCO Coated Conductor by Multi-Stage CVD”、IEEE Transactions on Applied Superconductivity、vol. 17・2007・pp. 3386 - 3389、T. Watanabe, N. Kashima, N. Suda, M. Mori, S. Nagaya, S. Miyata, A. Ibi, Y. Yamada, T. Izumi, Y. Shiohara
論文	[8] “Development of Multi-plume and Multi-turn (MPT) PLD for YBCO Coated Conductor”、Materials Research Society Online Proceedings、vol. 868・2005・C2.7、T. Watanabe, R. Kuriki, T. Muroga, S. Miyata, A. Ibi, Y. Yamada, Y. Shiohara, T. Kato, T. Hirayama.
論文	[9] “High rate deposition by PLD of YBCO films for coated conductors”、IEEE Transactions on Applied Superconductivity、vol. 15・2005・pp. 2566 - 2569、T. Watanabe, R. Kuriki, H. Iwai, T. Muroga, S. Miyata, A. Ibi, Y. Yamada, Y. Shiohara
論文	[10] “Investigation of multi-deposition for high I_c YBCO coated conductors prepared by PLD on self-epitaxial CeO_2 buffers”、IEEE Transactions on Applied Superconductivity、vol. 15・2005・pp. 2620 - 2623、T. Watanabe, H. Iwai, A. Ibi, T. Muroga, S. Miyata, Y. Yamada, Y. Shiohara, T. Kato, T. Hirayama
論文	[11] 「YBCO のマルチ・プルーム・マルチ・ターン PLD 成膜」、低温工学、2004 年 39 卷 11 号 p. 553-559、渡部 智則、栗木 礼二、岩井 博幸、宮田 成紀、室賀 岳海、衣斐 顕、山田 穰、塩原 融
論文	[12] “Progress and future prospects of research and development on coated conductors in Japan”、IEEE Transactions on Applied Superconductivity、Vol. 13・2003・pp.2445 - 2451、T. Watanabe, Y. Shiohara, T. Izumi.
論文	[13] Advances in Coated Conductor Development at SRL-Nagoya Coated Conductor Center”、Physica C、vol. 412-414・2003・pp. 819-823. T. Watanabe, H. Iwai, T. Muroga, S. Miyata, Y. Yamada, Y. Shiohara

論文	[14] “ Fabrication of Y-Ba-Cu-O Films on Surface-Oxidation Epitaxy (SOE) Processed Substrates”、Physica C・vol.378-381・2002・pp. 378-381、T. Watanabe, Y. Ohashi, T. Maeda, M. Mimura, I. Hirabayashi
論文	[15] “Surface-oxidation epitaxy of Ni-clad Ni-20wt%Cr and Ni-clad austenitic stainless steel tapes for Y-Ba-Cu-O coated conductors”、IEEE Transactions on Applied Superconductivity、Vol. 11・2001・pp. 3134 - 3137、T. Watanabe, K. Matsumoto, T. Tanigawa, T. Maeda, I. Hirabayashi
総説	[1] 渡部 智則, 石山 敦士、「超電導電力貯蔵システム (SMES)」、電気学会誌 134 巻 8 号、2014 年、p. 546-548
総説	[2] 渡部 智則, 長屋 重夫, 平野 直樹、「高強度超電導コイルの開発」、電気評論、2013 年 7 号
総説	[3] 渡部 智則, 長屋 重夫, 平野 直樹, 淡路 智, 小黒 英俊, 石山 敦士, 王 旭東「高強度パンケーキコイル構造(Yoroi-coil)の開発 (特集 RE 系高温超電導線材を用いた実コイル製作の現状－テーマ解説)」、低温工学、48 巻 5 号、2013 年、p.213-219
総説	[4] 渡部 智則, 長屋 重夫, 平野 直樹、「超電導電力貯蔵(SMES)技術の現状と今後の展望」、化学工学 77 巻 1 号、2013 年 1 月、p.19-22
総説	[5] 渡部 智則, 長屋 重夫, 平野 直樹、「超電導電力貯蔵装置 (SMES)次世代超電導コイル: 電磁力に耐える高強度コイルの開発」、配管技術 55 巻 1 号、2013 年 1 月、p. 27-30
総説	[6] 渡部 智則, 長屋 重夫, 平野 直樹、「超電導電力貯蔵装置 (SMES)の現状」、電気設備学会誌、32 巻(12)、2012 年、p.873-876
総説	[7] 長屋 重夫, 渡部 智則, 平野 直樹、「超電導-次世代の電力系統を探る-」、新電気 Vol.66, No.11、2012 年、p. 6-15

講演	[1] Tomonori Watanabe, " Mechanical strength evaluation of Yotoi-coil structured non-circular REBCO pancake coil in high magnetic field "、27th International Conference on Magnet Technology、Fukuoka, Japan、2021年11月、MT27 Organization
講演	[2] 渡部 智則、「スケルトンサイクロトロン」用 REBCO コイルシステムの開発(その2)」、2021年度春季低温工学・超電導学会、virtual、2021年5月、低温工学・超電導学会
講演	[3] Tomonori Watanabe, " Examination of strength of non-circular HTS coil against electromagnetic force "、the 2020 Applied Superconductivity Conference、virtual、2020年10-11月、ASC2020 Inc.
講演	[4] Tomonori Watanabe, " HTS Coils Wound by Bundle Conductor Composed of No-insulated REBCO tapes "、14th European Conference on Applied Superconductivity、Glasgow, UK、2019年9月、EUCAS2019 Organization.
講演	[5] Tomonori Watanabe, " Development of Conduction-Cooled Superconducting Split Coil for Metal Melting by DC Induction Heating "、the 2018 Applied Superconductivity Conference、Seattle, USA、2018年10-11月、ASC2018 Inc.
講演	[6] Tomonori Watanabe, " Development of Conduction-cooled Superconducting Split Coil for Aluminum Melting Equipment "、Shanghai High-Temperature Superconductor Conference 2018、Shanghai, China、2018年8月、上海交通大学、Shanghai Superconductor 共催
講演	[7] Tomonori Watanabe, " Development of Conduction-cooled Superconducting Split Coil for Metal Melting by DC Induction Heating "、25th International Conference on Magnet Technology、Amsterdam, Netherland、2017年8-9月、MT25 Organization

講演	[8] Tomonori Watanabe, "Progress of "Yoroi-coil Structure" in Mechanical Strength in High Current density", the 2016 Applied Superconductivity Conference, Denver, USA, 2016年9月、ASC2016 Inc.
講演	[9] Tomonori Watanabe, "Elemental Development of Metal Melting by Electromagnetic Induction Heating Using Superconductor Coils", 12th European Conference on Applied Superconductivity, Lyon, France, 2015年9月、EUCAS2015 Organization
講演	[10] Tomonori Watanabe, "Strengthening Effect of "Yoroi-Coil Structure Against Electromagnetic Force", the 2014 Applied Superconductivity Conference, Charlotte, USA, 2014年9月、ASC2014 Inc
講演	[11] Tomonori Watanabe, "Development of Elemental Technologies for Y-based HTS SMES", International Symposium on EcoTopia Science 2013, 愛知県名古屋市, 2013年12月、名古屋大学
講演	その他 25件
特許	[1] 「超電導コイルの保護方法」、特許第06486651号、2019年3月1日登録
特許	[2] 「超電導コイルの電極構造」、特許第06364235号、2018年7月6日登録
特許	[3] 「超電導異形コイルの製造方法」、特許第06262564号、2017年12月22日登録
特許	[4] 「超電導コイルのクエンチ検出装置及びクエンチ検出方法」、特許第06220554号、2017年10月6日登録
特許	[5] 「耐低温性樹脂組成物及びそれを用いた超電導線材」、特許第06021150号、2016年10月14日登録

特許	[6]「超電導コイル装置及びその製造方法」、特許第 06035050 号、2016 年 11 月 4 日登録
特許	[7]「超電導コイル装置及びその製造方法」、特許第 06005386 号、2016 年 9 月 16 日登録
特許	[8]「超電導コイルの伝導冷却板及び超電導コイル装置」、特許第 05921940 号、2016 年 4 月 22 日登録
特許	[9]「超電導線材」、特許第 05802473 号、2015 年 9 月 4 日登録
特許	[10]「エピタキシャル膜形成用配向基板及びその製造方法」、特許第 05763718 号、2015 年 6 月 19 日登録
特許	[11]「超電導線の製造方法」、特許第 05764404 号、2015 年 6 月 19 日登録
刊行物	[1]「超伝導現象と高温超伝導体」、株式会社エヌ・ティー・エス、2013 年 3 月、第 2 編、第 4 章、第 2 節「超伝導電力貯蔵(SMES)技術」石山敦士・渡部智則分担執筆
刊行物	[2] Conseil International des Grands Reseaux Electriques (CIGRE), Working Groupe D1.38、” Common Characteristics and Emerging Test Technique for High Temperature Superconducting Power Equipment”、CIGRE Technical Brochure N 644、ISBN 978-2-85873-347-7、2015 年 12 月、第 5 章-3「Superconducting magnetic energy storage」分担執筆

謝辞

石山敦士教授には本研究の全般にわたって数多くの御指導、御助言を賜りました。深く感謝し、心から厚く御礼申し上げます。

京都大学、北條正樹教授、西川雅章准教授には希土類系超電導線材の剥離強度の評価に関しましてご指導、ご協力をいただきました。深く感謝し、心から厚く御礼申し上げます。

東北大学、淡路智准教授には Yoroi-coil の電磁力耐性を評価するにあたり、ご多忙の中、試験の指導や解析について多大な御指導、御助言を賜りました。東海大学、小黒俊英准教授には、東北大学における、Yoroi-coil 電磁力耐性評価の際、ご指導、ご協力いただきました。深く感謝し、心から厚く御礼申し上げます。

物質材料研究機構の西島元博士には非円形 Yoroi-coil の電磁力耐性を評価するにあたり、試験の指導や解析について多大な御指導、御助言を賜りました。深く感謝し、心から厚く御礼申し上げます。

早稲田大学石山研究室の卒業生・学生の皆様には試験をはじめ、様々なご尽力を頂きました。深く感謝し、今後のご活躍をお祈り申し上げます。

本研究にご協力いただいた、長屋重夫氏をはじめとする中部電力の皆様には感謝申し上げます。