

エネルギー貯蔵用電磁力平衡ヘリカルコイルの高温超電導コイル化技術

メタデータ	言語: Japanese 出版者: 公開日: 2024-03-27 キーワード (Ja): キーワード (En): 作成者: 鎌田, 太陽 メールアドレス: 所属:
URL	http://hdl.handle.net/10291/0002000373

明治大学大学院理工学研究科

2020年度

博士学位請求論文

エネルギー貯蔵用電磁力平衡ヘリカルコイル
の高温超電導コイル化技術

High-Temperature Superconducting Coiling
Technology of Force-Balanced Helical Coils
for Energy Storage

学位請求者 電気工学専攻

鎌田 太陽

目次

第 1 章	緒論	1
1.1	本研究の背景	1
1.2	本研究の目的	5
1.3	本論文の構成	6
第 2 章	高温超電導電磁力平衡ヘリカルコイルの エネルギー貯蔵装置への適用	9
2.1	はじめに	9
2.2	エネルギー貯蔵用電磁力平衡ヘリカルコイルの原理	10
2.2.1	電磁力平衡ヘリカルコイルの概念	10
2.2.2	発生応力を最小にするヘリカル巻数の決定	12
2.2.3	変調ヘリカル巻線ピッチ	16
2.3	スケーリング則による電磁力平衡ヘリカルコイルの評価	20
2.3.1	エネルギー貯蔵用超電導コイルの特性	20
2.3.2	最大発生磁束密度	23
2.3.3	コイル規模	24
2.3.4	電磁力	27
2.3.5	超電導導体量	31
2.3.6	コイル形状による最大曲率半径	32
2.4	1 T 級高温超電導線材電磁力平衡ヘリカルコイルの概念設計	36
2.4.1	設計概念と制約条件	36
2.4.2	HTS-FBC の設計諸元	38
2.5	まとめ	41
第 3 章	イットリウム系高温超電導線材の 複合曲げひずみに対する臨界電流評価	43
3.1	はじめに	43
3.2	複合曲げ試験方法の概要	43
3.2.1	ヘリカル形状で生じる複合曲げひずみと REBCO 線材のひずみ効果	44
3.2.2	複合曲げ試験装置および試験方法	47

3.3	複合曲げ印加試験および通電特性	54
3.4	まとめ	60
第4章	ヘリカルコイル軌道を考慮した臨界電流評価	62
4.1	はじめに	62
4.2	ヘリカルコイル軌道における複合曲げひずみ	62
4.3	REBCO 線材短尺試料の特性と複合曲げひずみを考慮したコイル臨界電流 評価	67
4.4	REBCO 線材の臨界電流不均一性を考慮したコイル臨界電流評価	70
4.5	まとめ	75
第5章	イットリウム系高温超電導線材を用いた ヘリカル巻線基礎技術の開発	77
5.1	はじめに	77
5.2	1 T 級高温超電導線材電磁力平衡ヘリカルコイルの設計諸元	78
5.3	高温超電導線材を適用したヘリカル巻線技術の開発	79
5.3.1	機械的ひずみに敏感なテープ線材を用いたヘリカル巻線の課題	79
5.3.2	ヘリカル巻線過程におけるテープ線材振じれ制御方法	79
5.3.3	ヘリカル巻線張力の理論限界	83
5.3.4	ヘリカル巻線機の開発	87
5.4	HTS-FBC の試験巻線	88
5.4.1	HTS-FBC の試験巻線	88
5.4.2	HTS-FBC の臨界電流特性評価	99
5.5	まとめ	105
第6章	MJ 級エネルギー貯蔵用電磁力平衡 ヘリカルコイルの概略設計	107
6.1	はじめに	107
6.2	超電導コイルの設計とその特性	108
6.3	まとめ	114
第7章	結論	116
7.1	本研究の結論	116
7.2	今後の課題	120

参考文献	121
研究業績	127

表目次

2.1	各種ヘリカルコイルのピッチ変調パラメータ C_k	21
2.2	1 T 級高温超電導電磁力平衡ヘリカルコイルの主要設計値	38
3.1	REBCO 線材を適用した高温超電導電磁力平衡ヘリカルコイルの設計諸元	44
3.2	イットリウム系高温超電導線材の仕様表	45
3.3	複合曲げ試験装置の仕様	47
4.1	イットリウム系高温超電導線材の仕様	71
4.2	ヘリカルコイルの臨界電流評価方法の比較	76
5.1	1 T 級高温超電導電磁力平衡ヘリカルコイルの主要設計値	78
5.2	試験巻線に用いたイットリウム系高温超電導線材の諸元	89
5.3	テストコイルの導体長, 電圧タップ長および電界基準相当電圧	94
5.4	各コイルに用いられたイットリウム系高温超電導線材の臨界電流値	99
6.1	イットリウム系高温超電導線材の仕様	113
6.2	ビスマス系高温超電導線材の仕様 [62]	114
6.3	MJ 級 SMES 用電磁力平衡ヘリカルコイルの概略設計パラメータ	114

目次

1.1	SMES の動作原理図	2
1.2	7-T NbTi 線電磁力平衡ヘリカルコイルの外観 [18]	3
1.3	本論文の構成概略	8
2.1	擬トロイダル座標系	11
2.2	電磁力平衡ヘリカルコイルの原理	11
2.3	円輪に生じる張力	14
2.4	ヘリカル巻数 N とトーラス環アスペクト比 α_t の関係	17
2.5	トロイダル方向電流分布	17
2.6	転倒力の発生原理	18
2.7	ヘリカルコイル軌道の概要図	19
2.8	電磁力平衡ヘリカルコイルのヘリカル巻線ピッチによる違い ($N = 6$)	21
2.9	電磁力平衡ヘリカルコイルの最大ポロイダル方向磁束密度	24
2.10	コイル規模と高さに関する形状パラメータ	28
2.11	超電導コイルの電磁力に関する無次元量の形状パラメータ	30
2.12	超電導導体量に関する形状パラメータ	32
2.13	電磁力平衡ヘリカルコイルのポロイダル角に対する曲率	35
2.14	電磁力平衡ヘリカルコイルの大きさに対する曲率	35
2.15	7-T NbTi 線電磁力平衡ヘリカルコイルの外観 [18]	37
2.16	各種超電導線材の磁場依存性 [51]	37
2.17	HTS-FBC と巻線構造の模式図	39
2.18	HTS-FBC の電流負荷特性と REBCO 線材の磁場依存性	39
3.1	REBCO 線材を適用した電磁力平衡ヘリカルコイルのイメージ図	44
3.2	イットリウム系高温超電導線材の構造模式図と外観図	46
3.3	REBCO 線材の臨界電流特性例 ([26] より)	46
3.4	複合曲げ試験装置の概略図	48
3.5	複合曲げ試験時の試料取付け概略図	49
3.6	複合曲げ試験用の試料概略図	50
3.7	イットリウム系高温超電導線材の TapeStar TM による臨界電流分布特性	50

3.8	ひずみゲージを用いたひずみ測定回路	51
3.9	通電試験の実験回路	53
3.10	高温超電導線材の電流電圧特性例	53
3.11	室温と液体窒素冷却下における応力ひずみ特性の比較例	55
3.12	単純引張荷重に対する測定ひずみの変化	55
3.13	複合曲げ試験装置による単純引張荷重試験	56
3.14	複合曲げひずみ効果による規格化臨界電流特性	57
3.15	厚み方向曲げ治具移動量に対する測定ひずみの変化	57
3.16	厚み方向曲げ，幅方向曲げと引張荷重に対する測定ひずみの変化	60
3.17	複合曲げひずみ印加時と除荷時の電流電圧特性の測定例	61
4.1	線材厚み方向曲率のポロイダル角分布	63
4.2	線材幅方向曲率のポロイダル角分布	64
4.3	線材厚み方向曲げひずみのポロイダル角分布	65
4.4	線材幅方向曲げひずみのポロイダル角分布	66
4.5	線材厚み方向曲げと幅方向曲げひずみの長手方向軸ひずみ成分のポロイダル角分布	67
4.6	測地線軌道を採用した電磁力平衡ヘリカルコイルのひずみ分布	68
4.7	ポロイダル角に対する $ \varepsilon - \varepsilon_m $ の変化 ($\varepsilon_m = 0.07$)	69
4.8	複合曲げひずみ分布に対する臨界電流低下率	70
4.9	REBCO 線材の臨界電流長手方向不均一性	71
4.10	規格化臨界電流の相対度数分布図	72
4.11	リール上の 0 mm から 1338 mm における REBCO 線材の臨界電流分布	74
4.12	トロイダル方向 1 ターンに対する複合曲げひずみ特性	74
4.13	トロイダル方向 1 ターンに対する臨界電流分布	75
4.14	複合曲げひずみと臨界電流不均一性を考慮したヘリカルコイルの電流電圧特性	76
5.1	HTS-FBC と巻線構造の模式図	79
5.2	テープ線材の捩じれを抑制するポビン姿勢制御角の模式図	81
5.3	ポロイダル角に対するポビン姿勢制御角	82
5.4	イットリウム系高温超電導線材の断面模式図	84
5.5	HTS-FBC の電流負荷特性と負荷率 100%	85

5.6	運転電流密度の応力限界と巻線張力の関係	85
5.7	イットリウム系高温超電導線材専用ヘリカル巻線機	87
5.8	イットリウム系高温超電導線材の外観と模式図	90
5.9	GFRP 製の組合せ式ヘリカルコイル巻枠	91
5.10	ヘリカルコイル巻線作業	93
5.11	テストコイルの通電試験の様子	94
5.12	テストコイルの電気回路と電圧測定位置	95
5.13	テストコイルの通算 11 回目の電流電圧特性	95
5.14	コイル E の焼損破断後の様子	96
5.15	コイル C のテープ線材剥離の様子	96
5.16	コイル E の破断修復後の様子	97
5.17	コイル C の剥離修復後の様子	97
5.18	修復後のテストコイル回路図	97
5.19	テストコイルの通算 25 回目通電時の電流電圧特性	98
5.20	コイル別イットリウム系高温超電導線材の臨界電流分布図	102
5.21	各テストコイルの通算 25 回目と 46 回目の電流電圧特性および推定曲線	103
5.22	各コイル臨界電流値の統計評価と推定値の比較	104
6.1	MJ 級エネルギー貯蔵用電磁力平衡ヘリカルコイルの大きさ	109
6.2	MJ 級エネルギー貯蔵用電磁力平衡ヘリカルコイルの超電導導体量	110
6.3	運転電流密度の応力限界と REBCO 線材の磁場依存性	112
6.4	運転電流密度の応力限界と Bi-2223 線材の磁場依存性	113

第 1 章

緒論

1.1 本研究の背景

18 世紀の産業革命以降，各国の経済成長に伴い人類が消費する一次エネルギー量は増加の一途をたどり，石油換算で 1965 年の 37 億トン（約 1554 億 GJ）から年平均 2.5% で増加し続け、2016 年には 133 億トン（約 5586 億 GJ）に及ぶ [1]。1980 年代末頃には，このような一次エネルギー消費に伴い排出される温室効果ガスによる地球温暖化のリスクが世界的に注目され始め，1990 年に気候変動に関する政府間パネルにより最初の評価報告書が発表された。このように我々の実生活が地球環境に及ぼす影響について議論され始めてから久しいが，現在我が国に突き付けられている最難関のエネルギー問題は「脱炭素社会の実現」であろう。経済産業省資源エネルギー庁がまとめる「第 5 次エネルギー基本計画」では，温室効果ガスに関する国際的な目標として「2030 年に 2013 年度比マイナス 26%」を宣言し，さらに「2050 年には 80% 減目標」を掲げていた [2]。2020 年 10 月 26 日には，菅義偉内閣総理大臣が第 203 回国会における所信表明演説にて，温室効果ガスの排出を実質ゼロにするカーボンニュートラルを 2050 年までに達成するとの新たな目標を打ち出し [3]，日本政府が 21 世紀後半のできるだけ早期を目指すとしていた脱炭素社会の実現時期を明確にしたことは記憶に新しい。このような「脱炭素社会」を指向した潮流は世界規模であり，2015 年 12 月開催の COP21 で採択された「パリ協定」では一部の先進国だけでなく，温室効果ガス排出量の削減にすべての国が参加する新たな枠組みが構築され，187 の国と EU が批准し 2016 年 11 月 4 日に発効されている [4]。

脱炭素社会の実現に向け電力系統においては，非化石エネルギー由来の発電方式への転換が強く要求されており，日本で大量導入される可能性が高い再生可能エネルギー発電は

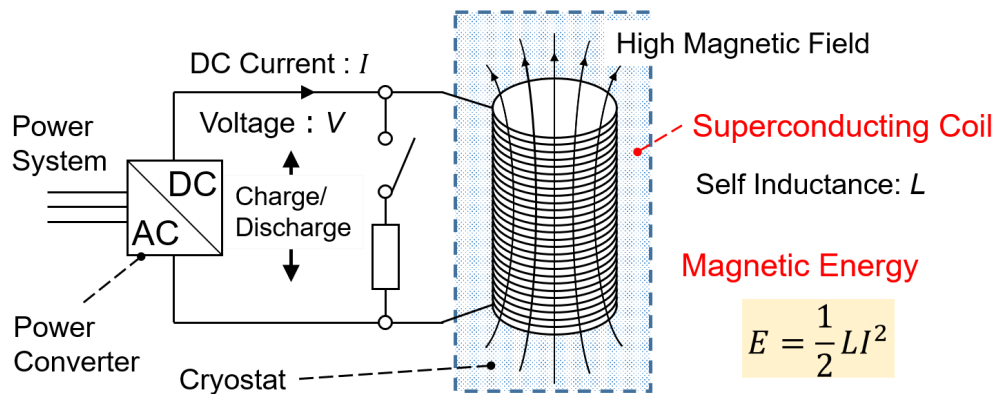


図 1.1: SMES の動作原理図

風力発電や太陽光発電である [5]. しかしながら, 需要に合わせた出力制御ができない再生可能エネルギー発電電力を, 現状の電力供給源として大量に組み入れると系統の周波数安定化, 電圧制御などに大きな課題があると言われている [6]. また, 再生可能エネルギー発電導入量の増加に伴って, 日本国内の火力発電所や水力発電所で使用される同期発電機の電力系統全体に対する割合が減少し, 電力系統の安定度を維持する慣性力の低下が懸念されている. これは大規模停電を引き起こす可能性につながる系統の固有周波数近傍における電力動揺を, 安定度の低下した電力系統では引き起こしかねないためである [7,8]. これまでは, 電力変動に対して安定度の指標である固有値を計算し系統運用を行っているが, 発電方式の多様化や発送電分離に伴い, 計算結果に過剰な余剰を加えた運用を余儀なくされることが想定される. そこで, 再生可能エネルギー発電の大量導入促進と経済的な電力系統運用を実現するために, 実系統の固有値を直接測定する手法が提案されている [9,10]. この固有値を直接測定する技術として, 秒周期より短時間で充放電可能なエネルギー貯蔵が要求され, また測定時には電力系統に影響を及ぼさないことが求められる. 仁田らは, 超電導磁気エネルギー貯蔵 (以下 SMES: Superconducting Magnetic Energy Storage) の特徴である電流源動作と即応性に着目し, SMES を用いた固有値測定の可能性を提案している. また, 野村らはこの具体的な SMES 装置の概念設計 [11] と固有値測定における SMES の優位性 [12] について議論している.

SMES は超電導現象の電気抵抗ゼロを示す特性を利用したエネルギー貯蔵技術であり, 電気をそのまま貯蔵できることが最大の特徴である. この特徴から SMES は高効率かつ即応性に優れたエネルギー貯蔵技術で, 1 秒以下で大電力を放出することが可能であり, 実用化された超電導機器としては瞬時電圧低下装置が挙げられる [13]. 図 1.1 に示すように SMES の核は超電導コイルであり, この超電導コイルの蓄えるエネルギーを高くする

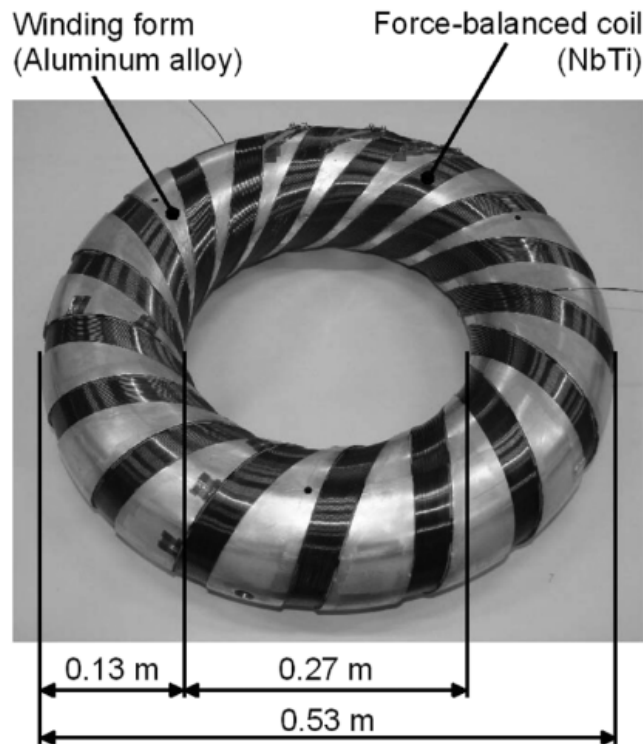


図 1.2: 7-T NbTi 線電磁力平衡ヘリカルコイルの外観 [18]

ために高磁場・大電流が求められるが、このことは同時に超電導コイルに対して強大な電磁力への耐力を要求することになる。即ち、強大な電磁力に対して巻線を支持する構造体が必要であることを意味する。

この電磁力支持構造材を最小化する理想的な超電導コイル方式に、電磁力平衡ヘリカルコイルがある [14]。この電磁力平衡ヘリカルコイルは大半径方向に拮げようとするフープ力と、コイル中心に集まろうとする向心力を適切にバランスさせることで、超電導コイルに働く電磁力を最適化したコイル形状である [15]。これまでに電磁力平衡ヘリカルコイルの概念を実証するために複数の電磁力平衡ヘリカルコイルが開発されている [16–18]。図 2.15 は MJ 級の電磁力平衡ヘリカルコイルである。このヘリカルコイルの外径は 0.53 m で、ヘリカル巻数が 6 の 3 直列コイルである。巻線に使用された超電導線材は、素線径 1.17 mm の NbTi/Cu 複合超電導線で、各ヘリカル巻線は内層 329 ターン、外層 259 ターンに分割され直列接続されている。このヘリカルコイルは総ポロイダル巻数 10584 ターンを手巻きにより 4 ヶ月かけて製作されたもので、コイル導体を支持する構造材は与えられておらず、励磁時の電磁力は複合超電導線が受け持つことになる。設計臨界電流値の内訳 89%相当の 492 A まで通電し、最大 6.3 T の励磁に成功した実績を持つ [18,19]。この

ことは、電磁力平衡ヘリカルコイルの特徴であるコイル巻線に作用する電磁力を最小化する概念が実証されたことを示しており、SMES 用超電導コイルの小型化、軽量化を可能にすることを意味している。

これまで開発されてきた SMES の超電導コイルには低温超電導線材が用いられてきたが、昨今の国内ヘリウム需要と供給の均衡に余裕がなくなっていることを受けて SMES 用超電導コイルの高温超電導化が急務となっている。国内のヘリウム需給が年々厳しくなっている背景として、(1) 日本国内へのヘリウム供給がひっ迫していること [20]、(2) 全世界の生産量減少からヘリウム輸入価格が上昇していること [21]、(3) アジア・インドでのヘリウム需要拡大 [20]、が挙げられる。まず (1) 日本国内へのヘリウム供給がひっ迫していることに関しては、半導体製造業での需要増加だけでなく、超電導 MRI の導入件数の増加や光ファイバー生産量の増加に伴う消費量の増加が主な要因となっている [20, 22]。また (2) 全世界の生産量減少からヘリウム輸入価格が上昇の要因として、世界のヘリウム需給構造の変化が原因である。現在では中国をはじめとしたアジア諸国で需要が増加しており、ヘリウム供給力もしくはその供給力の成長がその需要成長を超えなければ、ヘリウムの希少性が高くなってしまう。(3) アジア・インドでのヘリウム需要拡大については、経済成長高い国や地域での成長率が高いことが背景で、中国や韓国での半導体製造業の成長による需要増加がその要因である。

このようなヘリウム供給ひっ迫を背景に、医療現場で活躍する MRI 用の超電導コイルをはじめ、あらゆる超電導機器の脱ヘリウム冷却を指向した研究開発が盛んに行われている。とくに高磁場や高温における超電導特性や機械的特性に優れている希土類系高温超電導線材（イットリウム系、Rare-Earth-Ba-Cu-O の組成を持つことから、以下 REBCO 線材と表記する）は、広範な超電導機器への適用が期待されている [23]。このような傾向は SMES 用超電導コイルにおいても同様に必要とされる転換であり、電力システムの再生可能エネルギー発電電力割合の増加においては重要な課題と考えられる。しかしながら超電導コイルの高温超電導化においては、高温超電導体特有の性質が大きな課題となっている。

これらの背景を受けてエネルギー貯蔵用電磁力平衡ヘリカルコイルの高温超電導化においては、課題 1：REBCO 線材を適用したヘリカルコイル性能を線材特性とコイル形状から推定できる評価手法の確立、課題 2：REBCO 線材の性能を損なうことのないヘリカルコイル製作技術の確立、が優先すべき課題と考えられる。

前者は、高温超電導 SMES を工業製品として製造する際には、REBCO 線材の特性とコイル形状とから製作目標とする高温超電導コイルの性能を設計・評価できる技術体系が要求されるからである。REBCO 線材のひずみ-臨界電流特性の側面においては、先述したように REBCO 線材の臨界電流は線材長手方向軸の圧縮ひずみおよび引張ひずみに

対して可逆的・不可逆的に低下する特性を示すことがわかっている（ひずみ効果と呼ばれる [24]）。このようなひずみ効果は、長手方向軸ひずみを引張試験等により [25, 26]，単一軸ひずみもしくは厚み方向曲げひずみが増えられたときの臨界電流特性である。一方，ヘリカルコイル形状により REBCO 線材が経験するひずみは，厚み方向曲げひずみと幅方向曲げひずみが同時に印加された複合曲げひずみであることが想定される。したがって，REBCO 線材単線の複合曲げひずみに対する臨界電流特性を実験的に調査する必要がある [27, 28]。また，REBCO 線材の持つ臨界電流はその製造過程に起因した線材長手方向不均一性を示す [29, 30]。したがって，高温超電導コイルの電流電圧特性を推定評価するためにはコイル形状により生じるひずみ分布と，使用する REBCO 線材の臨界電流長手方向不均一性との両方を反映した評価モデルを構築することが必要不可欠である。

課題 1 で検討する評価手法を実験検証するために，REBCO 線材の性能を損なわないヘリカルコイル巻線手法および巻線機を開発する必要がある。REBCO 線材は，脆性材料の超電導層を機械的に補うことを目的としたニッケル基合金やステンレス鋼材の金属基板と，電気的な安定化を目的とした銅母材とでラミネートされた多層テープ導体であることから，幅方向への曲げが大きく制約される，すなわち，ヘリカルコイルのような 3 次元形状の巻きまわしが非常に難しい線材である。そこでヘリカルコイルの巻線軌道に測地線軌道 [31] を適用することで，REBCO 線材が経験する幅方向曲げひずみを最小化できる可能性を持ち，これはヘリカルコイルの巻線を容易にするだけでなく，従来の電磁力平衡ヘリカルコイルでは難しかった巻線張力を印加できる可能性も同時に示唆している。したがって，エネルギー貯蔵用電磁力平衡ヘリカルコイルの高温超電導化に向け，REBCO 線材特性とコイル形状とを考慮した超電導コイル電流電圧特性の評価手法の確立を，電磁力平衡ヘリカルコイルの実験検証を通して行うことが要求される。

1.2 本研究の目的

本研究では，REBCO 線材を適用したエネルギー貯蔵用電磁力平衡ヘリカルコイルのコイル化技術を確立することを研究目的とし研究を行う。具体的な技術課題として，

- REBCO 線材のヘリカルコイル形状で経験する複合曲げひずみに対する臨界電流評価手法の検討
- ヘリカルコイル軌道と REBCO 線材の潜在的な臨界電流のバラつきを考慮したコイルの臨界電流評価手法の検討
- REBCO 線材の臨界電流を劣化させないヘリカル巻線技術の検討

が挙げられる。

「REBCO 線材のヘリカルコイル形状で経験する複合曲げひずみに対する臨界電流評価手法の検討」では、REBCO 線材のテープ単線短尺試料において、単純引張や線材厚み方向曲げひずみに対する臨界電流特性と、これらのひずみ幅方向曲げひずみを複合させた複合曲げひずみに対する臨界電流特性について実験検討する。またこのとき、ひずみ除荷後における臨界電流復帰率から定義される可逆限界ひずみに関して検討を行う。

「ヘリカルコイル軌道と REBCO 線材の潜在的な臨界電流のバラつきを考慮したコイルの臨界電流評価手法の検討」では、電磁力平衡ヘリカルコイルの軌道では線材厚み方向曲げと幅方向曲げとが複合した曲げひずみが分布するため、短尺試料の臨界電流特性とこの複合曲げひずみ分布とからヘリカルコイルの臨界電流特性を評価する。このとき、REBCO 線材の持つ臨界電流の不均一性を考慮した場合について比較検討する。

「REBCO 線材の臨界電流を劣化させないヘリカル巻線技術の検討」では、REBCO 線材の性能（とくに臨界電流）を損なわないような、ヘリカル巻線手法と巻線機を開発し、この技術により製作されたテスト用ヘリカルコイルの通電特性により、高温超電導用ヘリカル巻線技術の妥当性を検証する。

尚、本研究では議論を簡単にするため、REBCO 線材のテープ単線に着目して、その弾性領域内に限定して検討を進める。

1.3 本論文の構成

本論文の構成は以下のとおりである。また図 1.3 に構成概略図を示す。

第 2 章「高温超電導電磁力平衡ヘリカルコイルのエネルギー貯蔵装置への適用」では、イットリウム系高温超電導線材の適用を想定した測地線ピッチ電磁力平衡ヘリカルコイルに関して、コイル規模、電磁力、超電導導体量についてコイル方式と形状で定まる無次元量の形状パラメータを導出し、コイルスケールに対する最大曲率半径の観点から SMES 用超電導コイルの特性を評価する。さらに、イットリウム系高温超電導線材適用の電磁力平衡ヘリカルコイルの実証用小型モデルの概略設計を行う。

第 3 章「イットリウム系高温超電導線材の複合曲げひずみに対する臨界電流評価」では、イットリウム系高温超電導線材の短尺試料を用いて、ヘリカル形状で想定されるテープ線材厚み方向曲げ、テープ線材幅方向曲げおよび引張荷重を同時に印加した複合曲げ状態に対する臨界電流特性を評価する。また複合曲げひずみによる臨界電流特性の評価関数を検討し、経験する複合曲げひずみに対する臨界電流の可逆限界ひずみについて検討する。

第 4 章「ヘリカルコイル軌道を考慮した臨界電流評価」では、短尺試料の臨界電流特性

とヘリカルコイル軌道で生じるひずみ分布とから、ヘリカルコイルの電流電圧特性から臨界電流を評価する。さらにイットリウム系高温超電導線材が潜在的に持つ臨界電流不均一性を考慮して、電磁力平衡ヘリカルコイルの電流電圧特性から臨界電流を評価する。

第5章「イットリウム系高温超電導線材を用いたヘリカル巻線基礎技術の開発」では、イットリウム系高温超電導線材の臨界電流を損なうことのないヘリカルコイル製作技術の開発を目的として、ヘリカル巻線手法と巻線機を検討する。また、巻線機を用いた試験巻線によりテストコイルを製作し、液体窒素温度下におけるテストコイルの通電特性から製作技術の妥当性を検証する。

第6章「MJ級エネルギー貯蔵用電磁力平衡ヘリカルコイルの概略設計」では、測地線ピッチを有する電磁力平衡ヘリカルコイルによるMJ級SMESの概略設計を行い、2種類の高温度超電導線材について比較検討する。

第7章「結論」では、本論文で得られた知見について総括し、またSMES用超電導コイルとしての高温超電導電磁力平衡ヘリカルコイルについて今後の課題を示す。

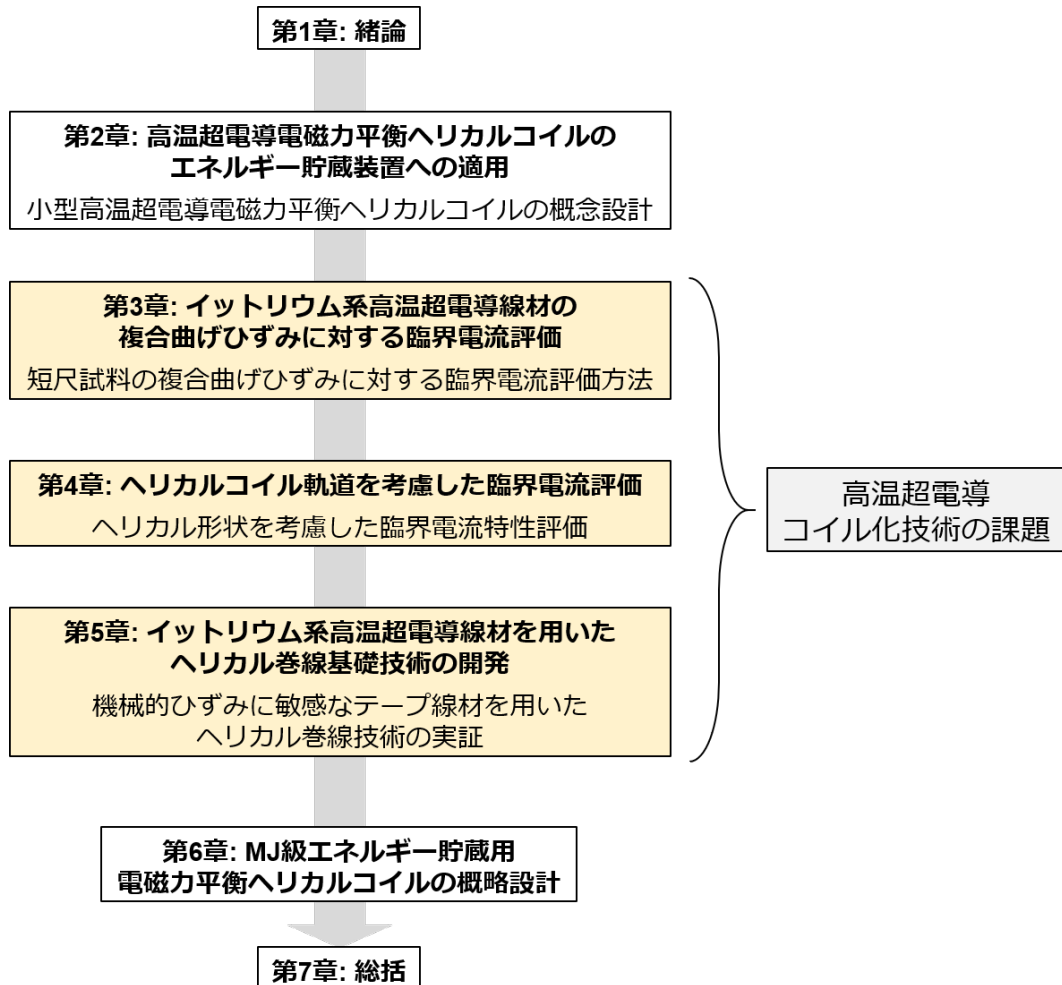


図 1.3: 本論文の構成概略

第 2 章

高温超電導電磁力平衡ヘリカルコイルの エネルギー貯蔵装置への適用

2.1 はじめに

本章では，エネルギー貯蔵用超電導コイルの方式として電磁力平衡ヘリカルコイル [14, 16] の適用可能性について検討する．ここで，希土類系高温超電導線材（Rare-Earth-Ba-Cu-O の組成を持つことから，以下 REBCO 線材と呼ぶ）のような幅広のテープ線材を適用した電磁力平衡ヘリカルコイルを想定すると，従来の転倒力最小ピッチ [33, 34] ではヘリカル巻線の作業容易性や REBCO 線材のひずみ効果 [24] の観点から難易度が高いことから，測地線ピッチを適用した電磁力平衡ヘリカルコイルが提案されている [31]．この測地線ピッチ型電磁力平衡ヘリカルコイルについて，エネルギー貯蔵用超電導コイルの特性評価に用いられるスケーリング則 [35] により，最大磁束密度，コイル規模，電磁力，超電導導体量，そしてコイルスケールに対する最大曲率半径について議論する．

まず，電磁力平衡ヘリカルコイルに関して，発生電磁力を平衡する条件として与えられるヘリカル巻数（トロイダル方向 1 周あたりのポロイダル方向の周回数）について述べる．次に，この電磁力平衡ヘリカルコイルの目的に応じたヘリカル巻線軌道の湾曲度（ヘリカル巻線ピッチ）について，従来のコイル巻線導体に鎖交する磁束を最小化する転倒力最小ピッチと，空間上の 2 点を最短経路で結ぶ測地線ピッチについて概説する．測地線ピッチを与えた電磁力平衡ヘリカルコイルに REBCO 線材を用いると想定したときにおいて，エネルギー貯蔵用超電導コイルとしての特性を，コイル規模，電磁力，超電導導体量，そしてコイルスケールに対する最大曲率半径の観点より，蓄積エネルギーおよび最大

磁束密度一定の条件下で TFCs, ソレノイドコイルおよび転倒力最小ピッチと比較評価する。最後に, 以上の検討結果を踏まえて REBCO 線材の適用可能性を検証することを目的とした, 実証用小型電磁力平衡ヘリカルコイルの概念設計について述べる。

尚, コイル方式と形状の違いにより定まる特性の理論限界値を示すために, 本章で対象とする超電導コイルには, それらのコイル表面に厚みの無い表面電流が連続的に流れていると仮定する。トーラス型コイルの断面形状については, 核融合用のトカマク型トロイダル磁場コイルではプラズマを磁場で閉じ込めるときにプラズマ制御が比較的容易であることから D 型断面が採用されているが [38], 一方で, エネルギー貯蔵用トーラス型コイルではプラズマ制御が要求されないことに加えて, 機械巻線による製作容易さから円形断面と仮定して検討を進める。

2.2 エネルギー貯蔵用電磁力平衡ヘリカルコイルの原理

2.2.1 電磁力平衡ヘリカルコイルの概念

一般に, トロイダル磁場コイルのようなトーラス型コイルは, 図 2.1 に示すような擬トロイダル座標系 (a, ϕ, θ) でよく表現される。図 2.1 中においてポロイダル角 $\theta = 0^\circ$ の部分をコイル最外側部, ポロイダル角 $\theta = 180^\circ$ の部分をコイル最内側部と呼ぶ。トーラス型コイルにおけるコイル位置の大半径方向距離 R およびその高さ z は, それぞれトーラス大半径 R_0 と小半径 a_0 を用いて,

$$R = R_0 + a_0 \cos \theta, \quad (2.1)$$

$$z = a_0 \sin \theta, \quad (2.2)$$

により与えられる。ここでトーラス形状を表すパラメータであるアスペクト比 α_t は,

$$\alpha_t = \frac{R_0}{a_0}, \quad (2.3)$$

と定義される。式 (2.3) よりアスペクト比の小さなコイルは太いドーナツ形状に, アスペクト比の大きなコイルは細いドーナツ形状になる。

図 2.2 に電磁力平衡ヘリカルコイルの原理を表した模式図を示す。ポロイダル方向電流成分によりトロイダル磁場を発生するトロイダル磁場コイル (以下, TFCs : Toroidal Field Coils) は, 図 2.2 に示すように要素コイル (ソレノイドコイル) をトーラス形状に配置している。このコイルが発するトロイダル磁場の大きさはコイル大半径方向距離 R に反比例するため, 各要素コイルに働く拡張力 (Extensional force, 小半径方向電磁力)

2.2 エネルギー貯蔵用電磁力平衡ヘリカルコイルの原理

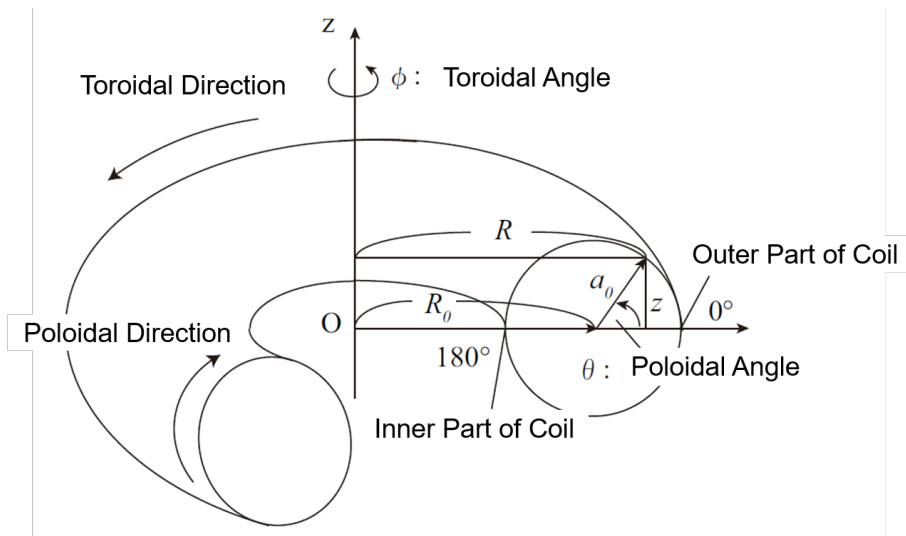


図 2.1: 擬トロイダル座標系

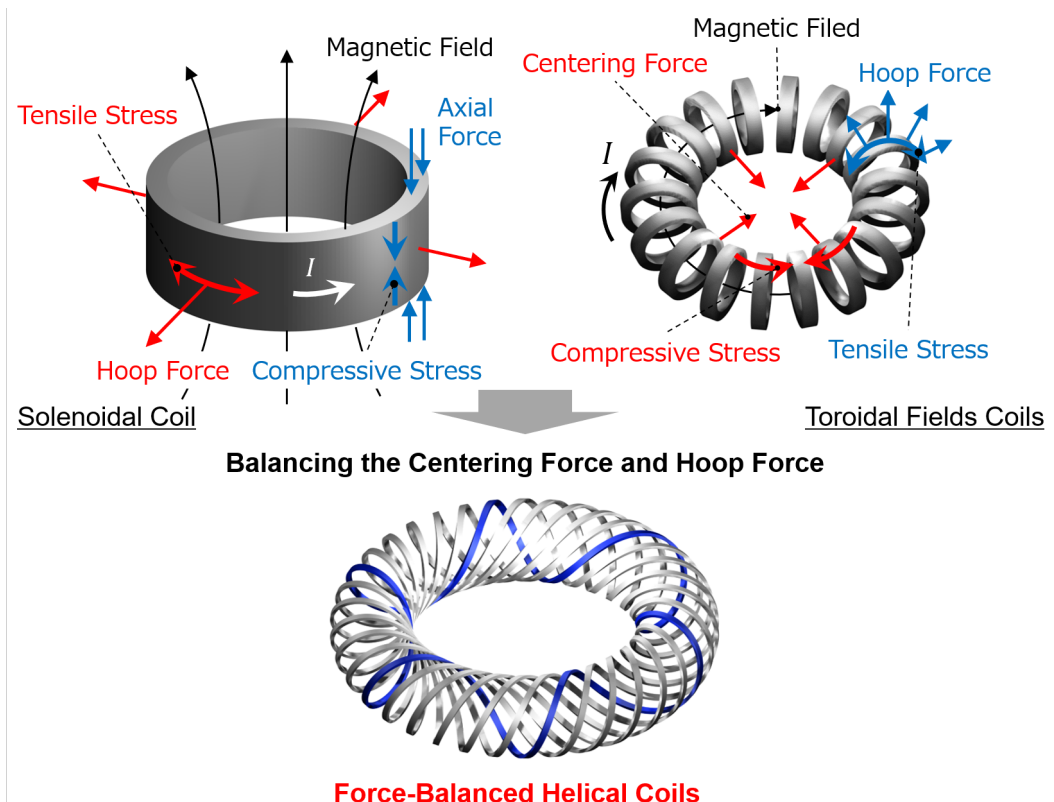


図 2.2: 電磁力平衡ヘリカルコイルの原理

F_r は、トーラスの中心軸に近いほど大きくなる。従って、要素コイル全体には互いにトーラス中心軸に集まろうとする向心力 (Centering force) F_c が作用する [36].

一方で、図 2.2 に示すように、トロイダル方向電流のみを有するソレノイドコイルにはポロイダル磁場が生じ、トーラス大半径方向に拮げようとするフープ応力 (Foop force) F_h が働く。

これら両者のコイルの性質により、図 2.2 に示すようなポロイダル方向とトロイダル方向の両方向の電流成分を持ち、TFCs に生じる向心力 F_c と SC に働くフープ応力 F_h とを平衡させたトーラス型ヘリカルコイルが、電磁力平衡ヘリカルコイルの原理である [16, 37]. 次項ではこの電磁力平衡ヘリカルコイルに働く向心力 F_c とフープ応力 F_h との平衡条件を、ビリアル定理にもとづいて磁気エネルギー貯蔵を蓄えた時に発生する応力を最小化するようなヘリカル巻数として導出する。

2.2.2 発生応力を最小にするヘリカル巻数の決定

電磁構造物のビリアル定理

エネルギー貯蔵用超電導コイルのような電磁力構造物に蓄えられるエネルギーは、構造体に働く応力の体積積分の総和が磁気エネルギーと一致するため、

$$\int (\sigma_a + \sigma_\phi + \sigma_\theta) dv = \int \frac{B^2}{2\mu_0} dv = E, \quad (2.4)$$

と表現することができ、これをビリアル定理と呼ぶ [39]. 応力 σ の添え字は任意の座標系を表すが、ここでは擬トロイダル座標系 (a, ϕ, θ) を採用している。さらにコイルの厚み Δa が十分に小さいとき、 $\sigma_a \ll \sigma_\phi, \sigma_\theta$ が成立するため式 (2.4) は

$$\int (\sigma_\phi + \sigma_\theta) dv = E \quad (2.5)$$

と改めることができる。ここで式 (2.5) の右辺 (全磁気エネルギー E) は正であるため、磁気エネルギー E を蓄えるためには正の応力 (引張応力) が必要であるとわかる。さらに、磁気エネルギー E が一定の条件下で最大応力を小さくするためには、負の応力 (圧縮応力) をなくし、可能な限り一様な引張応力分布を達成すればよいことを示唆している。

また、構造体の各座標軸方向に生じる応力の体積平均値を $\langle \sigma_i \rangle$ としたとき、この $\langle \sigma_i \rangle$ は構造体の体積 V_Ω を用いて、

$$\langle \sigma_i \rangle = \frac{\int \sigma_i dv}{V_\Omega}, \quad (2.6)$$

と定義することができる。

応力の体積平均値 $\langle \sigma_i \rangle$ を磁気エネルギーと構造体の体積で更に規格化すると、無次元量の形状パラメータ Q_i を用いて

$$\begin{aligned} Q_i &= \frac{\int \sigma_i dv}{E} \\ &= \frac{\langle \sigma_i \rangle V_\Omega}{E}, \end{aligned} \quad (2.7)$$

と表現することができる。ここでは、この Q_i を規格化平均応力と呼ぶ。

規格化平均応力 Q_i を用いて式 (2.5) のビリアル定理を表現し直すと、

$$Q_\phi + Q_\theta = 1, \quad (2.8)$$

と導出され、磁気エネルギーと構造体の体積一定の条件の下で最大応力を低減させるには、応力分布の平準化が必要であることがわかる [14, 15]。即ち、応力勾配最小化の条件は、

$$Q_\phi = Q_\theta = \frac{1}{2}, \quad (2.9)$$

として与えられる。次に、式 (2.9) を満足するようなヘリカル巻数 N について検討する。

発生応力を最小にするヘリカル巻数

ここでは、ビリアル定理の関係式から導出された応力平衡条件式 (2.9) を満足するようなヘリカル巻数について検討する。まずコイル厚さ $\Delta a \ll$ 小半径 a_0 のトーラス型コイルについて、規格化平均応力 Q を求める。座標系を擬トロイダル座標系 (a, ϕ, θ) に選ぶと、座標軸方向の主応力は $\sigma_a, \sigma_\phi, \sigma_\theta$ となる。各座標軸方向の主応力の大きさは $\Delta a \ll a_0$ より、

$$\sigma_a \ll \sigma_\phi, \sigma_\theta \quad (2.10)$$

の関係を仮定する。ゆえにここでは $\sigma_a = 0$ として議論を進める。

トーラス型コイルの大半径方向電磁力 F_r により生じる Q_ϕ と小半径方向電磁力 F_a により生じる Q_θ は式 (2.7) より、

$$Q_\phi = \frac{\langle \sigma_\phi \rangle V_\Omega}{E} \quad (2.11)$$

$$Q_\theta = \frac{\langle \sigma_\theta \rangle V_\Omega}{E} \quad (2.12)$$

となる。静的なつり合いの状態では主応力の総和は座標系に依存しないため、

$$Q_a + Q_\phi + Q_\theta = 1 \quad (Q_a = 0), \quad (2.13)$$

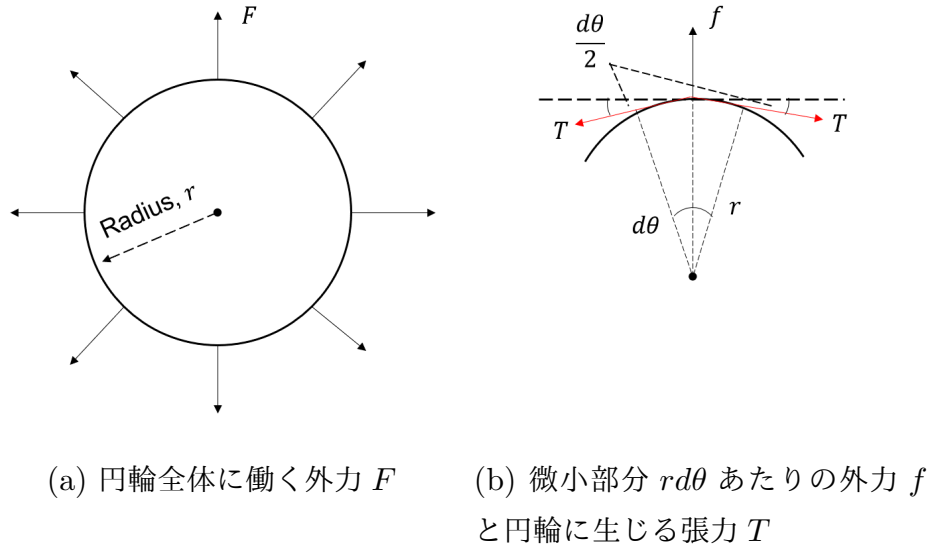


図 2.3: 円輪に生じる張力

が成立する．ここで，図 2.3(a) のように半径 r の円輪全体に外力 F が印加されたとき，円輪に生じる張力 T を求めることを考える．図 2.3(b) より円輪の微小部分 $d\theta$ における r 方向のつり合いの式は，

$$f = 2T \sin \frac{d\theta}{2} \approx 2T \frac{d\theta}{2}, \quad (2.14)$$

と表すことができる．ここで f は，

$$f = F \frac{rd\theta}{2\pi r} = \frac{F}{2\pi} d\theta, \quad (2.15)$$

であるため，円輪に生じる張力 T は外力 F を用いて

$$T = \frac{F}{2\pi}, \quad (2.16)$$

として与えられる．この図 2.3 をトーラス環と見立てると，トーラス大半径方向電磁力 F_r は構造材のポロイダル断面 $S_\theta = 2\pi a_0 \Delta a$ により支えられるため，構造材に印加されるトロイダル方向の $\langle \sigma_\phi \rangle$ は，

$$\langle \sigma_\phi \rangle = \frac{T_\phi}{S_\theta}, \quad \left(T_\phi = \frac{F_r}{2\pi} \right) \quad (2.17)$$

である．ここでヘリカルコイルの自己インダクタンス L_{FBC} は，円形断面トーラス型の TFCs とソレノイドコイルに関する解析解で与えられる [40] それぞれの自己インダクタ

ンス, L_ϕ と L_θ の和として,

$$\begin{aligned} L_{\text{FBC}} &= L_\phi + L_\theta \\ &= \mu_0 N_p^2 a_0 \left\{ \left(\alpha_t - \sqrt{\alpha_t^2 - 1} \right) + \frac{1}{N^2} \alpha_t (\ln 8\alpha_t - 2) \right\} \end{aligned} \quad (2.18)$$

と表せるから, トーラス環の大半径方向に働く電磁力は仮想変位の原理を考えると,

$$\begin{aligned} F_r &= \left. \frac{\partial E}{\partial R_0} \right|_{I=\text{const.}} \\ &= \frac{1}{2} \frac{L_{\text{FBC}}}{\partial R_0} I^2 \\ &= \frac{1}{2} \mu_0 N_p^2 \left\{ \left(1 - \frac{\alpha_t}{\sqrt{\alpha_t^2 - 1}} \right) + \frac{1}{N^2} (\ln 8\alpha_t - 1) \right\} I^2 \end{aligned} \quad (2.19)$$

と計算できる. したがって, トーラス環のトロイダル方向における規格化平均応力 Q_ϕ は, トーラス環の体積 $V_\Omega = 4\pi^2 R_0 a_0 \Delta a$ としたときに,

$$\begin{aligned} Q_\phi &= \frac{\langle \sigma_\phi \rangle V_\Omega}{E} \\ &= \frac{T_\phi V_\Omega}{S_\theta E} \\ &= \alpha_t \frac{\left(1 - \frac{\alpha_t}{\sqrt{\alpha_t^2 - 1}} \right) + \frac{1}{N^2} (\ln 8\alpha_t - 1)}{\left(\alpha_t - \sqrt{\alpha_t^2 - 1} \right) + \frac{1}{N^2} \alpha_t (\ln 8\alpha_t - 2)} \end{aligned} \quad (2.20)$$

$$(2.21)$$

と求めることができる.

トーラス大半径方向電磁力 F_r と同様にトーラス小半径方向電磁力 F_a を考える. 小半径方向電磁力 F_a は構造材のトロイダル断面 $S_\phi = 2\pi R_0 \Delta a$ で支持することを考えると, 構造材に加わるトロイダル方向における主応力の平均値 $\langle \sigma_\theta \rangle$ は,

$$\langle \sigma_\theta \rangle = \frac{T_\theta}{S_\phi}, \quad \left(T_\phi = \frac{F_a}{2\pi} \right) \quad (2.22)$$

と表せる. 式 (2.18) で表した自己インダクタンスの解析解を用いて, トーラス環の小半

径方向に作用する電磁力は仮想変位の原理を考えれば,

$$\begin{aligned}
 F_a &= \left. \frac{\partial E}{\partial a} \right|_{I=\text{const.}} \\
 &= \frac{1}{2} \frac{L_{\text{FBC}}}{\partial a} I^2 \\
 &= \frac{1}{2} \mu_0 N_p^2 \left(\frac{1}{\sqrt{\alpha_t^2 - 1}} - \frac{\alpha_t}{N^2} \right) I^2
 \end{aligned} \tag{2.23}$$

と計算できる. したがって, トーラス環のポロイダル方向における規格化平均応力 Q_θ は,

$$\begin{aligned}
 Q_\theta &= \frac{\langle \sigma_\theta \rangle V_\Omega}{E} \\
 &= \frac{T_\theta V_\Omega}{S_\phi E} \\
 &= \frac{\frac{N^2}{\sqrt{\alpha_t^2 - 1}} - \alpha_t}{N^2 \left(\alpha_t - \sqrt{\alpha_t^2 - 1} \right) + \alpha_t (\ln 8\alpha_t - 2)}
 \end{aligned} \tag{2.24}$$

と求めることができる.

式 (2.9) で示した応力勾配最小化の条件より, 磁気エネルギーと構造体の体積一定の条件の下で最大応力を低減させるには, 式 (2.20) と式 (2.24) が同値となることが求められるため, これを満足するときヘリカル巻数 N はトーラス環のアスペクト比 α_t の関数として次式で与えられる.

$$\begin{aligned}
 N &= \frac{N_p}{N_t} \\
 &= \left(\frac{\alpha_t \ln 8\alpha_t}{(\alpha_t^2 + 1)/(\sqrt{\alpha_t^2 - 1}) - \alpha_t} \right)^{1/2}.
 \end{aligned} \tag{2.25}$$

また図 2.4 に式 (2.25) で与えられるヘリカル巻数 N とアスペクト比 α_t の関係を示す.

2.2.3 変調ヘリカル巻線ピッチ

転倒力の最小化

一般にヘリカルコイルは, 図 2.5(a) に示すようにポロイダル角 θ に対して一様なトロイダル電流分布を形成し, ヘリカル巻線が施されているトーラス表面 (以下, コイル面) を貫くポロイダル磁場を発生させる. このポロイダル磁場の垂直磁場成分とヘリカルコイルのポロイダル方向電流成分との相互作用により, 図 2.6(a) に示すようなコイルを振じ

2.2 エネルギー貯蔵用電磁力平衡ヘリカルコイルの原理

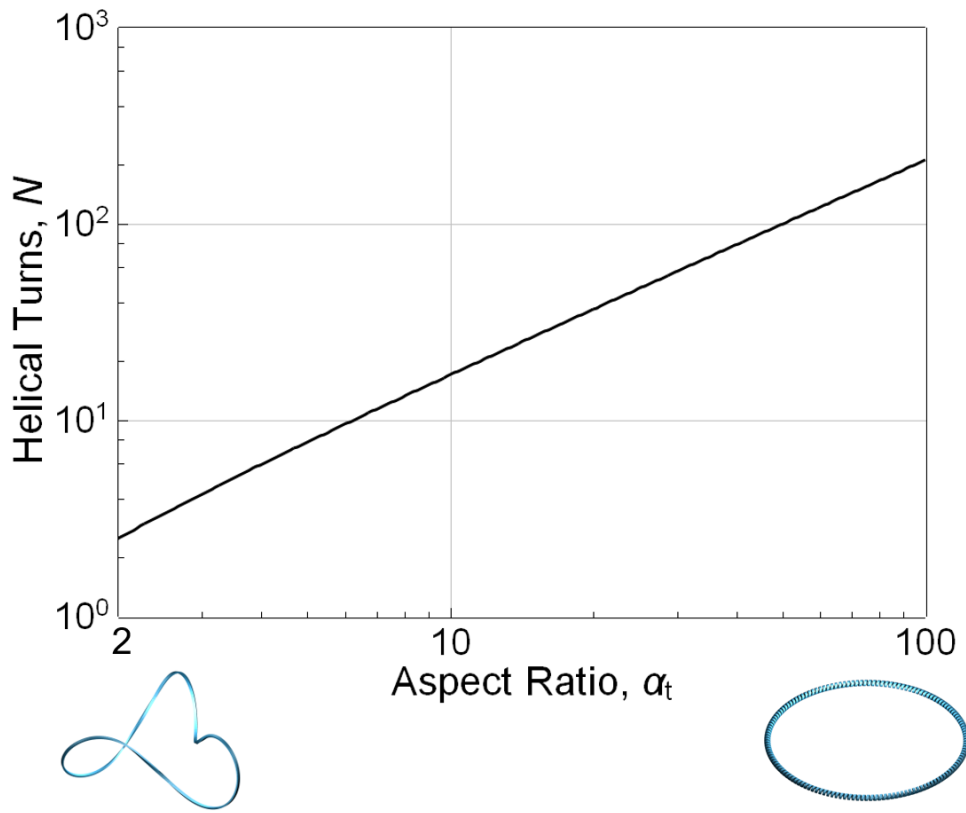
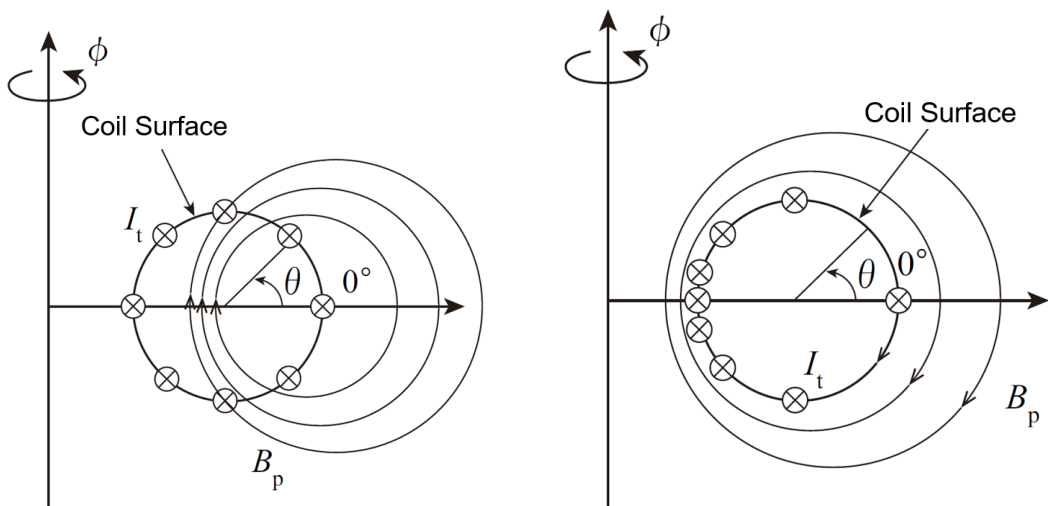


図 2.4: ヘリカル巻数 N とトーラス環アスペクト比 α_t の関係



(a) 一様な電流分布

(b) 転倒力を最小とする電流分布

図 2.5: トロイダル方向電流分布

2.2 エネルギー貯蔵用電磁力平衡ヘリカルコイルの原理

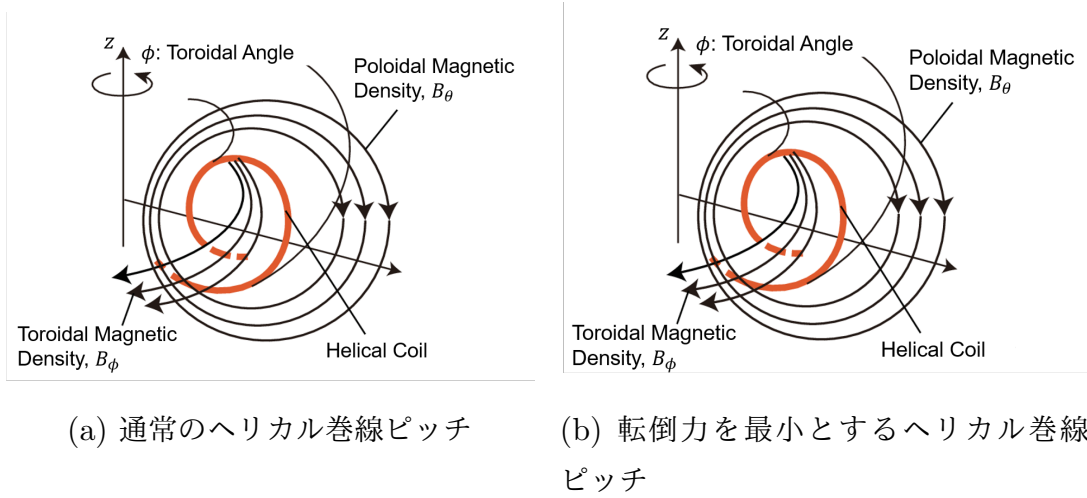


図 2.6: 転倒力の発生原理

り倒そうとする転倒力 (torsional force) が生じる。この転倒力の支持は、TFCs に働く向心力の支持に比べ困難である。また、ヘリカルコイルを貫く磁場を低減させることは、外部磁場によって臨界電流密度が大幅に低減する高温超電導線材の使用においても重要である。

そのため電磁力平衡ヘリカルコイルでは、ヘリカルコイルを貫く磁場を低減し転倒力を抑制するために、図 2.6(b) のようにトーラス内部ではトロイダル磁場のみを、トーラス外部ではポロイダル磁場のみ発生させて、コイル面と磁気面とを一致させるような磁束密度分布を形成している。このような磁束密度分布はヘリカルコイルのピッチを変調することで実現可能である [33]。ここでポロイダル方向の表面電流密度 j_p は、

$$j_p = I_\theta / (2\pi R) \quad (2.26)$$

と表される。ここで I_θ はポロイダル方向総電流、 R はコイル位置の大半径方向距離である。一方、トロイダル方向表面電流密度 j_t はコイル赤道面に対して上下対称のコイルの場合、

$$j_t = \frac{I_\phi}{2\pi a_0} \left(1 + \sum_{k=1}^{\infty} C_k \cos k\theta \right) \quad (2.27)$$

で与えられる。ここで I_ϕ はトロイダル方向総電流、 C_k はポロイダル角 θ に対する j_t の k 次フーリエ級数展開係数であり、 C_k をピッチ変調パラメータと呼ぶ。また、式 (3.1) で表されるヘリカル巻数 N はポロイダル方向の巻数 N_p とトロイダル方向の巻数 N_t との比で表すことができる。つまり、

$$I_\theta / I_\phi = N \quad (2.28)$$

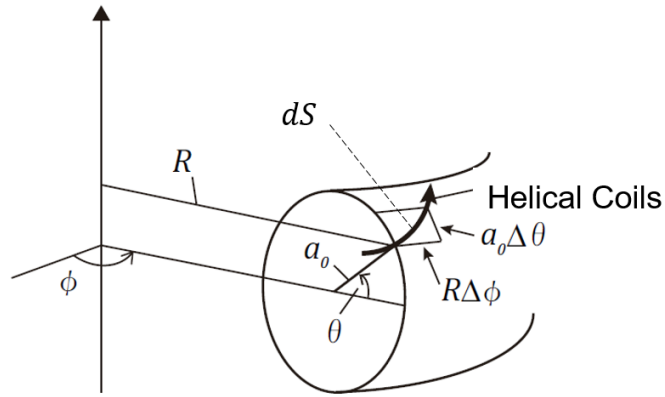


図 2.7: ヘリカルコイル軌道の概要図

の関係が成立する. 図 2.7 のようにコイル軌道がトロイダル方向に微小量 $\Delta\phi$ 進む間にポロイダル方向に $\Delta\theta$ だけ進むとすると,

$$a_0 \Delta\theta / (R \Delta\phi) = j_p / j_t \quad (2.29)$$

の関係がある. 式 (3.1) および式 (2.26) から式 (2.29) より変調ヘリカルコイルの巻線軌道, 即ちトロイダル角 ϕ とポロイダル角 θ との関係は,

$$\phi = \frac{1}{N} \left(\theta + \sum_{k=1}^{\infty} C_k \frac{\sin k\theta}{k} \right) \quad (2.30)$$

と表すことができる [34, 41]. 式 (2.30) において, ピッチ変調パラメータ C_k をすべて 0 とした場合, トロイダル方向電流分布が一様な単純ヘリカルコイルとなる.

ヘリカル導体長の最小化

前記した転倒力最小ピッチではヘリカル巻線を鎖交する磁束を最小化するために, ヘリカル巻線軌道を変調させるピッチ変調パラメータを求めていた. ここではヘリカル導体長の最小化, ヘリカルコイル巻線の湾曲 (幅方向曲げ) の最小化を目的とした測地線ピッチについて検討する.

測地線とは, 空間にある 2 点間を滑らかな曲線により最短経路で結ぶ軌道の総称である. したがってヘリカルコイル軌道に測地線を採用することは, トーラス表面上を最短経路で通る軌道であることから, 幅方向への湾曲が最小となる. 即ち, 測地線軌道は幅方向

2.3 スケーリング則による電磁力平衡ヘリカルコイルの評価

曲げひずみを最小化したヘリカル軌道だと考えられる。また巻線過程で張力を印加するだけで導体長が最小となるような軌道に落ち着くことが想定され、これまで難しかった導体の巻線軌道への固定が容易になると考えられる。

測地線ピッチを与えるピッチ変調パラメータ C_k を求めるために、まず図 2.7 に示すトーラス環上の微小コイル導体長 ds について考える。微小コイル導体長 ds は大半径方向距離 R と小半径 a_0 を用いて、

$$ds = \sqrt{(Rd\phi)^2 + (a_0d\theta)^2} \quad (2.31)$$

と表すことができ、ポロイダル方向 1 周分の導体長 S は微小導体長 ds を積分すると、

$$S = \oint ds = a_0 \int_0^{2\pi} \sqrt{X^2 + 1} d\theta \quad (2.32)$$

となる。ただし、

$$X = \frac{1}{N}(\alpha_t + \cos\theta) \left(1 + \sum_{k=1}^{\infty} C_k \cos k\theta \right) \quad (2.33)$$

$$\alpha_t = R_0/a_0 \quad (2.34)$$

である。測地線軌道は最短経路を通ることから、式 (2.32) で表されるヘリカルコイル導体長 S が最小となるように、最小二乗法的一种である Simplex 法によりピッチ変調パラメータ C_k を決定している。

図 2.8 にヘリカル巻数 $N = 6$ の電磁力平衡ヘリカルコイルにおける、転倒力最小ピッチ、測地線ピッチ、そして単純ヘリカルピッチの模式図を、表 2.1 に各巻線ピッチの変調パラメータを示す。この図 2.8 から異なる目的により導出された転倒力最小ピッチと測地線ピッチは類似したヘリカルコイル軌道であることがわかる。このことから、測地線ピッチはヘリカル巻線を鎖交する磁束を低減できる可能性があり、高温超電導線材のような機械的ひずみにより性能を損なう可能性のあるテープ線材を、電磁力平衡ヘリカルコイルへ適用できる可能性が高い巻線軌道であると期待される、

次節ではスケーリング則を用いて、測地線軌道を採用した電磁力平衡ヘリカルコイルのエネルギー貯蔵用超電導コイルとしての特性を評価する。

2.3 スケーリング則による電磁力平衡ヘリカルコイルの評価

2.3.1 エネルギー貯蔵用超電導コイルの特性

適切な超電導コイルの方式と形状（アスペクト比）を選定することが、経済的なエネルギー貯蔵用超電導コイルを設計する際に肝要である。その評価方法として、1970 年代に

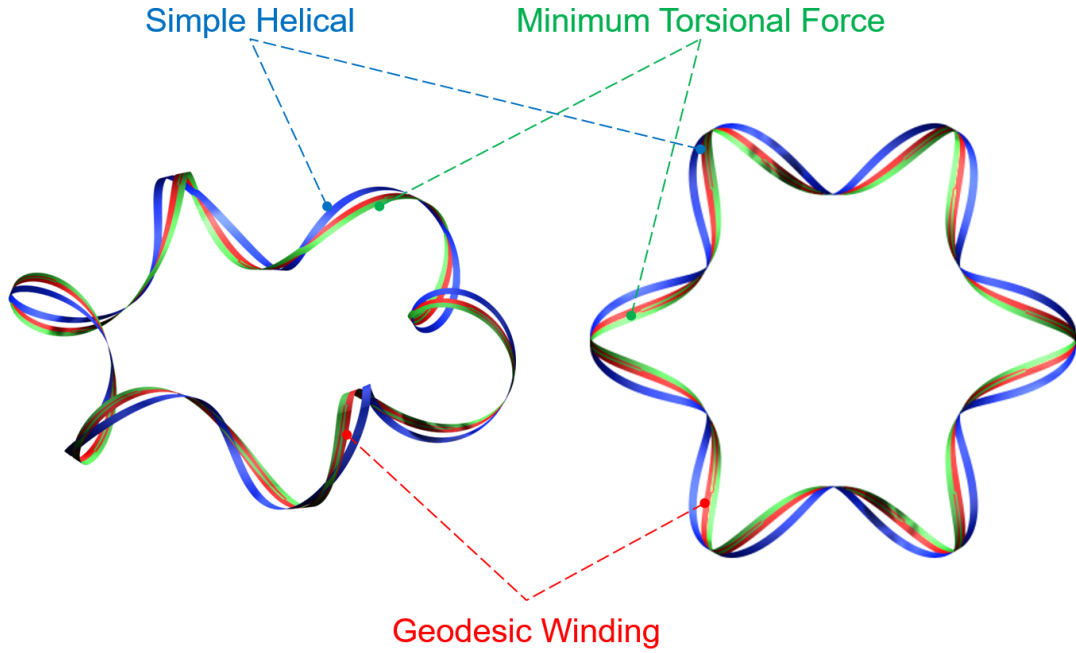


図 2.8: 電磁力平衡ヘリカルコイルのヘリカル巻線ピッチによる違い ($N = 6$)

表 2.1: 各種ヘリカルコイルのピッチ変調パラメータ C_k

C_k ¹	Simple Helical	Min. Torsional Force	Geodesic Winding
C_1	0	-7.59×10^{-1}	-5.95×10^{-1}
C_2	0	1.58×10^{-1}	1.44×10^{-1}
C_3	0	-2.78×10^{-2}	-3.32×10^{-2}
C_4	0	4.50×10^{-3}	7.66×10^{-3}
C_5	0	-6.94×10^{-4}	-1.79×10^{-3}
C_6	0	1.04×10^{-4}	4.28×10^{-4}
C_7	0	-1.52×10^{-5}	-1.04×10^{-4}
C_8	0	2.18×10^{-6}	2.55×10^{-5}
C_9	0	-3.08×10^{-7}	-6.37×10^{-6}
C_{10}	0	4.18×10^{-8}	1.43×10^{-6}

¹ Aspect ratio=4, N=6, Major radi.=0.12 m, Minor radi.=0.03 m

2.3 スケーリング則による電磁力平衡ヘリカルコイルの評価

ウィスコンシン大学の Moses により超電導コイルのコイル規模 R 、電磁力 F 、超電導導体量 IS のそれぞれが、次式で示されるように蓄積エネルギー E と最大磁束密度 B_m の関数で定式化された [35]。ここでは従来の測地線軌道を採用した電磁力平衡ヘリカルコイルについて評価を行う。

$$\text{コイル規模: } R = \mu_0^{\frac{1}{3}} G(\alpha_t) E^{\frac{1}{3}} B_m^{-\frac{2}{3}} \quad (2.35)$$

$$\text{電磁力: } F = \mu_0^{-\frac{1}{3}} Q_f(\alpha_t) E^{\frac{2}{3}} B_m^{\frac{2}{3}} \quad (2.36)$$

$$\text{超電導導体量: } IS = \mu_0^{-\frac{1}{3}} Q_{is}(\alpha_t) E^{\frac{2}{3}} B_m^{-\frac{1}{3}} \quad (2.37)$$

ここで、 $G(\alpha_t)$, $Q_f(\alpha_t)$, $Q_{is}(\alpha_t)$ は、コイル方式とその形状（アスペクト比）で定まる無次元量の形状パラメータである。尚、文献 [35] ではこの形状パラメータに真空の透磁率 μ_0 を含めて比較検討がなされているが、ここでは、真空の透磁率 μ_0 を含めずに形状パラメータを検討する。

式 (2.35) で表されるコイル規模 R とは、TFCs やヘリカルコイルのようなトーラス型コイルでは大半径 R_0 の大きさを、ソレノイドコイルの場合では半径 R の大きさを示している。式 (2.35) より、コイル規模 R は蓄積エネルギー E の $1/3$ 乗に比例する。ここで、コイル方式と形状および最大磁束密度一定条件下で蓄積エネルギーを 1000 倍に増加させたときコイル規模は 10 倍となる。このようにエネルギー貯蔵用超電導コイルの大きさは、蓄積エネルギーに対してスケールメリットが得られることがわかる。また式 (2.35) の関係から、無次元量の形状パラメータである $G(\alpha_t)$ の値が小さいほど、超電導コイルを小さくできることを示している。つまり、各コイル方式の $G(\alpha_t)$ を比較することで、与えられた蓄積エネルギーと最大磁束密度にもとづいて、どのコイル方式またはアスペクト比の大きさがコイル規模を小さくするために適しているかを把握できる。

超電導コイルに働く電磁力 F は、蓄積エネルギー E および最大磁束密度 B_m の $2/3$ 乗に比例する。コイル規模で述べたように、式 (2.36) の関係から、 Q_f の大きさが小さいコイルほど、超電導コイルに作用する電磁力を低減できるコイルであるとわかる。

超電導コイルに用いられる超電導導体量 IS を少なくし電流密度を高くすることは、線材や冷却に要するコストへ直接的に関係するため、エネルギー貯蔵装置の経済性という観点で重要な課題である。一般に導体量はアンペア・メートル (Am, 導体量電流値 I と導体長さ S) として表される。ここで超電導導体の密度を ρ_{SC} 、電流密度を J としたとき、導体の質量 M_{SC} は、

$$M_{SC} = IS\rho_{SC}/J \quad (2.38)$$

として与えられる。これは式 (2.37) において無次元量の形状パラメータ Q_{is} を小さくす

ることが、結果として超電導コイルに使用する超電導導体量を低減させることを示唆している。また式 (2.37) より超電導導体量 IS は、蓄積エネルギー E の $2/3$ 乗に比例する。したがって、エネルギー貯蔵用超電導コイルに使用される超電導導体量には、蓄積エネルギーに対するスケールメリットがある。

本項では主に、電磁力平衡ヘリカルコイルのヘリカル巻線ピッチの違いに着目して、Moses の関係式によりエネルギー貯蔵用超電導コイルとしての特性を評価する。ただし、TFCs およびソレノイドコイルに関する無次元量の形状パラメータについては、文献 [35, 42–44] を参照されたい。

2.3.2 最大発生磁束密度

コイル方式がトーラス型の超電導コイルでは、巻線が最も密集するコイル最内側部（ポロイダル角 $\theta = 180^\circ$ ）において、コイル巻線導体が経験する磁束密度が最も高くなる。エネルギー貯蔵装置用の超電導コイルを設計する上でこの最大磁束密度 B_m は、使用する超電導導体の臨界磁場、運転電流、最大発生電磁力などを決定する主要な因子である。

変調ヘリカル巻線を持つ電磁力平衡ヘリカルコイルは、トーラス環内部にはトロイダル方向の磁束密度が、トーラス環外部ではポロイダル方向の磁束密度が支配的である。したがって、電磁力平衡ヘリカルコイルの巻線導体が経験する最大磁束密度を、コイル最内側部において最大トロイダル磁束密度か最大ポロイダル磁束密度のどちらかを採用すべきか検討する必要がある。また本研究では、電磁力平衡ヘリカルコイルの変調ヘリカル巻線ピッチとして転倒力最小ピッチと測地線ピッチに着目していることから、それぞれの最大磁束密度について検討を行う。

転倒力最小ピッチでは、コイル内側部の磁気面とトーラス面と一致するようなトロイダル方向電流分布を与えるようにピッチ変調パラメータを求めていることから、ヘリカルコイルのトロイダル方向磁束密度 B_t は、ポロイダル方向の起磁力 $N_p I$ に着目すると TFCs におけるトロイダル方向磁束密度として、コイル内側部 ($\theta = 180^\circ$) で最大となり、

$$B_{t,\max} = \frac{\mu_0 N_p I}{2\pi(R_0 - a_0)} \quad (2.39)$$

となる。

$$B_{p,\max} = \frac{1}{N}(\alpha_t - 1) \left(1 + \sum_{k=1}^{\infty} C_k \cos k\pi \right) B_{t,\max} \quad (2.40)$$

図 2.9 に式 (2.40) のトロイダル方向磁束密度 $B_{t,\max} = 1 \text{ T}$ としてポロイダル方向磁束密度 $B_{p,\max}$ を計算して、アスペクト比との関係を示す。図 2.9 の結果より、電磁力平衡

2.3 スケーリング則による電磁力平衡ヘリカルコイルの評価

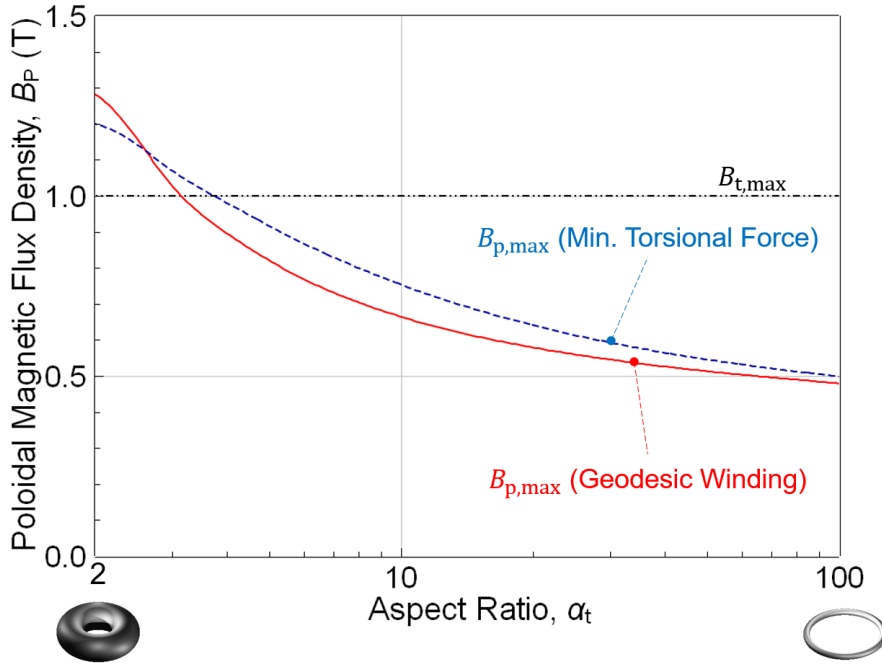


図 2.9: 電磁力平衡ヘリカルコイルの最大ポロイダル方向磁束密度

ヘリカルコイルのアスペクト比が 3 未満では測地線ピッチおよび転倒力最小ピッチの両者において、トロイダル方向磁束密度よりもポロイダル方向磁束密度の方が高いことがわかる。測地線ピッチではアスペクト比 $\alpha_t = 3$ を境界にトロイダル方向磁束密度がポロイダル方向磁束密度を上回る様子がわかり、一方で転倒力最小ピッチではアスペクト比 $\alpha_t = 4$ 程度でポロイダル方向磁束密度に比べてトロイダル方向磁束密度が大きくなることがわかる。電磁力平衡ヘリカルコイルのアスペクト比が 3 未満では、ヘリカル巻数が 4 以下であるためコイル形状の選択範囲が限定的となるため、本研究ではアスペクト比が 4 以上の電磁力平衡ヘリカルコイルに着目して検討を進める。したがって、電磁力平衡ヘリカルコイルのヘリカル導体を経験する最大磁束密度 B_m をトロイダル方向磁束密度 $B_{t,max}$ として議論を行う。

2.3.3 コイル規模

次に、電磁力平衡ヘリカルコイルのコイル規模について検討する。まずコイル規模の検討に必要な蓄積エネルギーに着目すると、ヘリカルコイルにおける蓄積エネルギー E は

第 2.2.2 項で検討したヘリカルコイルの自己インダクタンス L_{FBC} を用いて,

$$E = \frac{1}{2} L_{\text{FBC}} I^2 = \frac{1}{2} (L_\phi + L_\theta) I^2 \quad (2.41)$$

と与えられる. 第 2.3.2 項の検討結果より最大磁束密度 B_m をトロイダル方向の最大磁束密度 $B_{t,\text{max}}$ とすれば, 自己インダクタンスおよび最大磁束密度は以下のように表すことができる.

$$L_\phi = \mu_0 N_p^2 a_0 \left(\alpha_t - \sqrt{\alpha_t^2 - 1} \right) \quad (2.42)$$

$$L_\theta = \mu_0 N_t^2 R_0 (\ln 8\alpha_t - 2) \quad (2.43)$$

$$B_m = \frac{\mu_0 N_p I}{2\pi(R_0 - a_0)} \quad (2.44)$$

したがって, 式 (2.42), 式 (2.43) ならびに式 (2.44) を式 (2.76) に代入すると, 式 (2.45) が得られる.

$$\begin{aligned} E &= \frac{1}{2} L_{\text{FBC}} I^2 \\ &= \frac{1}{2} \left(\mu_0 N_p^2 a_0 \left(\alpha_t - \sqrt{\alpha_t^2 - 1} \right) + \mu_0 N_t^2 R_0 (\ln 8\alpha_t - 2) \right) I^2 \\ \therefore E &= 2\pi\mu_0^{-1} \left\{ \left(\alpha_t - \sqrt{\alpha_t^2 - 1} \right) + \frac{\alpha_t}{N^2} (\ln 8\alpha_t - 2) \right\} (\alpha_t - 1)^2 a_0^3 B_m^2 \end{aligned} \quad (2.45)$$

式 (2.45) よりコイルに蓄積されるエネルギー E は, コイルの小半径 a_0 の 3 乗に比例し, また最大磁束密度 B_m の 2 乗に比例することがわかる.

コイル小半径 a_0 と無次元量の形状パラメータ $G_a(\alpha_t)$ は, 式 (2.45) をコイル小半径 a_0 について整理することで次式のように導出される.

$$a_0 = \mu_0^{\frac{1}{3}} G_a(\alpha_t) E^{\frac{1}{3}} B_m^{-\frac{2}{3}} \quad (2.46)$$

$$G_a(\alpha_t) = \left\{ 2\pi^2 \left(\left(\alpha_t - \sqrt{\alpha_t^2 - 1} \right) + \frac{\alpha_t}{N^2} (\ln 8\alpha_t - 2) \right) (\alpha_t - 1)^2 \right\}^{-\frac{1}{3}} \quad (2.47)$$

式 (2.46) より, コイル小半径 a_0 は, 蓄積エネルギー E の $1/3$ 乗に, 最大磁束密度 $B_m^{-\frac{2}{3}}$ に比例する. また式 (2.47) で与えられる無次元量の形状パラメータ $G_a(\alpha_t)$ は, コイル方式とアスペクト比で決まり, この値が小さいほど超電導コイルの小半径を小さくできる. またコイル大半径 R_0 の形状パラメータ $G_R(\alpha_t)$ は, コイルアスペクト比 α_t とコイル小半径 a_0 の形状パラメータ $G_a(\alpha_t)$ とから,

$$G_R(\alpha_t) = \alpha_t G_a(\alpha_t) \quad (2.48)$$

2.3 スケーリング則による電磁力平衡ヘリカルコイルの評価

と導出される。一方で、トーラス型コイルの高さに関する形状パラメータ G_h とすると、式 (2.48) とコイルアスペクト比 α_t の関係から

$$G_h(\alpha_t) = 2G_a(\alpha_t) \quad (2.49)$$

と計算される。

図 2.10(a) にコイル半径に関する無次元量の形状パラメータを、図 2.10(b) にはコイル高さに関する無次元量の形状パラメータとアスペクト比の関係を、電磁力平衡ヘリカルコイル、TFCS、ソレノイドコイルについてそれぞれ示す。ここで式 (2.47) よりヘリカル巻線ピッチの影響はないため、式 (2.48) および式 (2.49) で与えられる電磁力平衡ヘリカルコイルの無次元量の形状パラメータは、転倒力最小ピッチおよび測地線ピッチで同一として求めた。

図 2.10(a) の結果から、ソレノイドコイルのコイル規模はアスペクト比の増加に伴ってその形状パラメータも単調に増加するが、電磁力平衡ヘリカルコイルと TFCS に比べてコイル規模を小さくできることがわかる。一方で、TFCS に比べて電磁力平衡ヘリカルコイルは常にコイル規模を小さくすることが可能であり、またアスペクト比が 2 から 6 の範囲ではソレノイドコイルと同等なコイル規模であることが確認できる。電磁力平衡ヘリカルコイルおよび TFCS の両コイル方式ではアスペクト比 $\alpha_t < 3$ でそのコイル規模が最小値を示すことが確認できるが、超電導コイル製作の観点からコイル小半径 a_0 の検討が必要である。そこでコイル小半径の制約条件として一例を挙げると、可搬型エネルギー貯蔵用超電導コイルが提案されており、これは幅が約 2.4 m、全長が 12 m で高さが約 2.4 m の 40 フィート・ドライコンテナの中に、超電導コイルとその冷却装置、そして電力変換器を格納し持ち運ぶことをコンセプトとしている [11,12]。また電磁力平衡ヘリカルコイルの製作においては、巻線機で巻線可能な大きさにも制限される。したがって、超電導コイルの高さに関する制約条件を、

$$(\text{超電導コイルの高さ} : 2a_0) < (\text{コンテナトラックの大きさ, 巻線可能な大きさ})$$

とすることができる。図 2.10(b) より、トーラス型コイルおよびソレノイドコイルの高さはアスペクト比の増加に伴って減少することがわかる。とくにソレノイドコイルは他のコイル方式に比べて最もコイルの高さを小さくできるとわかる。電磁力平衡ヘリカルコイルのコイル高さはアスペクト比の限定的な範囲においてソレノイドコイルと同等であることがわかる。TFCS に関してはいずれのアスペクト比において最も大きなコイル高さである。

高さに関する無次元量の形状パラメータ G_h が小さな超電導コイルは、結果的にコイル

規模 G_R も小さくすることができる。とくにアスペクト比 $\alpha_t = 6$ 以上の範囲では、コイル規模および高さの両方においてソレノイドコイルが最もコンパクトなエネルギー貯蔵装置を設計可能なコイル方式と言える。一方で、電磁力平衡ヘリカルコイルのコイル規模およびその高さはアスペクト比 α_t が 2 以上から 6 以下と限定的な範囲において、ソレノイドコイルと同等の大きさでエネルギー貯蔵装置の設計が可能なコイル方式である。

2.3.4 電磁力

電磁力平衡ヘリカルコイルの大半径方向に生じる電磁力 F_r は、式 (2.19) にて表される大半径方向電磁力と式 (2.39) の最大磁束密度 B_m を用いて表すと、

$$\begin{aligned} F_r &= \left. \frac{\partial E}{\partial R_0} \right|_{I=\text{const.}} \\ &= \frac{1}{2} \frac{L_{\text{FBC}}}{\partial R_0} I^2 \\ &= 2\pi\mu_0^{-1} N_p^2 \left\{ \left(1 - \frac{\alpha_t}{\sqrt{\alpha_t^2 - 1}} \right) + \frac{1}{N^2} (\ln 8\alpha_t - 1) \right\} (\alpha_t - 1)^2 a_0^2 B_m^2 \end{aligned} \quad (2.50)$$

となる。したがって、式 (2.46) の関係から F_r は次式のように書き改められる。

$$F_r = \mu_0^{-\frac{1}{3}} Q_{\text{fr}}(\alpha_t) E^{\frac{2}{3}} B_m^{\frac{2}{3}}. \quad (2.51)$$

ここで、大半径方向の電磁力に関する無次元量の形状パラメータ $Q_{\text{fr}}(\alpha_t)$ は、

$$Q_{\text{fr}}(\alpha_t) = 2\pi \left\{ \left(1 - \frac{\alpha_t}{\sqrt{\alpha_t^2 - 1}} \right) + \frac{1}{N^2} (\ln 8\alpha_t - 1) \right\} (\alpha_t - 1)^2 G_a^2(\alpha_t) \quad (2.52)$$

である。

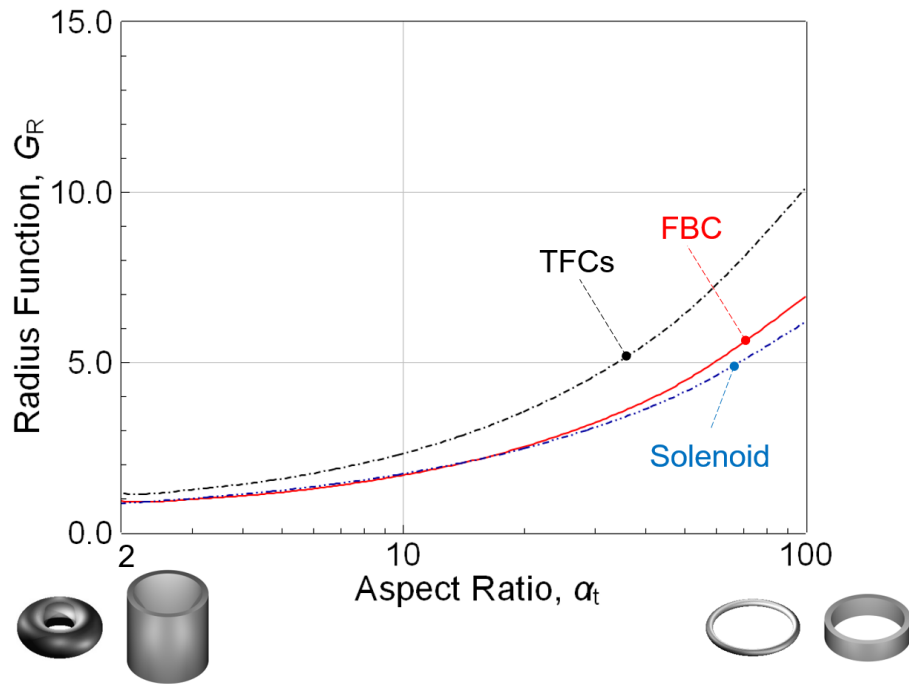
一方、電磁力平衡ヘリカルコイルに生じる小半径方向電磁力 F_a も同様に、式 (2.23) にて表される小半径方向電磁力と式 (2.39) の最大磁束密度 B_m を用いて表すと、

$$\begin{aligned} F_a &= \left. \frac{\partial E}{\partial a} \right|_{I=\text{const.}} \\ &= \frac{1}{2} \frac{L_{\text{FBC}}}{\partial a} I^2 \\ &= 2\pi^2 \mu_0^{-1} \left(\frac{1}{\sqrt{\alpha_t^2 - 1}} - \frac{\alpha_t}{N^2} \right) (\alpha_t - 1)^2 a_0^2 B_m^2 \end{aligned} \quad (2.53)$$

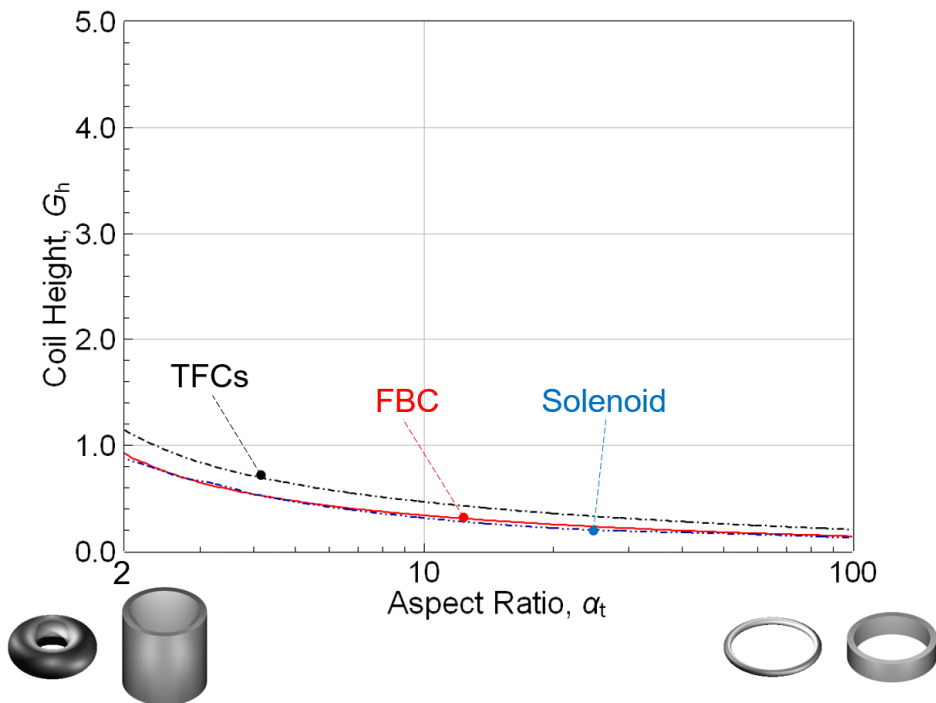
となり、式 (2.46) の関係から F_a は次式のように導出される。

$$F_a = \mu_0^{-\frac{1}{3}} Q_{\text{fa}}(\alpha_t) E^{\frac{2}{3}} B_m^{\frac{2}{3}}. \quad (2.54)$$

2.3 スケーリング則による電磁力平衡ヘリカルコイルの評価



(a) コイル半径に関する形状パラメータ



(b) コイル高さに関する形状パラメータ

図 2.10: コイル規模と高さに関する形状パラメータ

ここで、小半径方向の電磁力に関する無次元量の形状パラメータ $Q_{fa}(\alpha_t)$ は、

$$Q_{fa}(\alpha_t) = 2\pi^2 \left(\frac{1}{\sqrt{\alpha_t^2 - 1}} - \frac{\alpha_t}{N^2} \right) (\alpha_t - 1)^2 G_a^2(\alpha_t) \quad (2.55)$$

である。

式 (2.51) および式 (2.54) で与えられる大半径方向電磁力および小半径方向電磁力は、蓄積エネルギー E と最大磁束密度 B_m の $2/3$ 乗に比例することがわかる。このとき、式 (2.52) で与えられる Q_{fr} と式 (2.55) で与えられる Q_{fa} は、コイル方式とアスペクト比 α_t で決まる無次元量の形状パラメータであり、この値が小さいほど超電導コイルに働く大半径方向および小半径方向の電磁力が低減できるコイルである。

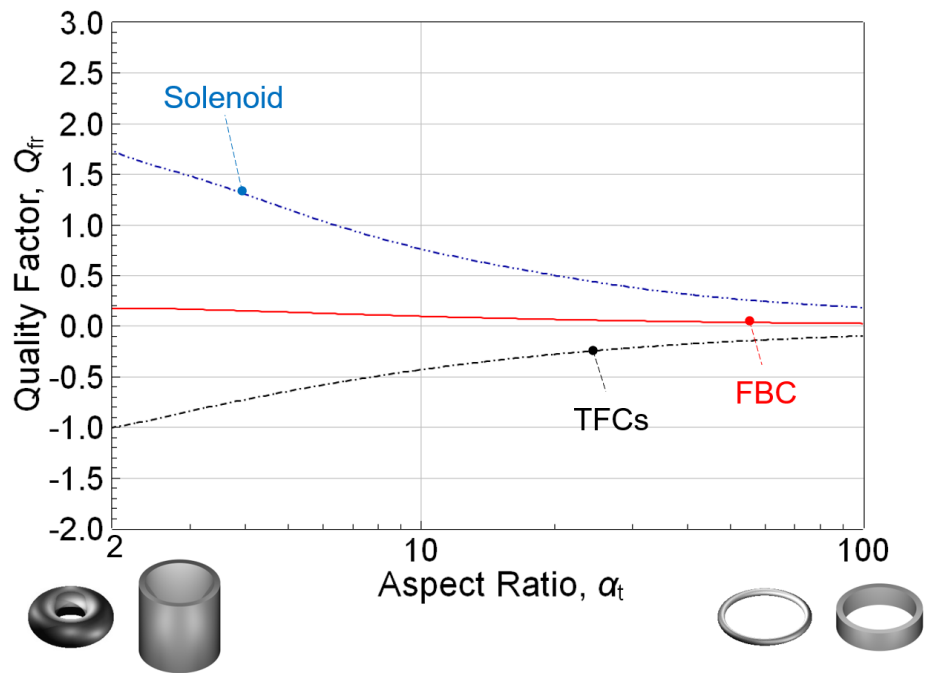
図 2.11 に、電磁力平衡ヘリカルコイルに生じる電磁力の形状パラメータとアスペクト比の関係に加えて、コイル方式による違いを比較するために TFCs とソレノイドコイルの形状パラメータとアスペクト比の関係を合わせて示す。ここでは、ソレノイドコイルでは半径方向および軸方向の電磁力について記している。図 2.11(a) は大半径方向電磁力を表し、正の値はフープ力を、負の値は向心力を示している。図 2.11(b) は小半径方向およびソレノイドコイルの軸方向電磁力を表し、正の値はとトーラス外向きに働く拡張力を、軸方向電磁力では圧縮力の大きさを表している。

図 2.11(a) から、TFCs に生じる大半径方向電磁力は向心力であり、アスペクト比の増加に伴ってこの向心力は単調減少することがわかる。一方、ソレノイドコイルに生じる大半径方向電磁力はフープ力であり、アスペクト比の増加に伴ってこのフープ力も単調減少することがわかる。大半径方向電磁力が最小となる電磁力平衡ヘリカルコイルでは、その電磁力は主にフープ力であり、アスペクト比の増加に伴ってゼロに漸近することがわかる。このことは電磁力平衡ヘリカルコイルではコイル巻棒に生じる電磁力が小さく、アスペクト比が増加すると巻棒に作用する力がほとんど発生しない可能性を示している。

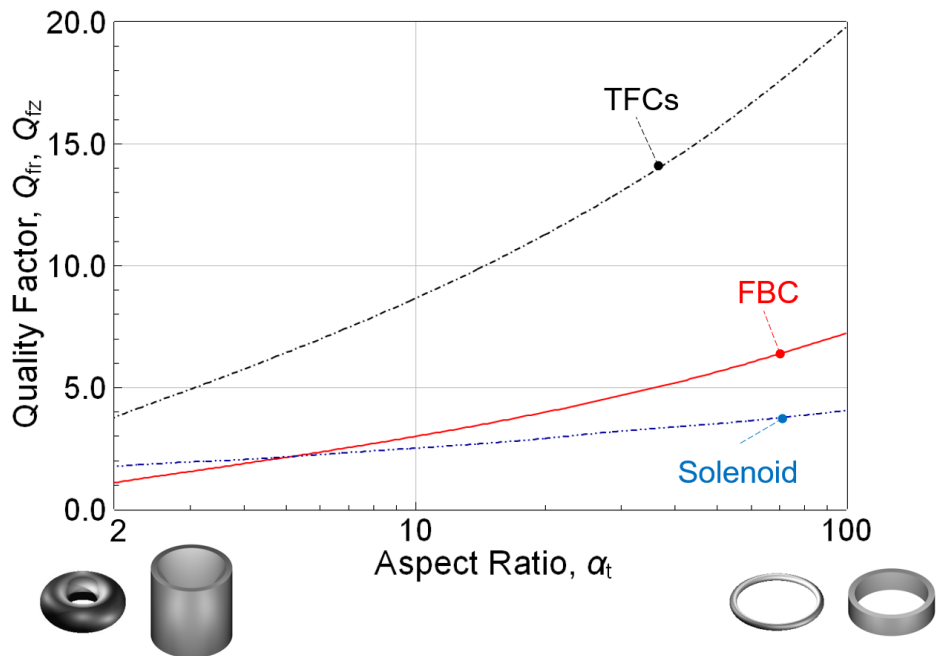
図 2.11(b) では、TFCs および電磁力平衡ヘリカルコイルでは拡張力が小半径方向に生じることが読み取れ、それらはアスペクト比の増加に伴って単調増加することがわかる。ソレノイドコイルに生じる軸方向電磁力についても、その大きさがアスペクト比の増加に伴って増加することがわかる。

以上より、アスペクト比が $\alpha_t \leq 4$ では、電磁力平衡ヘリカルコイル方式の大半径方向および小半径方向の電磁力がもっとも小さいコイル方式であることがわかる。またアスペクト比が $\alpha_t > 4$ では、ソレノイドコイルの軸方向電磁力がもっとも小さくなることがわかる。TFCs は発生電磁力がもっとも大きい超電導コイル方式がわかり、したがって、アスペクト比が小さいエネルギー貯蔵用超電導コイルには電磁力平衡ヘリカルコイルを適用

2.3 スケーリング則による電磁力平衡ヘリカルコイルの評価



(a) コイル大半径方向電磁力に関する形状パラメータ



(b) コイル小半径方向および軸方向電磁力に関する形状パラメータ

図 2.11: 超電導コイルの電磁力に関する無次元量の形状パラメータ

することが有効である。

2.3.5 超電導導体量

電磁力平衡ヘリカルコイルの微小導体長 dS は、図 2.7 に示すヘリカルコイル軌道の関係から、

$$\begin{aligned} dS &= \sqrt{(Rd\phi)^2 + (a_0d\theta)^2} \\ &= a_0d\theta \sqrt{\left(\frac{R}{a_0} \frac{d\phi}{d\theta}\right)^2 + 1} \end{aligned} \quad (2.56)$$

となる。したがって、ポロイダル方向 1 周分の導体長 S は次式で表すことができる。

$$\begin{aligned} S &= \oint dS \\ &= a_0 \int_0^{2\pi} \left\{ \frac{1}{N^2} (\alpha_t + \cos \theta)^2 \left(1 + \sum_{k=1}^{\infty} C_k \cos k\theta \right) + 1 \right\}^{\frac{1}{2}} d\theta \\ &= a_0 S_0 \end{aligned} \quad (2.57)$$

このとき $a_0 S_0$ はポロイダル方向へ 1 周するために必要な導体長であり、 S_0 は $a_0 = 1$ m にときの導体長に等しい。最大磁束密度 B_m が最大トロイダル磁束密度 $B_{t,max}$ のとき、超電導導体量 IS は、

$$\begin{aligned} IS &= I_\theta a_0 S_0 \\ &= \frac{2\pi a_0 (\alpha_t - 1)}{\mu_0 N_p} B_m (N_p a_0 S_0) \\ \therefore IS &= \mu_0^{-\frac{1}{3}} Q_{is} (\alpha_t) E^{\frac{2}{3}} B_m^{-\frac{1}{3}} \end{aligned} \quad (2.58)$$

$$Q_{is} = 2\pi (\alpha_t - 1) S_0 G_a^2 (\alpha_t) \quad (2.59)$$

と整理することができる。ここで Q_{is} は形状パラメータで、式 (2.59) の G_a は式 (2.47) により得られる。

図 2.12 に各コイル方式の超電導導体量に関する形状パラメータを示す。尚、電磁力平衡ヘリカルコイルはヘリカル巻線ピッチに転倒力最小ピッチ（以下、MTF : Minimum Torsional Force）と測地線ピッチ（以下、GW : Geodesic Winding）を与えたときの超電導導体量に関する形状パラメータをプロットした。

図 2.12 より、ソレノイドコイル、測地線ピッチと転倒力最小ピッチ、TFCs の順で超電導コイルに必要な超電導導体量が小さいことがわかる。また電磁力平衡ヘリカルコイル

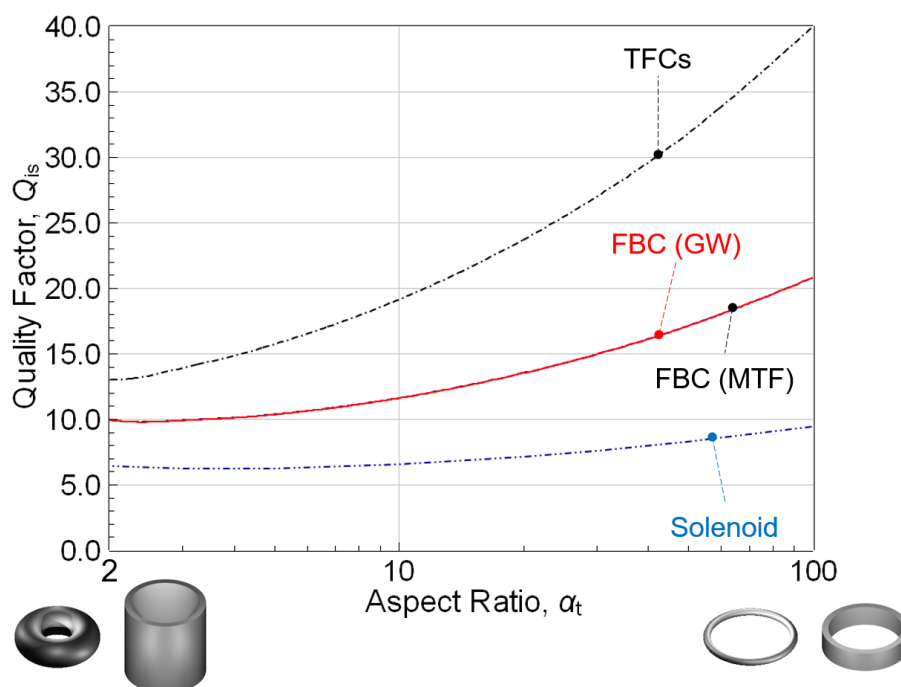


図 2.12: 超電導導体量に関する形状パラメータ

の転倒力最小ピッチおよび測地線ピッチの両者において、大きな差が見られない。このことは図 2.12 に示した通り、転倒力最小ピッチと測地線ピッチは類似したヘリカル軌道を有することからも合点がいく。電磁力平衡ヘリカルコイル方式は TFCs 方式に比べて超電導導体量を低減できるが、ソレノイドコイルよりも多くの超電導導体量が必要とするコイル方式であることがわかる。超電導導体量に関する形状パラメータ Q_{is} の最小値を各コイル方式比較すると、TFCs の最小値 ($\alpha_t = 2$) に対して、電磁力平衡ヘリカルコイルではその 8 割程度の導体量に低減できるが、ソレノイドコイルの約 2 倍の導体量が必要になる。

2.3.6 コイル形状による最大曲率半径

ここまでの議論においては、ヘリカルコイル表面に厚みの無い表面電流が連続的に流れていると仮定して扱ってきたが、ここでは実際のコイルを想定して、その有限太さのコイル導体に生じる曲げ半径について検討する。

擬トロイダル座標系 (a, ϕ, θ) におけるヘリカルコイル軌道の位置を表す大半径方向距

離 R , トロイダル方向位置 ϕ およびその高さ z は次式のように表される.

$$R = R_0 + a_0 \cos \theta, \quad (2.60)$$

$$\phi = \frac{1}{N} \left(\theta + \sum_{k=1}^{\infty} C_k \frac{\sin k\theta}{k} \right) + \phi_{\text{off}}, \quad (2.61)$$

$$z = a_0 \sin \theta, \quad (2.62)$$

ここで R_0 はトーラス大半径で a_0 は小半径, N はヘリカル巻数を表し, C_k は変調ヘリカル軌道を定めるピッチ変調パラメータである. ϕ_{off} はヘリカルコイル中心軌道からの位相を表す. ここでヘリカルコイル軌道を表す位置ベクトルを $\mathbf{r}(\theta)$ として直交座標系 (x, y, z) で表現し直すと,

$$r_x = R \cos \phi, \quad (2.63)$$

$$r_y = R \sin \phi, \quad (2.64)$$

$$r_z = a_0 \sin \theta, \quad (2.65)$$

により与えられる.

有限太さの導体を持つヘリカルコイルをトーラス環表面に巻きつけた状態を考えると, コイル導体は導体高さ方向と幅方向の曲げひずみ成分を経験すると想定される. ここで導体高さ方向の曲げは, ヘリカル軌道の主法線ベクトル \mathbf{n} とトーラス面の主法線ベクトル \mathbf{n}_κ との内積により導体高さ方向単位ベクトル成分を求めることで, トーラス面上に巻かれたヘリカル導体高さ方向曲率を求めることができる. また導体幅方向の曲げについては, ヘリカル軌道の従法線ベクトル \mathbf{b} とトーラス面における主法線ベクトル \mathbf{n}_κ との内積により導体幅方向単位ベクトル成分を求めることで, トーラス面上に巻かれたヘリカル導体幅方向曲率を求めることができる. ここでヘリカル軌道の単位接線ベクトル \mathbf{t} , 単位主法線ベクトル \mathbf{n} および単位従法線ベクトル \mathbf{b} はヘリカル軌道の微小導体長 ds を用いて,

$$\mathbf{t} = \frac{d\mathbf{r}}{ds} \bigg/ \left| \frac{d\mathbf{r}}{ds} \right|, \quad (2.66)$$

$$\kappa \mathbf{n} = \frac{d\mathbf{t}}{ds}, \quad (2.67)$$

$$\mathbf{b} = \mathbf{t} \times \mathbf{n}, \quad (2.68)$$

として与えられる. ここで κ は曲率として定義され, その大きさは,

$$\kappa = \left| \frac{d\mathbf{t}}{ds} \right|, \quad (2.69)$$

となる.

2.3 スケーリング則による電磁力平衡ヘリカルコイルの評価

そこで，トーラス面の主法線ベクトル \mathbf{n}_κ の各成分を

$$n_{\kappa x} = \cos \theta \cos \phi, \quad (2.70)$$

$$n_{\kappa y} = \cos \theta \sin \phi, \quad (2.71)$$

$$n_{\kappa z} = \sin \theta, \quad (2.72)$$

とすれば，

$$\kappa_p = -\mathbf{n}_\kappa \cdot \mathbf{n} = -(n_{\kappa x} n_x + n_{\kappa y} n_y + n_{\kappa z} n_z), \quad (2.73)$$

$$\kappa_t = -\mathbf{n}_\kappa \cdot \mathbf{b} = -(n_{\kappa x} b_x + n_{\kappa y} b_y + n_{\kappa z} b_z), \quad (2.74)$$

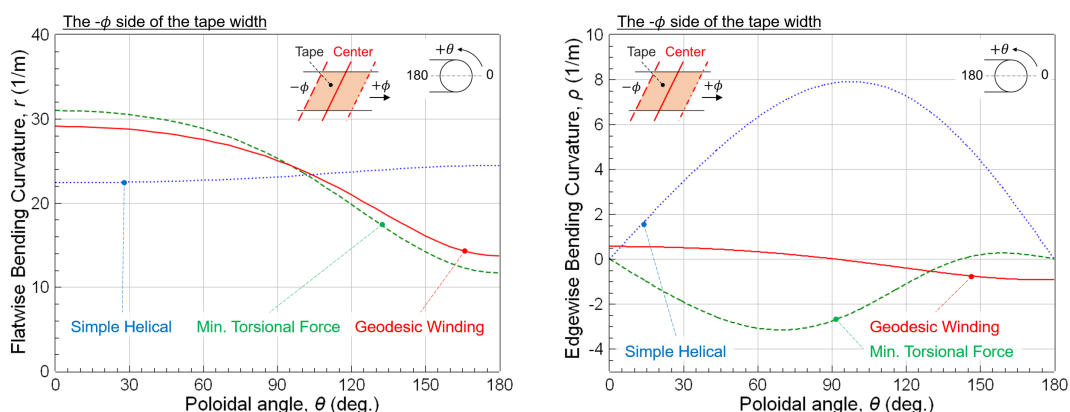
と導出される．ここで， κ_p はヘリカル導体高さ方向曲率， κ_t はヘリカル導体幅方向曲率を表している．またこれらの逆数が曲率半径を表す．

次に式 (2.73) と式 (2.74) の逆数で求められるヘリカル導体の高さ方向曲率半径および幅方向曲率半径について，最大曲率半径に着目してコイル大半径に対する変化を検討する．ここでは議論を簡単にするため，コイル規模 $G_R(\alpha_t)$ がソレノイドコイルと同等であり，超電導導体量 IS が少ないと見積られ，尚かつヘリカル巻数 N がトロイダル方向に対称性を持たせるために，コイルアスペクト比 α_t を 4（このとき $N = 6$ ）とし，また巻線に用いる超電導導体をイットリウム系高温超電導線材と見立て，その線材幅を 5 mm と仮定して進める．

まず転倒力最小ピッチおよび測地線ピッチを与えた電磁力平衡ヘリカルコイルの最大曲率を示すポロイダル角を調べる．図 2.13 に転倒力最小ピッチと測地線ピッチの導体高さ方向曲率と幅方向曲率を示す．この図 2.13 では導体を経験する幅方向曲率が最大と推定される導体幅の端を対象とし，大半径 $R_0 = 0.12$ m のときにおける曲率を計算した．このコイル大半径の大きさは研究室規模で開発可能なコイルサイズで，イットリウム系高温超電導線材に生じる幅方向曲げひずみによって臨界電流劣化有無の観点から暫定的に定めた．詳細は 2.4.1 項にて述べる．尚，変調ヘリカルコイルの軌道はポロイダル角 $\theta = 180^\circ$ で対象であるため，ポロイダル角 0° から 180° の範囲で計算を行った．この図 2.13(a) より，導体高さ方向の曲率が最大となるポロイダル角は，転倒力最小ピッチおよび測地線ピッチともにポロイダル角 $\theta = 0^\circ$ であることが確認できる．一方で，導体幅方向曲率半径に関しては，転倒力最小ピッチでは $\theta = 70^\circ$ のときに幅方向曲率が最大を示すことに対し，測地線ピッチでは $\theta = 180^\circ$ のときに幅方向曲率が最大となることが確認できる．

次に，先述した転倒力最小ピッチおよび測地線ピッチにおいて導体高さ方向曲率と幅方向曲率がそれぞれ最大となるポロイダル角に着目して，コイル大半径の増加に対する導体高さ方向曲率と幅方向曲率の変化を調べた結果を図 2.14 に示す．このとき，前記の計算同様，コイルアスペクト比 $\alpha_t = 4$ ，ヘリカル巻数 $N = 6$ ，導体幅 5 mm とした．

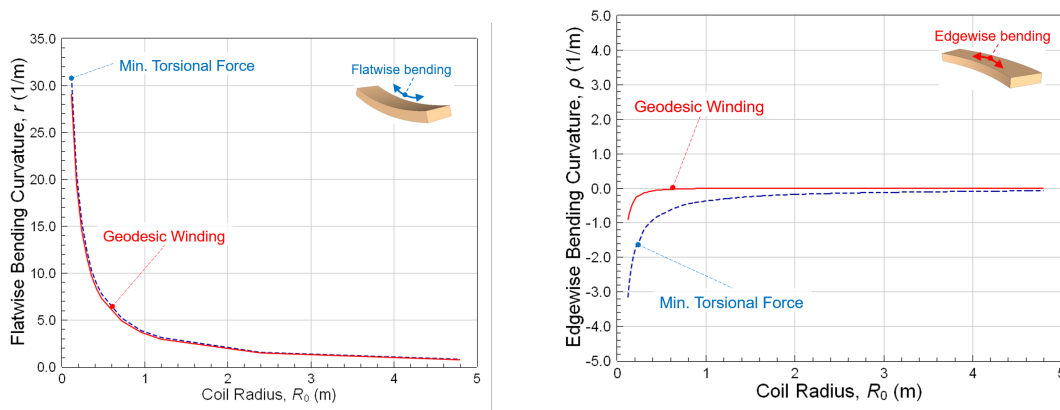
2.3 スケーリング則による電磁力平衡ヘリカルコイルの評価



(a) 導体高さ方向の曲率

(b) 導体幅方向の曲率

図 2.13: 電磁力平衡ヘリカルコイルのポロイダル角に対する曲率



(a) 導体高さ方向の曲率

(b) 導体幅方向の曲率

図 2.14: 電磁力平衡ヘリカルコイルの大きさに対する曲率

転倒力最小ピッチおよび測地線ピッチの両ヘリカル巻線ピッチにおいて、導体高さ方向曲率ならびに幅方向曲率は減少する傾向が確認できる。導体高さ方向の曲率に関しては、コイル大半径の増加に伴って概ね同様な推移を見せる一方で、転倒力最小ピッチの導体幅方向の曲率は、コイル大半径の増加に伴ってゼロに漸近する様子が確認できる。測地線ピッチの導体幅方向の曲率に関しては、コイル大半径が 0.6 m を超えたところでほとんどゼロへ漸近することが確認できる。

これまでの検討結果を踏まえて、次節では REBCO 線材の適用可能性を検証することを目的とした、実証用小型電磁力平衡ヘリカルコイルの概念設計について述べる。

2.4 1 T 級高温超電導線材電磁力平衡ヘリカルコイルの概念設計

2.4.1 設計概念と制約条件

本章で議論してきた内容を踏まえ、REBCO 線材を適用した電磁力平衡ヘリカルコイルの設計概念を以下の様に定めた。

1. 研究室規模で作成可能なことと幅方向曲げひずみの観点よりコイル外直径を 0.3 m 程度とする。
2. コイル規模，発生電磁力および超電導導体量が最小であることに加え，巻線の対称性を考慮して，ヘリカル巻数 $N = 6$ （アスペクト比が 4）とする。
3. 液体ヘリウム蒸発温度（4.2 K）にて最大発生磁束密度を 1 T とする。
4. テープ線材の幅方向曲げ緩和の観点よりヘリカルコイル軌道には測地線軌道を採用する。

上記の概念に基づいて製作されるヘリカルコイルを「HTS-FBC」と呼ぶ。本節では，まず HTS-FBC の設計製作における制約条件を整理し，それから上記項目 3 および項目 4 に着目して基本設計値を検討する。

HTS-FBC の設計および製作における制約条件として以下の 2 項目を考慮する必要がある。

制約 1 REBCO 線材の臨界電流における外部磁場依存性。

制約 2 コイル形状，巻線，冷却，電磁力に起因したひずみ効果。

制約 3 市販 REBCO 線材の 1 リールあたりの導体長。

「制約 1」の臨界電流磁場依存性は，図 2.16 に示すように各種超電導線材の臨界電流は経験する磁場の大きさと印加角度により変化するため，REBCO 線材も例にもれず経験磁場の増加に伴い臨界電流も低下する性質のことである。REBCO 線材はとくに，経験磁場がテープ面に対して垂直に鎖交するか平行に鎖交するかで臨界電流の低下度合いが異なる磁場異方性が比較的大きい [51]。そこで，製作目標とする HTS-FBC の設計過程では最大発生トロイダル磁場を REBCO 線材の経験磁場と仮定して，線材の臨界電流および HTS-FBC の運転電流を検討した。その結果，液体ヘリウム冷却下で設計概念項目 3 にある最大発生トロイダル磁場 1 T をテープ面垂直鎖交磁場として経験すると仮定した場合

2.4 1 T 級高温超電導線材電磁力平衡ヘリカルコイルの概念設計

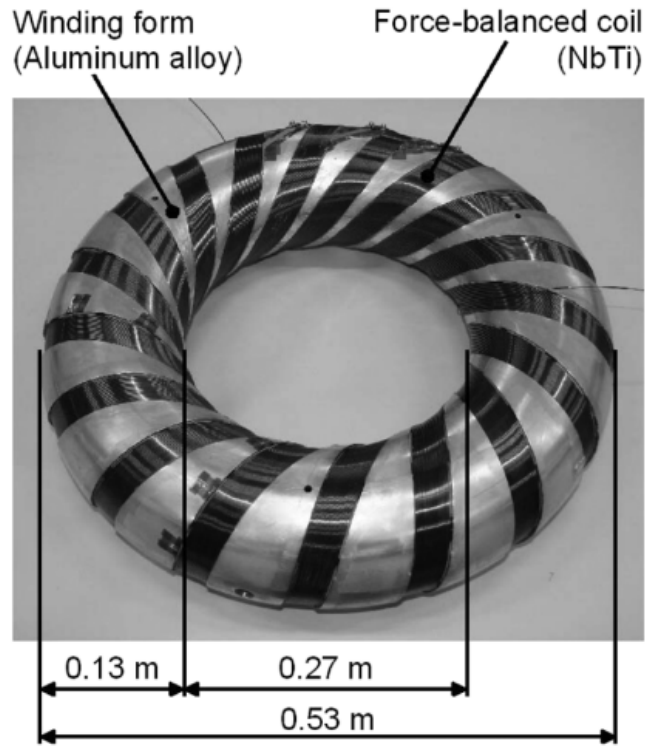


図 2.15: 7-T NbTi 線電磁力平衡ヘリカルコイルの外観 [18]

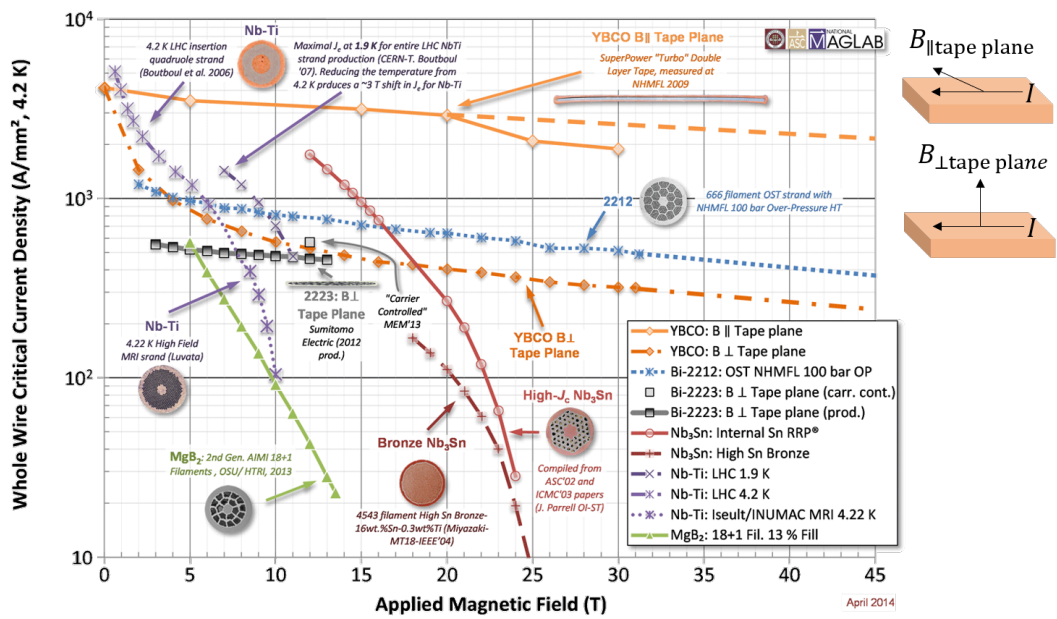


図 2.16: 各種超電導線材の磁場依存性 [51]

表 2.2: 1 T 級高温超電導電磁力平衡ヘリカルコイルの主要設計値

Design Parameters of the HTS-FBC	
Superconductor	REBCO tapes
Helical Winding Pitch	Geodesic Winding Pitch
Major Radius/Minor Radius	120 mm / 30 mm
Max. Magnetic Flux Density (4.2 K/77 K)	1.0 T / 0.1 T
Winding Structure	6 poloidal turns × 6 coils
Total Poloidal Turns	468 turns (6×6×13 turns)
Total Conductor Length	108 m (18 m × 6 coils)
Self Inductance	2.39 mH
Operating Current (4.2 K/77 K)	1000 A / 130 A
Stored Energy	1.2 kJ / 20.2 J

において、REBCO 線材の臨界電流を図 2.16 から読み取れる臨界電流密度を臨界電流値に換算すると 2400 A と見積もることができ、この電流値が HTS-FBC の運転電流上限として課されることになる。

「制約 2」のひずみ効果に関する条件として、HTS-FBC の製作に用いる REBCO 線材のひずみ効果は、REBCO 線材の長手軸方向のひずみに対して上に凸の放物線状に臨界電流が変化する特性を示す。HTS-FBC の設計製作において臨界電流回復率 99% の可逆限界である 0.280% の引張ひずみ [55] を制約条件として課した。したがって、HTS-FBC の巻線形状、巻線過程、冷却、励磁による電磁力に起因する機械的ひずみの線材長手方向軸ひずみ成分の合計値は、0.280% を超過しないことが要求される。

また現在、国内で商用化されている REBCO 線材において、比較的入手が容易で超電導線材としての性能が一定の均一度で製造されており、高磁場下において良好な臨界電流特性を示すことからフジクラ社製 REBCO 線材を利用する。したがって、入手可能であった 1 リールあたりの導体長約 20 m をコイル 1 極当たりの連続巻線限界長さとして制約した。

2.4.2 HTS-FBC の設計諸元

前項で検討した設計概念および制約条件を考慮して設計した HTS-FBC の諸元を表 2.2 に、HTS-FBC の全体像と巻線構造の模式図を図 2.17 にそれぞれ示す。設計概念および

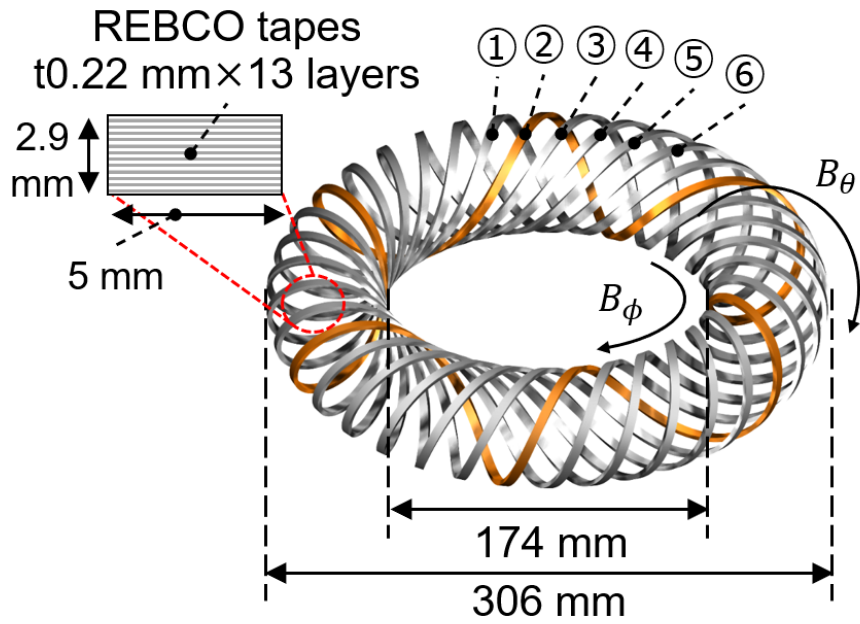


図 2.17: HTS-FBC と巻線構造の模式図

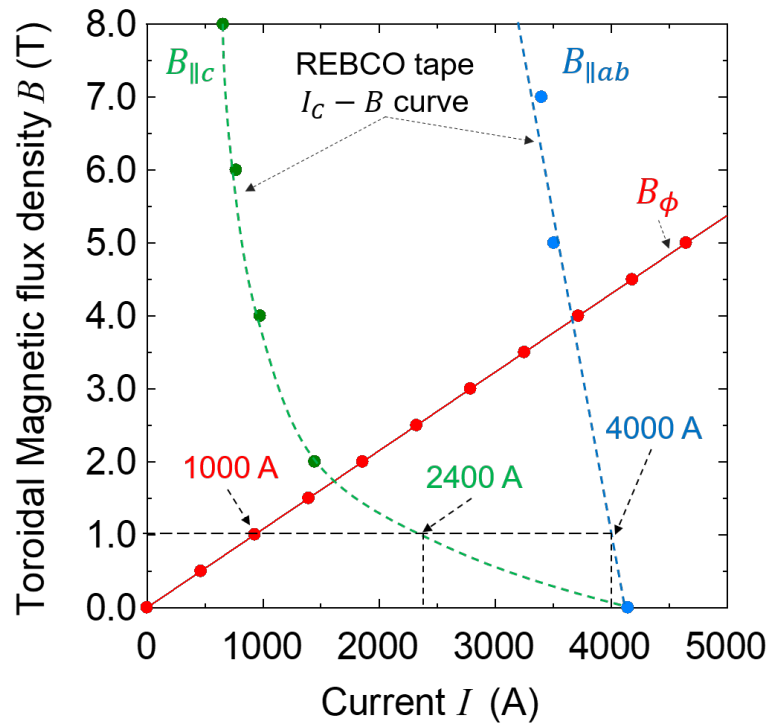


図 2.18: HTS-FBC の電流負荷特性と REBCO 線材の磁場依存性

制約条件によって、コイル寸法の大半径は 0.120 m で小半径が 0.030 m，ヘリカル巻数

N が 6, 最大発生磁場 $B_{\phi, \max}$ が 1 T で, コイル巻線軌道は測地線軌道を採用し, コイル巻線には REBCO 線材 (テープ幅 5 mm, ポリイミドテープ絶縁層込みの厚み 0.22 mm) の利用が優先的に定まる. 第 2 章でも述べたが, 最大トロイダル磁場 $B_{\phi, \max}$ はコイル大半径 R_0 および小半径 a_0 を用いて

$$B_{\phi, \max} = \frac{\mu_0 N_p^{\text{tot}} I_{\text{op}}}{2\pi (R_0 - a_0)}, \quad (2.75)$$

と表すことできる. ここで μ_0 は真空の透磁率, N_p^{tot} , I_{op} はコイル運転電流である. 前記のコイル寸法および最大発生トロイダル磁場の値を式 (2.75) に代入することでアンペアターン $N_p^{\text{tot}} I_{\text{op}}$ が得られる. 「制約 1」で述べた磁場依存性にもとづけば, テープ面垂直鎖交磁場が 1 T のとき臨界電流値換算で 2400 A が運転電流上限となる. この電流値をコイル電流負荷率 100%としたときに, コイル電流負荷率が 50%前後で尚且つポロイダル総巻数 N_p^{tot} がヘリカル巻数 $N = 6$ の倍数となるように求めると, コイル運転電流 $I_{\text{op}} = 1000$ A (負荷率 42%), ポロイダル総巻数 $N_p^{\text{tot}} = 468$ と計算され, このとき, トロイダル総巻数 $N_t^{\text{tot}} = 78$ となる. 図 2.18 はコイル電流負荷特性と, 図 2.16 中の REBCO 線材の磁場依存性から読み取った値を臨界電流に換算した数値を併記したものである. 図 2.18 より, 設定した運転電流値 1000 A はテープ面垂直鎖交磁場に対する線材臨界電流値の 42%であるが, テープ面平行磁場に対する線材臨界電流値の 25%の負荷率である.

トロイダル方向 1 周に要するコイル導体長は最小で 1.34 m であるから, 重ね巻きによる導体厚みの積算を無視して概算すれば, HTS-FBC のコイル総導体長は最低でも約 105 m の導体が必要である. 「制約 3」より 1 リールあたり 20 m の条件で尚且つ導体間接合による延伸をせずに連続巻線することを考えると, コイル極数 $n_c = 6$ が望ましい値と考えられる. したがって, コイル 1 極あたりのトロイダル巻数 N_t は 13 ターンと計算でき, このときのコイル導体長は重ね巻きによりテープ線材厚み分だけコイル寸法が変化することを考慮すれば約 18 m と見積もられる.

図 2.17 中の左上に巻線構造の概略を示す. HTS-FBC のコイル巻線は 1 極当たり 13 ターンの連続重ね巻線構造で, その寸法は幅が約 5 mm で総厚みが約 2.9 mm である. 使用する REBCO 線材はポリイミドテープによる絶縁が施されているため, この HTS-FBC の巻線間は絶縁構造となる. コイル極数は合計で 6 極であるため, 各コイルはトロイダル方向に位相を 10° ずつ変化させて並べられている. また, REBCO 線材の比重は実測値で 6830 kg/m^3 であるため, コイル導体のみの総重量は 0.74 kg と想定される.

表 2.2 に示すように, HTS-FBC の自己インダクタンスは 2.39 mH であり, 運転電流 1000 A を流して最大発生磁場 1 T としたときにコイルに蓄えられる磁気エネルギーは

1.2 kJ と計算される。この HTS-FBC の空間に蓄える磁気エネルギーに関する関係式

$$E = \frac{1}{2}LI_{\text{op}}^2 = \int \frac{B_{\phi, \text{max}}^2}{2\mu_0} dV, \quad (2.76)$$

の被積分項に着目して計算すると体積エネルギー密度は 400 kJ/m^3 と見積もることができる。またコイル導体量の重さは 0.74 kg と推計されるため重量エネルギー密度は 1.6 kJ/kg と計算される。

2.5 まとめ

本章では、電磁力平衡ヘリカルコイルについて概説し、発生応力を最小化するヘリカル巻数をビリアル定理にもとづいて導出した。また電磁力平衡ヘリカルコイルのヘリカル巻線軌道として、転倒力最小ピッチと測地線ピッチについて概説し、これらのヘリカル巻数ピッチの違いが、コイル規模、電磁力、超電導導体量、最大曲率半径に及ぼす影響を、スケーリング則により評価を行った。

1. 転倒力最小ピッチおよび測地線ピッチを持つ電磁力平衡ヘリカルコイルでは、トロイダル磁場コイルよりもコイル規模を小さくできるが、アスペクト比が大きい範囲ではソレノイドコイルよりもコイル規模が大きくなりスケールメリットが得られない。一方で、アスペクト比が2以上かつ6以下と限定的な範囲においては、ソレノイドコイルと同等なコイル規模でエネルギー貯蔵装置の設計が可能である。
2. アスペクト比が4以下の範囲では、電磁力平衡ヘリカルコイル方式の大半径方向および小半径方向の電磁力がもっとも小さいコイル方式である。すなわち電磁力低減の観点で、小アスペクト比の範囲における SMES 用超電導コイル方式としては電磁力平衡ヘリカルコイルが最適である。またアスペクト比の増加に伴って大半径方向電磁力は単調減少を示すだけでなくゼロに漸近し、一方で小半径方向電磁力が単調に増加することから、電磁力平衡ヘリカルコイルに生じる電磁力は主にコイル巻線が担う。
3. 電磁力平衡ヘリカルコイルは TFCs に比べて超電導導体量を低減できるが、ソレノイドコイルよりも多くの超電導導体量が必要である。各コイル方式において超電導導体量の最小値を比較すると、電磁力平衡ヘリカルコイルはトロイダル磁場コイルに対して8割程度まで導体量を低減できるが、ソレノイドコイルの約2倍の導体量が必要である。また転倒力最小ピッチおよび測地線ピッチは類似したヘリカル軌道を有することから、両者の間に超電導導体量に大きな差はない。
4. 転倒力最小ピッチと測地線ピッチを持つ高温超電導電磁力平衡ヘリカルコイルの最大

曲率を導出した。コイルスケールの増加に伴い、ヘリカル巻線に生じるテープ導体高さ方向の曲率は小さくなり、この変化は転倒力最小ピッチと測地線ピッチとで大きな違いはない。一方で、テープ導体幅方向の曲率半径は転倒力最小ピッチに比べ測地線ピッチの方が小さく、比較的小さなコイルスケールで概ねゼロに漸近する。これは REBCO 線材を適用した電磁力平衡ヘリカルコイルでは、転倒力最小ピッチよりも測地線ピッチを採用した方がより小さな超電導コイルの設計が可能である。

したがって、コイル規模、電磁力、超電導導体量の低減、曲率の観点から、アスペクト比が 2 以上かつ 4 以下の範囲で測地線ピッチを与えた電磁力平衡ヘリカルコイルに REBCO 線材を適用することが効果的である。

以上の検討結果を踏まえて本章の最後には、REBCO 線材の適用可能性を検証することを目的として、実証用小型高温超電導電磁力平衡ヘリカルコイルの概念設計を行った。まず REBCO 線材の適用に際して設計概念と制約条件を検討し、その結果 4.2 K にて 1000 A 通電時に最大発生磁場 1 T を達成できる、外直径 306 mm の 13 層重ね巻きの 6 極直列接続のヘリカルコイルを設計した。

第 3 章

イットリウム系高温超電導線材の 複合曲げひずみに対する臨界電流評価

3.1 はじめに

イットリウム系高温超電導線材 (Rare-Earth-Ba-Cu-O の組成を持つことから, 以下 REBCO 線材と呼ぶ) の単純引張や単一方向曲げひずみ効果に関する報告は多数あるが [26, 45, 54, 55], REBCO 線材の厚み方向曲げと幅方向曲げとが同時に印加されたときの臨界電流特性に関する報告は少ない [27, 28]. ヘリカルコイルの巻線が経験する曲げひずみは, テープ線材厚み方向ならびに幅方向といった, 直交方向に異なる曲げが同時に加わると想定される (このような状態を以下, 複合曲げひずみと呼ぶ). したがって, REBCO 線材を適用したヘリカルコイルの設計および開発では, このような複合曲げひずみに対する臨界電流特性を明らかにし, 評価手法を確立する必要がある.

そこで本章では, ヘリカルコイルのような 3 次元形状巻線が経験する, テープ線材厚み方向曲げ, テープ線材幅方向曲げおよび引張を同時に印加できる複合曲げ試験装置を用いて, 液体窒素浸漬冷却下で REBCO 線材の複合曲げひずみに対する臨界電流特性を実験的に調査する. また複合曲げひずみによる臨界電流特性の評価関数を検討し, 経験する複合曲げひずみに対する臨界電流低下の可逆限界について評価する.

3.2 複合曲げ試験方法の概要

ここではヘリカルコイルのような 3 次元巻線形状で生じる複合曲げひずみ効果による臨界電流特性の実験調査を目的とした複合曲げ試験の概要について述べる. はじめに開発目

表 3.1: REBCO 線材を適用した高温超電導磁力平衡ヘリカルコイルの設計諸元

Design Parameters of the HTS-FBC	
Major Radius/Minor Radius	120 mm / 30 mm
Winding Structure	6 poloidal turns \times 6 coils
Total Poloidal Turns	468 turns (6 \times 6 \times 13 turns)
Total Conductor Length	108 m (18 m \times 6 coils)
Self Inductance	2.39 mH
Operating Current (4.2 K)	1000 A
Max. Magnetic Flux Density (4.2 K)	1.0 T
Stored Energy	1.2 kJ

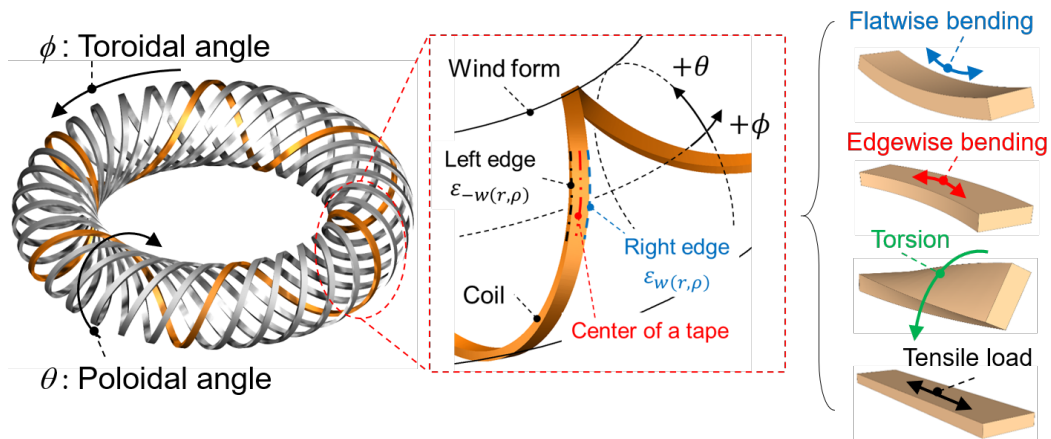


図 3.1: REBCO 線材を適用した電磁力平衡ヘリカルコイルのイメージ図

標としている REBCO 線材を適用した電磁力平衡ヘリカルコイルで想定される曲げひずみに言及し、次いで独自に開発された複合曲げ試験装置とそれを用いた試験方法について順に述べる。

3.2.1 ヘリカル形状で生じる複合曲げひずみと REBCO 線材のひずみ効果

REBCO 線材をヘリカルコイルの巻線として適用すると、図 3.1 のようにテープ線材厚み方向曲げひずみ、幅方向曲げひずみおよび引張ひずみが同時に印加されると考えられる。厚み方向曲げひずみおよび幅方向曲げひずみは、ヘリカルコイル形状やヘリカル巻線過程、通電時の電磁力により生じる。コイル巻線が経験する引張ひずみとしては、製作過程の巻線張力、冷却による熱ひずみ、そして通電時の電磁力が想定される。そこで、複合

表 3.2: イットリウム系高温超電導線材の仕様表

Critical Current (Ave.)	285 A at 77 K
Tape Thickness/Width	0.16 mm/5.02 mm
Thickness of Substrate	75 μm (Hastelloy C-276)
Thickness of Stabilizer	75 μm (Copper)
Allowable Tensile Stress	< 400 MPa
Allowable Bending Radius	> 30 mm

曲げ試験にて加える曲げひずみを検討する。ただし、構成材料ごとに物性値が異なることに加えて、変形を与えたときに層と層の間に滑りが発生することや剥離などが発生する可能性を含んでいるが、ここでは議論を単純にするために、非常に薄い膜材料を積層した導体であることから「層間の滑りや剥離が起こらずに一様な変形を示す状態を仮定し、その状態におけるひずみ量に着目」して議論を進める。

第 2 章で検討した実証用小型電磁力平衡ヘリカルコイルの主要な設計諸元を表 3.1 に示す。このヘリカルコイルの目標最大発生磁束密度は、4.2 K 下のもと 1000 A 通電時にコイル内側部で最大トロイダル磁束密度 $B_{t,\text{max}} = 1 \text{ T}$ に設計されている。またコイルの外形寸法は、外直径が 306 mm、高さ 66 mm で、大半径 R_0 /小半径 a_0 により定義されるアスペクト比 α_t が 4 の円形断面トーラス型のヘリカルコイルとなる。これは研究室単位で製作が可能なコイルサイズで、また REBCO 線材幅方向曲げひずみの制約境界近傍の曲げひずみを経験できる大きさであることを条件としたためである。ヘリカルコイルがトロイダル方向に 1 周するときのポロイダル方向の周回数であるヘリカル巻数 N は次式より求めることができる [14]。

$$N = \frac{N_p}{N_t} = \left(\frac{\alpha_t \ln 8\alpha_t}{(\alpha_t^2 + 1)/(\sqrt{\alpha_t^2 - 1}) - \alpha_t} \right)^{1/2}. \quad (3.1)$$

ヘリカル巻数 N は、ビリアル定理にもとづいてエネルギー貯蔵時の発生応力が最小となるようにトロイダル方向 1 周あたりのポロイダル方向周回数を定めている [15]。ヘリカル巻線導体には臨界温度約 90 K の REBCO 線材の適用を考えると、総トロイダル方向巻数が N_t が 78 巻き、総ポロイダル方向巻数 N_p が 468 巻きと計算される。またヘリカルコイルの巻線軌道には空間上の 2 点を最短経路で結ぶ測地線軌道を採用している。

実証用小型電磁力平衡ヘリカルコイルの製作に用いる REBCO 線材の構成模式図と外観を図 3.2 に、仕様を表 3.2 に示す。本論文で用いる REBCO 線材は株式会社フジクラ社

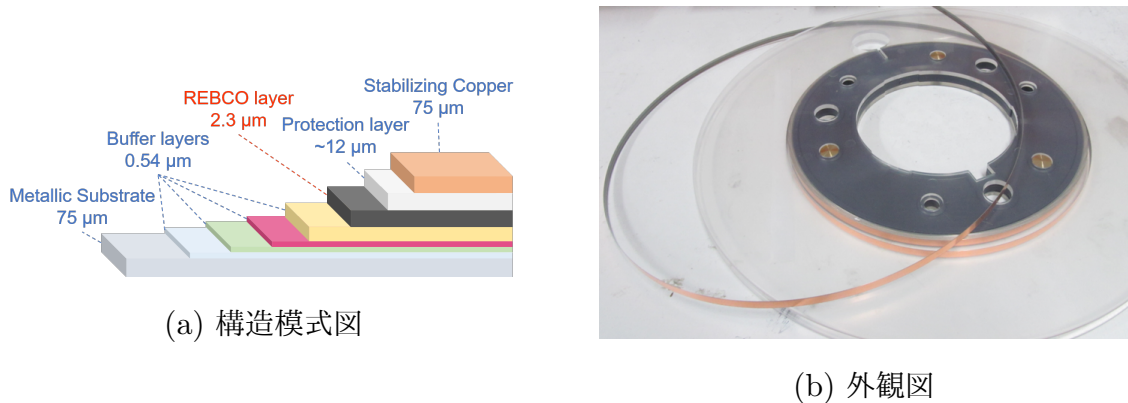


図 3.2: イットリウム系高温超電導線材の構造模式図と外観図

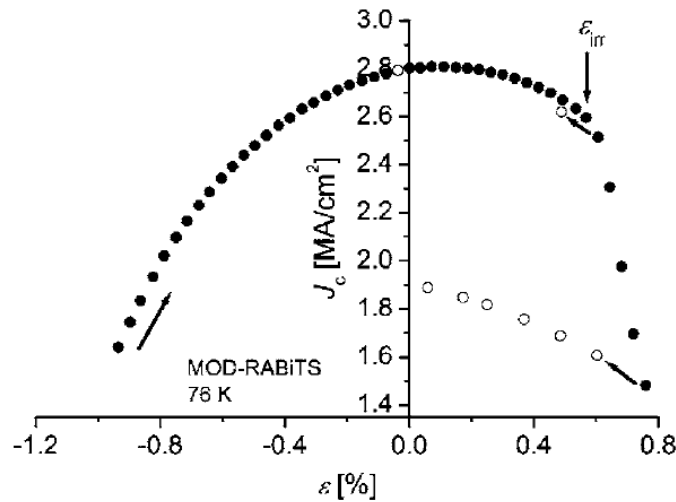


図 3.3: REBCO 線材の臨界電流特性例 ([26] より)

製のイットリウム系高温超電導線材で、テープ線材幅が約 5.0 mm、線材厚みが 0.16 mm である。液体窒素沸点相当の 77 K 下で、外部から磁場が印加されていないとき、この線材の平均臨界電流値は 285 A である。この REBCO 線材は、線材に機械的剛性を付与するニッケル合金基板上に超電導層の結晶を配向させることを目的に、Ion Beam Assisted Deposition 法（以下、IBAD 法）と呼ばれる手法で配向層を形成し、その配向層上に Pulsed Laser Deposition 法（以下、PLD 法）により超電導結晶を 3 次元的に成膜することで製作されたものである。

REBCO 線材は一般に、印加ひずみの増加に伴い臨界電流が放物線状に低下する傾向を確認することができ、図 3.3 ような線材長手方向軸ひずみと規格化臨界電流（ひずみ経験

表 3.3: 複合曲げ試験装置の仕様

Max. Tensile Load	230 N at R. T. and 77 K
Max. Bending Radius in Direction of Tape Thickness	30 mm
Max. Bending Radius in Direction of Tape Width	1000 mm
Max. Excited Current	400 A

時の臨界電流を無負荷時の臨界電流で除したもの) の関係は,

$$\frac{I_c}{I_{c0}} = 1 - a|\varepsilon - \varepsilon_0|^b \quad (3.2)$$

という実験式により記述できる [26]. ここで I_{c0} は $\varepsilon = \varepsilon_0$ における臨界電流値, a および b は試験結果から回帰的に求めることのできる線材特有の定数, ε は印加される線材長手方向軸ひずみ, ε_0 は臨界電流値の最大値を示すひずみで, これは線材が冷却されたときに超電導層がプリストレスを経験していることを示す. 以上を踏まえると, 電磁力平衡ヘリカルコイルへ IBAD/PLD 法で製作された REBCO 線材の適用に際し, 1) コイル形状・製作過程・冷却・通電時の全過程において線材が経験するひずみは可逆限界ひずみ未満に抑えること, 2) テープ線材厚み方向曲げと幅方向曲げが同時に加わる複合曲げひずみを経験するときの臨界電流特性とその評価モデルの構築, が必要と考えられる.

3.2.2 複合曲げ試験装置および試験方法

前項ではヘリカルコイル形状に起因して生じるテープ線材の厚み方向曲げおよび幅方向曲げの複合による線材長手方向軸ひずみのポロイダル方向分布を検討した. 本項では REBCO 線材の短尺試料に厚み方向曲げと幅方向曲げに加えて張力を同時に加える複合曲げ試験方法および複合曲げ試験装置について述べる.

複合曲げ試験装置の仕様を表 3.3 に, 概略図を図 3.4 に示す. 複合曲げ試験装置は, テープ線材厚み方向曲げ治具, 幅方向曲げ治具, そして引張機構とに大別でき, これらの荷重印加部全体を液体窒素へ浸漬冷却できるようになっている. それぞれの部位は駆動軸からガラス繊維強化プラスチック (G-FRP) の部材で吊り下げられた構造となっており, これにより液体窒素浸漬冷却下でも荷重を加えられる仕様になっている. REBCO 線材への複合曲げの印加には, 厚み方向曲げ半径 30 mm, 幅方向曲げ半径 300 mm の Hastelloy C-276 相当合金製の曲げ治具を採用している. 引張荷重を加える引張機構には, 試料の把握と通電が同時に可能な無酸素銅製の電極を引張駆動方向両端に設け, これ

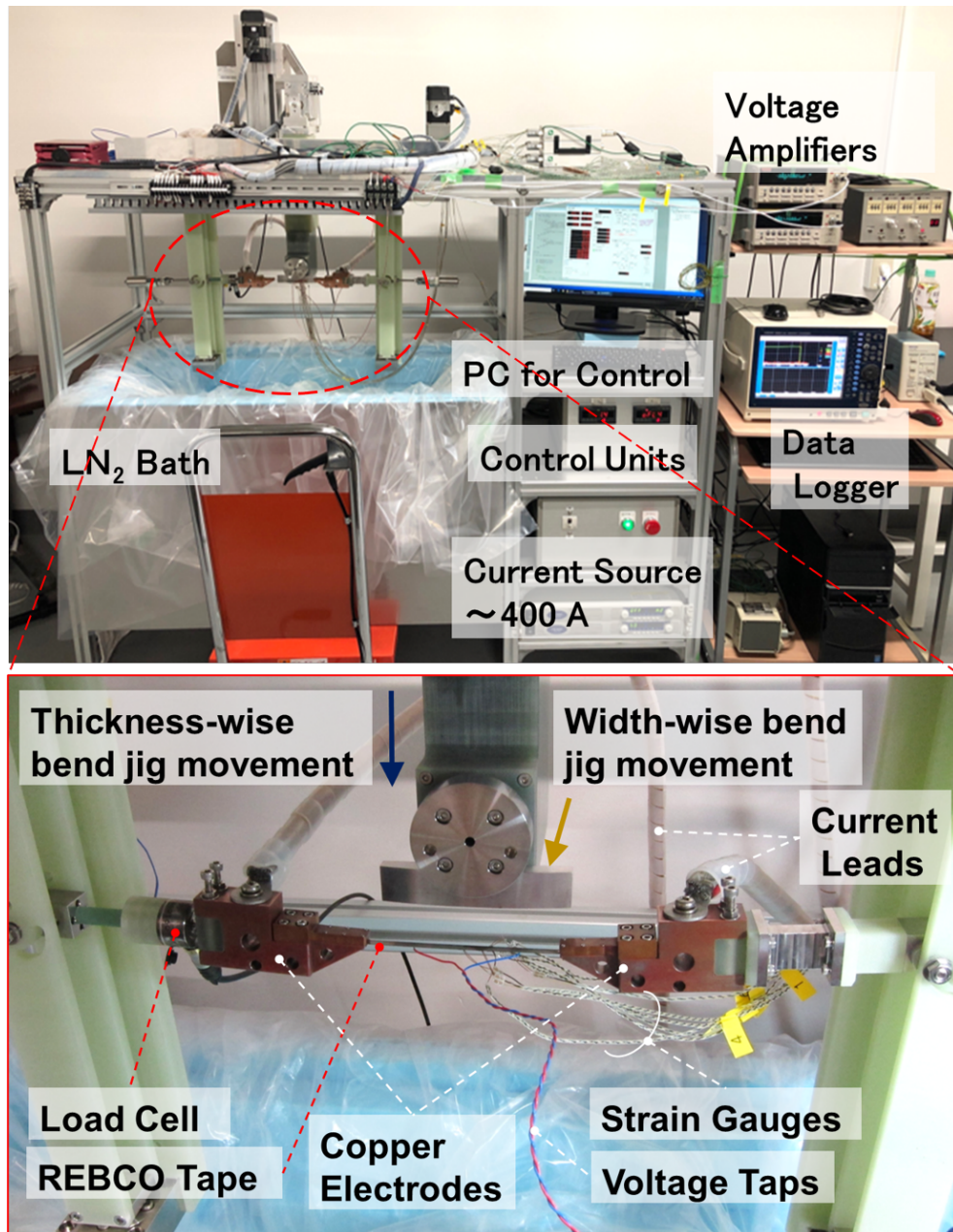


図 3.4: 複合曲げ試験装置の概略図

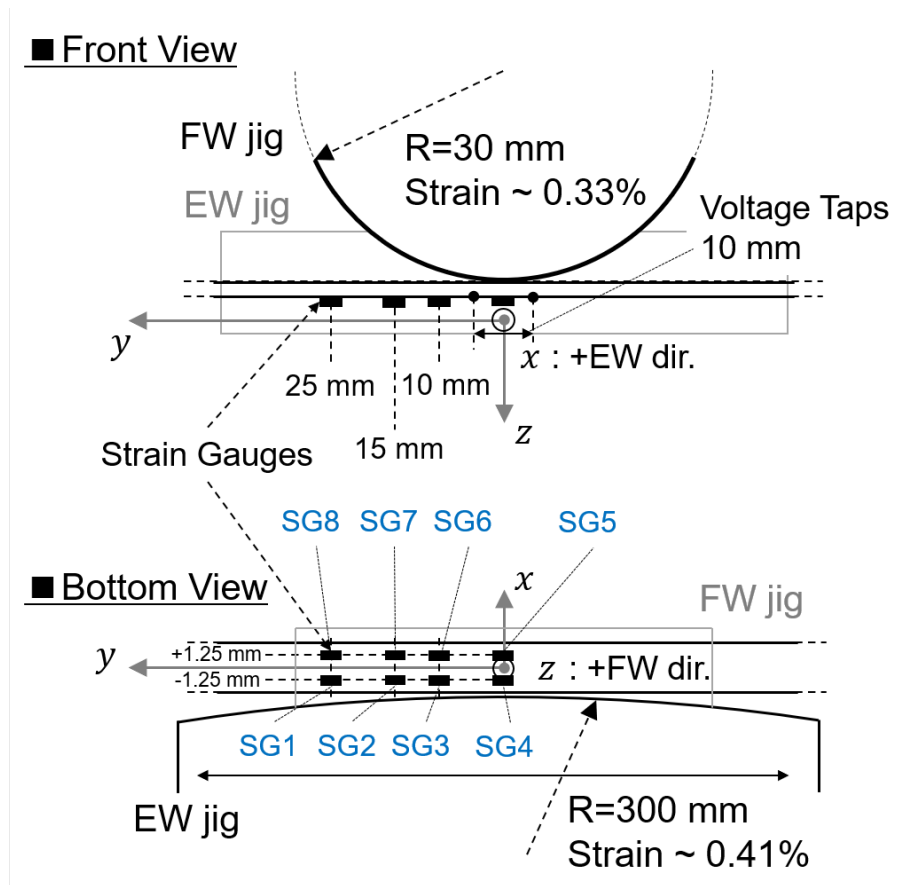


図 3.5: 複合曲げ試験時の試料取付け概略図

らの片側にロードセルを設置してある。また引張機構の両端には厚み方向曲げ回転に伴い銅電極とバランスをとるためのカウンターウェイトが設けられている。

この複合曲げ試験装置の動作概要について述べる。テープ線材に厚み方向曲げを加える場合、図 3.4 の下部に示すように、厚み方向曲げ治具が線材に向かって下部へ移動することでテープ線材が治具曲面に沿う状態が再現でき、これによりテープ線材が厚み方向に曲げられる。幅方向曲げに関しては、幅方向曲げ治具面が紙面奥から手前に移動することでテープ線材が幅方向に曲げられる。さらに、試料を把握している銅電極がお互いに近づいたり遠ざかることでテープ線材が経験する引張荷重をロードセルでモニタしながら制御できる仕組みである。これらの動作は独立して制御可能で、試験目的に応じて各荷重を組み合わせることで試料に与えることができる。

次に複合曲げ試験で使用する REBCO 線材の短尺試料について説明する。複合曲げ試験で使用する REBCO 線材の仕様は表 3.2 と図 3.2 で示されるもので、開発目標の電磁力平衡ヘリカルコイルに使用するものと同一の型式である。全試験においてこの REBCO

3.2 複合曲げ試験方法の概要

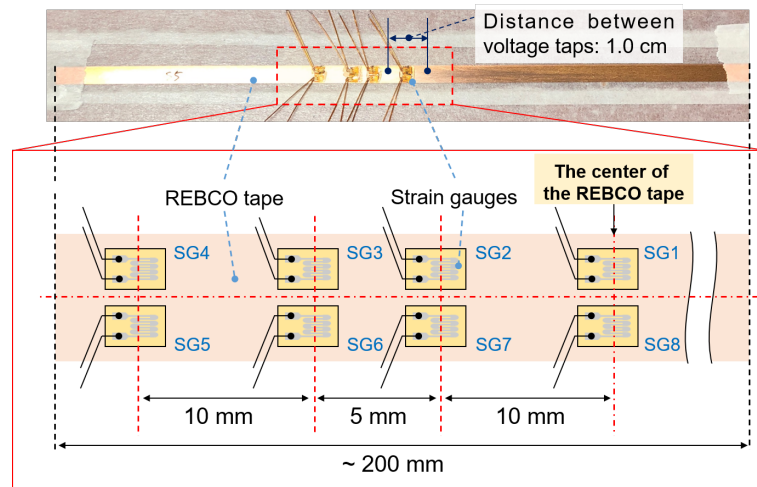


図 3.6: 複合曲げ試験用の試料概略図

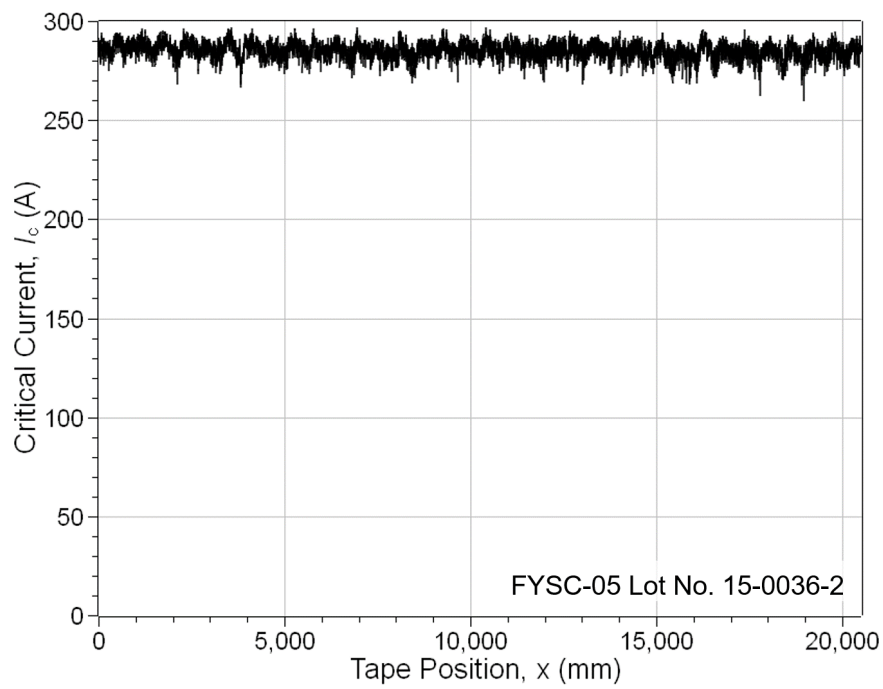


図 3.7: イットリウム系高温超電導線材の TapeStarTM による臨界電流分布特性

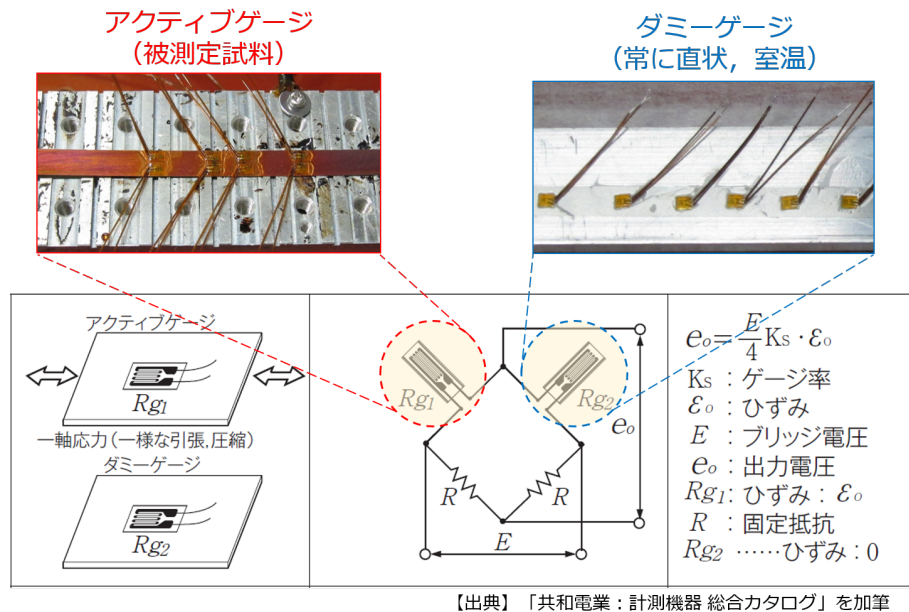


図 3.8: ひずみゲージを用いたひずみ測定回路

線材を長さ約 200 mm となるように切断し、図 3.7 に示されるフジクラ社より提供された TapeStarTM [29] の該当範囲の臨界電流分布と照合した。所定の長さに切断された試料に、曲げおよび引張荷重に対する変形量を測定するための単軸ひずみゲージを貼付し、通電試験で 4 端子法により臨界電流値を測定するために電圧タップをはんだ付けした。

単軸ひずみゲージには、共和電業社製の低温用箔ひずみゲージ「KFL-02-120-C1-16」を加熱硬化タイプ接着剤の「PC-600」を用いて接着した。ひずみゲージの接着面に関しては、曲げ方向に応じて曲げ治具と接触しないように治具とは反対側のテープ面に貼付した。ひずみゲージの接着位置は、試料中央位置とそこから片側の電極に向かって、10 mm, 5 mm, 10 mm の位置、そしてそれぞれの線材長手方向中心線を対称軸とした幅方向 1.25 mm 程度の位置に合計 8 枚の単軸ひずみゲージを接着した (図 3.6)。ひずみゲージによるひずみ測定は図 3.8 に示すホイートストンブリッジ回路の 1 辺にひずみゲージを接続し、他 3 辺の固定抵抗値に対する抵抗値の相対変化をブリッジ間の電圧変化として取り出す方法があり、これはいわゆる 1 ゲージ法と呼ばれる。ここでは、ホイートストンブリッジ回路の 2 辺をひずみゲージに接続した 2 ゲージ法を採用し、1 辺のひずみゲージを被測定試料に貼付し、もう 1 辺のひずみゲージを室温下の直上試料をダミーサンプルとしたものに貼付したアクティブ・ダミー法により、液体窒素浸漬冷却における曲げひずみ量を相対値として取得した。ひずみ測定回路であるホイートストンブリッジ回路には共和電業社製のブリッジボックス用いて、このブリッジボックスにて増幅されたブリッジ電

圧を測定したものをひずみ率に変換した。ここで留意されたいのは、この測定方法により出力されるブリッジ電圧は、アクティブゲージとダミーゲージそれぞれの経験する温度が大きく乖離することに起因した、抵抗値の温度変化による見掛けひずみ、低温下に置かれたアクティブゲージと被測定試料の線膨張係数の違いによる見掛けひずみ、そしてひずみゲージリード線抵抗値の温度変化による見掛けひずみを含むことになる。したがってこの複合曲げ試験では、測定再現度の観点から試料が液体窒素浸漬冷却下で直状かつロードセル指示値が5 Nのときを便宜上ゼロひずみとし、室温下の直状ダミーサンプルに対する相対的な変形量を印加されたひずみ量として定義して議論を進める。

一般に超電導線材の臨界電流値は電界基準法により測定される。電界基準法とは4端子法により通電電流 I と発生電圧 V を測定し、測定された電流電圧特性において $1.0 \mu\text{V}/\text{cm}$ に相当する電圧が検出されたときの通電電流 I を工業的な臨界電流 I_c とする方法である。本実験においても複合曲げひずみを経験した REBCO 線材の臨界電流を電界基準法により定めた。まず4端子法により通電電流 I と発生電圧 V を測定する必要がある。電圧測定に用いる電圧タップは、潤工社製のジュンフロン電線（テフロン撚線）を用いて製作し、これを HAKKO 社製の低融点はんだ「FS320-01」により REBCO 線材の安定化銅材にはんだ付けした。このとき、はんだこて先の温度を約 210°C 一定ではんだ付けを行った。次に通電特性のための実験回路を図 3.9 に、測定される電流電圧特性の一例を図 3.10 に示す。測定試料の両端に銅電極を介して所定の電流値に到達するまで一定の掃引速度で通電していくと、通電電流の増加に伴い発生電圧が指数関数的に増加する特長が見られる。このような特性曲線は次式の n 値モデルとよばれる回帰モデルがよく適用される。

$$V = E_c d \left(\frac{I}{I_c} \right)^n + V_{\text{off}}. \quad (3.3)$$

ここで、 V [μV] は電圧タップ間の電圧、 E_c [$\mu\text{V}/\text{cm}$] は電界基準でここでは 1.0 [$\mu\text{V}/\text{cm}$]、 d [cm] は電圧タップ間距離、 I [A] は通電電流、 I_c [A] は E_c 相当の電圧が検出されたときの通電電流（臨界電流）、 n は n 値、 V_{off} [$\mu\text{V}/\text{cm}$] はオフセット電圧である。本実験においては、イットリウム系高温超電導線材の臨界電流値が機械的負荷に対するどう応答するかを観測するために、便宜上のゼロひずみである引張荷重 5 N の直状時を機械的無負荷とし、種々複合曲げひずみを与えた負荷時とを交互に繰り返しながらその都度、臨界電流値を電流電圧特性より求めた。次節では、これらの方法により得られた試験結果について言及する。

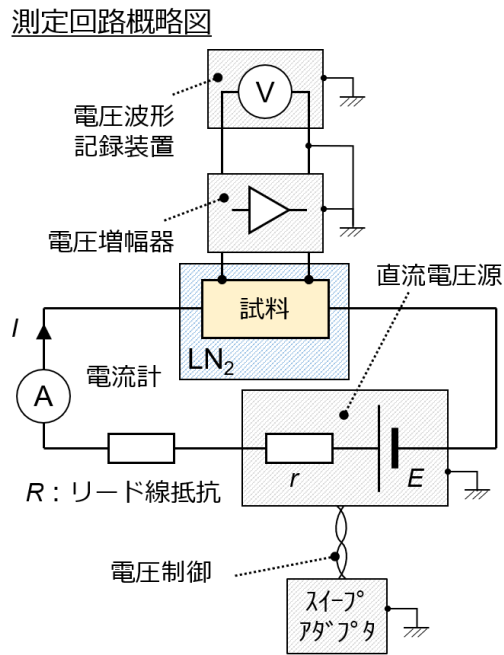


図 3.9: 通電試験の実験回路

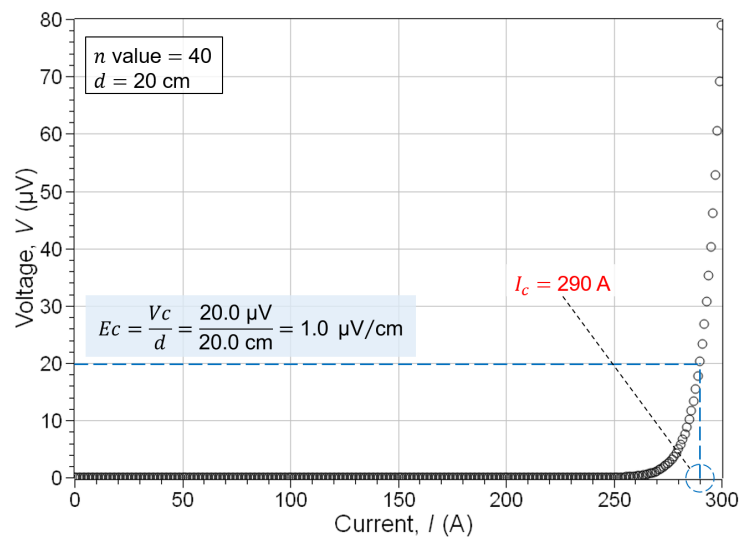


図 3.10: 高温超電導線材の電流電圧特性例

3.3 複合曲げ印加試験および通電特性

本項では複合曲げ試験装置を用いて REBCO 線材に単純引張ひずみ，テープ線材厚み方向曲げひずみと引張ひずみ，テープ線材厚み方向曲げひずみと幅方向曲げひずみと引張ひずみを加えたとき，それぞれにおける臨界電流特性（ひずみによる低下率と除荷後の臨界電流回復率）を調査した結果を述べる．

単純引張ひずみに対する臨界電流特性

まず，REBCO 線材に対して室温下ならびに液体窒素浸漬冷却下において単純引張ひずみを加えたときの応力ひずみ特性を図 3.11 に，単純引張荷重に対する測定ひずみの変化を図 3.12 示す．またこのとき用いた短尺試料とひずみゲージの貼付状態の模式図を図 3.13 に示す．図 3.11 の応力ひずみ特性は短尺試料に貼付された 8 枚のひずみゲージうちの 1 枚分を代表値として示したグラフであり，このグラフから室温下における REBCO 線材の縦弾性係数は 170.0 GPa である．一方で，液体窒素冷却下における縦弾性係数は 203.7 GPa であることから，極低温下では印加される引張荷重に対する変形が鈍化する．

また，図 3.12 のロードセル移動量が小さい領域において一度圧縮ひずみ方向へ遷移する様子がわかる．これは，複合曲げ試験方法では小さな張力が印加された短尺試料にはひずみゲージとそのリード線の重さによって鉛直方向へのたわみが生じることを回避できないことに起因する．まず，ひずみに対する臨界電流特性を評価するために，基準となる臨界電流を直線状体でかつ最小限のひずみを経験しているもとの測定する必要がある．このとき，試料が直線状態であることを視認できる最小張力値を便宜上のゼロひずみ状態としているが，鉛直方向へのたわみを完全にゼロとすることが難しいため，微小なたわみによって引張を経験しているひずみゲージでは，張力増加に伴ってたわみが解消される過程で圧縮ひずみを経験している様子が示されることになり，図 3.12 のような状態が不可避免的に生じることに留意されたい．

単純引張ひずみに対する臨界電流特性を測定するとき，基準となる臨界電流値 I_{c0} を取得するために REBCO 線材の短尺試料が直線状態かつ最小限のひずみだけが印加された状態を再現する必要がある．ただし，この試験方法では短尺試料を設置するとひずみゲージとそのリード線の重さによって鉛直方向へのたわみが生じることを回避できない．そこで，試験のはじめにこの湾曲を可能な限り小さくするために概ね直線状態となる最小の張力を加えており，このときの張力が約 5 N であった．したがって，この張力 5 N で引っ張っている状態を便宜上のゼロひずみとして，このとき測定した臨界電流値を I_{c0} とした．

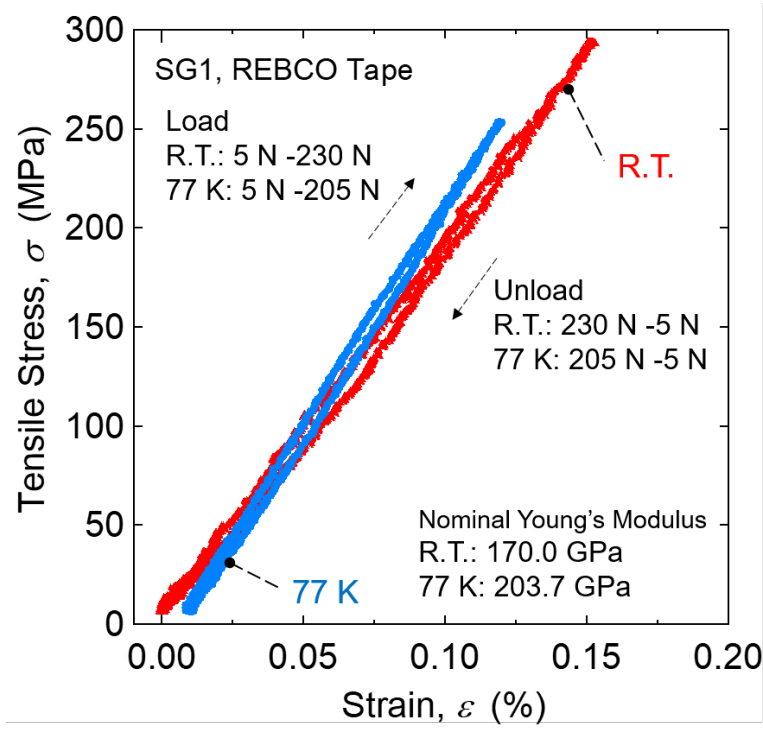


図 3.11: 室温と液体窒素冷却下における応力ひずみ特性の比較例

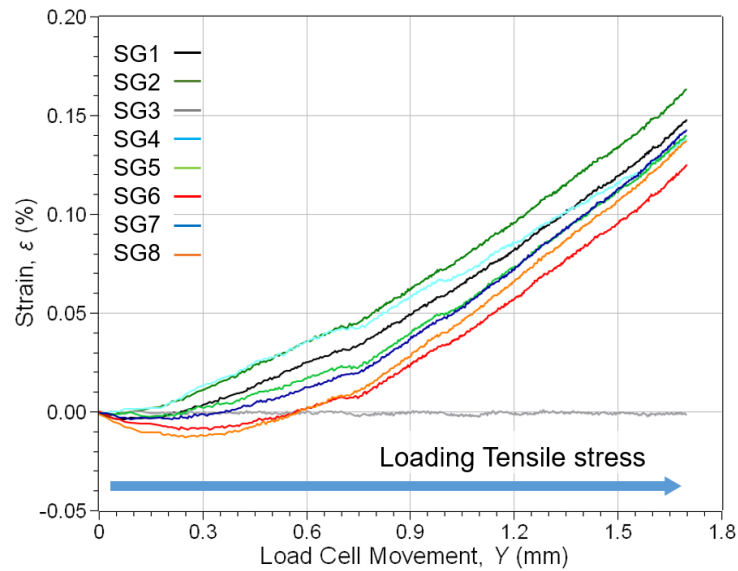
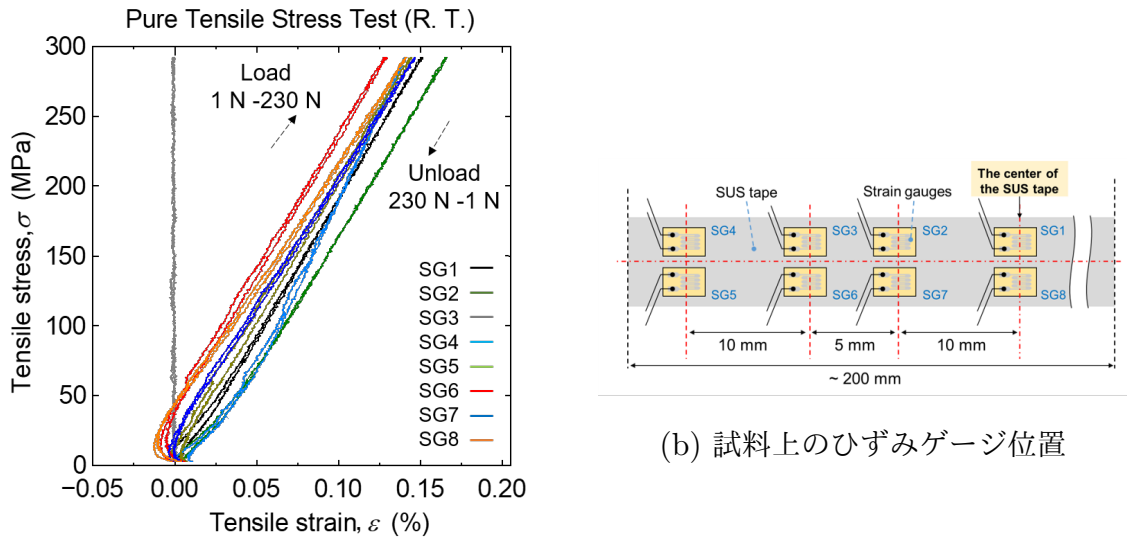


図 3.12: 単純引張荷重に対する測定ひずみの変化



(a) 引張応力-ひずみ特性曲線例

図 3.13: 複合曲げ試験装置による単純引張荷重試験

この便宜上のゼロひずみから所定の引張ひずみを加えた状態で臨界電流 I_c を測定した。その後、引張ひずみを取り除いた後の臨界電流を測定して、 I_{c0} に対するひずみ印加後の回復率を求めた。この臨界電流回復率が I_{c0} に対して 99% を下回ったとき、除荷する前に加えられていたひずみを可逆限界ひずみとする。またこの一連の荷重印加過程においてロードセルにより引張荷重を、短尺試料に貼付されたひずみゲージにより引張ひずみを測定した。また単純引張ひずみにより REBCO 線材の超電導層が経験するひずみは、層間のすべりが全くないと仮定すれば、ひずみゲージにより測定される REBCO 線材表面のひずみと同一と考えられるため、測定ひずみを超電導層が経験するひずみとして扱う。

単純引張ひずみに対する REBCO 線材の臨界電流特性を図 3.14 の黒色中実のプロットに示す。図 3.14 では横軸に REBCO 線材の超電導層が経験する線材長手方向軸ひずみを、縦軸に I_{c0} に対する I_c の比率をとった。図 3.14 の黒色中実の特性を見ると、単純引張ひずみの増加に伴って臨界電流値がなだらかに変化する様子がわかる。ただし複合曲げ試験で加えられる単純引張ひずみの範囲においては、除荷後の臨界電流値がいずれの試験においても回復率 99% を下回ることはなかった。

厚み方向曲げひずみと単純引張ひずみに対する臨界電流特性

次に、REBCO 線材の短尺試料に対して厚み方向曲げひずみと単純引張ひずみを組合せて加えたときの臨界電流特性について述べる。手順を概説すると、まず短尺試料の中心

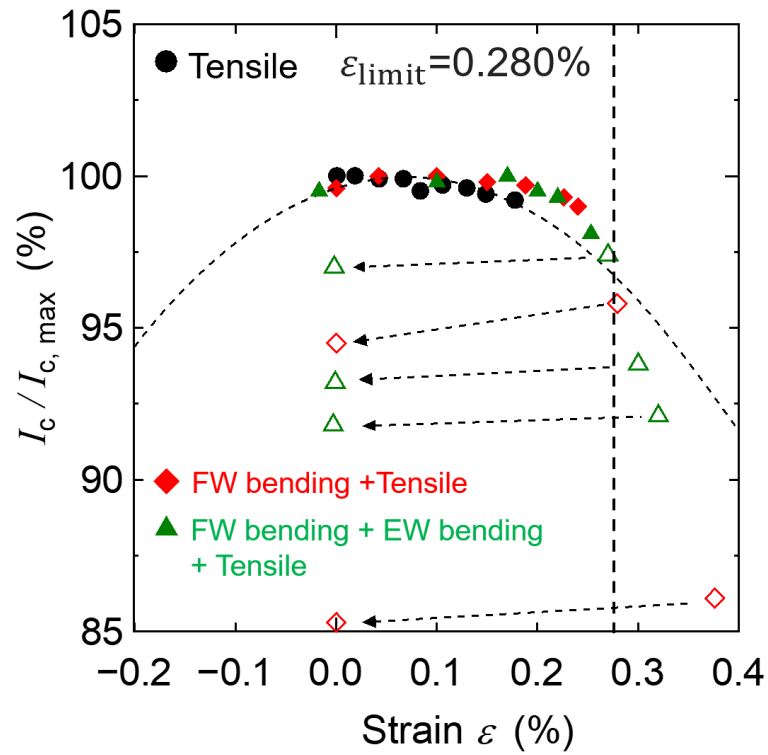


図 3.14: 複合曲げひずみ効果による規格化臨界電流特性

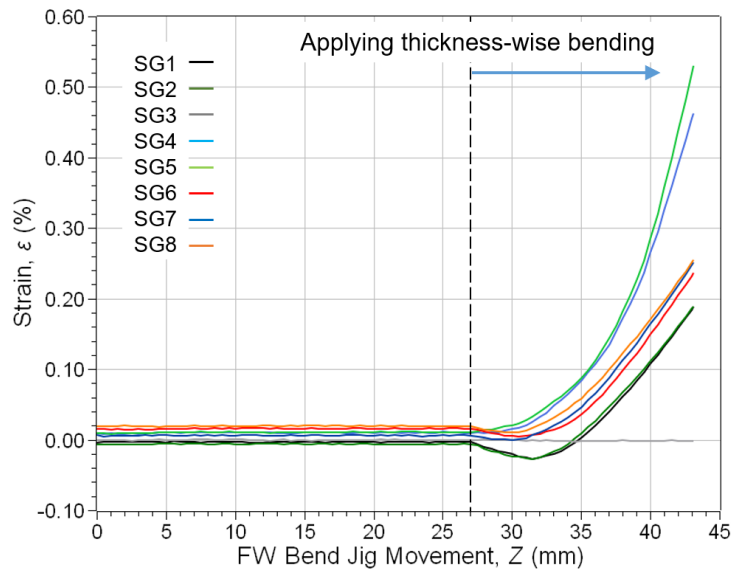


図 3.15: 厚み方向曲げ治具移動量に対する測定ひずみの変化

部分が厚み方向曲げ治具に沿った状態を作り、必要であれば所定の引張荷重を加える。低引張ひずみ下で厚み方向曲げひずみを加える場合は、あらかじめ短尺試料に加える張力を緩めておいた。この一連の動作過程により測定された REBCO 線材表面ひずみの変化を図 3.15 に示す。厚み方向曲げ治具 (FW 曲げ治具) の移動量の増加に伴って曲げ変形と引張荷重が加わるために、REBCO 線材の短尺試料の中心部の経験するひずみが増加していることがわかる。また REBCO 線材を厚み方向に曲げるとき、3.2.1 項で議論したように REBCO 線材厚み方向の中立軸とは金属基板に位置していると計算により推定されるから、厚み方向曲げにより超電導層が経験するひずみはその曲げ方で異なる。言い換えると、安定化銅層が引張ひずみを経験する場合は超電導層も引張ひずみを、金属基板が引張ひずみを経験する場合は超電導層は圧縮ひずみを経験することに注意が必要である。ひずみ経験時および除荷後の臨界電流は、単純引張ひずみ試験と同様に測定評価を行った。

この一連の厚み方向曲げひずみと引張ひずみを加えたときの臨界電流特性を、図 3.14 中の赤色ひし形のプロットで示す。また厚み方向曲げにより超電導層が経験する曲げひずみは、厚み方向曲げ治具半径と、超電導層およびひずみ測定表面との相対位置にもとづいて、REBCO 線材短尺試料の測定ひずみを換算した大きさとし、また引張ひずみはロードセルにより取得した引張荷重を次式 (3.4) により換算した値を用いて、それぞれ合計したひずみを横軸にとった。

$$\sigma_t = \frac{F_t}{A} = \varepsilon_t E_{77\text{ K}}. \quad (3.4)$$

ここで、 F_t はロードセルの指示値、 A は REBCO 線材の断面積、 $E_{77\text{ K}}$ は液体窒素中における見かけの縦弾性係数は式 (4.2) で計算した 167 GPa とした。超電導層が圧縮ひずみを経験するよう単純厚み方向曲げひずみを加えたときに、式 (4.4) により計算される圧縮ひずみは 0.018% で、一方で引張ひずみは式 (4.3) により計算され、その大きさは 0.018% である。

図 3.14 中の赤色ひし形のプロットに注目すると、単純引張ひずみに対する臨界電流特性と同様に -0.02% の圧縮ひずみから $+0.28\%$ の引張ひずみまで臨界電流は放物線を描くように変化しており、この領域では臨界電流回復率は 99% 以上であった。この領域において印加ひずみが圧縮側と引張側とで非対称な理由は、最小張力時に圧縮ひずみの最大値は厚み方向曲げ治具の曲げ半径に依存するためである。 $+0.28\%$ の引張ひずみ超過した範囲では臨界電流の低下からの回復が 99% を下回り、したがってこの境界が可逆限界ひずみ 0.280% であると考えられる。

ここまでに述べた単純引張ひずみに対する臨界電流特性、そして厚み方向曲げひずみおよび引張ひずみに対する臨界電流特性の試験結果より、基準となる臨界電流 I_{c0} に対する

臨界電流 I_c の低下率を式 (3.2) を用いて表現すると、

$$\frac{I_c}{I_{c0}} = 1 - 0.77|\varepsilon - 0.07|^2 \quad (3.5)$$

が得られる。ここで I_{c0} は $\varepsilon = 0.07\%$ のひずみを経験しているときの基準臨界電流値、 ε は超電導層が経験していると想定されるひずみである。また近似に用いた測定データは可逆限界ひずみ範囲内に限定した。この実験式を図 3.14 中に破線で併記した。

厚み方向曲げおよび幅方向曲げひずみと引張ひずみに対する臨界電流特性

次に、得られた実験式 (3.5) が複合曲げひずみによる臨界電流特性を評価できるか、REBCO 線材の短尺試料に対して厚み方向曲げひずみと単純引張ひずみを組合せて加えたときの臨界電流特性を調査した結果について述べる。

まず複合曲げひずみの印加手順について概説する。短尺試料の中心部分が厚み方向曲げ治具に沿った状態を作り、次に幅方向曲げ治具を移動させて厚み方向曲げに曲げられた短尺試料に幅方向曲げを加える。厚み方向曲げ試験と同様にあらかじめ短尺試料に加える張力を緩めておき、所定の引張荷重を加える場合は、複合的に曲げられている状態に張力を印加した。この一連の動作過程により測定された REBCO 線材表面ひずみの変化を図 3.16 に示す。幅方向曲げひずみにより REBCO 線材が経験する線材長手方向軸ひずみは、REBCO 線材の幅方向中心軸を境界に圧縮ひずみを経験する領域と引張ひずみを経験する領域が生じる。本実験で測定したひずみは REBCO 線材の幅方向中心軸を境に対称な位置にひずみゲージを貼付しているため、幅方向曲げ治具の移動量に比例して、対称的なひずみ増加を示す。言い換えると、幅方向曲げ治具に近い位置のひずみゲージは圧縮変形を、幅方向曲げ治具から遠い位置のひずみゲージは引張変形を経験することになる。これは単純引張ひずみや厚み方向曲げひずみは REBCO 線材の幅方向において一様に生じていたことに対して、幅方向曲げひずみではその曲げ半径中心からの距離に比例して線形的な分布を示し、また幅方向中心軸を境に圧縮ひずみから引張ひずみに転じる特徴がある。

このように厚み方向曲げと幅方向曲げひずみに加えて引張ひずみを増加させたときの臨界電流低下率を、図 3.14 中に緑色三角形として追加プロットした。複合曲げひずみ状態では線材の幅方向に線材長手方向軸ひずみが線形的に分布することを考慮する必要がある。4 端子法による臨界電流の測定においては式 (3.3) で与えられる発生電圧を検出していることから、幅方向で分割された微小要素を仮想的に考えると、実験式 (3.5) の底が最大となる複合曲げの長手方向軸ひずみを経験している微小要素がその幅方向における臨界電流を定めると考えられる。したがって、超電導層が厚み方向曲げと幅方向曲げひずみに加えて引張ひずみを経験している分布ひずみを、実験式 (3.5) の底が最大となる長手方向

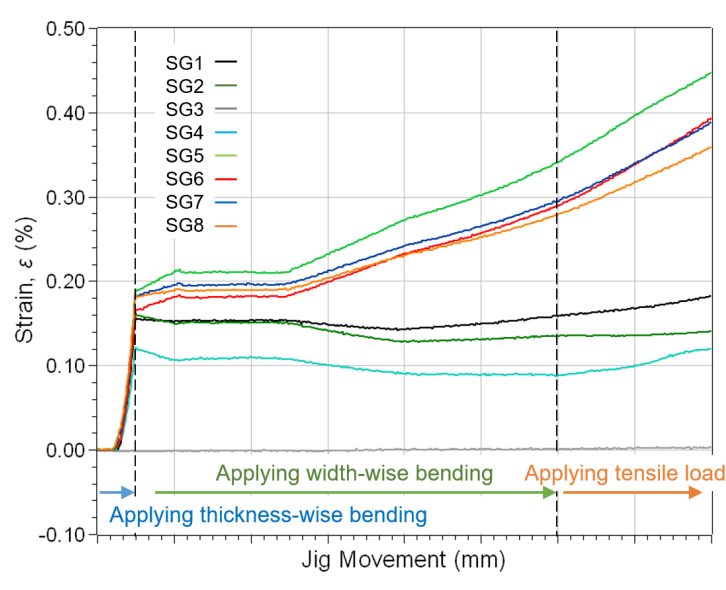


図 3.16: 厚み方向曲げ，幅方向曲げと引張荷重に対する測定ひずみの変化

軸ひずみを代表値として横軸に採用し，その時の臨界電流低下率を図 3.14 にプロットしてみると，線材幅方向に一樣なひずみが印加される単純引張ひずみや厚み方向曲げひずみに対する臨界電流低下率と，概ね類似した特性として評価できることがわかる．加えて，臨界電流低下の回復率が 99%を下回るときの可逆限界ひずみは 0.27%と，厚み方向曲げひずみ試験で得られた 0.28%と近い大きさとなった．

以上の結果より，REBCO 線材がヘリカルコイル形状により経験すると想定される厚み方向曲げひずみ，幅方向曲げひずみおよび引張ひずみが複合的に印加されている状態における臨界電流特性は，線材長手方向軸ひずみ成分に着目することで実験式 (3.5) を用いて評価できる可能性を見出した．ただし，この評価方法においては REBCO 線材の可逆限界ひずみ範囲内の議論であること，冷却による熱変形を考慮していない相対ひずみであること，更に測定ひずみを超電導層が経験しているひずみに換算した値を用いた議論であることに注意する必要がある．

3.4 まとめ

本章では，電磁力平衡ヘリカルコイルにイットリウム系高温超電導線材（以下，REBCO 線材）を適用可能性を検討するために，REBCO 線材の厚み方向曲げひずみと幅方向曲げひずみを同時に加えられた状態である複合曲げひずみに対する臨界電流特性と，ひずみ除荷後の臨界電流回復率が 99%を維持できる可逆限界ひずみを，複合曲げ試験装置を用い

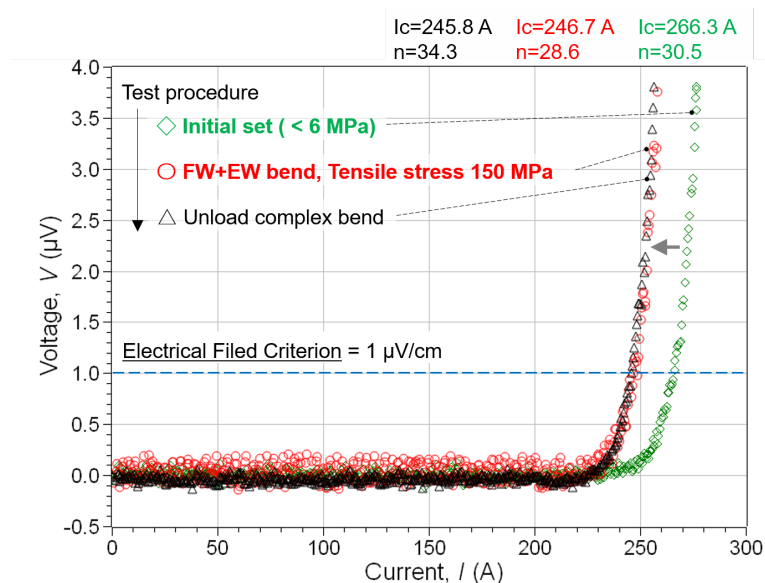


図 3.17: 複合曲げひずみ印加時と除荷時の電流電圧特性の測定例

た実験により調べた。検討結果を以下に整理する。

1. 線材厚み方向曲げ半径 30 mm と、線材幅方向曲げ半径 300 mm に加えて最大引張荷重 230 N を印加できる複合曲げ試験装置を用いて、液体窒素浸漬冷却下で複合曲げひずみに対する臨界電流特性を 4 端子法に電界基準法を適用して測定した。REBCO 線材の幅方向に一様なひずみを与える単純引張ひずみと、厚み方向曲げひずみと引張ひずみを組合せて加えたときの臨界電流特性を調べた結果、ひずみ効果による臨界電流低下率は印加ひずみの 2 次関数で表される実験式を得た。また厚み方向曲げひずみと引張ひずみとを同時に加えた試験により可逆限界ひずみは 0.28% であることがわかった。
2. 厚み方向曲げひずみと引張ひずみの組合せに、幅方向曲げひずみをさらに加えた複合曲げひずみ状態における臨界電流特性を測定した。ヘリカルコイルのように長手方向軸ひずみが線材幅方向に分布する複合曲げひずみにおいて、臨界電流低下率を定めるひずみを臨界電流-ひずみ特性の実験式の底が最大となる線材長手方向軸ひずみに着目することで、単純引張ひずみや厚み方向曲げひずみに対する臨界電流低下率を定める実験式が適用できる可能性が高いとわかった。また、この複合曲げひずみにおける可逆限界ひずみ 0.27% は、厚み方向曲げひずみと引張ひずみとを同時に加えた試験で測定された可逆限界ひずみ 0.28% と、同等であった。

第 4 章

ヘリカルコイル軌道を考慮した臨界電流 評価

4.1 はじめに

前章では、イットリウム系高温超電導線材（以下、REBCO 線材）の臨界電流が機械的ひずみにより低下するひずみ効果に関して、電磁力平衡ヘリカルコイルのような厚み方向および幅方向の曲げが同時に加わる複合曲げの状態を想定して、最大経験ひずみに対する臨界電流の低下率について実験的に調査した。その結果、弾性域内であれば複合曲げひずみに対する臨界電流特性も線材長手方向の軸ひずみによって評価できる可能性が高い。

本章では、REBCO 線材短尺試料の臨界電流特性とヘリカルコイル軌道によって生じる複合曲げひずみ分布の関係から、ヘリカルコイルの臨界電流特性を評価する方法について検討する。さらに、REBCO 線材が潜在的に有する線材長手方向の臨界電流のバラつき（以下、臨界電流不均一性）を加味して、ヘリカルコイルの臨界電流特性の評価を試みる。

4.2 ヘリカルコイル軌道における複合曲げひずみ

まず、実証用小型電磁力平衡ヘリカルコイルの形状によりテープ線材厚み方向曲げひずみおよび幅方向曲げひずみの分布を検討する。具体的には、コイル巻枠へテープ線材が巻き付けられた状態に応じて生じる厚み方向曲率半径と幅方向曲率半径に加えて、REBCO 線材の寸法情報から超電導層が経験する線材長手方向軸ひずみ成分について考える。

ヘリカル軌道の巻線スロットに収められたテープ線材が経験する厚み方向曲げひずみと幅方向曲げひずみは、ヘリカル軌道の導体高さ方向曲率および導体幅方向曲率と巻枠の主

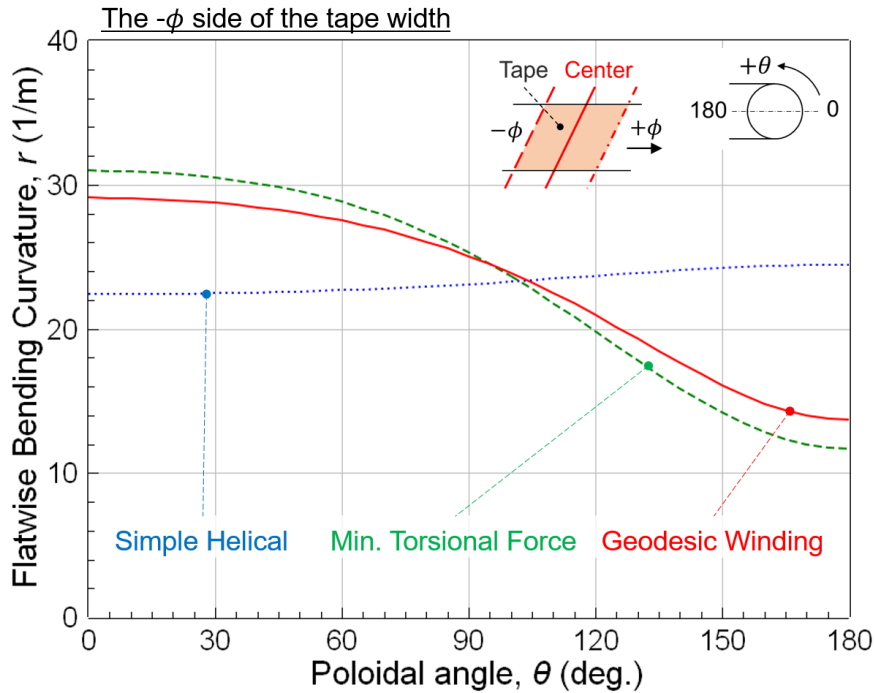


図 4.1: 線材厚み方向曲率のポロイダル角分布

法線方向との関係から得られる厚み方向曲率および幅方向曲率と、テープ線材の寸法情報とからそれぞれ求めることができる。ヘリカル軌道の曲率半径は第 2 章の計算結果を参照し、REBCO 線材の寸法は第 3 章の表 3.2 に示すようにテープ線材厚み 0.16 mm と幅 5.0 mm とすると、ヘリカル軌道の厚み方向曲率と幅方向曲率のポロイダル角分布はそれぞれ図 4.1 と図 4.2 のようになる。尚、比較のために実証小型電磁力平衡ヘリカルコイルで採用されている測地線軌道 (Geodesic Winding) に加えて、単純ヘリカル軌道 (Simple Helical) と転倒力最小軌道 (Min. Torsional Force) の計算結果もプロットした。

次に、REBCO 線材の超電導層が経験する厚み方向曲げおよび幅方向曲げの線材長手方向軸ひずみについて検討する。まず、厚み方向曲げにより REBCO 線材の超電導層が経験する線材長手方向軸ひずみは、テープ線材断面における中立軸と超電導層の相対的な位置関係と曲率半径中心位置とから、経験する曲げひずみが圧縮ひずみか引張ひずみかが定まる。つまり REBCO 線材の金属基板か安定化銅材かのどちらかが巻棒と接するかにより、経験する曲げひずみが圧縮ひずみか引張ひずみかが決まる。

線材断面において金属基板表面を基準としてそこから中立軸までの距離 λ を考えると、

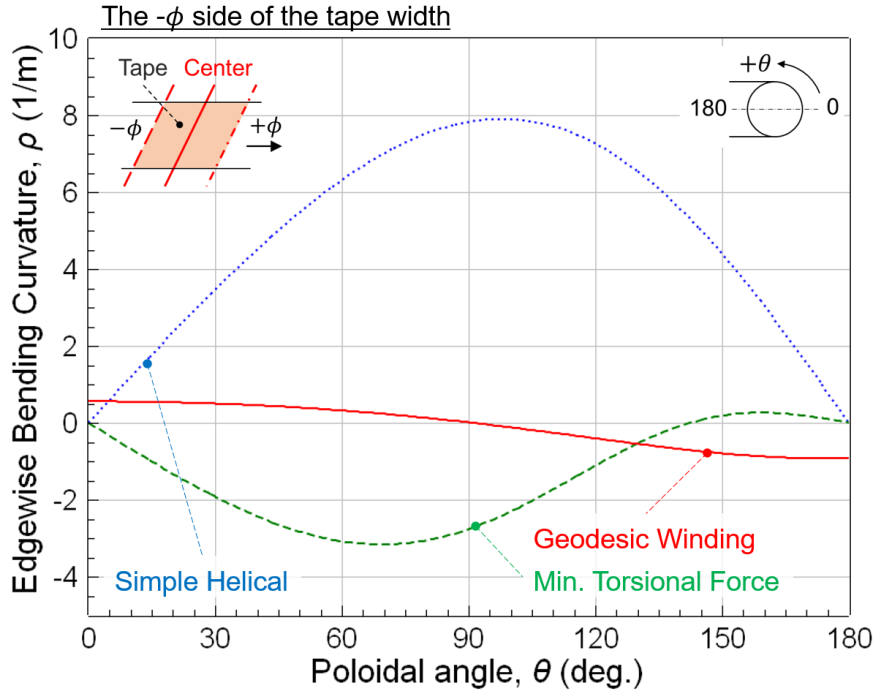


図 4.2: 線材幅方向曲率のポロイダル角分布

次式の断面 2 次モーメントの関係式,

$$\lambda = \frac{\sum_i^n E_i (h_i^2 - h_{i-1}^2)}{2 \sum_i^n E_i t_i}, \quad (4.1)$$

より求めることができる。ここで、 E_i は各層のヤング率、 h_i は線材表面から各層までの距離でここでは金属基板表面を基準としており、 t_i は各層の厚みである。また、式 (4.1) で与えられる中立軸を用いれば REBCO 線材の公称縦弾性係数 E は

$$E = \frac{4}{h^3} \sum_i^n E_i ((h_i - \lambda)^3 - (h_{i-1} - \lambda)^3), \quad (4.2)$$

である。金属基板表面から中立軸までの距離 λ と線材見掛けのヤング率 E はそれぞれ、 $71.3 \mu\text{m}$ と 167 GPa と計算される。ここで中立軸 $\lambda = 71.3 \mu\text{m}$ は金属基板層内に位置しているため、例えば、金属基板が曲率半径中心に近くなるよう線材を厚み方向に曲げると、超電導層は引張ひずみを経験することになる。反対に金属基板が曲率半径中心より遠くなるように曲げを加えると、超電導層は圧縮ひずみを経験することになる。

厚み方向曲率半径を r とすれば、図 4.1 に示した曲率半径のポロイダル方向分布と式 (4.3) および式 (4.4) とから、REBCO 線材の超電導層が経験する厚み方向曲げひずみの

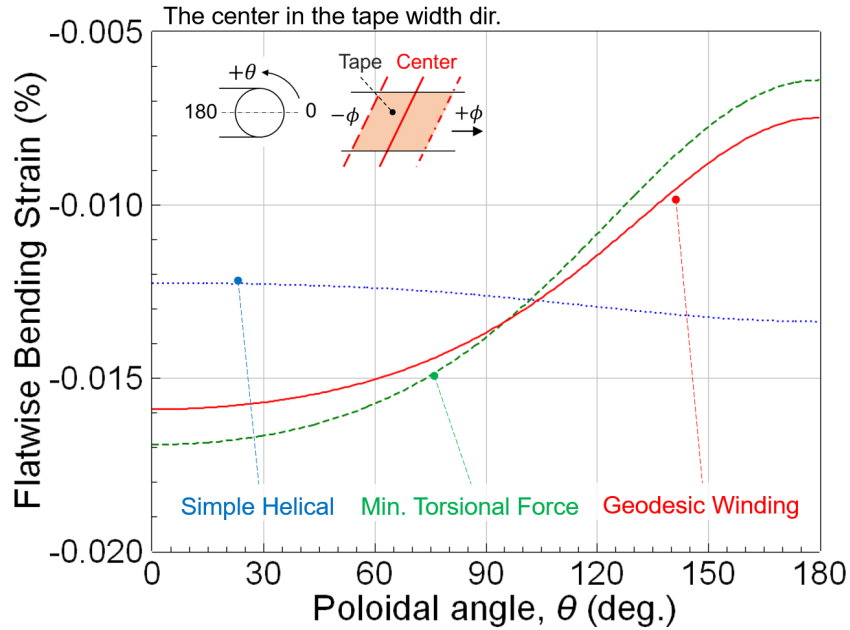


図 4.3: 線材厚み方向曲げひずみのポロイダル角分布

ポロイダル方向分布が得られる。

$$\epsilon_{FW} = \frac{d - \lambda}{r + \lambda}. \quad (4.3)$$

$$\epsilon_{FW} = \frac{\lambda - d}{r + (t - \lambda)}. \quad (4.4)$$

ここで、式 (4.3) は金属基板を曲率中心側に、式 (4.4) は安定化銅材を曲率中心側にくるよう曲げたときに超電導層に印加されるひずみを表しており、 ϵ_{FW} は厚み方向曲げの線材長手方向軸ひずみ成分、 d は金属基板表面から超電導層中間までの距離、 λ は金属基板表面から中立軸までの距離であり、算出されるひずみ量は無次元量となる。ポロイダル方向に対して式 (4.3) および式 (4.4) で計算される厚み方向曲げひずみをひずみ率に換算したものを図 4.1 に示す。図 4.1 より、測地線軌道を有する電磁力平衡ヘリカルコイルの外側 ($\theta = 0^\circ$) で厚み方向曲げひずみが最大となり、コイル内側 ($\theta = 180^\circ$) で最小となることがわかる。また、厚み方向曲げひずみの最大値は-0.02%と、臨界電流が大きく低下するようなひずみではないと推測される。

次に、ヘリカルコイル形状で生じるテープ線材幅方向曲げひずみについて検討する。線材幅方向においては材料構成が幅方向を 2 等分する中心線を境に左右で対称であることから、幅方向曲げにより変形しない中立軸はこの幅方向中心線と一致すると仮定できる。厚み方向曲げ同様に線材幅方向においてもこの中立軸を境界として、幅方向曲げ半径中心側

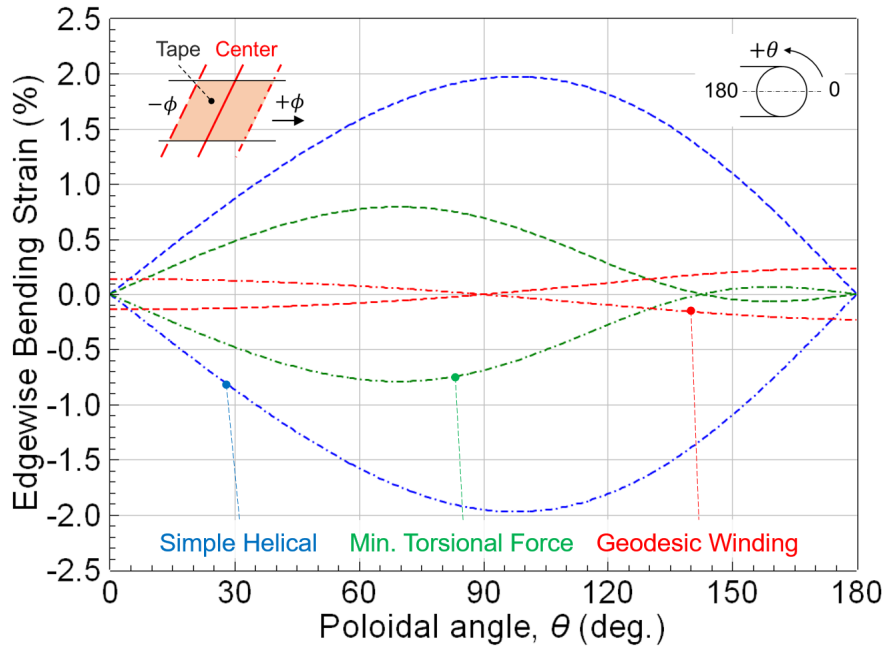


図 4.4: 線材幅方向曲げひずみのポロイダル角分布

は圧縮ひずみを，幅方向曲げ半径中心から遠い部分では引張ひずみを経験することになるが，このとき経験する線材長手方向軸ひずみは幅方向同一位置においては厚み方向に一樣である．テープ線材幅方向曲げひずみは幅方向曲率半径 ρ と線材幅 w を用いて，

$$\varepsilon_{EW} = \frac{\pm w}{2\rho + w}. \quad (4.5)$$

より求めることができる．ここで，中立軸に対して幅方向曲率半径中心に近い領域と遠い領域とを区別する必要があるため $\pm w$ とした．図 4.4 に式 (4.5) より求めた線材幅方向曲げひずみのポロイダル方向分布を示す．図 4.4 から幅方向曲げひずみはコイル外側 ($\theta = 90^\circ$) で最小値 0% をとり，コイル内側 ($\theta = 180^\circ$) で最大値 0.24% となることがわかる．

次に，テープ線材に厚み方向曲げと幅方向曲げが複合されている状態における線材長手方向軸ひずみ成分について検討する．弾性状態における重ねの理にもとづいて，テープ線材厚み方向曲げひずみおよび幅方向曲げひずみの合計はそれらの線材長手方向軸ひずみ成分の合計値として考えることができるため，図 4.3 と図 4.4 に示した各曲げひずみを線材長手方向軸ひずみ成分合算値に変換したものを図 4.5 に示す．図 4.5 中の赤色の特性曲線が測地線ピッチを表しており，超電導層が経験する複合曲げひずみは最大でも +0.24% であることがわかる．

4.3 REBCO 線材短尺試料の特性と複合曲げひずみを考慮したコイル臨界電流評価

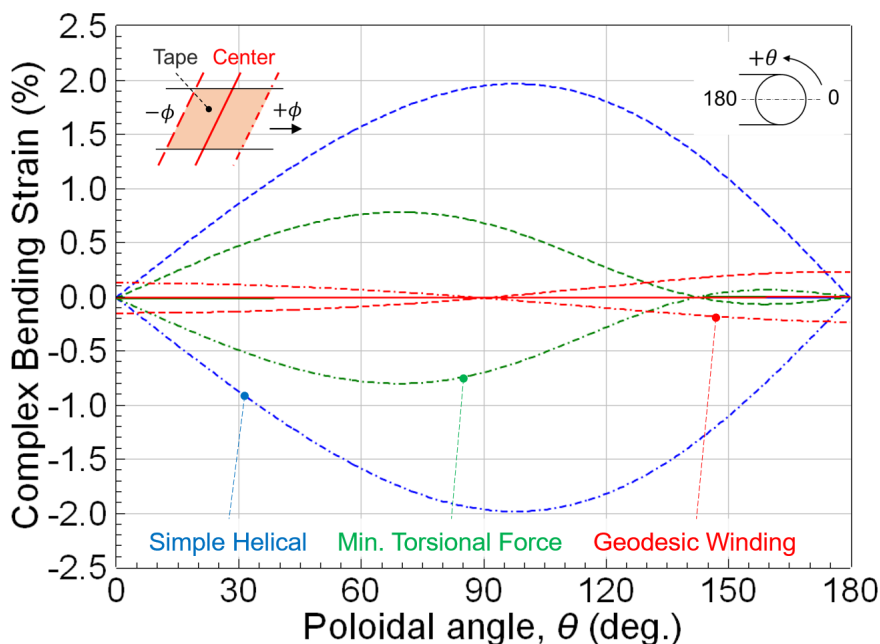


図 4.5: 線材厚み方向曲げと幅方向曲げひずみの長手方向軸ひずみ成分のポロイダル角分布

4.3 REBCO 線材短尺試料の特性と複合曲げひずみを考慮したコイル臨界電流評価

ここでは REBCO 線材の短尺試料における臨界電流特性と、ヘリカルコイル形状で生じる複合曲げひずみ分布とから REBCO 線材の臨界電流低下率を検討する。まず第 3 章の実験結果より本研究で対象としている REBCO 線材の複合曲げひずみ効果による臨界電流の変化は次の実験式で表現できることが分かっている。

$$\frac{I_c}{I_{c0}} = 1 - 0.77|\varepsilon - 0.07|^2. \quad (4.6)$$

ここで I_{c0} は線材にひずみを印加していない状態の臨界電流値、 ε は印加される線材長手方向軸ひずみである。また除荷後に臨界電流の回復率が 99%を示す限界の印加ひずみ、即ち可逆限界ひずみは 0.280%であった。

本研究では測地線軌道を採用した電磁力平衡ヘリカルコイルに REBCO 線材を適用することを検討していることから、REBCO 線材が経験するひずみ分布は、この電磁力平衡ヘリカルコイルのポロイダル角に対する複合曲げひずみを参照する必要がある。前節で

4.3 REBCO 線材短尺試料の特性と複合曲げひずみを考慮したコイル臨界電流評価

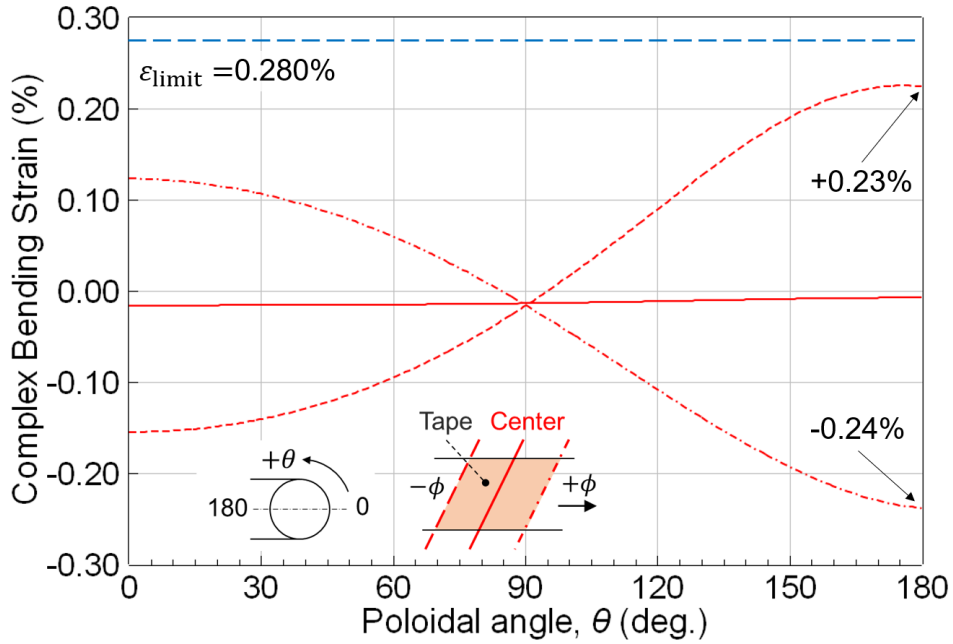


図 4.6: 測地線軌道を採用した電磁力平衡ヘリカルコイルのひずみ分布

検討した測地線軌道を採用した電磁力平衡ヘリカルコイルの複合曲げひずみ分布のみを図 4.6 に示す。図 4.6 のひずみ分布は、横軸をポロイダル角 θ 、縦軸を REBCO 線材の超電導層が経験する厚み方向曲げと幅方向曲げの線材長手方向軸成分の合計値として、テープ線材の幅両端と中心位置における複合曲げひずみのポロイダル角分布を表したものである。図 4.6 から任意のポロイダル角における複合曲げひずみを式 (4.6) 中の $|\varepsilon - 0.07|$ に代入した際に、この $|\varepsilon - 0.07|$ が最も大きくなるような領域がそのポロイダル角における臨界電流低下率を支配すると考えられる。この $|\varepsilon - 0.07|$ のポロイダル角変化を表したものを図 4.7 に示す。これは、まず REBCO 線材のようなテープ線材においてテープ幅方向にわたり線材長手方向軸ひずみが分布する場合、式 (4.6) で与えられる臨界電流も幅方向にわたって変化することが考えられ、そしてこの領域の両端には式 (4.7) で表現される n 値モデルに対応した電圧（電界）が発生すると想定され、対象領域を幅方向に分割したものは等価的に並列回路と考えられることから、式 (4.6) 中の $|\varepsilon - 0.07|$ が最大となるときに式 (4.7) による発生電圧が最大となるためである。

$$V = E_c d \left(\frac{I}{I_c} \right)^n. \quad (4.7)$$

ここで、 V [μV] は領域の両端電圧、 E_c [$\mu\text{V}/\text{cm}$] は電界基準で 4 端子法による測定では通常 1.0 [$\mu\text{V}/\text{cm}$] が採用され、 d [cm] は領域両端の距離、 I [A] は通電電流、 I_c [A] は E_c

4.3 REBCO 線材短尺試料の特性と複合曲げひずみを考慮したコイル臨界電流評価

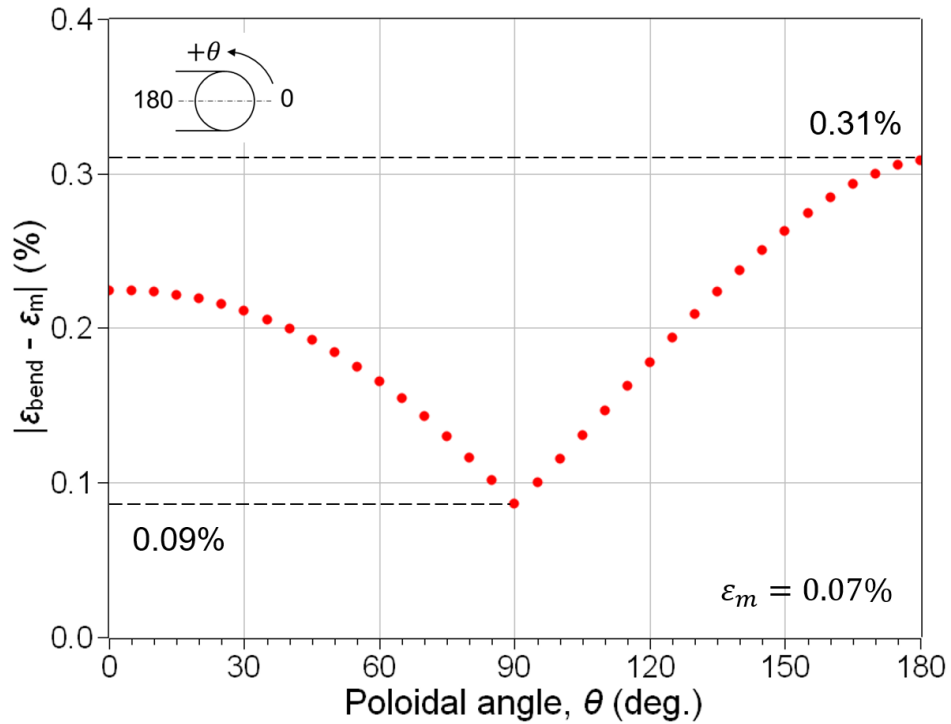


図 4.7: ポロイダル角に対する $|\varepsilon - \varepsilon_m|$ の変化 ($\varepsilon_m = 0.07$)

相当の電圧が検出されたときの通電電流（臨界電流）， n は n 値である。

このような方法で電磁力平衡ヘリカルコイルの複合曲げひずみ分布に対する臨界電流低下率を検討すると図 4.8 のようになる。図 4.7 と図 4.8 を照らし合わせると，ポロイダル角 90 度で $|\varepsilon - \varepsilon_m|$ が 0.09% と最小となり，ポロイダル角 180 度で $|\varepsilon - \varepsilon_m|$ が 0.31% と最大となっていることから，当然のことながら，式 (4.6) で与えられる臨界電流低下率もそれに対応するように変化していることが分かる。したがって，臨界電流平均値で規格化した規格化臨界電流もポロイダル角 θ に対して，ポロイダル角 90 度で 99.4% からポロイダル角 180 度で 92.7% までの範囲で変化している。

したがって，電磁力平衡ヘリカルコイルに REBCO 線材を適用した際に，厚み方向曲げと幅方向曲げひずみの線材長手方向軸ひずみ成分のポロイダル角分布から，ポロイダル角 180° において最も臨界電流が低下することがわかった。またこのとき，REBCO 線材短尺試料の臨界電流-ひずみ特性から，機械的無負荷状態の臨界電流に対して，その 92.7% まで低下すると想定される。次節では，REBCO 線材の長手方向における臨界電流不均一性も加味して，電磁力平衡ヘリカルコイルの臨界電流を評価する。

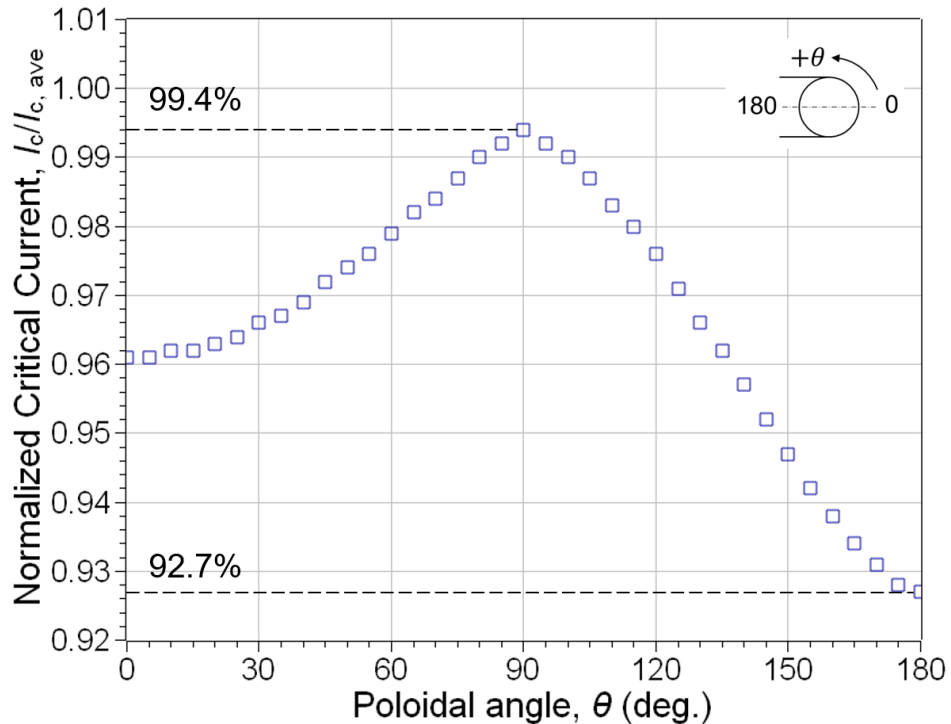


図 4.8: 複合曲げひずみ分布に対する臨界電流低下率

4.4 REBCO 線材の臨界電流不均一性を考慮したコイル臨界電流評価

本節では、ヘリカルコイル軌道の複合曲げひずみ分布に加えて、REBCO 線材が潜在的にもつ臨界電流不均一性を考慮したヘリカルコイルの臨界電流評価について検討する。

表 4.1 に評価対象としたフジクラ社製 REBCO 線材（型式 FYSC-05, GdBCO）の仕様を示す。また、この REBCO 線材の線材長手方向に対する局所的な臨界電流分布の例を図 4.9 に示す。図 4.9 の局所的な臨界電流分布は 77 K 下で TapeStar™ により全長 20.5 m にわたって測定されたもので、フジクラ社より提供された REBCO 線材（ロット番号 15-0036-02）のデータをプロットしたものである。グラフ図 4.9 より全長 20.5 m において臨界電流の最大値が 296.9 A、最小値が 259.8 A、平均値が 285.3 A であり、標準偏差を求めると $\sigma = 3.99$ A であった。図 4.9 のグラフからは大別して 2 種類の不均一性が存在していることがわかる。一つ目は臨界電流の平均値に対して揺らぎのように変動している不均一性であり、二つ目は平均値から急峻に低下するような変化を示している。と

4.4 REBCO 線材の臨界電流不均一性を考慮したコイル臨界電流評価

表 4.1: イットリウム系高温超電導線材の仕様

Fujikura Ltd. YBCO Tape, FYSC-SC05	
Lot No.	15-0036-2, 15-0044-1~6
Process	IBAD ¹ / PLD ²
Tape Thickness/Width	0.16 mm/5.02 mm
Thickness of Stabilizer	75 μm
Thickness of Superconducting Layer	2.3 μm
Thickness of Substrate	75 μm
Tape Length in each Lot	Approx. 20.5 m

¹ Ion Beam-Assisted Deposition

² Pulsed Laser Deposition

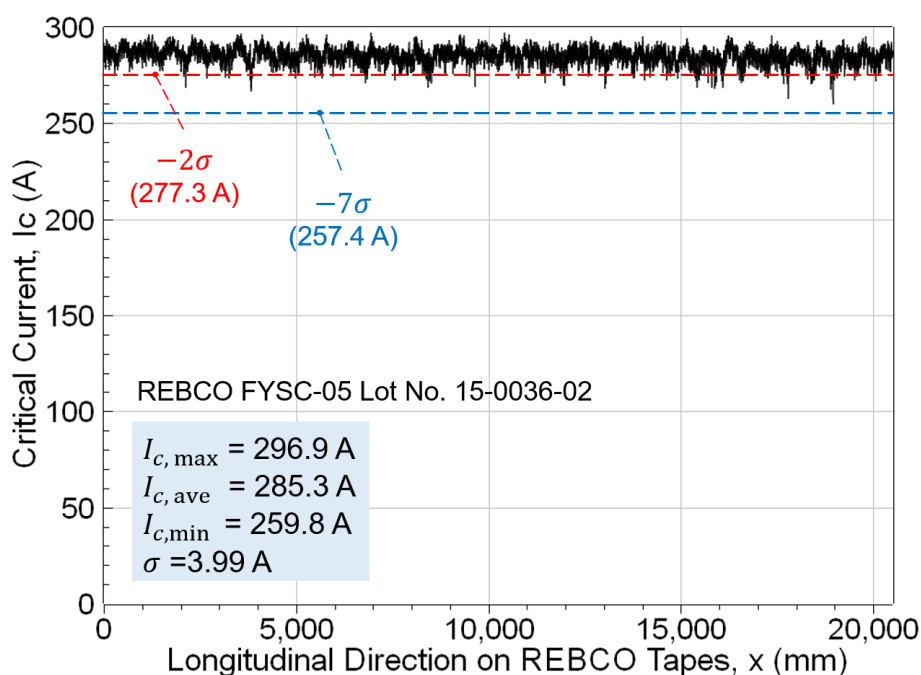


図 4.9: REBCO 線材の臨界電流長手方向不均一性

くに後者に関しては標準偏差の 2 倍から 7 倍の範囲まで低下していることから、リールの臨界電流平均値だけ通電したときにホットスポットとなる可能性が非常に高い。

前記で示したフジクラ社製 REBCO 線材（ロット番号 15-0036-02）の線材長手方向における臨界電流分布図 4.9 をもとに、相対度数を求めた結果を図 4.10 に表す。図 4.10 の横軸には、リール上の局所的な臨界電流値 I_{ci} をリール全体の臨界電流平均値 $I_{c,ave}$ で規

4.4 REBCO 線材の臨界電流不均一性を考慮したコイル臨界電流評価

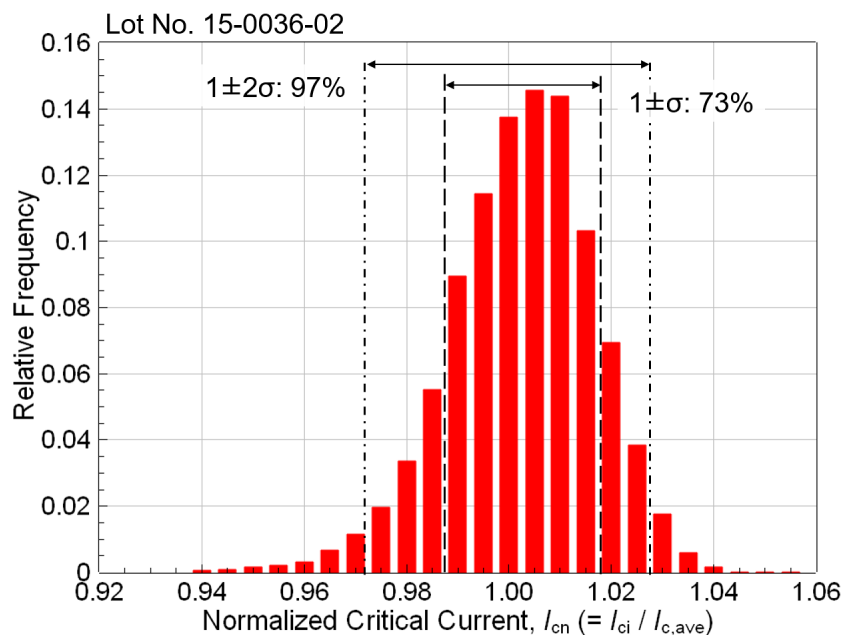


図 4.10: 規格化臨界電流の相対度数分布図

規格化した規格化臨界電流 I_{cn} をとり、縦軸に規格化臨界電流に応じた頻度を全測定点数 20217 点で除した相対度数をとった。このグラフ図 4.10 から規格化臨界電流 I_{cn} が 1σ 区間 ($1 \pm \sigma$) に約 73% の測定点が、 2σ 区間 ($1 \pm 2\sigma$) に約 97% の測定点が現れていることがわかる。この結果から REBCO 線材を用いた機器の概念設計過程では温度や磁場、ひずみをもとにおおよその運転電流を見積るときに、リール全体の平均値を用いて検討することに耐えうると考えられる。またより安全サイドに検討する場合、リール全体の臨界電流最小値に基づいて検討することも可能ではあるが、この場合 REBCO 線材の特長である高臨界電流密度を十分に引き出せない設計となる。

そこで次節では、REBCO 線材の長手方向臨界電流分布において臨界電流平均値よりも 2σ 以上の低下を示す部位の影響も考慮して、経験分布ひずみによる臨界電流低下率と、電流電圧特性を評価する方法を検討する。

次に、求めた臨界電流低下率に REBCO 線材が潜在的に示す臨界電流長手方向分布を考慮し、コイル導体を微小要素に分割した領域に対し n 値モデルを検討することで各微小要素の両端電圧を求めてから、コイル全体の電圧総和に対する通電電流の関係を検討する。

図 4.9 で示した REBCO 線材の臨界電流不均一性を $I_{c,xi}$ とすれば、複合曲げひずみ効

果による臨界電流低下率を表す実験式 (4.6) の I_{c0} と置き換えると,

$$\frac{I_{c(x)}}{I_{c,xi}} = 1 - 0.77|\varepsilon - 0.07|^2, \quad (4.8)$$

と改めて表現される。次に、図 4.7 に示した通り、測地線軌道を採用した電磁力平衡ヘリカルコイルの複合曲げひずみ分布 (図 4.6) を用いて検討した、 $|\varepsilon - \varepsilon_m|$ のポロイダル角に対する変化を式 (4.8) に代入することで、ヘリカルコイルのポロイダル角に対する臨界電流低下率を求めることができる。前記したように、コイル導体を長手方向に分割すると、その分割微小領域の両端電圧はテープ幅方向で $|\varepsilon - \varepsilon_m|$ が最大となる要素の電圧 (電界) が支配して定まると考えれば、その微小領域の両端電圧 (電界) は n 値モデルにより計算される。

$$V_i(x_i, I) = E_c \Delta x_i \left(\frac{I}{I_{c(x)}} \right)^n. \quad (4.9)$$

ここで、 $V_i(x_i, I)$ は微小領域の両端電圧を、 Δx_i は微小領域の長さを、 I は通電電流を、 $I_{c(x)}$ は式 (4.8) により与えられる臨界電流を表す。式 (4.9) で表される V_i を両端電圧とした微小領域はコイル導体長手方向に連続しているから、直列接続された電気回路として等価的に考えられる。即ち、長手方向に分割されている微小領域の両端電圧 V_i の総和を求めることで、ヘリカルコイルの通電電流 I に対する発生電圧 V_{coil} を計算することができる。

$$V_{coil} = \sum_i V_i(x_i, I). \quad (4.10)$$

前記の方法に即して、測地線軌道を採用した電磁力平衡ヘリカルコイルのトロイダル方向 1 ターン分の電流電圧特性を検討した。トロイダル方向に 1 ターンしたときのヘリカルコイル導体長は 1338 mm であるため、図 4.9 上の 0 mm から 1338 mm を巻線に使用することを仮定に検討を進める。図 4.11 に図 4.9 において 0 mm から 1338 mm の範囲を拡大したグラフを示す。当該範囲において臨界電流の最大値が 295.0 A、最小値が 275.0 A、平均値が 284.8 A であり、標準偏差を求めると $\sigma = 3.59$ A であった。これらの REBCO 線材は図 4.6 に示すような複合曲げひずみを周期的に経験する、即ち、図 4.12 に示すような複合曲げひずみを経験することになる。これらの複合曲げひずみをもとに $|\varepsilon - \varepsilon_m|$ が最大となる経験ひずみと、その導体位置に対応した臨界電流値 $I_{c,xi}$ を式 (4.8) に代入すると、図 4.13 のような臨界電流低下率分布を求めることができる。この結果と式 (4.9) および式 (4.10) によりコイル通電電流 I とコイル両端電圧 V_{coil} の関係を計算し、得られた電流電圧特性を図 4.14 に示す。このとき式 (4.9) 中の n 値にはリール全体の平均値である 31 を用いた。また比較対象を目的にひずみや臨界電流不均一性を考慮

4.4 REBCO 線材の臨界電流不均一性を考慮したコイル臨界電流評価

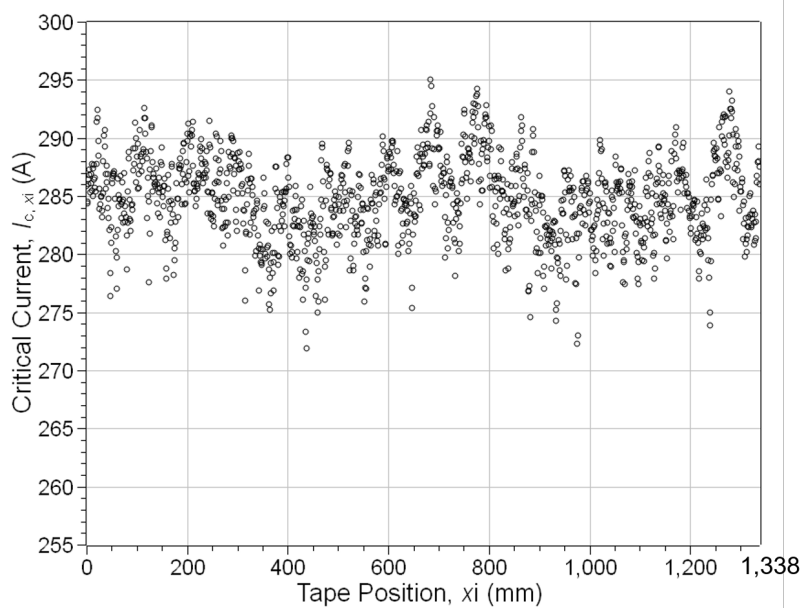


図 4.11: リール上の 0 mm から 1338 mm における REBCO 線材の臨界電流分布

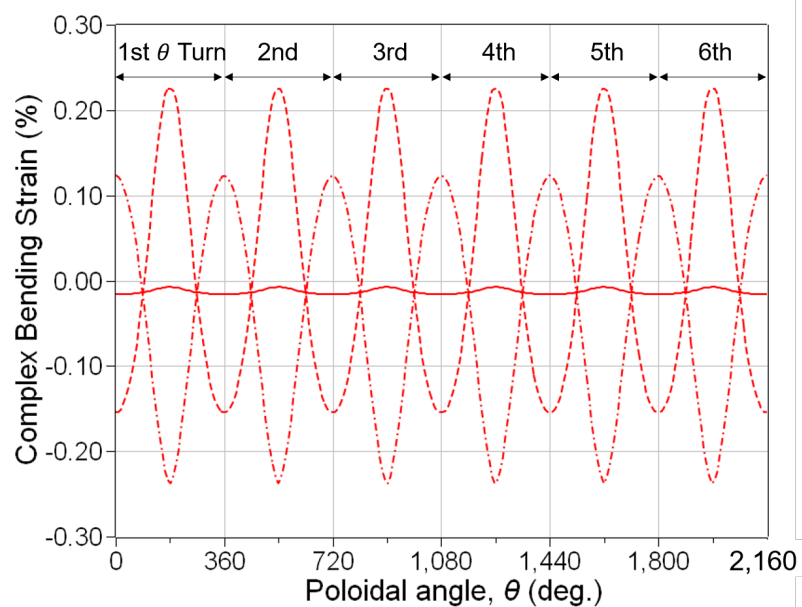


図 4.12: トロイダル方向 1 ターンに対する複合曲げひずみ特性

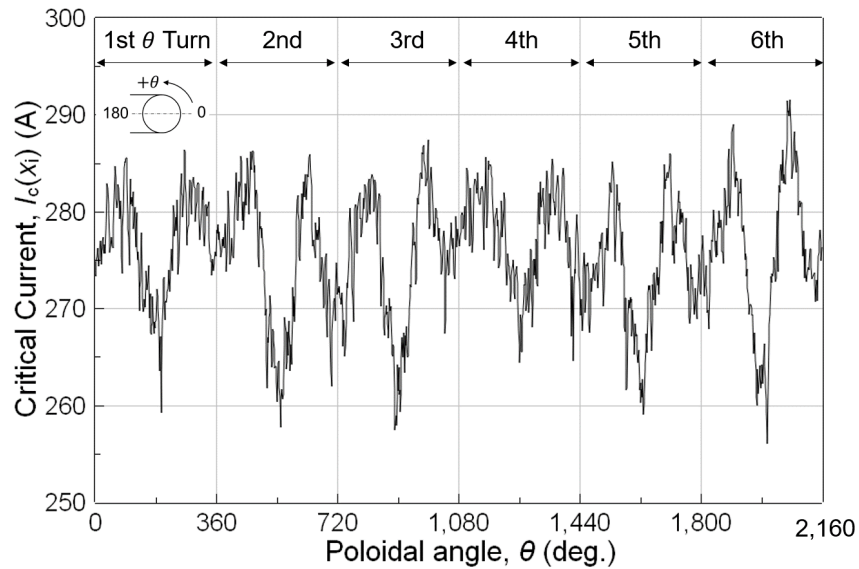


図 4.13: トロイダル方向 1 ターンに対する臨界電流分布

しない n 値モデル，即ち式 (4.7) の $I_c = I_{c,ave}$ とした電流電圧特性を併記した．これらの電流電圧特性において電界基準 $1.0 \mu\text{V}/\text{cm}$ 相当の電圧 V_c は，コイル導体長が 133.8 cm であるから $V_c = 133.8 \mu\text{V}$ である．このときの通電電流 I が臨界電流値となるが，前者の計算モデルでは $I_c = 273.1 \text{ A}$ と後者の $I_c = 284.8 \text{ A}$ に比べて 11.7 A だけ低くなることわかる．

以上の検討からこれまで述べた計算方法により，REBCO 線材の潜在的な臨界電流不均一性とヘリカルコイル形状による複合曲げひずみ分布を短尺試料の臨界電流-ひずみ特性に入力することで臨界電流低下率の分布を取得した後， n 値モデルによってコイル全体の電圧を検討することで，より詳細にヘリカルコイルの電流電圧特性を求められる可能性があることが分かった．ただし，本検討では温度や磁場を考慮していないため，実規模の装置に近い状態を推定するためには温度，磁場，ひずみによる臨界電流への相互作用を明確にする必要があり，この評価方法の適用可能性は限定的である．

4.5 まとめ

本章では，REBCO 線材の短尺試料の臨界電流-ひずみ特性と，REBCO 線材の長手方向における臨界電流不均一性とヘリカルコイル形状で生じるひずみ分布を考慮することで，ヘリカルコイル全体における臨界電流低下率の分布と，コイル全体の臨界電流特性を

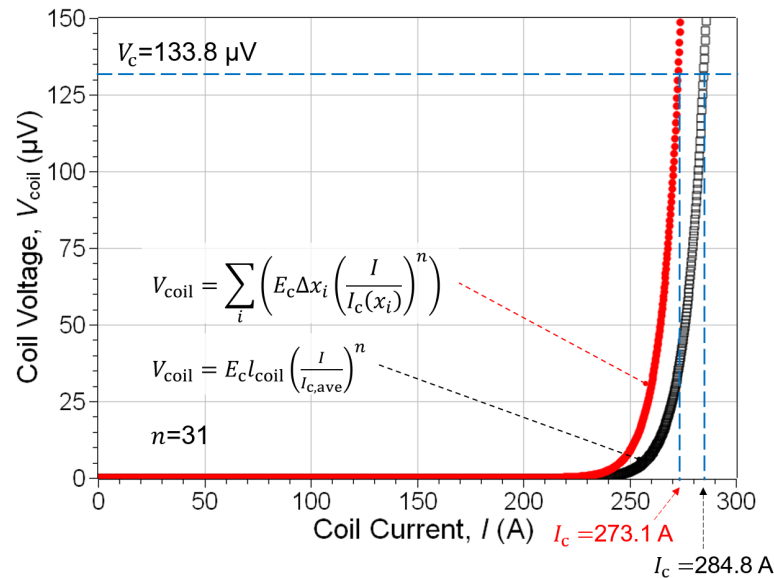


図 4.14: 複合曲げひずみと臨界電流不均一性を考慮したヘリカルコイルの電流電圧特性

表 4.2: ヘリカルコイルの臨界電流評価方法の比較

臨界電流平均値 $I_{c,ave}$	$I_{c,ave}$ と最大曲げひずみ	I_c 不均一性とヘリカル軌道
284.8 A	264.0 A	273.1 A

評価する方法について検討した。また表 4.2 に臨界電流値を比較する。まず REBCO 線材の短尺試料の臨界電流-ひずみ特性と、電磁力平衡ヘリカルコイルのコイル軌道で生じる複合曲げ分布とから、コイルの臨界電流低下率について検討した。その結果、ヘリカルコイルのポロイダル角 180° にて、無負荷状態の臨界電流に対してその 92.7%まで低下すると考えられる。

REBCO 線材の短尺試料の臨界電流-ひずみ特性と、電磁力平衡ヘリカルコイルのコイル軌道で生じる複合曲げ分布の関係に、REBCO 線材が持つ臨界電流不均一性を加味して、電磁力平衡ヘリカルコイルの臨界電流を評価する方法について検討した。検討結果から、臨界電流の不均一性と複合曲げひずみとを照合し、局所的な臨界電流低下率の分布からコイル全体の電流電圧特性を計算できるモデルを導出した。

臨界電流平均値と、導出した計算モデルで得られる臨界電流値とを比較すると、より精度よくコイルの臨界電流値および電流電圧特性を評価できる可能性のあることを見出した。

第 5 章

イットリウム系高温超電導線材を用いた ヘリカル巻線基礎技術の開発

5.1 はじめに

イットリウム系高温超電導線材（以下，REBCO 線材）の利用で超電導コイルの高磁場・高電流密度化が期待されることを受け，貯蔵磁気エネルギーあたりの発生応力が最小という点でエネルギー貯蔵用超電導コイル方式として優位な電磁力平衡ヘリカルコイルに，REBCO 線材を適用することで小型軽量化の可能性を探っている．そこで本章では，REBCO 線材を用いて最大 1 T の磁場を発生できる小型高温超電導電磁力平衡ヘリカルコイル（以下，HTS-FBC）の開発による可能性実証を試みる．

ここでは矩形断面のテープ形状である REBCO 線材を用いた HTS-FBC の巻線における技術的課題について検討する．REBCO 線材は機械的ひずみにより臨界電流が変化するひずみ効果を示し，また機械的な弾性域限界と電磁的な可逆限界とが一致しないこと，そして矩形断面のテープ線材とあることから，電磁力平衡ヘリカルコイルのような立体巻線形状ではその特長的な臨界電流特性を大きく損なう可能性がある．したがって，ヘリカルコイル形状および巻線過程で REBCO 線材が経験するひずみが，ひずみ効果の可逆限界を超えないことが要求される．これまでの電磁力平衡ヘリカルコイルは主に手巻きによる製作であったが [18, 50]，REBCO 線材のひずみ効果を考慮すると機械巻線により線材への印加ひずみを可逆限界未満に抑制しかつ定量化する必要がある．

そこで，本章では REBCO 線材の性能を損なうことのないヘリカルコイル製作技術の開発を目的として，機械巻きにより製作する電磁力平衡ヘリカルコイルの設計を示し，次にテープ線材を適用したヘリカル巻線理論と開発した専用巻線機の仕様について述べる．

表 5.1: 1 T 級高温超電導電磁力平衡ヘリカルコイルの主要設計値

Design Parameters of the HTS-FBC	
Superconductor	REBCO tapes
Helical Winding Pitch	Geodesic Winding Pitch
Major Radius/Minor Radius	120 mm / 30 mm
Max. Magnetic Flux Density (4.2 K/77 K)	1.0 T / 0.1 T
Winding Structure	6 poloidal turns \times 6 coils
Total Poloidal Turns	468 turns (6 \times 6 \times 13 turns)
Total Conductor Length	108 m (18 m \times 6 coils)
Self Inductance	2.39 mH
Operating Current (4.2 K/77 K)	1000 A / 130 A
Stored Energy	1.2 kJ / 20.2 J

最後に、専用巻線機を用いたテストコイルの製作と通電特性結果から製作技術の妥当性について検討する。

5.2 1 T 級高温超電導線材電磁力平衡ヘリカルコイルの設計諸元

第 2 章で検討した設計概念および制約条件を考慮して設計した HTS-FBC の諸元を表 5.1 に、HTS-FBC の全体像と巻線構造の模式図を図 5.1 にそれぞれ再度示す。設計概念および制約条件によって、コイル寸法の大半径は 0.120 m で小半径が 0.030 m、ヘリカル巻数 N が 6、最大発生磁場 $B_{\phi, \max}$ が 1 T で、ヘリカル巻線軌道には測地線軌道を採用されている。コイル巻線には REBCO 線材（テープ幅 5 mm）を用いて、コイル 1 極あたりのトロイダル巻数 N_t が 13 ターンであるとき、コイル導体長は重ね巻きによりテープ線材厚み分だけコイル寸法が変化することを考慮すれば約 18 m と見積もられる。

巻線構造の概略を図 5.1 中の左上に示す。HTS-FBC のヘリカルコイル巻線は 1 極当たり 13 ターンの連続重ね巻線構造で、その寸法は幅が約 5 mm で総厚みが約 2.9 mm である。使用する REBCO 線材はポリイミドテープによる絶縁が施されているため、この HTS-FBC の巻線間は絶縁構造となる。コイル極数は合計で 6 極であるため、各コイルはトロイダル方向に位相を 10° ずつ変化させて並べられている。また、REBCO 線材の比重は実測値で 6830 kg/m^3 であるため、コイル導体のみの総重量は 0.74 kg と想定される。

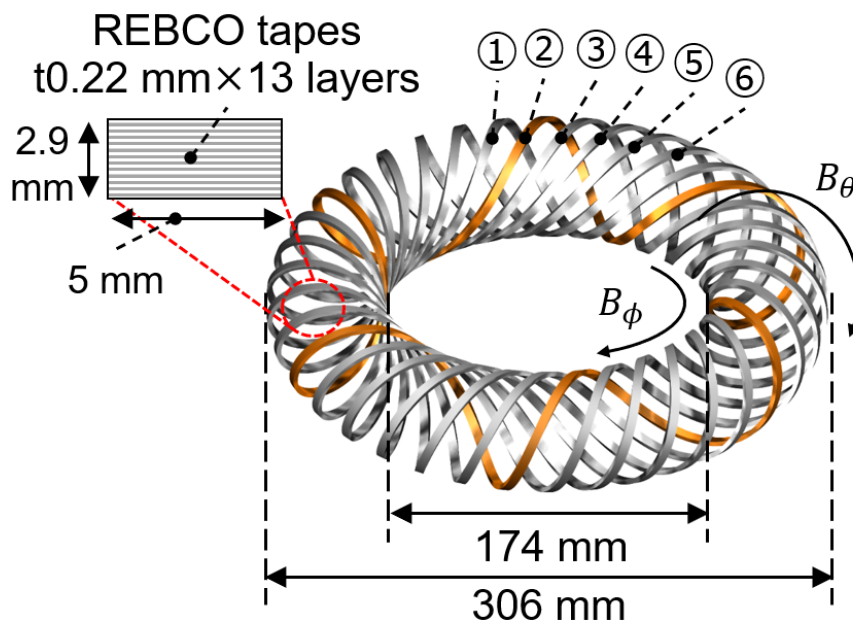


図 5.1: HTS-FBC と巻線構造の模式図

5.3 高温超電導線材を適用したヘリカル巻線技術の開発

5.3.1 機械的ひずみに敏感なテープ線材を用いたヘリカル巻線の課題

REBCO 線材を用いて電磁力平衡ヘリカルコイル製作する上で、既述のように REBCO 線材特有の性質に起因した課題を克服する必要がある。即ち、

1. 力学的弾性限界よりも小さなひずみで電磁的な可逆限界を迎えること、
2. 矩形断面のテープ線材ゆえ幅方向に非常に曲げにくいこと、

これらが REBCO 線材を用いたヘリカル巻線へ制約を課すことになる。そこで、本節ではこれらの課題を克服するために開発した巻線技術と専用巻線装置について述べる。

5.3.2 ヘリカル巻線過程におけるテープ線材捩じれ制御方法

これまで開発されてきた電磁力平衡ヘリカルコイルは、巻線に NbTi の丸線導体を用いてきた背景から手巻きによる製作が主であった [16–18, 50]。また機械巻線の例においては、核融合科学研究所が開発した大型ヘリカル装置 (LHD) の製作に用いられたヘリカル巻線

5.3 高温超電導線材を適用したヘリカル巻線技術の開発

機 [56] や、この LHD の R&D ヘリカルコイルである TOKI-TF [57] の製作に使用された巻線機をベースとした電磁力平衡ヘリカルコイル用ヘリカル巻線機がある [58]。前者の場合、角型ケーブルインコンジット導体を使用しているため、トロイダル方向とポロイダル方向に加えて 7 軸の NC 駆動軸によりヘリカル形状へ導体を成形しながらコイル巻線が行われた [56]。後者の場合では、超電導線が貯線されたボビンを少なくともトロイダル方向とポロイダル方向とに旋回させることで巻線が可能である [58]。また両者のコイル製作過程においてその巻線張力は、導体をコイルスロットへ収める際に正規の巻線位置から導体全長が短くなる方向に仮固定をし、1 層巻線後に正規の位置に幅寄せすることで巻線張力を印加する方法が取られている。いずれの場合においても、巻線過程において許容される変形は金属導体と同等な力学性能にもとづいてその条件を検討すれば、超電導性能を大きく低下させることなくヘリカル形状に成形することが可能であった。しかし一方で、REBCO 線材のように機械的変形に対する力学的応答と電磁的応答とで異なる場合においては、より敏感な応答を示す特性、即ち、電磁的応答である臨界電流のひずみ依存性を基準とした巻線方法を検討する必要がある。従来導体成形方法や幅寄せによる巻線張力印加方法では REBCO 線材の性能を大きく損なう可能性があるため、そのまま適用できない。本項では、第 3 章で明らかにした REBCO 線材の臨界電流におけるひずみ依存性を考慮したヘリカル巻線理論を述べる。

前記の課題を受けて本節では、

手法 1 巻線機搭載の貯線ボビンの姿勢制御によるテープ線材の振じれ抑制手法、

手法 2 測地線軌道の性質を利用した幅寄せを必要としない巻線張力の印加方法、

を提案する [52,53]。

手法 1 に関しては、例えば手巻き製作のようなトロイダル方向とポロイダル方向の旋回によりヘリカル軌道を再現すると、テープ線材が振じれるか、もしくは意図せぬ幅方向曲げを加える可能性が大きい。これは、テープ線材が貯線されたボビンの送り出し方向とヘリカル軌道とが平行関係にないことが主要因と考えられる。したがって、テープ線材を用いたヘリカル巻線時に振れや幅方向曲げを抑制する方法の一つとして、テープ面とヘリカル軌道巻線地点の接線と従法線からなる平面を一致させるように、巻線機に搭載された貯線ボビンの姿勢を制御することが考えられる。

このボビン姿勢制御角をトーラスとボビンとの位置関係により表現した模式図を図 5.2 に示す。ボビンの姿勢を制御するために、トロイダル方向への旋回制御角（トロイダル旋回角、 ϕ ）、水平方向の回転制御角（ヨウ角、 β ）、垂直方向への傾き制御角（ピッチ角、 γ ）、そしてポロイダル方向回転補正角（ロール角、 α ）に基づいて巻線機を動作させることが

5.3 高温超電導線材を適用したヘリカル巻線技術の開発

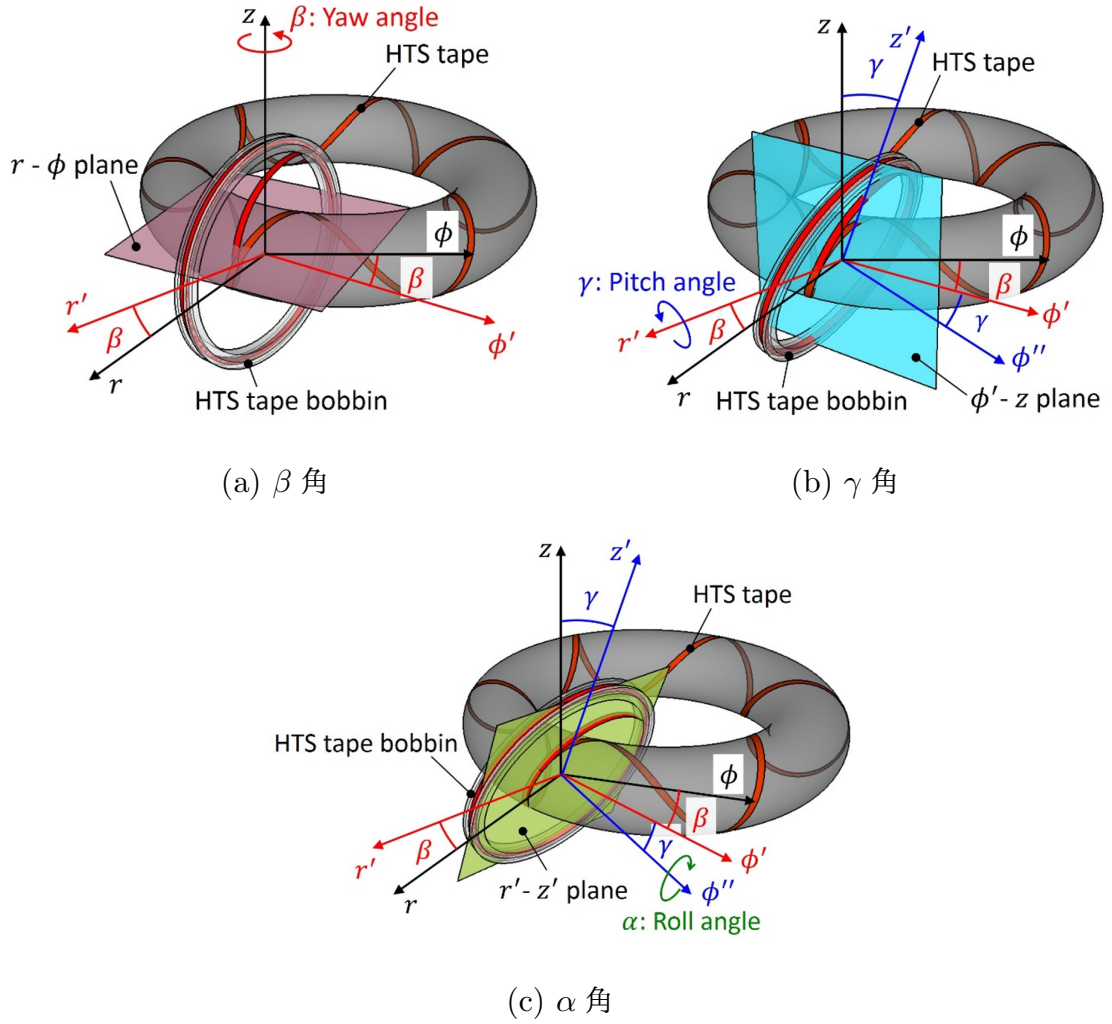


図 5.2: テープ線材の捩じれを抑制するボビン姿勢制御角の模式図

要求される．これらの姿勢制御角は以下に示す式により定義され [52]，これらのポロイダル角 θ に対する変化を図 5.3 にそれぞれ示す．

$$\phi(\theta) = \frac{1}{N} \left(\theta + \sum_{k=1}^{\infty} \frac{C_k \sin k\theta}{k} \right) \quad (5.1)$$

$$\beta(\theta) = \cos^{-1} \left(\frac{\mathbf{b}_{r\phi} \cdot \mathbf{e}_{\phi}}{|\mathbf{b}_{r\phi}| |\mathbf{e}_{\phi}|} \right) \quad (5.2)$$

$$\gamma(\theta) = \cos^{-1} \left(\frac{\mathbf{b}_{\phi'z} \cdot \mathbf{e}_{\phi'}}{|\mathbf{b}_{\phi'z}| |\mathbf{e}_{\phi'}|} \right) \quad (5.3)$$

$$\alpha(\theta) = \cos^{-1} \left(\frac{\mathbf{t}_{r'z'} \cdot \mathbf{e}_{z'}}{|\mathbf{t}_{r'z'}| |\mathbf{e}_{z'}|} \right) \quad (5.4)$$

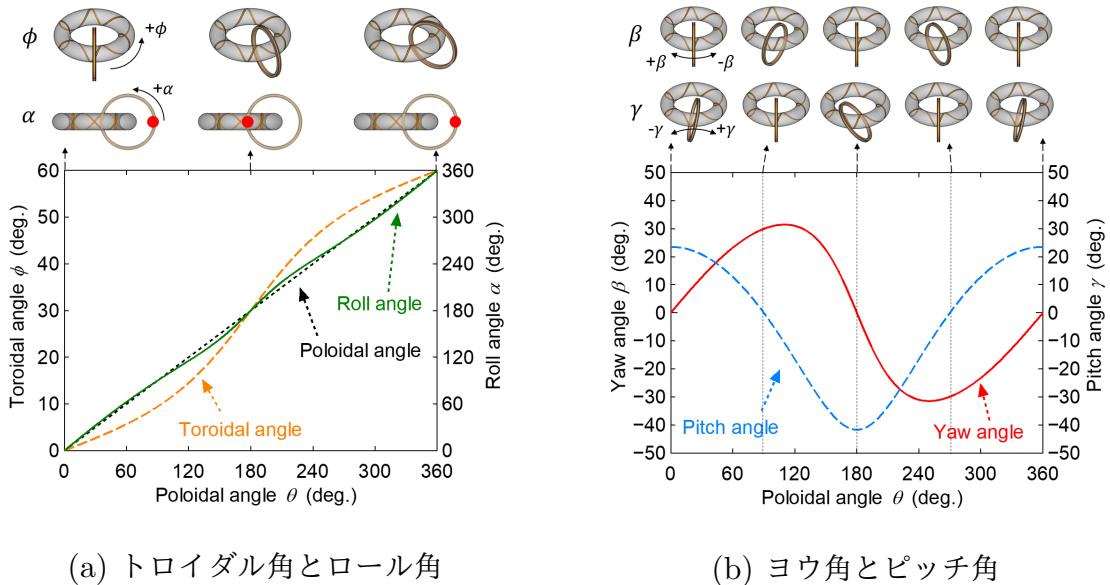


図 5.3: ポロイダル角に対するボビン姿勢制御角

ここで円筒座標系 (r, ϕ, z) に巻棒を模擬したトーラスに向かってボビンからテープ線材が送り出されている状況を考える。まず、ボビン全体をヨウ角制御により z 軸周りに角 β だけ回転させる (図 5.2(a))。ここで、 $\mathbf{b}_{r\phi}$ は単位従法線ベクトル \mathbf{b} を r - ϕ 平面へ投影したものであり、 \mathbf{e}_ϕ は ϕ 軸の基底ベクトルである。角 β だけボビン全体を回転させると、座標軸も回転するため r 軸及び ϕ 軸も角 β 分回転させる必要が生じる。そこで回転後の r 軸を r' 軸、 ϕ 軸を ϕ' 軸とする。次に、角 β だけ水平方向に回転したボビンを r' 軸を中心に角 γ だけ傾ける (図 5.2(b))。このとき、 $\mathbf{b}_{\phi'z}$ は単位従法線ベクトル \mathbf{b} を ϕ' - z 平面に投影したものであり、 $\mathbf{e}_{\phi'}$ は ϕ' 軸の基底ベクトルである。ヨウ角制御と同様、ピッチ角制御によりボビン全体を傾けると、座標軸も角 γ だけ回転するため、回転後の ϕ' 軸を ϕ'' 軸、 z 軸を z' 軸とする。さらにヨウ角及びピッチ角の回転制御により座標軸も回転しているため、巻線地点のポロイダル方向角の補正が必要となる (図 5.2(c))。したがって、 ϕ'' 軸周りにロール角制御により角 α だけ回転させることで必要なポロイダル補正を行う。式 (5.4) において、 $\mathbf{t}_{r'z'}$ は単位接線ベクトル \mathbf{t} を r' - z' 平面に投影したものであり、 $\mathbf{e}_{z'}$ は z' 軸の基底ベクトルである。

ヘリカル巻線時にはポロイダル角を基準としてこれらの姿勢制御角に即した動作をボビンに与えることで、テープ線材の長手方向とヘリカル軌道接線方向を一致させ、かつテープ面とヘリカル軌道の接線方向と従法線方向からなる平面を一致させる状態を実現できると想定される。

手法2の巻線張力については、既述の通り空間における2点間の距離が最短となる軌道が測地線軌道であるため、トーラス面上におけるヘリカル導体が測地線軌道を通るということは、導体長が最小値であることと同値である。またヘリカル巻線に張力を加えたときに生じる導体移動方向は導体長が最小に向かう方向と同じである。したがって、測地線軌道を採用することは巻線張力の印加により余計な導体移動や幅方向曲げが生じないことに等しい。次項ではこの性質を踏まえて、REBCO線材の可逆限界ひずみ、ヘリカル形状で生じるひずみ、そして磁気エネルギー貯蔵時に発生応力にもとづいてヘリカル巻線張力を検討する。

5.3.3 ヘリカル巻線張力の理論限界

REBCO線材を用いてヘリカルコイル製作する過程において、導体を巻枠面上の軌道へと固定するために一定の巻線張力を加える必要がある。本項では、これまでに議論してきた測地線軌道を採用したヘリカルコイル形状で生じる曲げひずみと、REBCO線材の可逆限界ひずみをもとに、ヘリカル巻線過程において印加可能な巻線張力の理論限界について述べる。この巻線張力の理論限界を議論するにあたり、可逆限界ひずみと最大複合曲げひずみに、定格運転時および100%電流負荷率における最大発生応力を加えて総合的な検討が要求される。ここでは、ビリアル定理にもとづいて所定の磁気エネルギーを蓄えたとき生じる最大応力を求め、それから複合曲げひずみおよび可逆限界ひずみとの関係から、巻線張力の理論限界について検討する。

超電導コイルにおけるビリアル定理より電磁力支持構造材の質量 M_{sup} は、磁気エネルギー E 貯蔵時の最大発生応力 σ_{max} と密度 ρ_{sup} を用いて次式で表される [39]。

$$M_{\text{sup}} = Q_{\text{max}} \frac{\rho_{\text{sup}} E}{\sigma_{\text{max}}} \quad (5.5)$$

ここで Q_{max} は磁気エネルギーと構造材体積で規格化された最大応力の規格化平均応力で、電磁力平衡ヘリカルコイルでは $Q_{\text{max}} = 0.5$ である [14]。

超電導導体の質量は、その導体のアンペア・メートル（通電電流 $I \times$ 導体長 S ）に比例する [35]。ここで REBCO 線材単線を導体とみなし、発生応力は Hastelloy 基板で負担すると仮定すれば、構造材すなわち Hastelloy 基板の質量 M_{sup} は REBCO 線材における Hastelloy 基板の体積比 γ を用いて次式で与えられる。

$$M_{\text{sup}} = \rho_{\text{sup}} \gamma \frac{IS}{J_{\text{op}}} \quad (5.6)$$

ここで、 ρ_{sup} は Hastelloy 基板の密度を、 J_{op} は導体全体の運転電流密度をそれぞれ表している。体積比 γ は導体長と幅が共通ゆえ線材厚み (0.16 mm) と Hastelloy 基板

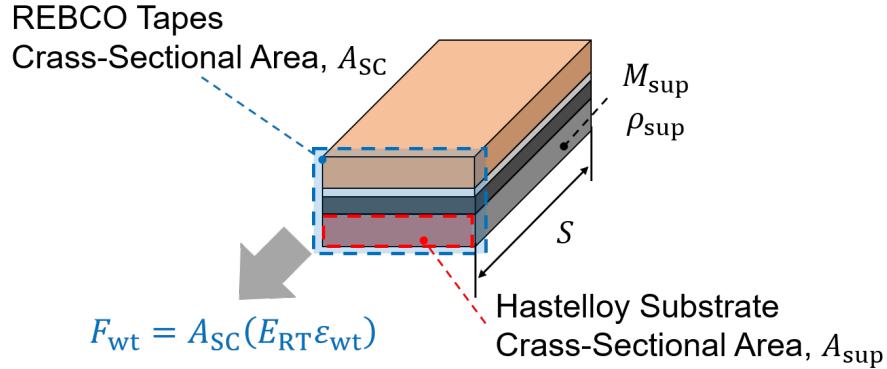


図 5.4: イットリウム系高温超電導線材の断面模式図

厚み (75 μm) の比と同値であり, $\gamma = 0.47$ となる (図 5.4). HTS-FBC の設計値にもとづけば, 冷却温度 4.2 K で最大磁場 1 T を発生するために必要となる通電電流は $I = 1000$ A, コイル製作に要求される総導体長は $S = 108$ m であるから, 運転電流密度 $J_{\text{op}} = 1.25 \times 10^9$ A/m² で, 磁気エネルギー $E = 1.2$ kJ である. したがって, 式 (5.5 と式 (5.6) とから所定の磁気エネルギーを蓄えたときに発生する最大応力は

$$\sigma_{\text{max}} = 14.8 \text{ MPa}, \quad (5.7)$$

と見積られる. Hastelloy 基板の 4 K 下におけるヤング率は 210 GPa 程度 [46] あるため, σ_{max} により生じる引張ひずみは $\epsilon_t = 0.007\%$ 程度と推計される. さらに, この発生応力によって導体断面積 8.1×10^{-7} m² の巻線に生じる張力は約 12 N と見積られる. したがって, 実証小型モデルコイルの製作において, 励磁により導体の変位することを防ぐためには 12 N 以上の巻線張力を加える必要がある.

一方で, REBCO 線材は低温になるほどひずみ感度が鈍化するため [54], 4 K 下の可逆限界ひずみは 77 K 下に比べ大きくなると考えられる. 以下では暫定的に 77 K 下での可逆限界ひずみをもとに検討を進める.

既述の通りヘリカル形状に起因した複合曲げで超電導層が経験する線材長手方向軸ひずみは最大で $\epsilon_{\text{bend}} = 0.240\%$ と見積もられ, 使用する REBCO 線材の 77 K における可逆限界ひずみは $\epsilon_{\text{limit}} = 0.280\%$ 程度である [55]. 議論を単純にするため, 所定の磁気エネルギーを蓄積した際に生じる最大発生応力を単純引張ひずみに換算できると仮定すれば, 引張ひずみ換算値は $\epsilon_t = 0.007\%$ と計算できる. したがって, ヘリカル巻線時の張力により印加できる最大引張ひずみ ϵ_{wt} は

$$\epsilon_{\text{wt}} \leq \epsilon_{\text{limit}} - (\epsilon_{\text{bend}} + \epsilon_t) = 0.033\%. \quad (5.8)$$

巻線を行う室温下において REBCO 線材の見かけヤング率 E_{RT} は 168 GPa 程度で [28],

5.3 高温超電導線材を適用したヘリカル巻線技術の開発

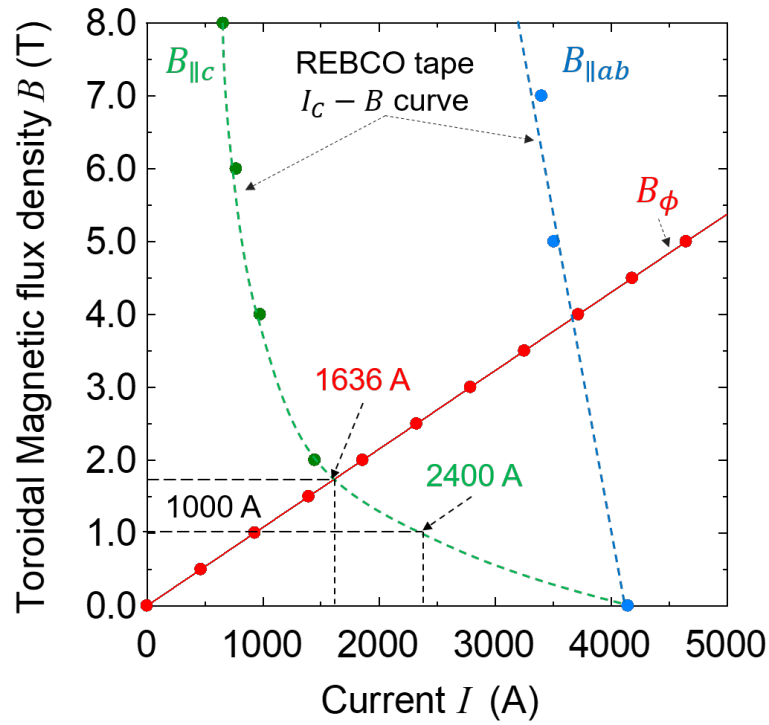


図 5.5: HTS-FBC の電流負荷特性と負荷率 100%

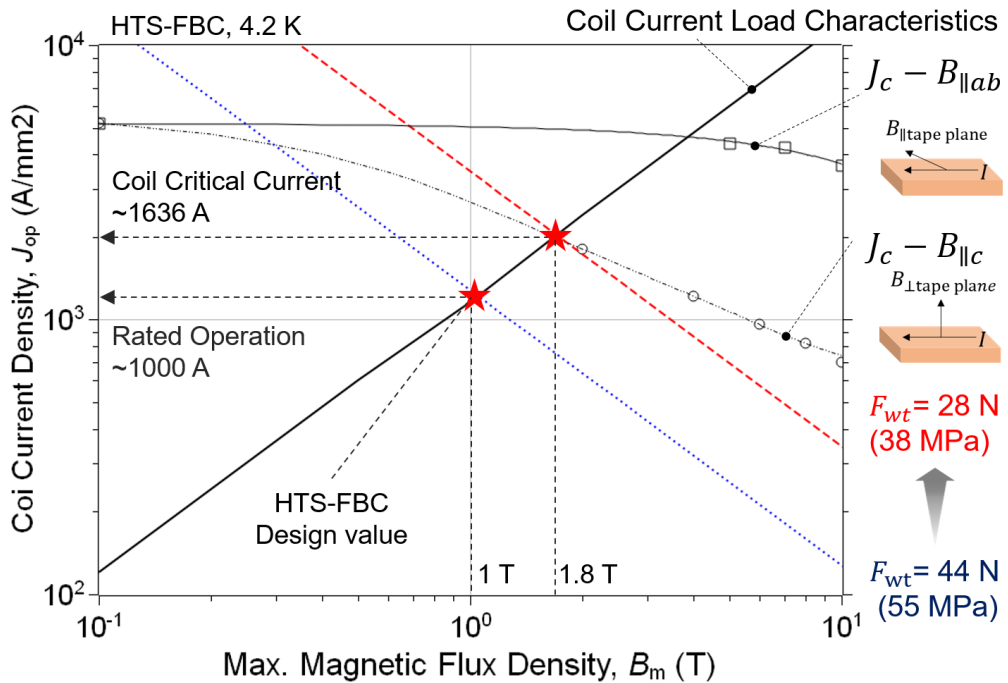


図 5.6: 運転電流密度の応力限界と巻線張力の関係

REBCO 線材の全体の断面積 $A = 8.0 \times 10^{-7} \text{ m}^2$ ゆえ、式 (5.8) より最大巻線張力 F_{wt} は

$$\begin{aligned} F_{\text{wt}} &\leq A \cdot \sigma_{\text{wt}} \\ &= A \cdot E_{\text{RT}} \cdot \varepsilon_{\text{wt}} \\ &= 44 \text{ N} \end{aligned} \quad (5.9)$$

と考えられる。したがって REBCO 線材の Hastelloy 基板の機械強度で電磁力を負担する場合、ヘリカル巻線張力は最大で 44 N (55 MPa) が印加限界と考えられる。

同様にしてコイル電流負荷率が 100%における発生応力も検討する。図 5.5 よりコイル電流負荷曲線と REBCO 線材のテープ面垂直鎖交磁場による臨界電流特性との交点をコイル電流負荷率 100%とすれば、このときコイル運転電流 I_{op} と REBCO 線材の臨界電流 I_c は同値の 1636 A となり、最大発生磁場 B_m は 1.8 T である。それゆえ運転電流密度 J_{op} は 2045 A/mm^2 であり、蓄えられる磁気エネルギー E は 3.2 kJ と計算される。これらを式 (5.5) と式 (5.6) に代入することで負荷率 100%における発生応力 σ_{max} と換算引張ひずみ ε_t をそれぞれ、

$$\sigma_{\text{max}} = 39.5 \text{ MPa}, \quad (5.10)$$

$$\begin{aligned} \varepsilon_t &= \sigma_{\text{max}} / E_{4K} \\ &= 0.019\%, \end{aligned} \quad (5.11)$$

と見積もることができる。この値を式 (5.8) および式 (5.9) に代入することで巻線張力による最大引張ひずみ ε_{wt} と巻線張力 F_{wt} をそれぞれ求めることができ、以下に示す。

$$\varepsilon_{\text{wt}} \leq 0.021\%, \quad (5.12)$$

$$F_{\text{wt}} \leq 28 \text{ N}. \quad (5.13)$$

以上の検討に第 2 章で議論したスケーリング則を加えて HTS-FBC の運転電流密度の応力限界を考えると、第 2 章の式 (2.35) と式 (2.37)、本章の式 (5.5)、式 (5.6) および式 (5.8) を整理すると、

$$J_{\text{op}} \leq \gamma \frac{G_{\text{R}} Q_{\text{is}}}{Q_{\text{max}}} \frac{1}{RB_m} E_{4K} (\varepsilon_{\text{limit}} - \varepsilon_{\text{bend}} - \varepsilon_{\text{wt}}) \quad (5.14)$$

図 5.6 に HTS-FBC の運転電流密度の応力限界と巻線張力の関係を示す。ここでは、第 2 章の検討結果より $G_{\text{R}} = 1.1$, $Q_{\text{is}} = 10.1$, $R = 0.120 \text{ m}$ として求めた。HTS-FBC のコイル電流負荷率 100%においてヘリカル形状によるひずみ、所定の磁気エネルギーを蓄えたときの最大発生応力による引張ひずみ、そして REBCO 線材の可逆限界の関係より、

5.3 高温超電導線材を適用したヘリカル巻線技術の開発

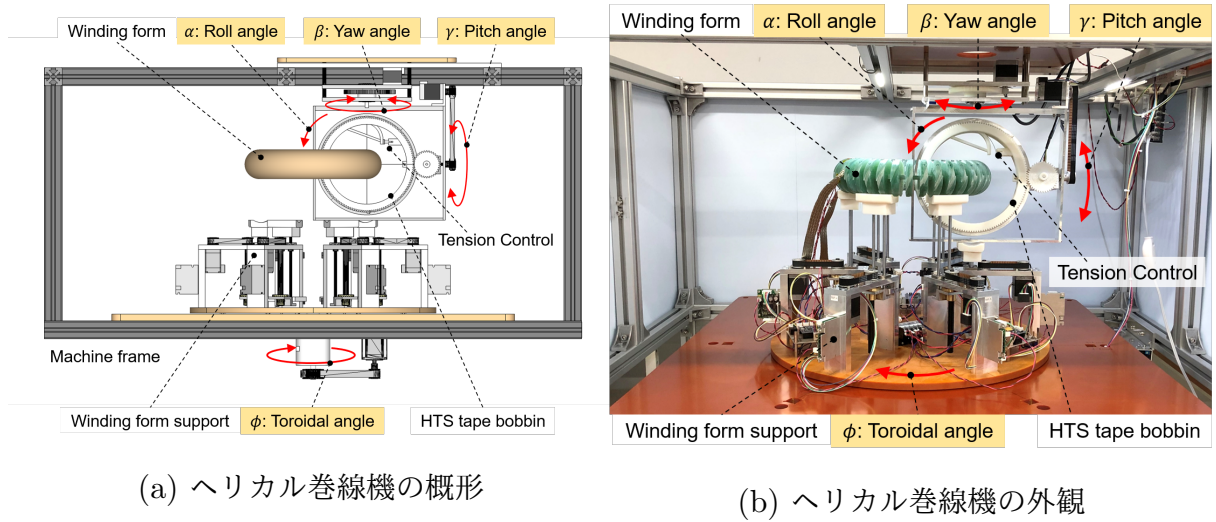


図 5.7: イットリウム系高温超電導線材専用ヘリカル巻線機

印加可能なヘリカル巻線張力の理論限界は 28 N と推計される。また、HTS-FBC の定格運転時におけるヘリカル巻線張力の印加限界は 44 N と計算されることから、コイル電流負荷率 100%における応力限界条件を満足するような範囲でヘリカル巻線張力を設計することが十分条件と考えられる。

したがって、HTS-FBC の製作において印加可能な巻線張力の理論限界に関して、発生最大応力による導体変位抑制の観点からその下限値を 12 N、運転電流密度の応力限界の観点からその上限値を 28 N と定める。

5.3.4 ヘリカル巻線機の開発

本項ではこれまで述べてきたボビン姿勢制御と巻線張力を考慮した REBCO 線材専用のヘリカル巻線機の仕様について説明する。図 5.7 に専用ヘリカル巻線機の概形と外観をそれぞれ示す。このヘリカル巻線機は複数のマイクロコンピュータの同期制御により、テープ線材をヘリカルコイル中心軌道に沿って巻枠へ供給する装置である。

開発したヘリカル巻線機の大きさは、装置横幅が 1.2 m、装置奥行が 0.9 m、装置フレーム高さが 1.4 m である。巻線機には、トロイダル角、ヨウ角、ピッチ角およびロール角駆動機構には駆動源のステッピングモータが各 1 個だけ設置されており、テープ線材を貯線するボビン、巻線張力印加機構、巻枠、巻枠を支持する巻枠サポート群、各種駆動源の制御部および装置全体の土台となるマシンフレームから構成される。貯線ボビンはロール角駆動機構に組み込まれており、このロール角駆動機構は 2 分割することが可能であ

る。またロール角駆動機構およびピッチ角駆動機構はヨウ角制御機構から吊り下がっており、トロイダル角旋回は巻枠とそれを支持する巻枠サポート群全体が回転することで再現している。駆動力の伝達方式として、トロイダル角およびピッチ角に関してはタイミングベルトとプーリによる動力伝達、ロール角およびヨウ角については平歯車による減速機構を採用している。

巻枠サポート群は6脚で構成され、これらはステッピングモータ駆動で昇降する。1脚あたりの耐荷重は1.5 kgに設定されている。これはHTS-FBCに使われるREBCO線材の重さ0.74 kgと、コイル巻枠の重さ2.1 kgの合計を、巻線動作時において最小4脚で支持することを想定し、1脚あたりの最大負荷に裕度約210%を考慮した設計になっている。巻枠およびサポート脚が回転することにより巻線ボビンとの接触を回避するために、6脚のうち2脚は降下した状態である。したがって、常に巻枠は4脚の巻枠サポートで支持されている。巻枠サポート上昇及び下降のタイミングは、トロイダル方向旋回を制御するステッピングモータへのパルス信号が所定のトロイダル角に到達したことを検出することで、巻枠サポートのステッピングモータへ指令を送り、上昇および下降の移動限界を光電センサにより検知させて停止するように制御している。

巻線張力はテープ線材を格納したボビンの内側に設けられており、巻線の際はボビンに貯線されたテープ線材をボビン内側よりほどこきながら、コイル巻枠に巻いていくときに一定の張力を印加する仕組みである。原理としてはテープ線材をガイドブリッジと加圧板で圧接し、加圧板に加えられているスプリング圧縮荷重による摩擦力を超えるような引張荷重がテープ線材に加えられるとテープ線材が送り出されるようになっている。巻線張力の大きさはスプリングの押し当て量に伴って変化する、加圧板とテープ線材との間に生じる摩擦力により決まり、この巻線機では3 Nから15 Nの範囲で調節可能である。大きさの調整においてはステンレステープ線にひずみゲージを貼付した模擬線を利用して、引張荷重を測定しながら所定の大きさが得られるように調整してから巻線作業を行う。

巻線作業は大別して、(1)巻枠設置、(2)貯線作業、(3)ヘリカル巻線作業の3工程がある。これらの詳細は次節においてHTS-FBCの試験巻線とともに概説する。

5.4 HTS-FBC の試験巻線

5.4.1 HTS-FBC の試験巻線

開発した巻線手法および矩形断面テープ線材向けのヘリカル巻線機の有効性を確認するために、REBCO線材を用いてトロイダル方向に1ターンだけした6極コイルの試験巻

表 5.2: 試験巻線に用いたイットリウム系高温超電導線材の諸元

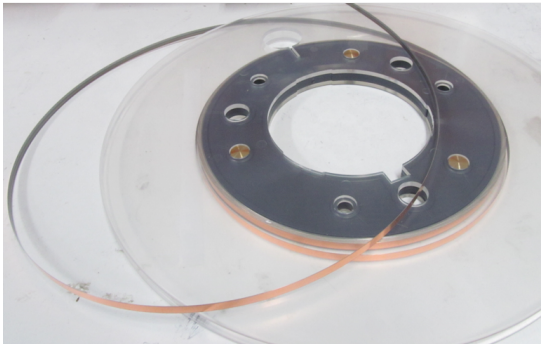
Fujikura Ltd. YBCO Tape, FYSC-SC05, Lot No. 15-0036-02	
Critical Current at 77 K	
Maximum	287 A
Average	285 A
Minimum	284 A
Tape Thickness/Width/Length	0.16 mm/5.02 mm/20.5 m
Thickness of Stabilizer	75 μ m (Oxygen-Free Copper)
Thickness of Substrate	75 μ m (Hastelloy C-276)
Allowable Tensile Stress	< 400 MPa
Allowable Bending Radius	> 30 mm

線を行った。試験巻線に用いた線材は、図 5.8 に示すフジクラ社製 REBCO 線材（ロット番号 15-0036-02）で、その諸元を表 5.2 に示す。この線材は HTS-FBC の設計で想定した線材と同様の型式で、Hastelloy C-276 という金属基板と無酸素銅の安定化材とでラミネートされた積層構造のテープ線材であり、今回の試験巻線では絶縁が施されていないものを用いた。金属基板および安定化材の厚みはともに 75 μ m で、テープ幅が 5.0 mm、厚み 0.16 mm、1 リールあたりの総導体長は 20.5 m である。この線材の 77 K における臨界電流値は、フジクラ社によって全長 20.5 m のうち 5 m ごとに 4 端子法による臨界電流を測定した結果、臨界電流値の平均が 285 A であるのに対し、最大値 287 A と最小値 284 A というバラつきを示す線材である。ただし第 4 章で述べた通り、「TapeStarTM」により局所的な臨界電流分布が測定された結果は図 4.9 に示す通りで、より詳細に臨界電流値のバラつきを見ると、最大値が 296.9 A、最小値が 259.8 A、平均値が 285.3 A であり、標準偏差は $\sigma = 3.99$ A であった。

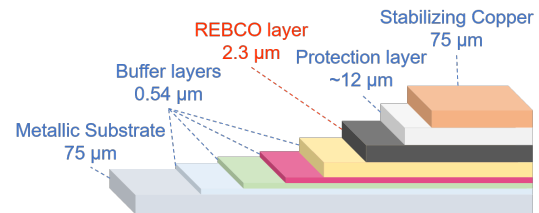
また機械的ひずみによりテープ線材の臨界電流値が大きく低下することを回避するために、引張応力は 400 MPa 未満、厚み方向曲げ半径 30 mm よりも大きな曲げ半径を使用条件として課されている。この引張応力は 400 MPa を引張ひずみに換算すると約 0.24% に相当し、可逆限界ひずみに対して裕度を設けた大きさである。

試験巻線に際して、コイル巻枠には図 5.9 に示すようなガラス繊維強化型プラスチック (GFRP) 製のポロイダル小円板 36 個とトロイダル円環を組み合わせた擬似トーラスを利用した。このポロイダル小円板には測地線ヘリカル軌道に沿った溝とトロイダル円環への

FYSC-05 Lot No. 15-0036-02



(a) REBCO 線材の外観



(b) REBCO 線材の模式図

図 5.8: イットリウム系高温超電導線材の外観と模式図

挿入口が切削加工により設けられている。導体と電極の接続容易性と液体窒素浸漬時の冷却パス確保容易性の観点から、一体型のトラスではなく小円を分割しその間に空間を設ける方式を採用した。この方式は小円板を CNC フライスで切削加工する際の加工し易さにも寄与している。コイル溝寸法は導体と巻枠間の冷却パスの確保および巻線作業時の巻き易さの観点から、コイル溝の幅はテープ線材の幅 5.0 mm に対して裕度 3.0 mm を加えた約 8.0 mm で、コイル溝深さには HTS-FBC の設計値より厚み 0.16 mm のテープ線材を 13 層重ね巻きしたときに厚み 2.0 mm に裕度 1.0 mm を加えた 3.0 mm となっている。ポロイダル小円板とトロイダル円環とは 2 液混合型エポキシ樹脂接着剤を用いて接合した。

コイルに電流を流すための電極は、幅 8.0 mm、厚み 5.0 mm、高さ 10.0 mm の無酸素銅電極を使用し、各コイルの電流流入用と流出用とを小円板にネジ固定した。また各コイル間を直列接続するために、これらの無酸素銅電極間を断面積 14 mm^2 のスズめっき平編み銅線を介してはんだ接合した。

次に開発した専用ヘリカル巻線機を用いて巻線作業について述べる。巻線作業工程は主に (1) 巻枠設置, (2) 貯線作業, (3) ヘリカル巻線作業の 3 工程に分けられる。

巻枠設置

まずボビンとボビンフレームを分解した状態で、トロイダル旋回により巻枠サポート群をトロイダル方向の初期位置に設定する。次に巻枠サポート群を一度すべて下降させたのち、所定の高さまで上昇させる。サポート群が所定の高さにそろったら、巻枠上のコイル巻線始点を所定の位置に調整しながら巻枠サポート上に設置する。続いてヘリカル巻線機のボビン、ボビンフレームの順で組立てていく。このとき 6 脚の巻枠サポート群のうち、

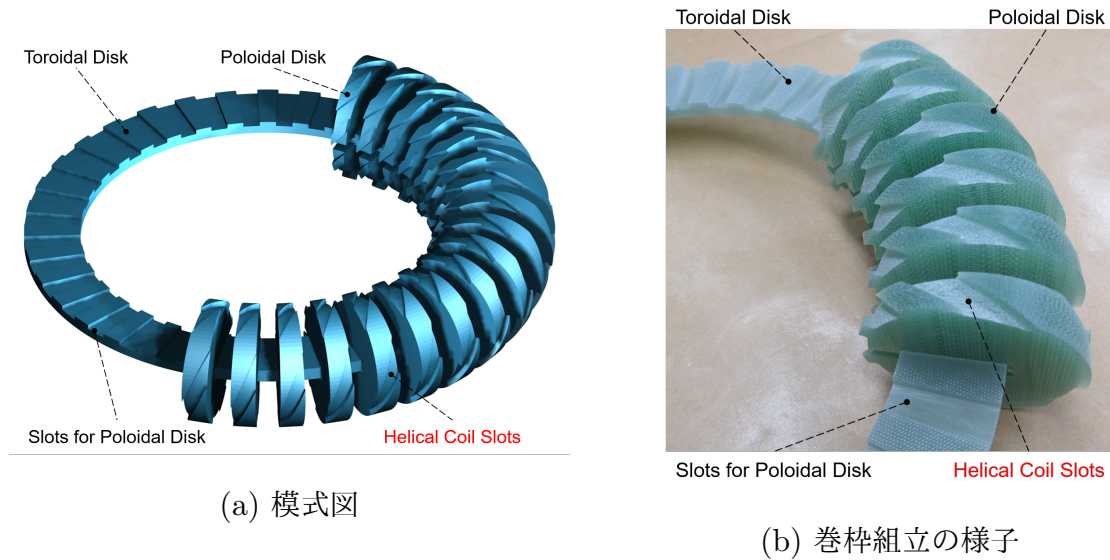


図 5.9: GFRP 製の組合せ式ヘリカルコイル巻枠

ボビンフレーム側の 2 脚をあらかじめ下降させておく必要がある。組み上げるとボビンおよびボビンフレームはその内側に巻枠を内包するような状態となる。貯線作業に移る前に、ボビンがヨウ角方向とピッチ角方向に回転しないように垂直姿勢の状態に固定しておく。

貯線作業

巻線機フレームのボビンが設置されている方とは反対側に超電導線のリールを設置し、設置したリールからボビンへ貯線作業を行う。テープ線材を巻枠へ供給するときに金属基板が外向きとなるよう（巻枠面と接しないように）に、リールからボビンにテープ線を巻取るときは金属基板が外向きとなるように貯線する必要がある。巻取り始めには、テープ線材の一端を張力印加機構でほどけない程度に固定しておき、巻取り過程ではテープ線材に捩じれや過度な張力がかからないように留意しながら巻き取る。巻取り作業は、ヘリカルコイル 1 極あたりのトロイダル方向 1 ターン分の導体長 1.4 m と捨て巻線分 1.1 m の計 2.5 m に到達するまで行い、貯線が完了したらテープ線材の剥離防止のために切断箇所をセロハンテープで養生してから切断する。

ヘリカル巻線作業

貯線作業が完了したらヨウ角およびピッチ角の固定を解き、ボビンの姿勢を初期ピッチ角度分だけ傾けて巻き始めの状態へと移行する。テープ線材の端を巻枠の無酸素銅電極に

ポリイミドテープで仮固定し、ヘリカル巻線を開始する。ヘリカル巻線時の張力は、5.3.3項での同様に発生最大応力をトロイダル方向1ターンの6極コイルとして再度計算すると、導体の変位を抑制するためには0.1 N以上の巻線張力であればよいため、巻線時作業の容易さから4 Nに設定する。ヘリカル巻線動作は図5.3に示す変調角のように、ポロイダル角の増加に伴って各制御角に従ったオープンループ制御を行う（巻線動作1）。ポロイダル方向に1ターン終えたとき各制御角の動作量を確認し（巻線動作2）、過不足あればマニュアル操作にて所定の位置に調整する。またポロイダル方向1ターンごとに巻きほどこけないようにポリイミドテープで仮固定していく。この巻線動作1および巻線動作2の作業をポロイダル方向に6ターン分繰り返す。6ターン目を巻き終えたら余分なテープ線材をセロハンテープで養生してから切断し、始端を仮固定した電極と対となっている電極にもう一方の終端を仮固定する。REBCO線材は巻線スロット底面に沿って曲面を形成しているが、製作過程において巻線スロットの壁面とREBCO線材両端とは固定されておらず、また接触していない。トロイダル方向に1ターンしたコイル1極分を製作するのに要する時間は約1時間程度であり、6極分の試験巻線に要した時間は実働で計6時間程度であった。

これら一連の試験巻線により製作したテストコイルの様子を図5.10に示す。図5.10ではテープ線材は仮固定された状態であるため、各コイルの両端を電極にはんだ接合する必要がある。まず仮固定部を養生してあるテープを取り除き、電極面とテープ線材接合面とに予備はんだを施しおき、そのあとに銅電極とテープ線材とをはんだ接合した。尚、テープ線材を210℃以上の温度で長時間加熱することはメーカーから推奨されていないため、190℃で溶融する低融点のはんだ材料を用いてはんだ付けを行った。

表5.1に示すように、HTS-FBCの設計値では自己インダクタンスが2.4 mHであり、試験巻線においてポロイダル方向巻数 N_p が36、トロイダル方向巻数 N_t が6であるから、試験巻線されたテストコイルの自己インダクタンスは14.1 μ Hと計算される。LCRメータによりコイルの自己インダクタンスを測定した結果、12 μ Hであった。HTS-FBCの通電特性と焼損 図5.11に製作したテストコイルを液体窒素浸漬冷却して行った通電試験の様子を、図5.12に実験回路図を示す。通電試験は図5.12に示すように1極目から6極目までをコイルAからFまでと呼称したときに、通電電流 I に対する各コイルの両端電圧 V_A から V_F をそれぞれ測定し、また各コイル間は無酸素銅電極と平編み銅線を介してはんだ接合された部位を含めたコイルAからFまでの全体の電圧を V_{all} として測定し、試験巻線により製作したテストコイルの電流電圧特性を調べた。尚、各コイルの両端電圧 V_A から V_F を測定するための電圧タップは電極とコイル導体とのはんだ接合部に接続した。4端子法により得られる電流電圧特性から、電界基準1 μ V/cmに相当する電圧が発

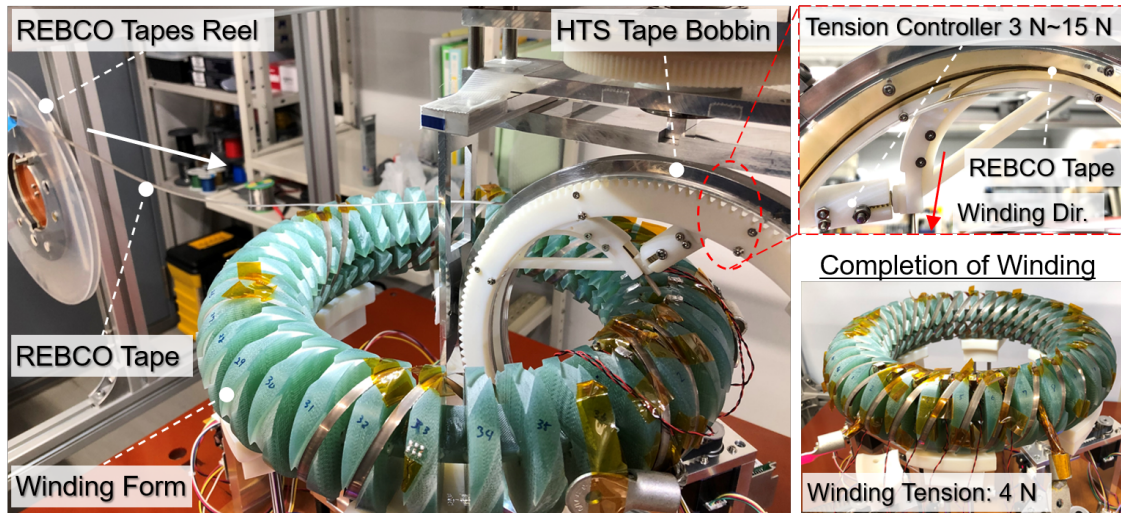


図 5.10: ヘリカルコイル巻線作業

生したときの通電電流値を臨界電流 I_c と定めるために、各コイルの導体長、電圧タップ長および電界基準相当の電圧値を表 5.3 にまとめた。この表 5.3 より電界基準相当の電圧は最小 134.0 μV から最大 135.8 μV の範囲であることが分かる。コイルの自己インダクタンスを測定した結果は 12 μH であったため、リアクタンスによる電圧降下 LdI/dt の大きさが電界基準相当電圧の 1/20 以下となるように、電流掃引速度を 0.5 A/sec として通電試験を行った。一度の冷却において通電試験を計 11 回行い、通電電流値を 1 回目の 10 A から 11 回目の 300 A まで徐々に高くしていった。

通算 11 回目の電流電圧特性を図 5.13 に示す。このとき液体窒素浸漬冷却下で掃引速度 0.5 A/sec で 0 A から 300 A までの通電を行った結果である。この電流電圧特性から分かるように、各コイルとも超電導線が示すような一般的な電流電圧特性ではなく、抵抗成分による線形的な電圧上昇を示している。とくに電流リードから電流の流出入が行われるコイル A およびコイル F での電圧上昇が著しく、通電電流値が 180 A 程度の時点で各コイルともに電界基準相当の電圧 134 μV 以上に達していることが分かる。これは電圧タップの電圧測定範囲において銅電極におけるジュール発熱と、その発熱が電極へ接合されている超電導線材部分へと伝わることで、コイルの一部が常電導状態と変化している部分を含めて測定しているために線形電圧が検出されている可能性が高い。

さらに、通電電流が大きくなると 295 A 近傍においてコイル E の測定電圧が急峻に立ち上がった瞬間に、コイル E 電極付近の超電導線材の安定化銅部分が焼損し、破断を起した。この要因として、電極と超電導線材のはんだ接合が不十分なことでにより大きな抵抗が発生したことで、通電電流増加に伴うジュール発熱が超電導線材に伝搬し、通電早期に

表 5.3: テストコイルの導体長，電圧タップ長および電界基準相当電圧

Coil	Coil Length (cm)	Voltage Taps (cm)	Criterion Voltage, V_c (μ V)
A	134.5	←	134.5
B	134.4	←	134.4
C	134.3	←	134.3
D	134.0	←	134.0
E	135.1	←	135.1
F	135.8	←	135.8

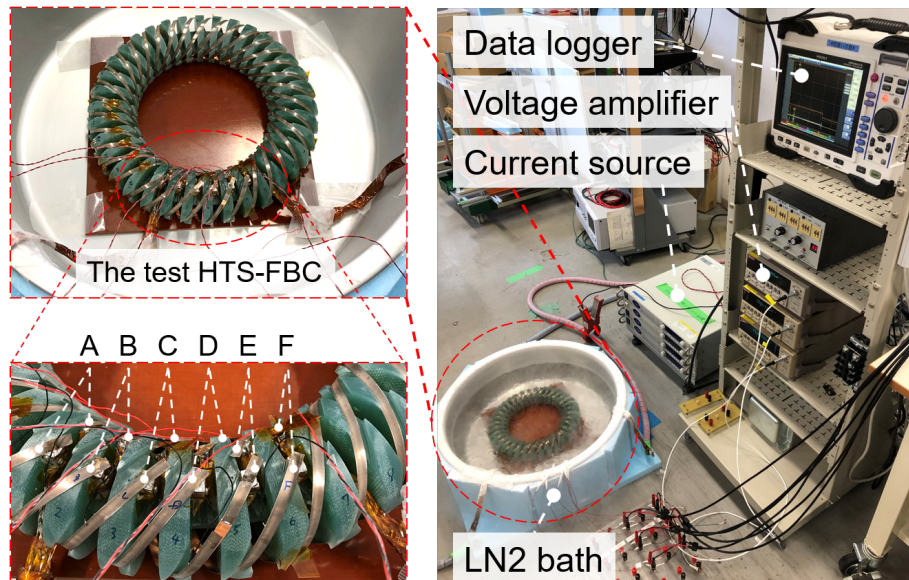


図 5.11: テストコイルの通電試験の様子

において超電導線材の一部が常電導状態へと転位した中で過電流が与えられ続けたことが考えられる。そこでコイルの状態を確認するために液体窒素中から引き上げて観察した，コイル E の焼損破断後の様子を図 5.14 に示す。またコイル引き上げ後にコイル C の電極付近においても導体剥離が観測され，図 5.15 にその様子を示す。既述の通り，電圧タップ範囲に常電導部分を含んだ電流電圧特性を測定していた可能性が高いこと，コイル E で破断したことで製作したテストコイルの電流電圧特性を適切に評価できていない。そこでテストコイルの通電特性を適切に評価し，開発した巻線理論および専用ヘリカル巻線機の有効性を確かめるために，コイル E およびコイル C の修復とコイル電圧測定範囲の修正を試みた。

図 5.16 と図 5.17 に，コイル E とコイル C の修復後の様子と修復方法の模式図をそれ

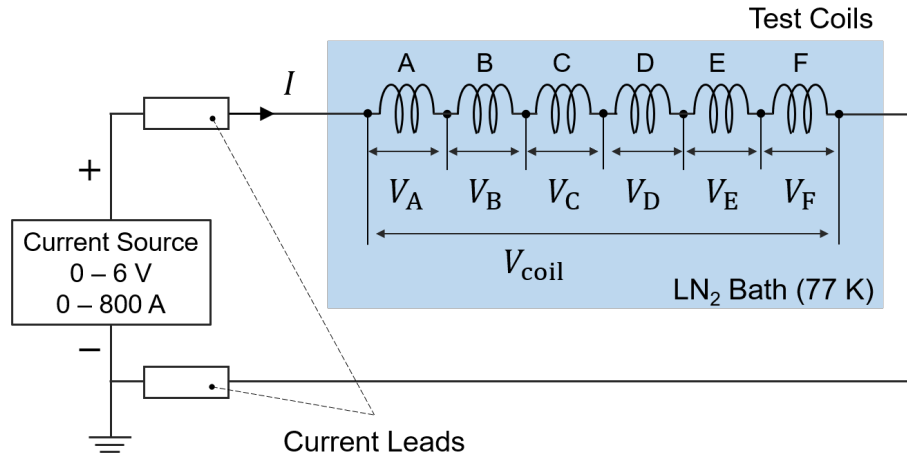


図 5.12: テストコイルの電気回路と電圧測定位置

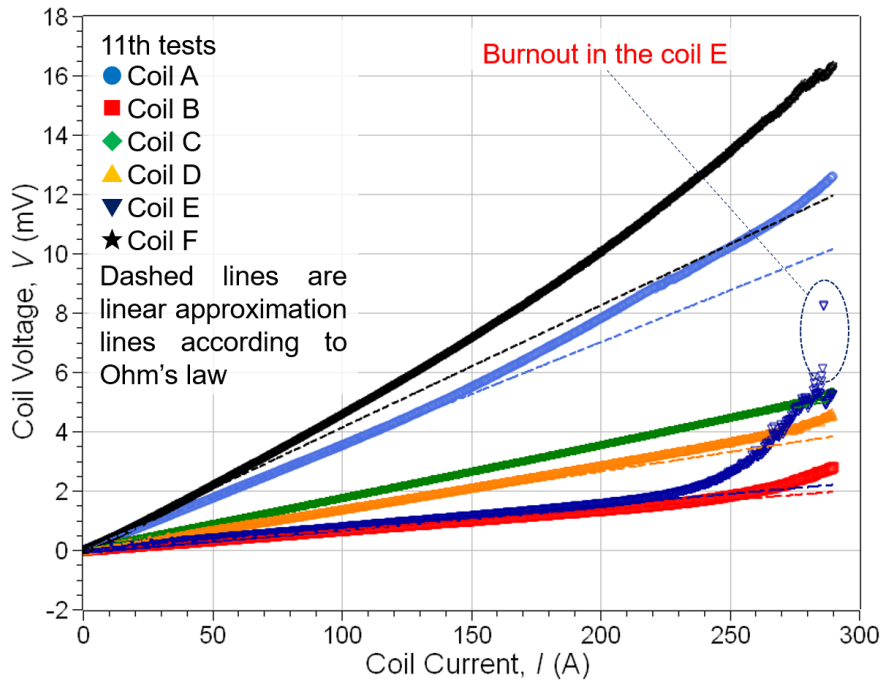


図 5.13: テストコイルの通算 11 回目の電流電圧特性

ぞれ示す。修復方法としてはまず破断部分を切断し、短尺のテープ線材を 2 片だけ準備し電極まで橋渡しするようテープ線材の銅部分をはんだ接合することで、再結合した。またテストコイルの電流電圧特性を適切に測定するために、各コイルともに電極から遠ざけた位置に再度電圧タップをはんだ付けした。このとき各コイルの電圧タップ長はおおよそ 128 cm 程度であった。

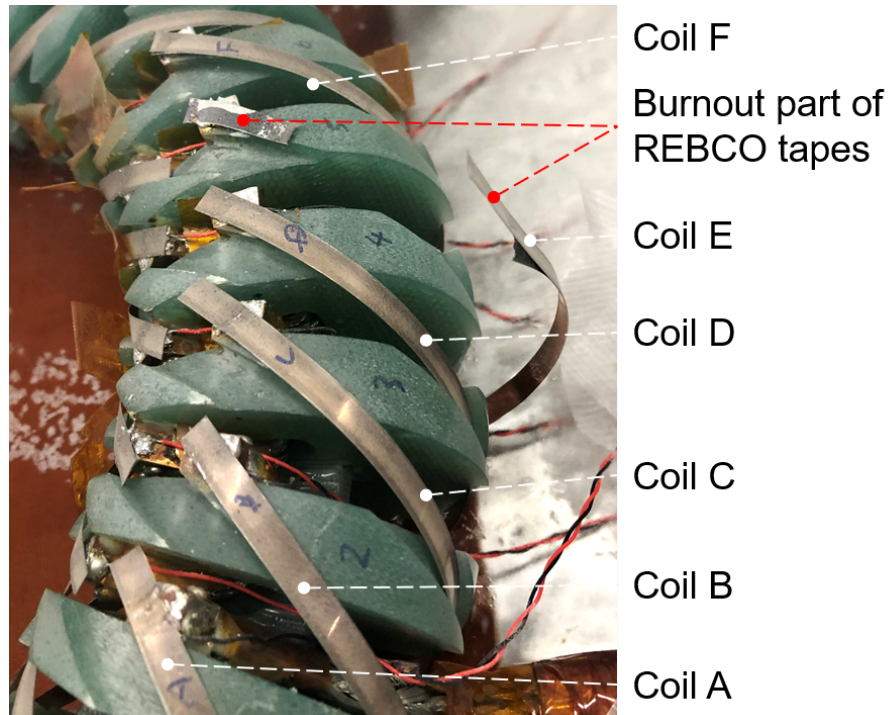


図 5.14: コイル E の焼損破断後の様子

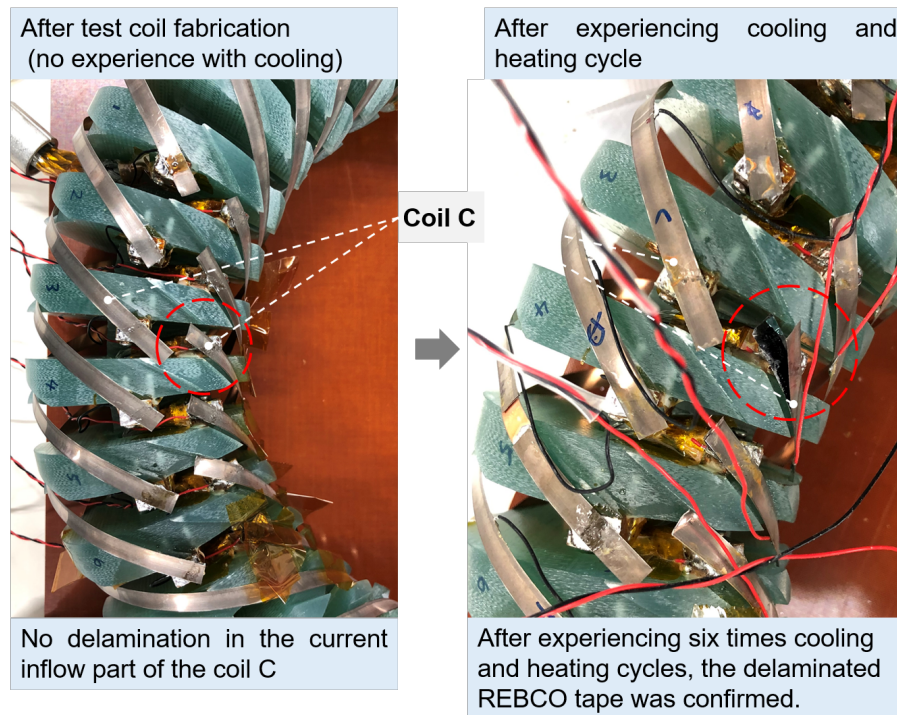


図 5.15: コイル C のテープ線材剥離の様子

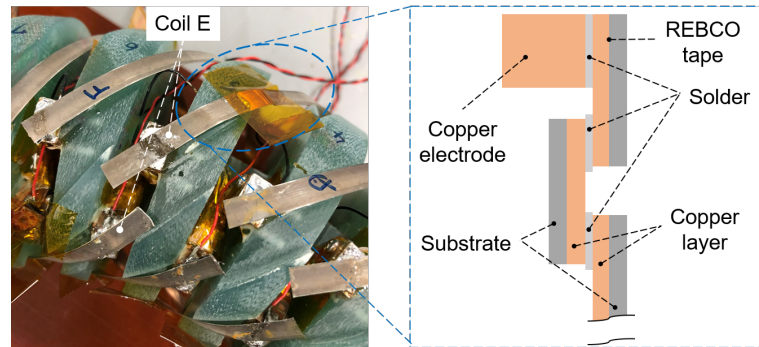


図 5.16: コイル E の破断修復後の様子

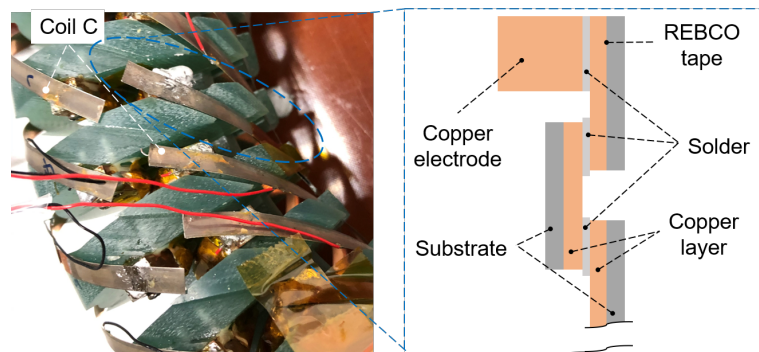


図 5.17: コイル C の剥離修復後の様子

コイル E およびコイル C の修復と各コイルの電圧タップ接続位置を変更したあとの回路図を図 5.18 に示す。回路図の通り、電圧タップはコイル電極を含まない超電導線材の部分に接続することで、超電導線材の電流電圧特性を測定できるように修正してある。この修正後のテストコイルを液体窒素中で冷却し、通算 1 回目から通算 11 回目と同様な通電

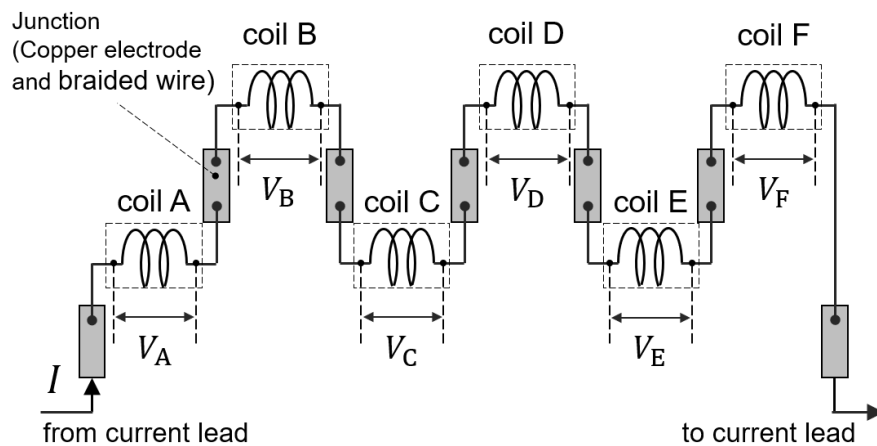


図 5.18: 修復後のテストコイル回路図

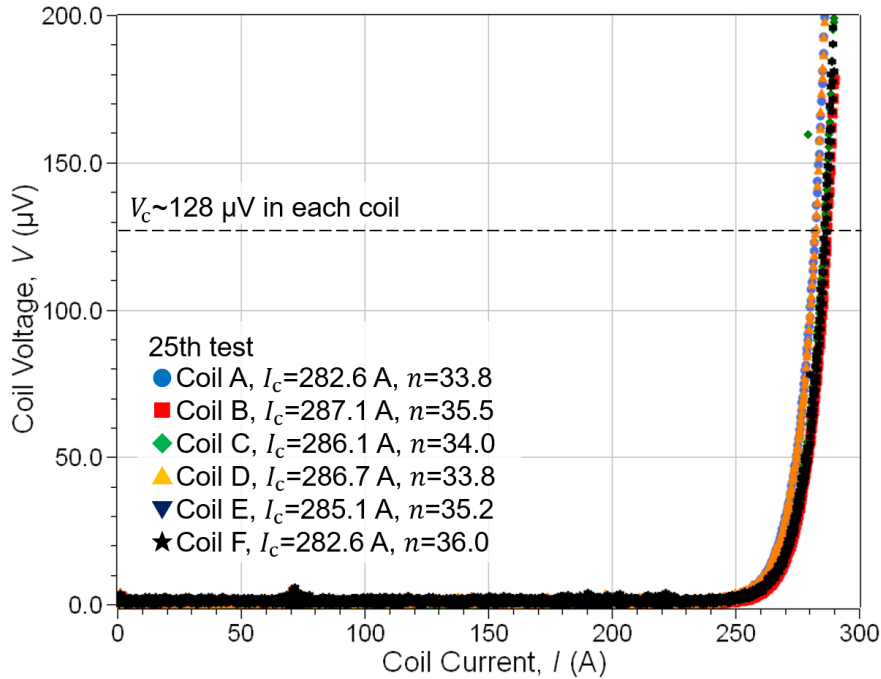


図 5.19: テストコイルの通算 25 回目通電時の電流電圧特性

条件で電流電圧特性を測定し、臨界電流値を調べた。このときの通電試験における電流値は、通算 12 回目の 270 A から 25 回目の 294 A と徐々に大きくした。図 5.19 は通算 25 回目の通電試験における電流電圧特性である。通電試験の結果、294 A の電流を通電してもコイルが焼損することなく、次式で表現される超電導線の電流電圧特性に観られる指数関数的な電圧上昇が測定された。

$$V = E_c d \left(\frac{I}{I_c} \right)^n. \quad (5.15)$$

ここで、 V [μV] は電圧タップ間の電圧、 E_c [$\mu\text{V}/\text{cm}$] は電界基準でここでは 1.0 [$\mu\text{V}/\text{cm}$]、 d [cm] は電圧タップ間距離、 I [A] は通電電流、 I_c [A] は E_c 相当の電圧が検出されたときの通電電流 (臨界電流)、 n は n 値である。まず、図 5.19 中の 70 A 近傍で小さなピーク電圧が見られるが、コイル電圧をプリアンプにより増幅した電圧波形を測定しており、この小さなピークはプリアンプのノイズに起因していると考えられる。図 5.19 より、各コイルの電圧タップ長をもとに電界基準相当の電圧が検出されたときの通電電流値を臨界電流としたときに、コイル A およびコイル F で最小の 282.6 A を示し、コイル B の臨界電流値 287.1 A が最大であった。各コイルの電流電圧特性より、試験巻線に使用した REBCO 線材の諸元表 5.2 を見ると、77 K における臨界電流の平均値が 285 A であるから、コイル形状、ヘリカル巻線、冷却による熱ひずみを経験しても、臨界電流値が大きく

表 5.4: 各コイルに用いられたイットリウム系高温超電導線材の臨界電流値

Coil	Maximum I_c (A)	Average I_c (A)	Minimum I_c (A)	S.D. ¹ (A)
A	293.1	283.7	259.8	4.31
B	296.1	285.6	273.0	3.42
C	295.0	284.8	268.3	4.03
D	296.9	285.9	270.8	3.92
E	295.1	285.3	267.9	3.65
F	295.6	283.7	267.9	4.62

¹ Abbreviation for Standard Deviation

低下していないと考えられる。したがって、開発したヘリカル巻線手法およびヘリカル巻線機を用いることで、機械的ひずみという制約を受ける REBCO 線材を適用した電磁力平衡ヘリカルコイルを製作できる可能性が高い。

5.4.2 HTS-FBC の臨界電流特性評価

もし試験巻線された REBCO 線材の巻線、形状、冷却により経験したひずみが、弾性領域かつ可逆限界未満の大きさであるならば、熱サイクルを繰り返し経験させても臨界電流値の低下が起こらないと推測される。そこで、測定した電流電圧特性を評価するために、第4章で議論した REBCO 線材に臨界電流不均一性と複合曲げひずみ分布にもとづいて、試験巻線されたテストコイルの電流電圧特性を解析する。そして、試験通算 25 回目の電流電圧特性と、計算により求めた電流電圧特性、さらに 5 度の熱サイクルを経験した通算 46 回目の通電試験で得られた電流電圧特性とを比較する。

まず試験巻線に用いた REBCO 線材の線材長手方向における臨界電流分布をコイル別に表したものを図 5.20 に示す。今回使用した REBCO 線材は同一リールから各コイルを巻線しているため、各グラフの横軸をリールの最も内側を基準 (0 mm) としてそこから巻き取った累計の長さとしている。図 5.20 をもとに各コイルに使用されたテープ線材の当該範囲における臨界電流の最大値、最小値、平均値そして標準偏差を表 5.4 に整理する。全コイルに使われた REBCO 線材においてその臨界電流値の最大は 296.9 A で、最小値 259.8 A との差は 37.1 A にも及ぶ。またそれらの標準偏差を調べると最も大きいバラつきを示す範囲はコイル F に用いられており、標準偏差は 4.62 A である。一方で、最も臨界電流値のバラつきが小さいのはコイル B に使用された範囲でその大きさは 3.42 A

であった。

次に第4章で述べた方法を適用して、REBCO線材の潜在的な臨界電流不均一性と、ヘリカルコイル形状による最大経験ひずみの分布とからテストコイルの電流電圧特性を解析する。まず、図5.20に示したようなテープ線材長手方向の臨界電流不均一分布と、巻線後の位置をポロイダル角で表現して両者の整合をとる。次に、ポロイダル角に従って最大経験ひずみ分布を求めておき、テープ線材長手方向に臨界電流不均一分布とから第3章で明らかにした実験式(5.16)により、導体微小長さあたりの臨界電流低下率を求める。

$$\frac{I_{c(\varepsilon)}}{I_{c(x)}} = 1 - 0.77|\varepsilon(x) - 0.07|^2 \quad (5.16)$$

ここで、 $I_{c(x)}$ および $\varepsilon(x)$ はヘリカルコイル上における位置の関数として与えられ、 $I_{c(x)}$ は図5.20の結果を、 $\varepsilon(x)$ はポロイダル角に対する最大経験ひずみの分布を用いる。ヘリカルコイルにおいてこれらの導体微小要素が電氣的に直列接続されているものと考えれば、各微小要素の両端電圧 V_i は式(5.17)で記述される n 値モデルにより求め、それらすべての総和を求める電圧加算モデル(式(5.18))により各コイルの両端電圧 V_{coil} と通電電流 I の関係が得られる。

$$V_i = E_c \Delta x \left(\frac{I}{I_{c(\varepsilon)}} \right)^n \quad (5.17)$$

$$V_{\text{coil}} = \Sigma V_i \quad (5.18)$$

ここで、 E_c は電界基準、 Δx は導体微小要素の長さである。

ひずみ効果に臨界電流の不均一性と最大経験ひずみ分布を入力し得られたテストコイルの電流電圧特性と、試験通算25回目の電流電圧特性と、さらに5度の冷却昇温の熱ひずみサイクルを経験させた通算46回目の通電試験の電流電圧特性を図5.21に合わせて示す。図5.21の中実プロットが試験通算46回目の特性を、中空プロットが試験通算25回目の電流電圧特性を表しており、また破線が推計した電流電圧特性を表している。試験通算25回目と46回目の電流電圧特性を比較すると、唯一コイルFにて試験通算25回目の臨界電流値286.1 Aから試験通算46回目では283.0 Aへ低下している様子が観測された。そのほかのコイルにおいては臨界電流値の低下は見られず、むしろ増加の傾向であった。ここで、通電試験通算46回のうち臨界電流を観測できた試験を統計的に整理したものを図5.22に示す。中空プロットが各コイルの測定された臨界電流の平均値を表し、グラフ中の上下に伸びるバーは通電試験全体において測定された臨界電流の最大値から最小値の範囲を表している。また中実のプロットは各コイルの推計電流電圧特性より得られた臨界電流値を表現している。この図5.22より通電試験全体を通してみると、傾向として

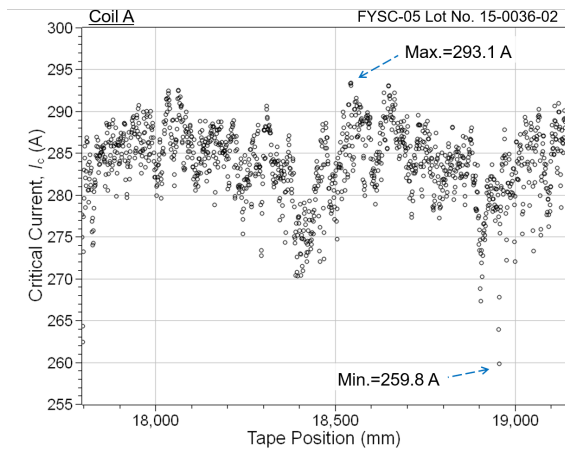
テープ線材の臨界電流不均一性と最大経験ひずみ分布とから計算された臨界電流値は、測定値に比べて低く見積られる。即ち、臨界電流の不均一性と最大経験ひずみ分布を用いて電流電圧特性を評価すると比較的安全側に臨界電流値が見積られると分かる。

したがって、ヘリカル形状、巻線、冷却昇温の各プロセスでテストコイルの経験する最大ひずみが、REBCO 線材の可逆限界ひずみを超過しない範囲でヘリカルコイルが製作されていることが分かり、本章で提案する巻線理論および専用ヘリカル巻線機を用いることで、ひずみ効果を示す REBCO 線材を使用した複雑なコイル形状の電磁力平衡ヘリカルコイルを製作できる可能性が高い。

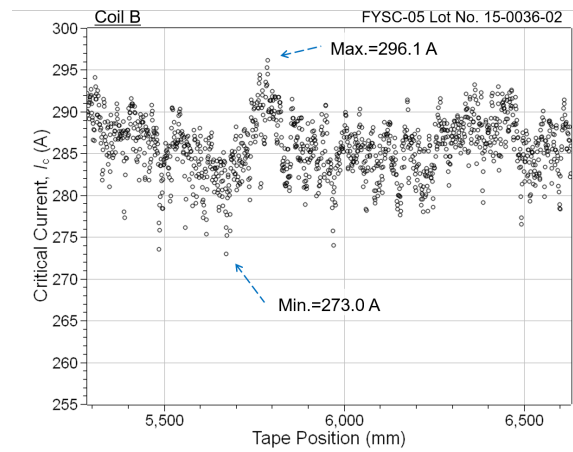
一方で、各コイルにおいて通算臨界電流測定値の最大値から最小値に一定の幅が存在し、その幅はコイル D の 7.6 A、コイル C の 7.4 A そしてコイル B の 5.5 A の順で大きく、それぞれ 5 A 以上と比較的幅が大きい傾向にあることが分かる。試験に用いた機器の電圧測定精度は相対誤差として $\pm 0.12\%$ を含んでいるが、これを臨界電流値近傍の通電電流に換算すると ± 0.34 A に相当することから、観測された臨界電流値の幅は測定機器で取得される値の不確かさによる可能性は低い。その他に考えられる要因として、冷却昇温の熱サイクルのより巻棒やテープ線材が冷却により変形することで、巻線張力が解放されてコイル導体が所定の位置から動き、テープ線材がの経験するひずみはその都度で異なる可能性がある。

今後の課題として、冷却昇温のサイクルによる臨界電流値の再現性向上は SMES 装置用の超電導コイルの特性として重要と考える。例えば SMES 用超電導コイルとして REBCO 線材を適用した電磁力平衡ヘリカルコイルを採用した際に、装置のオーバーホールやその他の要因で、冷却昇温の熱ひずみサイクルを繰り返し経験したときに、その度にコイル臨界電流値の再現度に幅があると、長寿命という特長を損なう可能性があるからである。したがって、この冷却昇温の熱ひずみサイクルを経験したときの臨界電流値の再現性にロバスト性を付与するために、運転電流密度の応力限界と巻線作業性に加え冷却昇温に対するロバスト性の観点から巻棒の変形を考慮して最適な巻線張力を設計することや、ヘリカルコイルの導体を含浸材等で一体化するなどが考えられる。

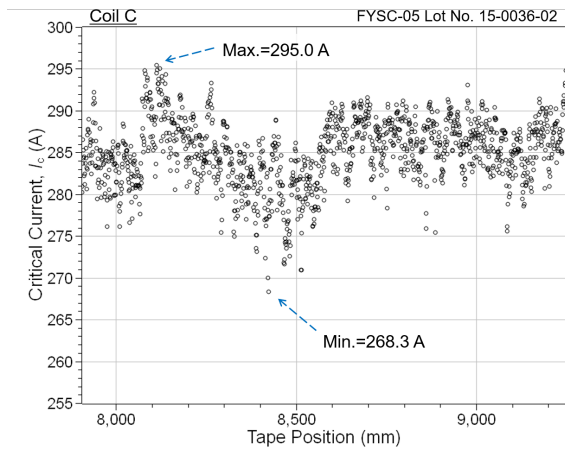
5.4 HTS-FBC の試験巻線



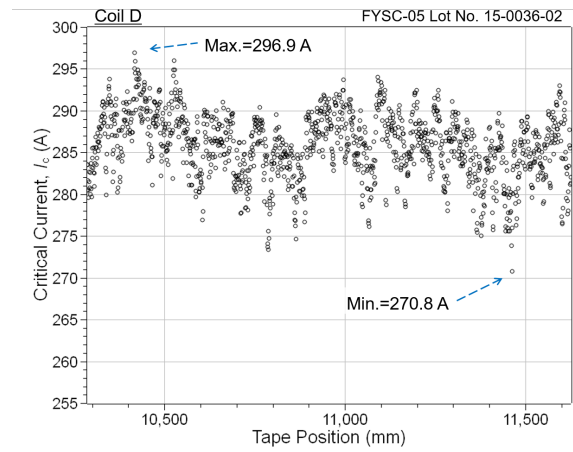
(a) コイル A



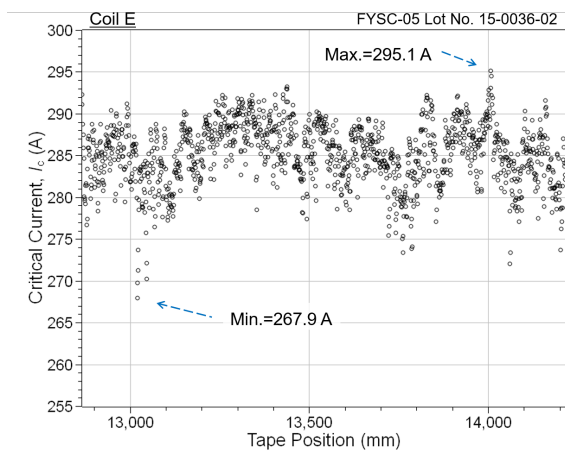
(b) コイル B



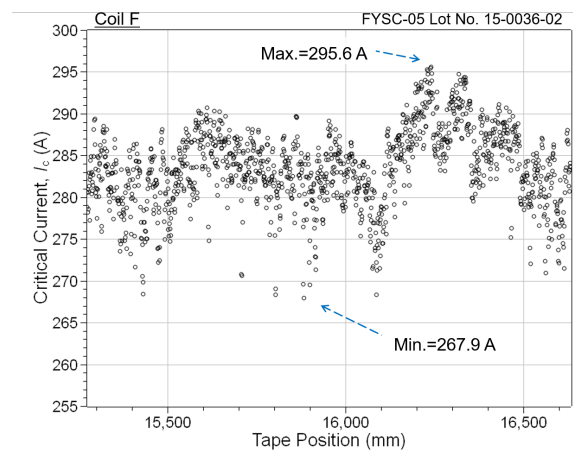
(c) コイル C



(d) コイル D

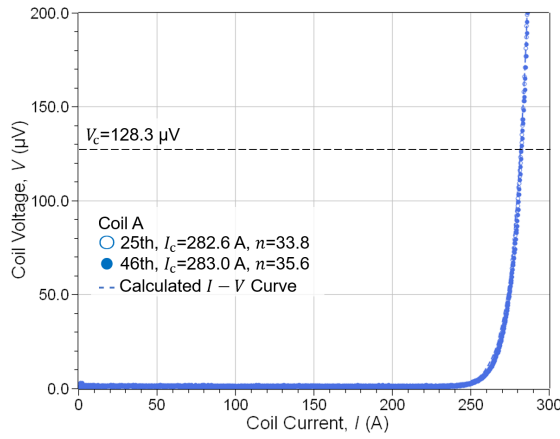


(e) コイル E

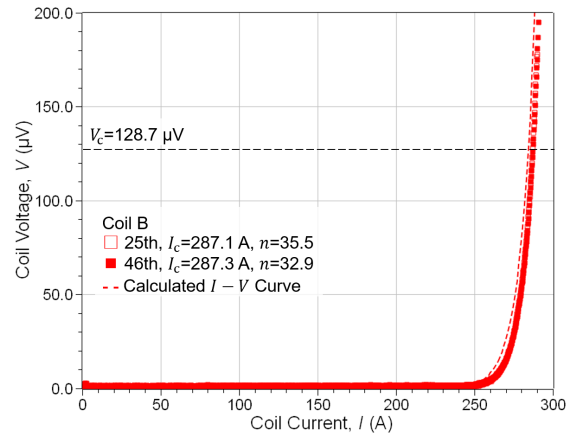


(f) コイル F

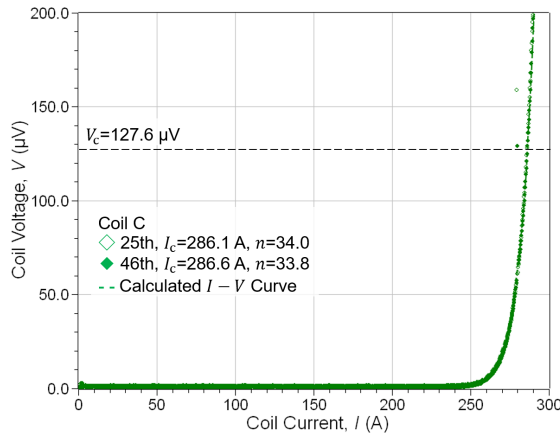
図 5.20: コイル別イットリウム系高温超電導線材の臨界電流分布図



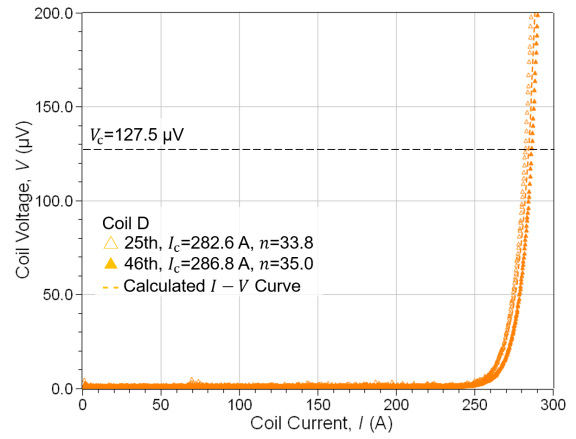
(a) コイル A



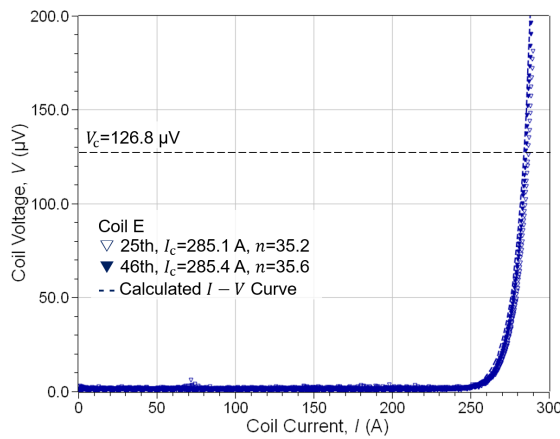
(b) コイル B



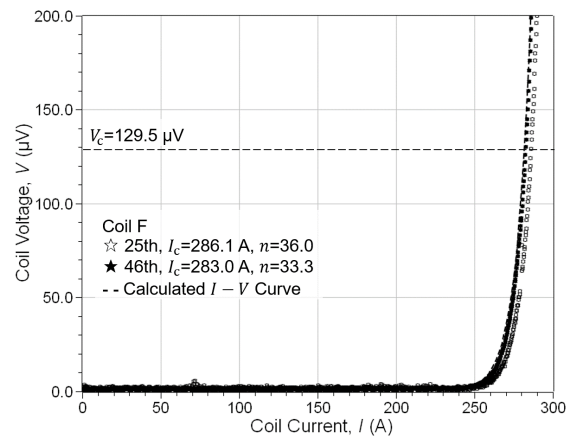
(c) コイル C



(d) コイル D



(e) コイル E



(f) コイル F

図 5.21: 各テストコイルの通算 25 回目と 46 回目の電流電圧特性および推定曲線

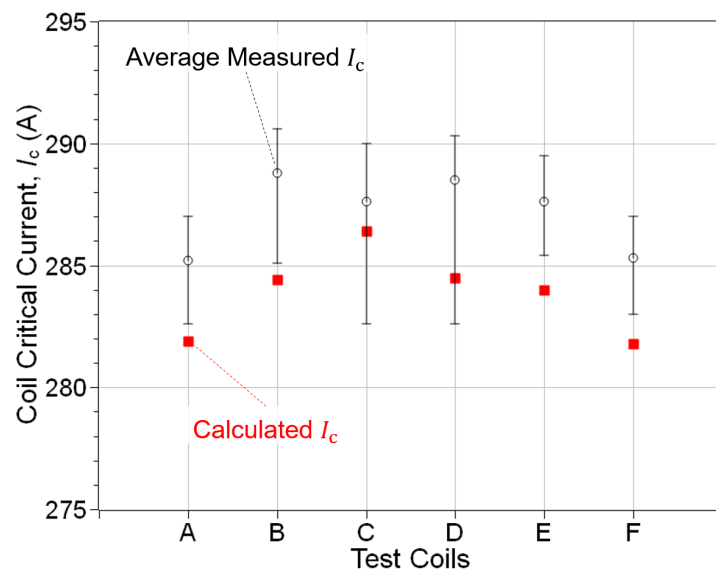


図 5.22: 各コイル臨界電流値の統計評価と推定値の比較

5.5 まとめ

本章では、ひずみ効果によりその臨界電流値が低下するイットリウム系高温超電導線材（以下、REBCO 線材）を電磁力平衡ヘリカルコイルに適用することを指向し、まず第 2 章で検討した試験巻線を対象となる高温超電導電磁力平衡ヘリカルコイル（以下、HTS-FBC）の設計概念について触れ、開発したヘリカル巻線理論および専用巻線機を利用した製作技術の有効性を確認することを目的に、REBCO 線材を用いた試験巻線および通電試験を実施した。

HTS-FBC を製作する際に、REBCO 線材のひずみ効果を低減する必要があり、本章ではヘリカル巻線時にボビンの姿勢をテープ面とヘリカル軌道巻線地点の接線と従法線からなる平面を一致するように制御することで、テープ線材に生じる捩じれを最小化する巻線手法を開発した。またこのヘリカル巻線手法を実現できる専用巻線機を開発し、実際に REBCO 線材を用いてトロイダル方向 1 ターンの 6 極コイルを直列接続したテストコイルを製作した。試験巻線における巻線張力は、コイル電流負荷率が 100% の HTS-FBC で REBCO 線材が経験する、ヘリカル形状ひずみ、磁気エネルギー貯蔵時の発生応力によるひずみと臨界電流回復率の可逆限界ひずみとの関係より、その理論限界を検討した結果、28 N 未満に設定することが必要であるとわかった。この結果と巻線作業容易さの観点から巻線張力を 4 N に設定して試験巻線を行った。

テストコイル（各極をコイル A からコイル F と呼ぶ）を液体窒素に浸漬して通電試験を行った。基準電界を $1 \mu\text{V}/\text{cm}$ として臨界電流値を測定したところ、最大でも 180 A 程度で電界基準に達し、またその電圧上昇の様子から抵抗成分の電圧波形を測定していることがわかり、このときの通電においてコイル F においては 295 A 通電時に電極近傍で焼損破断が発生した。この要因として、電極と REBCO 線材のはんだ接合が不十分で大きな抵抗が発生したことにより、ジュール発熱が REBCO 線材に伝搬し、通電早期に一部が常電導状態へと転位した中で過電流が与えられ続けたことが考えられる。液体窒素から引き上げた後、各コイルの状態を観察したところコイル C においても電極接合部で導体剥離していることがわかった。そこでこれらコイル C およびコイル F を修復し、また電圧測定範囲を超電導線材領域となるよう電圧タップ位置を修正してから、再度通電試験を行った結果、いずれのコイルにおいても REBCO 線材の諸元で与えられる臨界電流値と遜色ない結果が得られた。

この結果の妥当性を検討するために、REBCO 線材の短尺試料における臨界電流-ひずみ特性とヘリカルコイル軌道による複合曲げひずみ分布に、REBCO 線材の臨界電流不均

一性を加味して、各コイルの電流電圧特性を計算した結果と実験結果を比較した。その結果、傾向として REBCO 線材の臨界電流不均一性と最大経験ひずみ分布とから計算された臨界電流値は測定値に比べて低く見積られ、即ち臨界電流の不均一性と最大経験ひずみ分布を用いて電流電圧特性を評価すると比較的安全サイドに臨界電流値を見積られることがわかった。

また通算 5 回の冷却昇温による熱サイクルひずみを経験したテストコイルの臨界電流値の大きな低下が観測されなかったことから、ヘリカル形状、巻線、冷却昇温の各プロセスでテストコイルの経験する最大ひずみが、REBCO 線材の可逆限界ひずみを超過しない範囲でヘリカルコイルが製作できていることがわかり、本章で提案する巻線理論および専用ヘリカル巻線機を用いることで、ひずみ効果を示す REBCO 線材を使用した複雑なコイル形状の電磁力平衡ヘリカルコイルを製作できる可能性が高いことがわかった。

第 6 章

MJ 級エネルギー貯蔵用電磁力平衡 ヘリカルコイルの概略設計

6.1 はじめに

本章では，高温超電導テープ線材を適用した電磁力平衡ヘリカルコイルの概略設計を行うために，まず第 2 章で述べたスケーリング則によりコイル規模と超電導導体量について評価する．次いで，イットリウム系高温超電導線材（以下，REBCO 線材）とビスマス系高温超電導線材（Bi-Sr-Ca-Cu で構成されていることから，以下では Bi 系線材）の臨界電流の磁場依存性と発生応力の関係から運転電流密度に関する理論限界を示し，高温超電導テープ線材を適用した電磁力平衡ヘリカルコイルの概略設計を行う．ただし，ここではスケーリング則に即した評価により理論限界を検討することに主眼を置くため，高温超電導テープ線材の単線を用いたコイル構成を考える．

はじめに，本章で行う概略設計の条件について検討する．文献 [11,12] で提案されているような，可搬型エネルギー貯蔵装置（以下，SMES）を例に，高温超電導テープ線材を適用した電磁力平衡ヘリカルコイル方式による SMES 用超電導コイルの概略設計を行う．電磁力平衡ヘリカルコイルのヘリカル巻線ピッチには測地線ピッチを採用して検討を進める．

文献 [11,12] をもとに概略設計の条件を以下の通りに定める．

1. 40 フィートドライコンテナに格納するためコイル外直径上限を 1.8 m，高さ上限を 1.2 m とする．
2. 蓄積エネルギーを 0.3 kWh（約 1.1 MJ）とする．

3. 広範な運転温度と高磁場利用を想定して高温超電導テープ線材を使用する.
4. 最大発生磁束密度を 2 T, 10 T のときについて検討する.

可搬型 SMES というコンセプトから SMES 用超電導コイルと冷却装置, さらには電力変換器を 40 フィートドライコンテナに収納する必要がある. そこで超電導コイルの大きさの制約としてコイル外直径が 1.8 m, 高さが 1.2 m という上限を設けた.

蓄積エネルギーについては, 日本国内における SMES の実システムへの導入試験実績では MJ 級のものが多いことから [59–61], 本検討では 0.3 kWh (約 1.1 MJ) とした.

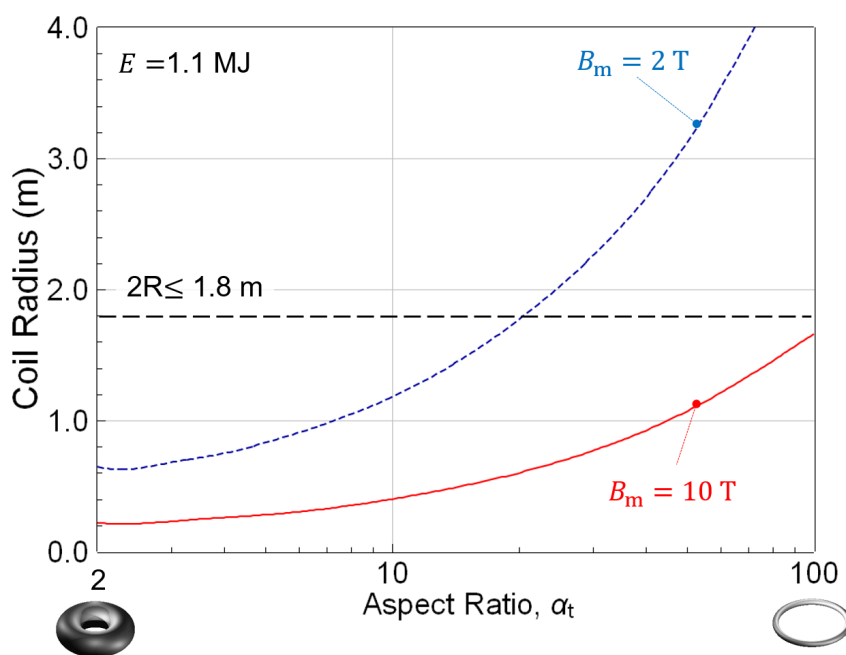
超電導コイルは冷凍機冷却を想定して, 冷凍機動力低減の観点から運転温度範囲を広く設計できること, そして高磁場利用において対応範囲が広い特長を持つ高温超電導テープ線材を用いると定めた. ただし, 本検討においては 4 K での運用を想定して議論を進める.

SMES において高磁場が実現できれば, 超電導コイルの小型化が実現可能であるため, ここでは最大発生磁束密度が 2 T のときと 10 T のときそれぞれについて概略設計を行う. このとき, 高温超電導テープ線材の臨界電流磁場依存性と, 可逆限界ひずみを考慮した応力限界の観点から運転電流上限値を検討する.

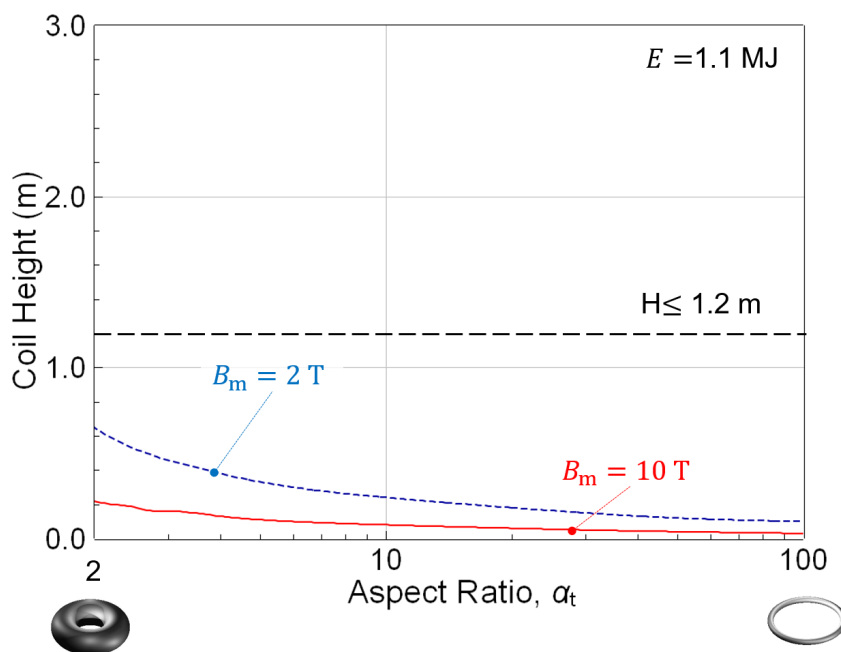
6.2 超電導コイルの設計とその特性

第 2 章, 2.3 節で導出したコイル大半径およびコイル高さに関する無次元量の形状パラメータ G_R と G_h を用いて, 蓄積エネルギー 0.3 kWh, 最大発生磁束密度 2 T ならびに 10 T における電磁力平衡ヘリカルコイルのコイル大半径とコイル高さのアスペクト比の関係を図 6.1 に示す.

図 6.1(a) よりコイルアスペクト比が 2 のときに, 最大発生磁束密度 B_m が 2 T および 10 T の両者において最小となる. また最大発生磁束密度が 2 T のコイル規模では, アスペクト比がおおよそ 11 のときに設計条件であるコイル外直径上限 1.8 m に達する. 一方で, 最大発生磁束密度が 10 T の場合アスペクト比 100 以下の範囲では設計条件に制約されない. ここでは, 第 2 章の 2.3 節における検討結果からトロイダル磁場コイルおよびソレノイドコイルと比べて電磁力平衡ヘリカルコイルが SMES 用超電導コイルとして, コイル規模と電磁力の観点で優位となるアスペクト比が 2 以上かつ 4 以下の範囲であることに加え, ヘリカル巻数 N が整数値となることからコイルアスペクト比を 4 として議論を進める. したがって, 図 6.1(a) からコイルアスペクト比が 4 のとき, 最大発生磁束密度が 2 T ではコイル大半径 $R = 0.75$ m, 10 T のときコイル大半径を $R = 0.26$ m となる.



(a) コイル大半径



(b) コイル高さ

図 6.1: MJ 級エネルギー貯蔵用電磁力平衡ヘリカルコイルの大きさ

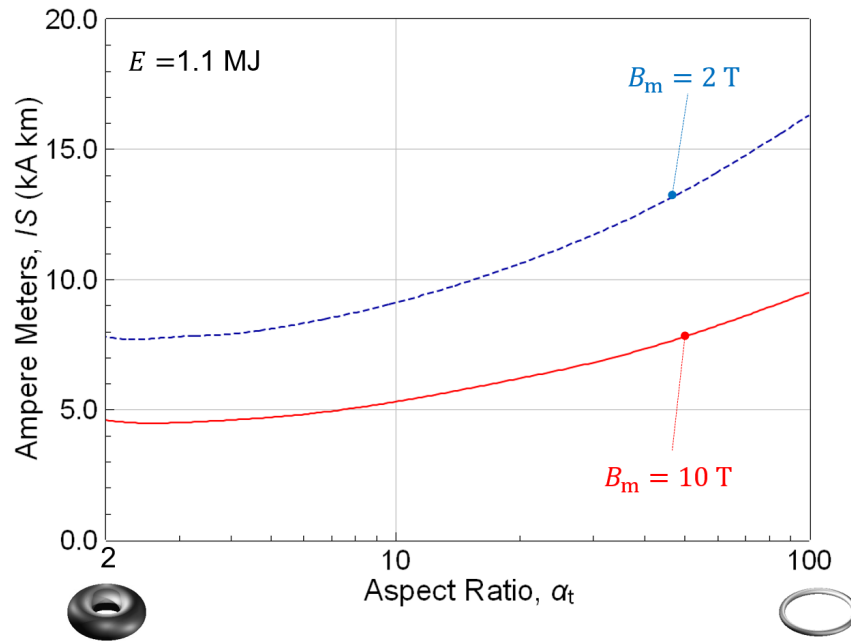


図 6.2: MJ 級エネルギー貯蔵用電磁力平衡ヘリカルコイルの超電導導体量

またコイルアスペクト比を 4 と定るとコイル高さは、図 6.1(b) より最大発生磁束密度が 2 T のとき 0.38 m，最大発生磁束密度が 10 T のとき 0.13 m である．この大きさは概略設計の条件であるコイル高さ 1.2 m 以下であることを満足する．

次に、式 (2.37) を用いて蓄積エネルギー 0.3 kWh，最大発生磁束密度 2 T ならびに 10 T における電磁力平衡ヘリカルコイルのコイルアスペクト比に対する超電導導体量を求めた結果を図 6.2 に示す．前記の通り，コイルアスペクト比が 4 において最大発生磁束密度が 2 T のとき超電導導体量が 7.9 kAkm であるのに対し，最大発生磁束密度が 10 T の場合 4.6 kAkm である．加えて，コイル製作に必要な導体長さを求めるために最大発生磁束密度ごとにコイル定格電流を定める必要がある．そこで，REBCO 線材および Bi 系線材の臨界電流磁場依存性と，電磁力平衡ヘリカルコイルの最大曲げひずみおよび可逆限界ひずみをもとに，第 5 章の 5.3.3 項で検討した運転電流密度の応力限界について評価する．ただしここでは，式 (6.1) において巻線張力を考えないため，次式のように改められる．

$$J_{\text{op}} \leq \gamma \frac{G_{\text{R}} Q_{\text{is}}}{Q_{\text{max}}} \frac{1}{R B_{\text{m}}} E_{4\text{K}} (\varepsilon_{\text{limit}} - \varepsilon_{\text{bend}}) \quad (6.1)$$

ここでは，第 5 章の 5.3.3 項で行った検討と同様にコイルアスペクト比が 4 であるため，無次元量の形状パラメータはそれぞれ $G_{\text{R}} = 1.1$ ， $Q_{\text{is}} = 10.1$ であり，また規格化平均応

力 $Q_{\max} = 0.5$ である。コイル大半径 R を前記の通り 0.75 m と 0.26 m に設定したとき、第 2 章で検討した最大曲率半径をもとに線材長手軸方向ひずみ成分の和を $\varepsilon_{\text{bend}}$ とすれば、コイル大半径が 0.75 m の場合では最大曲げひずみが $\varepsilon_{\text{bend}} = 0.005\%$ 、0.26 m の場合では $\varepsilon_{\text{bend}} = 0.046\%$ と計算される。電磁力平衡ヘリカルコイルの巻線に REBCO 線材の適用を想定した場合は $E_{4K} = 210$ GPa, $\varepsilon_{\text{limit}} = 0.280\%$, $\gamma = 0.47$ とし、表 6.2 に示すような Bi 系線材を適用する場合は $E_{4K} = 200$ GPa, $\varepsilon_{\text{limit}} = 0.50\%$, $\gamma = 0.47$ とする。これらの条件を式 (6.1) にそれぞれ代入した得られた結果として、図 6.3 には REBCO 線材を適用したときの運転電流密度の応力限界を、図 6.4 には Bi 系線材を適用したときの運転電流密度の応力限界を示す。また図 2.16 から読み取った REBCO 線材および Bi 系線材の臨界電流磁場依存性もそれぞれ併記した。

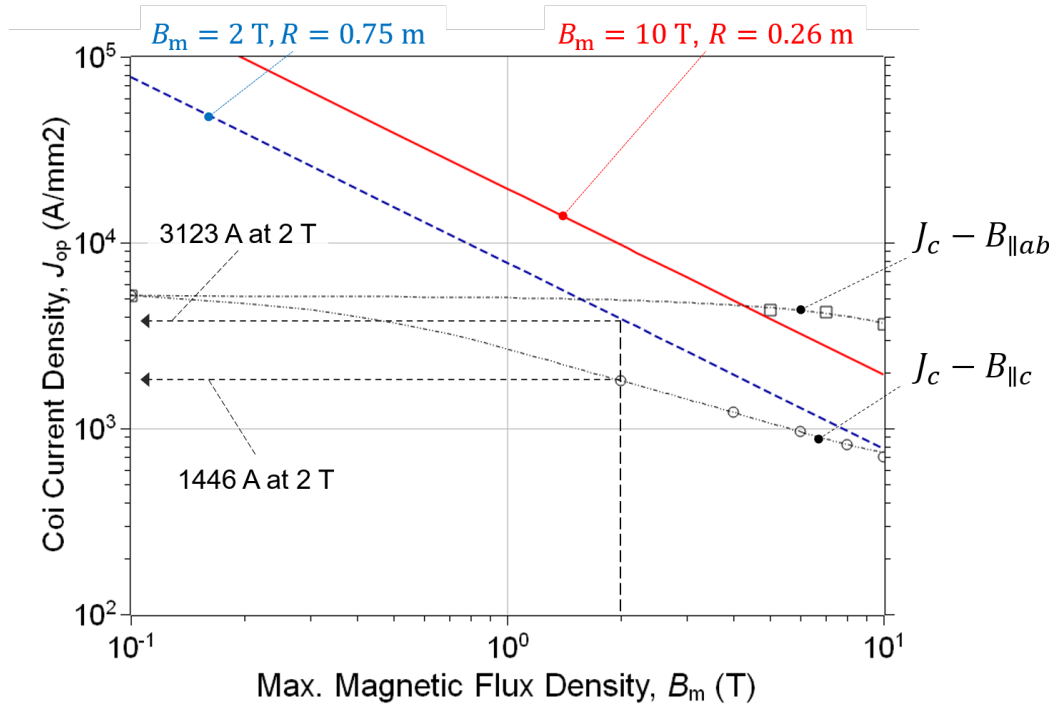
まず、図 6.3 において最大発生磁束密度 2 T のとき、応力限界により制限される臨界電流値 3123 A よりも REBCO 線材テープ面に対して垂直に鎖交する磁束密度による制約が支配的であり、このときの臨界電流値はおおよそ 1446 A である。この臨界電流値を REBCO 線材適用時の最大発生磁束密度 2 T におけるコイル定格電流とする。

一方で最大発生磁束密度 10 T のとき、応力限界で制限される臨界電流値は 1560 A であるが、REBCO 線材テープ面に対して垂直に鎖交する磁束密度による制約が支配的であり、このときの臨界電流値はおおよそ 457 A である。この臨界電流値を REBCO 線材適用時の最大発生磁束密度 10 T におけるコイル定格電流とする。

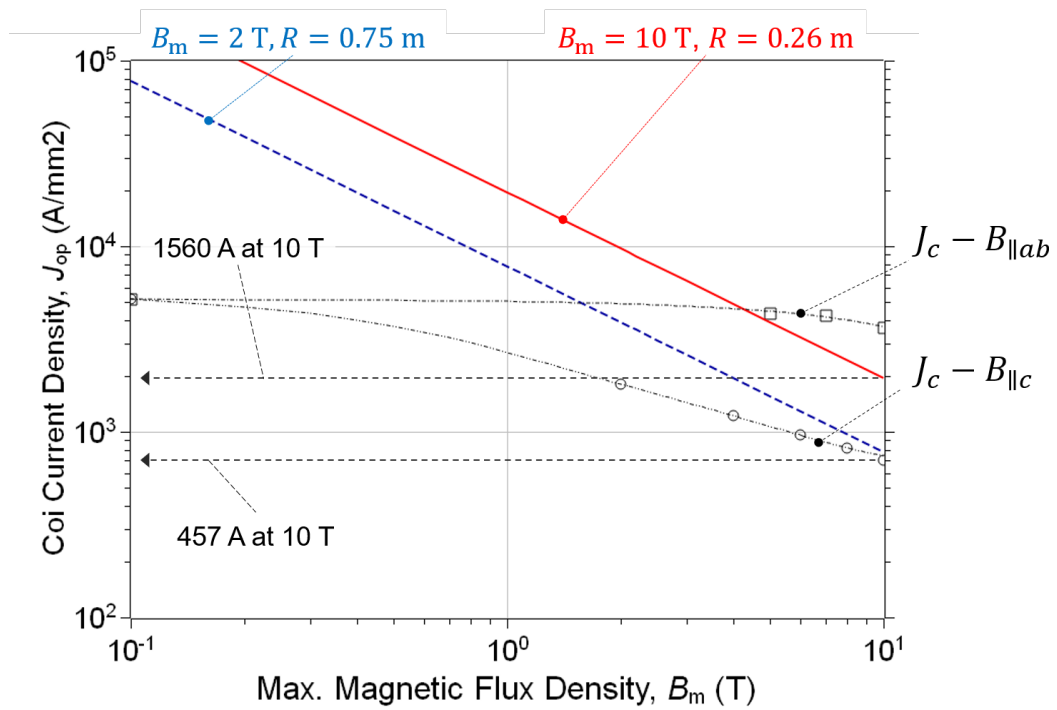
図 6.4 に示す Bi 系線材の適用を想定した運転電流密度の応力限界から、Bi 系線材を適用したコイルでは応力限界による電流密度の限界値よりも臨界電流の磁場依存性による制限に大きく支配され、最大発生磁束密度 2 T のとき臨界電流値は 972 A、最大発生磁束密度 10 T のとき臨界電流値は 773 A であるから、それぞれの臨界電流値をコイル定格電流とする。

以上の検討結果にもとづいて、MJ 級 SMES 用超電導コイルの概略設計を表 6.3 にまとめる。1.1 MJ のエネルギーを蓄えるのに要する導体長さは、最大発生磁束密度 2 T のとき REBCO 線材を 5.5 km、Bi 系線材を 8.1 km を使用する必要がある。このとき REBCO 線材導体の重さは 38 kg であるのに対し、Bi 系線材導体の重さは 80 kg と、REBCO 線材の場合に比べ 2.1 倍に及ぶ。また最大発生磁束密度 10 T のとき REBCO 線材を 10.1 km、Bi 系線材を 6.0 km を使用する必要がある。

一方で、最大発生磁束密度 10 T の場合では、1.1 MJ のエネルギーを蓄えるために必要な導体長さは、REBCO 線材適用時で 10.1 km、Bi 系線材適用時で 6.0 km である。このとき REBCO 線材導体の重さは 69 kg であるのに対し、Bi 系線材導体の重さは 59 kg と、REBCO 線材の場合に比べ 8 割程度である。



(a) 最大発生磁束密度 2 T



(b) 最大発生磁束密度 10 T

図 6.3: 運転電流密度の応力限界と REBCO 線材の磁場依存性

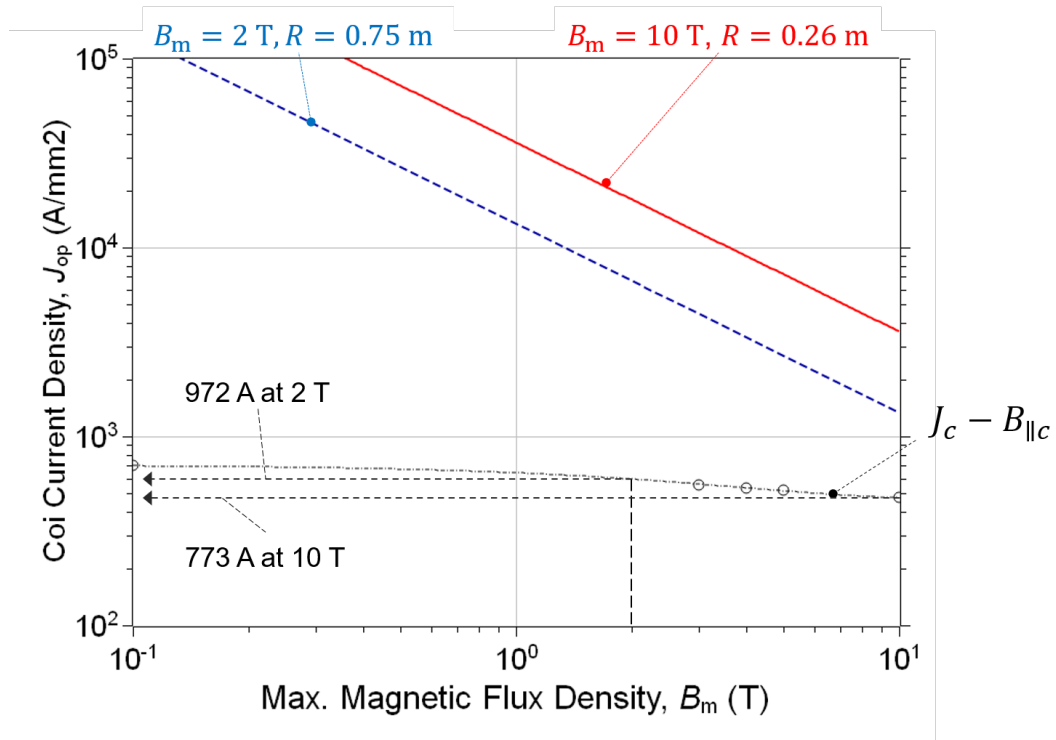


図 6.4: 運転電流密度の応力限界と Bi-2223 線材の磁場依存性

表 6.1: イットリウム系高温超電導線材の仕様

Fujilura Ltd.	
Critical Current at 77 K	285 A
Tape Thickness/Width	0.16 mm/5.0 mm
Cross-sectional Area	0.8 mm ²
Laminated Material	Hastelloy C-276
Young's Modulus	210 GPa
Critical Tensile Strength (at 77 K)	400 MPa
Critical Tensile Strain (at 77 K) ¹	0.28%

¹ Defined by critical current restoration of 99%.

表 6.2: ビスマス系高温超電導線材の仕様 [62]

Sumitomo Electric Industries. Ltd.	
Ag sheath Bi-2223 Type HT-NX	
Critical Current at 77 K	180 A- 200 A
Tape Thickness/Width	0.31 mm/4.5 mm
Cross-sectional Area	1.4 mm ²
Laminated Material	Nickel Alloy
Young's Modulus	200 GPa
Critical Tensile Strength (at 77 K)	400 MPa
Critical Tensile Strain (at 77 K) ¹	0.50%

¹ Defined by critical current restoration of 95%.

表 6.3: MJ 級 SMES 用電磁力平衡ヘリカルコイルの概略設計パラメータ

	REBCO Tape		BSCCO Tape	
Stored Energy	1.1 MJ	←	←	←
Max. Magnetic Flux Density	2 T	10 T	2 T	10 T
Coil Radius	0.75 m	0.26 m	0.75 m	0.26 m
Coil Height	0.38 m	0.13 m	0.38 m	0.13 m
Coil Current	1446 A	457 A	972 A	773 A
Superconductor Length	5.5 km	10.1 km	8.1 km	6.0 km
Conductor Weight ¹	38 kg	69 kg	80 kg	59 kg

¹ $\rho_{RE} = 8565 \text{ kg/m}^3$, $\rho_{Bi} = 7032 \text{ kg/m}^3$

6.3 まとめ

本章では、MJ 級の可搬型エネルギー貯蔵装置（以下、SMES）を例に REBCO 線材および Bi 系線材を適用した電磁力平衡ヘリカルコイルの概略設計を行った。概略設計に際し、設計条件として寸法（コイル外直径が 1.8 m 以下、コイル高さを 1.2 m 以下）、蓄積エネルギーを 1.1 MJ とし、最大発生磁束密度を 2 T と 10 T の場合について検討した。

第 2 章で導出したスケーリング則を用いて、電磁力平衡ヘリカルコイルのアスペクト比とコイル規模の関係、アスペクト比と超電導導体量との関係を調べた結果、コイル規模

は、最大発生磁束密度 $B_m = 2$ T において、アスペクト比が 11 で設計条件のコイル外径 1.8 m に到達するが、 $B_m = 10$ T では、アスペクト比が 100 以下の範囲ではこの条件を常に満足することが分かった。アスペクト比が 2 以上の範囲においては $B_m = 2$ T および 10 T の両者においてコイル高さの条件を満たすことが分かった。そこで、ソレノイドコイルと同等なコイル規模で、アスペクト比に対する超電導導体量が最小値となることに加えて、ヘリカル巻数が整数値をとることからアスペクト比を 4 と定めると、コイル大半径を最大発生磁束密度 2 T のときで 0.75 m、10 T のとき大半径を 0.26 m であった。

超電導導体量については、 $B_m = 2$ T のときでは 7.9 kAkm、 $B_m = 10$ T のときでは 4.6 kAkm と 2 T に比べて 60%程度であった。そこで、REBCO 線材と Bi 系線材を適用した電磁力平衡ヘリカルコイルにおいて、運転電流密度の応力限界と線材の臨界電流磁場依存性との関係から、REBCO 線材を適用した場合、 $B_m = 2$ T でコイル定格電流を 1446 A、 $B_m = 10$ T でコイル定格電流を 457 A とした。REBCO 線材では、テープ面を垂直に鎖交する磁場の増加による臨界電流の低下が大きいため、2 T と 10 T とで大きな差が生じている。一方、Bi 系線材の場合では、 $B_m = 2$ T でコイル定格電流を 972 A、 $B_m = 10$ T でコイル定格電流を 773 A と定めた。Bi 系線材の場合では、磁場依存性の効果が比較的小さく、2 T と 10 T とで臨界電流値の差が小さい。

コイル定格電流と超電導導体量とから、コイル導体長さおよび導体の重さを調べた結果、 $B_m = 2$ T の場合、Bi 系線材は 8.1 km の導体が必要なことに対して、REBCO 線材では 5.5 km と 7 割程度であった。またその導体重量は Bi 系線材のケースで 80 kg であるのに対し、REBCO 線材では 38 kg と 50%程度であることが分かり、より軽量なコイルであることが分かった。

一方で、 $B_m = 10$ T の場合、REBCO 線材は 10.1 km の導体が必要なことに対して、Bi 線材では 6.0 km と 60%程度であった。またその導体重量は REBCO 線材のケースで 69 kg であるのに対し、Bi 系線材では 59 kg と 85%程度であることが分かった。

第 7 章

結論

7.1 本研究の結論

本研究は、イットリウム系高温超電導線材を適用したエネルギー貯蔵用電磁力平衡ヘリカルコイルのコイル化技術の確立を目的に、イットリウム系高温超電導線材の複合曲げひずみに対する臨界電流特性と、臨界電流長手方向不均一性を考慮したヘリカルコイルの臨界電流評価手法と、電磁力平衡ヘリカルコイルの製作技術について、学位論文にまとめたものである。本研究で得られた成果を総括する。

第 2 章「高温超電導電磁力平衡ヘリカルコイルのエネルギー貯蔵装置への適用」では、電磁力平衡ヘリカルコイルについて概説し、発生応力を最小化するヘリカル巻数をベリアル定理にもとづいて導出した。また電磁力平衡ヘリカルコイルのヘリカル巻線軌道として、転倒力最小ピッチと測地線ピッチについて概説し、これらのヘリカル巻数ピッチの違いが、コイル規模、電磁力、超電導導体量、最大曲率半径に及ぼす影響を、スケーリング則により評価を行った。

1. 転倒力最小ピッチおよび測地線ピッチを持つ電磁力平衡ヘリカルコイルでは、トロイダル磁場コイルよりもコイル規模を小さくできるが、アスペクト比が大きい範囲ではソレノイドコイルよりもコイル規模が大きくなりスケールメリットが得られない。一方で、アスペクト比が 2 以上 6 以下と限定的な範囲においては、ソレノイドコイルと同等なコイル規模でエネルギー貯蔵装置の設計が可能となる。
2. アスペクト比が 4 以下の範囲では、電磁力平衡ヘリカルコイル方式の大半径方向および小半径方向の電磁力がもっとも小さいコイル方式である。すなわち電磁力低減の観点で、小アスペクト比の範囲における SMES 用超電導コイル方式としては電磁力平

衡ヘリカルコイルが最適である。またアスペクト比の増加に伴って大半径方向電磁力は単調減少を示すだけでなくゼロに漸近し、一方で小半径方向電磁力が単調に増加することから、電磁力平衡ヘリカルコイルに生じる電磁力は主にコイル巻線が担うことがわかる。

3. 電磁力平衡ヘリカルコイル方式は TFCs 方式に比べて超電導導体量を低減できるが、ソレノイドコイルよりも多くの超電導導体量が必要である。各コイル方式において超電導導体量の最小値を比較すると、電磁力平衡ヘリカルコイルはトロイダル磁場コイルに対して 8 割程度まで導体量を低減できるが、ソレノイドコイルの約 2 倍の導体量が必要である。また転倒力最小ピッチおよび測地線ピッチは類似したヘリカル軌道を有することから、両者の間に超電導導体量に大きな差はない。
4. 転倒力最小ピッチと測地線ピッチを持つ高温超電導電磁力平衡ヘリカルコイルの最大曲率を導出した。コイルスケールの増加に伴い、ヘリカル巻線に生じるテープ導体高さ方向の曲率は小さくなり、この変化は転倒力最小ピッチと測地線ピッチとで大きな違いはない。一方で、テープ導体幅方向の曲率半径は転倒力最小ピッチに比べ測地線ピッチの方が小さく、比較的小さなコイルスケールで概ねゼロに漸近する。これは REBCO 線材を適用した電磁力平衡ヘリカルコイルでは、転倒力最小ピッチよりも測地線ピッチを採用した方がより小さな超電導コイルの設計が可能であることを示す。

以上の結果より、エネルギー貯蔵用の電磁力平衡ヘリカルコイルとして、コイル規模、超電導導体量の低減、曲率の観点から、アスペクト比が 2 以上かつ 4 以下の範囲で測地線ピッチを与えた電磁力平衡ヘリカルコイルに REBCO 線材を適用することが効果的であることを示した。

以上の検討結果を踏まえて本章の最後には、REBCO 線材の適用可能性を検証することを目的として、実証用小型高温超電導電磁力平衡ヘリカルコイルの概念設計を行った。まず REBCO 線材の適用に際して設計概念と制約条件を検討し、その結果 4.2 K にて 1000 A 通電時に最大発生磁場 1 T を達成できる、外直径 306 mm の 13 層重ね巻きの 6 極直列接続のヘリカルコイルを設計した。

第 3 章「リットリウム系高温超電導線材の複合曲げひずみに対する臨界電流評価」では、REBCO 線材がヘリカル形状の曲げひずみにより変化する臨界電流を検討するために、REBCO 線材の厚み方向曲げひずみと幅方向曲げひずみを同時に加えられた状態（複合曲げひずみ）に対する臨界電流特性と、ひずみ除荷後の臨界電流回復率が 99% を維持できる可逆限界ひずみを、複合曲げ試験装置を用いて調べた。その結果を以下に整理する。

1. 複合曲げ試験装置により REBCO 線材の幅方向に一樣なひずみを与える単純引張りひ

ずみと、厚み方向曲げひずみと引張ひずみを組合せて加えたときの臨界電流特性は、線材長手方向軸ひずみのべき関数の実験式で記述できる。また厚み方向曲げひずみと引張ひずみとを同時に加えた試験により可逆限界ひずみは 0.28%であることが分かった。

2. ヘリカルコイルのように長手方向軸ひずみが線材幅方向に分布する複合曲げひずみにおいて、臨界電流低下率を定めるひずみを臨界電流とひずみの関係式中のひずみに関する項が最大となる線材長手方向軸ひずみに着目することで、単純引張ひずみや厚み方向曲げひずみに対する臨界電流低下率を定める実験式が適用できる可能性が高いと分かった。また、この複合曲げひずみにおける可逆限界ひずみ 0.27%は、厚み方向曲げひずみと引張ひずみとを同時に加えた試験で測定された可逆限界ひずみ 0.28%と、概ね同じ大きさであることが分かった。

第4章「ヘリカルコイル軌道を考慮した臨界電流評価」では、REBCO 線材短尺試料における臨界電流とひずみの関係式と、REBCO 線材の長手方向における臨界電流不均一性とヘリカルコイル形状で生じるひずみ分布を考慮することで、ヘリカルコイル全体における臨界電流低下率の分布と、コイル全体の臨界電流特性を評価する方法について検討した。

まず REBCO 線材短尺試料の臨界電流とひずみの関係式と、電磁力平衡ヘリカルコイルのコイル軌道で生じる複合曲げ分布とから、コイルの臨界電流低下率について検討した。その結果、ヘリカルコイルのポロイダル角 180° にて、無負荷状態の臨界電流に対してその 92.7%まで低下すると考えられる。

REBCO 線材短尺試料の臨界電流とひずみの関係式と、電磁力平衡ヘリカルコイルのコイル軌道で生じる複合曲げ分布の関係に、REBCO 線材が持つ臨界電流不均一性を加味して、電磁力平衡ヘリカルコイルの臨界電流を評価する方法について検討した。検討結果から、臨界電流の不均一性と複合曲げひずみとを照合し、局所的な臨界電流低下率の分布からコイル全体の電流電圧特性を計算できるモデルを導出した。

臨界電流平均値と、導出した計算モデルで得られる臨界電流値とを比較すると、より精度よくコイルの臨界電流値および電流電圧特性を評価できる可能性のあることを見出した。

第5章「イットリウム系高温超電導線材を用いたヘリカル巻線基礎技術の開発」では、開発したヘリカル巻線理論および専用巻線機を利用した製作技術の有効性を確認することを目的に、REBCO 線材を用いた試験巻線および通電試験を実施した。

テープ線材に生じる捩じれを最小化するヘリカル巻線手法を実現可能な専用巻線機を開

発し、REBCO 線材を用いてトロイダル方向 1 ターンの 6 極コイルを直列接続したテストコイルを製作した。巻線時の張力は、REBCO 線材が経験する複合曲げひずみと可逆限界ひずみ、所定の磁気エネルギーを蓄えたときに発生する最大応力、運転電流密度の応力限界の関係から、巻線張力の理論限界は下限値が 12 N、上限値が 28 N だとわかった。ここでは巻線作業容易さの観点で巻線張力を 4 N として試験巻線を行った。

この結果の妥当性を検討するために、REBCO 線材の短尺試料における臨界電流とひずみの関係式とヘリカルコイル軌道による複合曲げひずみ分布に、REBCO 線材の臨界電流不均一性を加味して、各コイルの電流電圧特性を計算した結果と実験結果を比較した結果、傾向として計算された電流電圧特性の方が比較的安全サイドに臨界電流値を見積られることがわかった。

また通算 5 度の冷却昇温サイクルを経験したテストコイルの臨界電流値が大きく低下しなかったことから、ヘリカル形状、巻線、冷却昇温の各プロセスでテストコイルの経験する最大ひずみが、REBCO 線材の可逆限界ひずみを超過しない範囲でヘリカルコイルを製作できていると可能性が高い。第 5 章で提案する巻線理論および専用ヘリカル巻線機を用いることで、REBCO 線材を使用して電磁力平衡ヘリカルコイルを製作できる可能性が高い。

第 6 章「MJ 級エネルギー貯蔵用電磁力平衡ヘリカルコイルの概略設計」では、MJ 級の可搬型エネルギー貯蔵装置（以下、SMES）を例に、REBCO 線材および Bi 系線材を適用した電磁力平衡ヘリカルコイルの概略設計を行った。

蓄積エネルギー 0.3 kWh (1.1 MJ)、最大発生磁束密度を 2 T と 10 T の 2 通り、コイル外直径 1.8 m とコイル高さ 1.2 m を上限とした条件の下、電磁力平衡ヘリカルコイルのアスペクト比とコイル規模および超電導導体量に関して比較検討を行った。

その結果、コイルアスペクト比を 4 と定めて、コイル大半径を最大発生磁束密度 2 T のときで 0.75 m、10 T のとき大半径を 0.26 m とした。またアスペクト比と超電導導体量の関係については、 $B_m = 2$ T のときでは 7.9 kAkm、 $B_m = 10$ T のときでは 4.6 kAkm と 2 T に比べて 6 割程度であった。

そこで、REBCO 線材と Bi 系線材を適用した電磁力平衡ヘリカルコイルにおいて、運転電流密度の応力限界と線材の臨界電流磁場依存性との関係から比較すると、REBCO 線材を適用した場合、 $B_m = 2$ T でコイル定格電流を 1446 A、 $B_m = 10$ T でコイル定格電流を 457 A とし、Bi 系線材の場合では、 $B_m = 2$ T でコイル定格電流を 972 A、 $B_m = 10$ T でコイル定格電流を 773 A と定めた。

コイル定格電流と超電導導体量とから、コイル導体長さおよび導体の重さを調べた結果、 $B_m = 2$ T の場合、Bi 系線材は 8.1 km の導体が必要なことに対して、REBCO 線材

では 5.5 km と 7 割程度であった。またその導体重量は Bi 系線材のケースで 80 kg であるのに対し、REBCO 線材では 38 kg と約 5 割程度であることが分かり、より軽量のコイルであることが分かった。

一方で、 $B_m = 10$ T の場合、REBCO 線材は 10.1 km の導体が必要なことに対して、Bi 線材では 6.0 km と 6 割程度であった。またその導体重量は REBCO 線材のケースで 69 kg であるのに対し、Bi 系線材では 59 kg と 8 割 5 分程度であることが分かった。

7.2 今後の課題

本研究では、REBCO 線材の単線に着目して、機械的ひずみ効果に対する臨界電流特性も弾性領域に限定した議論であった。これは弾性領域の範囲で超電導コイルの設計を行うことに立脚することで、線形的な観点を積極的に導入しようとすることを背景としている。一方で、REBCO 線材を適用した電磁力平衡ヘリカルコイルの実機実現に向けては、以下のような研究課題が必要である。

1. スケーリング則による理論限界にもとづいて設計された実証用小型電磁力平衡ヘリカルコイルの製作と、液体ヘリウム温度下における臨界電流特性と通電限界を検証することで、本研究で議論した設計手法の適用範囲とさらなる課題検討が必要である。
2. REBCO 線材短尺試料の特性から、超電導コイルの運転電流をはじめとした機器設計をするためには、複合曲げひずみに加えて磁場や温度による臨界電流への相互作用を明らかにすることが必要である。即ち、REBCO 線材の短尺試料で複合曲げひずみに加えて、温度と磁場を変数とした臨界電流特性の評価式を確立することが重要な課題である。
3. 実機設計により具体性を持たせるために REBCO 線材を用いた大型コイル導体化について、クエンチ保護の観点から安定化母材比の設計および運転電流密度の検討、そして長尺導体化の最適化の観点で設計検討が必要である。
4. エネルギー貯蔵時の定常状態において電磁力平衡ヘリカルコイルに生じる熱損失と、エネルギー入出力時の過渡状態における超電導導体内の電流分布を検討し、エネルギー貯蔵システム全体の総合効率を検討する必要がある。

参考文献

- [1] 経済産業省資源エネルギー庁, “平成 29 年度エネルギーに関する年次報告 (エネルギー白書 2018),” pp. 195-197, 2018 年 6 月.
- [2] 経済産業省資源エネルギー庁, “第 5 次エネルギー基本計画,” 2018 年 7 月.
- [3] 首相官邸ホームページ, “第 203 回国会における菅内閣総理大臣所信表明演説,” https://www.kantei.go.jp/jp/99_suga/statement/2020/1026shoshinhyomei.html, 2020 年 10 月 26 日.
- [4] Home page of ICEF, <http://www.icef-forum.org> (Last access: 2021.02.14).
- [5] 村岡克紀, “これからのエネルギー,” 産業図書, pp.126, 2012.
- [6] 荻本和彦, “再生可能エネルギーの発電予測とシステム技術,” 電気学会論文誌 B (電力・エネルギー部門誌), 134 巻, 6 号, pp. 473-476, 2014 年 6 月.
- [7] K. Prasertwong, N. Mithulanathan and D. Thakur, “Understanding Low-Frequency Oscillation in Power Systems,” in *The International Journal of Electrical Engineering & Education*, vol. 47, issue 3, pp. 248-262, July 2010, doi: 10.7227/IJEEE.47.3.2.
- [8] J. Ma, P. Zhang, H. Fu, B. Bo and Z. Dong, “Application of Phasor Measurement Unit on Locating Disturbance Source for Low-Frequency Oscillation,” in *IEEE Transactions on Smart Grid*, vol. 1, no. 3, pp. 340-346, Dec. 2010, doi: 10.1109/TSG.2010.2071889.
- [9] 仁田 旦三, 白井 康之, 伊藤 之一, “超電導エネルギー貯蔵装置による電力系統の定常安定度の把握,” 電気学会論文誌 B (電力・エネルギー部門誌), 116 巻, 6 号, pp. 678-684, 1996.
- [10] T. Yonezu, T. Nitta and J. Baba, “On-line identification of real parts of eigenvalues of power system by use of superconducting magnetic energy storage,” 2008 IEEE Power and Energy Society General Meeting - Conversion and Delivery of Electrical Energy in the 21st Century, Pittsburgh, PA, USA, 2008, pp. 1-7, doi: 10.1109/PES.2008.4596943.
- [11] S. Nomura, T. Nitta and T. Shintomi, “Mobile Superconducting Magnetic Energy Storage for On-Site Estimations of Electric Power System Stability,” in *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, vol. 30, no. 4, pp. 1-7, June 2020,

art no. 5700207, doi: 10.1109/TASC.2020.2982877.

- [12] 野村新一, “電力システムの系統安定化問題と超電導磁気エネルギー貯蔵 (SMES) への期待,” 電気計算, 2020 年 10 月号, pp. 30-37.
- [13] S. Nagaya, N. Hirano, T. Katagiri, T. Tamada, K. Shikimachi, Y. Iwatani, F. Saito and Y. Ishii, “The state of the art of the development of SMES for bridging instantaneous voltage dips in Japan,” in *Cryogenics*, vol. 52, issue 12, pp. 708-712, 2012, doi: 10.1016/j.cryogenics.2012.04.014.
- [14] S. Nomura, Y. Ohata, T. Hagita, H. Tsutsui, S. Tsuji-Iio and R. Shimada, “Helically wound coils for high field magnets,” in *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, vol. 14, no. 2, pp. 709-712, June 2004, doi: 10.1109/TASC.2004.830080.
- [15] H. Tsutsui, S. Nomura and R. Shimada, “Optimization of SMES coil by using virial theorem,” in *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, vol. 12, no. 1, pp. 800-803, March 2002, doi: 10.1109/TASC.2002.1018522.
- [16] Y. Miura, M. Sakota and R. Shimada, “Force-Free Coil Principle Applied to Helical Winding,” *IEEE Transantion Magnetics*, Vol. 30, No. 4, pp.2573-2576, July 1994.
- [17] S. Nomura, H. Tsutsui, N. Watanabe, C. Suzuki, S. Kajita, Y. Ohata, T. Takaku, E. Koizumi, S. Tsuji-Iio and R. Shimada, “Demonstration of the stress-minimized force-balanced coil concept for SMES,” in *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, vol. 13, no. 2, pp. 1852-1855, June 2003, doi: 10.1109/TASC.2003.812924.
- [18] S. Nomura, K. Kasuya, N. Tanaka, K. Tsuboi, H. Tsutsui, S. Tsuji-Iio and R. Shimada, “Experimental Results of a 7-T Force-Balanced Helical Coil for Large-Scale SMES,” in *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, vol. 18, no. 2, pp. 701-704, June 2008, doi: 10.1109/TASC.2008.920552.
- [19] 野村 新一, 粕谷 幸司, 田中 規博, 坪井 謙児, 筒井 広明, 嶋田 隆一, ニノ宮 晃, 石郷岡 猛, “超電導磁気エネルギー貯蔵用電磁力平衡コイルの実証モデル開発”, 電気学会論文誌B (電力・エネルギー部門誌), 2009, 129 巻, 11 号, pp. 1311-1318.
- [20] 日本物理学会, “2019 年日本における「ヘリウム危機」問題,” 2019 年 12 月.
- [21] 株式会社ガスレビュー, “ヘリウムの世界需給との本の調達見直し”, 2019 年 11 月.
- [22] 大家 泉, “ヘリウム需給の見通し,” 高圧力の科学と技術, 2012, 22 巻, 3 号, pp. 185-190.

- [23] イットリウム系高温超電導コイル化技術調査専門委員会, “イットリウム系高温超電導マグネット技術の研究開発動向,” 電気学会技術報告, 第 1375 号, pp. 1-55, 2016 年 3 月.
- [24] 菅野 未知央, “REBCO 線材のひずみ効果,” 低温工学, 2011, 46 巻, 5 号, pp. 220-232.
- [25] 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,” in *Superconductor Science and Technology*, vol. 21, no. 11, October 2008, art no. 115019.
- [26] D C van der Laan, J W Ekin, J F Douglas, C C Clickner, T C Stauffer and L F Goodrich, “Effect of strain, magnetic field and field angle on the critical current density of $\text{YBa}_2\text{Cu}_3\text{O}_{7-\delta}$ coated conductors,” in *Superconductor Science and Technology*, vol. 23, no. 7, July 2010, art no. 072001.
- [27] T. Yagai, Y. Kimura, H. Kamada, S. Nomura, T. Nakamura, H. Tsutsui, H. Yoshida, M. Kudo, H. Chikaraishi, Y. Nagato and S. Imagawa, “Strain Distribution of Complex-Bending YBCO Tape in Force-Balanced Coil Applied to SMES,” in *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, vol. 26, no. 4, pp. 1-5, June 2016, art no. 8401905, doi: 10.1109/TASC.2016.2541670.
- [28] T. Yagai, Y. Kimura, H. Kamada, S. Nomura, T. Nakamura, H. Tsutsui, H. Yoshida, M. Kudo, H. Chikaraishi, Y. Nagato and S. Imagawa, “Experimental Investigation of Complex Bending-Effect on Superconducting Characteristic of YBCO Tape Applied to Force-Balanced-Coil for Superconducting Magnetic Energy Storage Device,” in *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, vol. 27, no. 4, pp. 1-5, June 2017, art no. 6603105, doi: 10.1109/TASC.2017.2654422.
- [29] S Furtner, R Nemetschek, R Semerad, G Sigl and W Prusseit, “Reel-to-reel critical current measurement of coated conductors,” in *Superconductor Science and Technology*, vol. 17, no.5, March 2004, art no.S281.
- [30] K. Nakao, T.Machi, S. Miyata, T. Muroga, A. Ibi, T. Watanabe, M. Konishi, Y. Yamada, Y. Kitoh, H. Fuji, Y. Aoki, T. Izumi and Y. Shiohara, “Non-destructive characterization of long coated conductors using a Hall sensor array,” in *Physica C*, vol.s 445-448, 1 October 2006, Pages 669-672.
- [31] H. Tsutsui, S. Tsuji-Iio, S. Nomura, T. Yagai, T. Nakamura, H. Chikaraishi, N. Yanagi and S. Imagawa, “Edgewise Bending Strain in Helical Coils With Geodesic Windings Based on Virial Theorem,” in *IEEE Transactions on Ap-*

- plied Superconductivity, vol. 26, no. 4, pp. 1-4, June 2016, art no. 4901704, doi: 10.1109/TASC.2016.2535779.
- [32] 松下照男, 長村光造, 住吉文夫, 圓福敬二, “超伝導応用の基礎,” 米田出版, 2004 年, 第 3 章.
- [33] 近藤潤次, 藤田崇, 筒井広明, 佐藤義久, 飯尾俊二, 嶋田隆一, “電磁力平衡コイルのトカマク装置への適用,” 電気学会論文誌 B (電力・エネルギー部門誌), 1998, 118 巻, 2 号, pp. 191-198.
- [34] S. Nomura, T. Osaki, J. Kondoh, H. Tsutsui, S. Tsuji-Iio, Y. Sato and R. Shimada, “Force-balanced coil for large scale SMES,” in IEEE Transactions on Applied Superconductivity, vol. 9, no. 2, pp. 354-357, June 1999, doi: 10.1109/77.783308.
- [35] R. W. Moses, Jr., “Configurational Design of Superconductive Energy Storage Magnets,” in Advances in Cryogenic Engineering, 21, C-2, pp. 140-148, 1975.
- [36] 宮健三, “超電導マグネット工学,” 核融合研究, 第 56 巻第 2 号, 講座 核融合炉工学入門 2-2, pp. 105-114, 1986 年 8 月.
- [37] 三浦友史, 迫田充代, 嶋田隆一, “強磁界発生用超電導電磁力平衡コイルの概念検討”, 電気学会論文誌 D 114 巻 11 号, pp. 1155-1161, 1994.
- [38] 山崎耕造, “トカマクの高ベータ化と MHD 不安定性,” 核融合研究, 1985, 54 巻, 1 号, pp. 5-38.
- [39] C. L. Longmire, Elementary Plasma Physics, New York, London: Interscience Publishers, pp. 68-70, 1963.
- [40] 後藤憲一, 山崎修一郎, “詳解電磁気学演習,” 共立出版株式会社, 2010 年. pp. 284-286.
- [41] 野村新一, “エネルギー貯蔵用電磁力平衡コイルの形状と製作技術に関する研究,” 東京工業大学大学院学位論文, 2001 年, pp. 10-14.
- [42] R. Boom, B. Haimson, G. McIntosh, H. Peterson and W. Young, “Superconductive energy storage for large systems,” in IEEE Transactions on Magnetics, vol. 11, no. 2, pp. 475-481, March 1975, doi: 10.1109/TMAG.1975.1058584.
- [43] R. W. ブーム著, 増田正美, 井上昌夫訳, “超電導エネルギー貯蔵の設計と評価,” 株式会社エヌ・ティー・エス, 1992 年, pp. 91-123.
- [44] 前掲 “エネルギー貯蔵用電磁力平衡コイルの形状と製作技術に関する研究,” pp. 21-40.
- [45] 藤田真司, 大保雅載, 竹内友章, 中村直識, 鈴木龍次, 飯島康裕, 伊藤雅彦, 齋藤隆,

- “RE系超電導線材の特性評価,” 低温工学, 第48巻第4号, 2013年4月25日, pp. 172-177.
- [46] C. C. Clickner, J. W. Ekin, N. Cheggour, C. L. H. Thieme, Y. Qiao, Y. -Y. Xie and A. Goyal, “Mechanical properties of pure Ni and Ni-alloy substrate materials for Y-Ba-Cu-O coated conductors,” in *Cryogenics*, vol. 46, issue 6, pp. 432-438, June 2006.
- [47] M. N. Wilson, “*Superconducting Magnets*,” Clarendon Press, 1983.
- [48] Y. Iwasa, “*Case Studies in Superconducting Magnets (second edition)*,” Springer, 2009.
- [49] 社団法人低温工学会, “超伝導・低温光学ハンドブック,” オーム社, 1993, 1158 pages.
- [50] 佐藤義久, 近藤潤次, 嶋田隆一, 京藤哲, 浜島高太郎, “超電導磁気エネルギー貯蔵用電磁力平衡コイルの実験,” 電気学会論文誌 D, 188 巻 3 号, pp. 402-409, 平成 10 年 3 月.
- [51] National High Magnetic Field Laboratory, “Engineering Critical Current Density vs. Applied Field for Superconductors Available in Long Lengths,” April 2014, <http://fs.magnet.fsu.edu/lee/plot/plot.htm>.
- [52] Y. Kimura, H. Kamada, S. Nomura, T. Yagai, T. Nakamura, H. Chikaraishi, N. Yanagi and S. Imagawa, “Development of a Prototype Winding Machine for Helical Coils Using High-Temperature Superconducting Tapes,” in *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, vol. 26, no. 4, pp. 1-4, June 2016, art no. 4202104, doi: 10.1109/TASC.2016.2531979.
- [53] H. Kamada, A. Ninomiya, S. Nomura, T. Yagai, T. Nakamura and H. Chikaraishi, “Development of 1-T Class Force-Balanced Helical Coils Using REBCO Tapes,” in *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, vol. 30, no. 4, pp. 1-5, June 2020, art no. 4600905, doi: 10.1109/TASC.2020.2971461.
- [54] M. Sugano, K. Shikimachi, N. Hirano and S. Nagaya, “The reversible strain effect on critical current over a wide range of temperatures and magnetic fields for YBCO coated conductors,” in *Superconductor Science and Technology*, vol. 23, no. 8, art no.085013, July 2010.
- [55] K. Osamura, S. Machiya and G. Nishijima, “Reversible stress and strain limits of the critical current of practical REBCO and BSCCO wires,” in *Superconductor Science and Technology*, vol. 29, no. 9, art no.094003, July 2016.
- [56] S. Imagawa, N. Yanagi, S. Yamaguchi, T. Satow, J. Yamamoto, O. Motojima, T.

- Senba, S. Suzuki, K. Nakanishi, K. Asano, T. Yamagiwa, "Construction of helical coil winding machine for LHD and on-site winding," in *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 32, no. 4, pp. 2248-2251, July 1996, doi: 10.1109/20.508613.
- [57] K. Kitamura, M. Shibui, S. Tsuruga, S. Mizumaki, K. Nakamoto, K. Yamamoto, H. Shinohara, J. Yamamoto, K. Takahata, T. Mito, S. Yamada, A. Nishimura and O. Motojima, "Mechanical analysis and fabrication of the R&D forced-flow helical coil (TOKI-PF)," in *Fusion Engineering and Design*, vol. 20, 1993, Pages 167-174.
- [58] S. Nomura, K. Yamagata, D. Ajiki, N. Watanabe, H. Ajikawa, S. Tsuji-Iio, R. Shimada M. Kyouto and Y. Sato, "Construction of 320 kJ superconducting force-balanced coil," in *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, vol. 10, no. 1, pp. 820-823, March 2000, doi: 10.1109/77.828357.
- [59] 内山洋司ほか, "エネルギーの貯蔵・輸送," 株式会社エヌ・ティー・エス, 2008年.
- [60] H. Hayashi, K. Honda, H. Kanetaka, T. Sannomiya, T. Imayoshi, K. Tsutsumi, F. Irie, M. Takeo, K. Funaki, T. Ezaki, H. Okada, R. Ito, F. Sumiyoshi, S. Ioka, K. Atano, S. Nose and H. Yamamura, "Results of tests on components and the system of 1 kWh/1 MW module-type SMES," in *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, vol. 9, no. 2, pp. 313-317, June 1999, doi: 10.1109/77.783298.
- [61] 長屋 重夫, 平野 直樹, 式町 浩二, "SMES 式瞬低補償装置," *電気学会誌*, 2008, 128 巻, 9 号, pp. 614-617.
- [62] 長部吾郎, 山崎浩平, 中島隆芳, 門谷琢郎, 小林慎一, 加藤武志, "高強度 Ni 合金補強 Bi-2223 超電導線材," *SEI テクニカルレビュー* 2017 年 1 月号, 第 190 号, pp. 9-14.

研究業績

学術論文

1. °H. Kamada, A. Ninomiya, S. Nomura, T. Yagai, T. Nakamura, and H. Chikaraishi, “Development of 1-T Class Force-Balanced Helical Coils Using REBCO Tapes,” IEEE Transactions on Applied Superconductivity, February 2020, Volume: 30, Issue: 4, No. 4600905
2. °T. Yagai, H. Akai, L. D. Ryun, H. Kamada, S. Nomura, H. Tsutsui, T. Nakamura, H. Chikaraishi, N. Yanagi, and S. Imagawa, “Experimental Investigation of Complex Bending-Effect on Superconducting Characteristic of YBCO Tape Applied to Force-Balanced-Coil for Superconducting Magnetic Energy Storage Device,” IEEE Transactions on Applied Superconductivity, July 2017, Volume: 27, Issue: 4, No. 6603105

学会発表

1. °H. Kamada, A. Ninomiya, S. Nomura, T. Yagai, T. Nakamura, H. Chikaraishi, “Critical Current Properties of Force-Balanced Helical Coils Using REBCO Tapes Cooled in Liquid Nitrogen,” 10th ACASC/2nd Asian ICMC/CSSJ Joint Conference, Okinawa Convention Center (Okinawa · Japan), January 2020
2. °H. Kamada, A. Ninomiya, S. Nomura, T. Yagai, T. Nakamura, H. Chikaraishi, “Development of 1-T Class Force-Balanced Helical Coils Using REBCO Tapes,” The 26th International Conference on Magnet Technology, Hyatt Regency Hotel Downtown Vancouver (Vancouver · Canada), September 2019
3. °鎌田太陽, ニノ宮晃, 野村新一, 谷貝剛, 中村武恒, 力石浩孝, “1 T級高温超電導電磁力平衡ヘリカルコイル—複合ひずみ効果に基づいたヘリカル巻線張力の検証—,” 2019年春季低温工学・超電導学会, つくばイノベーションプラザ(茨城)
4. °鎌田太陽, ニノ宮晃, 野村新一, 谷貝剛, 中村武恒, 力石浩孝, “1 T級高温超電導電磁力平衡ヘリカルコイルの開発—電流負荷特性と複合ひずみ効果—,” 平成31年電気学会全国大会, 北海道科学大学(北海道)

5. ° 冨塚貴大, 鎌田太陽, ニノ宮晃, 野村新一, “超音波信号を用いた REBCO 線材の層間剥離診断法の再現性評価,” 平成 31 年電気学会全国大会, 北海道科学大学 (北海道)
6. ° 鎌田太陽, ニノ宮晃, 野村新一, 谷貝剛, 中村武恒, 力石浩孝, “1 T 級高温超電導電磁力平衡ヘリカルコイル—線材長手方向ひずみ分布に対する臨界電流評価—,” 2018 年秋季低温工学・超電導学会, 山形テルサ (山形)
7. ° 冨塚貴大, 鎌田太陽, ニノ宮晃, 野村新一, “超音波透過信号を用いた室温環境下における REBCO 線材の剥離診断—超音波透過特性と臨界電流特性の評価—,” 2018 年秋季低温工学・超電導学会, 山形テルサ (山形)
8. ° 鎌田太陽, 植木徹, ニノ宮晃, 野村新一, 谷貝剛, 中村武恒, 力石浩孝, “高温超電導コイルの巻線ひずみに対する臨界電流特性の外部磁場依存性に関する実験研究,” 2018 年春季低温工学・超電導学会, タワーホール船堀 (東京)
9. ° 許航, 鎌田太陽, ニノ宮晃, 野村新一, “二組のヘルムホルツコイルと傾斜磁場コイルを利用した微小磁性体位置制御の実験研究,” 2018 年春季低温工学・超電導学会, タワーホール船堀 (東京)
10. ° H. Kamada, T. Ueki, A. Ninomiya, S. Nomura, T. Yagai, T. Nakamura, H. Chikaraishi, “Test Winding of a 1-T Class Force-Balanced Coils Using High Temperature Superconducting Tapes,” The 25th International Conference on Magnet Technology, RAI Amsterdam (Amsterdam · The Netherlands), September 2017
11. ° T. Ueki, H. Kamada, A. Ninomiya, S. Nomura, T. Yagai, T. Nakamura, H. Chikaraishi, “Experimental Study on the Mechanical Stress Effect on the Degradation of High Temperature Superconducting Coils,” The 25th International Conference on Magnet Technology, RAI Amsterdam (Amsterdam · The Netherlands), September 2017
12. ° H. Kamada, A. Ninomiya, S. Nomura, T. Yagai, T. Nakamura, H. Tsutsui, H. Chikaraishi, N. Yanagi, S. Imagawa, “Critical Current Properties of the Force-Balanced Helical Coil with a Complex Stresses Distributions Using High Temperature Superconducting Tapes,” 1st ACASC/2nd Asian ICMC/CSSJ Joint Conference, Kanazawa Kageki-za (Kanazawa · Japan), November 2016
13. ° H. Akai, T. Yagai, L. D. Ryun, H. Kamada, A. Ninomiya, S. Nomura, T. Nakamura, H. Tsutsui, H. Chikaraishi, N. Yanagi, S. Imagawa, “Critical Current Properties of the Force-Balanced Helical Coil with a Complex Stresses Distributions Using High Temperature Superconducting Tapes,” 1st ACASC/2nd Asian

- ICMC/CSSJ Joint Conference, Kanazawa Kageki-za (Kanazawa·Japan) , November 2016
14. °H. Kamada, A. Ninomiya, S. Nomura, T. Yagai, T. Nakamura, H. Tsutsui, H. Chikaraishi, N. Yanagi, S. Imagawa, “Evaluation of Mechanical Stresses in High-Temperature Superconducting during the Helical Winding Process,” 2016 Applied Superconductivity Conference, Colorado Convention Center (Denver · United States), September 2016
 15. °T. Yagai, L. D. Ryun, H. Kamada, A. Ninomiya, S. Nomura, T. Nakamura, H. Tsutsui, H. Chikaraishi, N. Yanagi, S. Imagawa, “Experimental Investigation of Strain Distribution of YBCO under Complex Bending Situations and its Effect on Superconducting Property,” 2016 Applied Superconductivity Conference, Colorado Convention Center (Denver · United States), September 2016
 16. ° 谷貝剛, LEE DONG RYUN, 鎌田太陽, 野村新一, 中村武恒, 筒井広明, 力石浩孝, 柳長門, 今川信作, 工藤正美, 吉田洋, “YBCO 線材の複合曲げ試験による歪みの分布と超電導特性,” 2015 年秋季低温工学・超電導学会, 姫路商工会議所 (兵庫)
 17. °Y. Kimura, H. Kamada, S. Nomura, T. Yagai, T. Nakamura, H. Tsutsui, H. Chikaraishi, N. Yanagi, S. Imagawa, “Development of a prototype winding machine for helical coils using high-temperature superconducting tapes,” The 24th International Conference on Magnet Technology, Coex (Seoul · Korea)
 18. °L. D. Ryun,, T. Yagai, Y. Kimura, H. Kamada, S. Nomura, T. Nakamura, H. Tsutsui, H. Yoshida, M. Kudo, H. Chikaraishi, N. Yanagi, S. Imagawa, “Strain distribution of complex-bending YBCO tape in force-balanced coil applied to SMES,” The 24th International Conference on Magnet Technology, Coex (Seoul · Korea)
 19. °鎌田太陽, 木村祐介, 野村新一, 谷貝剛, 中村武恒, 筒井広明, 力石浩孝, 柳長門, 今川信作, “高温超電導電磁力平衡ヘリカルコイルの開発—ヘリカル巻線機試作機開発—,” 2015 年春季低温工学・超電導学会, 産業技術総合研究所つくばセンター共用講堂 (茨城)
 20. ° 木村祐介, 鎌田太陽, 野村新一, 谷貝剛, 中村武恒, 筒井広明, 力石浩孝, 柳長門, 今川信作, “高温超電導電磁力平衡ヘリカルコイルの開発—モデルコイルの設計と巻線技術の検討—,” 2015 年春季低温工学・超電導学会, 産業技術総合研究所つくばセンター共用講堂 (茨城)
 21. ° 谷貝剛, 木村祐介, 鎌田太陽, 野村新一, 中村武恒, 筒井広明, 力石浩孝, 柳長門, 今

川信作, 工藤正美, 吉田洋, “YBCO 線材を用いた電磁力平衡コイルの複合曲げによる歪み分布の評価,” 2015 年春季低温工学・超電導学会, 産業技術総合研究所つくばセンター共用講堂 (茨城)

受賞歴

1. “Outstanding Poster Presentation Award of 10th ACASC/2nd Asian ICMC/CSSJ,” H. Kamada, 10th ACASC/2nd Asian ICMC/CSSJ Joint Conference, Okinawa Convention Center (Okinawa), January 2020

謝辞

本研究の一部は、日本学術振興会の科学研究費助成事業の研究課題「高温超電導線材の機械的ひずみ効果の評価法とコイル化技術に関する基礎研究」の助成を受けて実施されました。共同研究関係の皆様深く感謝申し上げます。

本研究は明治大学理工学部電気電子生命学科超電導応用技術研究室で行われたものであり、本研究の遂行および本論文の作成にあたり、終始懇切な御指導、御助言を賜りました、明治大学理工学部野村新一准教授に心より感謝し厚く御礼申し上げます。野村先生には、数多くの研究発表や議論の場を与えて頂き、研究者としての心構えを身につけることができました。誠にありがとうございました。

本論文の審査を頂いた明治大学理工学部熊野照久教授、川崎章司准教授、自然科学研究機構核融合科学研究所力石浩孝准教授には、本研究で得られた成果を工学的に実現するために、大変有益な御指導、御助言を頂き誠にありがとうございました。

本研究の遂行にあたり、高温超電導線材を用いたコイル設計やコイル製作について御指導、御助言を賜り、また SMES の社会実装に向けて熱い議論を度々頂きました、客員研究員の二ノ宮晃先生に厚く御礼申し上げます。

第3章の実験遂行にあたり、複合曲げ試験装置の使い方や、線材の評価方法について御指摘、御助言を賜りました上智大学理工学部機能創造理工学科谷貝剛教授に厚く御礼申し上げます。ご多忙の中、実験指導や貴重な議論をいただきまして誠にありがとうございました。

第5章の臨界電流の応力限界検討にあたり、貴重な議論や御指摘を賜りました京都大学大学院工学研究科中村武恒特定教授に厚く御礼申し上げます。

第3章の実験を行うにあたり、研究活動をともにした上智大学理工学部機能創造理工学科令和元年度修了 田中勇之介氏には、本研究に関する有意義な議論や、実験装置の製作および夜遅くまでの実験など大変お世話になりました。深く感謝致します。

野村研究室の先輩である松本勲様には電子工作に関して有益な御助言を頂きました。また進路に関するご相談させて頂き誠にありがとうございました。宇佐美貴史様には、高温超電導材料に関する研究状況や御助言を頂きました。ここに記し、深謝致します。

野村研究室の博士後期過程3年 Xu Hang 氏には、各々で異なる研究テーマに従事しつつも常にお互いの研究について議論を交わし、切磋琢磨し、非常に有意義な研究生活を送ることができました。心より感謝申し上げます。

本研究の遂行にあたり研究活動をともにした平成29年度博士前期過程修了植木徹氏，平成30年度博士前期過程修了 冨塚貴大氏，平成30年度学部修了 深田健司氏，平成30年度学部修了 吉田健一郎氏令和元年度学部修了 青木千早氏，令和元年度学部修了 廣政遼哉氏，博士前期過程2年 川村健太氏，博士前期課程1年 青柳晃太氏，学部4年 石森政秀氏，学部4年 深井悠太郎氏には，本研究に関する有意義な議論，実験装置の設計製作および夜遅くまでの実験，また朝早くからの巻線機製作，ヘリカルコイル製作など大変お世話になりありがとうございました。そして，快く実験の手伝いを引き受けて下さった野村研究室の皆様へ深く感謝致します。もし，皆様の協力が無ければ研究成果を上げることは難しかったでしょう。研究活動だけでなく，有意義な学生生活をともに過ごした野村研究室の先輩および後輩一同に感謝致します。

本研究を行うにあたり，以上の方々以外にも多くの方にご協力いただきました。最後に，学生生活の終始にわたり支え励まし続けてくれた，家族に心より感謝申し上げます。

2021年2月

鎌田太陽