研究論文

コイル化技術に必要な RE 系線材の特性把握

—許容剥離応力評価とコイルフラックスフロー特性の定量的予測—

岩井 貞憲^{*,†}, 宮崎 寛史^{*}, 戸坂 泰造^{*}, 田崎 賢司^{*}, 石井 祐介^{*}Study of the Basic Properties of REBCO-coated Conductors for HTS Coil Technology
— Evaluation of Delamination Characteristics and Numerical Prediction of
Flux Flow Characteristics —Sadanori IWAI^{*,†}, Hiroshi MIYAZAKI^{*}, Taizo TOSAKA^{*}, Kenji TASAKI^{*} and Yusuke ISHII^{*}

Synopsis: In order to operate conduction-cooled HTS coils wound with REBCO-coated conductors stably without thermal runaway, the coil should not have any degraded area in the winding, and the flux flow characteristics should be calculated numerically. However, the delamination characteristics of short wire, which are considered to be a significant factor in degradation, are inconsistent with the results of thermal stress analysis. Therefore, we newly proposed a method for evaluation of the allowable design range of the coil without degradation. This method is characterized by use of the test results of small model coils differing in the ratio of outer diameter and inner diameter. Additionally, we measured the flux flow characteristics of a dry coil and performed numerical calculation for turn-to-turn. The calculated values were in good agreement with the measured ones.

Keywords: REBCO-coated conductors, delamination, flux flow, artificial pinning centers

(Some figures in this article may appear in colour only in the electronic version)

1. はじめに

RE₁Ba₂Cu₃O_{7-x} (以下 RE 系) 高温超電導線材は高い機械強度、臨界電流特性を持つことから、様々な超電導応用機器の小型軽量化が期待されている。また伝導冷却方式を用いることで従来よりも高く幅広い温度領域 (20 K~77 K) での運転が可能となり、冷却構造を簡素化することができる。

一般に超電導マグネットを設計する際、求められる磁場を得るため、線材の機械強度、臨界電流特性に応じて、運転温度や負荷率、コイル形状などをパラメータとしたコイル設計を行うとともに、クエンチや熱暴走に対するコイル保護の設計も不可欠である。RE 系コイルの場合、従来の低温超電導コイルに比べて電流密度が高い設計が可能となるが、クエンチを検出してコイルを保護することは難しく、ひとたび熱暴走 (クエンチ) してしまうと焼損する危険性

が高い。電流密度を犠牲にする方法も考えられるが、小型化のメリットは無くなってしまう。したがって、高電流密度設計は維持しながらコイルの焼損を回避するためには、熱暴走させない運転条件を事前に把握しておくことが重要となる。そのためには、コイルの発熱特性が定量的に予測可能であること、すなわちフラックスフロー特性を計算で予測することが必要条件であり、さらにその前提として、コイル製作プロセスにおいて線材特性を劣化させるようなダメージを与えない設計手法を確立することが不可欠である¹⁾。

本研究は、コイル化技術の確立に向けて、これら RE 系コイルの設計において実際に使える手法およびデータを把握することを目的としている。コイル製作プロセスにおける線材の特性劣化に関しては、含浸したコイルが特性劣化する主要因と考えられている径方向応力に関する設計手法について述べる。一方、フラックスフロー特性の計算予測に関しては、計算手法およびそれに必要な線材の超電導特性データについて述べる。

Received January 22, 2013

^{*} 株式会社 東芝 電力・社会システム技術開発センター
〒230-0045 神奈川県横浜市鶴見区末広町 2-4
Power and Industrial Systems Research and Development Center,
Toshiba Corporation, 2-4 Suehiro-cho, Tsurumi-ku, Yokohama,
Kanagawa 230-0045, Japan

[†] E-mail: sadanori.iwai@toshiba.co.jp

2. コイル製作プロセスにおける線材の特性劣化

2.1 コイル製作プロセスに必要な線材特性データ

RE 系コイルの代表的な製作プロセスで想定される、線材特性を劣化させる要因を Fig. 1 に示す。これらの要因による特性劣化を避けるためには、Table 1 に示すような線材の諸特性を把握しておく必要がある。Table 1 には、Fig. 1 に記載した特性劣化要因との関連性を併記した。曲げひずみや引張り応力等の許容値に関しては、線材メーカから保証値として提供されており、ある程度コイル設計やプロセス管理に使えるデータになっている。一方、含浸コイルが特性劣化する原因と考えられている、線材の積層構造を破壊（剥離）させる力に対する許容値に関しては、様々な測定データが公表されているものの²⁻⁴⁾、許容剥離応力の測定データ、コイルに発生する応力、およびコイルの劣化度合の因果関係という意味で、設計に使えるデータになっているとは言い難い。ここでは、コイルの内部で発生する剥離応力に対する設計方法に関して述べる。

2.2 線材の許容剥離応力とコイル設計

2.2.1 含浸コイルの特性劣化メカニズムの推定

RE 系コイルを伝導冷却システムで使用するためには、伝熱バスの確保という意味においてコイルを樹脂含浸することが望ましい。しかし近年、含浸したコイルのフラックスフロー特性においてコイル n 値が著しく低下する、いわゆる劣化現象が問題となっている⁵⁻⁷⁾。コイルのフラックスフロー特性が劣化すると、十分にマージンをとったはずの設計電流値であっても、劣化箇所を中心に局所的に発熱が生じて予期せぬ熱暴走が発生するリスクになってしまう。

一例として、エポキシ樹脂で含浸した、Table 2 に示す諸元の RE 系コイルの 77 K でのフラックスフロー特性を Fig. 2 に示す。表中のコイル n 値は、 10^{-9} V/cm から 10^{-7} V/cm の領域において、Fig. 2 の実験値をべき乗関数でフィッティングして求めた値である。コイル n 値は 8 程度と低く、また後述する手法で計算した値と比較しても明らかに低い電流領域で電圧が発生していることがわかる。この原因としては、室温から通電温度（77 K 以下）まで冷却する際に生じるコイル径方向の熱応力が考えられる。Ni や Cu などの線材を構成する部材の室温から 77 K までの熱収縮率が-0.2%~-0.3%であるのに対して、ターン間の絶縁層を構成するエポキシ樹脂などの部材は-0.5%~-1%と大きいため、Fig. 3 に示すようなコイル径方向の熱応力が発生し、線材テープ面が垂直に引っ張られる方向、つまり剥離方向の応力（剥離応力）が線材にはたらく。RE 系線材は長手方向の引張り応力には高い機械強度を有しているが、テープ面垂直方向に複数の薄膜を積層した構造をしているため、それを剥離させる力には脆弱である。

Fig. 1 Manufacturing processes of a typical coil, and factors related to each process step that degrade the characteristics of REBCO wire.

Table 1 Required characteristic data of REBCO wire for coil manufacturing

Category	Characteristic	Related causes of degradation
Mechanical	Minimum bending dia. (flatwise)	1-1)
	Minimum bending dia. (edgewise)	1-2)
	Tolerance of tensile stress	1-3), 3-1), 3-2), 3-3)
	Delamination tolerance	3-1), 3-2), 3-3)
	Tolerance of axial stress	3-2), 3-3)
Chemical	Allowable temperature and time	1-4), 1-5), 2-1),
	Tolerance of soldering materials exposure	1-4), 1-5),
	Tolerance of water/humidity exposure	3-4)
	Aging effect	1-4), 1-5), 3-4)

Table 2 Specifications of the impregnated coil

Items	Specifications
Tape substrate	Hastelloy®
Tape width (mm)	4
Tape thickness (mm)	0.1
Turn insulation	Polyimide(t25μm) + Epoxy resin
Turn insulation thickness* (mm)	0.08
Tape length (m)	24
Inner dia. (mm)	50
Outer dia. (mm)	90
Outer/Inner dia.	1.80
Number of turns	111
n-value	8

*Averaged value for each turn.

Fig. 2 *E-I* characteristics of a single-pancake coil impregnated with epoxy resin at 77 K.

Fig. 3 Schematic drawings of the relationship between radial tensile stress and delamination stress.

Fig. 4 Schematic drawing showing a cross-sectional view of the REBCO tape.

例えば Ni 基合金である Hastelloy® 基板の線材で 600 MPa 以上、NiW 基板の線材で 400 MPa 以上の引張り応力下でも超電導特性を維持することが報告されているが^{8,9)}、剥離させる力に対してはそれより 1 桁から 2 桁低い応力でも線材が破壊、もしくは超電導特性が劣化することが報告されている^{2,4)}。すなわち、含浸コイルを冷却すると、コイル径方向に熱応力が発生し、それが線材に対する剥離方向の応力となって線材を破壊し、コイルの特性が劣化するというメカニズムである。

2.2.2 線材の剥離試験結果と熱応力解析値との因果関係

含浸コイルの特性劣化原因が前述のメカニズムであるならば、冷却時に発生するコイル径方向の熱応力を、線材の許容剥離応力以下になるように設計すればよいことになる。そのためには、短尺線材の許容剥離応力の測定データと、熱応力解析結果、およびコイルのフラックスフロー特性

(劣化の有無)との間に因果関係があることが前提となるが、これまでの研究では、それらの間に明確な因果関係は見出されていない。例えば、前述 Fig. 2 に示した含浸コイルで使用した線材と同じ構成である Fig. 4 に示す線材 (Hastelloy® 基板, Cu メッキ, 幅 4 mm, 厚さ 0.1 mm) を用いた剥離試験が実施されているが、許容剥離応力は 14 サンプルで 26 ~ 50 MPa と大きなばらつきを持つ結果となっている¹⁰⁾。この許容剥離応力は、線材表面に取り付けた治具に引張り荷重を徐々に負荷した際、線材が破壊され荷重が開放された時の荷重から算出されている。なお、事前の試験において線材が破壊される前は、線材特性が健全であることが確認されている。一方で、同じく Fig. 2 の含浸コイルについて実施された熱応力解析では、室温から 77 K までの冷却時に発生するコイル内部の径方向応力は最大でも 12 MPa であり¹¹⁾、短尺線材で得られた許容剥離応力を下回ることが報告されている。このように剥離試験の結果と熱応力解析の結果とは矛盾しており、これらの結果を設計に用いることはできない。剥離試験結果のばらつきが大きいことから、ワイブル分布を仮定して、コイルに使用した 24 m の線材長の中で最弱な部位を想定すると 7 MPa となることから、剥離試験と熱応力解析の因果関係をつける試みもされているが¹⁰⁾、データのばらつきには、試験体系に起因する影響も含まれており、設計に適用するのは難しい。短尺線材の剥離試験結果を設計に適用できる可能性があるとする、剥離試験の試験体系自体も詳細な応力解析を実施し、コイルの応力解析との因果関係を見出す必要があると考えられる。

2.3 線材特性を劣化させない含浸コイルの設計手法

短尺線材の剥離試験結果と応力解析では、線材特性を劣化させない含浸コイルを設計することが困難であることから、別の設計手法として、モデル小コイルによる評価を提案する。この方法は、線材、含浸樹脂、ターン間絶縁層から構成される複合材であるコイルを等価剛性として扱った場合に、剛性マトリクスおよび熱収縮率が同じであれば、剥離応力と対応するコイル径方向の熱応力が、コイルの内径と外径の比 (内外径比) によって決まることに着目したもので、内外径比の異なる複数のモデル小コイルをサンプルとして特性劣化の有無を評価する方法である。コイルの剛性マトリクスおよび熱収縮率を同じにするために、モデル小コイルの巻線構成は実コイルと同じ巻線構成で製作することが重要となる。

本研究では Fig. 4 と同じ RE 系線材を用いて、コイル内外径比をパラメータとした 8 つのシングルパンケーキコイル (#1~#8) を試作し、特性劣化の指標としてコイル n 値について調べた。試作したコイルの諸元を Table 3 に示す。ターン間の絶縁層は、前述 Fig. 2 で示した劣化した含浸コイルと同じくポリイミドテープ (t 25 μm) とエポキシ樹脂で構成される。コイルサイズは小さいもので外径 ϕ 34 mm、

Table 3 Specifications of the model coils (#1~8)

Item	Specifications							
Coil number	#1	#2	#3	#4	#5	#6	#7	#8
Turn insulation thickness* (mm)	0.12	0.09	0.09	0.10	0.08	0.08	0.09	0.11
Tape length (m)	1.0	1.8	1.8	10.7	19.9	32.4	8.5	8.7
Inner dia. (mm)	30	30	30	100	100	200	270	270
Outer dia. (mm)	34	37	37	112	120	216	274	274
Outer/Inner dia.	1.14	1.22	1.23	1.12	1.20	1.08	1.01	1.01
Number of turns	10	18	18	31	55	47	10	10
n-value	24	1	6	35	13	32	36	29

*Averaged value for each turn.

Fig. 5 n-values of various coils differing in the ratio of outer diameter and inner diameter.

大きいもので外径 274 mm、内外径比については、1.01 から 1.23 の範囲となっている。液体窒素中(77 K)での通電試験から得たコイル n 値について、内外径比でプロットしたグラフを **Fig. 5** に示す。コイル n 値は、内外径比約 1.15 の前後で大きな違いがあり、例えば内外径比 1.14 では 24 となっているが、内外径比 1.20 では 13 と大きく低下してしまうことがわかった。この結果を利用するのが新しい設計手法である。すなわち、上記巻線構成で実機サイズのコイルを製作する場合、線材特性を劣化させないためには、内外径比を少なくとも 1.14 以下にする、という方法である。一方で、この内外径比のクライテリアは、絶縁層厚さなどの巻線構成のばらつきや線材の許容剥離応力のばらつきに影響されると考えられる。これに対応して適切なマージンをとるためには、モデル小コイルの試験データを蓄積していくことが重要となる。本設計手法は、モデル小コイルの試験データから、実コイルで線材特性が劣化するか否かを予測する手法であるため、基本的には熱応力解析を実施しなくても設計のクライテリアを得ることができるのが特徴である。ただし、モデル小コイルは 77 K での評価であるため、実コイルが 77 K 以下で運用される場合には熱応力が若干増加すること、また電磁力によってコイル径方向応力が増加する場合があることから、それらへの対応が

必要となる。今後はその点にも考慮しながら、内外径比と応力解析との対応関係についても検討を進めていく。また、巻線構成が異なる場合についても、応力解析の結果との対応関係を含め、同様の評価が必要と考えられる。

3. コイルフラックスフロー特性の定量的予測

3.1 目的

RE 系コイルの熱暴走限界を定量的に予測するためには、コイルの発熱特性、すなわちフラックスフロー特性が定量的に予測可能であることが必要である。そこで、シングルパンケーキコイルを題材として、液体窒素中の通電試験結果が、短尺線材の臨界電流値と n 値を用いた計算により再現できるかを試みた。線材としては、**Fig. 4** に示す諸元のものを用い、人工ピンが入っていないタイプ、および人工ピンが入っているタイプの両者について評価した。

3.2 テープ線材で巻線したコイルのフラックスフロー特性計算手法

テープ形状の RE 系線材を同心円状に巻線した **Fig. 6** に示すようなパンケーキ形状のコイルを想定する。N₁ ターンから N₂ ターンまでの発生電界は次式で表される。

$$E [V/cm] = \sum_{N=N_1}^{N_2} 2\pi r_N E_N / \sum_{N=N_1}^{N_2} 2\pi r_N \quad (1)$$

ここで、r_N、E_N はそれぞれ N ターン目のコイル半径と発生電界を示す。r_N はコイル諸元から決まるため、各通電電流値 I における N ターン目の発生電界 E_N がわかれば、N₁ ターンから N₂ ターンまでのコイルのフラックスフロー特性が求まる。ただし、RE 系線材の場合、線材断面のアスペクト比が大きいことから、線材幅方向 (z 軸方向) の各点で経験磁場が異なり、幅方向に電流分布が生じることになる¹²⁾。そこで線材幅方向の電流分布を模擬するため、**Fig. 7** に示すようにテープ線材を複数の分割要素からなる並列導体として考え、N ターン目の発生電界 E_N を求めた。E_N には n 値モデルを採用し、次式を用いた。

$$E_N [V/cm] = 10^{-6} [V/cm] \times \left(\frac{I_i}{I_{cN,i}(B_{N,i}, T, \theta_{N,i})} \right)^{n_{N,i}(B_{N,i}, T, \theta_{N,i})} \quad (2)$$

Fig. 6 Schematic drawing of a single-pancake coil and a cross-sectional view of the winding.

Fig. 7 Schematic drawing of the model circuit where the division number in the tape width direction is six.

Table 4 Specifications of the dry coil

Items	Specifications
Turn insulation thickness* (mm)	0.08
Tape length (m)	50
Tape min. I_c (A)	89
Inner dia. (mm)	100
Outer dia. (mm)	142
Outer/Inner dia.	1.42
Number of turns	131
n-value	29

*Averaged value for each turn

ここで、 $B_{N,i}$ 、 $\theta_{N,i}$ は N ターン目、 i 番目の分割要素における磁場の絶対値と磁場の印加角度 (B/c を 90° とする) を表す。また、 $I_{cN,i}$ 、 $n_{N,i}$ は、それぞれ N ターン目、 i 番目の分割要素における I_c および n 値を表す。ただし、 $B_{N,i}$ 、 $\theta_{N,i}$ は分割要素中央の値を代表点として用いた。(2)式から通電電流値 I は次式で与えられる。

$$I = \sum_i I_i = \sum_i (10^6 \times E_N)^{1/n_{N,i}(B_{N,i}, T, \theta_{N,i})} I_{cN,i}(B_{N,i}, T, \theta_{N,i}) \quad (3)$$

よって I 、 $I_{cN,i}$ 、 $n_{N,i}$ が決まれば、 E_N の多次元方程式となる。今回は収束が速く簡便なニュートン法を用いて収束解 E_N を求めた。なお、新しい電流分布から再度磁場分布を計算し、これを繰り返す必要があるが、今回計算したシングルパンケーキコイルでは影響が小さかったため省略した。

Fig. 8 Magnetic field dependences of I_c at 77 K.

Fig. 9 Magnetic field dependences of n-value at 77 K.

Table 5 Fitting values of $I_c/I_c(77 \text{ K, s.f.}) = \alpha \times B^\beta$ at each magnetic field angle at 77 K

Magnetic field angle	α	β
0°	0.2282	-0.3984
15°	0.1309	-0.5744
30°	0.0759	-0.6245
90°	0.1081	-0.5099

3.3 コイルのフラックスフロー特性計算（人工ピンなし線材の場合）

本計算手法により、液体窒素中での通電試験結果をどの程度定量的に再現できるかを調べるため、短尺線材の $I_c(B, \theta)$ 特性、 $n(B, \theta)$ 特性を取得し、さらに Table 4 に示す諸元のシングルパンケーキコイルを試作した。線材およびターン間の絶縁層の構成は Table 2 のコイルと同じである。コイル内には電圧タップを複数取り付け、コイル各部のフラックスフロー特性を取得した。また、線材特性を劣化させる可能性がある冷却時の径方向熱応力（剥離応力）の影響を排除するため、コイルは非含浸としている。

液体窒素中における短尺線材の $I_c(B, \theta)$ 特性、 $n(B, \theta)$ 特性の測定結果を Fig. 8 および Fig. 9 に示す。 $I_c(B, \theta)$ 特性につ

いては、使用する線材ごとに 77 K、自己磁場中の $I_c(77\text{ K, s.f.})$ が若干異なることから $I_c(77\text{ K, s.f.})$ で規格化し、フラックスフロー特性を計算する際には、使用した線材の $I_c(77\text{ K, s.f.})$ で比例倍して用いることとした。この規格化した I_c - B 特性を関数化するために、まず各磁場角度 θ におけるデータを、0 T から 0.04 T までの磁場領域は直線近似、0.04 T 以上はべき乗関数 $I_c / I_c(77\text{ K, s.f.}) = \alpha \times B^{-\beta}$ でフィッティングし関数化した。 α, β のフィッティング値を Table 5 に示す。このように関数化した I_c - B 特性について、各磁場角度 θ 間を直線近似で補間することにより、任意の B, θ における $I_c(B, \theta)$ を求めた。n 値についてはコイル電圧が発生し始める 25 A 通電時の磁場の最小値 0.07 T 以上で 20 から 30 であり、今回は取扱いを簡単にするため 20 の一定値とした。

計算例として、線材幅方向の分割数 6 の場合について説明する。各分割要素における磁場分布の計算結果を Fig. 10 に示す。今回、磁場分布の計算に関しては、線材幅方向に均一な電流分布を仮定した。シングルパンケーキコイルで

Fig. 10 $B_{N,i}$ and $\theta_{N,i}$ at $I = 1\text{ A}$ where the division number in the tape width direction is six ($B_{N,1} = B_{N,6}$, $B_{N,2} = B_{N,5}$, $B_{N,3} = B_{N,4}$, $\theta_{N,1} = \theta_{N,6}$, $\theta_{N,2} = \theta_{N,5}$, $\theta_{N,3} = \theta_{N,4}$).

Fig. 11 $I_{cN,i}$ where the division number in the tape width direction is six ($I_{cN,1} = I_{cN,6}$, $I_{cN,2} = I_{cN,5}$, $I_{cN,3} = I_{cN,4}$) and the operating current is 32.5 A.

あるため線材幅方向中央に対して対称となることから、 $i = 1 \sim 3$ について示してある。磁場の絶対値 $B_{N,i}$ および磁場の印加角度 $\theta_{N,i}$ は、分割要素で大きく異なることがわかる。また、この値を用いて計算した $I_{cN,i}$ の分布と発生電界 E の分布を Fig. 11 に示す。通電電流値としては 32.5 A で、コイル両端電圧が $0.1\text{ }\mu\text{V/cm}$ となる時の結果である。コイル最内周から約 30 ターンまでの領域で特に I_{ci} が低く、電界はこの領域で主に発生している。なお、今回は 77 K における結果を示したが、より低温下では $I_c(B, T, \theta)$ 特性が変わるため、コイル内の電圧分布も変わると考えられる⁵⁾。

計算における線材幅方向の分割数の影響を見るため、分割数を 2, 4, 6, 8, 10 と変化させてコイル各部のフラックスフロー特性を計算した。計算結果と実験値との比較を Fig. 12 に示す。電圧タップを取り付けた 3~20 ターン、20~30 ターン、30~40 ターン、40~50 ターン、50~60 ターン、60~110 ターン、110~120 ターン、120~131 ターンの 8 領域に分けて比較している。計算結果と実験値との違いを評価するため、コイル I_c の計算値 $I_{c\_cal.}$ と実験値 $I_{c\_exp.}$ を $0.1\text{ }\mu\text{V/cm}$ で定義し、その相対差 $(I_{c\_cal.} - I_{c\_exp.}) / I_{c\_exp.}$ すなわち予測誤差を、線材幅方向の分割数でプロットした図が Fig. 13 である。

Fig. 12 E - I characteristics of a dry single-pancake coil at 77 K; No. of turns: (A) 3-20, 20-30, 30-40, 40-50, (B) 50-60, 60-110, 110-120, 120-131.

Fig. 13 $(I_{c\_cal.} - I_{c\_exp.}) / I_{c\_exp.}$ versus division number in the tape width direction; $I_{c\_cal.}$ is the calculation value of the coil critical current defined at 0.1 $\mu\text{V}/\text{cm}$ and $I_{c\_exp.}$ is the experimental value of the coil critical current defined at 0.1 $\mu\text{V}/\text{cm}$.

Table 6 Specifications of the model coils (#A~D)

Items	Specifications			
Coil number	#A	#B	#C	#D
Turn insulation thickness* (mm)	0.064	0.106	0.098	0.105
Tape length (m)	8.9	10.7	11.3	8.7
Inner dia. (mm)	100	100	30	270
Outer dia. (mm)	109	112	61	274
Outer/Inner dia.	1.09	1.12	2.03	1.01
Number of turns	27	27	80	10
$(I_{c\_cal.} - I_{c\_exp.}) / I_{c\_exp.}$ (%)	0.6	-0.1	2.2	0.5

*Averaged value for each turn

Fig. 14 E - I characteristics of various single-pancake coils wound with the tape without artificial pinning centers at 77 K

線材幅方向の分割数が増えるに従って予測誤差は減少する傾向が得られた。また、6 分割以上であれば予測誤差は 5%以内となった。これにより、テープ線材を幅方向に分

割された複数の並列導体として扱う本計算手法が、コイルのフラックスフロー特性の計算精度向上に有効であることがわかった。

本計算手法の妥当性を確認する目的で、サイズの異なるシングルパンケーキコイルのフラックスフロー特性を評価した。試作したコイルの諸元を **Table 6** に示す。線材およびターン間の絶縁層の構成は **Table 2** のコイルと同じである。これらのコイルには、2008 年製造の線材を使用しており、#A,#B と #C,#D とで製造ロットは異なる。なお、#C,#D コイルの製造ロットは、前述の **Table 4** に示したコイルに用いた線材と同じ製造ロットとなる。計算結果を **Fig. 14** に示す。 $I_c(B, \theta)$ 特性は前述のデータを用いた。計算における線材幅方向の分割数は 6 としている。予測誤差 $(I_{c\_cal.} - I_{c\_exp.}) / I_{c\_exp.}$ は、それぞれ 0.6% (#A), -0.1% (#B), 2.2% (#C), 0.5% (#D)であり、全てのコイルでフラックスフロー特性を精度良く予測できていることがわかった。

3.4 コイルのフラックスフロー特性計算（人工ピン入り線材の場合）

人工ピンなしの RE 系線材を用いたコイルの場合には、前述ように、テープ線材を幅方向に分割された複数の並列導体として扱う計算手法を用いることで、フラックスフロー特性が $\pm 5\%$ の精度で予測できることを複数のコイルで確認した。しかし、人工ピンを導入した RE 系線材を用いて **Table 7** に示す諸元のシングルパンケーキコイルを試作し、フラックスフロー特性を評価したところ、予測誤差が 10%程度になる場合があることがわかった。線材およびターン間の絶縁層の構成は **Table 2** のコイルと同じである。前述の計算予測手法においては、コイルに使用した線材の $I_c(B, \theta)$ 特性が、短尺線材で測定した特性とほぼ同じ、もしくは差が小さいことが前提となっている。したがって、人工ピン入り線材を用いたコイルでフラックスフロー特性の予測誤差が大きくなった原因として、 $I_c(B, \theta)$ 特性のばらつきが大きくなったことが推定された¹³⁾。 $I_c(B, \theta)$ 特性がばらつくレベルとしては、線材の長手方向や、製造ロットの違い等が考えられたが、評価が比較的容易な製造ロットの違いについて評価した。製造ロットが異なる 2 つのサンプル(#1, #2)で取得した磁場角度依存性(77 K)を **Fig. 15** に示す。いずれも 2010 年製造の線材であり、前述の試作コイルに用いたのは、製造ロット#2 の線材である。図では比較のために 77 K、自己磁場中の I_c で規格化している。人工ピン入り線材の I_c の磁場角度依存性は、製造ロットによっては、 $\theta = 15^\circ$ 付近で差が出る場合があることがわかった。そこで、この $I_c(B, \theta)$ 特性の違いがコイルのフラックスフロー特性の計算に対して、どの程度影響するかを調べるため、製造ロット#1 と #2 の $I_c(B, \theta)$ 特性を用いてフラックスフロー特性を計算し、実験値と比較した。液体窒素中における通電試験で得た実験値と計算結果とを **Fig. 16** に示す。

Fig. 15 Field angle dependences of the critical current I_c normalized by $I_c(77\text{ K, s.f.})$ at 77 K for the tapes with artificial pinning centers differing in lot number (#1, #2).

Table 7 Specifications of the coil wound with the tapes with artificial pinning centers

Items	Specifications
Turn insulation thickness* (mm)	0.08
Tape length (m)	24
Tape min. I_c (A)	94
Inner dia. (mm)	50
Outer dia. (mm)	90
Outer/Inner dia.	1.80
Number of turns	114

*Averaged value for each turn

製造ロット#1の線材の短尺線材特性で計算した結果が、前述の計算誤差が約10%となったケースである。一方で、巻線に使用した製造ロット#2の短尺線材特性データで計算した場合には、計算値と実験値は非常によく一致しており、その誤差は0.3%程度となった。

サンプル数が少ないため、以上のことから人工ピン入り線材の $I_c(B, \theta)$ 特性は、人工ピンなし線材に比べてばらつきが大きいと直ちに結論付けることはできないが、少なくとも、製造ロットの違いなどによる $I_c(B, \theta)$ 特性のばらつきが、フラックスフロー特性計算の予測誤差に大きく影響を与える場合があることがわかった。より大きな磁場を発生させるという観点においては、磁場中特性が良い人工ピン入り線材は魅力的ではあるが、 $I_c(B, \theta)$ 特性のばらつきが大きいとすると、熱暴走限界の把握という意味においては、 $I_c(B, \theta)$ 特性のばらつきが大きいことはリスクが大きくなり、マージンを多くとる必要がある。従って、線材開発においては、単純に臨界電流の磁場、磁場角度、温度依存性を向上させるだけでなく、そのばらつきについても配慮されることが望まれる。仮にそのばらつきがコントロールできていない場合、例えば製造ロット間でばらつく場合には、製造ロット毎など、そのばらつきの特徴に応じて I_c の磁場、磁場角度、温度の依存性を把握しておく必要があ

Fig. 16 E - I characteristics of a single-pancake coil at 77 K with two calculated values using $I_c(B, T, \theta)$ characteristics differing in lot number (#1, #2).

る。これらのデータは線材購入時に検査結果として標準的に添付されていることが望ましい。

4. まとめ

RE系コイルのコイル化技術の確立にとって最も重要な課題のひとつである熱暴走限界を定量的に予測できるようになるためには、コイルの発熱特性、すなわちフラックスフロー特性が定量的に予測可能であること、さらにその前提として、コイル製作プロセスにおいて線材特性を劣化させない設計手法を確立することが不可欠である。本研究では、これら2つの課題について、実際の設計で使える手法およびデータを把握することを目的とし、以下の結果を得た。

含浸コイルにおけるフラックスフロー特性劣化の主要因と考えられている線材に対する剥離応力に関しては、短尺線材による許容剥離応力の試験結果と応力解析結果から、線材特性を劣化させないコイルを設計することが困難であったため、新たな設計手法を提案した。本設計手法は、巻線構成が同じであれば、線材を剥離させる応力に対応するコイル径方向の熱応力が、コイルの内径と外径比（内外径比）によって決まることに着目したものであり、実コイルと同じ巻線構成のモデル小コイルを試作し、その特性劣化の有無から実コイルにおいて線材特性が劣化するかどうかを予測する方法である。内外径比のクライテリアは、絶縁層厚さなどの巻線構成におけるばらつきや線材の許容剥離応力のばらつきに影響されることが考えられたため、適切なマージンをとるためには、小コイルの試験データを蓄積していくことが必要となるが、巻線構成が同じであれば、応力解析に頼らずに設計のクライテリアを得られることが特徴である。ただし、コイルが77 K以下に冷却される場合には熱応力が若干増加すること、また電磁力でコイル径方向応力が増加する場合があることから、今後は内外径比と応力解析との対応関係についても検討をすすめていく。

一方、計算によるコイルフラックスフロー特性の定量的予測に関しては、短尺線材の $I_c(B, \theta)$ 特性を用いて計算した計算結果と、試作したシングルパンケーキコイルの実験値とを比較し評価した。人工ピンなしの線材を用いたコイルの場合には、線材幅方向の電流分布を考慮したテープ線材を幅方向に分割された複数の並列導体として扱う計算手法を用いることで、フラックスフロー特性が $\pm 5\%$ の精度で計算予測できることを複数のコイルで確認した。一方、人工ピンを導入した RE 系線材を用いたコイルの場合には、予測誤差が 10%程度になる場合があることがわかった。この計算において用いた $I_c(B, \theta)$ 特性は、巻線に用いた線材とは異なる製造ロットの短尺線材のデータであったため、巻線に用いた線材と同じ製造ロットの短尺線材の $I_c(B, \theta)$ 特性を測定したところ、 $\theta = 15^\circ$ 付近の磁場角度依存性が異なることがわかった。このデータを用いてフラックスフロー特性を計算したところ、約 0.3%の誤差で一致することがわかった。これは、 $I_c(B, \theta)$ 特性が、製造ロットの違いなどにより、ばらつく可能性があることを示唆しており、フラックスフロー特性計算の予測誤差を小さくするためには、そのばらつきの特徴に応じて I_c の、磁場、磁場角度、温度の依存性を把握しておくなどの対応が必要であることがわかった。人工ピン入り線材は、磁場中特性が良いことが魅力であるが、 I_c の磁場、磁場角度、温度依存性のばらつきが大きいとすると、熱暴走把握の観点でのリスクとなるため、そのばらつきを小さくすることにも配慮された線材開発が望まれる。

参 考 文 献

- 1) T. Tosaka, et al.: "Design study on conductively cooled HTS coil for protection," Abstracts of CSSJ Conference **86** (2012) 131
戸坂泰造ら:「伝導冷却 HTS コイルの安定性と保護」, 第 86 回 2012 年度秋季低温工学・超電導学会講演概要集 (2012) 131
- 2) D.C. van der Laan, et al.: "Delamination strength of YBCO coated conductors under transverse tensile stress," SUST **20** (2007) 765
- 3) Y. Yanagisawa, et al.: "Brittleness of YBCO-coated conductor due to stress concentration by cleavage," Abstracts of CSJ Conference **83** (2010) 247
柳澤吉紀ら:「YBCO 線材におけるへき開(へきかい)力に対する顕著な弱い弱性」, 第 83 回 2010 年度秋季低温工学・超電導学会講演概要集 (2010) 247
- 4) Y. Zhang, et al.: "Adhesion strength study of IBAD-MOCVD-based 2G HTS wires using a peel test," Physica C **473** (2011) 41-47 [online]/February 2012 [hard copy]
- 5) H. Miyazaki, et al.: "Thermal stability of conduction-cooled YBCO pancake coil," IEEE Trans. Appl. Supercond. **21** (2011) 2453-2457
- 6) T. Takematsu, et al.: "Degradation of the performance of a YBCOcoated conductor double pancake coil due to epoxy impregnation," Physica C **470** (2010) 674-677
- 7) Y. Shiroyanagi, A.K. Ghosh, R. Gupta and W.B. Sampson: "The construction and testing of YBCO pancake coils for a high field solenoid," IEEE Trans. Appl. Supercond. **21** (2011) 1649-1652
- 8) K. Osamura, et al.: "Reversibility of micro-yielding and critical current in a YBCO-coated conductor caused by a uniaxial tensile load," SUST **20** (2007) S211-216
- 9) M. Sugano, et al.: "Reversible strain dependence of critical current in 100 A class coated conductors," IEEE Trans. Appl. Supercond. **15** (2005) 3581-3584
- 10) T. Tosaka, et al.: "Delamination characteristic of coated conductor," Abstracts of CSJ Conference **83** (2010) 9
戸坂泰造ら:「コイル化に向けたイットリウム系線材の剥離特性評価」, 第 83 回 2010 年度秋季低温工学・超電導学会講演概要集 (2010) 9
- 11) H. Miyazaki: "Conduction-cooled superconducting coil wound with yttrium-based tape," TOSHIBA REVIEW **66** (12)(2011) 59
宮崎寛史:「イットリウム系線材を用いた伝導冷却超電導コイル」, 東芝レビュー **66** (12)(2011) 59
- 12) P. Usak, et al.: "Current distribution in the winding of a superconducting coil," IEEE Trans. Appl. Supercond. **18** (2008) 1597-1600
- 13) Y. Lee, et al.: "Variation in the J_c characteristics of YBCO wire with artificial pinning centers," Abstracts of CSSJ Conference **85** (2011) 78
Lee Yoonnseok ら:「人工ピン入り YBCO 線材の J_c 特性の不均一性について」, 第 85 回 2011 年度秋季低温工学・超電導学会講演概要集 (2011) 78

岩 井 貞 憲 1984 年 2 月生。2006 年九州大学理学部物理学科卒業。2008 年同大学院理学府博士前期課程(基礎粒子系科学専攻)修了。同年株式会社東芝入社。主に高温超電導機器開発に従事。低温工学・超電導学会、電気学会会員。

宮 崎 寛 史 1978 年 10 月生。2006 年九州大学大学院システム情報科学府博士後期課程(電気電子システム工学専攻)修了。同年株式会社東芝入社。主に高温超電導機器開発に従事。低温工学・超電導学会、電気学会会員。博士(工学)。

戸 坂 泰 造 1965 年 6 月生。1991 年千葉大学大学院自然科学研究科修士課程修了。2012 年東京工業大学総合理工学研究科博士課程修了。1991 年株式会社東芝入社。主に超電導応用に関する研究に従事。日本物理学会、低温工学・超電導学会、電気学会、プラズマ・核融合学会会員。博士(工学)。

田 崎 賢 司 1965 年 11 月生。1990 年九州大学大学院工学研究科修士課程修了。2005 年同大学院システム情報科学府博士後期課程(電気電子システム工学専攻)修了。1990 年株式会社東芝入社。超電導応用に関する研究に従事。低温工学・超電導学会、電気学会会員。博士(工学)。

石 井 祐 介 1977 年 8 月生。2003 年東京理科大学大学院理工学研究科修士課程修了。同年株式会社東芝入社。超電導応用機器開発に従事。