

論文 / 著書情報
Article / Book Information

題目(和文)	希土類系高温超電導線材を用いた浮上式鉄道用超電導磁石の実現に向けた研究
Title(English)	
著者(和文)	水野克俊
Author(English)	Katsutoshi Mizuno
出典(和文)	学位:博士(工学), 学位授与機関:東京工業大学, 報告番号:甲第11125号, 授与年月日:2019年3月26日, 学位の種別:課程博士, 審査員:岡村 哲至,奥野 喜裕,末包 哲也,肖 鋒,長崎 孝夫
Citation(English)	Degree:Doctor (Engineering), Conferring organization: Tokyo Institute of Technology, Report number:甲第11125号, Conferred date:2019/3/26, Degree Type:Course doctor, Examiner:,,,,
学位種別(和文)	博士論文
Type(English)	Doctoral Thesis

平成 30 年度 学位論文

希土類系高温超電導線材を用いた浮上式鉄道用
超電導磁石の実現に向けた研究

東京工業大学 工学院 機械系
機械コース
水野克俊

指導教員
岡村哲至 教授

平成 31 年 3 月

目次

第1章	序論	1
1.1	背景	1
1.2	車載超電導磁石の基本構成	1
1.3	希土類系高温超電導磁石の基礎研究	2
1.4	車載超電導磁石の要求仕様と設計指針	4
1.5	本研究の目的と課題	6
1.5.1	アウトガスによる熱侵入の増加	7
1.5.2	超電導コイルのエポキシ樹脂含浸に伴う劣化	8
1.5.3	希土類系高温超電導コイルおよび周辺部品の設計	10
1.5.4	振動に伴う発熱	11
1.6	本論文の構成	13
第2章	アウトガスに関する基礎研究	14
2.1	アウトガスおよび吸着剤評価試験装置	14
2.2	樹脂材料からのアウトガス評価試験	16
2.3	アルミニウム，多層断熱材からのアウトガス評価試験	21
2.4	吸着剤評価試験	29
2.5	長期高温磁石運用に必要な吸着剤量概算	33
2.6	まとめ	36
第3章	劣化回避と冷却性を両立したコイル製作手法	37
3.1	劣化回避と冷却性両立のコンセプト	37
3.2	樹脂浸透予測	38
3.3	樹脂材料の基礎特性試験	41
3.4	小型コイルを用いた臨界電流・熱抵抗測定試験	44
3.5	検証用レーストラックコイルを用いた振動試験	47
3.6	コイル製作の方針について	51
3.7	まとめ	52
第4章	実機大希土類系高温超電導コイルの開発	53
4.1	基本仕様	53
4.2	コイル設計と負荷率予測	57

4.3	コイルケース設計検討	61
4.4	パンケーキコイル製作・臨界電流確認	64
4.5	実機大希土類系高温超電導コイル励磁試験	65
4.6	まとめ	73
第5章	実機大希土類系高温超電導コイルの機械加振試験	74
5.1	有限要素法による渦電流発熱評価	74
5.2	モード解析	77
5.3	機械加振試験準備	80
5.3.1	実機大コイル樹脂充填	80
5.3.2	機械加振試験装置	82
5.3.3	実験手順	84
5.4	1点加振試験	85
5.4.1	周波数応答関数	85
5.4.2	連続共振試験時の発熱評価	92
5.5	2点加振試験	95
5.5.1	周波数応答関数	95
5.5.2	連続共振試験時の発熱評価	100
5.6	加振点数による変形状比較	104
5.7	すべり速度と発熱量に関する考察	105
5.8	まとめ	108
第6章	結論	110
付録		113
参考文献		119
謝辞		125

第1章 序論

1.1 背景

1964年の東海道新幹線の開業の2年前に、国鉄の鉄道技術研究所で超高速鉄道の開発は始まっており、1966年には Powell & Danby が発表した超電導磁石を用いた誘導反発型磁気支持・案内方式が提案された。これを受けて鉄道技術研究所では超電導磁気浮上の研究開発に着手しており、推進には車載超電導磁石を利用した地上1次のリニア同期モータ(LSM)を用いる構成を採用している[1-1]。研究所構内での超電導磁気浮上 LSM 推進の走行試験を経て、1977年に宮崎実験線が建設された。宮崎実験線では無人実験車両による 517 km/h 走行、ガイドウェイのU字形化、有人車両による 411 km/h 走行などの成果を上げている。これらの成果に基づき、1996年には山梨実験線が開設され、営業線に向けた開発が進められている[1-2]。

1.2 車載超電導磁石の基本構成

浮上式鉄道は、地上に LSM 推進のための常電導コイル(以下、推進コイル)と誘導反発型磁気支持・案内のための常電導コイル(以下、浮上案内コイル)が配置され、車両には LSM 推進と浮上・案内兼用の超電導磁石が配置されている。車載超電導磁石の基本構成を図 1-1 に示す。車載超電導磁石には、4極のレーストラック形状の超電導コイルが搭載されており、コイルの冷却には液体ヘリウムが用いられている。断熱のため超電導磁石内部は真空に保たれているものの、超電導コイルの支持構造やふく射による熱侵入は存在し、これらを低減するため、ふく射シールドと呼ばれる断熱構造も有している。ふく射シールドは超電導コイルを囲むようにあり、液体窒素で冷却されている。また、蒸発した液体ヘリウムや液体窒素を再液化するための極低温冷凍機がそれぞれの寒剤タンクに取り付けられている[1-2]。超

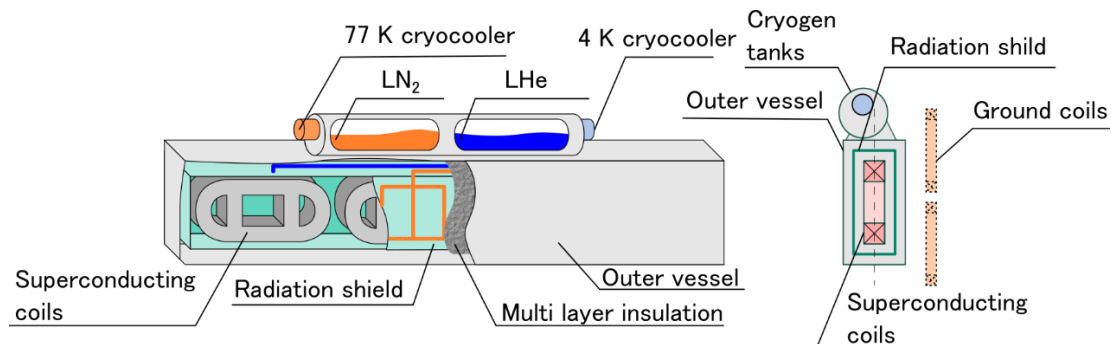


図 1-1 車載超電導磁石基本構造

電導コイルは永久電流モードで運用され、基本仕様としては定格電流 500 A、コイルターン数 1400(1 極あたり)、その積である起磁力は 700 kA である[1-3].

1.3 希土類系高温超電導磁石の基礎研究

浮上式鉄道用の車載超電導磁石や磁気共鳴画像診断装置(Magnetic Resonance Imaging: MRI)に代表される超電導機器においては、低温超電導材料の一種であるニオブチタン(NbTi)が主に用いられている[1-4]. ニオブチタンは転移温度が 9.5 K と低いため、冷却方法としては 1.2 節に示した車載超電導磁石のように、液体ヘリウムによる浸漬冷却が一般的である[1-5]. 冷凍機だけでも 4 K 以下の低温を得ることは可能ではあるものの、10 K を下回る温度域では物質の比熱は極端に小さくなる. 図 1-2 に示すように銅やアルミニウムの場合、室温と比べて比熱は 1000 分の 1 以下になるため安定冷却が困難であり、冷凍機が異常停止した際には超電導コイルの温度が瞬時に上昇しクエンチしてしまう恐れがある.

しかしながら、1986 年に Bednorz と Müller が酸化物高温超電導体を発見して以来、機器応用に向けた高温超電導線材やバルク体の開発が進められている. 超電導磁石の高温化が実現できれば、液体ヘリウムを用いなくとも冷凍機だけで安定冷却が可能になるため、超電導磁石の運用コストの低減や冷却・断熱構造の簡素化、および超電導磁石の軽量化といった利点が得られる. あるいは、高温超電導体を液体ヘリウム温度まで冷却することにより、低温超電導体だけでは成し得なかった 30 T を超える超高磁場磁石の実現も期待されている[1-7].

鉄道総合技術研究所においては、高温超電導材料の一種である希土類系高温超電導体(Rare Earth-Barium-Copper-Oxide: REBCO)に着目している. 希土類系高温超電導体はビスマス系高温超電導体(BSCCO)と比較すると磁場中での電流密度に優れているため、超電導磁石応用に適した材料と言える. 2006 年にバルク体電流リードの開発を行っており[1-8], 2007 年には浮上式鉄道用の希土類系高温超電導磁石の実現を目標とした基礎研究に着手している[1-9]. 希土類系高温超電導線材の通電特性に基づけば、コイル重量を現状と同等とした場合、運用温度は 40 ~50 K 程度まで引き上げることができると試算された[1-10]. そして、2010 年にはモバイルマグネット(図 1-3 a)を開発しており[1-11], 実際の車載超電導磁石と比較すると 1/4 スケールながらもレーストラック形状の希土類系高温超電導コイルを有しており、最大 1 T の磁束密度が発生可能である. このモバイルマグネットは希土類系高温超電導磁石の可能性を示すことを目的としたものであり、冷却系の完全分離が可能な構造となっている. 磁石内部に通された冷却配管に低温ガスヘリウムを流すことによって 10 K 程度まで冷却され、その後は冷却系を切り離しても熱容量だけで 50 K 以下の温度を 9 時間以上保持することができる. 機械式の永久電流スイッチも内蔵しており、冷却系だけでなく励磁電源を切り離しても超電導磁石として運用できる[1-12]. 浮上式鉄道での運用を想定

すれば、冷却系が不要になったことにより車両の軽量化に貢献できるだけでなく、冷凍機を搭載する必要がないため車上電源設備の負担を低減できる。

また、モバイルマグネットとは別のコンセプトのもと、2012年には小型5 T磁石(図1-3 b)を開発している[1-13]。コイル形状は円形ではあるものの、その名のとおり5 Tの磁束密度が発生可能であり、これは実際の車載超電導磁石の最大磁束密度と同等である。超電導磁石の構造を簡素化することに重点を置いており、冷却系の分離や永久電流モードを行わない代わりに、単段GM冷凍機による冷却となっている。単段GM冷凍機は2段GM冷凍機と比較すると到達温度こそ高いものの、冷凍能力・効率に優れているため冷凍機の消費電力を大幅に低減できる。また、高い冷凍能力のおかげでふく射シールドが不要となり、外槽容器と超電導コイル間の隙間を縮めることができる。浮上式鉄道においては、地上コイルー超電導コイル間の距離は非常に重要であり、両者の距離を縮めることができれば推進・浮上・案内力を効率よく得ることができる。そのため、コイルの起磁力を低減しても従来とおりの電磁力が得られる可能性もあり[1-14]、車載超電導磁石のさらなる軽量化も期待できる。

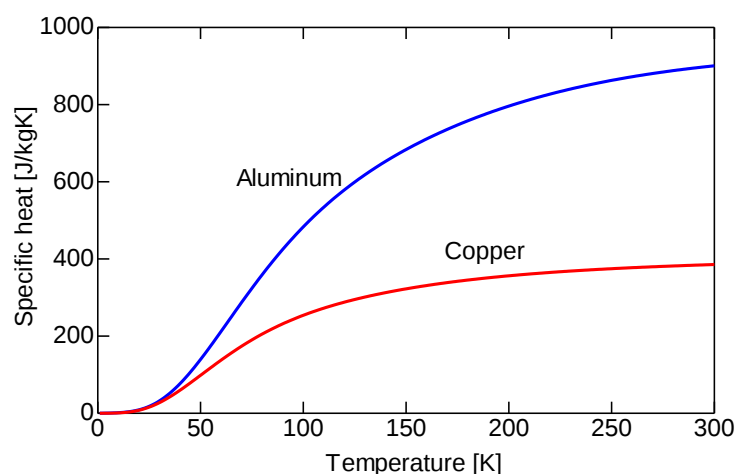
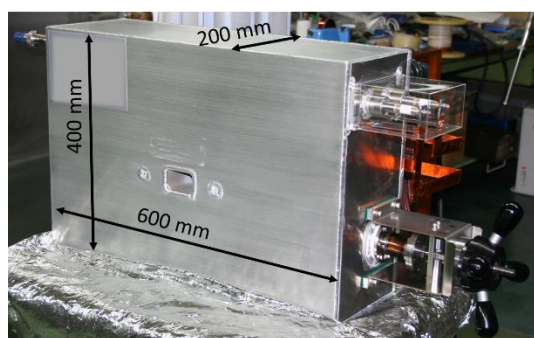
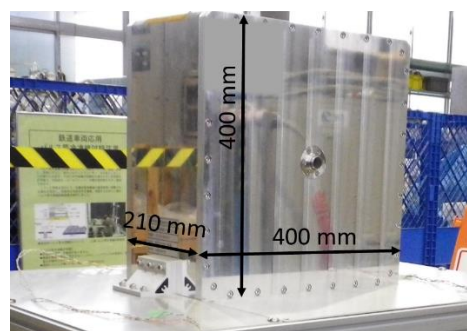


図1-2 銅, アルミニウムの比熱温度依存性[1-6]



a. モバイルマグネット



b. 小型5 T磁石

図1-3 これまでに開発された希土類系高温超電導磁石

1.4 車載超電導磁石の要求仕様と設計指針

希土類系高温超電導磁石の浮上式鉄道応用を目指すにあたっては、浮上式鉄道のシステムをすべて一新するのではなく、ニオブチタンを用いた車載超電導磁石と互換性を持たせるべきであり、それによって地上コイルは既存のものを使うことができる。そのため、希土類系高温超電導磁石の設計にあたっては、従来の基本仕様を踏襲すべきである。ニオブチタンを用いた車載超電導磁石の基本仕様[1-3]をもとに、希土類系高温超電導磁石に求められる仕様を表 1-1 にまとめる。コイル形状と起磁力が同じならば、得られる電磁力は等しくなるので、定格電流とコイルターン数は従来の仕様(500 A × 1400 ターン)から変更可能である。また、コイル形状が変わらなければ、外槽容器形状も問題なく要求仕様に収まると考えられる。運用温度によっては寒剤だけでなくふく射シールドも不要になるので、むしろ外槽容器の小型化が進むと予想される。磁石重量に関しては、具体的な設計を行わなければ正確には予測できないものの、希土類系高温超電導線材の電流密度は 40 K でもニオブチタンと同等であること、寒剤が不要になることを考慮すれば 1400 kg 以下にすることは容易である。なお、冷凍機消費電力も現状以下にすべきであるが、運用温度が高くなることから、これも容易に達成できると考えられる。見方を変えれば、これらの基本仕様を満たしていれば、磁石運用温度だけでなく冷却・断熱構造など様々な要素が希土類系高温超電導線磁石に合わせて変更可能である。

そこで、ニオブチタンと同等の電流密度で希土類系高温超電導磁石を設計した場合の、磁石構成を表 1-2 にまとめた。ここでは希土類系高温超電導線材を用いることによる長所・短所も併せて示す。最大の利点は液体ヘリウムが不要になることであり、運用コストの低減や磁石軽量化が可能になる。なお、ビスマス系高温超電導線材を用いた車載超電導磁石も報告されているが、運用温度は 20 K 以下であり電流密度も低いため、ニオブチタンと同等のコイル重量は実現できていないとみられる[1-15]。その一方で、希土類系高温超電導線材はビスマス系高温超電導線材よりも性能的に優れているのは明確であるものの、線材コストではビスマス系よりも劣っている欠点もある[1-16]。すなわち、車載超電導磁石の設計指針によってどの超電導材料を用いるべきか、あるいは希土類系高温超電導磁石でも運用温度を何度に設定するかが変わってくる。表 1-2 に示す長所・短所は、製造コスト、運用コスト、軽量化、信頼性に分類でき、項目ごとに考察する。

表 1-1 希土類系高温超電導磁石に求められる基本仕様

Coil shape	Racetrack, 1070 mm wide, 500 mm high
Magnetomotive force	700 kA
Levitation force	115.5 kN
Outer vessel shape	5.5 m wide, 1.17 m high
Weight	Less than 1400 kg

表 1-2 希土類系高温超電導化による車載超電導磁石の構成変化
(ニオブチタンと同等の電流密度で設計した場合)

	ニオブチタン	希土類系 高温超電導	希土類系高温超電導化による長所・短所
運用温度	4.2 K	40 K 前後 (線材性能に 依存)	○：冷凍機消費電力低下，冷凍機圧縮機重量低下
励磁方法	永久電流 モード	外部電源常 時接続	○：走行時励磁電流の制御，緊急遮断速度 ×：電源重量増，熱侵入増加(約 0.1 W/A)
寒剤	N ₂ , He	不要	○：寒剤タンク不要，磁石内部配管不要 車両基地に低温設備不要 ×：銅・アルミなどの伝熱部材，熱容量体が必要
ふく射シールド	必須	不要	○：軽量化，地上コイルー超電導コイル間距離短縮
荷重支持構造	2 重	単管	○：構造簡素化，支持点数削減
超電導線材重量 (1 極あたり)	約 50 kg	約 50 kg	×：線材コスト増

製造コスト

高温超電導線材は現状では高額であり，製造コストの大部分を占めるとみられる．特に希土類系高温超電導を用いる場合では，製造コスト低減には運用温度を低く設定して使用線材量を減らす必要がある．寒剤タンクが不要になり，断熱構造が簡素化される点も製造コストには影響するものの，希土類，ビスマス系いずれも線材価格が大幅に下がらない限り，ニオブチタン線材を用いた車載超電導磁石と同等の製造コストは実現できないと考えられる．

運用コスト

寒剤を用いない高温超電導磁石が優位であり，車両基地に低温設備が不要になることの設備費・運用費用削減効果用も極めて大きいと予想される．また，冷凍機消費電力は運転温度に依存するため，40 K あるいはそれ以上の高い運用温度での設計がより望ましい．

軽量化

希土類系高温超電導磁石では，コイル重量をニオブチタンと同等かそれ以下にすることができるだけでなく，寒剤不要になるため寒剤タンク分の軽量化も加わる．さらに，運用温度が高くなるほど冷却効率が上昇するので，冷凍機本体および冷凍機を駆動するための圧

縮機も小型のものでよくなる。車上電源容量も小さくできるため、浮上式鉄道車両としての軽量化はさらに進むと考えられる。なお、ビスマス系高温超電導線材では電流密度が低くコイル重量が増加するため、希土類系ほどの軽量化は期待できないと予想される。

信頼性

高温超電導磁石においては寒剤を用いないため、冷凍機異常停止時の低温保持時間が従来と異なる。銅・アルミなどの熱容量体をコイル周辺に配置し、温度マージンを持たせて運用することで十分な低温保持時間が得られると考えられる。また、希土類系高温超電導磁石では励磁電源による常時通電が最も有力であり、停電や電源故障を想定した冗長性が求められる。ただし、通電電流の制御や高速遮断など、永久電流モードではできない動作が可能である。一般的に高温超電導磁石でのクエンチ保護は困難であるが、電源を能動的に制御することで保護システムを実現できる可能性もある。

まとめると、製作コストを重視するとニオブチタンが最も優位であり、ランニングコストや重量については希土類系高温超電導線材を用い、なおかつ高い運用温度で設計した場合が最も優れている。希土類系高温超電導線材を低めの温度で設計した場合には、両者の中間的な立ち位置となる。信頼性については、希土類系高温超電導磁石は発展途上であることからニオブチタンとの比較は難しいものの、従来と同等の信頼性を実現できる見込みは十分あると考えられる。そのため、これらの項目の優先順位や重み付け、あるいは今後の希土類系高温超電導線材の性能向上や低価格化によって最適な車載超電導磁石は異なる。希土類系高温超電導磁石の早期実用化を目指すにあたっては、最も付加価値の高い構成を提案・実証していくことが求められる。

1.5 本研究の目的と課題

1.3 節で示したように、浮上式鉄道応用を目指した希土類系高温超電導磁石の製作はすでに行われているものの、起磁力やコイルサイズなど超電導磁石としての仕様は実機に及ばない。本研究においては、実機大の希土類系高温超電導コイルを製作し、車載に必要とされる励磁性能(起磁力 700 kA)の実証および、浮上式鉄道を想定した走行振動環境下で希土類系高温超電導コイルが運用可能であることの実証を目的としている。

ただし、既存の技術をベースにした希土類系高温超電導磁石の製作では、浮上式応用に必要な仕様を満たせない可能性が高い。そのため、これまでの研究開発で明らかになっている課題を整理するとともに、それらの課題を解消するための要素技術の確立も本研究の目的としている。本研究で対象とする重要性の高い課題を以下に示す。

1.5.1 アウトガスによる熱侵入の増加

アウトガスとは、材料の表面や内部に吸着されている気体分子が放出される現象である。真空容器内でのアウトガス発生は、長期的にみれば真空度の悪化および熱侵入の増加を招いてしまう。ただし、真空容器内に極低温に冷却された面が存在すれば、一部の気体を除いてアウトガスは凝縮される。この効果を利用した真空ポンプがクライオポンプであり、超電導磁石においては、冷凍機や冷却されたコイルがクライオポンプの役割を担うため、高真空を保持することが比較的容易である。クライオポンプ効果が得られる温度は気体分子ごとに異なり、飽和蒸気圧曲線によって到達圧力は決定される(図 1-4)。液体ヘリウム(4.2 K)を用いた低温超電導磁石であれば、ヘリウムを除くほとんどの気体は凝縮され、水素もある程

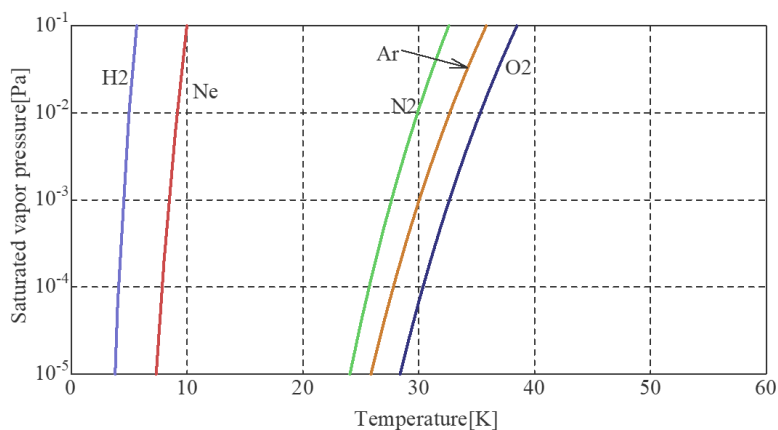


図 1-4 各種気体の飽和蒸気圧曲線[1-17]

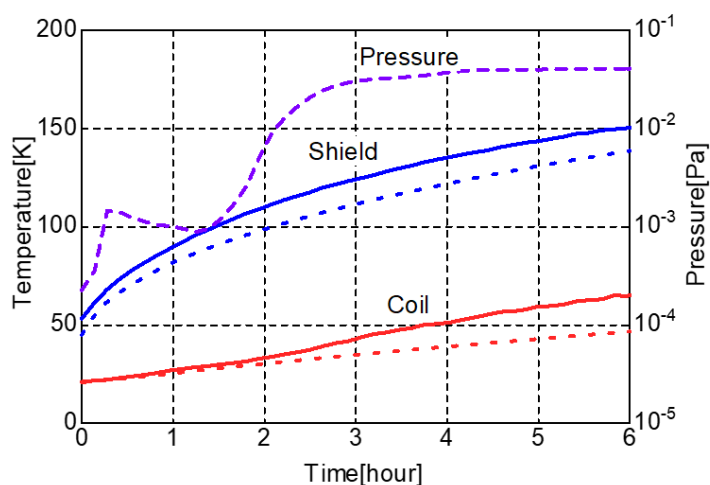


図 1-5 保冷試験装置冷凍機分離後の温度上昇と圧力変化[1-18]

度の圧力(1×10^{-4} Pa)まで凝縮されることとなる。

しかしながら、30 K あたりから窒素や酸素、アルゴンなどの気体の飽和蒸気圧が高くなるため、高温超電導磁石においてはヘリウム、水素に加えてこれら空気の主成分である気体の凝縮も困難になる。超電導磁石の温度とアウトガスの発生および熱侵入の相関については、すでに試験的に確認されている[1-18]。図 1-5 は高温超電導磁石を模したクライオスタット(以下、保冷試験装置)において、冷凍機とコイルとの冷却経路を切り離した後の温度上昇を示したものである。ダミーコイル、ふく射シールドおよび真空度の実測値に加え、熱伝導とふく射による熱侵入から計算されるコイル温度予想も破線で示す。保冷開始から 90 分後まではコイルの温度上昇も予想とほぼ一致しており、真空度も 1×10^{-3} Pa 台を保持している。120 分経過のコイル温度が 30 K に差し掛かったところで真空度が 1×10^{-2} Pa 台に悪化していき、コイル温度上昇は明らかに予想よりも加速している。すなわち、コイル温度が 30 K に到達したところで吸着されていた気体が放出されたと考えられ、気体の飽和蒸気圧を考慮すれば窒素や酸素、アルゴンの可能性が高い。また、真空度が 1×10^{-2} Pa 台に到達すると無視できないレベルの熱侵入が発生する、ということも読み取れる。

高温超電導磁石において、アウトガスは重大な問題となり得ることは分かったものの、アウトガスの発生源に関しては不明である。アウトガスの評価試験は多数おこなわれているものの、評価対象の表面状態やベーク条件によって結果は大きく変わってしまう[1-19~24]。加えて、クライオポンプ効果によって水蒸気など一部の気体は吸着されるので、アウトガス成分の情報も不可欠である。そのような包括的なデータは存在しないため、磁石運用を想定した条件下で実際にアウトガス評価試験を行う必要がある。

さらに、アウトガスの対策として考えられる吸着剤の特性に関しても情報が不足している。吸着剤に関する研究も古くからおこなわれているものの、多くは液体窒素温度(77 K)か液体ヘリウム温度(4.2 K)である([1-25~28])。本研究で対象とする高温超電導磁石の運用温度域(30~50 K)での報告も存在するが[1-29]、アウトガスのデータ同様に、対象とする真空度や活性化条件、あるいは吸着剤の運用方法など詳細条件まで合致するものはないため、実際に評価試験を行っていく必要がある。

1.5.2 超電導コイルのエポキシ樹脂含浸に伴う劣化

含浸とは、対象物の鬆や隙間に樹脂を浸透させることにより、強度や絶縁性を向上させる処理である。超電導コイルに対しても行われる処理であり、含浸樹脂には極低温における強度や接着性に優れたエポキシ樹脂が主に用いられる[1-17]。低温超電導コイルにおいては、線材と樹脂の熱収縮率の違いによる熱応力や励磁した際のフープ応力によって樹脂のクラックや線材との接着面の剥離が発生し、その際に放出される熱エネルギーによってクエンチすることがある[1-30, 31]。本研究で対象としているような、30 K を上回る温度域で運用する高温超電導磁石においては、1.3 節に示すように物質の比熱は液体ヘリウム温度(4.2

K)と比較して格段に大きくなるため、クラック等によるクエンチは発生しないと考えるのが妥当である。

しかしながら、希土類系高温超電導コイルに対してエポキシ樹脂含浸を行うと、通電特性が著しく劣化する問題が 2010 年に理化学研究所の竹松らによって報告されている[1-32]。希土類系高温超電導線材は基板となるニッケル合金等の金属テープ上に中間層、超電導層、安定化層が積層された構造になっているため、線材引張り方向には高い強度を持っているながらも、剥離や劈開力に対しては脆弱である [1-33]。そして、エポキシ樹脂と希土類系高温超電導線は熱収縮率が異なるため、冷却時に発生する熱応力によって線材が剥離してしまう。また、東芝の宮崎らによって熱応力はコイルの大きさやターン数ではなく内外径比によって決定され、一定の比を超えると劣化が発生することが報告されている[1-34]。

なお、同時期に鉄道総合技術研究所で製作されたモバイルマグネットでは、コイルはエポキシ樹脂含浸されており、内外径比も許容範囲を逸脱している。そして、モバイルマグネット用に製作されたパンケーキコイルは、線材特性からは想定されない低い臨界電流と n 値を示したものもあるため(図 1-6)、樹脂含浸によって劣化した可能性が極めて高いと言える。このように浮上式鉄道用の希土類系高温超電導磁石の開発においても、エポキシ樹脂含浸による劣化は極めて重要な課題であり、対策が求められる。

その一方で、パラフィン含浸されたコイルは劣化しないことが確認されており、これはパラフィンの接着性が極めて低いためであると考えられている[1-32]。しかしながら、超電導コイルの樹脂含浸を行わなければ強度や冷却性の向上は期待できず、特に高い信頼性が求められる浮上式鉄道用超電導磁石においては、適切なコイル製作手法とは言い難い。同じく鉄道総合技術研究所で製作された小型 5 T 磁石においては、これらの状況を鑑みて一部のパンケーキコイルではシアノアクリレート樹脂による含浸が実施されている。シアノアクリレート樹脂は瞬間接着剤として知られている樹脂であり、低粘度のものならば $2 \text{ mPa} \cdot \text{s}$ 程度しかないので[1-36]、高い浸透性が期待できる。さらに、低温における接着性もエポキシ樹脂と比較すれば小さいので線材を剥離させないと考えられる。すべてのパンケーキコイル(約半数はパラフィン含浸)で安定した臨界電流が確認され、シアノアクリレート樹脂による含浸は劣化を起こさないことが実証された(図 1-7)。ただし、シアノアクリレート樹脂のように接着性の低い樹脂を用いれば劣化は防げる反面、パラフィン含浸同様に強度や冷却性の向上は限定的になってしまうと考えられ、これらの相反する特性を両立したコイル構造がより理想的である。特に冷却性の向上は重要であり、真空中に置かれる超電導コイルは熱伝導でのみ冷却されるため、樹脂含浸時に形成されるコイルと伝熱部材との接着面が剥離すればコイルは熱的に不安定になる。熱的に不安定なコイルは、局所的にでも常電導転移が発生すれば常電導転移がコイル全体に伝搬し、熱暴走に至るリスクが高くなると考えられる。また、常電導転移が発生しなくとも、コイルに温度勾配が付きやすいので温度測定点の増加に伴う計測系の複雑化、あるいは測定点数の不足から真のコイル温度を見誤った状況での励消磁など運用上のリスクを高めてしまう。

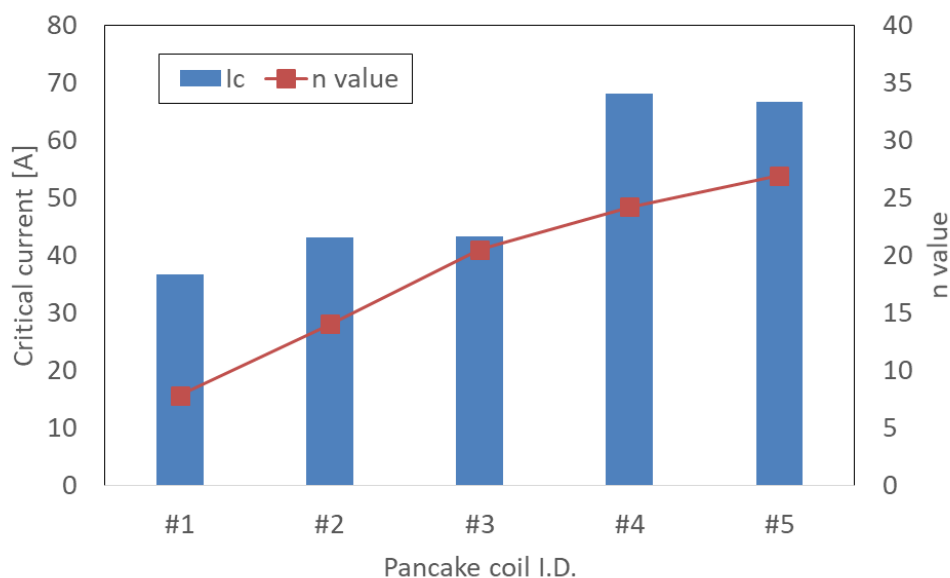


図 1-6 モバイルマグネット用パンケーキコイル臨界電流測定(77 K) [1-35]

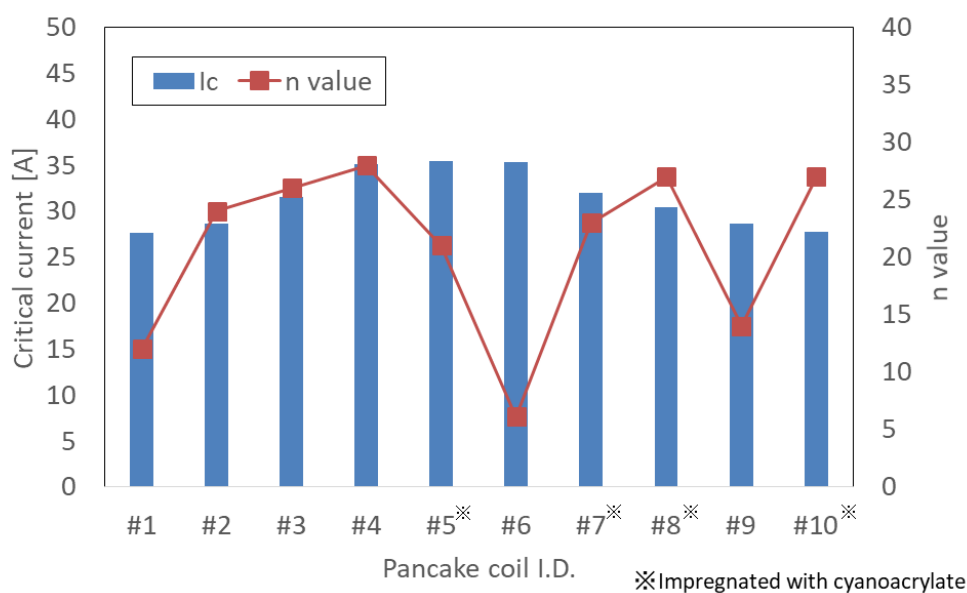


図 1-7 小型 5 T 磁石用パンケーキコイル臨界電流測定(77 K) [1-37]

1.5.3 希土類系高温超電導コイルおよび周辺部品の設計

希土類系高温超電導磁石は製作事例も少ないため、設計方法も確立されているとはいえない。低温超電導磁石と比べて設計が難しい要因は、運用温度の設定範囲が広く、1.4 節にも示したように、それに伴い断熱構造や必要とされる冷凍機能力、磁石重量あるいは製作コ

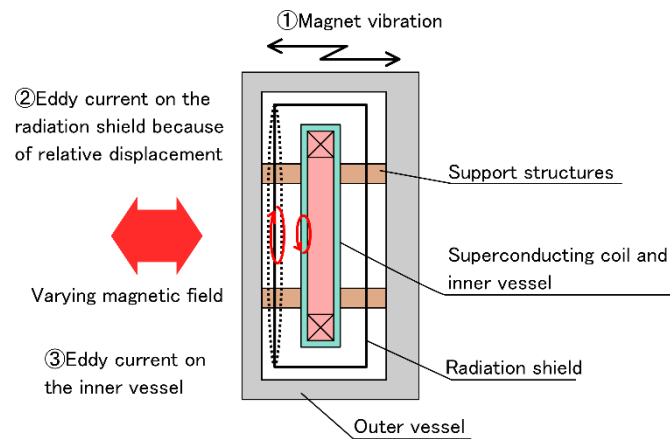
ストに至るまで様々な要素が影響されるので一意的に仕様を決定できないためである。そのため、希土類系高温超電導磁石の目指すべき方向を明確にしないでコイルを製作すると、中途半端な仕様となりかねない。また具体的なコイル設計に関しては、希土類系高温超電導線材は電流密度が磁場角度にも依存するため、コイル化した際の励磁上限温度の予想も難しくなる。線材の詳細な臨界電流評価と磁場解析を組み合わせた厳密な予測なしで大型の希土類系高温超電導コイルを製作すべきではない。さらに、これまでに開発した希土類系高温超電導磁石は小型のものであり、電磁力も小さいため補強構造はそれほど重要ではなかった。しかしながら、本研究で製作する実機大コイルは高起磁力・大型のレーストラック形状であり、励磁した際の電磁力に耐えるためのコイルケース¹が必要である。低温超電導磁石とは冷却構造が異なるため従来の設計を踏襲すべきではなく、ゼロからコイルケースを設計し、希土類系高温超電導磁石ならではの付加価値を高めていくべきである。

1.5.4 振動に伴う発熱

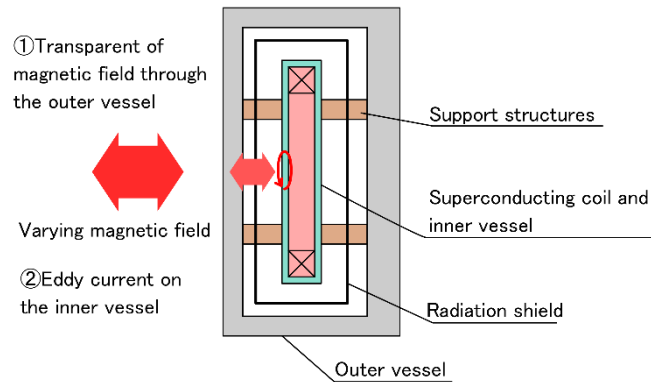
希土類系高温超電導磁石が浮上式鉄道のような振動環境下で運用された実績は今までになく、安定励磁が可能か、振動による発熱が許容範囲に収まるか検証しなければならない。浮上式鉄道用の車載低温超電導磁石に関しては、振動が与える影響についての研究が既に行われており、そこから得られた知見は希土類系高温超電導磁石の開発においても有用である。走行に伴う車載超電導磁石の発熱現象は3種類に分類される[1-38]。一つは、地上コイルの変動磁界によって超電導磁石に加振力が働き、超電導コイルとふく射シールド、(あるいは外槽容器)間に相対変位が発生する場合である(図 1-8 a)。超電導コイルとの相対位置が変化することにより、ふく射シールドに渦電流が誘起され、その渦電流によって超電導コイルにも渦電流が誘起されてジュール熱が発生する。本研究で開発を進めている希土類系高温超電導磁石はふく射シールドを持たない構造であるため、外槽容器と超電導コイル間の相対変位による渦電流発熱となる。ただし、ふく射シールドとは異なり、外槽容器は剛性が高いため相対変位が起きにくく、渦電流発熱は起きにくいと予想される。

もう一つは地上コイルの変動磁界が外槽容器を透過して超電導コイルに到達する場合である(図 1-8 b)。このときも超電導コイルに渦電流が誘起されてジュール熱が発生する。低温超電導磁石では、変動磁界の透過を減らすために外槽容器の純アルミ化と厚板化が進められた。希土類系高温超電導磁石においては、超電導コイルの低発熱化も有効であると考えられる。超電導コイルの渦電流発熱は、厳密にはコイル本体ではなく、コイルを収めている内槽容器で発生している。内槽容器はコイルの剛性を高めるとともに、液体ヘリウム槽としての役割がある。気密性の問題からステンレスの溶接構造であったものの[1-40]、希土類系高温超電導磁石においては剛性だけを考慮すればよく、コイルケース材料の選択子が広が

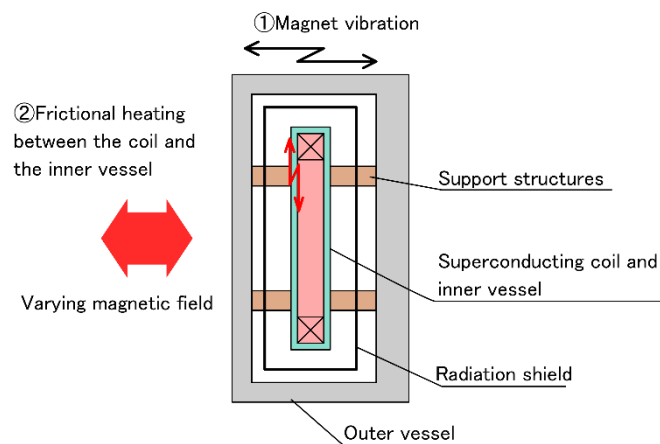
¹本論文では低温超電導磁石における内槽容器と区別するため、高温超電導磁石の補強構造をコイルケースと呼ぶこととする。



a. ふく射シールドと超電導コイルの相対変位



b. 地上コイル変動磁界の透過



c. 内槽容器摩擦発熱

図 1-8 車載超電導磁石の走行に伴う発熱現象[1-39]

る。そのため、コイルケース材料の導電率によっては渦電流発熱を低減できる可能性もある。

三つ目は、振動によって超電導コイルが変形することによって、超電導コイル本体と内槽容器間で摩擦発熱が発生するものである(図 1-8 c)。低温超電導磁石においては、摩擦発熱の詳細なメカニズムが解明されて対策も考案されている[1-41]。液体ヘリウムで満たされているかの違いはあるものの、希土類系高温超電導コイルもコイルケースとの摩擦発熱は十分にあり得るため、対策は不可欠である。

1.6 本論文の構成

第1章「序論」では浮上式鉄道の開発経緯と共に、車載超電導磁石の基本構造について紹介する。運用コストの低減・消費電力低減・軽量化には希土類系高温超電導線材が有効であると考えられ、希土類系高温超電導磁石のこれまでの研究開発状況をまとめるとともに、本研究での実機大希土類系高温超電導コイルの開発目的を述べる。また、これまでの研究開発で明らかとなった希土類系高温超電導磁石固有の課題についても整理していく。

第2章「アウトガスに関する基礎研究」では、高温超電導磁石固有の問題であるアウトガスの評価とその対策について述べる。低温超電導磁石においては、運用温度が極めて低くいたので、クライオポンプ効果と呼ばれるアウトガスが冷却面に吸着される現象が強く働き、高真空の保持は容易であった。高温超電導磁石においては、クライオポンプ効果は限定的なため、アウトガス発生源を特定し定量的なアウトガス予測を行うとともに、吸着剤を用いた対策について検討した。

第3章「劣化の回避と高い冷却性を両立したコイル製作技術」では、今回の実機大コイル製作に用いたコイル製作手法について紹介する。浮上式鉄道应用だけでなく他の応用分野も含めて、コイル樹脂含浸による劣化が問題となった経緯があり、劣化を回避しつつも樹脂含浸したコイルと同等の冷却性を備えたコイル製作手法を開発した[1-42]。

第4章「実機大希土類系高温超電導コイルの開発」では実際のコイル設計・製作のプロセスを示す。巻線部だけでなく、励磁した際の電磁力を抑え込むためのコイルケースに関しても、実機大希土類系高温超電導コイルに適した設計を行っている。そして、目標とした起磁力 700 kA の励磁試験の詳細について述べる[1-43]。

第5章「実機大希土類系高温超電導コイルの機械加振」では、製作した実機大希土類系高温超電導コイルに対して実施した機械加振について述べる[1-44]。機械加振試験では明らかとならない地上コイルからの透過磁束に伴う発熱に関しては、有限要素法で評価した。なお、本研究で用いた機械加振試験装置固有の問題についても対策を行ったが、浮上式鉄道用の希土類系高温超電導磁石開発の本質ではないため、詳細は付録に記す。

第6章「結論」では、本研究で得られた成果についてまとめるとともに、希土類系高温超電導線材を用いた浮上式鉄道用超電導磁石の実用化に残された課題について述べる。

第2章 アウトガスに関する基礎研究

2.1 アウトガスおよび吸着剤評価試験装置

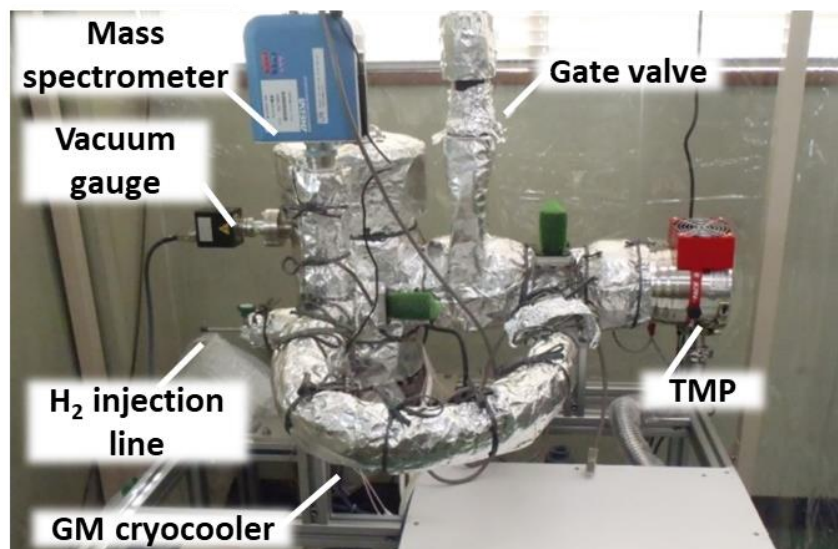
高温超電導磁石において、アウトガスが熱侵入減になりうることは実験的に確認できていたものの[1-18]，そのアウトガスの発生源は同定できていない．真空排気なしでの長期間の高温超電導磁石の運用を実現するには，第一に主たるアウトガスの発生源の特定を行い定量的なデータを得る必要がある．そして，アウトガス対策として有効であると考えられる吸着剤に関しても，高温超電導磁石の運用条件を想定したうえで特性を評価していくことが求められる．図 2-1 に示す高真空クライオスタットを用いて，アウトガスおよび吸着剤評価試験[2-1]を行うこととした．バックグラウンドの影響を最小化するため，真空層表面はすべて電解研磨されたステンレス配管で構成されている．本装置の特徴として，アウトガス評価サンプルや吸着剤の温度制御のため，単段 GM 冷凍機が取り付けられている．アウトガスの評価方法としては，スループット法を用いており，サンプル設置チャンバーから真空排気のターボ分子ポンプに至る経路にオリフィスが配置されている．オリフィスは ICF 70 の封じ切りガスケット(φ 48.2 mm)中央に φ 6.3 mm の穴を設けたものであり，コンダクタンスは以下の式で算出される[2-2]．

$$C_a = \sqrt{\frac{RT}{2\pi M}} A \quad (2-1)$$

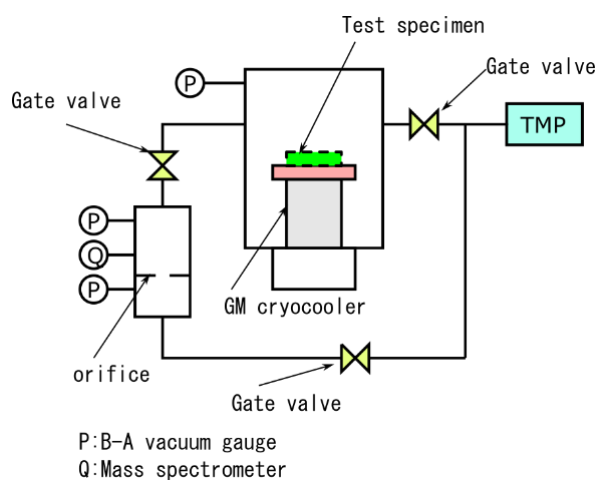
ここで， A は穴の断面積， R は気体定数， T は温度， M は気体のモル質量である．室温(T : 300 K)，窒素ガス(M : 28)と仮定すると， C_a : $3.7 \times 10^{-3} \text{ m}^3/\text{s}$ となる．オリフィスの前後での圧力 P_1 ， P_2 から流量を次式で求められる．

$$Q = C_a (P_1 - P_2) \quad (2-2)$$

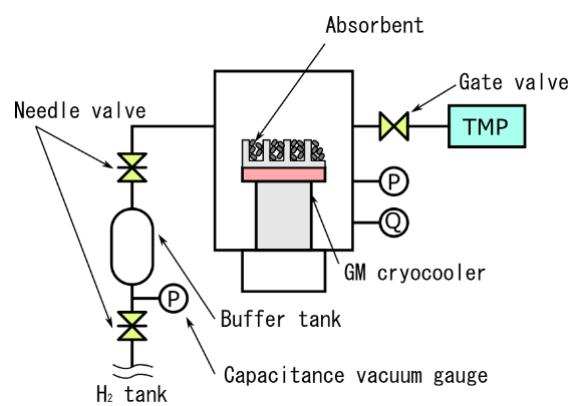
また，真空排気経路には四重極質量分析計が取り付けられており，アウトガスの成分も同定できる．なお，真空ポンプとサンプル設置チャンバーはゲートバルブを開けることによりオリフィスを介さず直結され，サンプル設置後の初期真空排気を行えるようになっている(図 2-1 b)．吸着剤の評価試験時には，吸着剤設置チャンバーに被吸着ガスを充てんしたバッファータンクが接続されており，ニードル弁により少量ずつ導入して平衡圧力を測定していく．導入ガス量はバッファータンクの圧力変化から求めることができ，平衡圧力とガス吸着量の関係を得ることができる(図 2-1 c)．評価装置の詳細な仕様は表 2-1 に示す．



a. 外観写真



b. 内部構造模式図(アウトガス評価)



c. 内部構造模式図(吸着剤評価)

図 2-1 高真空クライオスタット

表 2-1 高真空クライオスタット基本仕様

Cryocooler	Sumitomo Heavy Industries, Ltd., Single stage GM cryocooler: RDK-400B
Minimum cooling temperature	Approx. 20 K
Vacuum gauge	Ampere, B-A gauge: TG201C
Pressure gauge for buffer tank	Canon Anelva Corporation, Capacitance gauge: M-342DG
Composition analysis	Canon Anelva Corporation, Quadrupole mass spectrometer: M-070QA-TDF
Vacuum pump	Pfeiffer Vacuum GmbH., Turbo molecular pump: HiPace 300 Rotary pump: Pascal 2015 SD
Chamber volume	Approx. 13 L
Buffer tank volume	150 cm ³
Orifice diameter	φ6.3 mm

2.2 樹脂材料からのアウトガス評価試験

一般的に、樹脂材料からのアウトガス発生量は金属材料に比べて多い傾向があるため、高温超電導磁石におけるアウトガスの主たる発生源の可能性も高い。高温超電導磁石には樹脂材料が多数使われており、断熱荷重支持材に使われる FRP のマトリックス、多層断熱材のマイラーやネット、通電経路の絶縁材などがあげられる。また、アウトガス放出速度は温度依存性が高く、室温部と極低温部では同じ材料でも放出量が大きく異なると予想される。そのため、まずは樹脂材料を中心に温度条件を変化させてのアウトガス測定を行った。試験手順としては、表 2-2 に示す評価サンプルを冷凍機コールドヘッドに固定し、真空排気と同時にクライオスタットを 373 K(100 °C)で約 8 時間ベーキングする。ベーキング開始から約 8 時間経過したところでサンプルは約 335 K(63 °C)に到達し、その後真空排気を継続したまま自然冷却を 17 時間行い、室温におけるアウトガス測定を実施する。その後、冷凍機を起動して 77 K、50 K および 40 K でのアウトガス測定を実施した(図 2-2 参照)。

ベーキングによりバックグラウンドの影響(高真空クライオスタット自体からのアウトガス)を低減しているものの、よりその影響を明確にするため、評価サンプル群を測定する前と測定後において評価サンプルなしでのアウトガス測定も行っている。評価サンプルの一覧を表 2-3 に示す。なお、初期条件の違いを低減するため、すべての評価サンプルは試験前にデシケータに収められ、湿度 40 % の条件で 1 週間以上暴露されている。

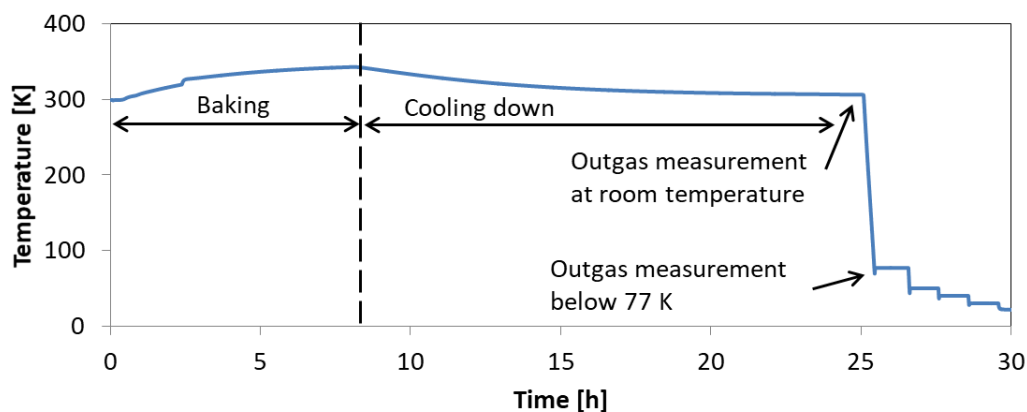


図 2-2 アウトガス測定手順(樹脂材料)

表 2-2 アウトガス評価サンプル群(樹脂材料)

Experimental run number	Test specimen	Model	Dimensions
1	(Background)	N/A	N/A
2	PTFE plate	Misumi Corporation, PTFE, standard	120 mm×120 mm, t 5 mm
3	GFRP plate	Misumi Corporation, EPXA, standard	120 mm×120 mm, t 5 mm
4	Polyimide film	Dupont-Tpray Co.,Ltd., 100V (25 μm thick)	120 mm×120 mm, 1 layer
5	Multi-layer insulation (Aluminum coated plastic film and polyester net)	Ube Industries,Ltd., USI-012P-AANN (12μm thick), USI-P-01	120 mm×120 mm, 20 layers each
6	(Background)	N/A	N/A

試験によって得られた各サンプルのアウトガス放出速度を図 2-3 に示す。室温(305 K)は真空排気 25 時間後、77 K 以降は室温での測定後冷却を行い、熱平衡が確認されたところで測定している。室温でのアウトガスに着目すると、PTFE(フッ素樹脂)と GFRP(エポキシガラス)で明確なアウトガスの増加が確認される。その他のサンプルに関してはバックグラウンドと大きく変わらず、試験を進めていくにつれて徐々に下がっている。最終的にバックグラウンドを再測定した際も明らかにアウトガスが低減していることから、サンプルから

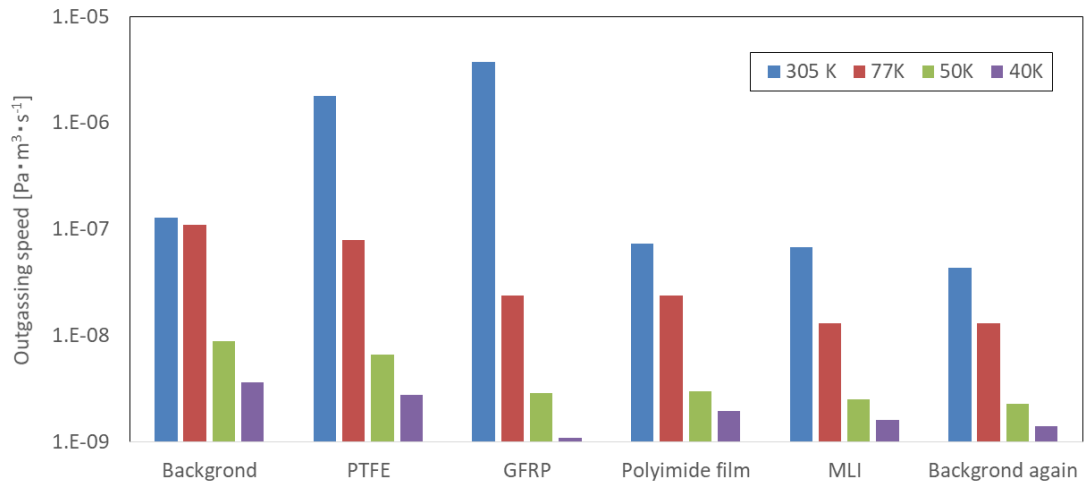


図 2-3 アウトガス放出速度温度依存性

のアウトガスではなく，試験を繰り返すことによって高真空クライオスタット自体が枯れてきたと考えるのが妥当である．そのため，本試験からはポリイミドフィルムおよび多層断熱材のアウトガスについては定量的に評価できず，少なくともバックグラウンドレベル程度かそれ以下であることしか確認できなかった．77 K 以下においても，試験ごとにアウトガスが徐々に低下しており，室温同様に高真空クライオスタットからのアウトガスが支配的であると考えられる．温度が下がるごとにアウトガス放出速度が低下しているのは，冷凍機がクライオポンプとして機能して， H_2O や CO_2 ， N_2 (30 K 以下)などのガスを吸着しているためである．なお，室温でバックグラウンドの 10 倍以上のアウトガスを放出していた PTFE と GFRP についても，77 K 以下ではアウトガスがバックグラウンドと同等になるほど低下している．アウトガスの放出メカニズムとしては，材料表面の汚染分子等の脱離・放出と，固体に含まれている不純物が表面まで拡散，の 2 つが主たるものであり，その両面から考察する．

まず，材料表面の汚染分子の平均滞在時間 τ は，アレニウスの式が適用され以下のように示される[2-3]．

$$\tau = \tau_0 \exp(E/RT) \quad (2-3)$$

ここで， τ_0 ：分子ごとの定数(基本的に個体表面での分子の振動周期と同程度の値となる)， E ：活性化エネルギー， R ：気体定数， T ：温度である． τ_0 ： $1 \times 10^{-13} \text{ s}$ とした際の，水素(E ：10 kJ/mol)，窒素(E ：20 kJ/mol)，二酸化炭素(E ：31 kJ/mol)，水(E ：52 kJ/mol)の吸着時間温度依存性を図 2-4 に示す．いずれの気体も低温域では急激に吸着時間が伸びており，水素を例にとると，室温から 100 K まで冷却されると吸着時間は 3×10^3 倍になる．すなわち，

冷却されてしまえば材料表面に汚染分子が存在しても、実質的に放出されなくなることを意味している。

さらに、材料内部からの拡散においてもアレニウスの式が適用され、拡散係数 D は次式で求めることができる[2-4]。

$$D = D_0 \exp(-Q/RT) \quad (2-4)$$

拡散係数も材料表面での滞在時間同様にボルツマン因子で表され、極低温においては極めて小さくなることがわかる。材料表面からと内部からの拡散いずれのメカニズムにおいても、極低温ではアウトガスが工学的には無視できるほど小さくなるので、樹脂材料に限らず、いかなる材料でも極低温ではアウトガスの主たる発生源とはなりえない。

次に、室温における PTFE と GFRP のアウトガスの質量分析結果(分圧)を図 2-5 に示す。室温におけるフッ素樹脂のアウトガス成分は分子量 28(N_2 , CO)、分子量 32(O_2)、分子量 40(Ar)、分子量 44(CO_2)などであることがわかる。最も大きなピークを示している分子量 28 は N_2 と CO の可能性があるものの、クラッキングパターンからある程度予測できる[2-2]。 N_2 ならば分子量 14 の N が、 CO ならば C^{2+} の 12 が一定の割合で検出される。フッ素樹脂の質量分析の結果を見ると 14 にピークがみられるため、 N_2 が分子量 28 の主成分ではないかと考えられる。 O_2 や Ar も確認できることから、表面に付着していた空気が放出されたものとみられる。 H_2O は低真空領域で主たるアウトガスとなることが多い物質であるが、バックグラウンドとの差異は小さく、放出量のごくわずかである。PTFE は撥水性が高く、吸湿性も極めて小さいことが影響していると考えられる。その一方でエポキシガラスは異なる

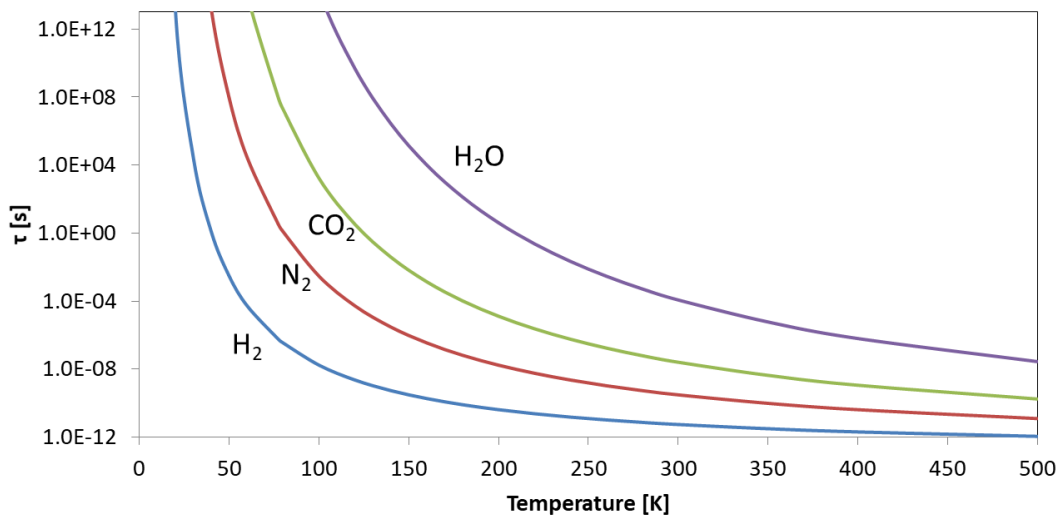
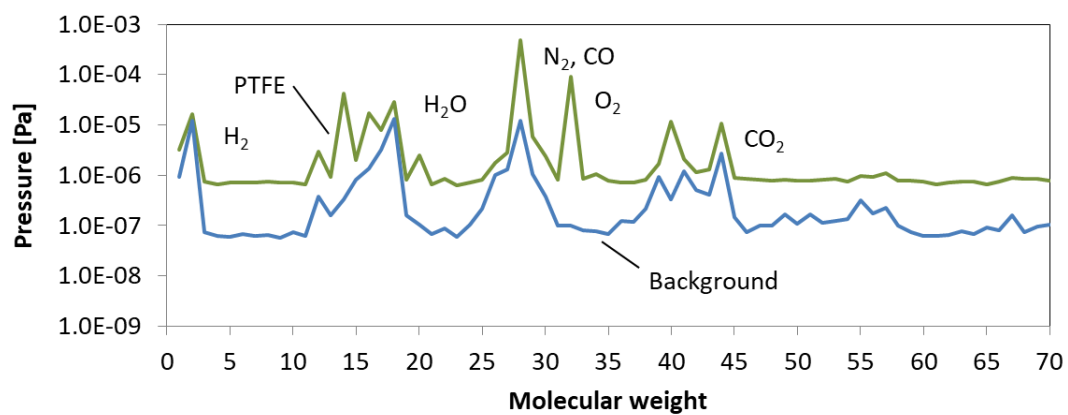
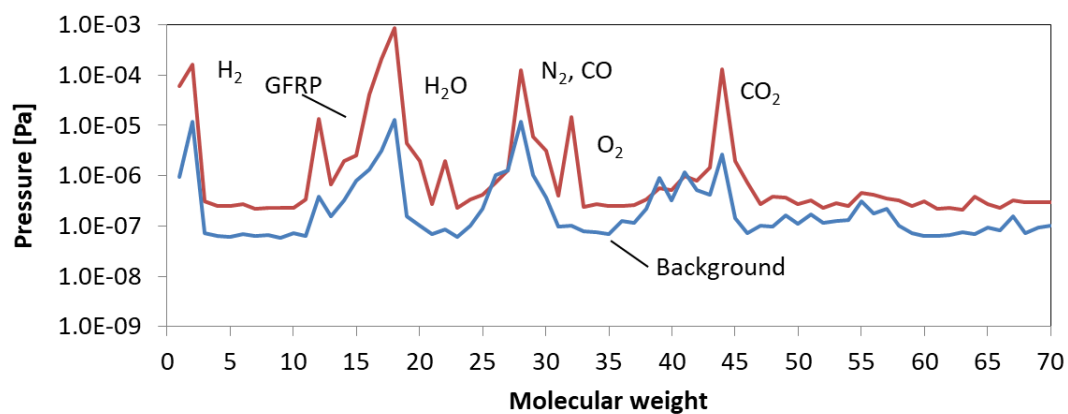


図 2-4 材料表面での吸着時間温度依存性



a. フッ素樹脂



b. エポキシガラス

図 2-5 室温におけるアウトガス成分

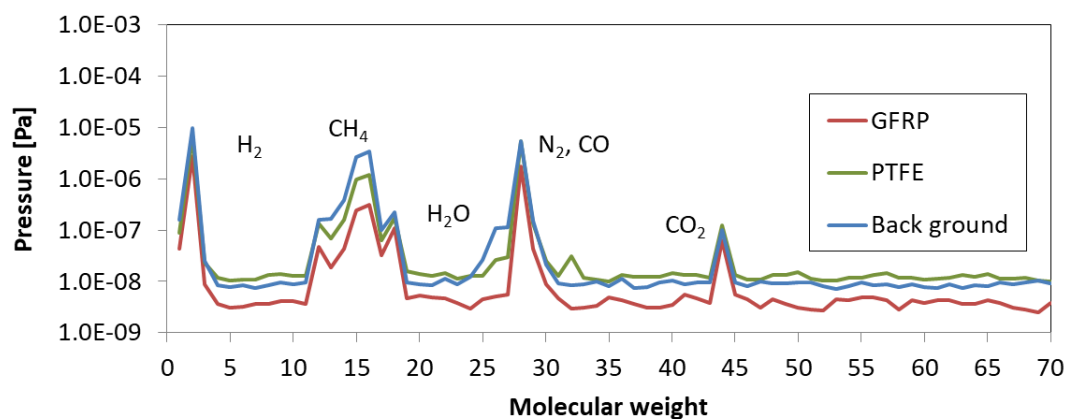


図 2-6 77 K におけるアウトガス成分比較

質量分析の傾向を示しており、最も多いのが分子量 18(H_2O)であり、それに分子量 2 (H_2), 分子量 28 (N_2 , CO), 分子量 44 (CO_2)が続く。分子量 12(C^{2+})にピークがみられるため、フッ素樹脂とは異なり CO が分子量 28 の主成分ではないかと推測される。

また、77 Kにおける質量分析結果についても図 2-6 に示す。フッ素樹脂とエポキシガラスいずれも定性的、定量的にバックグラウンドとほぼ一致しており、このことから 77 K においてはフッ素樹脂もエポキシガラスアウトガスを放出していないと考えるのが妥当である。なお、室温ではほとんど確認できなかった分子量 16 (CH_4)にピークがあるものの、これは冷凍機の温調用ヒータの可能性がある。冷凍機の温調にはカードリッジヒータが用いられており、ヒータを加熱した際にニクロム線やセラミックコア、絶縁材料が加熱されるため、これらの部材から CH_4 が発生することが考えられる。

2.3 アルミニウム、多層断熱材からのアウトガス評価試験

樹脂材料を対象とした一連のアウトガス評価試験では、フッ素樹脂やエポキシガラスに関してはアウトガス放出量だけでなく、その成分についても明らかになったものの、その他の材料についてはアウトガス放出量が少なく評価ができていない。特に、多層断熱材は超電導コイルを覆うため他の樹脂材料と比較して使用量が多く、単位面積当たりのアウトガス放出量が少なくとも注意が必要である。表面積という点では、超電導磁石外槽容器にも着目する必要がある。金属材料からのアウトガスは樹脂材料に比べれば十分小さいものの、表面状態に依存する特徴があり、表面が平準であるほどアウトガスは少なくなる[2-2]。車載超電導磁石においては外槽容器に純アルミニウムおよびアルミニウム合金が用いられており、溶接によって組み立てられている[1-40]。アルミニウムの溶接においてスラグの残存、あるいは欠陥(ピット、ブローホール)が存在した場合には、アウトガスの発生源となる可能性もある。また、そのような欠陥がなくとも溶接部は機械加工された箇所とは表面状態が異なると考えられる。そのため、磁石内部で大面積を占める多層断熱材とアルミニウム材料(溶接あり、なし)を対象としたアウトガス評価試験も実施することとした。アウトガスの発生量は少ないことが予測されるため、試験手順も変更している。図 2-7 に示すように、真空排気と同時にベーキングを行うことにより、評価サンプルの試験までの保管状況による影響をリセットする。その後、湿度 40 %の空気に 1 時間暴露し、室温のままオリフィスを介さず真空排気を 7 時間行ってから、オリフィス経由での真空排気に変更してアウトガスの評価を行う。真空排気開始から測定までの時間を短くするだけでなく、アウトガスが少ないことが予想される材料に関しては評価サンプルの量を多くして測定を容易にしている。なお、冷却された状態ではアウトガスは発生しないことがすでに確かめられているため、評価はすべて室温で行った。樹脂材料群の試験同様、試験種番の最初と最後にはサンプルなしでのバックグラウンド評価を行っている。溶接サンプルは品質

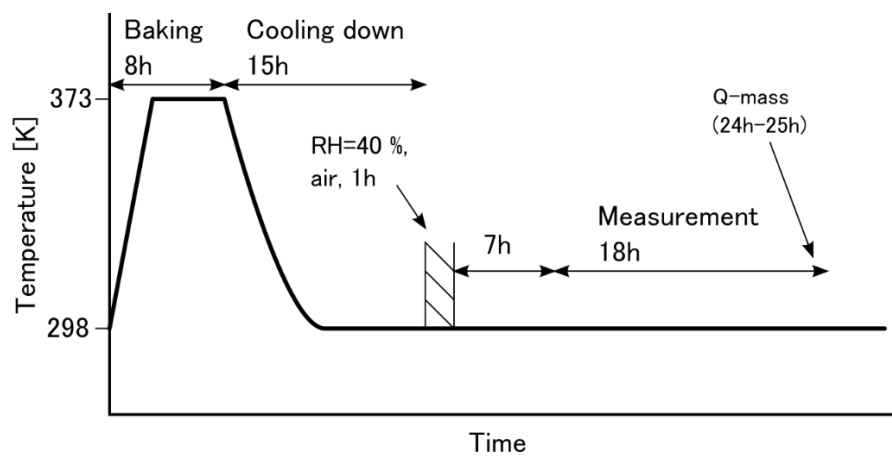
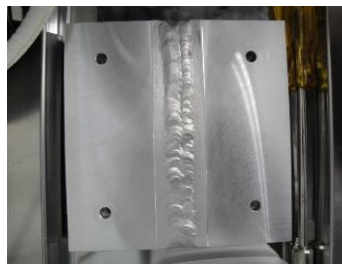


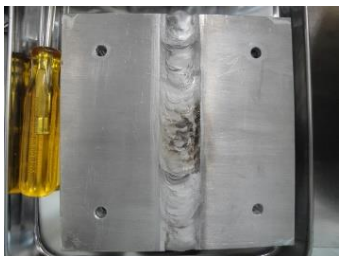
図 2-7 アウトガス測定手順(アルミニウム板, 多層断熱材)



a. アルミニウム板



b. 溶接アルミニウム板(A)



c. 溶接アルミニウム板(B)



d. 多層断熱材(メッシュなし)

※高真空クライオスタット設置時, 平板は固定用治具



e. 多層断熱材(メッシュあり)

図 2-8 アウトガス評価サンプル外観写真(アルミニウム板, 多層断熱材)

表 2-3 アウトガス評価サンプル群(アルミニウム板, 多層断熱材)

Experimental run number	Test specimen	Model	Dimensions
1	(Background)	N/A	N/A
2	Aluminum plate	A1070	120 mm×120 mm, t 5, 10 plates
3	Welded aluminum plate “A”	TIG welding	120 mm×120 mm, t 10, 1 plate
4	Welded aluminum plate “B”	TIG welding	120 mm×120 mm, t 10, 1 plate
5	Multi-layer insulation (Aluminum coated plastic film)	NRC-2 (6μm thick)	120 mm×120 mm, 100 layers
6	Multi-layer insulation (Aluminum coated plastic film and polyester net)	Ube Industries,Ltd., USI-012P-AANN (12μm thick), USI-P-01	120 mm×120 mm, 100 layers each
7	(Background)	N/A	N/A

にばらつきがあることも想定されるため, 2 サンプル用意し, 多層断熱材はメッシュなしのものも評価に追加した. 評価サンプルの詳細を表 2-3 に, 外観写真を図 2-8 に示す.

大気暴露後の真空排気から 8 時間と 25 時間におけるアウトガス放出量を図 2-9 に示す. 最初と最後のバックグラウンド評価結果に大きな差異はなく, 高真空クライオスタット自体からのアウトガスの影響は試験種番によらずほぼ一定であると考えられる. アルミニウム板や多層断熱材に関しては, 8 時間, 25 時間いずれも明らかにバックグラウンドよりもアウトガスが増加している. なお, アルミニウム板は 10 枚での測定結果であり, 多層断熱材も通常ならば 20 層程度施工するので, アルミニウム板は単位表面積当たり, 多層断熱材は 20 層をひと固まりの材料と仮定して単位表面積当たりで比較するのが妥当である. 溶接サンプルに関してはビートの長さ当たりに換算することが適切であると考えられる. そこで, 各測定結果から最後に行ったバックグラウンドを差し引いて単位表面積, あるいは溶接単位長さあたりに変換したグラフを図 2-10 に示す. アルミニウム板の結果を文献と比較すると, 今回の測定値が $6.1 \times 10^{-7} \text{ Pa} \cdot \text{m}^3/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$ (8 時間後) に対して稲吉らの測定値[1-23]は $1.2 \times 10^{-7} \text{ Pa} \cdot \text{m}^3/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$ (10 時間後) となっており, 5 倍程度の違いがある. ただし, ベーキング条件が両者では異なっており, 本試験ではベーキング温度が低く時間も短いため, 高めのアウトガス放出速度になったと考えられる. 溶接アルミニウム板の結果を見ると, A と B でア

ウトガスに差があり，B の 8 時間後においてはバックグラウンドよりも小さかったため評価不能となっている．図 2-9 に示すように，溶接アルミニウム板のアウトガス測定結果はほぼバックグラウンドと一致していることから，本試験装置では測定自体が困難なほどアウトガスは少なかったと考えるのが妥当である．アウトガスの比較的大きい A においても，図 2-10 に示すように溶接部 1 m 当たりのアウトガスがアルミニウム板 1 m² からのアウトガスと同等となっている．これらの結果から，溶接部におけるアウトガスは他の材料と比較して十分に小さく超電導磁石における主たるアウトガスの発生源ではないことが明らかとなった．多層断熱材においてはアウトガスが明らかに多くなっており，特にポリエステルネットから多くのアウトガスが放出されていることが確認された．

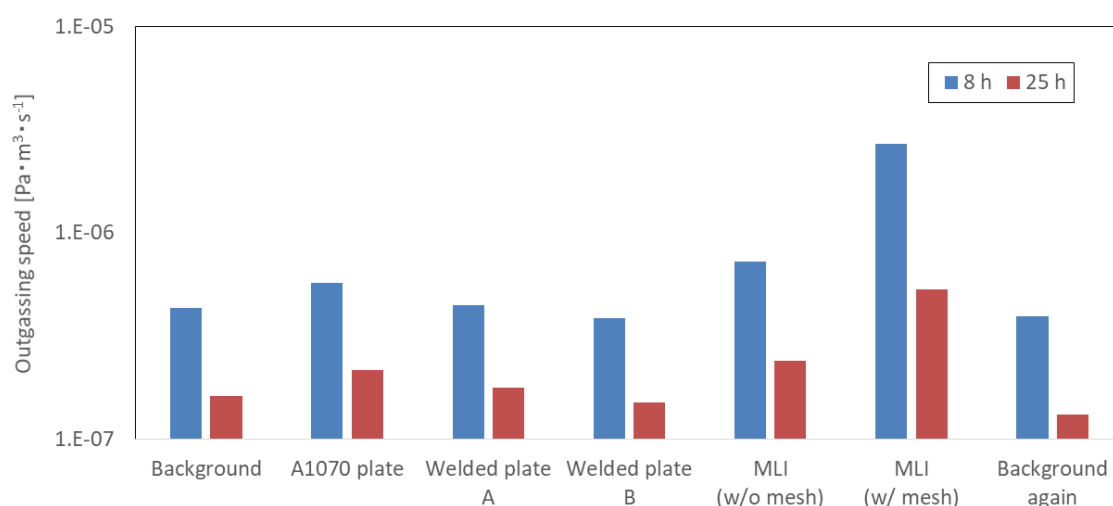


図 2-9 アルミニウム板，多層断熱材アウトガス放出速度

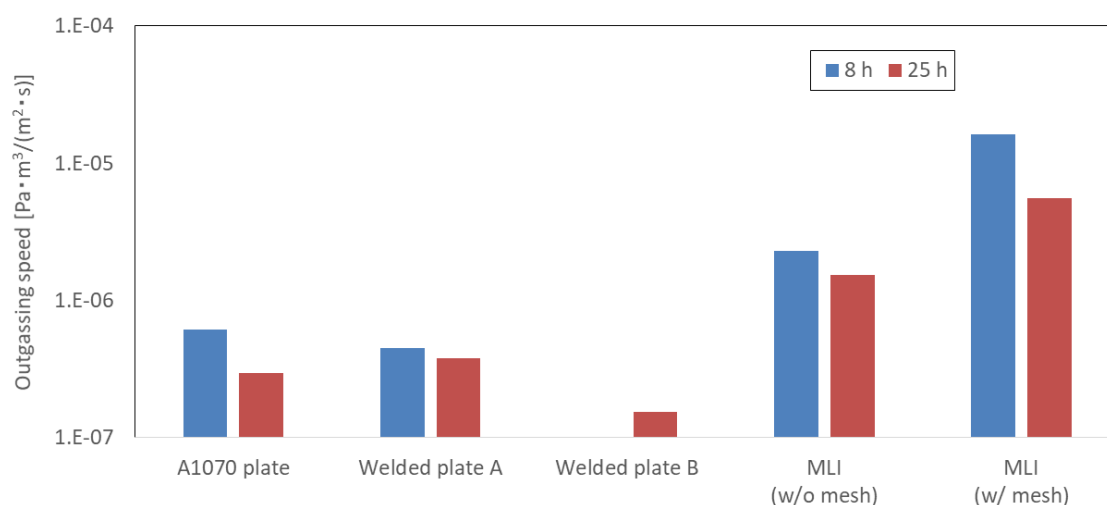


図 2-10 アルミニウム板，多層断熱材放出速度(単位面積・単位長さあたり)

アウトガス放出速度の時間依存性も極めて重要な情報であり，材料表面からのガス放出と材料内部からの拡散では傾向が異なるため，両者を判別できる．まず，材料表面の汚染分子等の脱離に関しては，表面に付着している分子の面密度を σ ，平均吸着時間を τ とすると，離脱に伴う単位時間当たりの材料表面における分子の増加率は次のようになる．

$$\frac{d\sigma_d}{dt} = -\frac{\sigma}{\tau} \quad (2-5)$$

逆に気相中から吸着される分子も存在し，単位時間当たりに材料表面へ衝突する分子のうち，吸着確率 ω の割合で吸着されると仮定する．表面に付着している分子の面密度を σ ，気相中の分子密度を n ，平均速度 $\bar{v}$ とすれば，吸着に伴う単位時間当たりの材料表面における分子の増加率は以下の式で表される．

$$\frac{d\sigma_a}{dt} = \frac{1}{4} n \bar{v} \omega \quad (2-6)$$

実際には離脱と吸着が同時に起きており，表面積 A の材料表面での分子の増加率は以下のようになる．

$$A \frac{d\sigma}{dt} = A \left(\frac{d\sigma_d}{dt} + \frac{d\sigma_a}{dt} \right) = -\frac{\sigma A}{\tau} + \frac{1}{4} n \bar{v} \omega A \quad (2-7)$$

さらに，真空ポンプによる排気も存在する系で，到達真空度 0 Pa の理想的なポンプを用いていると仮定する．ポンプ入り口面積を A_p ，容器の体積を V とすると，真空排気による気相中の分子の減少率は以下のように示される．

$$V \frac{dn_p}{dt} = -\frac{1}{4} n \bar{v} A_p \quad (2-8)$$

式(2-7)は材料表面における分子の増減であり，符号を反転すると気相中への放出・吸着となる．式(2-7)，式(2-8)より容器内の気体の密度変化が得られる[2-5]．

$$V \frac{dn}{dt} = -\frac{\bar{v} n A_p}{4} + \frac{\sigma A}{\tau} - \frac{\bar{v} n A \omega}{4} \quad (2-9)$$

第 1 項が真空排気, 第 2 項が表面からの離脱, 第 3 項が表面への衝突に伴う離脱である. さらに式(2-9), 式(2-7)より σ を消去することで次式が得られる.

$$\frac{d^2 n}{dt^2} + \left\{ \frac{\bar{v}}{4} (\omega A + A_p) + \frac{1}{\tau} \right\} \frac{dn}{dt} + \frac{\bar{v} A_p}{4V\tau} n = 0 \quad (2-10)$$

温度が一定である場合を考えると, 気相中の分子密度 n は圧力に比例するので, 式(2-10)は圧力の時間変化を示している. ただし, 式(2-10)では現実のアウトガス放出速度の時間変化に合致せず, 原因としては吸着エネルギーの分布を考慮していないこと, 固体表面が吸着分子で覆われると吸着エネルギーが極端に小さくなることが考慮されていないためである. 吸着式にヘンリーの法則(吸着量が圧力に比例)を用いるのではなく, ラングミュアの吸着等温式²として, 吸着エネルギー E に分布を持たせた場合の圧力の温度依存性は以下のように示される[2-6].

$$\frac{\partial \sigma(E, t)}{\partial t} = -\frac{\sigma(E, t)}{\tau} + \{ \sigma_0(E) - \sigma(E, t) \} \frac{\bar{v} P(t)}{4N} \quad (2-11)$$

$$V \frac{dP}{dt} + \frac{\bar{v} A}{4} P \left\{ 1 - \frac{I_1}{N} \left(1 - \frac{A_p}{A} \right) \right\} = (A - A_p) I_2 \quad (2-12)$$

ただし,

$$I_1 = \int \sigma(E, t) dE, \quad I_2 = \frac{\sigma(E, t)}{\tau(E, t)} dE$$

である. 式(2-11), 式(2-12)を解析的に解くことはできないものの, 数値計算を行うと, 十分に時間がたつと圧力 P は t の -1 乗となることが示されている[2-6].

² 表面への吸着は単分子層 (表面の有限な N 個の吸着サイトでのみ吸着する) との仮定に基づく. 吸着と離脱の化学反応の平行定数を K としたとき, 吸着量 v は, $v = v_{\max} \frac{PK}{1+PK}$ で示される. ($v_{\max}$: 最大吸着量, P : 圧力)

材料内部からの拡散については、拡散の方程式からアウトガス放出速度の時間依存性を得ることができる。表面層における反応過程(表面拡散、表面における結合・解離反応等)を無視できるとした場合、拡散の方程式は以下のように与えられる。

$$D \frac{\partial c^2}{\partial x^2} = \frac{\partial c}{\partial t} \quad (2-13)$$

ここで、 D : 拡散係数, c : 材料内部の不純物原子濃度, x : 表面からの深さ, t : 時間である。さらに、 D が十分小さく、 d^2/D (d : 材料厚み)が真空排気時間と比べて十分長い場合には、無限に厚い材料からの拡散の問題とみなして解くことができる。 $c(x,0)=c_0$, $c(0,t)=0$ の条件では以下の解が得られる。

$$c(x,t) = \frac{c_0}{\sqrt{\pi Dt}} \int_0^x \exp\left(-\frac{X^2}{4Dt}\right) dX \quad (2-14)$$

以上より表面からのガス放出率 q は、

$$q = -D \left(\frac{\partial c}{\partial x} \right)_{x=0} = \left(\frac{D}{\pi} \right)^{1/2} \frac{c_0}{t^{1/2}} \quad (2-15)$$

と表される[2-4]。

実験的にも材料表面からのガス放出の場合、時間の -1 乗に比例し、材料内部からの拡散では $-1/2$ 乗に比例することが確認されており、時間が経過するほど材料内部からの拡散が支配的になる[2-7]。各サンプルでのアウトガス放出速度時間依存性を図 2-11 に示す。計測開始時に非線形な挙動を示しているが、これは直前まで四重極質量分析計のベーキングを兼ねた動作確認を行っていたためである。ベーキング中は四重極質量分析計からアウトガスが放出されるので、その影響が若干残ってしまったと考えられる。メッシュありの多層断熱材のみ時間の -1 乗に比例しており、他のサンプルではほぼ $-1/2$ 乗に比例している。すなわち、ポリエステルネットからのアウトガスは表面からで、アルミニウム板やその溶接部、アルミ蒸着フィルムからは真空排気から数時間ですでに材料内部からの拡散に移行していることがわかる。

また、アウトガスの成分について質量分析の結果を図 2-12 に示す。アルミ板、多層断熱材いずれも主成分は分子量 18(H_2O)、28(N_2 ないしは CO)、2(H_2)、44(CO_2)が主たる成分であることがわかる。超電導磁石の真空保持の観点からすると、低温域で飽和蒸気圧が極めて

小さい水蒸気や二酸化炭素は冷凍機などにトラップされてしまうため、対策は不要である。窒素は 30 K 程度まで高い飽和蒸気圧を有しているの、対策として活性炭などの吸着剤を用いる必要がある。77 K においても、活性炭は窒素に対して高い吸着性能を有しているの[1-26]、少量用いるだけで長期間の吸着が可能である。ただし、活性炭の水素に対する吸着性能は窒素と比較してはるかに小さいため、検証が不可欠である。

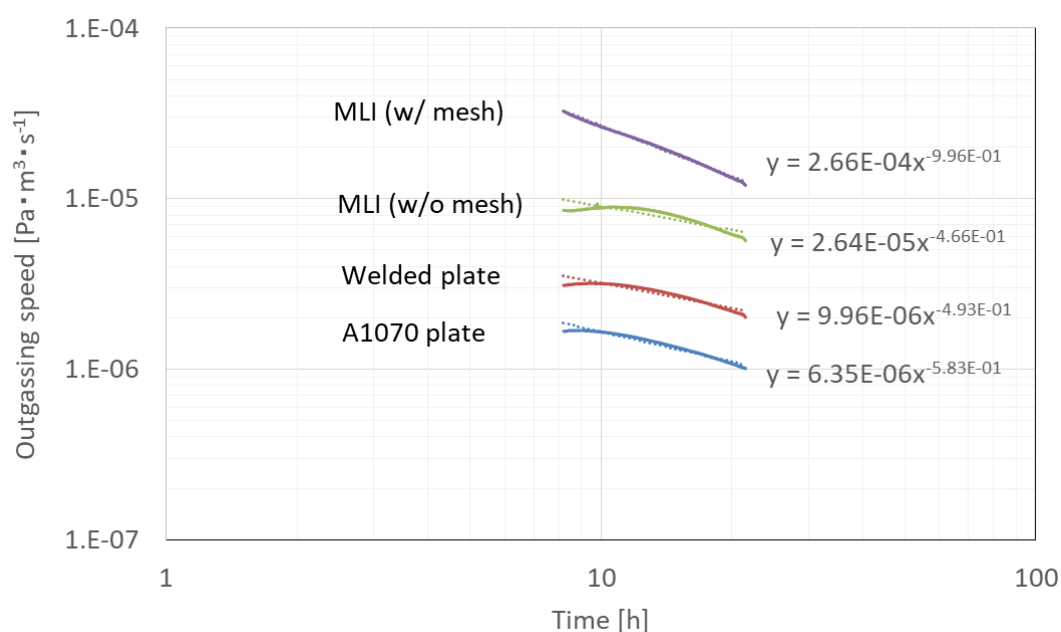


図 2-11 アウトガス放出速度時間依存性

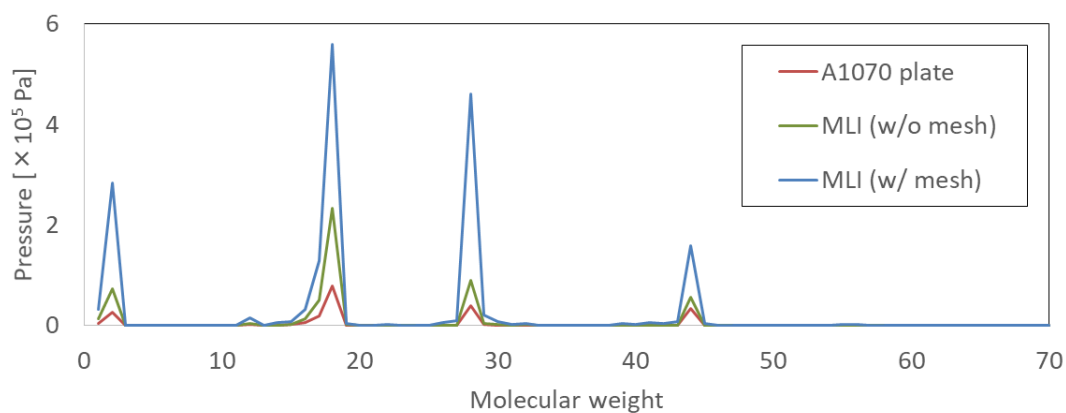
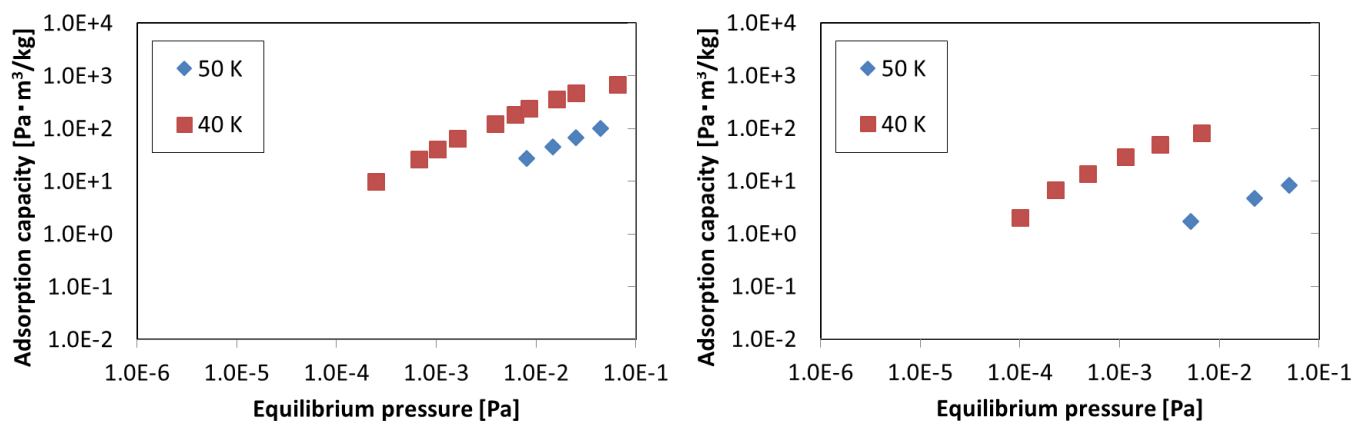


図 2-12 アルミニウム板，多層断熱材アウトガス分圧(真空排気から 25 時間後)

2.4 吸着剤評価試験

吸着剤の吸着性能は低温になるほど高くなり、そもそも室温では窒素のような比較的軽い分子を吸着することはできない。高温超電導磁石に吸着剤を用いるならば、冷凍機や超電導コイル周辺に施工する必要がある。ただし、浮上式鉄道用の車載超電導磁石は分解不可能な構造をしており、吸着剤の交換は不可能である。しかしながら、冷凍機のメンテナンスのため定期的に磁石は昇温されるので、その際に吸着剤の再生ができれば、長期的な磁石運用においても吸着剤はアウトガスに対する有効な対策となる。通常の吸着剤の再生においては数百度以上に加熱されるものの、超電導磁石の耐熱性や磁石内部への施工を考慮すれば、吸着剤を室温以上に加熱することは困難であると考えられる。

本研究の吸着剤の評価試験では、アウトガス吸着量の評価だけでなく、室温までの昇温と真空排気だけで吸着性能が再生するかどうか確認することも目的としている。被吸着ガスは吸着が困難であると考えられる水素とし、吸着剤には活性炭(ユー・イー・エス、ヤシ柄活性炭($\phi 4$ mm) USG-PT-SX)、ゼオライト(ナカライテスク、モレキュラーシーブ 3A)を用いた。なお、モレキュラーシーブ 5A は極低温における吸着剤として知られており、吸着性能に関する文献も存在する [1-25]。しかしながら、少量の吸着剤を用いた予備試験(各温度 1 度だけの測定)を行ったところ、活性炭と比較して吸着性能が劣るだけでなく(図 2-13)、室温状態で多量のアウトガスを排出して冷却前の真空排気に問題を招くことが明らかになった。そのため、本試験では文献が乏しく性能が未知数であったモレキュラーシーブ 3A を選定した。試験方法としては、40 K、50 K の 2 条件で、各温度条件につき水素吸着と室温までの昇温を 3 セット行った。水素の導入量は段階的に増やしていき、最終的に平衡圧力が 1×10^{-2} Pa を超過したところで水素の導入をやめて昇温・真空排気を行う。一連の試験の流れを図 2-14 に示す。なお、吸着剤の温度を一定にするため、吸着剤はアルミニウム性のフィン(120 mm $\times$ 120 mm, フィン高さ約 30 mm)の表面に熱可塑性樹脂で固着させており(図 2-15)、冷凍機に固定した後に多層断熱材で覆っている。評価に用いた吸着剤の質量は活性炭が 66 g、モレキュラーシーブ 3A が 60 g である。得られた平衡圧力と水素吸着量を図 2-16 に示す。活性炭に関しては、いずれの温度域でも吸着サイクルで性能が低下することではなく、40 K の場合では 1×10^{-4} Pa 以下で若干であるが吸着量が増加している。おそらく、初期真空排気では取りきれなかった大気中で吸着した気体の離脱が進んだため、能力が向上したのではないかと推測される。その一方でモレキュラーシーブ 3A は吸着性能が乏しく、50 K ではそもそも水素導入以前に 1×10^{-3} Pa を超過しており測定が実施できなかった。



a. 活性炭 (9.5 g)

b. モレキュラーシーブ 5A (6.5 g)

図 2-13 事前試験における吸着剤水素吸着性能比較(30 K)

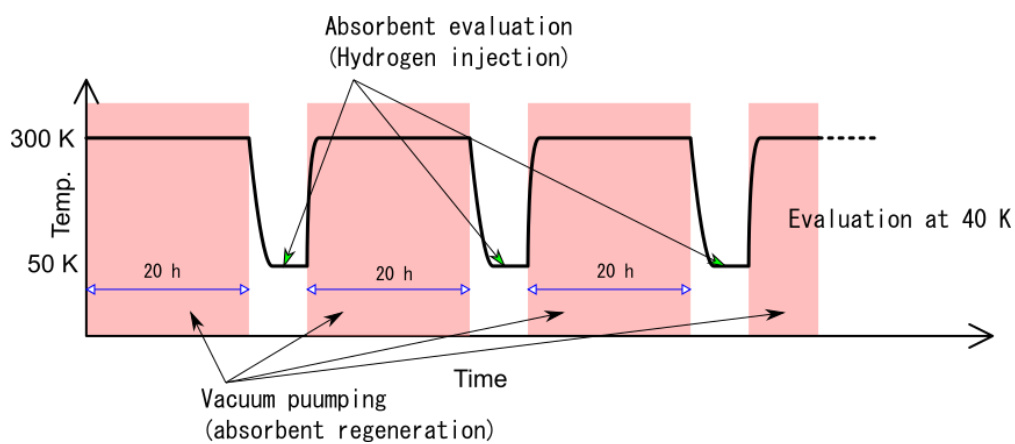


図 2-14 吸着剤評価試験プロセス

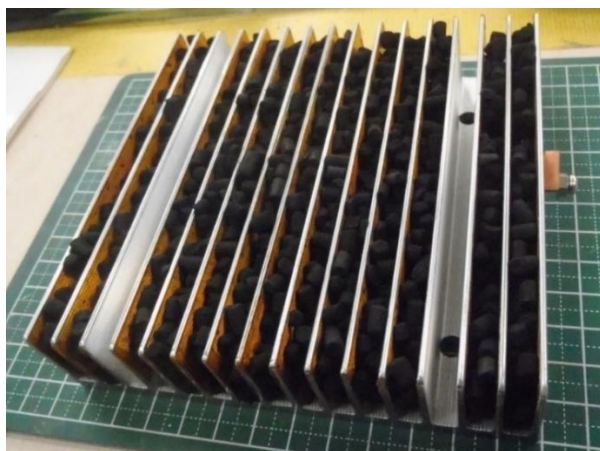
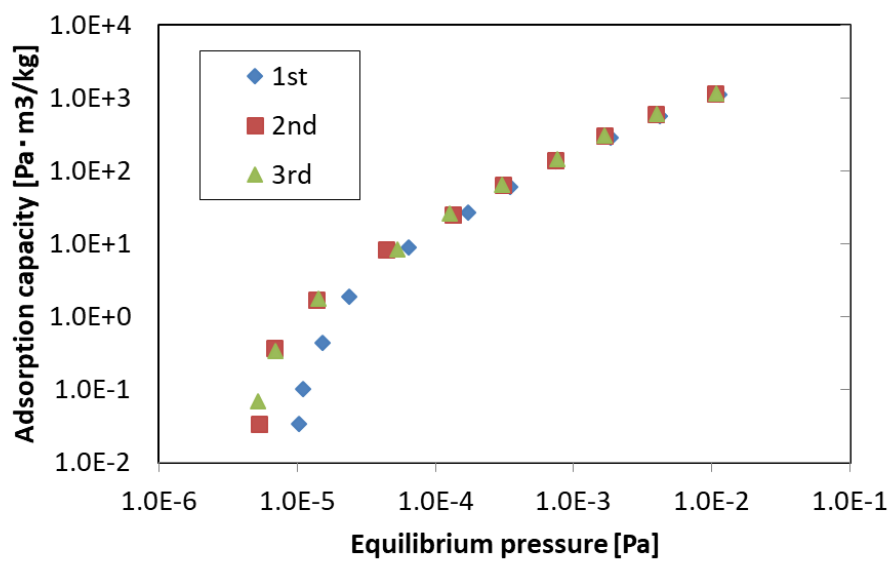
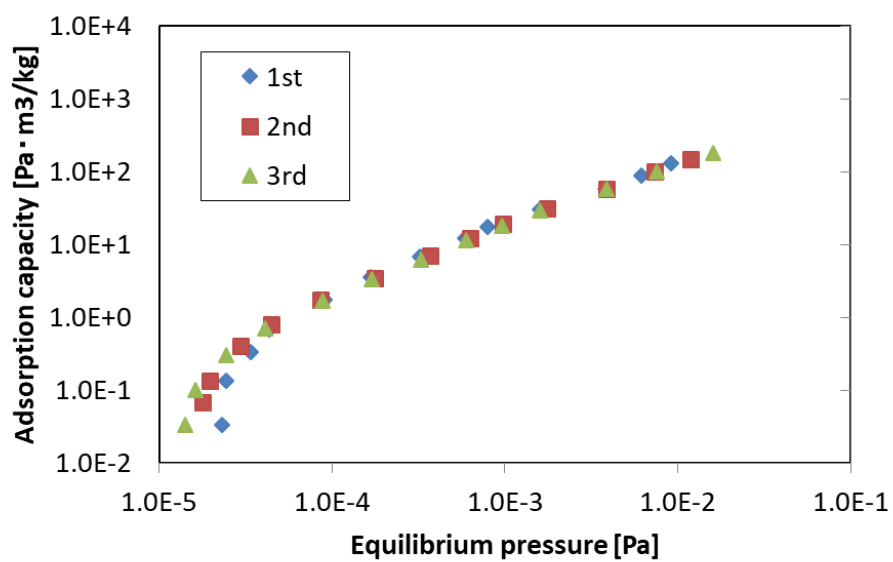


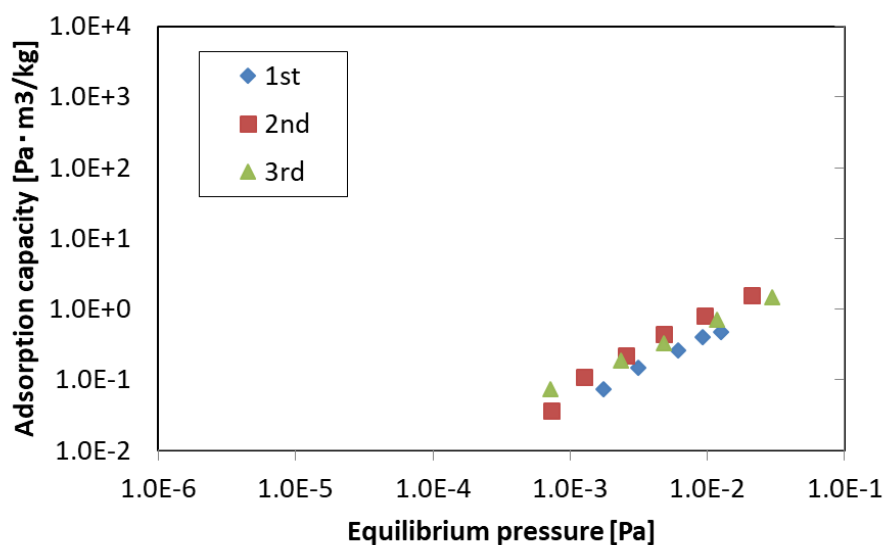
図 2-15 吸着剤評価サンプル(活性炭)



a. 活性炭 (40 K)



b. 活性炭 (50 K)



c. モレキュラーシーブ 3A (40 K)

図 2-16 各温度における水素吸着能力と平衡圧力

図 2-17 に示すのは評価装置にサンプル設置後の初回真空排気時の圧力変化である。モレキュラーシーブ 3A を配置した際には明らかに真空排気が遅くなっており、モレキュラーシーブ 3A から大量のアウトガスが放出されていると考えられている。初回真空排気時は圧力が質量分析計の動作範囲を逸脱しており質量分析ができなかったものの、初回試験後の再生過程において測定したところ、図 2-18 に示すように分子量 18 (H_2O)が確認された。モレキュラーシーブ(5A, 3A)は室温においても水蒸気を吸着するため、真空排気時に吸着していた水蒸気が放出されたことになる。ベーキングを行うことで吸着されている水蒸気を短時間で放出させることはできるものの、すでに述べたとおり磁石組み込みでは吸着剤は加熱不可能である。さらに、磁石組み立て時に吸着剤が大気に触れることを防ぐのは極めて困難である。これらの結果から、超電導磁石のアウトガス吸着には活性炭が適していると考えられる。

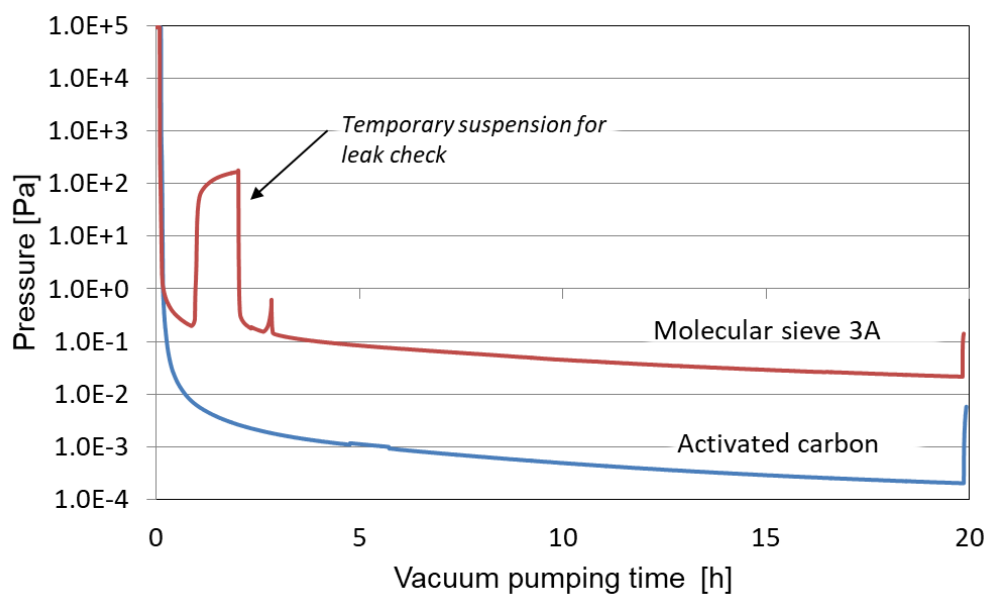


図 2-17 初回真空排気時の圧力変化

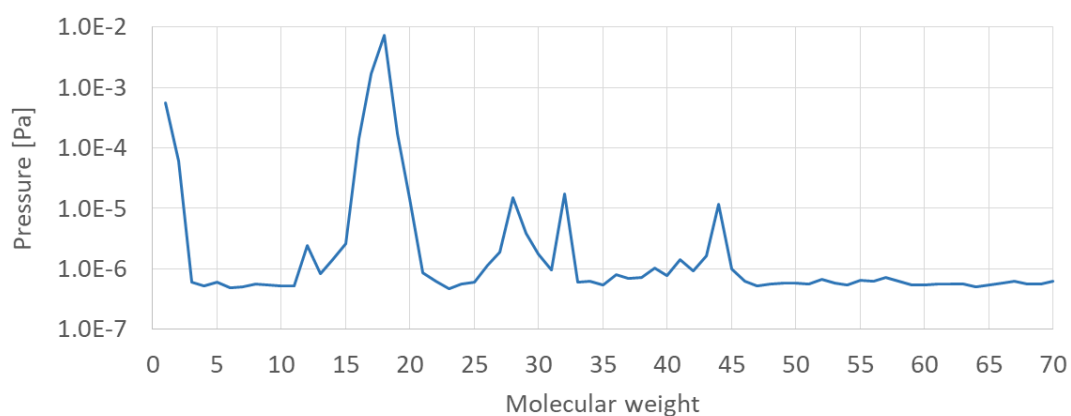


図 2-18 モレキュラーシーブ 3A 再生時(昇温, 真空排気開始から 15 分後)におけるアウトガス分圧

2.5 長期高温磁石運用に必要な吸着剤量概算

高温超電導磁石の長期高真空保持に必要な吸着剤量の試算を行った。吸着剤には活性炭を用い、冷凍機メンテナンス周期を考慮して 1 年間 1×10^{-3} Pa 以下を保持することを条件とした。アウトガスの放出源は室温部の部材に限定されるため、外槽容器(アルミニウム板)と多層断熱材からのアウトガスが支配的である。多層断熱材はメッシュの有り無しでアウトガスの傾向が大きく変わるが、浮上式鉄道用の車載超電導磁石は外槽容器内の空間的制

約も厳しいので、より高密度に施工できるメッシュなしの多層断熱材を用いると仮定した。図 2-11 に示すように、真空排気開始から短時間で外槽容器と多層断熱材いずれもアウトガスの放出速度はおおむね時間の $-1/2$ 乗に比例している。そのため、25 時間後以降アウトガスの放出速度は次式に示すように求められると仮定した。

$$q = q_0 \cdot t^{-\frac{1}{2}} \quad (2-16)$$

25 時間後のアウトガス放出速度は図 2-10 に示すとおりであり、アルミニウム板および多層断熱材の q_0 はそれぞれ以下のようになる。

$$q_{0_al} \simeq 8.9 \times 10^{-5} \left(Pa \cdot m^3 \cdot s^{-1/2} \cdot m^{-2} \right)$$

$$q_{0_mli} \simeq 4.6 \times 10^{-4} \left(Pa \cdot m^3 \cdot s^{-1/2} \cdot m^{-2} \right)$$

ただし、実際の多層断熱材は内側と外側で温度勾配がありアウトガスを放出するのは室温側の一部の層に限定され则认为られる。第 1 章で示した保冷試験装置を用いた試験時に多層断熱材の温度分布を熱電対で測定しており、その結果を参照することとした(図 2-19)。多層断熱材 20 層のうち、内側から 1, 2, 10, 11, 19, 20 層を測定しており、0 層はダミーコイル温度(50 K)、21 層は外槽容器温度(290 K)を示している。ダミーコイル上部と側面の 2 か所で測定しており、上部は温度分布が線形に近いのに対して、側面では最初の 1 層で大きく温度が上がっている。これは、多層断熱材を通過する熱流束は層間の接触による熱伝導とふく射によって構成されており、上部では断熱材の自重で層間がよく接触して熱伝導が支配的になっていた一方で、側面は接触が弱くふく射が支配的であったと认为られる。多層断熱材を透過していく熱流束が一定であるならば、熱伝導が支配的な場合は層ごとの温度勾配は一定になる。これに対し、ふく射伝熱は温度の 4 乗に比例するため、ふく射が支配的ならば温度の低い内層部での温度勾配が大きくなる。浮上式鉄道用の車載超電導磁石を考えると、レーストラック形状の扁平なコイルが縦に配置されているため、表面積の大部分は側面で占められる。そのため、多層断熱材の温度分布は図 2-19 の側面のデータと類似していると予想するのが妥当である。データのない区間(3~9, 12~18)は線形補間することとし、各層のアウトガス放出速度は式(2-3)の気体分子の材料表面での吸着時間に反比例すると仮定したときの、各層のアウトガス放出速度を図 2-20 に示す。多層断熱材最内層が 160 K であったとしても、アウトガス放出速度は室温の 2 % となっており、全層で平均化しても室温のほぼ 50 % となる。そのため、温度勾配を持つ多層断熱材の q_{0_mli} は以下のようになる。

$$q_{0_mli}' \simeq 2.4 \times 10^{-4} \left(\text{Pa} \cdot \text{m}^3 \cdot \text{s}^{-1/2} \cdot \text{m}^{-2} \right)$$

次に，初期真空排気 25 時間と仮定して 1 年間で放出されるアウトガスの総量を求める．

$$Q = \int_{t_0}^t q \cdot dt \cdot S = \left[2q_0 \cdot t^{\frac{1}{2}} \right]_{25h}^{1\text{year}} \cdot S \quad (2-17)$$

ここで S は表面積であり，外槽容器および多層断熱材の表面積はいずれも 10 m^2 (1 磁石，4 極構成) と仮定した場合では，外槽容器からのアウトガス放出量が $9 \text{ Pa} \cdot \text{m}^3$ ，多層断熱材からが $24 \text{ Pa} \cdot \text{m}^3$ 合計で $31 \text{ Pa} \cdot \text{m}^3$ となる．アウトガス評価試験で明らかになったように，アウトガスの成分は H_2 ， H_2O ， N_2 ， CO ， CO_2 などから構成され，図 2-12 に示すように H_2 の割合は大きく見ても 20 % 程度である． H_2O や CO_2 は吸着剤に到達する前にコイル表面や冷凍機に吸着されると考えるのが妥当である． N_2 は活性炭に吸着されるものの，活性炭の N_2 吸着能力は H_2 と比較して非常に高いため， N_2 の吸着によって H_2 吸着能力はほぼ変化しないと予想される．50 K で磁石を運用する場合を考えると，活性炭の水素吸着能力は $20 \text{ Pa} \cdot \text{m}^3/\text{kg}$ であり，上記の仮定のもとの試算では必要な活性炭の量は約 400 g となり，超電導磁石への組み込みは十分可能であると考えられる．

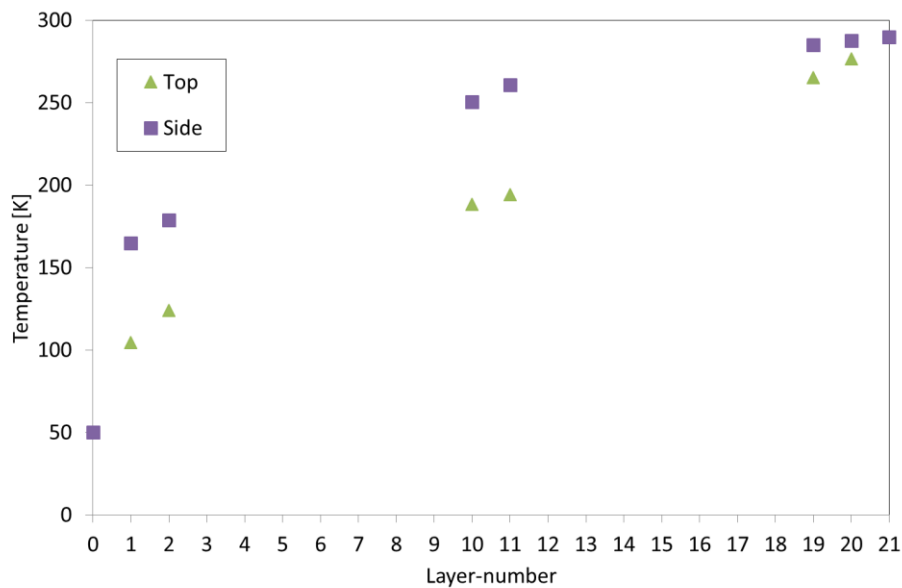


図 2-19 多層断熱材温度分布測定

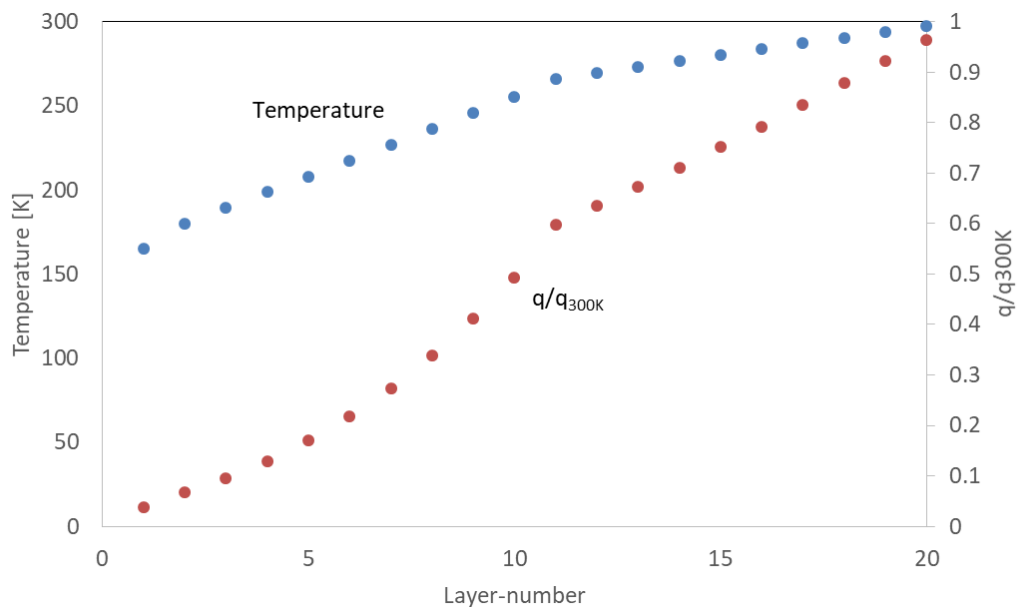


図 2-20 多層断熱材層ごとの温度分布予測とアウトガス放出速度予測

2.6 まとめ

本章では，高温超電導磁石において課題となるアウトガスに関する評価とその対策を目的としている．評価試験より以下の知見を得た．

- (1) 室温で大量のアウトガスを発生する樹脂材料であっても，77 K 以下では測定困難なレベルまで減少することが確認され，主たるアウトガス発生源は室温部の材料に限定される．
- (2) 外槽容器を想定したアルミニウム溶接板のアウトガス発生速度は，溶接のないアルミニウム板と大差はなく，溶接部がアウトガスに与える影響は小さい．
- (3) 多層断熱材からのアウトガスは，スペーサー(ポリエステルネット)が主である．
- (4) 室温部大面積を占める外槽容器や多層断熱材からのアウトガスの主成分は H_2 ， H_2O ， N_2 ， CO ， CO_2 である．
- (5) 活性炭に対して水素吸着試験を行ったところ，室温までの昇温と真空排気で吸着能力は完全に再生しており，高温超電導磁石内部へ組み込んでの使用が可能である．
- (6) 評価試験結果に基づき 1 年間の高真空(1×10^{-3} Pa 以下)保持に必要な活性炭量を概算したところ，50 K での運転条件でも約 400 g となった．

第3章 劣化回避と冷却性を両立したコイル製作手法

3.1 劣化回避と冷却性両立のコンセプト

希土類系高温超電導磁石の実用化において、コイル製作手法の確立は最重要課題である。低温超電導コイルと異なり、希土類系高温超電導コイルにエポキシ樹脂含浸を行うと熱収縮率の違いから冷却時に熱応力が発生し、希土類系高温超電導線材は剥離して著しい臨界電流の劣化を招くことが報告されている[1-32]。しかしながら、本研究で対象とする浮上式鉄道においては、超電導磁石には極めて高い信頼性が求められる。劣化を回避する必要があるものの、含浸を行わないコイルでは、走行振動に伴う摩擦発熱が発生する恐れがあるだけでなく、コイルの冷却も困難になる。低温超電導磁石とは異なり、高温超電導磁石は液体ヘリウムを用いず、熱伝導のみによって冷凍機と熱的に接続されるため、樹脂などによってコイルと伝熱部材が強固に接着されている必要がある。

劣化回避と冷却性を両立させるため、熱可塑性樹脂を用いたコイル製作手法を考案した。本コイル製作手法の特徴は、伝熱部材も含んだコイル構造であり、コイル内部での接着面をコントロールしている点にある。図3-1に示すように、線材と絶縁層を共巻するのは一般的なパンケーキコイルの製作手順であるものの、含浸を行わず伝熱部材を熱可塑性樹脂フィルムでコイル両端面に固着させている。熱可塑性樹脂フィルムはポリイミドフィルムの両面に熱可塑性樹脂を張り合わせたものであり、銅やアルミなどの伝熱部材との電気絶縁も兼ねているためである。あらかじめ絶縁処理がされた伝熱部材であれば、熱可塑性樹脂単体でも問題ない。熱可塑性樹脂は粘性が高いためコイルターン間に浸透することではなく、線材には剥離応力が働くことはない。

また、熱可塑性樹脂を用いた手法で狙った効果が得られなかった場合に備えて、異なるコイル製作手法も合わせて検討することとした[3-1]。PTFE(フッ素樹脂)フィルムをターン間

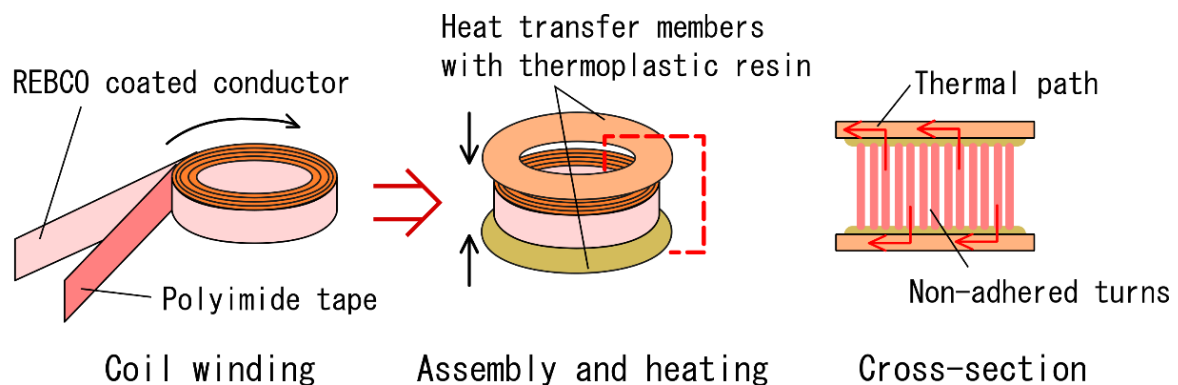


図 3-1 熱可塑性樹脂を用いたコイル製作手法

絶縁に用いる方法であり，エポキシ樹脂含浸による劣化を回避するものである．エポキシ樹脂に対して非接着である樹脂フィルムをターン間絶縁に用いることはすでに報告されているものの[3-2]，本手法の特徴は，PTFE フィルムは線材と共巻きされるだけでコイル端面が露出している点にある．すなわち，エポキシ樹脂含浸時に PTFE フィルムで覆われていない端面のみが伝熱部材と強固に接着されることになる．熱可塑性樹脂と PTFE フィルムを用いた手法両方に対し，目標とするコイルターン間を離間しつつコイル端面のみを伝熱部材と接着したコイル構造が実現できるか検証を行うこととした．

3.2 樹脂浸透予測

熱可塑性樹脂にはエチレンーメタクリル酸共重合体である Nucrel®を用いることを検討しており，同樹脂の物性やコイル構造からターン間にどの程度浸透するかを予測する．まず，エチレンーメタクリル酸共重合体の熔融粘度はせん断速度が 10 s^{-1} 以下では約 $1 \times 10^4 \text{ Pa} \cdot \text{s}$ (120°C)と極めて高いため[3-3]，毛細管現象のように表面張力や濡れ性によって浸透するとは考え難い．熱可塑性樹脂を融着させる際には，気泡の発生を抑えつつ，隙間なく均等に接着させることが望ましいので，真空バギングを行いながらの加熱が適切であると考えられる．よって，大気圧で樹脂がターン間に押し込まれる場合を想定する．図 3-2 は熱可塑性樹脂を用いたコイルの加熱前後での断面模式図であり，ターン間の隙間は場所によらず h で均一と仮定した．なお， a ：超電導線材と絶縁層厚みの和， b ：加熱前熱可塑性樹脂厚み， P ：加熱時圧縮力(大気圧)， x ：加熱後の樹脂浸透高さ，である．加熱前後で熱可塑性樹脂の総量は変化しないので，隙間 h と樹脂浸透高さ x には以下の関係が成り立つ．

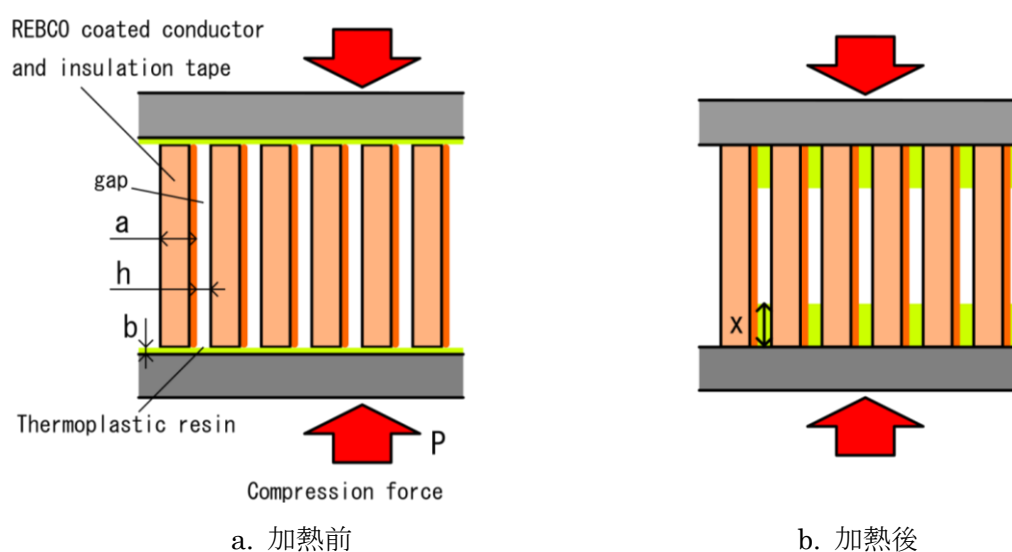


図 3-2 熱可塑性樹脂を用いたコイル断面模式図

$$b(a+h)=hx \quad (3-1)$$

隙間 h が狭くなるほど樹脂浸透高さ x は高くなるものの、隙間が小さくなると樹脂と線材、もしくは絶縁層間に働くせん断応力(摩擦応力)が大きくなり、図 3-2. b に示すようにすべての樹脂がターン間に浸透することはないと予想される．せん断速度が遅い範囲では、エチレンーメタクリル酸共重合体の粘度はおおむね一定であり[3-3]，ニュートン流体を仮定して樹脂の浸透を考える．コイルターン間の樹脂浸透モデルを図 3-3 に示す．壁面でのせん断応力は大気圧と釣り合うので，以下の関係が成り立つ．

$$P \frac{h}{2x} = \mu \left(\frac{du}{dy} \right)_{y=0} \quad (3-2)$$

ここで， x ：樹脂浸透高さ， μ ：粘度， u ：流速， y ：壁面からの距離，である．速度分布は放物線状になり，中央($h/2$)での速度を U とする．

$$u = 4U \left(\frac{y}{h} - \frac{y^2}{h^2} \right) \quad (3-3)$$

なお，樹脂の浸透速度は流速 u の平均値であるため，中央での速度 U は樹脂の浸透速度を用いて表すことができる．

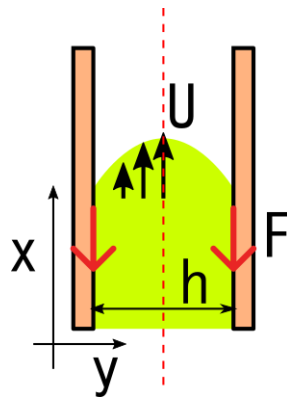


図 3-3 コイルターン間の樹脂浸透モデル

$$U = \frac{3}{2} \frac{dx}{dt} \quad (3-4)$$

式(3-2)~(3-4)より，樹脂浸透高さの時間依存性は次式で示される．

$$x = h \sqrt{\frac{P}{6\mu}} \cdot t^{1/2} \quad (3-5)$$

使用予定の熱可塑性樹脂厚みは 80 μm であり，加熱時間を 2 時間と仮定して式(3-1)，式(3-5)を計算すると，ターン間の隙間と樹脂浸透高さの関係は図 3-4 のようになる．隙間が広がるにつれてせん断応力は小さくなるため，加熱時間中に浸透する樹脂の量は増加していく．ただし，樹脂量は有限であるため，隙間が 10 μm 以上ではすべての樹脂が時間内に浸透することになり，ターン間隙間に反比例して樹脂高さが低下する．樹脂高さのは最大でも 1 mm 程度であり，線材全面が接着されることはないと言える．なお，現実にはターン間隙間が一定でない場合もあり得るので，周辺の樹脂が一部に集中して浸透することも想定される．しかしながら，局所的な接着では冷却時の熱応力も小さく，剥離するとは考えにくい．よって，熱可塑性樹脂の粘性や加熱条件に基づく計算からは，劣化が発生する可能性は低いと予想される．

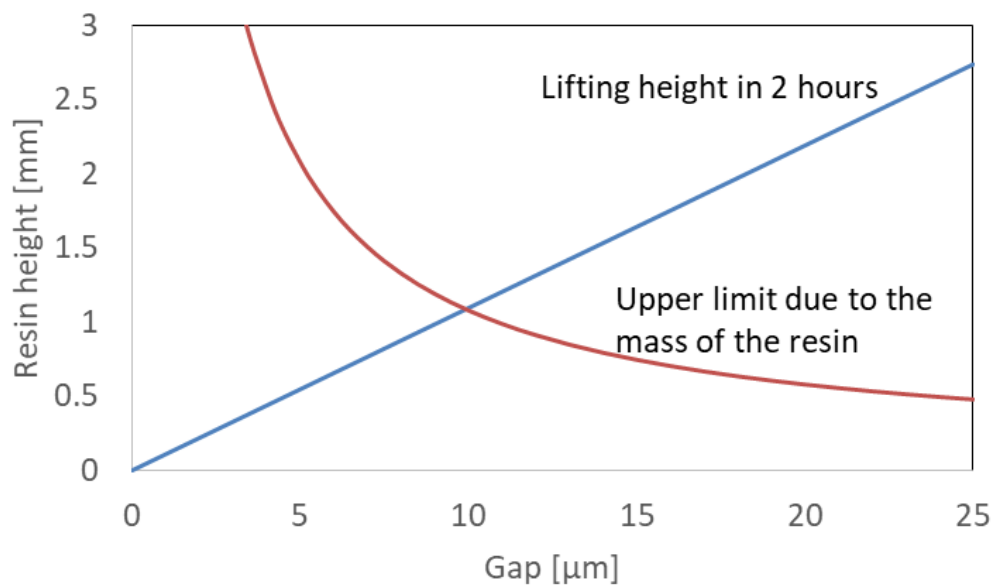


図 3-4 ターン間隙間と樹脂浸透高さ

3.3 樹脂材料の基礎特性試験

たとえ劣化が起きなくとも，熱可塑性樹脂が伝熱経路として機能しなくては意味がないため，コイル製作前に要素試験を実施した．接着強度が低い材料は冷却時の熱応力によって接着面が剥離してしまう可能性が高いので，まず液体窒素中で引張応力に対する接着強度を測定し，その後冷凍機冷却で温度条件を変化させての熱抵抗測定を行うことによって，接

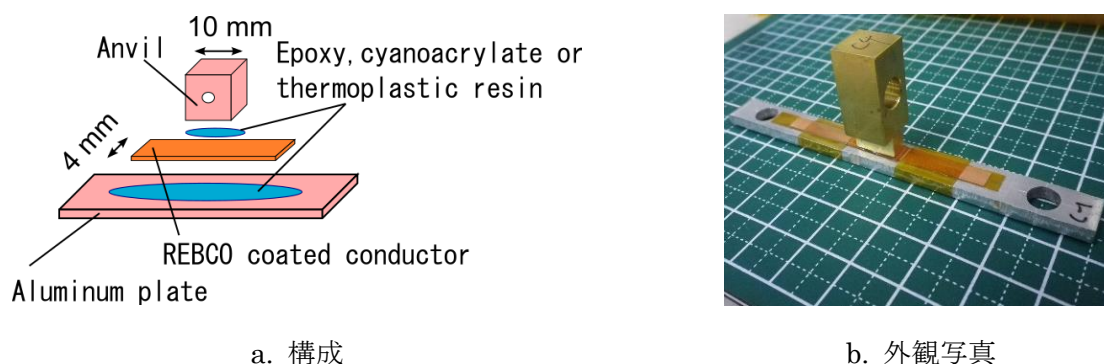


図 3-5 接着強度評価供試体

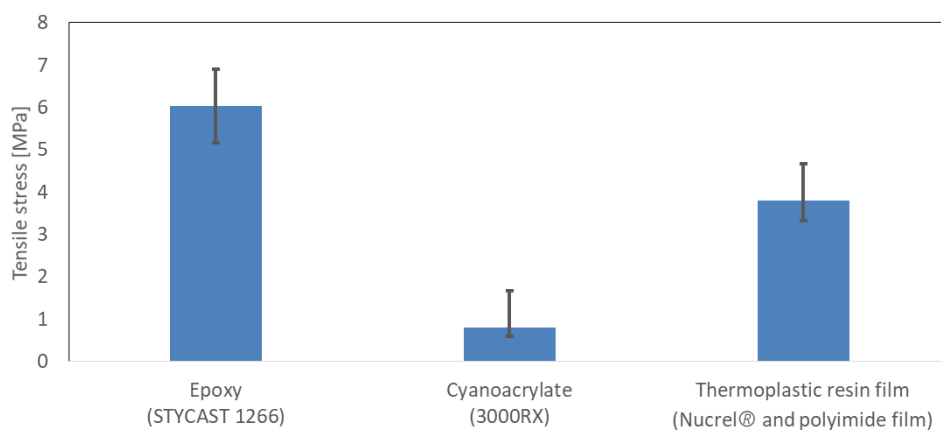


図 3-6 液体窒素中での樹脂材料の垂直引張荷重に対する接着強度

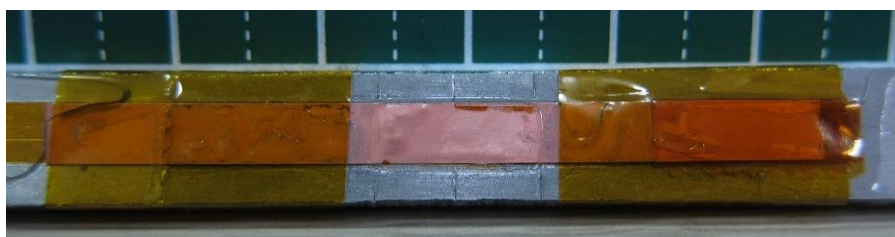


図 3-7 剥離した希土類系高温超電導線材

着強度と熱抵抗の関係を評価した。接着強度試験においては、図 3-5 に示すように希土類系高温超電導線材とアンビルが含浸用樹脂、あるいは熱可塑性樹脂フィルムで接着されている。ベースとなるアルミニウム板を液体窒素中で固定し、アンビルに垂直引張荷重を与えて接着樹脂が剥離する際の応力を測定した。対称とする樹脂はエポキシ(Emerson & Cuming, STYCAST 1266 A/B)、シアノアクリレート(セメダイン, 3000RX)および熱可塑性樹脂フィルム(Nucrel®とポリイミドフィルムで構成)とした。

得られた各樹脂の垂直引張荷重に対する接着強度を図 3-6 に示す。各樹脂につき複数個供試体を製作し、(エポキシは 4 個, 他は 5 個)バーは標準誤差を示す。大きな誤差はなく、樹脂ごとに接着強度が明確に異なっている。熱可塑性樹脂フィルムはエポキシと比較して 6 割強の接着強度があるのに対して、シアノアクリレートは 1 割強であり、低温においては

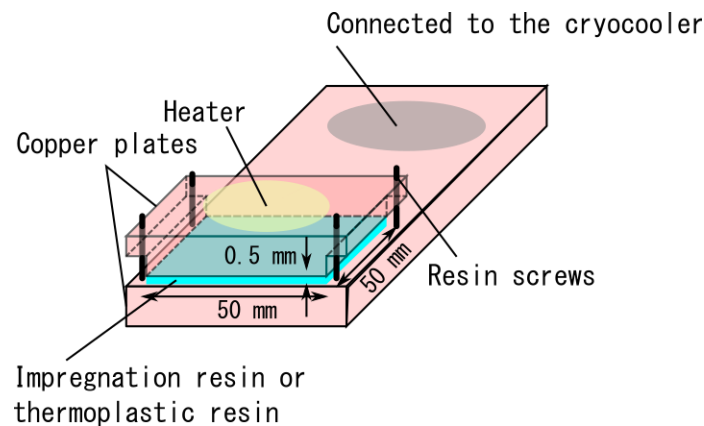


図 3-8 熱抵抗評価供試体構成(熱可塑性樹脂フィルムの場合はギャップ 0.185 mm)

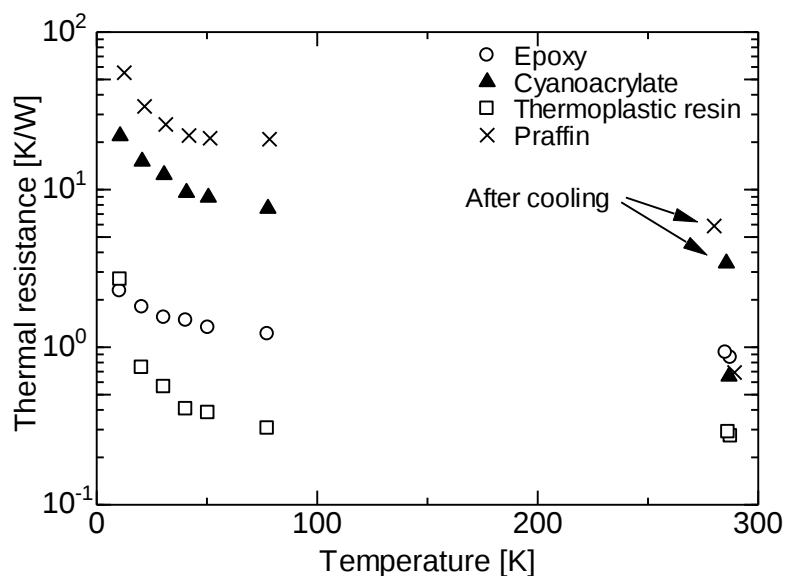


図 3-9 樹脂材料熱抵抗測定結果

接着に適さない可能性が高い。なお、試験後のエポキシの供試体には、剥離とみられる線材表面のふくらみが確認された(図 3-7)。熱可塑性樹脂フィルム of 供試体では線材にふくらみは確認されなかったものの、線材強度のばらつきを考慮すれば、樹脂含浸のようにターン間に熱可塑性樹脂を用いれば劣化のリスクは極めて高いと予想される。

熱抵抗測定においては、コイル巻線部と伝熱部材を想定した銅板間(ギャップ 0.5 mm, 銅板間は樹脂ボルトで固定)に樹脂を流し込んだ供試体を用いた(図 3-8)。樹脂含浸のサンプルは真空含浸を行っており、樹脂に浸した状態で真空脱泡を行った後、大気圧下で硬化させている(エポキシ樹脂は 60 °C で 2 時間, シアノアクリレートは室温硬化)。熱可塑性樹脂フィルムに関しては、フィルムの厚み(約 0.185 mm)が一定であるため、ギャップを固定せずフィルムを挟み込んで 120 °C でまで加熱してその後自然冷却した。測定はまず室温(約 300 K)で行い、次に 10 K まで冷却し、20 K, 30 K, 40 K, 50 K, 77 K で順次測定を行い、さらに室温での再測定を実施した。空気の熱伝導や対流の影響をなくすため、すべての試験はクライオスタット内で行われ、試験時の圧力は 1×10^{-2} Pa 以下である。接着面が保持されれば、熱抵抗は材料の熱伝導率によって決定されるので、連続的な熱抵抗のカーブが得られるはずである。逆に冷却時の熱応力によって接着面が剥離、あるいは樹脂に亀裂が発生すれば熱抵抗は大幅に増加すると予想される。各供試体の熱抵抗を図 3-9 に示す。なお、エポキシ樹脂、シアノアクリレート、熱可塑性樹脂フィルムに加えて、別途実施したパラフィンの熱抵抗も参考までに併せて示す。初回の室温での測定結果は熱可塑性樹脂フィルムを除いて近い値を示している。熱可塑性樹脂フィルムは厚みが 0.185 mm と他の供試体(0.5 mm)よりも薄いため低抵抗であり、接着界面に熱抵抗はないと仮定すると、熱伝導率は 0.25 W/mK 程度となる。これは高分子材料としては妥当な値である。77 K 以下の熱抵抗の挙動は 2 グループに分けられ、シアノアクリレートおよびパラフィンは室温と比較して 10 倍以上熱抵抗が大きくなっている。材料本来の熱伝導率からは説明できるものではなく、昇温後も高い熱抵抗を保持している。冷却時の熱応力によって接着面が剥離したことは明らかであり、接着性の低い樹脂は含浸に用いても伝熱経路として機能しないことが確認できた。その一方で、エポキシおよび熱可塑性樹脂フィルムは 77 K でも熱抵抗が急激に増加することなく、室温から 10 K に至るまで連続的なプロットとなっている。なお、10 K では熱可塑性樹脂フィルムの熱抵抗がエポキシ以上に大きくなっているものの、昇温した際には元の熱抵抗を保持しており、熱可塑性樹脂フィルムの熱伝導率の温度依存性によるものであると考えるのが妥当である。

3.4 小型コイルを用いた臨界電流・熱抵抗測定試験

熱可塑性樹脂フィルムはエポキシ同様に低温下でも剥離しないだけの接着力を有していることが確認されたので、熱可塑性樹脂を用いた手法で小型コイルを製作して、劣化の有無の確認を行った。直径 60 mm、40 ターンの小型コイルであり、基本仕様を表 3-1 に、外観写真を図 3-10 に示す。試験手順としては、まず熱可塑性樹脂で巻線部と伝熱部材を融着させる前に液体窒素中で臨界電流を測定し、巻線工程に不具合がなかったことを確認する。次に熱可塑性樹脂の融着を行い、コイル片面を冷凍機で冷却し、反対側にヒータで熱を与えることにより、コイル軸方向の熱抵抗を測定した(図 3-11)。3.3 節の熱抵抗測定同様に、室温

表 3-1 小型コイル基本仕様

Coated conductor	Superpower Inc. SCS4050-AP
Insulation	Polyimide film, 25 μm thickness
Number of turns	40
Inner/ Outer diameter	50 mm/ 60 mm
Former material	GFRP (G10)
Heat transfer member	Copper plate, 1 mm thickness



図 3-10 小型コイル外観

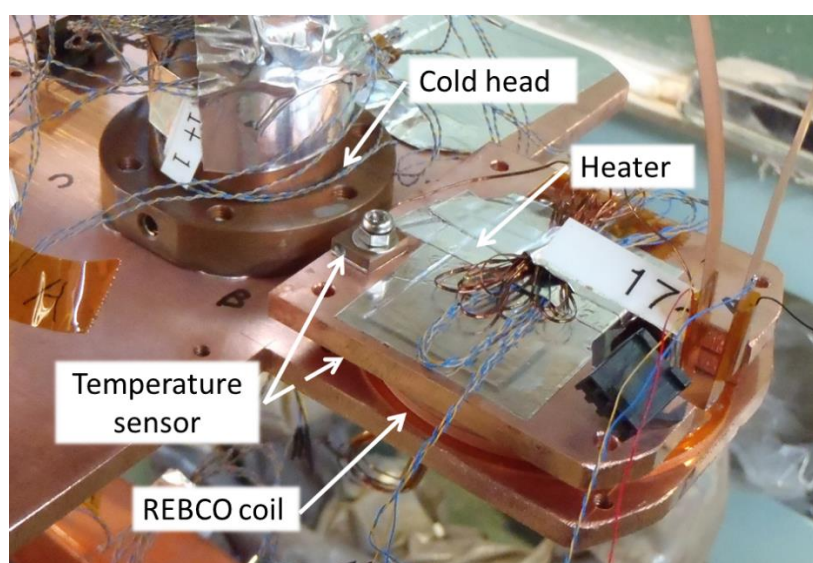


図 3-11 小形コイル熱抵抗測定

での測定後、低温(10 K, 30 K, 50 K, 77 K)で測定し、最後に室温で再測定を行った。冷却時に融着面が剥離してしまうと、低温における熱抵抗は大きく上昇し、昇温後も高い熱抵抗を保持すると考えられる。熱抵抗測定後に 77 K での臨界電流測定を再度行い、劣化の有無を確認した。また、劣化に対するコイル製法の影響を明確なものとするため、同形状のエポキシ樹脂含浸コイルを製作して臨界電流の測定を行った。なお、本試験においては臨界電流を 0.7 mV(1 μ V/cm)で定義することとし、電圧の立ち上がり特性を示す n 値は 0.01 mV から 0.7 mV の区間で算出した。図 3-12 に融着、もしくは含浸前後の通電電流とコイル電圧の関係を示す。含浸や融着を行う前は、両コイル共に 50 A 程度から電圧の上昇が確認で

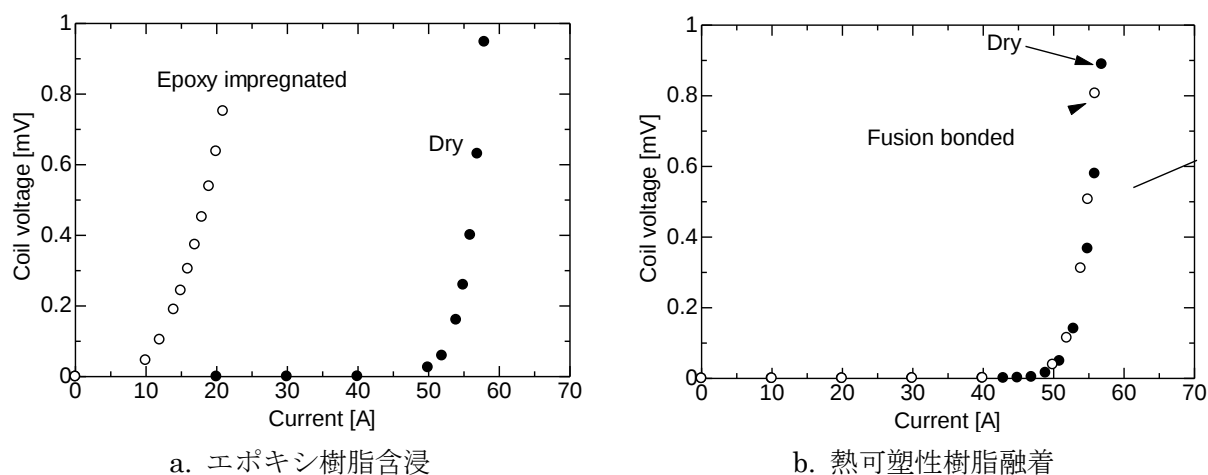


図 3-12 小型コイル電流電圧特性(77 K)

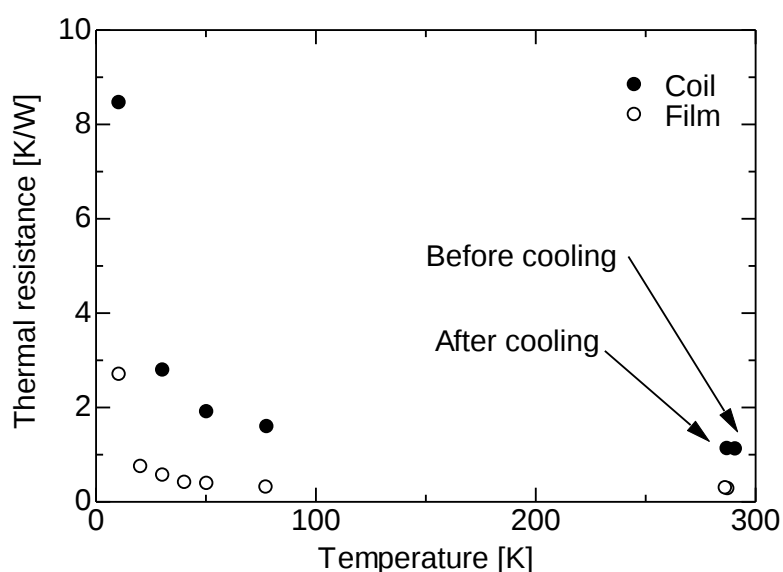


図 3-13 熱可塑性樹脂融着コイル熱抵抗

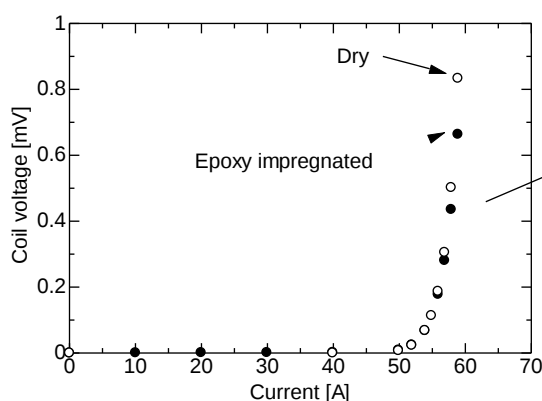
きる．コイルに用いた線材の通電特性を考慮すれば妥当な結果であり，巻線工程には問題がなかったと言える．しかしながら，エポキシ樹脂含浸を行った後は 10 A 程度で電圧が立ち上がっている．臨界電流は 57 A から 20 A に， n 値は 25 から 4 に大きく低下している．臨界電流および n 値の低下は劣化時にみられる傾向であり，本エポキシ樹脂含浸コイルが劣化しているのは明確である．その一方で，熱可塑性樹脂融着コイルは，融着後も通電特性がほぼ一致しており（臨界電流は 56 A から変化なし， n 値 26 から 27），劣化を回避できている．

次に熱可塑性樹脂融着コイルの熱抵抗測定結果を図 3-13 に示す．比較のため，図 3-9 で示した熱可塑性樹脂フィルムの熱抵抗も示す．10 K での熱抵抗は 8 K/W と他の温度に比べると高い傾向があるものの，同様の傾向は熱可塑性樹脂フィルムの熱抵抗測定時から確認されており，熱伝導率の温度依存性によるものだと考えられる．冷却経験後の室温での熱抵抗は元の値を維持しており，接着面は剥離していないといえる．熱可塑性樹脂フィルムの熱抵抗と比較すると全体的にコイルは高い熱抵抗を示しているものの，これは融着面積の違いによるものである．評価した熱可塑性樹脂フィルムの融着面が 2500 m^2 であったのに対し，コイルでは 860 mm^2 しかなくコイル上下で 2 面融着されている．面積比で考えればコイルの熱抵抗はフィルム単体の 6 倍の熱抵抗となるはずであり，実測値を比較すると 4~5 倍と概ね妥当な結果であったと言える．なお，誤差の原因は融着時の熱可塑性樹脂のつぶれ量によるのではないかと推測される．フィルムの供試体は正方形をしているのに対し，コイルでは熱可塑性樹脂フィルムがリング形状をしているため融着時に樹脂がはみ出しやすく，結果的に厚みが減少したのではないかと推測される．

予備案である PTFE テープをターン間絶縁に用いたうえでエポキシ樹脂含浸したコイルも製作し，通電試験を行った．コイル仕様はターン間絶縁が厚み $25 \mu\text{m}$ の PTFE テープで



a. 外観写真



b. 通電結果(77 K)

図 3-14 PTFE テープ絶縁・エポキシ樹脂含浸小型コイル

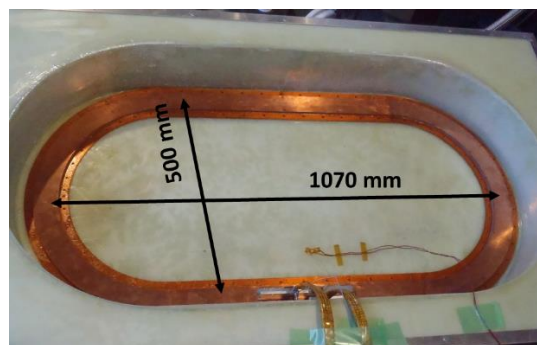
あるだけでその他の仕様は表 3-1 と同じである．冷却試験は簡略化して冷却前後の室温での熱抵抗測定のみとなっている．図 3-9 に示すように，低温で接触面が剥離すれば室温でも明確に熱抵抗が上がるはずである．外観写真および通電結果を図 3-14 に示す．臨界電流に有意な変化はなく，劣化していないことが確認された．また，室温における熱抵抗は冷却前が 0.53 W/K ，冷却後は 0.51 W/K とほぼ変化しておらず，接着面は剥離していないと考えられる．熱可塑性樹脂を用いた小型コイルと比較すると熱抵抗が小さくなっているが，これはエポキシ樹脂含浸コイルの方が伝熱部材との間の樹脂層が薄いためである．

3.5 検証用レーストラックコイルを用いた振動試験

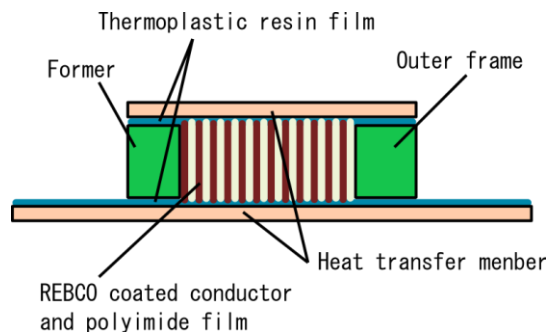
小型コイルを用いた検証試験によって，熱可塑性樹脂を用いたコイル製作手法が劣化の回避と冷却性の両立に有用である見通しが得られたものの，本研究で目標とする浮上式鉄道用車載超電導磁石とはコイル形状，サイズが大きく異なるため更なる検証が必要である．車載超電導磁石のコイルはレーストラック形状(長辺 1070 mm ，短辺 500 mm)をしており，

表 3-2 検証用レーストラックコイル基本仕様

Coated conductor	Superpower Inc. SCS6050-AP
Insulation	Polyimide film, $25 \mu\text{m}$ thickness
Number of turns	72
Shape	Racetrack, 1070 mm wide $\times$ 500 mm height
Former and outer frame material	GFRP (G10)
Heat transfer member	Copper plate, 1 mm thickness



a. 外観写真



b. 断面模式図

図 3-15 検証用レーストラックコイル

起磁力(通電電流とターン数の積)は 700 kA が求められる。実機大かつ起磁力 700 kA の希土類系高温超電導コイルの製作が目標ではあるものの、その前段階としてターン数を限定した検証用レーストラックコイルを製作した。コイル大型化に合わせて線材幅を 4 mm から 6 mm のものへ変更し、コイル巻線部外側にも GFRP(エポキシガラス)製の外枠をはめ込んでいるが、ターン間絶縁や熱可塑性樹脂フィルムによる伝熱部材の固着など基本構成は小型コイルと同様である。検証用レーストラックコイルの仕様を表 3-2 に、外観写真および断面模式図を図 3-15 に示す。

検証用レーストラックコイルを用いた試験としては、熱応力による劣化回避の確認に加

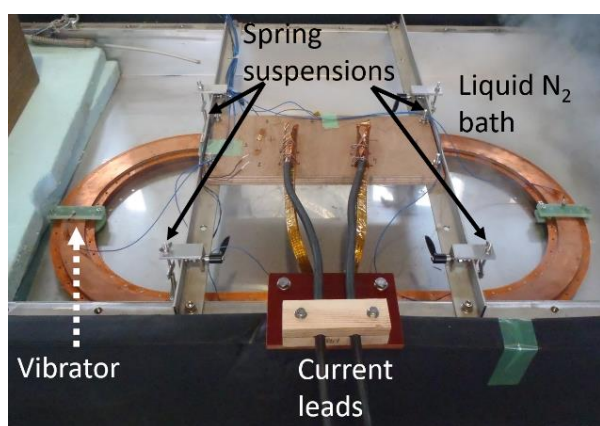


図 3-16 加振試験装置に取り付けられた
検証用レーストラックコイル

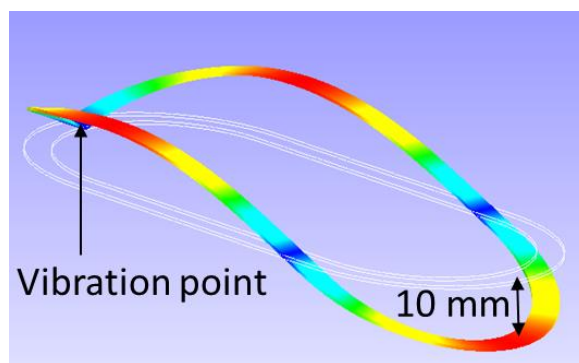


図 3-17 検証用レーストラックコイル
1 次曲げモード(13 Hz)

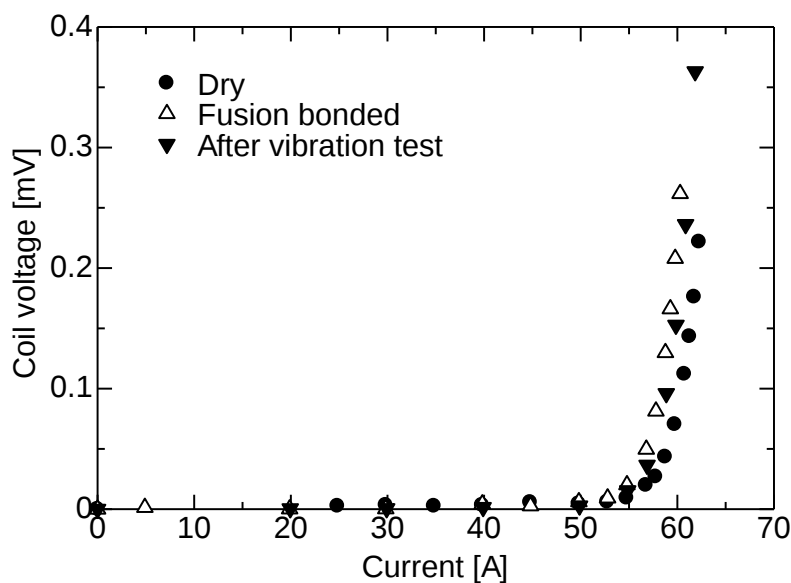


図 3-18 検証用レーストラックコイル電流電圧特性(77 K)

え，浮上式鉄道応用固有の課題である振動に関しても簡易的ではあるが検証を行った[3・4]．本来ならば実際の運用条件と同等の振動加速度をコイルに与えるべきではあるが，検証用レーストラックコイルは剛性が実機に比べて極めて低いため，大きな振動加速度を与えることはできない(実機大希土類系高温超電導コイルは複数のパンケーキコイルとコイルケースから構成される．詳細は第 4 章に示す)．代わりに，固有振動数で加振することによって大変位を繰り返し与え，変形によって劣化や巻線部周辺の構造部材が損傷するか検証した．

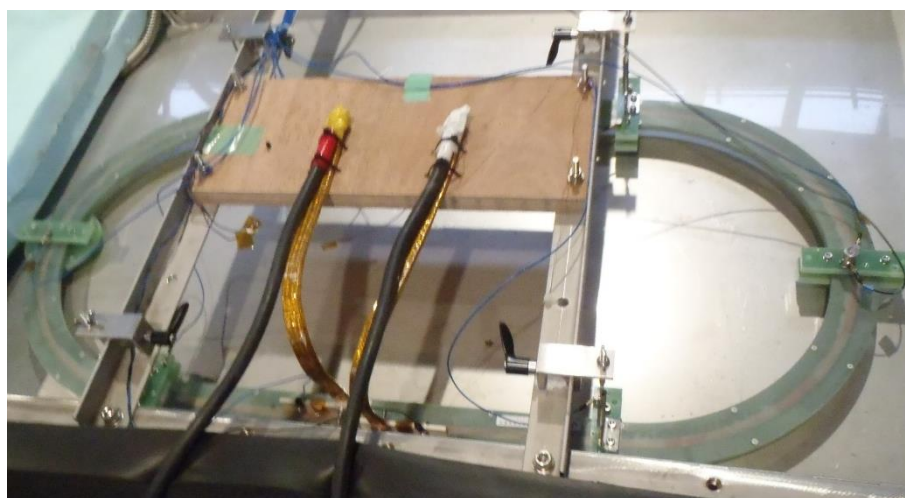


図 3-19 PTFE テープ絶縁-エポキシ樹脂含浸検証用レーストラックコイル

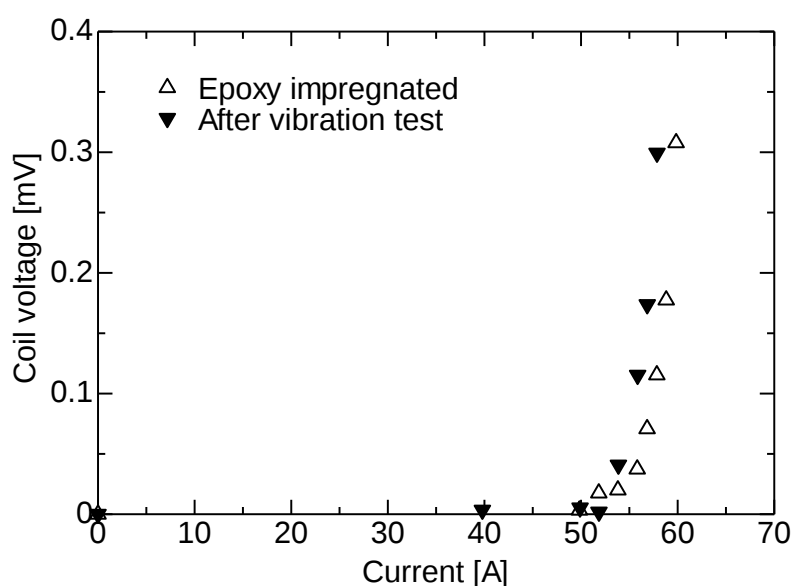


図 3-20 PTFE テープ絶縁-エポキシ樹脂含浸検証用レーストラックコイル
電流電圧特性(77 K)

加振方法としては、ばねで吊り下げた検証用レーストラックコイルを液体窒素で冷却し、コイル曲線部中央を加振機と接続し、固有振動数で加振することによって大変位を与える(図 3-16)。1 次曲げモード(図 3-17)周波数である 13 Hz, 最大変位 10 mm(振動加速度としては 67 m/s^2)の条件で 2 万回(4 時間半)加振した後、臨界電流測定を実施した。図 3-18 に融着前後、加振後の通電電流とコイル電圧の関係を示す。

融着前の臨界電流(0.2 mV で定義)が 62 A に対し、融着後 60 A , 加振後 61 A となっており、若干の変化が確認できる。ただし、 n 値は $25\sim 26$ でほぼ安定していることから劣化を示す結果ではないと考えられる。臨界電流のばらつきについては、気圧の変動に伴う液体窒素温度の変化や、コイル冷却経路の変化によるものである可能性がある(融着前はコイルを形成する希土類系高温超電導線材と液体窒素が直接接触するのに対して、融着後は伝熱部材である銅板を経由して冷却される)。さらに、変位 10 mm は実機では起こりえない極めて大きな変位であるにも関わらず、熱可塑性樹脂で固着された銅板がはがれるともなく、外観上も異常は確認できなかった。

ここでも、比較のため PTFE テープをターン間絶縁に用いたうえでエポキシ樹脂含浸した検証用レーストラックコイルを製作して加振試験を行った。ただし、このエポキシ樹脂含浸コイルは伝熱部材を GFRP 板としており(図 3-19), エポキシ樹脂の浸透具合を確認できるようになっている。加振前後での液体窒素中臨界電流を図 3-20 に示す。こちらも臨界電流に変化は見られず、加振によっても劣化しないことが確認できた。ただし、コイル外観を確認すると、図 3-21 に示すように GFRP 板の一部の個所で色合いが異なっており、エポキシ樹脂が浸透していないことを意味している。本コイルには GFRP にエポキシ流動のための溝を設けているにもかかわらず含浸が不十分であり、ターン数が増えた場合はより含浸が困難になると予想される。本手法を用いるのならば、巻き枠設計や含浸に用いるエポキシの種類の見直しが必要である。

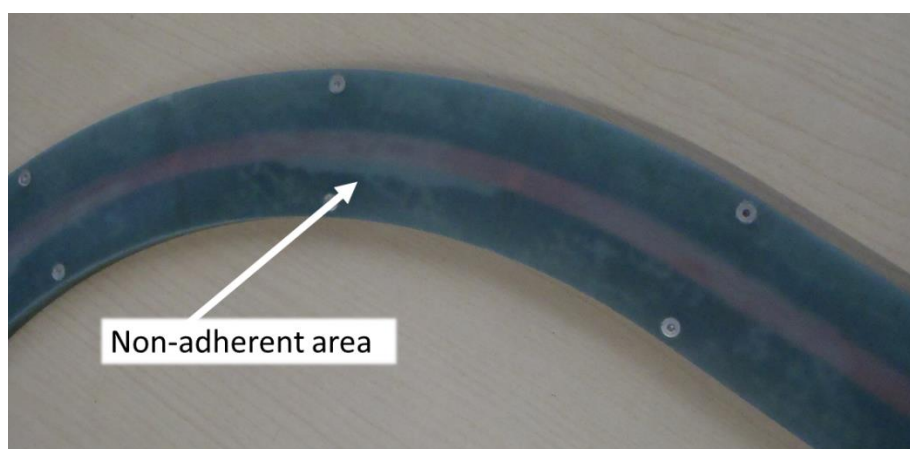


図 3-21 エポキシ樹脂含浸不良箇所

これらの検証試験から、熱可塑性樹脂を用いたコイル製作手方、PTFE テープをターン間絶縁に用いたコイル製作手法いずれも劣化の回避と冷却性の両立ができるだけでなく、振動環境での運用にも耐える見込みがある。しかしながら、浮上式鉄道用希土類系高温超電導コイルを実現するには、複数のパンケーキコイルを積層する必要があるため、励磁時のパンケーキコイル間の圧縮荷重や電磁力などコイルにかかる負荷は大きく異なる。そのため、実機大・起磁力 700 kA 希土類系高温超電導コイルの製作および実証試験が次の課題となる。

3.6 コイル製作の方針について

コイルターン間を離間しつつコイル端面のみを伝熱部材と接着したコイル構造を実現するため、熱可塑性樹脂を用いる方法と PTFE テープをターン間絶縁に用いたうえでエポキシ樹脂含浸する手法を検証したところ、いずれにおいても劣化の回避と低温下でも安定した伝熱経路が両立できることが確認できた。今後のコイル製作においてどちらの手法を選択すべきか、定量的ではないもののコイル製作の観点から議論していく。

まず、巻き線工程においては、熱可塑性樹脂を用いた方法ではターン間絶縁はポリイミドテープでよく、一般的なコイルの巻き方と差異はない。ただし、熱可塑性樹脂は粘度が高いため大きな空間を埋めることはできない。そのため、コイル端面のガタつきが十分に小さくなるよう高い巻き線精度が求められる。これに対し、PTFE テープは低摩擦で滑りやすいので、巻き線が難しくなる傾向がある。加えて、テンションをかけた際に伸びやすいので絶縁層厚みが不安定になり、コイルごとの外形寸法の誤差が大きくなると考えられる。そのかわり、エポキシ樹脂の流動性が高いため多少のコイル端面のガタつきは樹脂で埋めることができる。

次に、熱処理や含浸工程についてであるが、熱可塑性樹脂を用いた手法では樹脂の浴槽を用意する必要がなく真空脱泡も不要であるため、汎用の加熱炉で樹脂を融着できる。その一方で、エポキシ樹脂含浸には浴槽と真空容器が必要になる。小型のコイルならば容易に行えるものの、本研究で目指す浮上式鉄道用の車載超電導磁石はコイルが幅 1070 mm、高さ 500 mm の大型レーストラック形状であり、様々な問題が発生する。含浸の度に大量のエポキシ樹脂を使用・廃棄しなければならず、特殊な形状であるため専用設計の大型真空容器も必要である。また、パンケーキコイル表面に残ったエポキシ樹脂の除去も課題であり、手作業ならば大変な労力となる。

最後に巻き枠の製作について比較すると、熱可塑性樹脂を用いた手法では伝熱部材に熱可塑性樹脂フィルムをあらかじめ融着させておく工程が追加される。エポキシ樹脂含浸ではそのような工程は不要であるものの、伝熱部材に何らかの絶縁処理は必要である。さらに、樹脂の流動経路を考慮して伝熱部材に溝加工や穴加工が必要となる。

これらを総合して考えると、熱可塑性樹脂を用いた手法では巻き線精度こそ求められる

ものの、今回製作するのは平面的なレーストラック形状のコイルであり、巻き線の技術的なハードルは高くないと言える。しかも、熱処理工程はエポキシ樹脂含浸よりも容易である。巻き枠については大きな差異はないと考えられる。本研究の対象が浮上式鉄道用の車載超電導磁石であり、実用化された際には大量のパンケーキコイル製作が必要になるので生産性と低コスト化は極めて重要である。以上の比較検討より、熱可塑性樹脂を用いた手法を採用して実機大の希土類系高温超電導コイルの製作を行うこととした。なお、当然ながら PTFE テープ共巻きエポキシ樹脂含浸コイルも技術的には有用であり、コイル形状や求められる仕様によっては熱可塑性樹脂を用いた手法よりも適している場合も十分にありえる。

3.7 まとめ

本章では、エポキシ樹脂含浸に伴う劣化を回避しつつも浮上式鉄道応用に適したコイル構造を実現するコイル製作手法の確立を目的としている。伝導冷却を想定しているため、低熱抵抗かつ、冷却時にも失われることのない信頼性の高い伝熱経路が求められる。コイルターン間を離間しつつコイル端面のみを伝熱部材と接着したコイル構造を実現できれば、これらの要求を満たすことができると考え、コイル端面に熱可塑性樹脂を用いて銅板などの伝熱部材を固着させる手法を考案した。また、予備案として、コイルターン間絶縁に PTFE テープを用いたうえでエポキシ樹脂含浸する手法も検討した。熱可塑性樹脂は低温でも高い接着力を有し、冷却に伴う熱応力でも剥離しないことが確認された。小型コイルでの比較試験では、いずれの手法で製作したコイルも伝熱部材との接着を保ちつつ、劣化を回避できることが実証された。さらに、実機と比べてターン数を限定した検証用レーストラックコイルを製作して加振による変形試験を実施したところ、劣化を起こさないだけでなく、変形によって伝熱部材がはがれないことも確認された。ただし、生産性や作業性を考慮して、実機大コイル製作は熱可塑性樹脂を用いる手法で行うこととした。

第4章 実機大希土類系高温超電導コイルの開発

4.1 基本仕様

第3章で示した熱可塑性樹脂を用いたコイル製作手法を用いて、実機大・起磁力 700 kA の希土類系高温超電導コイル(以下、実機大コイルと表記)の製作を行うこととした。起磁力 700 kA を実現するにはコイルのターン数は非常に多くなり(たとえば、定格 500 A で 1400 ターン、250 A ならば 2800 ターン)、1 つのパンケーキコイルで実現することはできない。そのため、複数のパンケーキコイルを積層して直列に接続するのが現実的である。なお、低温超電導コイルのように 1 本の超電導線材で巻いていく手法(ソレノイド巻き)もあり得えなくはないが、熱可塑性樹脂を用いたコイル製作手法を用いることができず冷却性や剛性を担保しづらい。さらに、パンケーキコイルのように分割構造ではないので製作時のリスクが大きい。希土類系高温超電導線材はテープ形状をしているためコイル端面で線材が歪む等の問題もある。また、レーストラックコイルは励磁した際に自身が発生する磁場によって円形に広がろうとする電磁力が働く。起磁力 700 kA のコイルともなれば、その荷重は数百 kN にもおよび、パンケーキコイルだけの強度では耐えられない。そのため、積層したパンケーキコイルを剛性強化のためのコイルケースに収める必要がある。さらに、低温超電導コイルとは異なり液体ヘリウムを用いないため、冷却は銅、アルミ板等の伝熱部材の熱伝導に依存している。熱可塑性樹脂を用いたコイル製作手法は伝熱部材も含めたコイル構造ではあるものの、コイルを通過する熱流束によっては高純度アルミなどの伝熱部材を追加する必要もある。図 4-1 に実機大コイルの基本構成を示す。

実機大コイル製作にあたって、運用温度と定格電流の設定は極めて重要である。運用温度が高くなれば、熱構造を簡素化して磁石の軽量化が進むだけでなく、冷凍機の効率も向上す

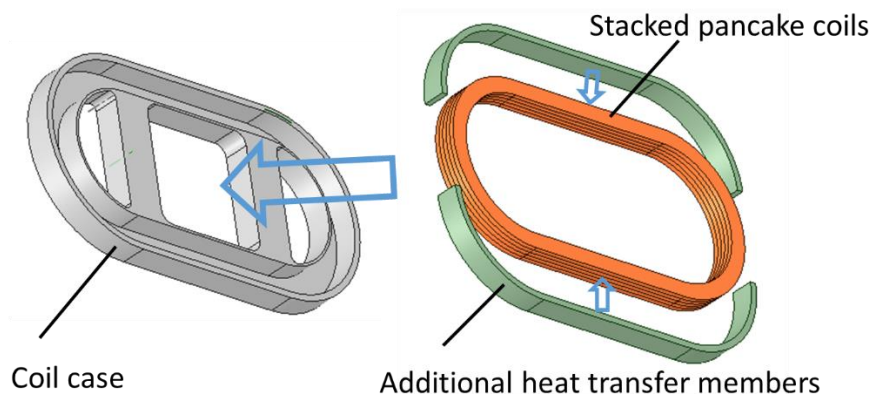


図 4-1 実機大コイル基本構成

るのでより少ない消費電力で磁石を冷却することができる。浮上式鉄道においては、冷凍機電力を車上電源から供給するので、消費電力の低減は車上電源の軽量化にもつながる。その反面、高い運用温度を実現するにはコイル電流密度を下げなければならず、線材量が増えコイル重量も増加する。線材量の増加はコスト面からみても大きな課題である。現状では、希土類系高温超電導線材は低温超電導線材(NbTi)よりも高価であり、製作コストで低温超電導磁石に大きく負けてしまうようでは、浮上式鉄道用超電導磁石としての実用化は困難である。ただし、希土類系高温超電導線材は開発途上であり、性能向上だけでなく、低価格化も今後進むものと予想される。

そのため、希土類系高温超電導線材が技術的・産業的に成熟していない現状での実機大コイル製作においては、冷却を強化してコイルコストを極力抑えるか、将来的な希土類系高温超電導磁石製作の指標になるように高い運用温度を目指すか 2 通りの考え方がある。浮上式鉄道用希土類系高温超電導磁石の実用化には、励磁性能の実証だけでなく、振動環境での安定励磁、異常発生時にも対応できる監視・保護システムの構築、長期間の運用に耐える信頼性の向上等の課題が残されている。これらの状況を踏まえると、数年単位の短期間で希土類系高温超電導磁石が車載される見通しは低いので、現状の線材コストにとらわれ過ぎず後者の高運用温度を目指した設計を行うこととした。

設計検討の一例として、市販の 6 mm 幅希土類系高温超電導線材(SuperPower Inc., SCS 6050-AP, 2014 年製)の磁場中(5.5 T)での臨界電流と温度の関係を図 4-2 に示す。希土類系高温超電導線材は磁束密度だけでなく、磁場角度によっても臨界電流が大きく変化する特徴がある。テープ面と平行(超電導層 c 軸直交)で最大となるが、磁場が傾くにつれて臨界電流は小さくなる。なお、車載超電導磁石においては、最大経験磁場は概ね 5 T となる[1-3]。磁場角度については電磁界解析を用いて正確な分布を求める必要があるが、90° 前後を除

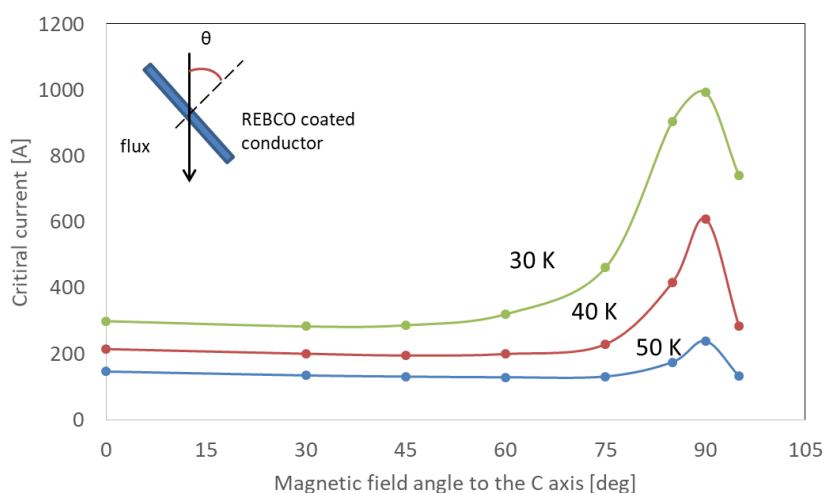


図 4-2 臨界電流の温度・磁場角度依存性(5.5 T)

けば概ね一定であるため、各温度での最小臨界電流を用いて必要な線材長と線材重量を概算することとする。表 4-1 に示すとおり、臨界電流は温度依存性が強く、30 K と 50 K では倍以上異なる。臨界電流に反比例して必要な線材は多くなり、50 K 運用では約 14 km, 78 kg の線材が必要になる。線材コストを考えないとしても、コイルが肥大化してしまい外槽容器に収めるように設計することが困難になる。さらに、重量面でも低温超電導磁石よりも不利になる可能性もある。山梨実験線の初期の車載超電導磁石は 1400 kg であり[1-38]、車載超電導磁石の重量バランスが宮崎実験線における車載超電導磁石[1-17]から変わっていないと仮定すれば、1 コイルあたり 140 kg となる。50 K 運用では線材重量だけでその半分以上を占めており、これに巻き枠や剛性強化のためのコイルケース、伝熱のための高純度アルミを足していけば 140 kg を超過するのはほぼ確実である。コイルの重量は振動の観点からも極めて重要である。詳細は第 5 章で述べるが、重量が増えれば共振周波数は低くなり、運航速度である 500 km(振動周波数 309 Hz)までに多数の共振モードが現れることとなる。309 Hz 付近に共振が存在すればコイルは常時激しく振動することになってしまう。逆にコイル重量を 140 kg 付近にできれば、希土類系高温超電導コイルであっても共振周波数は低温超電導コイルと似た傾向を示すと考えられる。低温超電導コイルにおいては、当然ながら 309 Hz 付近で共振しないように設計されており、実機大コイルも同帯域での共振を避けることができると予測される。これらの検討結果を考慮して、今回製作する実機大コイルにおいては運用温度をひとまず 40 K~30 K 程度と仮定して設計を進める。

定格電流はもう一つの重要な検討項目であり、熱侵入量とコイル巻線作業に大きく影響する。長尺の希土類系高温超電導線材は今のところ流通しておらず、大型のコイルを製作するには複数の線材を接続する必要がある。希土類系高温超電導線材の超電導接続については研究開発が進められており、すでに複数の報告があるものの[4-1, 2]、実用化段階ではなく現状のコイル製作では線材をはんだ接続する必要がある。そのため、将来的には永久電流モードでの運用も可能性はあるが、当面は励磁電源による常時通電が妥当である。常時通電方式では電流リードから熱が侵入し、最適設計を行うとおおむね 0.1 W/A の熱侵入となる[1-5]。すなわち、定格電流を下げてターン数を増やしたほうが熱侵入を低く抑えることができる。ただし、その分製作するパンケーキ数は増加するだけでなく、定格電流が低くなればそれに合わせて線材幅も狭くなるので巻線作業自体も困難になっていく。超電導磁石への

表 4-1 運用温度と必要な線材長・重量

Operating temperature	50 K	40 K	30 K
I_c	129 A	195 A	283 A
Total length necessary for the real-scale coil	14681 m	9721 m	6699 m
Mass	78 kg	52 kg	36 kg

熱侵入は電流リードだけでなく、荷重支持部からの熱伝導、ふく射、振動に伴う摩擦発熱・渦電流発熱もあるので、これらの相対的なバランスを考慮することが重要である。車載低温超電導磁石においては、定格電流は 500 A であったものの、実機大コイルも同じ定格電流にしてしまうと電流リード 1 対から 50 W の熱侵入となる。車載超電導磁石は真空槽が二つに分かれているため、希土類系高温超電導磁石も同様の設計をすれば 2 対で 100 W の熱侵入となり、熱侵入の大半を電流リードが占めてしまうと予想される。電流リード以外からの熱侵入の大半は荷重支持部からの熱伝導やふく射であり、設計によってこれらからの伝熱量は変わるため厳密ではないものの、定格電流 250 A ならばすべての熱侵入を合計しても 100 W 半ばに収めることができる見込みがある。市販の単段冷凍機でも 40 K で 100 W を超える性能があるので[4-3]、1 台の圧縮機でも磁石全体を冷却できる可能性もある³。また、定格電流を 250 A に設定した場合、上記運用温度検討に用いた市販 6 mm 幅線材(30 K~40 K の範囲で臨界電流 250 A)が使えることになる。6 mm 幅であればコイル巻線の難易度も高くなく、製作の観点からしても問題はないと考えられる。本研究で製作する実機大コイルの基本仕様を表 4-2 にまとめる。ただし、線材の通電特性は年々上昇していることに加え、製作ロットごとに異なっているため、励磁上限温度を厳密に予測するには、巻線に用いた線材の特性評価と磁場解析に基づく磁束分布の情報が不可欠であり、詳細は次節で述べる。

表 4-2 実機大コイル基本仕様

Operating current	250 A
Number of turns	2800
Coil shape	Racetrack, 1070 mm wide, 500 mm high
Total length of the coated conductor	7600 m
Width of the coated conductor	6 mm
Inductance	12 H
Upper limit temperature of excitation	30 K~40 K (depends on the performance of the coated conductor)

³ 4 コイルを冷却するのに冷凍機 1 台では、伝熱距離が長く温度差が大きくなってしまいますので、2 冷凍機・1 圧縮機の構成が最適であると考えられる。この構成だと圧縮機の不要な圧力変動を低減することができる。GM パルス管冷凍機ではあるが、1 冷凍機運転よりも効率を改善できることが確認されている[4-4]。

4.2 コイル設計と負荷率予測

実機大コイルは複数のパンケーキコイルを積層した構成としており，基本設計の次にパンケーキコイルの積層数および詳細設計を行う必要がある．パンケーキコイル数が少ないと，部品点数を削減できるだけでなく，実機大コイルの厚みが薄くなるためコイル磁場中心を外槽容器に近づけることができる．これは，地上コイルと超電導コイルの距離が縮まることになり，従来よりも効率よく電磁力(推進・浮上・案内力)を発生させることができることを意味する．ただし，外槽容器形状の制約があるためパンケーキコイルあたりのターン数を極端に増やすことはできず，パンケーキコイル数が少ないことは製作時のリスクが増えることも意味する．今回は 8 パンケーキコイルの構成とし，1 パンケーキ当たり 350 ターンとした．将来的に 2 極目を製作する際には，パンケーキコイル数を削減していく予定である．パンケーキコイル仕様を表 4-3 に，8 パンケーキコイル積層時断面形状を図 4-3 に示す．なお，各パンケーキコイル間の 1 mm の隙間は伝熱のための高純度アルミ板である．図 4-1 に示すように側面に伝熱部材を配置するとパンケーキコイルどうしが接近し，磁束

表 4-3 パンケーキコイル仕様

Coated conductor	SuperPwoer Inc., SCS 6050-AP
Number of turns	350
Conductor length	Approx. 950 m
Insulation	Polyimide tape (25μm thick)
Cross sectional shape	45 mm × 6 mm (Except the coil former)

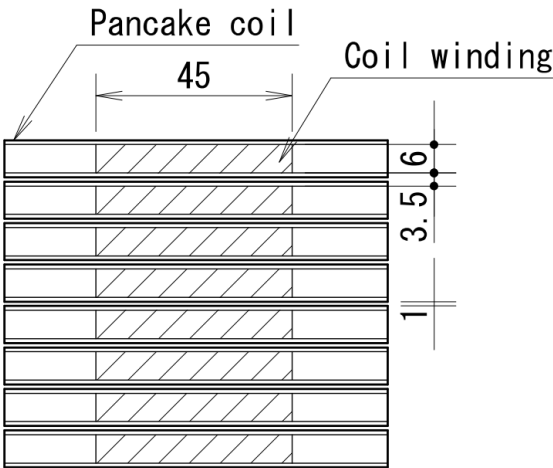


図 4-3 パンケーキコイル 8 積層時断面図

密度が上昇して臨界電流が低下するため、このような配置に変更した。

パンケーキコイルの詳細形状に基づき、励磁時の磁束分布を精密に計算することができる。計算には市販電磁解析ソフト(ELF/Magic)を用いた。レーストラック形状のため磁束が最も集中するのは曲線部中央であるので、同断面を評価面とした(図 4-4)。なお、解析には対称性を考慮して 1/8 カットモデルを用いている。図 4-5 に起磁力 700 kA で励磁した際の評価面での磁束密度分布を示す。メッシュは 6 面体を用いており、線材幅方向に 3 等分、積層方向に 10 等分している。上から 4 つ目のパンケーキコイル際内周で磁束密度は最大となっており、約 5.2 T に到達している。磁束角度は線材とほぼ平行(c 軸直交)であり、外側のパンケーキコイルに向かうごとに磁束は傾いており、最上面の 1 つ目のパンケーキコイ

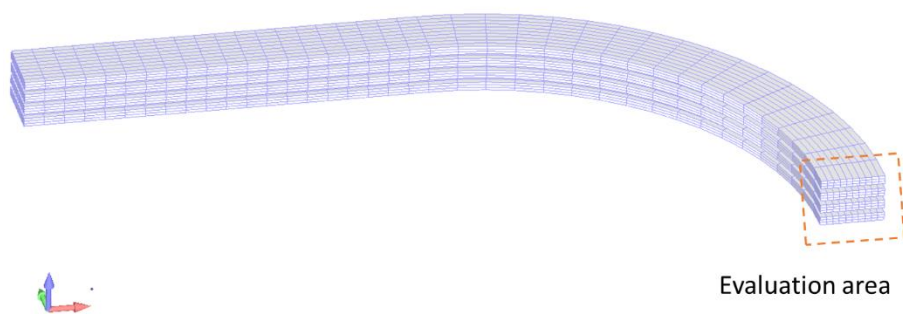


図 4-4 実機大コイル磁場解析モデル

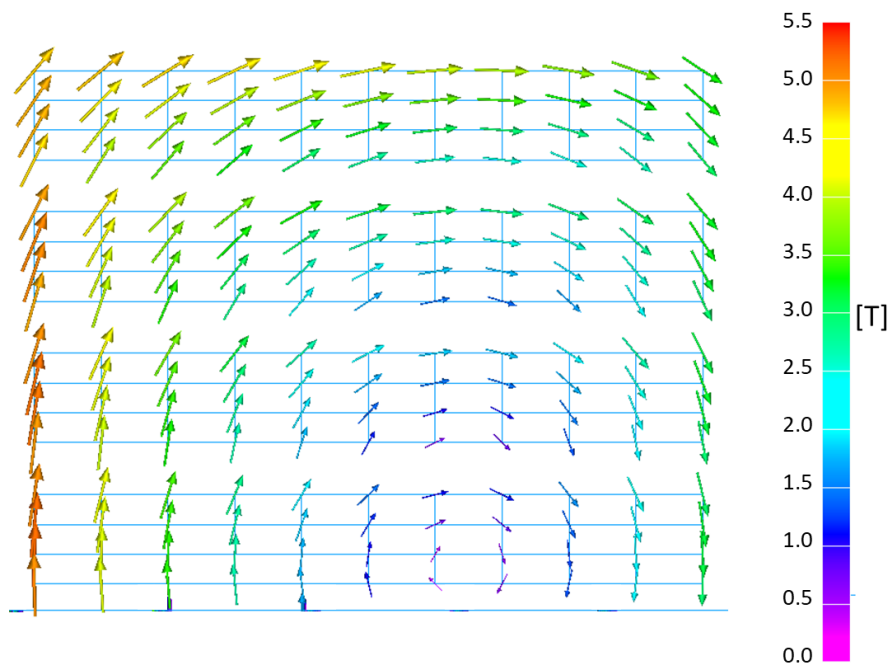
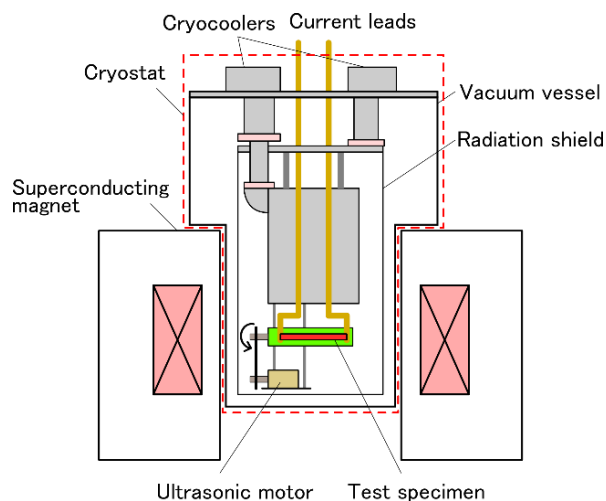


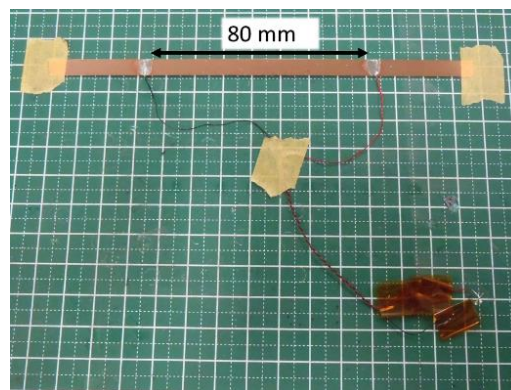
図 4-5 実機大コイル曲線部中央断面における磁束分布

ルでは傾きは 45° 近くっており、磁束密度も 4.8 T 程度と高い値を保持している。

次に、巻線に実際に用いる線材を対象として臨界電流の評価を行った。4.1 節でも述べたとおり、現在流通している希土類系高温超電導線材は臨界電流や磁場角度依存性など特性が均一ではなく、製作ロット毎、もしくは同一ロットの中でも特性が異なることがある。評価に用いた線材は、コイル製作のために用意した線材の中で 77 K での性能に最も優れた線材であり、負荷率(通電電流/臨界電流)が最大の個所に用いる予定である。評価線材は約 15 cm に切り出し、通電時のタップ間(80 mm)電圧から臨界電流を実測した。臨界電流の定義は $1 \mu\text{V}/\text{cm}$ (8 μV)としている。図 4-6 に測定装置模式図および評価線材外観を示す。線材温

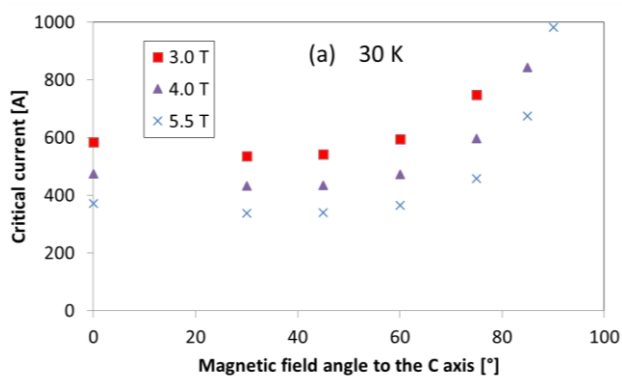


a. 装置模式図

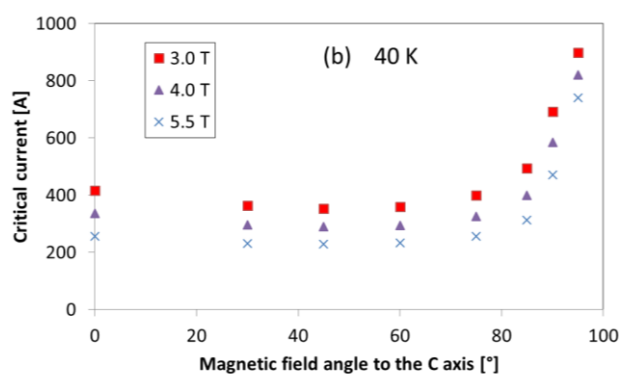


b. 評価線材(SuperPower Inc., SCS 6050-AP, 2015 年製)

図 4-6 線材評価試験



a. 30 K



b. 40 K

図 4-7 パンケーキコイル製作に用いた希土類系高温超電導線材の磁束密度・角度依存性

度を冷凍機によって制御できるだけでなく、クライオスタット外側に配置された汎用の超電導磁石によって、最大 5.5 T の磁場環境での通電が可能である。さらに評価線材固定ステージには超音波モータが取り付けられており、低温状態のまま磁場角度を変更でき、詳細な臨界電流の磁場角度依存性のデータを取得できる。

温度条件 30 K および 40 K で通電試験を実施し、得られた臨界電流の磁束密度・角度依存性を図 4-7 に示す。なお、励磁電源の上限が 1000 A であるため、90° 前後のいくつかの条件では臨界電流が評価できていないものの、コイル定格電流が 250 A であるため今回のコイル設計上は問題ない。磁場角度(c 軸基準)条件は 0°, 30°, 45°, 60°, 75°, 85°, 90°, 95°であり、いずれの温度、磁束密度条件でも 95°で臨界電流が最大となっている。そのため、図 4-2 とは異なり、この線材では超電導層の結晶方向が若干傾いているのではないかと推察される。ただし、5.5 T の条件で比較すると、明確に臨界電流が上昇していることがわかる。例えば、40 K であれば、磁場角度によらず 220 A 以上の臨界電流が得られており、図 4-2 に示す 2014 年度線材から 10 %程度向上している。磁場中での臨界電流の向上は人工ピンの改良によるものであると考えられ、線材メーカーからも性能向上の詳細が 2015 年に報告されている[4-5]。

磁場解析結果および臨界電流の温度・磁束密度・角度依存性のデータを組み合わせることにより負荷率分布を正確に予測することができる。30 K と 40 K 以外の中間温度に関しては線形補間を行い、温度条件を変化させて負荷率分布の計算を行った。なお、臨界電流手前でも電圧の立ち上がりはあるため、ここでは電圧発生がほぼゼロである負荷率 0.9 となる温度をコイル励磁上限温度と呼ぶこととする。図 4-8 に励磁上限温度である 39 K における負荷率分布を示す。上から 2 番目のパンケーキコイル最内周で負荷率が 0.91 となっており、1 番目のパンケーキも 0.8 を超える高い負荷率を広い範囲で保持している。その一方で、コ

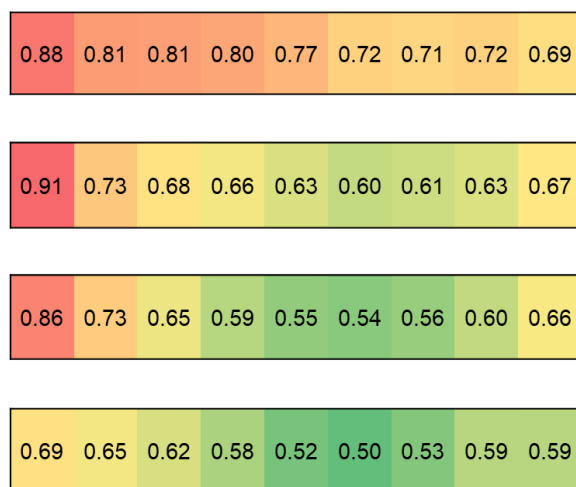


図 4-8 コイル温度 39 K における負荷率分布予測(実機大コイル曲線部中央断面)

イル中心付近にある 4 番目のコイルでは、磁束密度自体は高いにも関わらず、負荷率は最大でも 0.69 でありパンケーキコイル全体にわたって低い値となっている。これは 4 番目のコイルでは磁場角度はほぼ c 軸に直交するためであり、希土類系高温超電導コイルの設計においては磁場角度が極めて重要であることがよくわかる。

負荷率が 0.8 を超える範囲は全体の 20 % もなく、コイルの大半の部分では十分な臨界電流の余裕がある。1 km を超えるような長尺の希土類系高温超電導線材は今のところ販売されておらず、コイル製作では複数の線材を接続していく必要がある。言い換えれば、高性能な線材は少量あればよく、大半の線材はコイルとしての臨界電流に影響を与えることはない。見方を変えれば、線材の臨界電流のばらつきや接続も考慮したコイル設計手法が求められるとも言える。本実機大コイル製作においても負荷率分布に基づき線材の配置を決定しているものの、上記のプロセスをコイル設計の都度行うのは非効率的であり、希土類系高温超電導磁石の研究開発が進むにつれてコイル製作頻度が増加すると考えられるので、設計手法を改良すべきである。線材評価に関しては、液体窒素中(77 K)・低磁場での臨界電流と低温・高磁場での臨界電流に相関があることが報告されており[4-6]、図 4-7 のような厳密な評価を毎回行う必要はなくなる可能性がある。また、線材リールの長さが一定であれば、線材配置を負荷率予測に基づき機械的に決定することは容易であると考えられるものの、線材製作の歩留まりの関係で、長さがばらばらで供給されることも少なくない。その場合、負荷率だけに着目して線材を配置すると接続数が膨大になることもあり得る。接続箇所が増えれば接続抵抗が増えるだけでなく、巻線にかかる時間も増大する。負荷率と接続数のトレードオフを考慮した合理的な線材配置方法の考案は今後の課題である。

4.3 コイルケース設計検討

低温超電導磁石においては、超電導コイルは液体ヘリウムで浸漬冷却されるため、内槽容器に収められている。気密性の観点から、内槽容器はステンレスの溶接容器で作られており[1-40]、励磁時にコイルに働く電磁力を抑え込む役割もある。実機大コイルにおいても、個々のパンケーキコイルの強度が高いわけではないので何らかの補強構造は必須である。ただし、液体ヘリウムを用いないので気密性は不要であり、材料選定の自由度は高くなる。本研究の最終目標は浮上式鉄道用の希土類系高温超電導磁石の実現であり、そのためにはコイル本体(巻線部)の開発だけでなく、磁石全体としての軽量化や低コスト化が不可欠であり、コイルケースにおいても軽量化・低コスト化を念頭に設計検討を行った。極低温で使用可能な軽量且つ強度に優れた材料としては、ジュラルミンに代表されるアルミ合金や繊維強化プラスチックが挙げられる。

室温、低温を問わず、A2017 や A7075 は SUS304 と同等かそれ以上の耐力を有している[4-7, 8]。ただし、ヤング率は 1/3 程度であり、剛性を SUS304 と同等とするには断面二次

モーメントを大きくする必要がある。アルミニウムはステンレスと比べて切削性が高いため、NC 工作機などでの機械加工が容易であることも予想される。一方で CFRP はアルミニウム合金よりもさらに比強度に優れた材料である[4-9]。しかしながら、コイルケース形状は 3 次元的であり、ハンドレイアップによる製作は高コストになると考えられる。さらに、材料強度に異方性があるため設計難易度が高いだけでなく、マトリックスに樹脂を大量に含むため、冷却前はアウトガスの放出量も多く初期真空排気が困難になるなど課題も多い。実機大コイル製作では、これらの材料特性を考慮して比強度および加工性に優れた A7075 を母材とした、削り出しによる非溶接構造のコイルケースの設計を行うこととした。なお、コイルケース材質は、渦電流発熱にも影響するため検証が不可欠であるが、渦電流は浮上式鉄道走行に伴う現象であるので、詳細は第 5 章で機械加振試験と合わせて紹介する。

アルミ合金はその組成だけでなく、板厚によっても耐力は異なる。今回製作するコイルケースは、厚さ 100 mm 程度の圧延材から削り出し加工するので、JIS 規格[4-10]によると、A7075-T651 の耐力は 360 MPa 以上である。加えて、低温下では耐力は向上し、77 K では室温と比較して 20 %程度高くなっている[4-7]。そのため、コイルケース母材である A7075-T651 の耐力を 430 MPa として設計を進めることとする。コイルケースと外槽容器を固定する荷重支持部に関しては、山梨実験線初期の超電導磁石[4-11]と同じ 8 点支持とした。本来ならば、希土類系高温超電導磁石はふく射シールドがないため、荷重支持部は折り返し構造[1-17]とする必要がなく、単管とした方が合理的であると考えられる。それに伴い荷重支持部の剛性も高くなり、荷重支持点数を減らした設計も可能になる見込みがある。しかしながら、荷重支持点数の削減には外槽容器設計も含めた振動特性の検討が不可欠であり、希土類系高温超電導コイル単体での励磁実証や振動特性の評価が行われていない現段階では時期尚早である。また、8 点支持ならば低温超電導コイルとの振動特性の比較ができるため、希土類系高温超電導コイルの振動特性の良否を評価しやすい。荷重支持点数の削減は今後の課題とし、8 点支持でのコイルケース設計とする。

コイルケースにかかる最も大きな力は、コイル励磁時の磁場による円形に変形しようとする電磁力である。パンケーキコイルは GFRP や銅板で巻線部が覆われているとはいえ、ターン間が非接着な構造であり、強度部材として考慮すべきではない。そのため、起磁力 700 kA での励磁時の、コイル直線部に働く電磁力に対してコイルケース単体でも耐えうる設計とする。コイル設計時同様に、コイル直線部の経験磁場の評価には市販電磁解析ソフト(ELF/Magic)を用いた。起磁力 700 kA 通電時のコイル軸方向経験磁場(図 4-9, B)は直線部中央で 0.4 T、曲線への移行箇所 0.7 T、直線部平均は 0.55 T であった。平均経験磁場を用いて直線区間 570 mm に働く電磁力(図 4-9, F)を求めると、220 kN となる。構造解析においては、コイルケース内側直線部にそれぞれ 220 kN の外向きの力を与えることにより電磁力を模擬することとした。

コイルケースの設計において安全率の設定は重要であり、本設計においては安全率 3、すなわち最大ミーゼス応力 140 MPa 以下とすることとした。評価には構造解析ソフト NX

NASTRAN を用いており，設計と構造解析を繰り返して最終的に得られたコイルケース形状でのミーゼス応力分布を図 4-10 に示す．なお，実際には曲線部にも蓋をボルト締結する

構造ではあるものの，強度に対する寄与が小さいためここでは省略している．レーストラック外周部の荷重支持部だけを凸にする設計も可能であったが，本設計ではコイルケース外周は長方形をしており，この方が強度に優れていることが解析から明らかになっている．なお，レーストラック外周部の荷重支持部周辺は，パンケーキコイルのための掘り込みとは逆方向から彫り込んでおり軽量化している．応力の分布に関しては，レーストラック内部の支柱に応力が集中しており，この部分を特に肉厚にしている．曲線部の荷重は模擬していないため，ミーゼス応力も大部分で 10 MPa 以下となっているものの，実際にはパンケーキコイル曲部にも電磁力が働くことに加え，過度に薄肉化するのは加工が困難になるので最

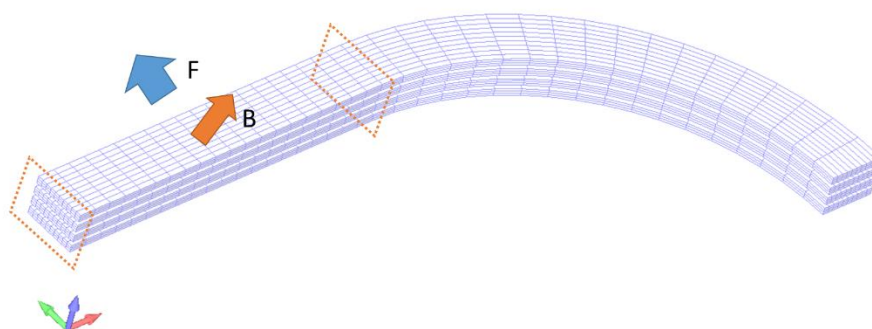


図 4-9 コイル直線部に働く電磁力

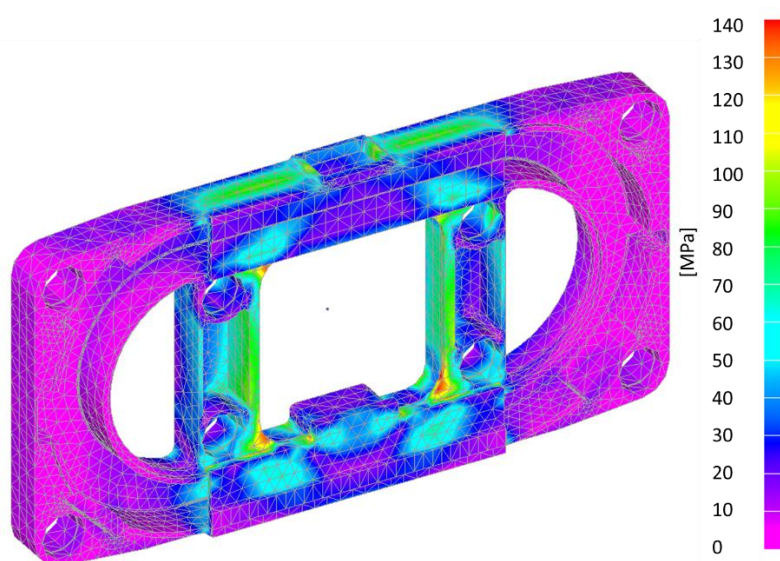


図 4-10 700 kA 励磁時に予想されるコイルケースミーゼス応力分布

薄部でも 5 mm の厚みを持たせている．本設計ではケース重量は 43 kg となり，目標重量である 140 kg(パンケーキコイル，伝熱部材を含む)は十分に可能であると考えられる．重量の詳細は次節で示す．

4.4 パンケーキコイル製作・臨界電流確認

詳細設計に基づき，パンケーキコイルの製作を行った．図 4-11 にパンケーキコイル外観写真を示す．小型コイルや検証用レーストラックコイル同様，コイル端面には銅板が熱可塑性樹脂で融着された構造となっている．なお，銅板は 4 分割されており，励消磁に伴う渦電流発熱の低減のためである．シングルパンケーキであるため，電極はレーストラック内外周に 1 か所ずつとなり，コイルケースへの組み込みと並行してパンケーキコイル間の電極を



図 4-11 製作したパンケーキコイル外観

表 4-4 液体窒素中でのパンケーキコイル熱可塑性樹脂融着前後での臨界電流，n 値

	Fusion bonding	#1	#2	#3	#4	#5	#6	#7	#8
I_c	Before	67 A	74 A	67 A	56 A	54 A	63 A	70 A	74 A
	After	68 A	74 A	66 A	57 A	54 A	63 A	71 A	73 A
n value	Before	26	25	26	27	25	25	26	28
	After	23	25	25	27	26	25	24	25

接続していく設計となっている。確認のため、熱可塑性樹脂の融着前後で液体窒素中での臨界電流および n 値の測定を行っている。結果の一覧を表 4-4 に示す。なお、各パンケーキコイルの番号は製作順ではなく、コイルケース組み込み時の順番である。製作順としては、#4、#5 を先行して製作し(2014 年度)、残りは 2015 年度に製作している。#4、#5 は使用している線材も古く、コイルとしての臨界電流も他よりも明確に劣っている。そのため、負荷率の最も低くなる 4 段目、5 段目に配置している。融着前後の特性を比較すると、すべてのコイルで臨界電流はほぼ変化しておらず、 n 値自体もすべて 20 以上あり、健全なコイルであることが確認できた。なお、臨界電流や n 値の微小な変化は、大気圧の変動にともない液体窒素沸点が微小に変化したこと、あるいは銅板が熱可塑性樹脂によってコイル巻線部に接着されることによる冷却性の微妙な変化によるものではないかと推測される。

製作したパンケーキコイルの重量は 1 個あたり約 11 kg、合計で 88 kg 程度となる。目標重量が 140 kg であるため、コイルケースとパンケーキコイルを除いた約 10 kg を伝熱のための高純度アルミ板に割り当てている。なお、パンケーキコイル重量の内訳は線材と巻枠でほぼ 1 対 1 になっている。巻枠はコイルケースのように明確に強度の機能が与えられているわけではなく、冷却性の観点からも巻枠の伝熱部材(銅板)はパンケーキコイル間に挟み込む高純度アルミ板伝熱に熱伝導率で劣っている。そのため、巻枠の軽量化を進めて、その分をコイルケースや高純度アルミに割り振る、もしくは実機大コイル自体を軽量化していくことが望ましく、今後の設計課題である。

4.5 実機大希土類系高温超電導コイル励磁試験

製作したパンケーキコイルと伝熱のための高純度アルミをコイルケースに組み込んで起磁力 700 kA の励磁実証試験を行った。なお、コイルケースとパンケーキコイルの間には組み立てのため 1 mm 程度の隙間があり、この時は GFRP の薄板を詰めてがたつきをなくしている。第 1 章で述べたとおり、走行振動における発熱には摩擦発熱によるものがあり[1-38]、上記のような隙間に薄板を詰めただけの構成は望ましくない。しかしながら、本実機大コイルの励磁は初めての試みであり、パンケーキコイルに何らかの不具合が生じた場合には交換する必要がある。そのため、第 5 章での加振試験時には隙間の充填方法を変えている。

励磁試験のためのクライオスタットは単段 GM 冷凍機(住友重機械工業, RDK-400B)を有しており、ふく射シールドを持たない構成となっている。実機大コイルは曲線部片側から高純度アルミ積層板を介して同冷凍機で冷却される。なお、加振試験を行うためのクライオスタットではないため、実機大コイルは荷重支持点 8 か所のうちレーストラック内部の 4 点で固定される。室温部からの電流リードは冷凍機で熱アンカーを取っており、冷凍機からコイルへ至る経路では銅ブスバーに希土類系超電導線材を張り付けることで、ジュール発熱

を低減している。図 4-12 に外観写真を示す。真空槽に収める際には、実機大コイルおよび冷却系は多層断熱材で覆っている。温度測定にはセルノックス温度センサ (Lake Shore Cryotronics, Inc., CX-1070) を用いており、パンケーキコイル上部接続部(T1)、パンケーキコイル下部接続部(T2)、レーストラック曲線部等(T3)や冷凍機(T4)に施工している。起磁力の確認のため、ホール素子(F.W.BELL, BHT-921)もレーストラック中央(B1)およびコイルケース支柱(B2)に設置している。加えて、コイルケース支柱(S1)や直線部(S2)、電極開口部(S3)、コイルケース上面(S4)にひずみゲージ(共和電業, KFL-05-120-C1-23)を取り付けている。主要なセンサ取付位置を図 4-13 に示す。

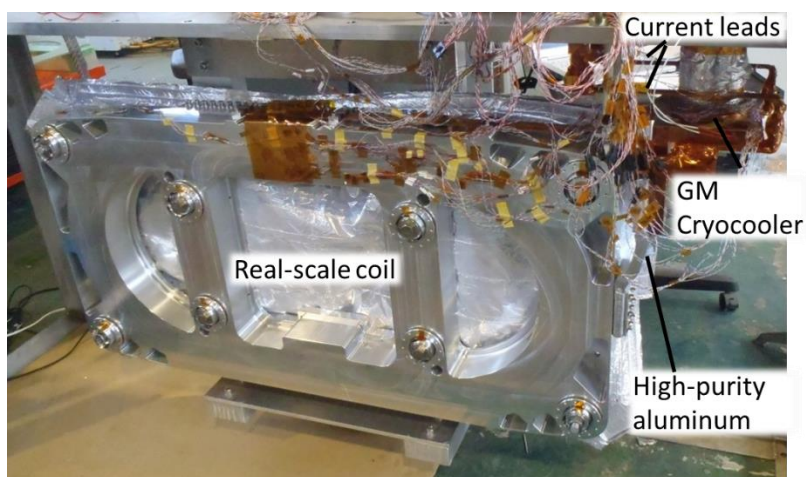


図 4-12 実機大コイル励磁試験構成

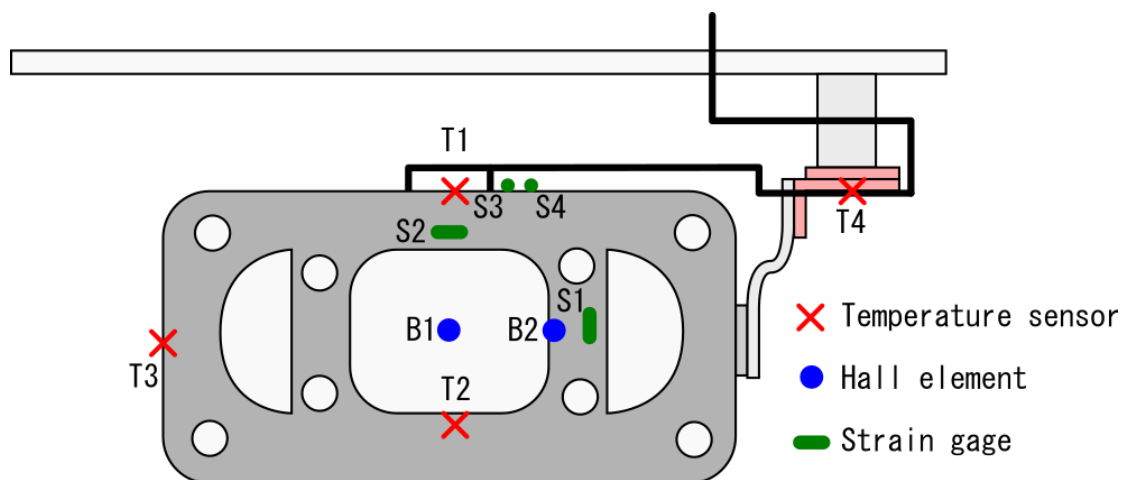


図 4-13 実機大コイルセンサ取付位置

励磁試験は、コイル平均温度が約 35 K になるように温調器(lake Shore Cryotronics, Inc., Model 331)でヒータ制御しつつ行った。計算上の励磁上限温度の 39 K に近い条件では、通電時の温度上昇などから局所的な常電導転移が発生し、熱暴走してコイルが焼損するリスクがある。また、実機大コイルは大型であり温度勾配が少なからず発生するので、これらを考慮して設定温度には 4 K のマージンを持たせている。励磁は段階的に行い、各電流値でホールドして温度やコイル電圧に異常がないことを確認しつつ次の設定電流へ移行した。励磁中の実機大コイル全電圧、コイル平均温度を図 4-14 に示す。励磁電源には市販のスイッチング電源(高砂製作所, ZX-1600LA 二台並列運転)を用いており、掃引速度は 0.1 A/s, 200 A までは 10 A 刻み、200 A 以降は 5 A 刻みで電流を上昇させている。なお、200 A で一部グラフが途切れているのは、データ確認のため計測器を一時的に停止したためである。掃引中は電圧が振り切れているが、実機大コイルのインダクタンスは 12 H であるため、1.2 V 程度の電圧が発生していたと推定される。250 A 到達後は、電圧が緩やかに減少し 2 mV 前後ではば安定している。詳細評価のため、250 A 到達後の各パンケーキコイル電圧を図 4-15 に示す。コイル全電圧は振幅 2 mV 程度のノイズがあり、スイッチング電源のリップルや試験環境における変動磁場による誘導電圧と考えられる。#1~#8 コイルに関しては、40 分経過時にはすべて 0.2 ~0.3 mV で安定しており、ノイズの波形も一致している。パンケーキコイルあたりの超電導線材の接続数は 8~11 か所(電極とのはんだ付け含む)であり、パンケーキコイルごとに接続抵抗に大きな差異はない。そのため、電圧はすべて接続抵抗によるものと考えられ、常電導転移に伴う電圧は発生していないと考えるのが妥当である。

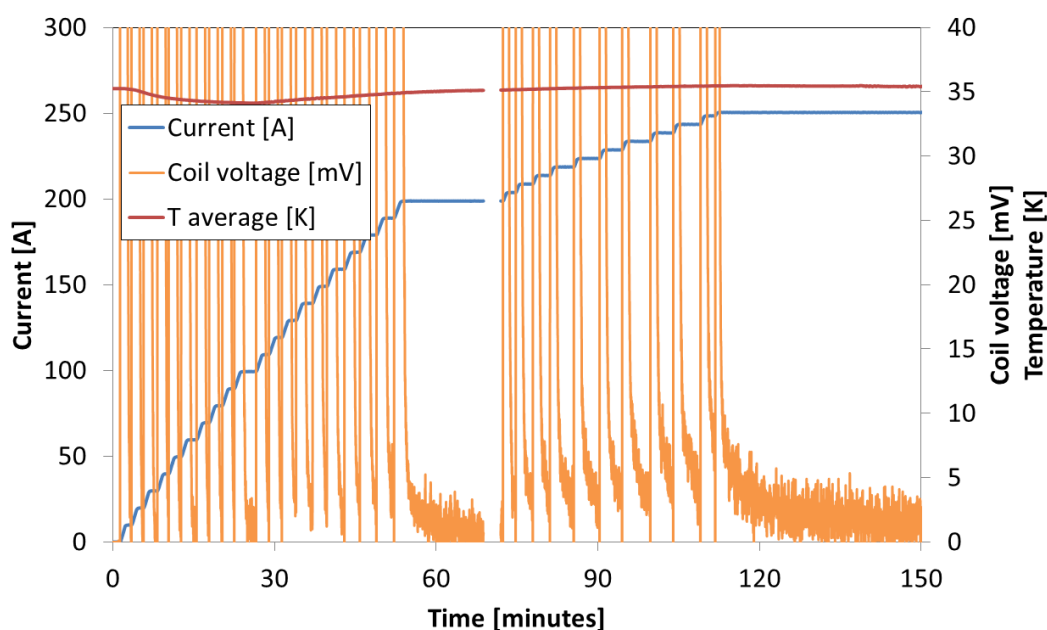


図 4-14 実機大コイル励磁時の平均温度およびコイル全電圧

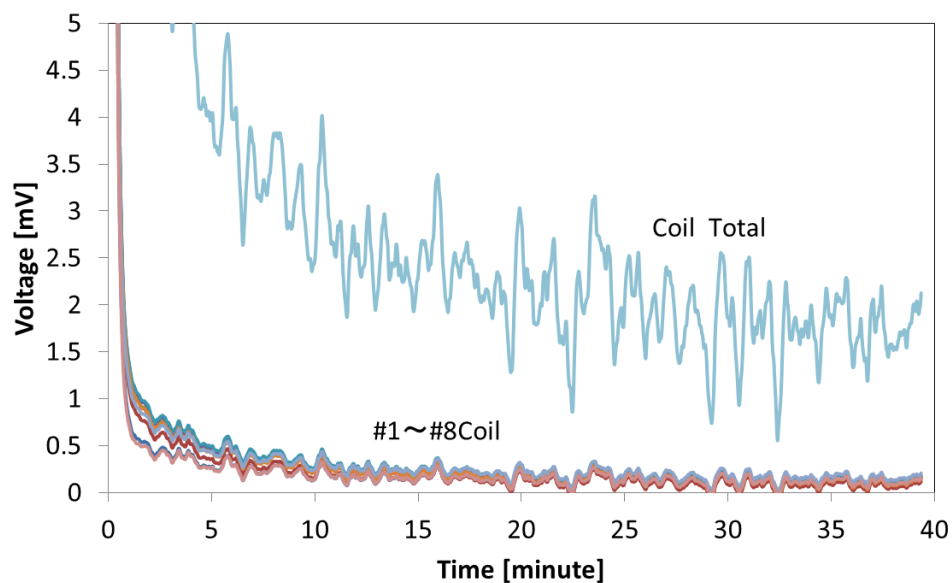


図 4-15 起磁力 700 kA 到達後のパンケーキコイル電圧およびコイル全電圧時間変動

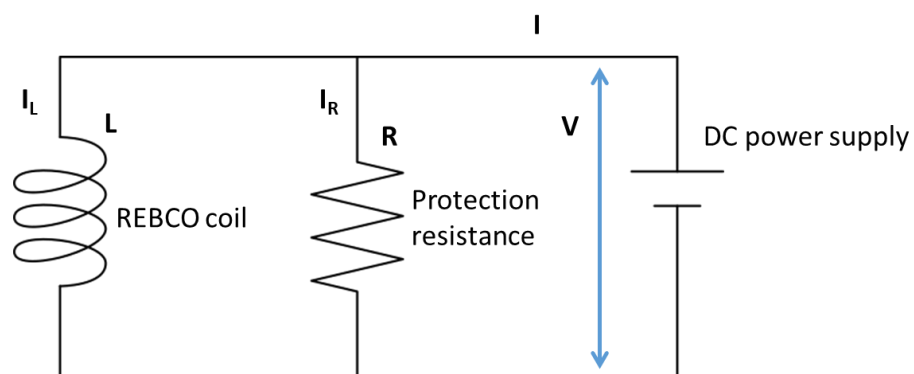


図 4-16 実機大コイル励磁試験等価回路

250 A 到達後の電流ホールド時のコイル電圧の緩やかな減衰について考察する．励磁試験においては保護抵抗($1.2\ \Omega$)もコイルに並列に接続されており，回路としては図 4-16 に示すとおりである．なお， V ：電源電圧， I ：電源電流， I_R ：保護抵抗電流， I_L ：実機大コイル電流， R ：保護抵抗， L ：実機大コイルインダクタンスであり，厳密には電流リードの抵抗も含めるべきではあるが，保護抵抗に対して十分に小さく回路に与える影響は小さいため省略する．電流・電圧について以下の関係が成り立つ．

$$I = I_R + I_L \quad (4-1)$$

$$V = L \frac{dI_L}{dt} = I_R R \quad (4-2)$$

まず，0 A から 0.1 A/s で掃引した場合を想定し，250 A 到達時の保護抵抗への分流を求める．式(4-1)，(4-2)を解くと I_R は以下ようになる．

$$I_R = \frac{L}{R} \frac{dI}{dt} \left(1 - \exp \left(-\frac{R}{L} t \right) \right) \quad (4-3)$$

上記の条件を当てはめると，250 A 到達時の分流は 1 A となる．次に，電源電流が 250 A に到達した後，電流をホールドしたときのコイル間電圧を求める．

$$L \frac{dI_L}{dt} = R(I_{L0} - I) \exp \left(-\frac{R}{L} t \right) \quad (4-4)$$

実測したコイル電圧減衰と式(5-4)の比較を図 4-17 に示す．実測値は最初 100 mV 程度となっているが，これは測定レンジの上限であり，測定レンジに入ってから 50 秒程度までの区間では減衰傾向は理論値とよく一致している．しかしながら，その後実験では電圧の減衰

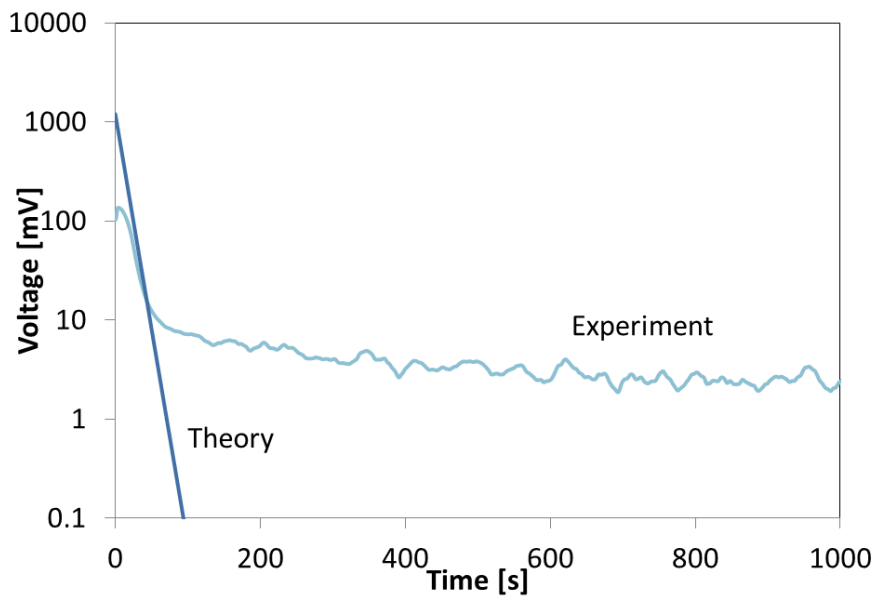


図 4-17 励磁完了後の電圧減衰比較

が緩やかになり理論と異なる挙動を示している。これは、遮蔽電流による影響と考えられる。希土類系高温超電導線材の超電導層は薄膜であるため、線材内部に遮蔽電流と呼ばれるループ電流が発生する。磁石を励磁した際には、遮蔽電流はコイルの磁場を打ち消す方向に発生し、遮蔽電流の減衰に伴い磁場は対数関数的に増加する[4-12]。本研究で対象としている浮上式鉄道においては、NMRなどに求められるような高精度な磁場は不要であり、磁場の変動自体は問題にならない。しかしながら、コイル電圧監視によって常電導転移を検知するのは磁石保護方法として有力であり、遮蔽電流に伴う電圧はその妨げになりうる。対策としては、パンケーキコイル間の電圧差を監視する手法があり、遮蔽電流に伴う電圧や電源ノイズ等をキャンセルできる[4-13]。なお、図 4-15 において初期(～5 分程度)の電圧減衰に若干ばらつきがあるものの、これはパンケーキコイルの位置によって経験磁場が異なるため、遮蔽電流の傾向も異なるためである。

起磁力に関しては、パンケーキコイルターン間で短絡していない限り、250 A 通電で起磁力 700 kA となるはずではあるが、確認のためホール素子による磁束密度と解析による予想の比較を行った(図 4-18)。レーストラック中央(B1)およびコイルケース支柱(B2)いずれも解析結果と一致しており、起磁力 700 kA が得られていることが確認された。

また、コイルケースのひずみに関しても解析との比較を行っており、結果を表 4-5 に示す。コイルケース設計時の解析ではパンケーキコイルの剛性をゼロとしたために、実測値は解析よりも小さくなったと考えられ、特に開口部(S3)やその近傍(S4)ではこの傾向が顕著である。開口部ではコイルケースが欠損しているようなものであり、解析上では応力が集中す

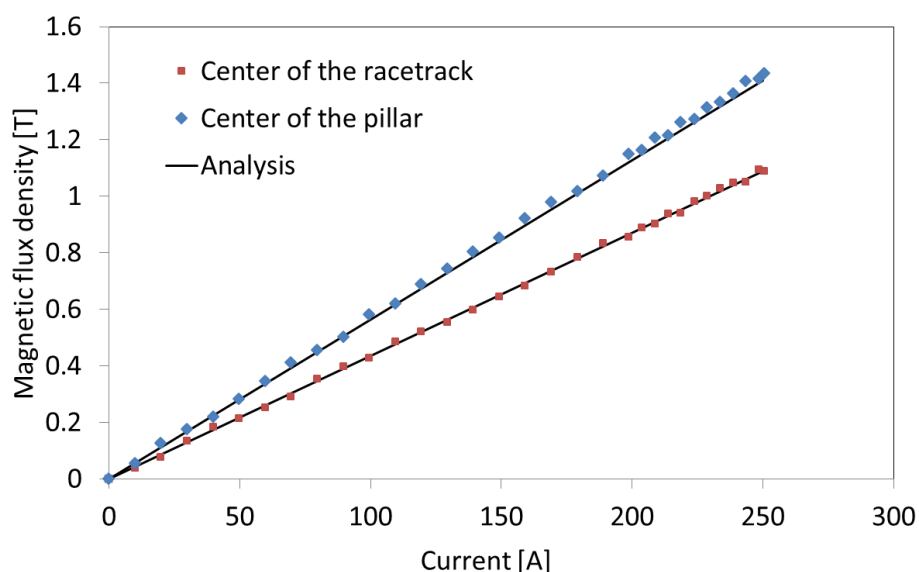


図 4-18 ホール素子による磁束密度確認

表 4-6 励磁前と励磁完了後の温度比較

	T1	T2	T3	Average (T1-T3)	T4
0 A	35.0 K	34.8 K	36.6 K	35.4 K	32.0 K
250 A	35.4 K	35.3 K	35.8 K	35.5 K	32.2 K

表 4-5 起磁力 700 kA 励磁時のコイルケースひずみ

	S1	S2	S3	S4
Analysis	1000 μ ST	600 μ ST	1600 μ ST	1300 μ ST
Experimental results	817 μ ST	466 μ ST	765 μ ST	612 μ ST

るものの、実際にはパンケーキコイルの剛性のために荷重が分散されたと推察される。

励磁中の温度変化については、通電前のコイル平均温度は 35.4 K 程度であったが、250 A 到達から 40 分後でも 35.5 K とほぼ変化しておらず、これは温調器のヒータ制御によるものである。そのため、平均温度よりも各部の温度分布の変化がより重要である。コイルを通過する熱流束が増加すれば温度勾配は大きくなるので、励磁前後でのコイル温度詳細および冷凍機温度比較を表 4-6 に示す。冷凍機温度(T4)と、実機大コイル電極(T1)、パンケーキコイル接続部(T2)の温度差はほぼ変化していない。そのため、励磁に伴う室温部から冷凍機に至る電流リードのジュール発熱の大部分は冷凍機で吸収されており、実機大コイルへの電流リードからの入熱や実機大コイル内部での接続抵抗での発熱は十分に小さかったと考えられる。コイル曲線部(T3)は最も冷凍機から離れているため、冷凍機からの温度差が拡大することが予想されていたものの、励磁に伴い温度差が縮小している。励磁に伴いパンケーキコイル間には強力な圧縮力が働き、パンケーキコイル間に配置した高純度アルミ板との熱接触が改善されたと考えられる。

浮上式鉄道用の車載超電導磁石に求められる起磁力 700 kA をコイル温度 35 K で実証できたものの、起磁力をさらに高めていくことも検討する価値がある。起磁力が増加すれば、地上コイル電流を低減しても従来と同等の推進・浮上・案内力を得られる見込みがあり[1-14]、地上設備の負荷を低減できるためである。そのため、追加試験として励磁温度を下げて起磁力 750 kA(通電電流 268 A)の励磁試験も実施した。コイル平均温度 32 K で励磁を行い、268 A 到達後のコイル電圧挙動を図 4-19 に示す。268 A 到達から 40 分後では、図 4-15 同様に、全コイル電圧が 2 mV 前後で安定しており、各パンケーキコイルも 0.2~3 mV で一様になっている。常電導転移の前兆はなく、安定した励磁状態が確認された。

最後に、表 4-7 に 750 kA 励磁時のひずみを示す。S3 および S4 については、700 kA 励磁時よりひずみが 1.1~1.2 倍となっており、電磁力が電流の 2 乗に比例することを考えれば妥当な結果である。ただし、コイルケース直線部(S2)だけはひずみが低下しており、原因は不明である。なお、冷却温度を下げれば線材通電特性の観点からは更なる起磁力の増加も可能ではあるものの、電流リード発熱やコイルケースひずみ(たとえばコイルケース支柱(S1))が設計から逸脱するため、750 kA 以上の励磁試験は実施していない。

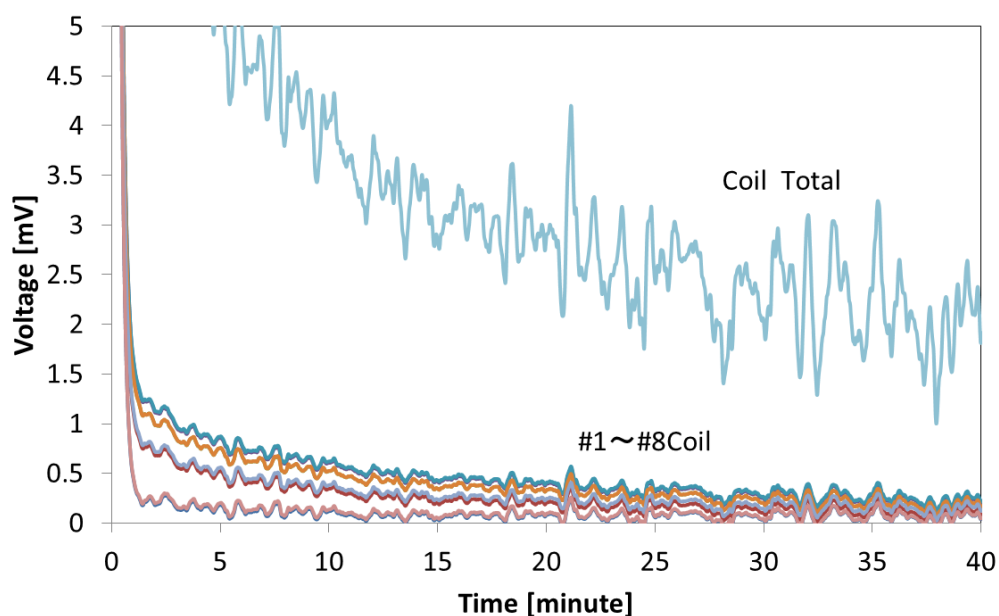


図 4-19 起磁力 750 kA 到達後のパンケーキコイル電圧およびコイル全電圧時間変動

表 4-7 起磁力 750 kA 励磁時のコイルケースひずみ

	S1	S2	S3	S4
Analysis (700 kA)	1000 μ ST	600 μ ST	1600 μ ST	1300 μ ST
Experimental results (750 kA)	933 μ ST	410 μ ST	824 μ ST	733 μ ST

4.6 まとめ

本章では、熱可塑性樹脂を用いたコイル製作手法で実機大の希土類系高温超電導コイル（レーストラック形状：幅 1070 mm，高さ 500 mm，2800 ターン）を製作し，静置状態での励磁試験を実施した．希土類系高温超電導コイルにおいては運用温度の設定が極めて重要であり，運用温度が低ければ線材使用量が減るためコイルは軽量かつ低コストになるのに対して，運用温度が高いと冷却系が簡素化でき冷凍機消費電力も低減される．将来的な線材の性能向上や低価格化も見越して，30 K を超える高い運用温度でコイルを設計した．製作にあたっては，線材通電特性に基づく負荷率予測や励磁時の電磁力を支えるコイルケースの設計・製作も行っている．アルミニウム合金(A7075)を用いることにより，軽量ながらも強度に優れたコイルケースを実現し，実機大コイル重量 140 kg を実現できた．負荷率予想では励磁上限温度が 39 K であり，35 K での起磁力 700 kA を実証することに成功した．また，この時のコイルケースひずみもおおむね構造解析と一致しており，一連のコイル設計手法が妥当であったことも確認できた．さらに，将来的な起磁力向上も視野にした，励磁試験を行い，コイル温度 32 K にて起磁力 750 kA を達成した．

第 5 章 実機大希土類系高温超電導コイルの機械加振試験

5.1 有限要素法による渦電流発熱評価

第 1 章に示したとおり浮上式鉄道走行時の発熱には 3 種類あるものの、ふく射シールドを持たない高温超電導磁石においては、地上コイル変動磁界による渦電流発熱(図 1-8 b)と、内槽容器摩擦発熱(図 1-8 c)が重要になる。内槽容器摩擦発熱はコイルの機械的な振動に伴うものであり、本章で示す機械加振試験はこれを再現したものである。その一方で、地上コイル変動磁界による渦電流発熱は電磁的な現象であり、再現試験を行うには車載超電導磁石と同等の外槽容器が必要となり、コイル単体では行うことができない。しかしながら、コイルケースや外槽容器を設計する上では渦電流発熱の評価は不可欠であり、有限要素法によって発熱が許容範囲に収まっているかを検証することとした。

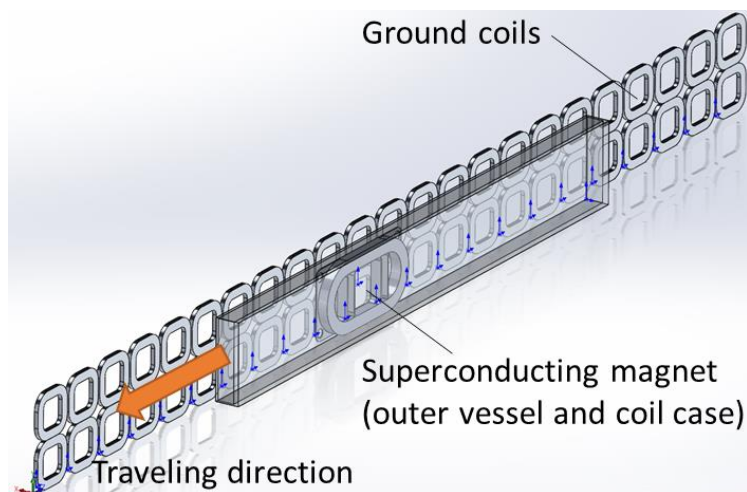


図 5-1 解析モデル(浮上案内コイル，外槽容器，コイルケース)

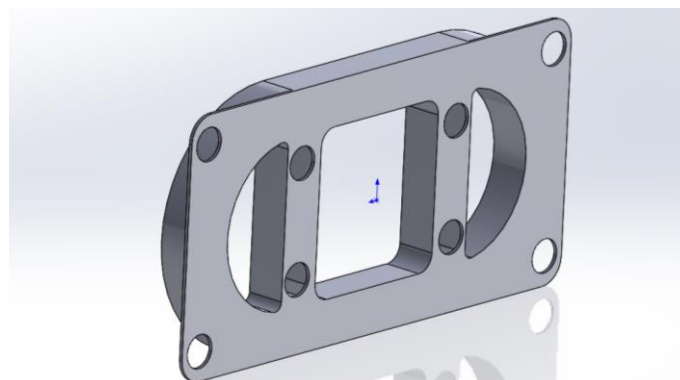


図 5-2 渦電流解析用コイルケースモデル

浮上案内コイルが並べられたガイドウェイを車載超電導磁石が通過した際の、浮上案内コイル誘起電流による外槽容器とコイルケースの発熱量を評価した。解析には市販の有限要素法による電磁界解析ソフト JMAG を用いており、解析モデルを図 5-1 に示す。なお、実際の車載磁石は 4 極であるが、計算コスト低減のため 2 極目のみに超電導コイルを配置している。計算条件としては、タイムステップ 0.25 ms、走行速度 500 km/h、浮上案内コイル導体中心～超電導コイル導体中心間距離 182 mm、両者の上下変位は 36.6 mm とした。外槽容器は既存の車載低温超電導磁石を参考とし、純アルミ (A1070)、コイルケースに関しては今回製作したコイルケース形状を簡略化したモデル (図 5-2) を用い、比較のため材質は超々ジュラルミン (A7075) とステンレス (SUS304) の二種類で計算した。なお、外槽容器だけでなく、コイルケースも透過する変動磁界は極めて小さいことは明らかであり、超電導コイルそのもの (巻線部) はモデル化していない。

計算によって得られた外槽容器渦電流発熱を図 5-3 に示す。解析開始から 0.05 s 後 (90 m 移動) にはほぼ定常に達しており、約 3000 W 程度の発熱となる。コイルケース材質による発熱の差異はグラフでは確認できないレベルである。すなわち、浮上案内コイル変動磁界の大部分は外槽容器で遮蔽されており、コイルケース渦電流に伴う変動磁界は極めて微小であり外槽容器の発熱には影響を与えないと言える。次に、コイルケースでの発熱を図 5-4 に示す。超々ジュラルミンのコイルケースの方がはじめは発熱が大きいものの、これはステンレスと比較して導電率が高いため渦電流が減衰しにくく (50 K における導電率、A7075 : 3.2×10^7 S/m, SUS304 : 2.5×10^6 S/m)、定常状態に到達するまでの時間が長くなったためだと考えられる。定常状態になると、波形からは差異はほぼ確認できないので、0.1 s～0.11 s における平均発熱量で両者を比較する (表 5-1)。超々ジュラルミンのコイルケースの方がステンレス製のコイルケースよりも若干ではあるが発熱が小さくなっている。これは以下のように説明できる。導電率が高いほど渦電流は大きくなるため、仮にコイルケースが絶縁体でできてれば渦電流発熱は発生しない (ただし、巻枠や希土類系高温線材に直接渦電流が発生してしまうので、コイルケースに絶縁体は適さない)。しかしながら、渦電流は周回 (渦電流経路) 抵抗だけで決定されるわけではなく、周波数が高くなるとリアクタンスによって制限される。渦電流が一定であるならば、当然ながら導電率が高いほどジュール発熱は小さくなる。今回の解析条件はリアクタンスの影響が顕著になりつつある領域であったため、結果的に両者の発熱が近い値となったと考えられる。なお、いずれのコイルケースにおいても発熱は微量であり、4 極あったとしても 1 W にも満たず、冷却に影響を与えることはないことが確認された。

表 5-1 コイルケース材質による渦電流発熱比較

Coil case material	A7075	SUS 304
Q_vessel	2679 W	2678 W
Q_case	0.084 W	0.118 W

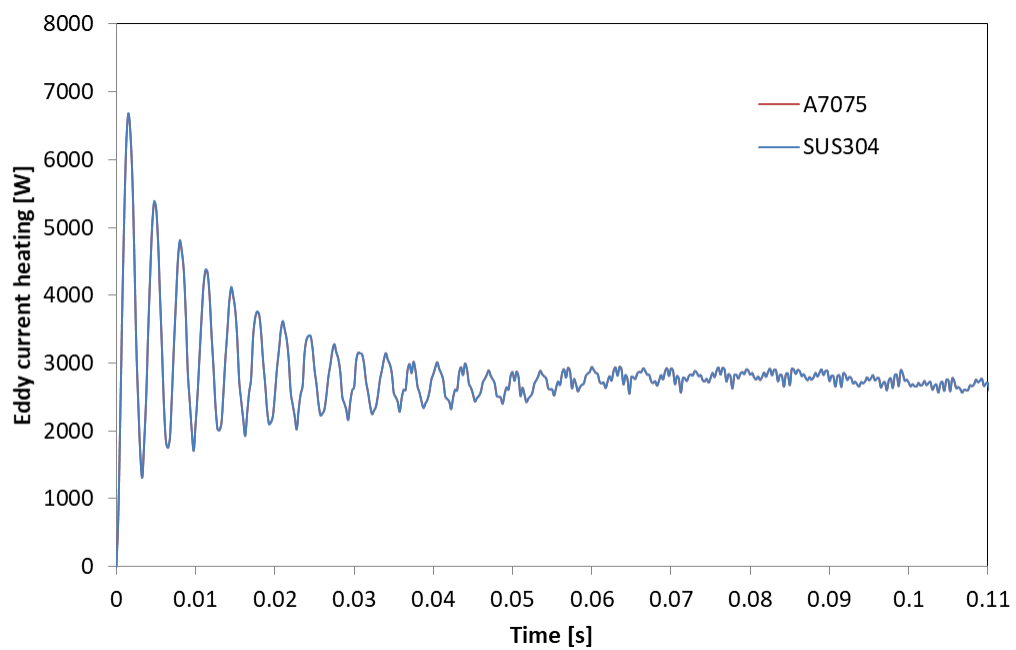


図 5-3 外槽容器渦電流発熱予測

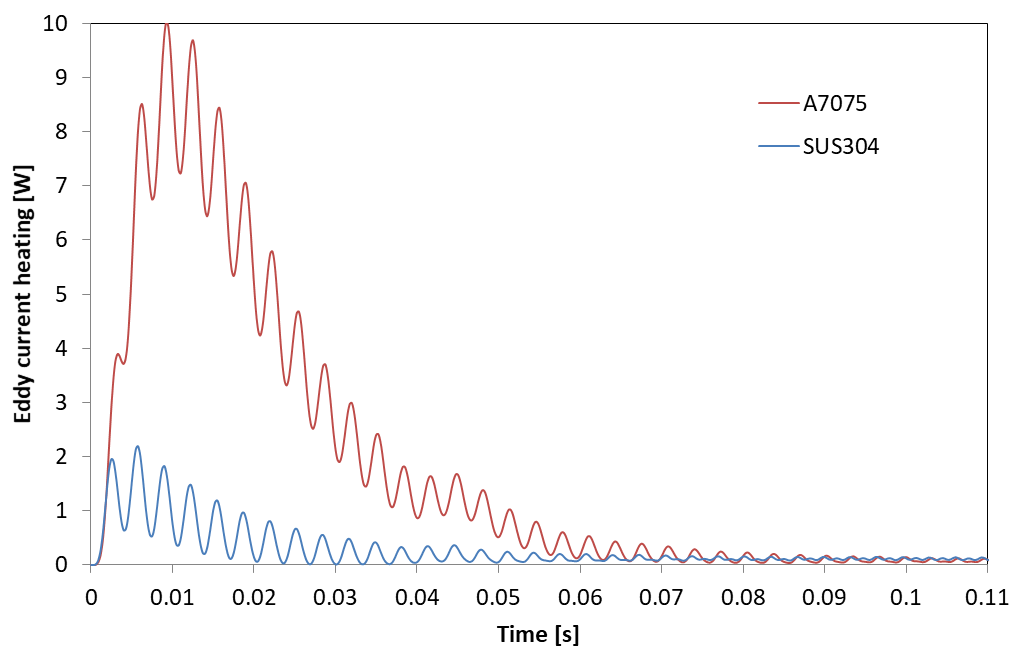


図 5-4 コイルケース渦電流発熱予測

5.2 モード解析

車載超電導磁石に働く加振力としては、浮上案内コイルの変動磁界によるところが多く、その振動加速度は浮上案内コイル極ピッチ(450 mm)と走行速度によって決定される。定常走行時(500 km/h)には、振動周波数は 309 Hz となる。ただし、振動加速度が最大となるのは必ずしも 309 Hz というわけではなく、加減速中に超電導コイルが共振する際に振動は大きくなり、最大振動加速度は 10 G (98 m/s²)に到達すると言われている[1-3]。共振は本来一時的なものではあるが、機械加振試験においては共振状態を保持させてコイルの耐久性を評価するとともに、内槽容器摩擦発熱を評価する。そのため、実機大コイルの固有振動数の情報は加振試験には不可欠であるだけでなく、定常走行時に共振することがないようにコイル設計段階でモード解析によって予測しておく必要がある。本節ではコイル設計段階でのモード解析結果を紹介する。構造解析同様に NX NASTRAN を用いており、4.3 節の図 4-10 に示すコイルケースに曲線部の蓋を追加して、ケース内側にパンケーキコイルを詰めたモデルを用いている。なおパンケーキコイルは多数の部品から構成された複雑な形状をしているものの、モデルでは実物と同じ重量になるように密度を調整し、ヤング率は

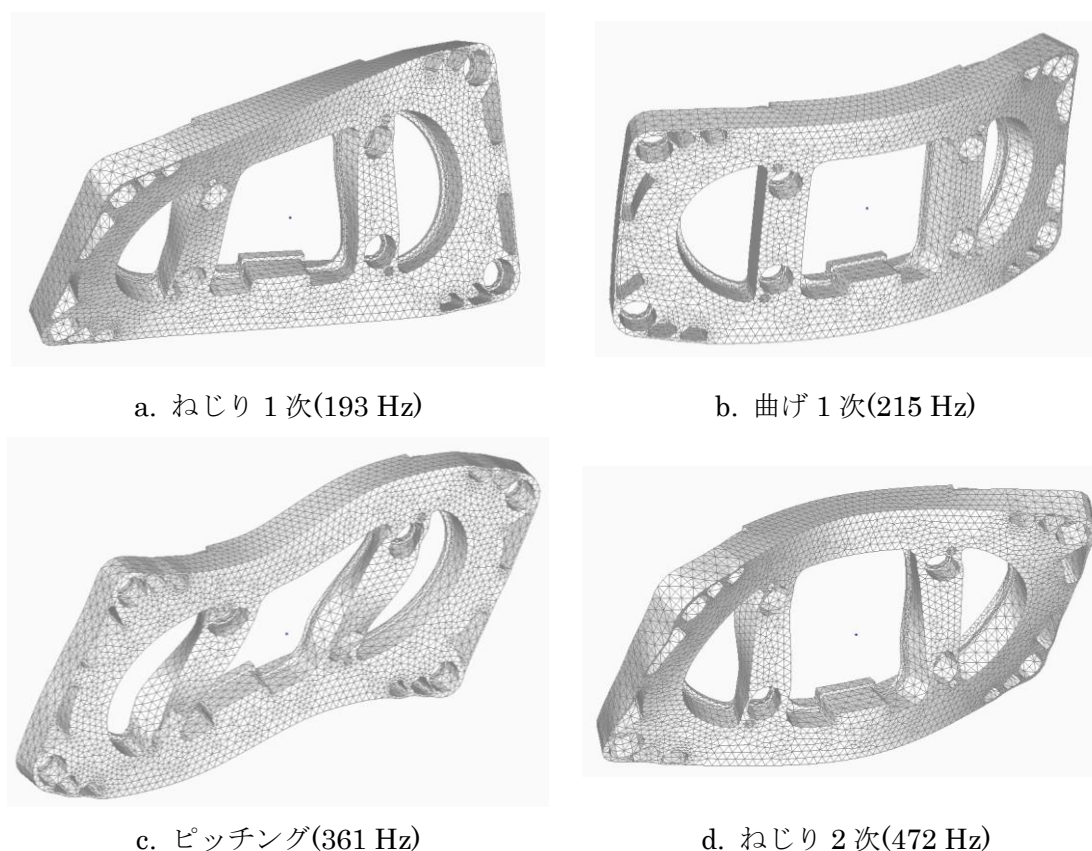


図 5-5 実機大コイルモード解析結果

表 5-2 ロッド形状

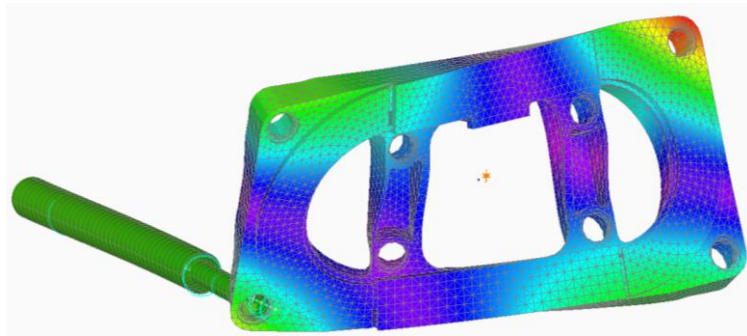
	Vibrator ~ Vacuum vessel	Vacuum vessel ~ Thermal insulating support	Thermal insulating support
Material	SUS 304	SUS 304	GFRP
Length	1200 mm	300 mm	100 mm
Outer diameter	102 mm	61 mm	72 mm
Thickness	3 mm	8.7 mm	3 mm

GFRP(G10 相当, 繊維方向)の均一材料とした。さらに, コイルケースとパンケーキコイル間にすべりは発生せず, 一体として変形すると仮定している。得られた 500 Hz までの固有モードを図 5-5 に示す。ねじりと曲げの 1 次モードが 200 Hz 前後に表れており, 次にピッチングやねじりの 2 次モードも確認されるが, 361 Hz と 472 Hz であり, 309 Hz には固有モードがないため設計上は定常走行時に共振しないことが確認できた。

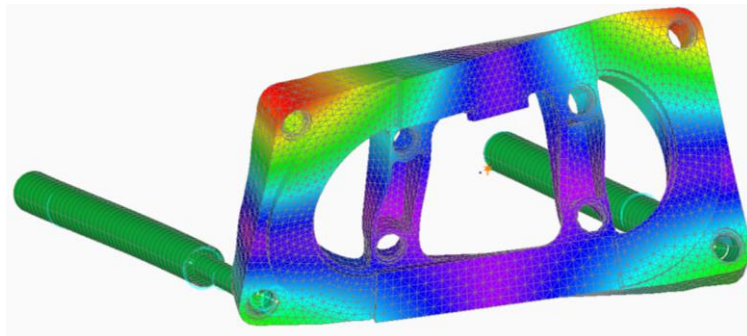
しかしながら, ねじりと曲げの 1 次モードが近い周波数を示しており, 実際の加振試験では二つのモードが混ざった形で現れる可能性もある。さらに, 励磁状態で加振するため加振機は実機大コイルから距離を設ける必要があり, ロッドを介して加振する構造をとる必要がある。その場合, ロッド質量も実機大コイルの固有周波数や変形形状に影響を与えてしまう。1 点で加振した場合, コイル変形形状の対称性が崩れることも考えられる。そのため 1 点加振だけでなく 2 点加振の実施も検討する必要がある。2 点加振ならば変形形状の対称性を保持できる見込みがあり, 加振の位相を制御することによってモードの分離もできる可能性がある。そこで, 加振ロッドまで含めたモード解析を実施した。ロッド形状は表 5-2 に示すとおりであり, 3 本の円筒をつなげた構成となっている。この後の機械加振試験装置で実際に用いたロッドを基本としており, 形状を簡略化したものである。

解析によって得られたねじり 1 次と曲げ 1 次の変形形状を図 5-6, 図 5-7 に示す。濃い色ほど変形が少なく, 紫色の部位が変形の節となり, 赤色が最も大きく変形する部位である。ねじり 1 次を比較すると, 1 点加振の時には節の位置の対称性が崩れており, 特にレーストラック直線部(下部)でその傾向が顕著である。2 点加振では左右のアンバランスが解消されているものの, ロッド荷重が下に偏っていることもあり, 上下の対称性は若干崩れている。

次に, 曲げ 1 次についても比較すると, 1 点加振では明らかに変形形状の対称性が崩れている。ロッドのない本来の変形形状では, レーストラック直線部が最も大きく変形するにも関わらず, 1 点加振では直線部の変形が小さく, レーストラック外周の荷重支持点で変形が最大となっている。2 点加振では直線部(下部)での変形が最大となっており左右の対称性も保たれているが, 直線部(上部)は変形量が少なく, コイル全体がスイングするような動きも

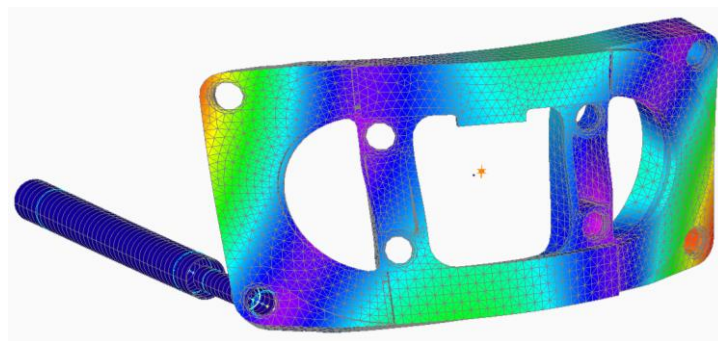


a. 1 点加振(169 Hz)

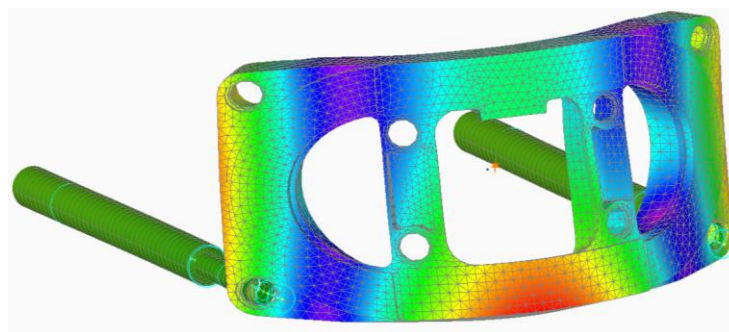


b. 2 点加振(161 Hz)

図 5-6 加振点数による変形形状比較(ねじり 1 次モード)



a. 1 点加振(209 Hz)



b. 2 点加振(187 Hz)

図 5-7 加振点数による変形形状比較(曲げ 1 次モード)

表 5-3 モード解析による固有振動数比較

	w/o rod	One rod	Two rods
Torsional	193 Hz	169 Hz	161 Hz
Bending	215 Hz	209 Hz	187 Hz

混ざっていることが読み取れる．固有振動数の変化については表 5-3 にまとめる．ねじり 1 次はロッドが付加されることで 30 Hz 近く周波数が下がっている．加振点は，元のロッドなしの 1 次ねじりでは振幅の大きい場所であるので，ロッド質量の影響が顕著に表れたのではないかと予想される．曲げに関しては，加振点は本来変形量の大きい箇所でないこともあり，周波数の低下は 1 点加振で 6 Hz にとどまっている．ただし，2 点加振については周波数の変化が対称的であり，1 点加振と比較するとねじりでは 8 Hz だけであるのに対して，曲げでは 22 Hz と下げ幅が大きくなっている．曲げの 1 点加振と 2 点加振では変形形状が大きく異なることに関連があるのではないかと推測される．2 点加振では変形形状の対称性が保ちやすいものの，モードによっては固有振動数が大きく低下することが解析から予想される．2 点加振の有効性を確認するためにも，実際に 2 点加振を行い 1 点加振と比較することとした．

5.3 機械加振試験準備

5.3.1 実機大コイル樹脂充填

実機大コイルの機械加振試験においては，実機大コイルの再組立てが必要である．4 章での励磁試験時にはコイルケースとパンケーキコイル間の空隙には GFRP 薄板を詰め込んでおり，これはパンケーキコイルが損傷した場合に備えて分解可能な構造とするためであった．しかしながら，GFRP 薄板を詰め込んだ構造では振動時に摩擦発熱する可能性が極めて高い．振動時における摩擦発熱は低温超電導磁石においても大きな課題であったので[1-41]，事前に対策を施すべきである．摩擦発熱を抑制するには，空隙を樹脂で埋めてコイルケースとパンケーキコイルを一体化させるのが適切であると考えられる．充填用樹脂の選定にあたっては，低粘度で浸透性が高いこと，極低温における強度が高くかつクラックを生じにくいこと，の 2 点を重視した．エポキシ樹脂は低粘度のものならば数百 $\text{mPa} \cdot \text{s}$ 程度であり[1-36]，コイルの含浸用途で極低温での使用実績も多数ある．ただし，粘性も水に比べれば高く(1 $\text{mPa} \cdot \text{s}$ 程度)，真空脱泡の必要があり大型の真空槽が不可欠である．また，パンケーキコイルは両端面に伝熱のための銅板が熱可塑性樹脂で融着されているものの，完全な密閉構造ではなくエポキシ樹脂がコイルターン間に浸透する可能性も否定できない．そこで，ナフサ留分であるジシクロペンタジエン(dicyclopentadiene)を主原料とした熱硬化性樹

脂 PENTAM®(RIMTEC 製)に着目した。同樹脂は硬化剤混合直後で 10 mPa・s 以下と極めて低粘性であり浸透性に優れている。加えて、極低温の強度にも優れており、77 K においてはエポキシ樹脂と比較すると同等の強度、2 倍程度の伸び率である[5-1]。同系統の樹脂は寒剤タンクとしての応用が検討されたこともある[5-2]。さらに、この樹脂は希土類系高温超電導コイルの含浸にも適用可能であり、希土類系高温超電導線材に接触しても劣化しないことが確認されている[5-3]。ただし、低温域での熱伝導率に関してはデータが確認できなかったため、実測したところ図 5-8 に示す熱伝導率が得られた。なお、測定方法は 3.2 節の含浸材料の熱抵抗測定と同じ手法で行い、冷却前後での熱抵抗に変化がなかったことから接触熱抵抗はないものと仮定して熱伝導率に変換している。エポキシ樹脂(Emerson & Cuming, STYCAST 1266 A/B)と比較すると、室温ではほぼ同程度(0.2 W/mK)となっており、低温域ではやや熱伝導率が小さくなっている。コイル内部の温度勾配を低減させるためには熱伝導率が高い材料ほど望ましいが、今回は摩擦発熱対策のための樹脂充填用途であり、冷却はパンケーキコイルの銅板やパンケーキコイル間の高純度アルミニウム板が担っている。そのため、エポキシ樹脂と比較してこの程度の熱伝導率の違いならば冷却にほぼ影響は与えないと予測される。

実機大コイルへの樹脂充填の手順としては、まずコイルケースにすべてのパンケーキコイルを組み込んだ状態で硬化剤を混合した PENTAM®を流し込み、室温で 1 次硬化させた。設備の都合で真空脱泡は行っていないものの、樹脂注ぎ込み部の反対側まで樹脂が回り込んでいることを目視で確認している。その後、加熱炉を用いて約 80 °C で 2 次硬化させた。

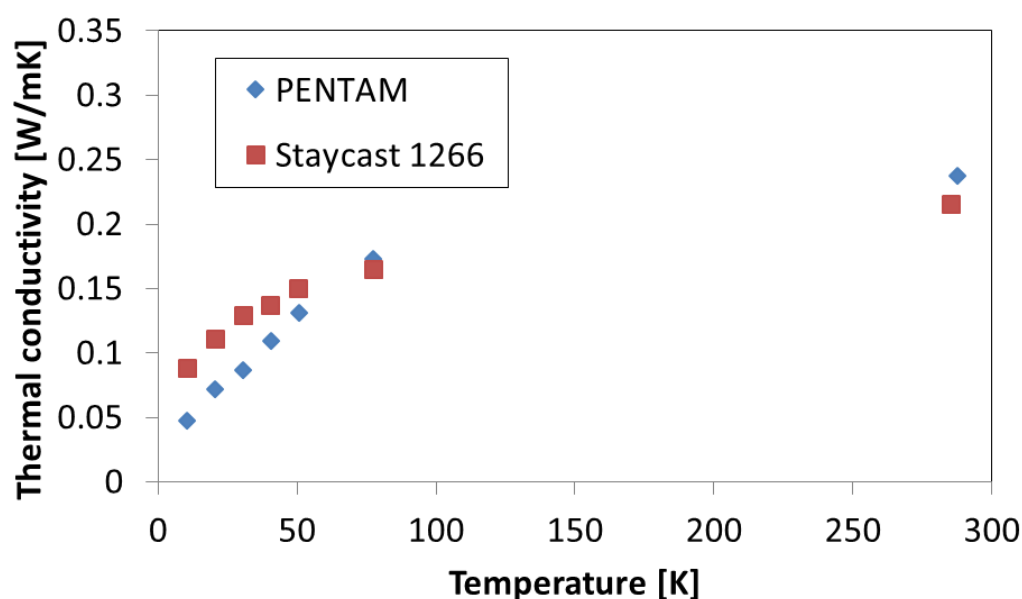


図 5-8 熱硬化性樹脂 PENTAM®熱伝導率測定結果

5.3.2 機械加振試験装置

実機大コイルを励磁状態で加振するための機械加振試験装置について紹介する．実機大コイルは真空容器天板からターンバックルで吊るされており，伝熱と振動分離を兼ねた高純度アルミ多層板を介して冷凍機と接続されている．加振点はレーストラック外周の荷重支持点であり，2点加振も可能な構成となっている．励磁試験同様，冷凍機は単段 GM 冷凍機(住友重機械工業，RDK-400B)を，励磁には市販スイッチング電源(高砂製作所，ZX-1600LA 二台並列運転)を用いている．加振機には動電式振動発生機(アカシ，EDE55)を 2 台用意し，2 チャンネル出力を持つファンクションジェネレータ(nf 回路ブロック，WF1974)を各加振機の入力信号に用いることで，2 台の加振機の位相を任意に設定できる．また，加振力については，加振機基部に取り付けたロードセル(共和電業，LUK-A-20KNSA1)で測定している．加振ロッドは前節で示したとおり，ステンレスと GFRP の円筒をつなげた構造で，真空分離にはベローズを用いている．内部構成模式図を図 5-9 に，外観写真を図 5-10 に示す．計測に関しては，温度センサに加えて加速度センサも実機大コイルに多数配置している(図 5-11)．温度センサ(lake Shore Cryotronics Inc.，CX-1070)はコイルケース表面(T1~T4)だけでなく，PENTAM®による樹脂充填時に埋め込んだもの(T5~T7)もある．加速度センサ(PCB Piezotronics Inc.，351B11)はレーストラックに沿うように 12 個(a1~a12)配置している．加速度データの収録・解析には FFT アナライザ(小野測器，DS-3000)を用いており，周波数応答関数を導出している．さらに，解析ソフト(Vibrant Technology Inc.，ME'scope VES)を用いることによって実機大コイルの固有振動数，固有モードを求めた．

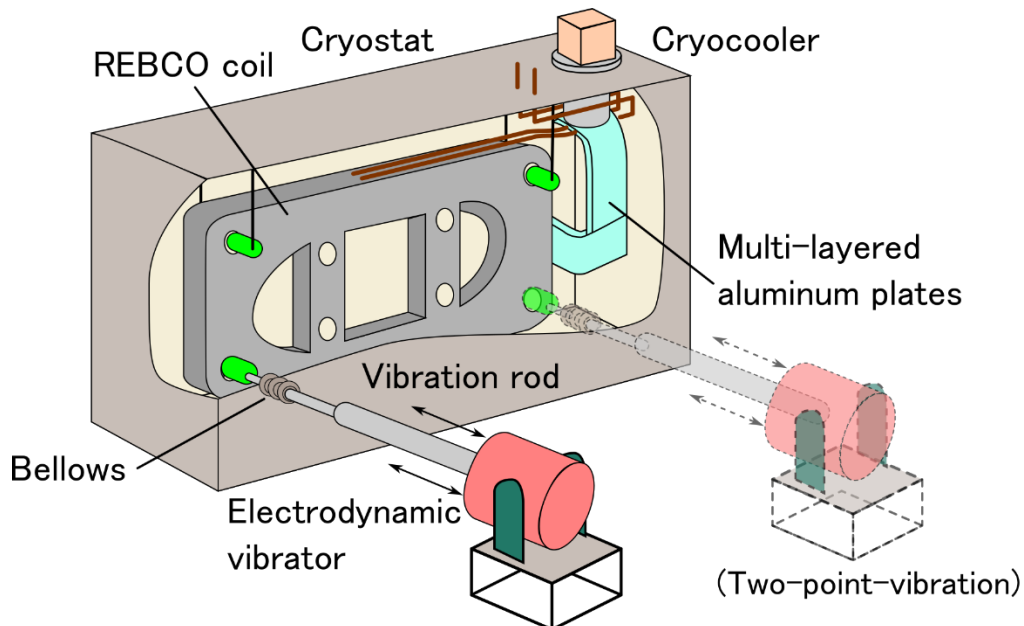


図 5-9 機械加振試験装置内部構造

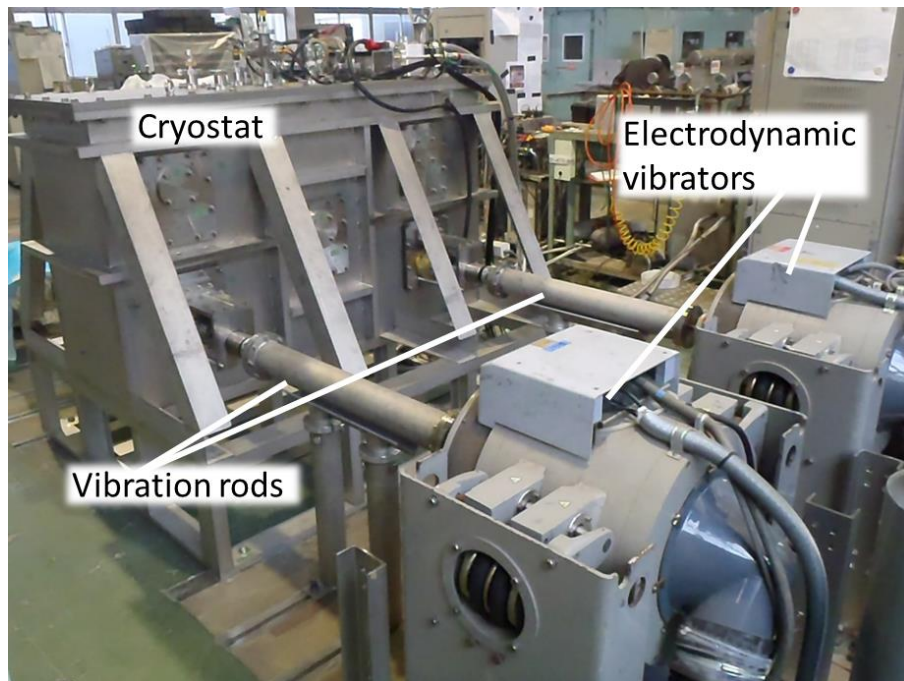


図 5-10 機械加振試験装置外観写真

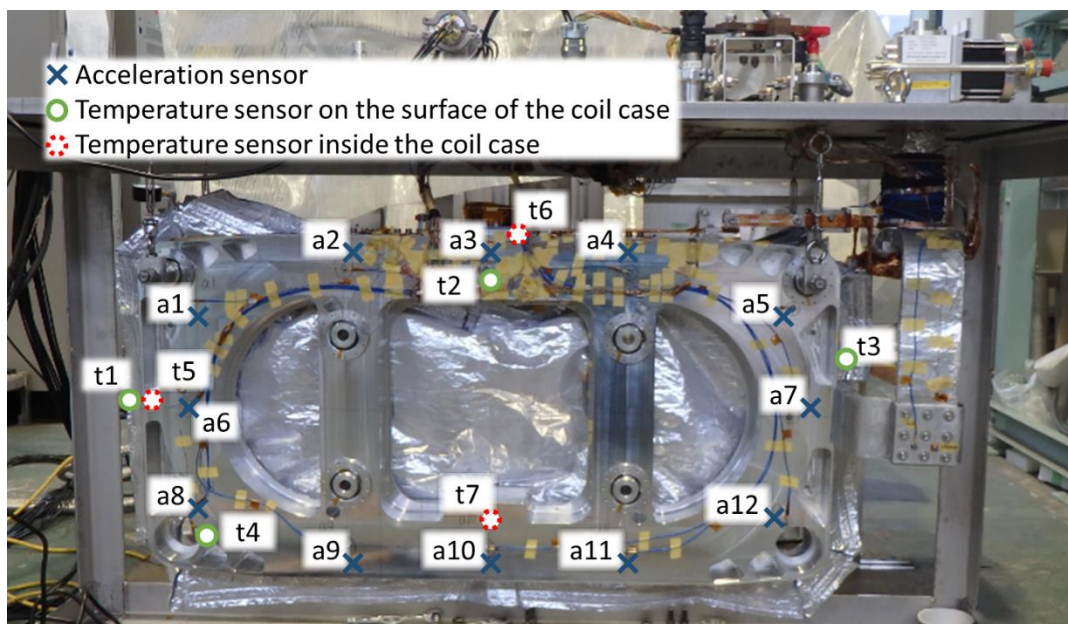


図 5-11 機械加振試験時の実機大コイルセンサ配置

5.3.3 実験手順

実機大コイルの機械加振試験は共振モードや加振点数，振動加速度など試験条件の組み合わせは多数あるが，試験の基本的な流れは下記のとおりである．

- a. ハンマリング(室温)
- b. 周波数掃引試験(室温)
- c. 周波数掃引試験(低温)
- d. 起磁力 700 kA 励磁
- e. 周波数掃引試験(低温・励磁状態)
- f. 連続共振試験
- g. 周波数掃引試験再(低温・励磁状態)

“a. ハンマリング”は装置組み立て途中に行い，加振ロッドのついてない状態での周波数応答関数を確認するためのものである．次に行う“b. 周波数掃引試験(室温)”は加振ロッドが付加されたことによる周波数応答関数の変化を確認するものである．冷却後にも周波数掃引試験を無励磁(“c”)，励磁(“e”)で行っているが，これは冷却に伴う材料のヤング率上昇と励磁に伴う電磁力が周波数応答関数に与える影響を評価するためである．仮に，パンケーキコイルとコイルケース間の樹脂充填が不十分ならば，励磁時した際の電磁力によってパンケーキコイルが変形してコイルケースに接触すると考えられる．その場合，パンケーキコイルとコイルケース間に摩擦力が働き，両者が一体として振動することにより周波数応答関数や振動時の発熱量に変化が起きる可能性がある．“e. 周波数掃引試験(低温・励磁状態)”の結果をもとに“f. 連続共振試験”の加振周波数を決定する．“f. 連続共振試験”では，実機大コイルの最大振動加速度が 10 G (98 m/s²)となるように加振力を調整し，20 分間連続的に共振させるものである．なお，一部試験では 15 G(147 m/s²)加振も実施した．振動加速度を 10 G としたのは，山梨実験線における車載超電導磁石の実際の振動加速度を参考としている[1-3]．5.2 節でも述べたとおり，本来共振振動は加減速時のごく短時間でのみ発生するので，この連続加振は走行時の再現よりも耐久性試験の性質が強い．なお，加振時間を 20 分間としたのは，コイルの発熱は温度上昇から評価するので，短時間では温度上昇の測定が困難であるためである．最後に“g. 周波数掃引試験再(低温・励磁状態)”を行い，もし連続加振前の周波数掃引試験(“e”)と変化していれば，連続加振(“f”)によって構造部材や充填樹脂のクラックなどコイル内部に何らかの損傷が発生したことが示唆される．

5.4 1 点加振試験

5.4.1 周波数応答関数

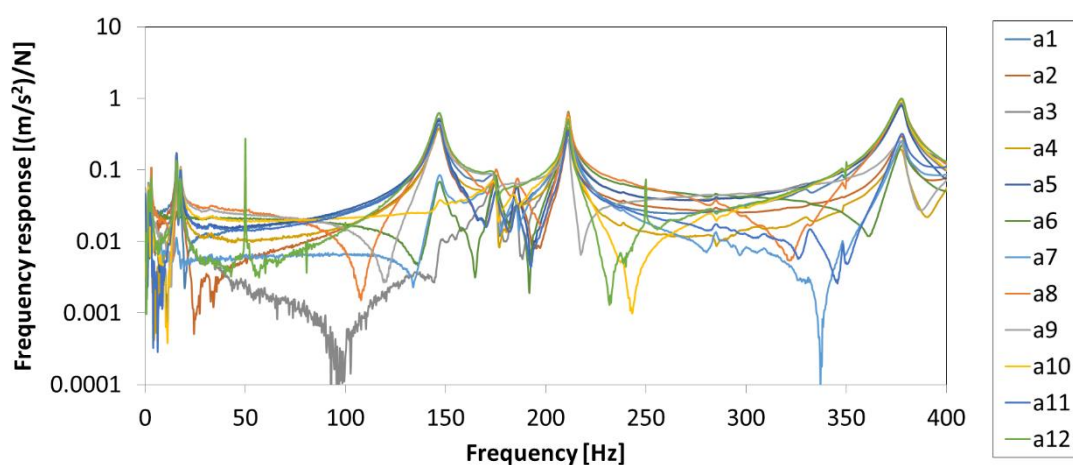
連続加振実施前の周波数応答関数を図 5-12 に示す。ハンマリング、加振機を用いた場合いずれも加振点は荷重支持点冷凍機反対側下部(加速度センサ a8 近辺)であり、初めにハンマリング(“a”), 室温での周波数掃引(“b”)および低温での周波数掃引(“c”) (“e”)を比較していく。309 Hz 以下では 2 つのピークが確認され、100~150 Hz あたりに表れているのがねじり 1 次モード、190~230 Hz のピークは曲げ 1 次モードであり、定性的にはモード解析結果と一致している。なお、50 Hz、250 Hz、350 Hz に急峻なピークが確認されるが、これは商用電源由来のノイズであると考えられる。各条件での固有周波数を表 5-4 にまとめる。ハンマリング(“a”)とロッドなしの解析を比較すると、曲げに関してはほぼ一致しているものの、ねじりの周波数が大きく異なっている(解析：193 Hz, 実験：147 Hz)。解析ではパンケーキコイルおよび伝熱部材などコイルケース内部を単一材料からなる固まりで簡略化しているため、モデリングが不十分であった可能性がある。

室温での周波数掃引(“b”)はロッドありでの解析に対応しており、ロッドがない場合と比較するとねじりだけ周波数の低下が大きく、解析と類似した傾向が確認できる。また、周波数応答関数はピーク位置こそハンマリングとは異なるものの、全体の傾向は似ており滑らかな波形が取得できている。加振機や加振ロッド等の接続部にながたつきがあればハンマリングでは確認されなかったピークやノイズが現れるはずであり、加振機による周波数掃引でも周波数応答関数が正しく測定できていることが確認できた。

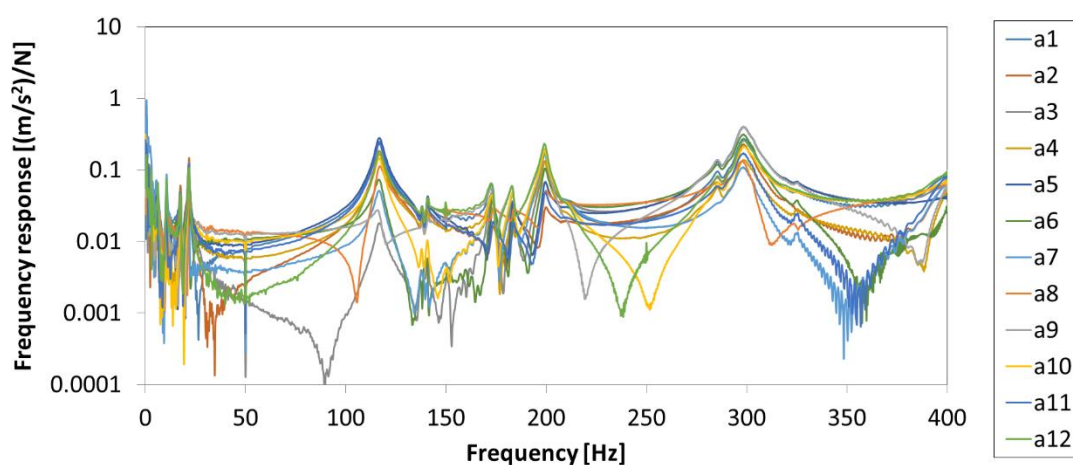
次に、低温での周波数掃引(“c”)について考察する。基本的な波形は室温での周波数掃引(“b”)と類似しているものの何点か相違点がある。まず、ねじりの共振周波数の山に大きな谷が確認され、ピークが分断されている。分断された二つのピークでの変形モードを確認したところ、いずれもねじり 1 次モードであった。谷が存在するということは、加振力に対してコイルの振動が小さくなっていることを意味しており、加振機の加振力がコイルに伝達されていなかったのではないかと推測される。加振ロッドの共振や締結部のがたつき、あるいはコイル内部での樹脂のクラックなどが考えられるが、加振ロッドの共振に関しては、解析上は 111 Hz(1 次)と 291 Hz(2 次)であり関係性は低いと考えられる。冷却時には材料の熱収縮率の違いからボルト類が緩むことがあり、締結部のがたつきの可能性は十分にあるものの、少なくとも装置分解時にボルトのゆるみは確認されておらず、コイル内部での樹脂のクラックの可能性もあり原因は特定できていない。固有周波数についてはねじり、曲げともに 20 Hz 程度冷却に伴い上昇しており、実機大コイル構成部材のヤング率上昇で説明できる。例えば、アルミニウムであれば室温と比較して 10 %程度ヤング率が向上し、GFRP であれば約 20 %向上する[1-17]。

励磁状態での周波数応答関数(“e”)に関しては、無励磁の(“c”)とほぼ一致する結果となった。厳密にはねじりの固有周波数が 3 Hz 程度増加しているが、有意な差とみなせるか議

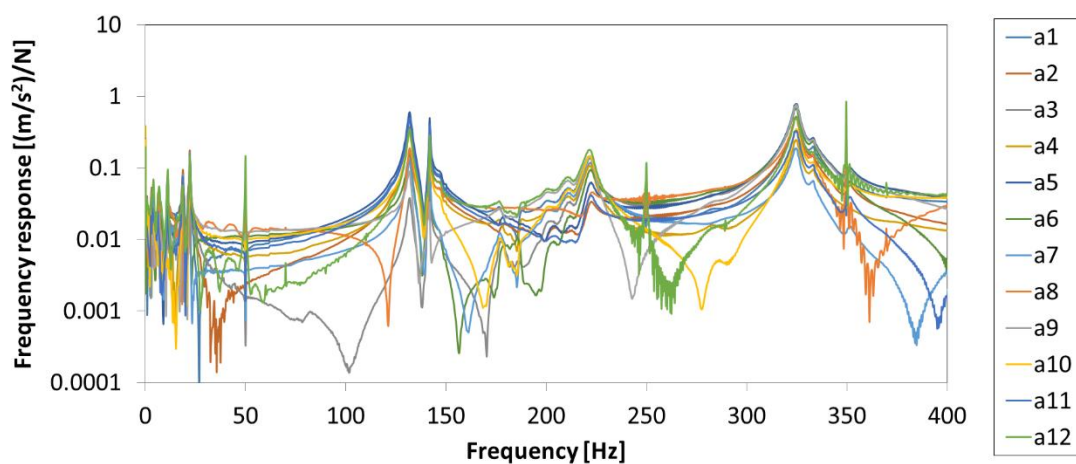
論の余地がある．仮に励磁による影響だとすれば，励磁による電磁力が実機大コイル剛性に影響を与えたと考えられる．例えば，励磁に伴いパンケーキコイル間には吸引(圧縮)力が働く．これに伴いパンケーキコイル間に摩擦力が働き，無励磁では個別に振動していたパンケーキコイルが1つの塊としてふるまうことにより剛性が上がったのではないかと予想される．ただし，曲げに関しては固有振動数が変化しておらず，無励磁との固有振動数の差異を説明するには十分な仮説とは言えない．



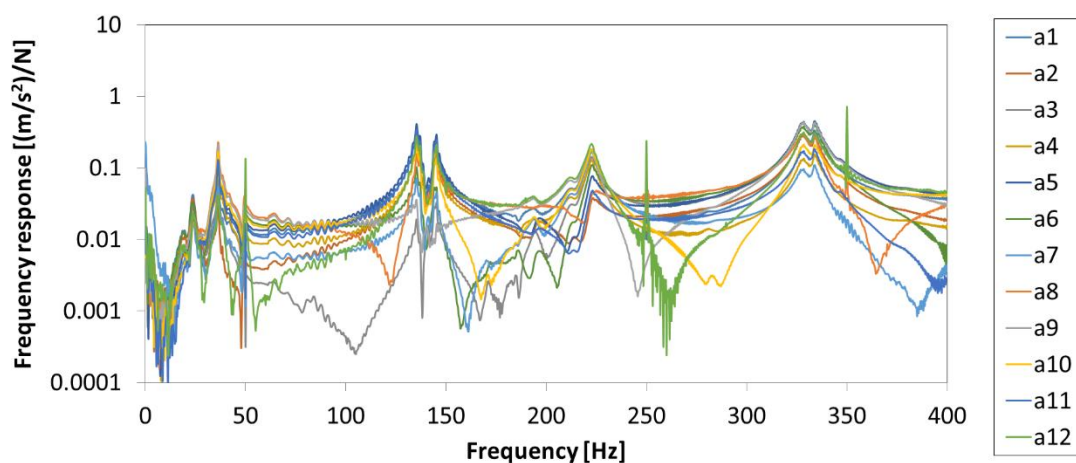
i “a. ハンマリング(室温)”



ii “b. 周波数掃引試験(室温)”



iii “c. 周波数掃引試験(低温)”



iv “e. 周波数掃引試験(低温・励磁状態)”

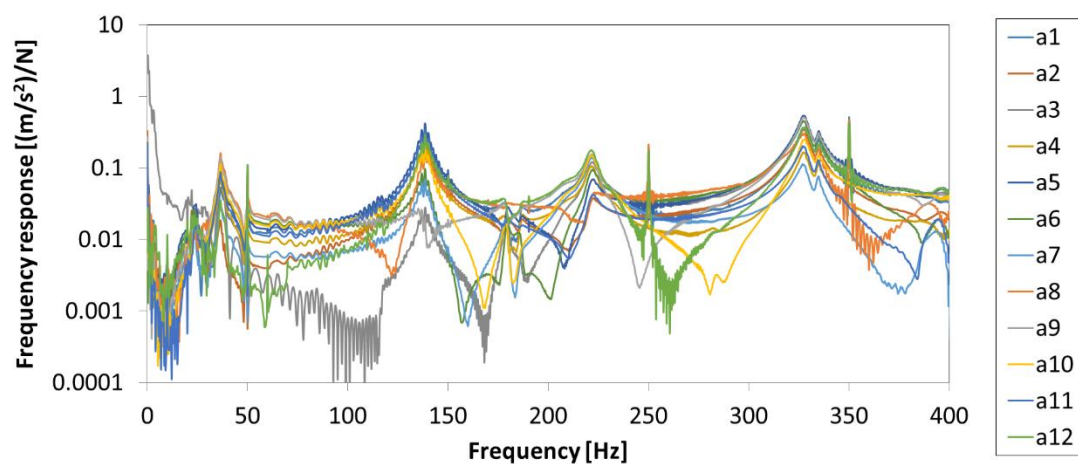
図 5-12 1 点加振周波数応答関数(連続共振試験前)

表 5-4 1 点加振固有振動数比較(連続共振試験前)

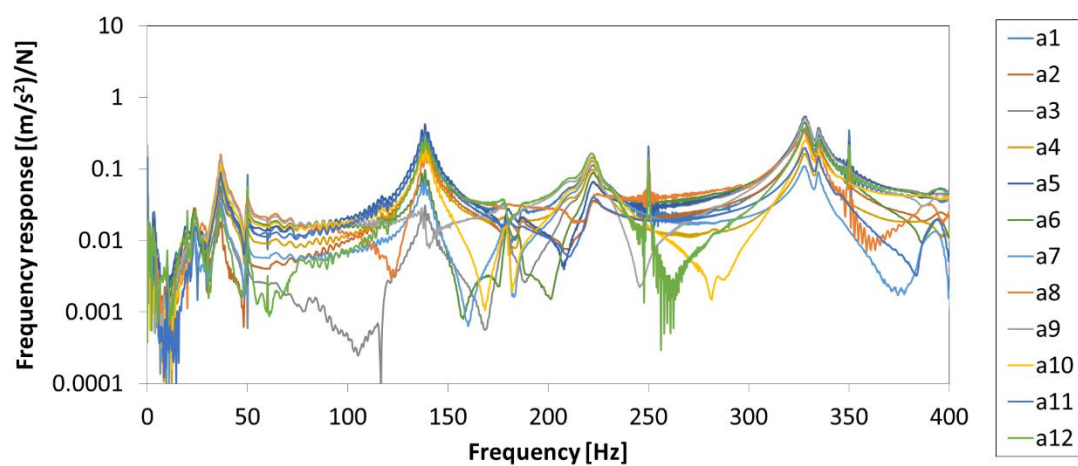
	“a”	“b”	“c”	“e”
Torsion	147 Hz	117 Hz	132 Hz	135 Hz
			142 Hz	145 Hz
Bending	211 Hz	194 Hz	223 Hz	223 Hz

次に、ねじり 1 次モードでの連続共振試験(“f”)前後での周波数応答関数を比較していく。なお、連続共振試験(“f”)に向けて、図 5-12 に示す励磁状態での周波数掃引(“e”)後に加振力調整のため短時間の共振試験を複数回実施している。そのため、連続共振試験(“f”)直前に再度励磁状態での周波数掃引(“e”)を実施した。得られた周波数応答関数を図 5-13 に示す。図 5-12 ではねじりのピークが割れていたにもかかわらず、連続共振直前では谷が消滅して 1 つの固有振動数になっている。解釈が難しいが、加振力調整のための短時間の共振試験によって加振ロッド周辺のがたつきが解消されて、加振力が正しく実機大コイルに伝えられるようになったのではないかと推測される。少なくとも冷却前(“b”)では谷はなく、その状態に戻ったことからして、実機大コイル内部の樹脂のクラックのような不可逆な現象ではなく、加振ロッドやその周辺部材などの締結部、あるいは加振機位置調整に伴う加振力ベクトルの微小な変化など試験装置固有の現象である可能性が高い。

振動加速度 10 G (98 m/s²)での加振後も周波数応答関数に変化は確認できず、固有振動数も表 5-5 に示すとおり実質的に変化していない。そのため、ねじり 1 次モードでの連続共振試験(“f”)によって実機大コイル内部で樹脂のクラックのような損傷は発生していないと考えるのが妥当である。



i “e. 周波数掃引試験(低温・励磁状態)”



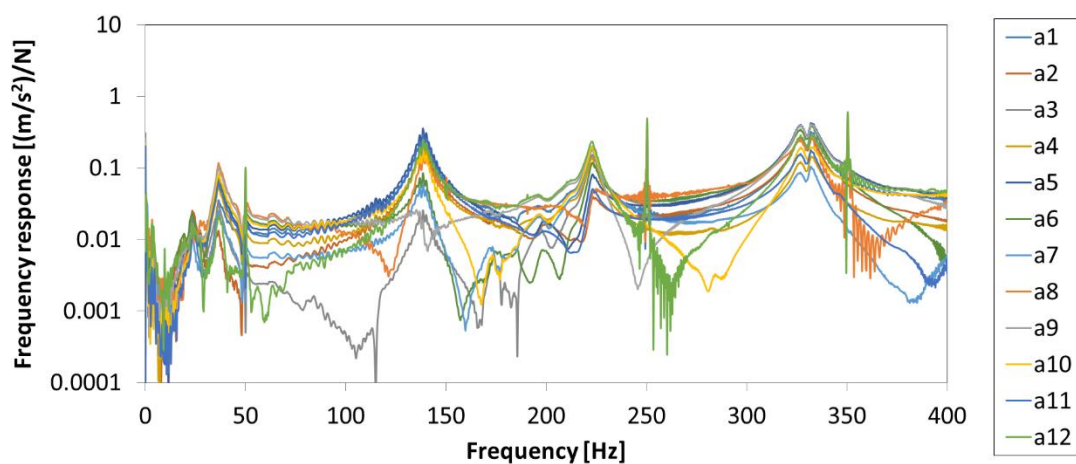
ii “g. 周波数掃引試験再(低温・励磁状態)”

図 5-13 1点加振周波数応答関数(ねじり連続共振試験前後)

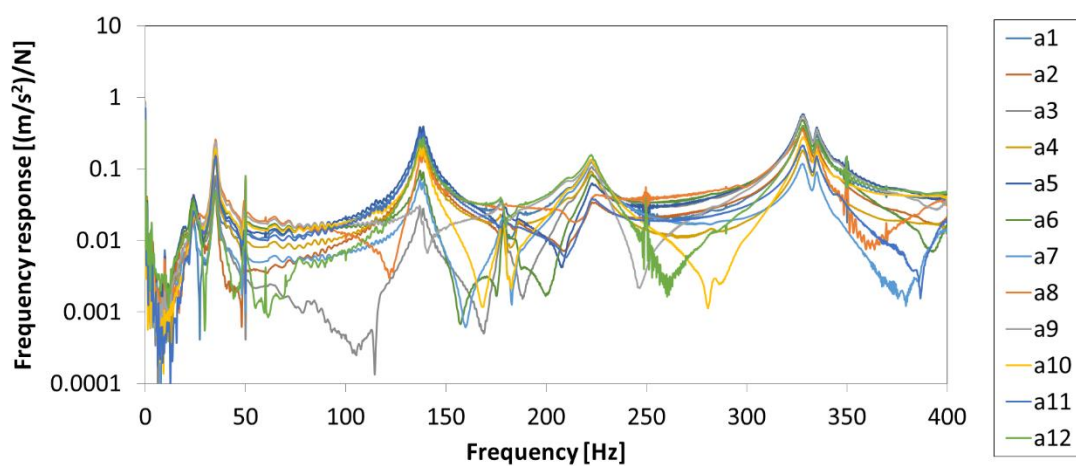
表 5-5 1点加振固有振動数比較(ねじり連続共振試験前後)

	“e”	“g”
Torsion	138 Hz	139 Hz
Bending	223 Hz	223 Hz

さらに、曲げ 1 次モードでの連続共振試験(“f”)前後での周波数応答関数を比較していく(図 5-14)。ここでも連続加振直前に再度励磁状態での周波数掃引(“e”)を行っているが、図 5-13 の連続加振後からの変化は確認できない。なお、曲げ 1 次モードでの連続共振試験(“f”)に関しては、詳細は後述するが発熱にも余裕があったので振動加速度 15 G (147 m/s²)での 20 分間の連続加振も行っている。15 G 加振を行ったにもかかわらず、その後の周波数応答関数(“g”)や表 5-6 の共振周波数に変化は確認できず、実機大コイルの損傷はなかったと考えられる。



i “e. 周波数掃引試験(低温・励磁状態)”



ii “g. 周波数掃引試験再(低温・励磁状態)”

図 5-14 1 点加振周波数応答関数(曲げ連続共振試験前後)

表 5-6 1 点加振固有振動数比較(曲げ連続共振試験前後)

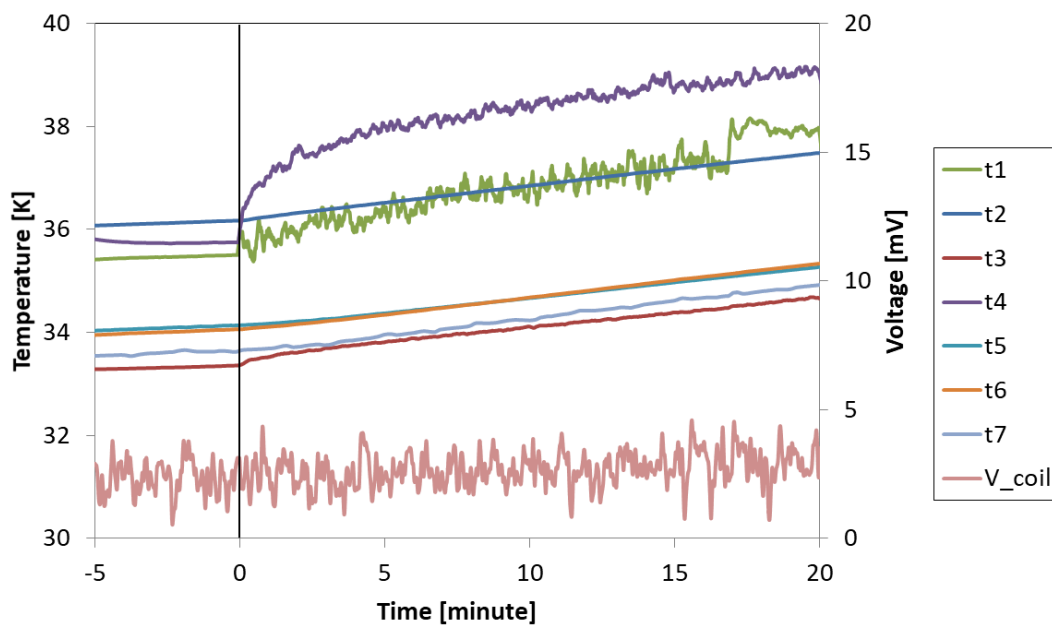
	“e”	“g”
Torsion	138 Hz	139 Hz
Bending	223 Hz	223 Hz

5.4.2 連続共振試験時の発熱評価

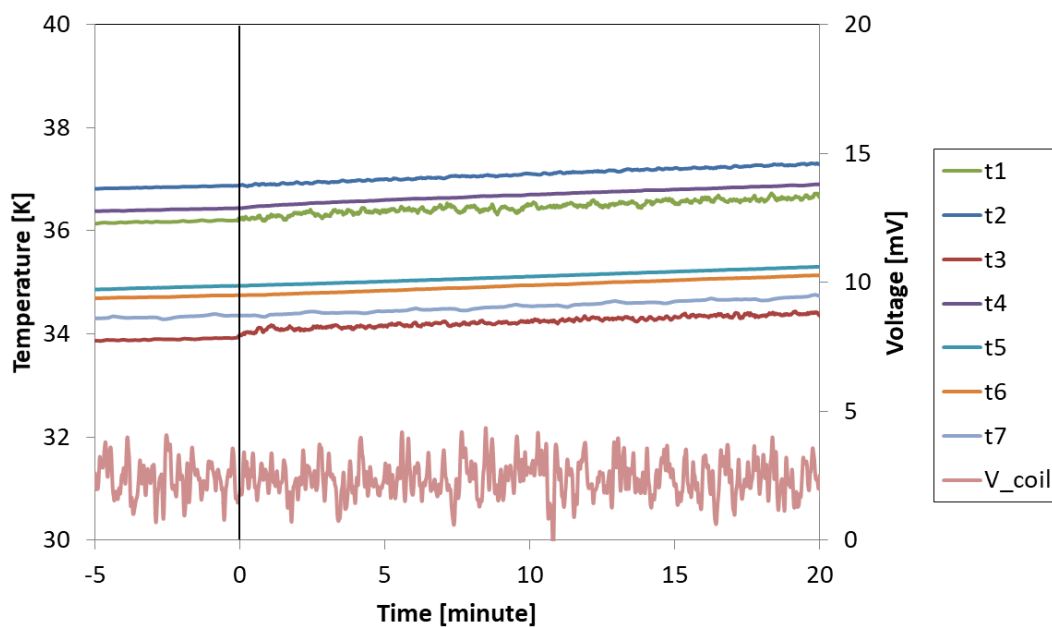
連続共振試験(“f”)では、直前の励磁状態での周波数掃引試験(“e”)で得られた固有振動数に加振周波数を設定し、加振機の出力に関しては実機大コイルで振動加速度が最大になる箇所で所定の加速度(10 G あるいは 15 G)になるよう調整している。具体的には、ねじり 1 次においては、解析結果同様に加振点对角位置(加速度センサ a5)で振動加速度が最も大きくなることが確認され、曲げ 1 次でも解析同様、加振点とは反対の荷重支持点下部(加速度センサ a12)で振動加速度が最大となった。以後振動加速度は、a5(ねじり 1 次)、a12(曲げ 1 次)での値で議論を進めていく。

連続共振試験中の測定は、振動中の発熱量の同定および実機大コイル通電経路(線材超電導層やパンケーキコイル間接続部等)の損傷の評価に主眼を置いている。そのため、励磁(“d”)完了後時間を置いて温度とコイル電圧が概ね安定したところで測定を開始した。ただし、温度を完全に安定させるのは困難であるため、発熱量評価にあたっては加振前 5 分間の温度上昇率を差し引いたうえで求めることとした。図 5-15 にねじり 1 次モードおよび曲げ 1 次モードの連続加振中の温度とコイル両端電圧変化を示す。コイル両端電圧については、いずれの試験でも極めて安定しており、振動環境中でも安定励磁が可能なが示された。発熱については、ねじりにおいては加振開始直後に t4(加振点直近)で温度が上昇しており、加振に伴うノイズが大きいながらも t1(加振点直上のレーストラック曲線部中央)の温度上昇も確認できる。対称的にコイル内部(t5~t7)では緩やかに温度が上昇している。そのため、主たる発熱源が加振点近傍に存在していることは明確であり、試験装置固有の現象である可能性が高い。曲げにおいてはそのような局所的な温度上昇は確認されず、コイル内外にかかわらずほぼ一定の温度上昇率を示している。曲げにおいては発熱が緩やかであったことから、さらに振動加速度を 15 G にしての追加試験も行った。温度上昇率こそ上がったものの、10 G 同様に加振点近傍など局所的な発熱は確認できなかった。

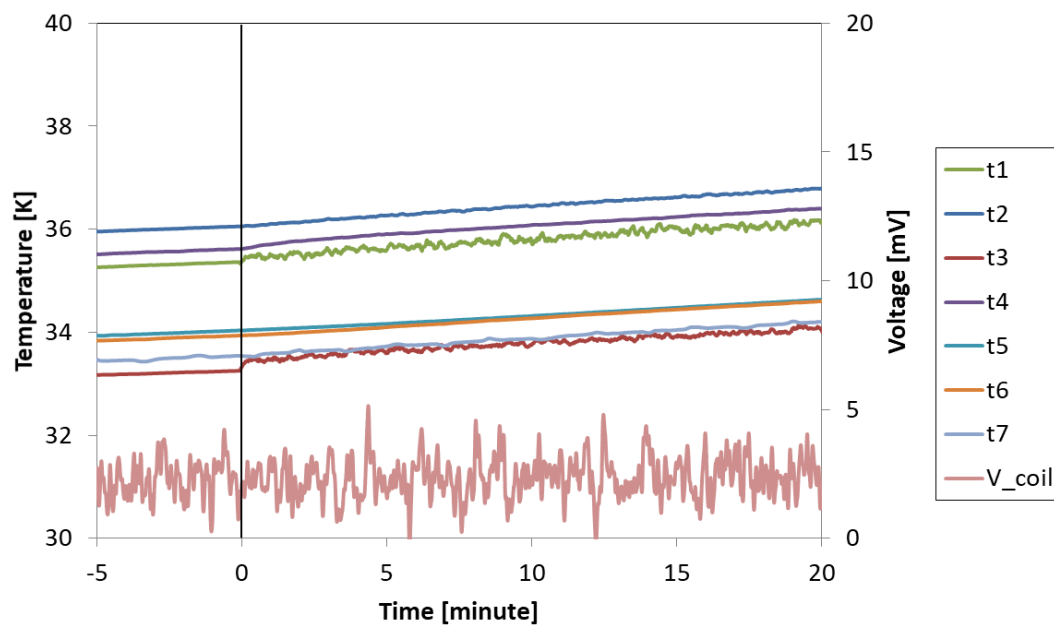
加振によって発生した熱は、実機大コイルの温度上昇率と冷凍機の冷凍能力温度依存性から概算する。なお、機械加振試験装置に取り付けられている住友重機械工業製単段 GM 冷凍 RDK-400B の冷凍能力曲線は、同社ホームページ掲載のカタログを参照した[5-4]。コイルの温度上昇率は各温度センサの平均値としているが、ねじり 1 次モードでは極めて局所的な温度上昇があったため温度上昇率が実際よりも大きく算出されてしまう可能性もある。そのため、コイルケース表面温度(t1~t4)を除いた場合と、すべての温度センサ(t1~t7)の平均 2 種類を用いて計算した。真のコイル温度上昇率は両者の間に存在しているのではないかと考えられる。図 5-16 に加振に伴う発熱量を示す。ねじりでは明確に曲げよりも発熱量が大きく(7 W 程度)、コイルケース表面温度の影響を差し引いてもコイル温度は大きく上昇したことを意味しており、加振点近傍での発熱はコイル全体を通過して冷凍機に到達しているとみられる。



a. ねじり 1 次モード(139 Hz), 10 G (98 m/s²)



b. 曲げ 1 次モード(223 Hz), 10 G (98 m/s²)



c. 曲げ 1 次モード(223 Hz), 15 G (147 m/s²)

図 5-15 連続共振試験時のコイル両端電圧および温度変化(1 点加振)

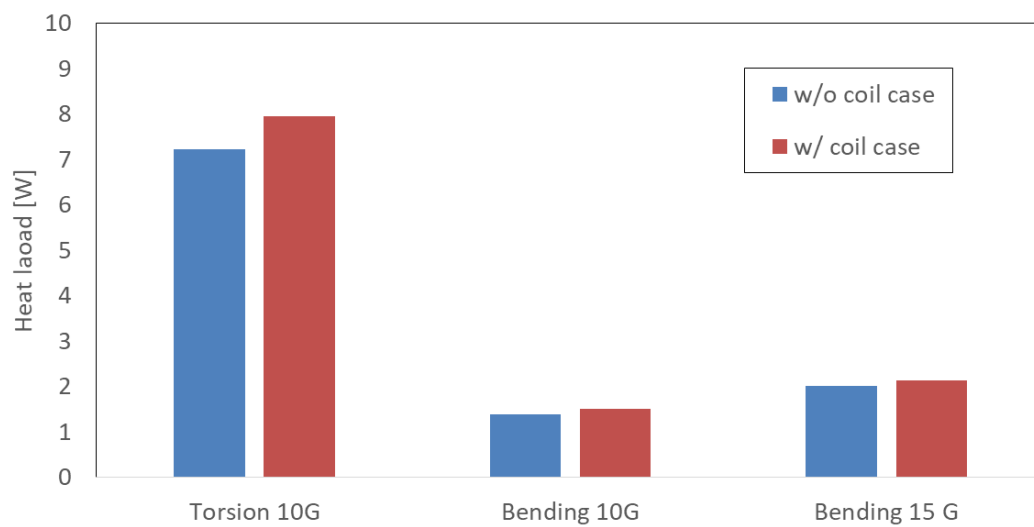
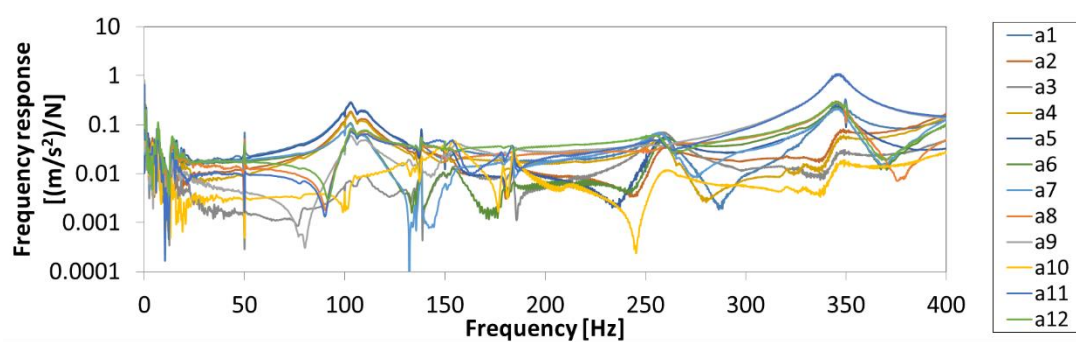


図 5-16 連続共振試験時発熱量比較(1 点加振)

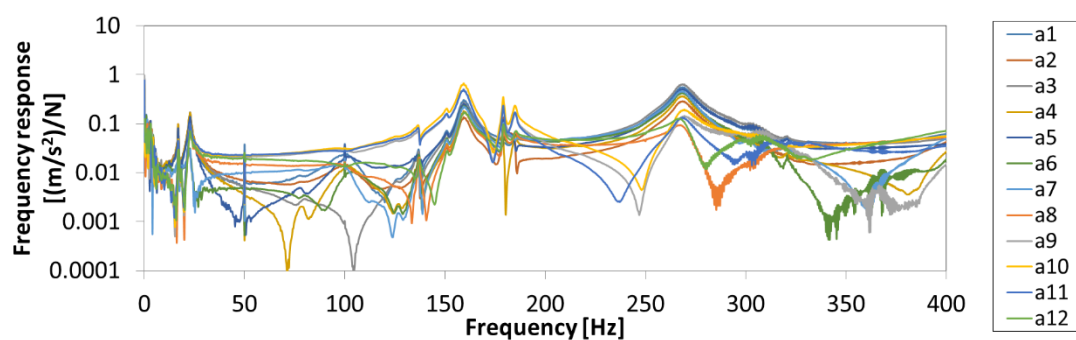
5.5 2点加振試験

5.5.1 周波数応答関数

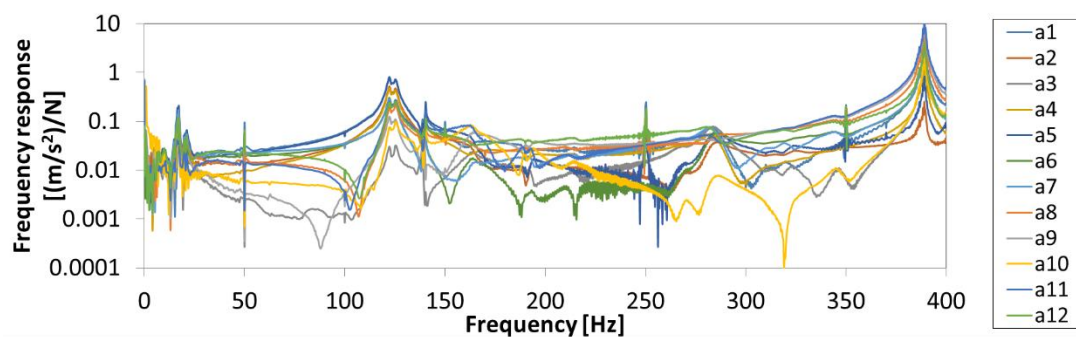
2点加振試験においては、加振点は1点加振時の冷凍機反対側の荷重支持点下部(a8近傍)に加えて冷凍機側の荷重支持点下部(a12近傍)となっている。周波数掃引試験では、同相および逆相で加振力を与えて2パターンの周波数応答関数を取得している(図5-17, 表5-7)。なお、周波数応答の分母である加振力はa8側の値を用いている。モード解析で予想したように、図5-17を見ると加振の位相を制御することでねじり1次モードと曲げ2次モードを分離できている。例えば、室温での逆相加振(“b”)では103 Hzにねじり1次モード、同相加振では159 Hzに曲げ2次モードが現れており、いずれかの固有モードしか現れていない。冷却した状態での周波数応答(“c”)も同様の傾向を示しており、1点加振同様に実機大コイル構成部材のヤング率上昇から固有周波数が高めになったと考えられる。



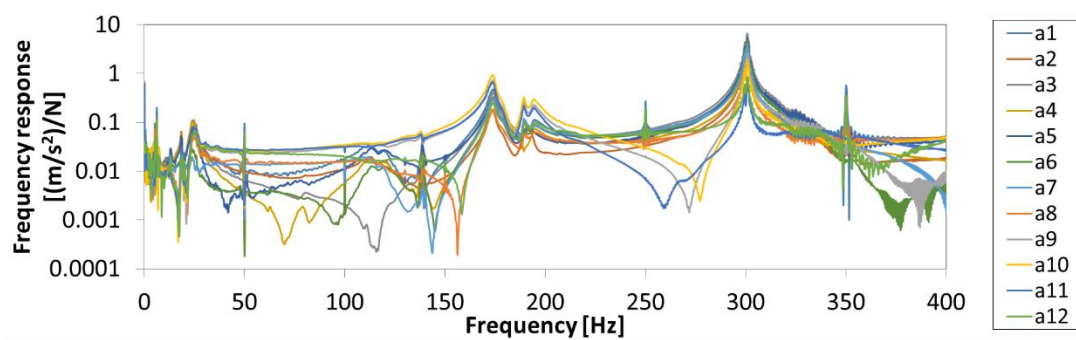
i “b. 周波数掃引試験(室温)”逆相



ii “b. 周波数掃引試験(室温)”同相



iii “c. 周波数掃引試験(低温)”逆相



iv “c. 周波数掃引試験(低温)”同相

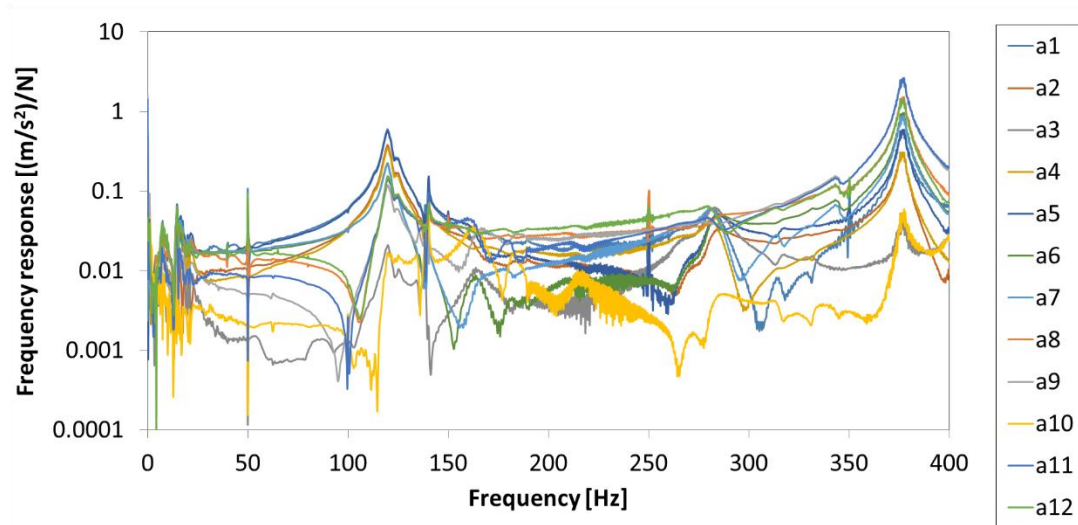
図 5-17 2点加振周波数応答関数(連続共振試験前)

表 5-7 2点加振固有振動数比較(連続共振試験前)

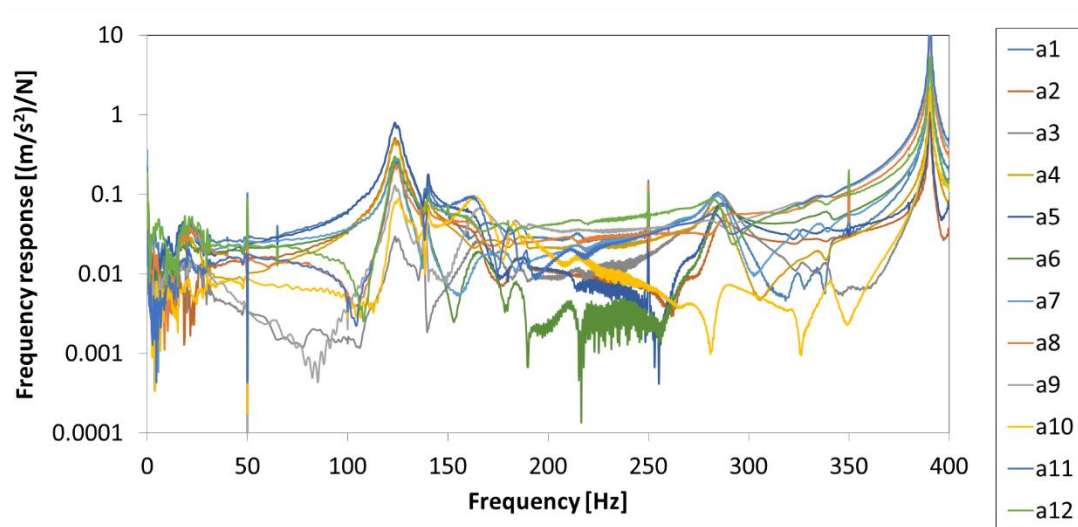
	“b”	“c”
Torsion	103 Hz	125 Hz
Bending	159 Hz	173 Hz

次に、連続共振試験前後の周波数応答関数を比較していく。まず、図 5-18、表 5-8 に逆相加振でのねじり 1 次モード連続共振前後の周波数応答関数(“e”), (“g”)および固有振動数を示す。波形は類似しており、固有振動数もほぼ変化していないことがわかる。ただし、400 Hz 手前のピークなどで若干の変化がみられる。このような差異から実機大コイルにどのような変化が発生したか推測するのは極めて困難であるが、少なくともねじり 1 次モードの固有振動数とピーク強度は連続共振によって変化していないことが確認できた。

さらに、図 5-19、表 5-9 に曲げ 1 次モード連続共振前後での周波数応答関数(“e”), (“g”)と固有振動数を示す。1 点加振の初期(図 5-12 iv)にみられたように、曲げ 1 次モードのピークが二つに分かれている。変形形状としてはいずれも曲げ 1 次モードであることが確認された。なお、この傾向は 2 点加振初期冷却時(図 5-17 iv)にも表れており、2 つ目のピークがその時よりも高くなっていることがわかる。連続共振試験において用いる周波数は、ピーク強度の安定している 174 Hz とした。



i “e. 周波数掃引試験(低温・励磁状態)”

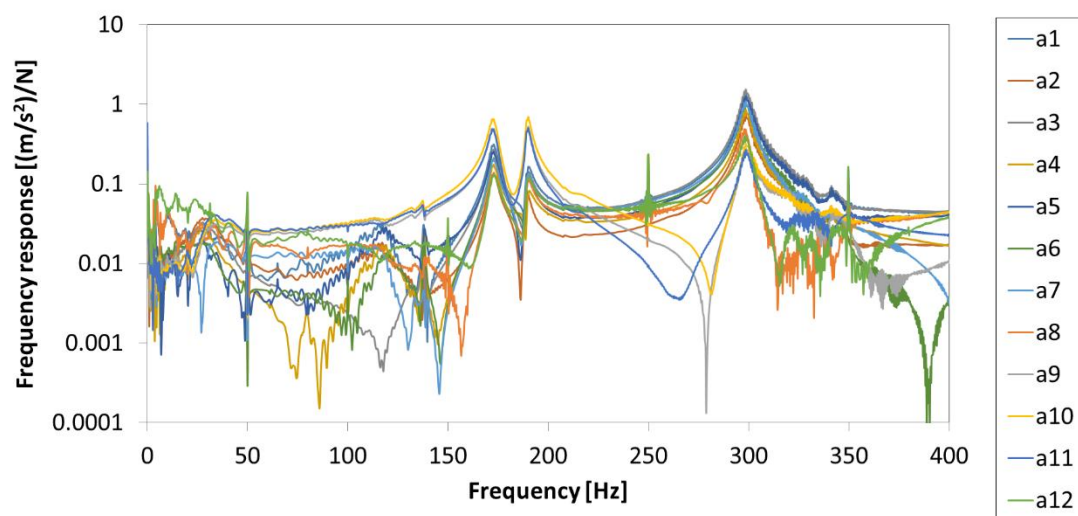


ii “g. 周波数掃引試験再(低温・励磁状態)”

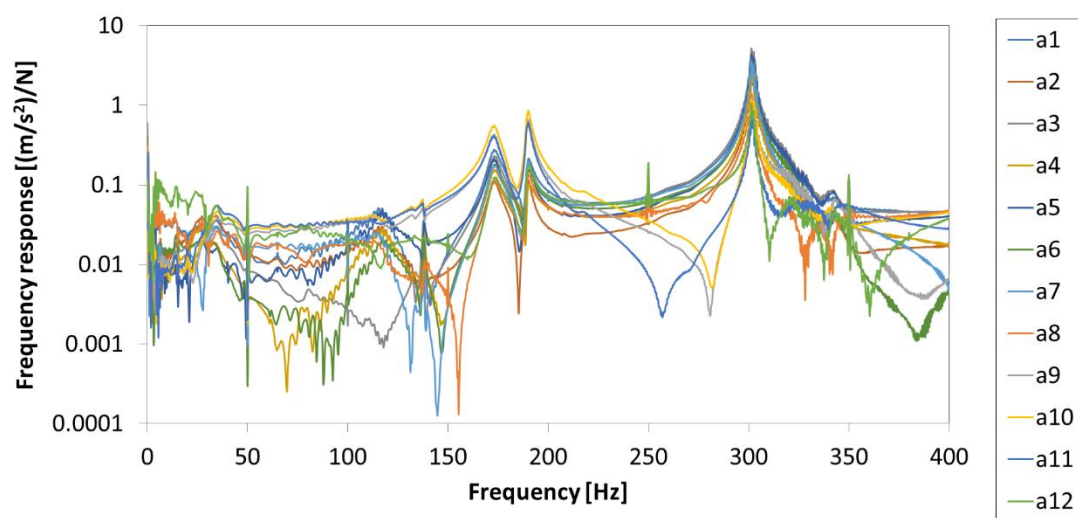
図 5-18 2点加振周波数応答関数(ねじり連続共振試験前後)

表 5-8 2点加振固有振動数比較(ねじり連続共振試験前後)

	“e”	“g”
Torsion	120 Hz	123 Hz



i “e. 周波数掃引試験(低温・励磁状態)”



ii “g. 周波数掃引試験再(低温・励磁状態)”

図 5-19 2点加振周波数応答関数(曲げ連続共振試験前後)

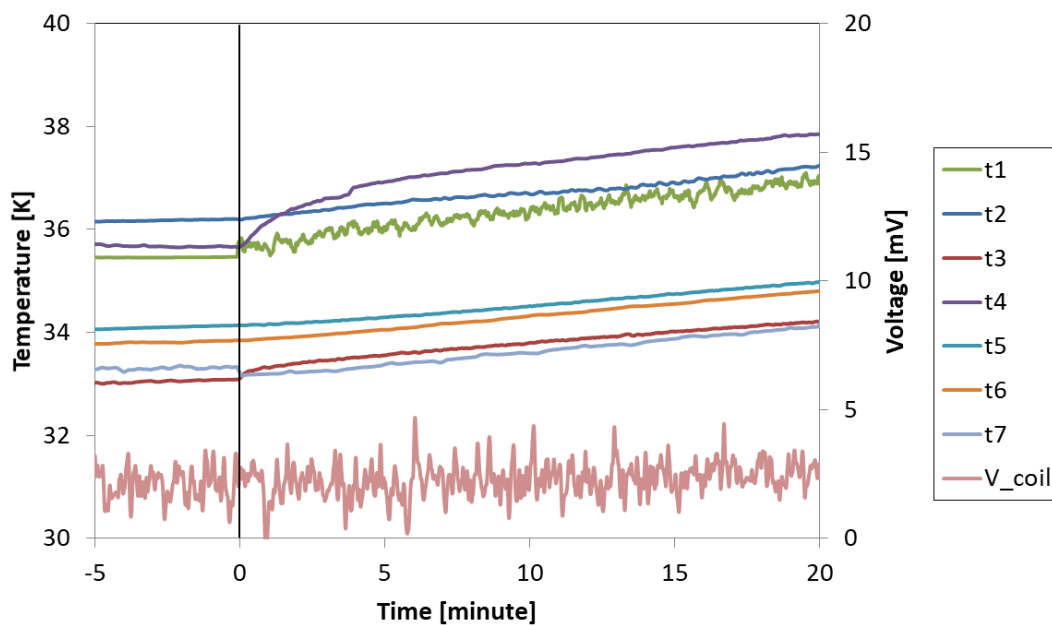
表 5-9 2点加振固有振動数比較(曲げ連続共振試験前後)

	“e”	“g”
Bending	174 Hz, 190 Hz	174 Hz, 190 Hz

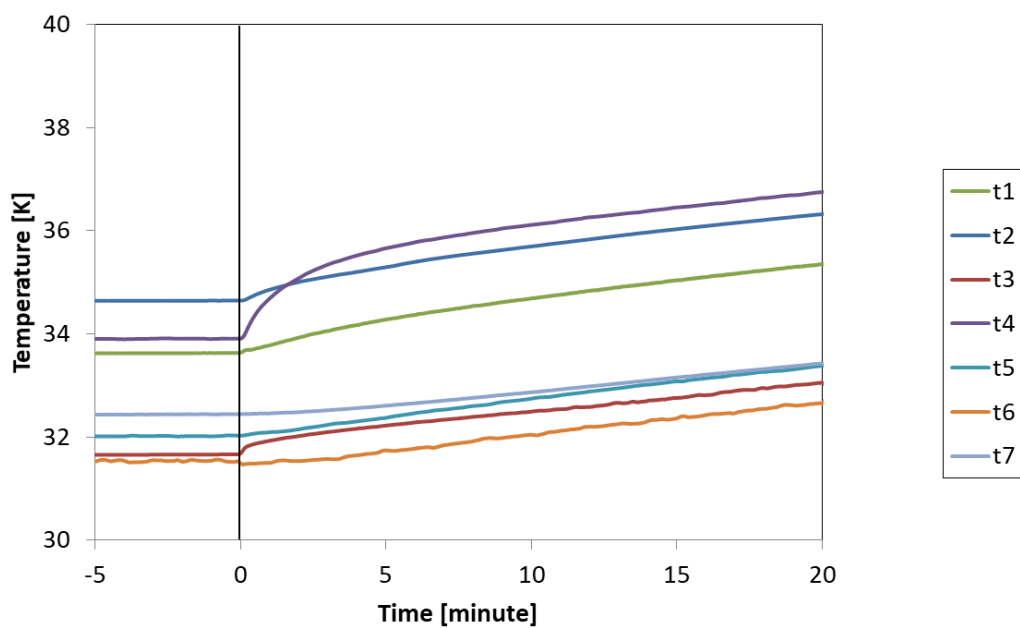
5.5.2 連続共振試験時の発熱評価

1点加振同様の手法で連続共振時(“f”)での発熱評価を行った。なお、ここではコイルの励磁が発熱に与える影響を評価するため無励磁での加振も行っている。仮に励磁状態での発熱が増えるようであれば、コイルケース内でパンケーキコイルが相対振動してコイルケースに渦電流が発生していた可能性が高い。図 5-20 にねじり 10 G での連続共振試験時の温度上昇を示す。なお、励磁時の加振周波数が 119.4 Hz となっているのは、119 Hz では加振ロッドベローズ部での共振が発生してしまい、ベローズの破損を防ぐために微調整した結果である。119.4 Hz においてもねじり 1 次モードで振動することを確認している。1 点加振同様に加振点近傍(t4)でのみ急激な温度上昇があり、装置固有の発熱が発生してしまっていると考えられる。無励磁では t1, t4 のノイズが低減されており、コイル磁場がノイズの要因であることがわかる。各温度センサの温度上昇率はよく似ており、グラフからではどちらの発熱量が大きいかわからない。なお、t6 温度が励磁の有無で大きく変わっているが、t6 は電流リード付近に位置しており、電流リード接続部でのジュール発熱の影響である。図 5-21 に曲げ 10 G での温度上昇を示す。加振点近傍(t4)での急激な発熱はなく、均一に温度が上昇していることがわかる。励磁の影響は曲げでも確認が困難である。コイル両端電圧に関しては、ねじり、曲げいずれでも加振前から変化しておらず、安定励磁が確認できた。

1 点加振同様に発熱の計算を行ったところ、図 5-22 に示すように、ねじりと曲げいずれにおいても励磁状態での発熱が若干低くなっている。ただし、実機大コイルの温度上昇と冷凍機冷凍能力温度依存性に基づく発熱計算では十分な精度は期待できないため、有意な差と言えるかは不明である。励磁によって発熱が低減するメカニズムがあるとすれば、励磁時の電磁力によってパンケーキコイル間やパンケーキコイルとコイルケース間に圧縮力が働き、接触面での摩擦力によって両者のすべりが抑制、結果的に摩擦発熱が低下したのではないかと推測される。

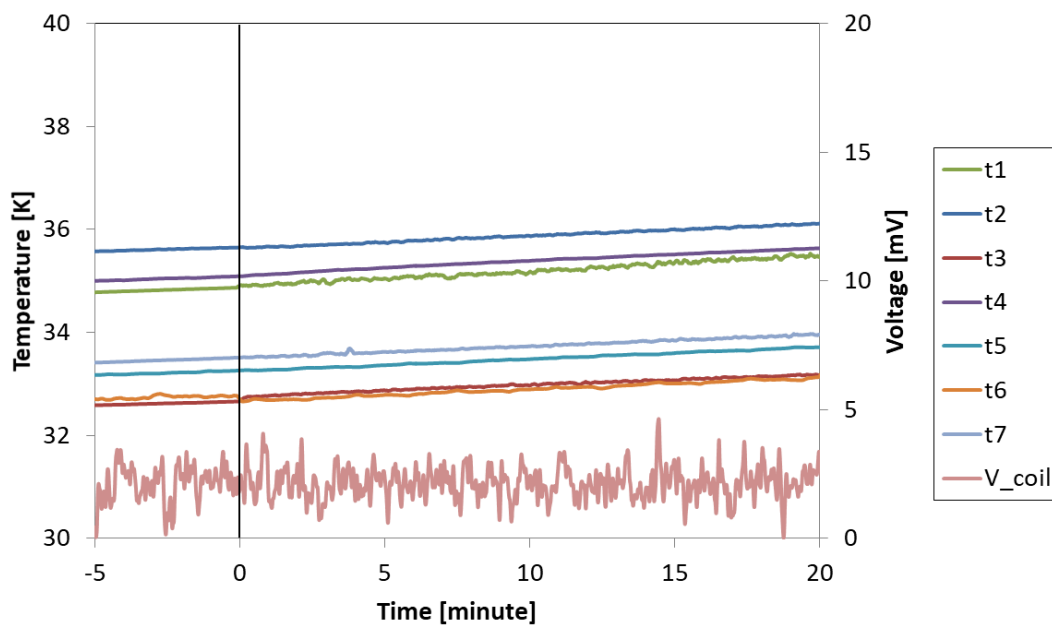


a. ねじり 1 次モード(119.4 Hz), 10 G (98 m/s²)

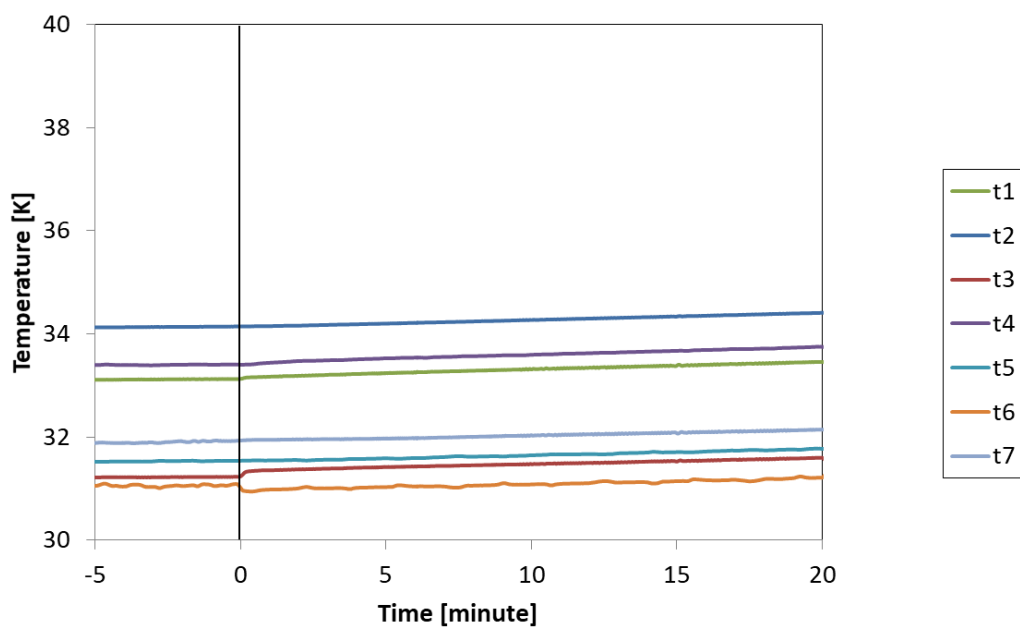


b. ねじり 1 次モード(119 Hz), 10 G (98 m/s²) , 励磁なし

図 5-20 ねじり連続共振試験時のコイル両端電圧および温度変化(2 点加振)



a. 曲げ 1 次モード(174 Hz), 10 G (98 m/s²)



b. 曲げ 1 次モード(174 Hz), 10 G (98 m/s²) , 励磁なし

図 5-21 曲げ連続共振試験時のコイル両端電圧および温度変化(2 点加振)

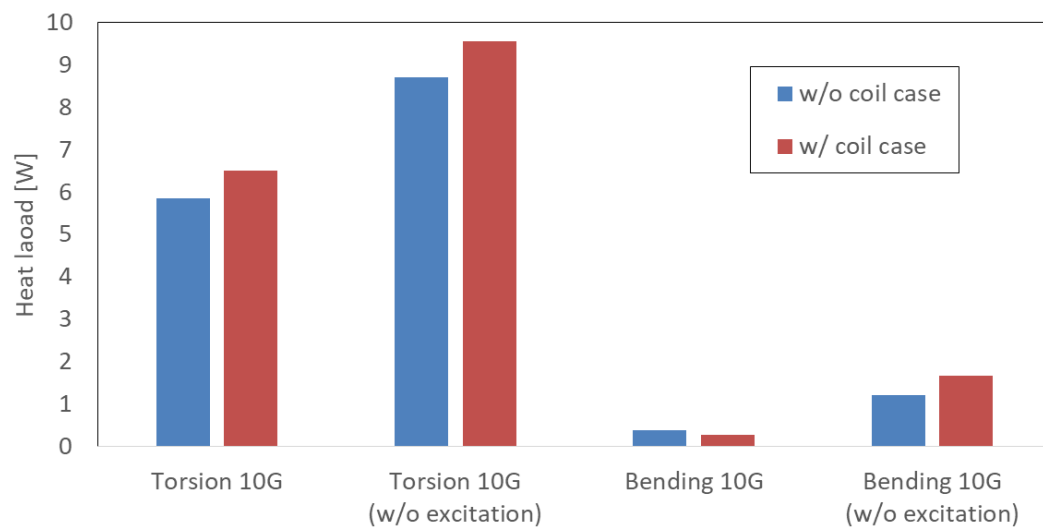
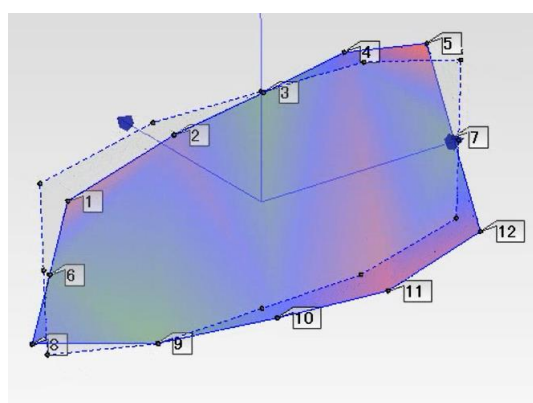


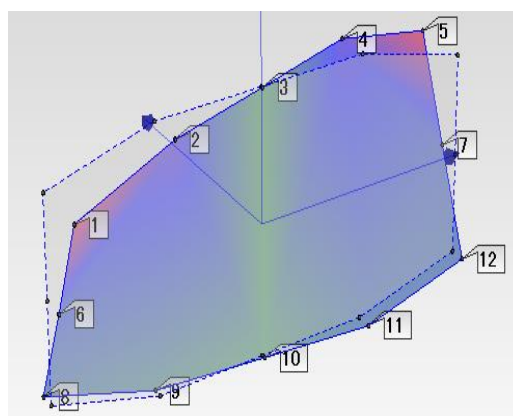
図 5-22 連続共振試験時発熱量比較(2 点加振)

5.6 加振点数による変形状比較

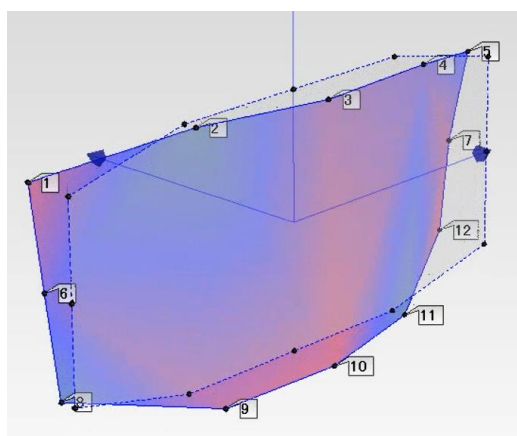
1点加振における，ねじり1次モードと曲げ2次モードの固有周波数は十分に離れているため，連続共振試験時に両モードが混ざってしまうことは考えにくいものの，2点加振のもう一つの利点である変形状の対称性について比較していく．10 G 連続共振試験時の実機大コイルの変形を図 5-23 に示す．モード解析による予測どおり，2点加振を行うことで変形状の対称性が向上することが確認できた．例えば，ねじり1次モードにおいては，a10 は節になるべきであり，1点加振から2点加振になることで a10 が節に変化していることがわかる．曲げ1次モードでも，本来節となる a12 が変形しているものの，2点加振では変形がほぼなくなっている．ただし，2点加振においても上下での変形対称性は崩れており，加振点を対角位置にすることで更なる改善が期待できる．



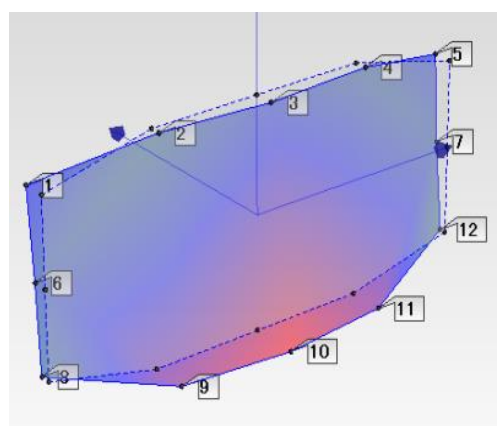
a. 1点加振，ねじり1次



b. 2点加振，ねじり1次



c. 1点加振，曲げ1次



b. 2点加振，曲げ1次

図 5-23 連続共振試験時の実機大コイル変形状

5.7 すべり速度と発熱量に関する考察

車載低温超電導磁石においても同様の機械加振試験は行われており[5-5]，超電導コイル内部の構成部材間の摩擦発熱と，弾性変形に伴うヒステリシス発熱が存在するが，摩擦発熱が支配的であることが示唆されている[5-5]．さらに，摩擦発熱は[摩擦力]×[すべり速度]で表され，コイルのすべり速度と発熱には実験的にも比例関係があること，発熱に至るすべり速度に閾値が存在することが確認されている[5-6]．本研究での実機大コイルにおいても，コイルケースとパンケーキコイル間の摩擦が主たる発熱源である可能性は高い．そこで，装置由来の発熱のなかった曲げ 1 次モードでの加振時の発熱結果(1 点加振の 10 G，15 G および 2 点加振時の 10 G)をすべり速度で整理していく．

ここで問題となるのが，すべり速度の定義である．一例として，単純に最大振動加速度から求めた振動速度をすべり速度としたときの，すべり速度と発熱の関係を図 5-24 に示す．振動加速度の積分である振動速度は振動周波数に反比例するため，振動加速度が同じ 10 G であっても，固有振動数の低い 2 点加振の方が 1 点加振よりもすべり速度が速くなっている．図 5-24 からはすべり速度(振動速度)と発熱に相関があるとは言えず，1 点加振と 2 点加振の発熱の差を説明できない．すなわち，すべり速度の定義が間違っていると考えられ，摩擦発熱のメカニズムを考慮してすべり速度を定義する必要がある．摩擦発熱のメカニズムは二種類存在するのではないかと考えられ，それぞれの場合でのすべり速度を検討する．

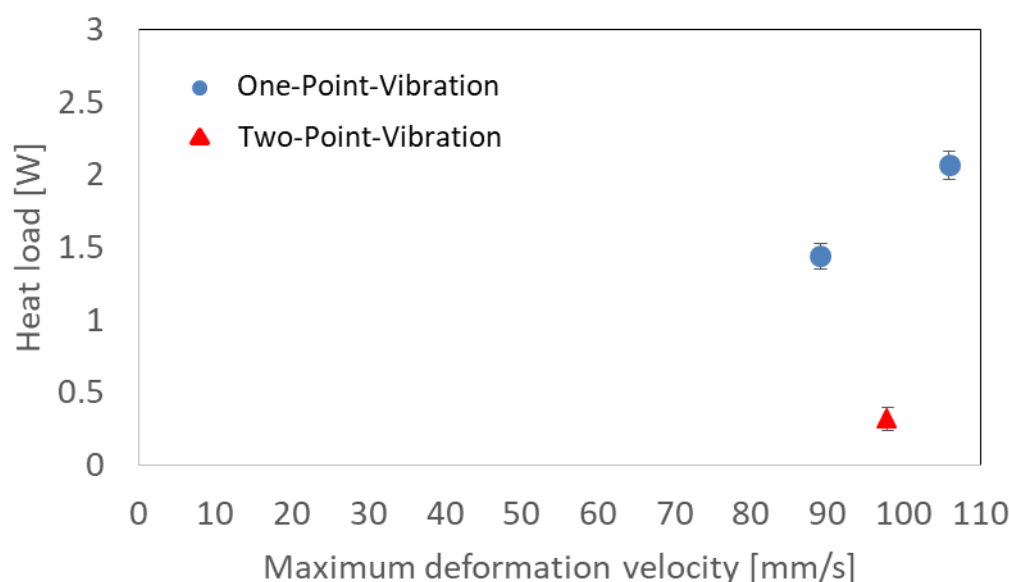


図 5-24 曲げ 1 次モードにおける発熱量と最大振動加速度に基づくすべり速度

コイルケース-パンケーキコイル間の相対振動

5.3 節で述べたように、実機大コイルはコイルケースにパンケーキコイルを納めた後に、その隙間を熱硬化性樹脂(PENTAM®)で充填している。接着性が低い樹脂であることや、冷却時の熱収縮も考慮すれば微細な隙間が存在する可能性も否定できない。一方で、加振試験時の振動加速度データから計算される振幅は最大でも 0.1 mm 程度である。そのため、コイルケースとパンケーキコイルが加振方向に平行に相対振動することが考えられる。この時は振動速度がすべり速度と同義となる。ただし、最大振動加速度が同じでも、その他の部位も激しく振動している場合と、そうでない場合とでは発熱は異なるはずであり、振動加速度の平均値から振動速度を求めるべきである。まず、最大振動加速度で規格化した、各加振条件における加速度センサ a1~a12 の平均振動加速度を表 5-10 に示す。曲げ 1 次の 1 点加振では最大振動加速度が異なっても、規格化された平均振動加速度はほぼ一致している。これ

表 5-10 最大振動加速度で規格化した平均振動加速度

Bending			Torsion	
1-Point-vibration, 10 G	1-Point-vibration, 15 G	2-Point-vibration, 10 G	1-Point-vibration, 10 G	2-Point-vibration, 10 G
0.61	0.62	0.48	0.54	0.41

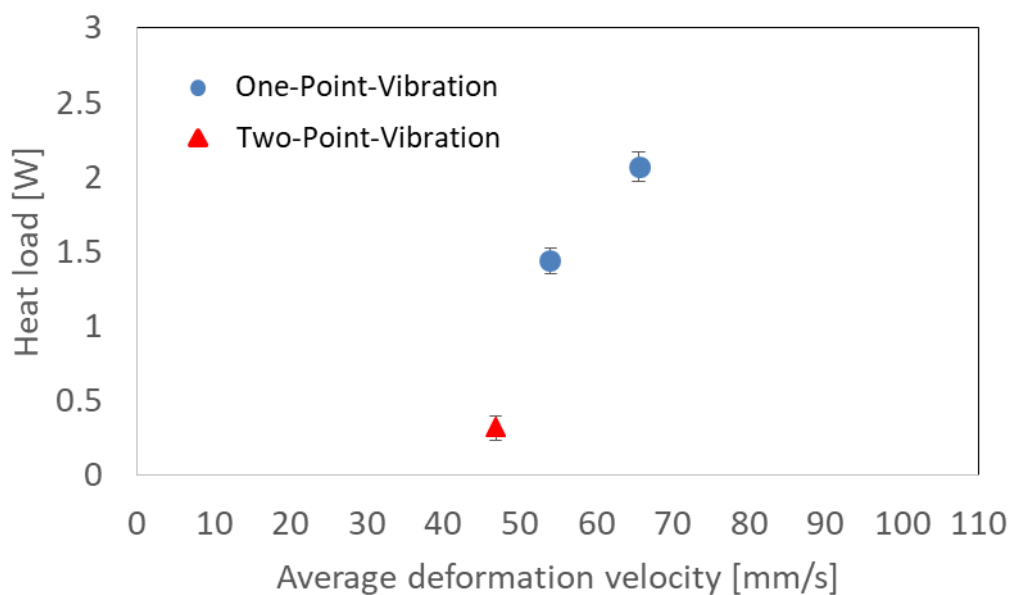


図 5-25 曲げ 1 次モードにおける発熱量と平均すべり速度

は変形形状が相似なためである．最大振動加速度が同じでも 1 点加振と 2 点加振では平均振動加速度が異なり，図 5-23 に示すように変形形状が異なることに由来する．図 5-25 に曲げ 1 次モードにおける発熱量と平均すべり速度の関係を示す．平均すべり速度と発熱には相関があること，発熱に至るすべり速度に閾値が存在することが示唆される．

また，曲げ 1 次だけでなく，ねじり 1 次においても 2 点加振での発熱が小さい傾向が確認されている．もし，最大振動加速度だけに基づいてすべり速度を算出すれば，加振ロッドの重量増加に伴い固有振動数が低下した 2 点加振でのすべり速度は速くなり，発熱が増加するはずであるが，実験結果とは合致しない．表 5-10 に示すように 2 点加振ではねじり 1 次においても平均振動加速度は低くなっており，固有振動数の低下を考慮しても平均すべり速度は低下していたので，ねじり 1 次の発熱の傾向も定性的には説明できる．

曲げ変形に伴うコイルケース-パンケーキコイル接触面のすべり

梁を曲げた時には，中立面での長さは変わらないが，凹側の面は縮み，凸側は膨らむ．そのため，同形状の 2 枚の梁を重ねた状態で曲げた場合を考えると，接触面が固着されていなければすべりが発生する．コイルケースとパンケーキコイルにおいても同様のすべりが起きる可能性があり，すべり距離は曲率に比例する．そのため，摩擦発熱はコイル変形時の曲率と振動周波数の積に比例すると考えられる．

加速度センサはレーストラック上に等間隔 h で配置されていると仮定して，加速度センサ a_n の振幅を y_n とする． $h \gg y_n$ であり，加速度センサ a_n の場所での曲率 ρ は近似的に次のようになる．

$$\rho = \left| \frac{2y_n - y_{n-1} - y_{n+1}}{h^2} \right| \quad (5-1)$$

曲げ 1 次において，発熱を曲率平均と振動周波数の積で整理すると図 5-26 のようになる．結果的には平均すべり速度で整理した場合と類似した傾向を示しており，こちらも 2 点加振での発熱量を定性的に説明できる結果となった．

発熱の評価方法の精度が高くないことや測定データが少なすぎることもあり，どちらのメカニズムが正しいか，あるいはこれ以外の発熱メカニズムが存在するかを現状では判断できない．少なくとも，発熱量はモードと加振周波数，および最大振動加速度だけで決まるものではなく，変形形状の影響も大きいことは確かである．加振試験で正確な実走行時の発熱予測を行うには，変形形状の再現性を高めるとともに，振動計測点数を増やして厳密な変形形状の情報を取得することが重要ではないかと予想される．

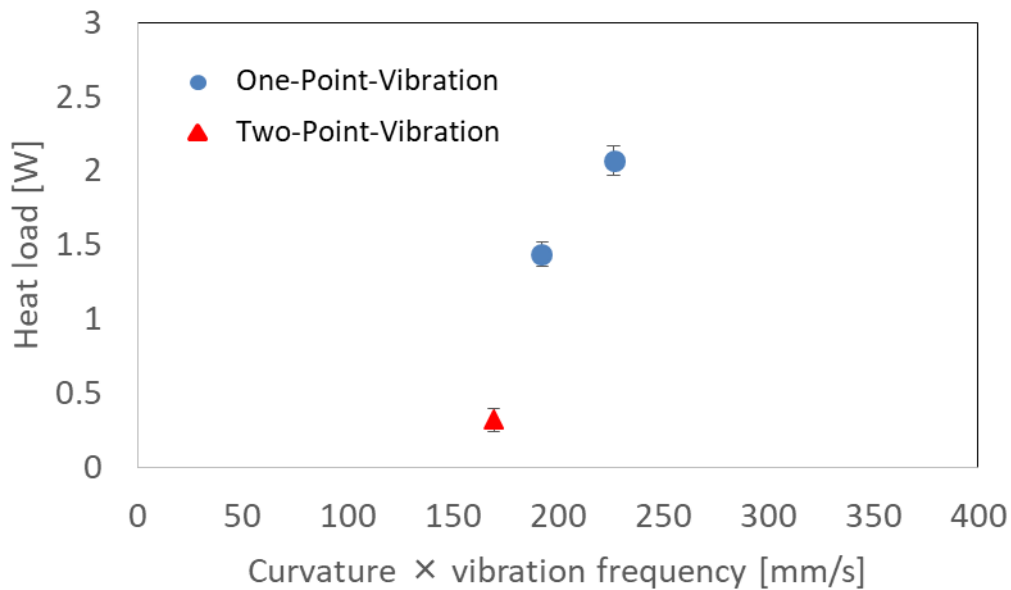


図 5-26 曲げ 1 次モードにおける発熱量と、曲率平均と振動周波数の積の関係

5.8 まとめ

本章では、地上コイル変動磁界に伴う渦電流発熱や加振力が希土類系高温超電導コイルに与える影響を検証した。渦電流発熱に関しては、有限要素法で検証しており、ふく射シールドを持たない希土類系高温超電導磁石においても、透過磁場による渦電流発熱は冷却に影響を与えない程度であることが明らかとなった。振動に関しては、定常走行時の振動周波数 309 Hz 以下にねじり 1 次モードと曲げ 1 次モードが存在することがモード解析とハンマリングで確認され、これらのモードは浮上式鉄道走行時に実際に表れる可能性が高い。

さらに、20 分間の連続共振試験を行い、各固有モードでの発熱量を評価した。表 5-11 に発熱量一覧を示す。曲げにおける発熱量は振動加速度 15 G (147 m/s²) においても 2 W 程度であり、10 G (98 m/s²) ならば大きく見積もっても 1.7 W 程度である。車載超電導磁石は 4 極のコイルから構成されるため、発熱量は 4 倍となるが、定常時熱侵入が 100 W 強と予想されることを考慮すれば、冷却に与える影響は極めて小さいと考えられる。さらに、コイルが共振するのは浮上式鉄道加減速時のごく短時間であり、発熱による温度上昇は実際には測定不能なレベルになるはずである。ねじりに関しては、振動加速度が 10 G でも最大 10 W 近い発熱という試験結果になっており、安易に無視してよい発熱量ではない。ただし、ねじりにおける発熱は加振点近傍に集中しており、発熱の大部分はコイル本来の発熱ではない。別途装置を改良して追加試験を行ったところ、大幅に発熱は低減された。追加試験に関しては装置固有の問題に対する対策であり、本論文の趣旨からは外れるので付録にてそ

の詳細を述べることにする。

連続共振前後での周波数応答関数には微妙な変化が確認されることがあったものの、超電導コイルという複雑な供試体であることも影響し、それらの変化すべてに適切な解釈を与えることはできなかった。少なくとも連続共振試験前後でも固有振動数に変化はなく、周波数応答関数の傾向も極めて類似していたため、実機大コイルに何らかの構造的な損傷が発生した可能性は低いとみられる。さらに、連続加振中もコイル両端電圧には変化が確認できなかったため、これらの結果から振動環境であっても希土類系高温超電導磁石は運用可能であることが実証できたと言える。

なお、加振ロッド質量も固有振動数や変形形状に影響を与えることがモード解析で示されていたため、試験では2点加振も行った。2点加振では固有振動数が低くなるものの、変形形状は対称性がよくなり、ロッドのない状態に近くなる効果が確認できた。発熱量に関しては、ねじり 10 G(励磁状態)や曲げ 10 G(励磁状態)では小さくなっているものの、加振点近傍の装置固有の発熱が混じっていたり、発熱量の計算精度が高くないこともあり、有意な差とみなせるか議論の余地がある。

本実機大コイルは完成形ではなく、線材の性能向上やその他技術革新に応じて改良型が製作されると考えるのが妥当であり、振動特性を知るために機械加振試験はその都度行わなければならない。今回の試験結果には不十分な点があるものの、将来改良型コイルを試験する際に比較できる重要な基礎データとなる。1点加振でも評価は可能と考えられるが、固有周波数が隣接した場合や変形形状が大きく崩れることが予想される場合には、2点加振も有効な選択肢となりえる。

表 5-11 連続共振試験における発熱量一覧

Torsion	10G	10G w/o excitation
One-point-vibration	7.2~8 W	/
Two-Point-vibration	5.8~6.5 W	8.7~9.6 W

Bending	10G	10G w/o excitation	15 G
One-point-vibration	1.4~1.5 W	/	2~2.1 W
Two-Point-vibration	0.3~0.4 W	1.2~1.7 W	/

第 6 章 結論

本研究は、浮上式鉄道用の車載超電導磁石に希土類系高温超電導線材を用いるための要素研究であり、以下に上げる成果を得た。

浮上式鉄道応用のように長期間真空排気なしでの運用が求められる場合、アウトガスの蓄積から熱侵入が増加する可能性が高い。樹脂材料はアウトガスが多いことが知られており、超電導コイル周辺に用いる可能性の高い樹脂の評価を実施した。エポキシガラスとフッ素樹脂いずれも室温では大量のアウトガスが観測されたものの、77 K 以下に冷却されるとバックグランドとの差異が判別できず、真空度に影響するほどのアウトガスは発生しないことが確認された。この結果やアウトガス放出のメカニズムから、アウトガスの発生源は超電導磁石室温部に限定されることが明らかとなった。室温部で大面積を占める外槽容器(アルミニウム製)や多層断熱材を対象とした評価試験も行い、超電導磁石を長期運用した際のアウトガス予測に必要なデータを取得した。

アウトガスを完全になくすことは不可能であり、活性炭に代表される物理吸着による吸着剤の使用を検討している。物理吸着は可逆性であるため、超電導磁石の冷凍機メンテナンスで昇温する際に再生できる可能性がある。しかしながら、吸着剤を冷凍機や超電導コイル近傍に設置した場合を考えると、室温以上の温度でのベーキングは実質的に不可能である。吸着剤の評価試験を行ったところ、40 K、50 K いずれの温度条件でも、室温までの昇温と真空排気で吸着能力が完全に再生することができ、長期的なアウトガス対策として有効であることが確認された。これらの評価試験から得られたアウトガス放出量、吸着性能を用いて 1 年間の高真空(1×10^{-3} Pa 以下)保持に必要な活性炭の量を概算したところ、50 K の運用条件でも約 400 g となり、浮上式鉄道用の超電導磁石への組み込みは十分可能であると考えられる。

希土類系高温超電導コイルに対してエポキシ樹脂含浸を行うと著しい性能低下を引き起こすため、新しいコイル製作手法を考案して実証試験を行った。コイルターン間是非接着としつつ、コイル端面のみを伝熱部材と強固に固着させることで劣化の回避と伝熱を両立できると考えられ、コイル端面に熱可塑性樹脂を用いて銅板などの伝熱部材を固着させる手法を考案した。熱可塑性樹脂の熱抵抗測定試験では、極低温に冷却されても接着面が剥離することはなく、安定した伝熱経路を形成できることを確認した。さらに、同手法を用いて検証用希土類系高温超電導コイルを製作したところ、伝熱部材を固着させる前後で臨界電流と n 値に変化はなく、劣化の回避も実証された。

熱可塑性樹脂を用いたコイル製作手法によって、車載超電導磁石に組み込まれている超電導コイルと同形状で起磁力も要求仕様である 700 kA の希土類系高温超電導コイル(以下、実機大コイル)の設計・製作を行った。コイルケース(低温超電導磁石における内槽容器に相

当)をアルミニウム合金(A7075)で製作して軽量化と強度を両立させることで、高温超電導磁石ならではの付加価値も追求している。線材性能と磁場解析に基づく励磁上限温度は 39 K であり、実機大コイルの励磁試験でもコイル温度 35 K で起磁力 700 kA が実証された。励磁時のコイル電圧挙動に異常は確認されず、コイルケースひずみも構造解析とおおむね一致しており、良好な結果が得られた。また、コイル温度 32 K において起磁力 750 kA も実証され、車載超電導磁石の高起磁力化の可能性も示すことができた。

浮上式鉄道走行時には、地上コイルピッチと走行速度に応じた加振力が発生し、加振周波数と超電導コイルの固有振動数が一致した際に共振に大きく振動する。そのため、実機大コイルに加振機を接続し、励磁状態で加振試験を実施した。モード解析では 193 Hz にねじり 1 次モード、215 Hz に曲げ 1 次モードが現れ、運航速度(500 km/h)の振動周波数 309 Hz 前後には固有モードがないことが示された。実機大コイルのハンマリングでは、147 Hz にねじり 1 次モード、211 Hz に曲げ 1 次モードが確認され、ねじり 1 次に関しては解析と一致しなかったものの、309 Hz 付近には固有モードがないことが実験的にも確認された。

振動加速度が 10 G (98 m/s²)の条件で、これらの固有モードで連続共振試験を行ったところ、曲げ 1 次モードにおいては、発熱は最大でも 1.7 W であることが確認された。ねじり 1 次モードにおける発熱は条件によっては 10 W 近くなる場合もあったものの、加振点近傍に発熱が集中しており、発熱の大部分は装置固有の現象であると考えられる。別途行ったダミーコイル(実機大コイルと同形状、ターン数のみ 1/8)での比較試験(付録参照)では装置改良によって加振点近傍での発熱がなくなり、コイル温度上昇も緩やかになったことから装置固有の発熱であったことは明らかである。ねじり 1 次モードにおける真の発熱量は不明確ではあるものの、コイルが共振するのは浮上式鉄道加減速時のごく短時間であるため、温度上昇は限定的かつ磁石冷却に与える影響は極めて小さいと言える。これらの共振試験前後での周波数応答関数を比較しても固有振動数や波形に明確な変化は確認されず、実機大コイル構造部材の損傷はなかったものと考えられる。さらに、加振中のコイル両端電圧も静置状態での励磁時と同様に安定しており、振動環境でも希土類系高温超電導コイルは運用可能である見通しが得られた。

これまでは大型の磁石製作の実績がないだけでなく、浮上式鉄道の運用条件を想定した開発ではなかったものの、本研究ではアウトガス対策やコイル構造をゼロから見直し、実機大の希土類系高温超電導コイルの開発に成功するとともに振動環境での安定励磁も確認された。浮上式鉄道応用に求められる基本性能が実証されたことは、希土類系高温超電導磁石の実用化への大きな飛躍であると言える。

今後の展望

希土類系高温超電導コイルとしての基本性能は実証できたものの、希土類系高温超電導磁石の実現には課題が残されている。まず、機械加振試験は超電導コイル単体を対象とした試験であり、外槽容器や冷凍機まで含めた超電導磁石としての振動特性は評価できていない。超電導磁石全体を対象に走行条件を模擬した加振を行うには、超電導磁石に電磁石を対向させての電磁加振試験を行う他にない。外槽容器は渦電流発熱や振動特性に直接影響する重要部品であり、低温超電導磁石のものをそのまま用いるべきではなく、コイルケース同様に数値解析に基づいて新規に設計・製作する必要がある。その他のコイル周辺部品に関しても同様のことが言え、希土類系高温超電導磁石としての完成度を高めていくことが今後の課題の一つである。

また、本研究での加振試験などは通常の運用条件を考慮したものであり、異常発生時を想定した検証が不十分である。最も大きな課題が磁石の監視・保護方法であると考えられ、希土類系高温超電導コイルが常電導転移(クエンチ)すると、熱暴走と呼ばれる局所的な発熱が発生してコイルが焼損するリスクがある。大型の希土類系高温超電導コイルでは蓄積されるエネルギーも大きくなるため、熱暴走後の保護が極めて困難になることが予想される。そのため、熱暴走に至るまでの前兆現象を検知して能動的に保護する手法を取らなければならない。そして、浮上式鉄道応用を最終目的としている以上、多数の超電導コイルを監視しなければならない。低コストな保護手法でなければ採用される見込みは少ない。すなわち、高い検知精度と低コストを両立した保護システムを確立しなければならない。

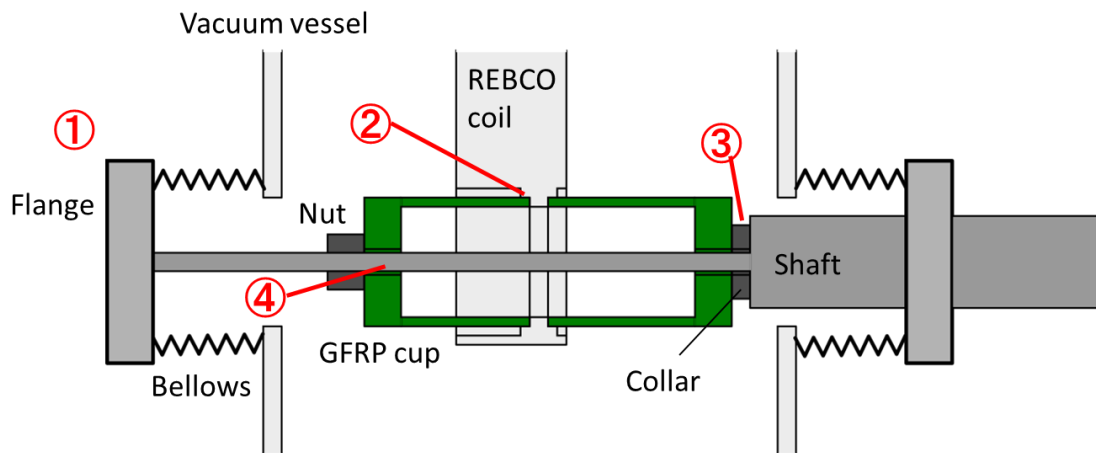
本研究で得られたアウトガスに関する知見や新規に開発したコイル製作手法は、浮上式鉄道応用に限らず、希土類系高温超電導機器全般に適用可能なものである。実際に同コイル製作手法での浮上式鉄道用途以外のコイル製作も行われており、逆にそこで行われた改良や得られた知見を浮上式鉄道応用でのコイル製作にフィードバックしていく予定である。また、加振試験については浮上式鉄道を想定したものであり、他の振動環境での機器応用に直接適応できるような結果が得られたわけではない。しかしながら、エポキシ樹脂含浸に伴う劣化のように解析だけでは予測困難な事象もあり得たので、浮上式鉄道固有の条件ではあっても、振動環境で希土類系高温超電導コイルが運用できることを実証したことには価値があると考えられる。

希土類系高温超電導機器の開発は、基礎研究から応用分野ごとへ細分化されつつあるものの、横断的に有益な成果や知見は多数あるため、それらを取り入れつつ相互に研究開発を加速させていくことが強く望まれる。

付録 機械加振試験装置の改良

ねじり 1 次モードでの発熱は加振点近傍に集中しており，加振試験装置固有の現象である可能性がある．モードによっては局所的な発熱は起きていないため，加振ロッドやその周辺部品の共振が関係していると考えられ，対策を進めることとした．付図 1 に加振ロッド-実機大コイル締結部の断面模式図を示す．実際の加振ロッドは実機大コイルを貫通して真空容器壁面に到達している．加振ロッド両側にベローズが取り付けられているのは真空力をキャンセルするためであるが，付図 1-①に示すようにロッド末端にフランジが取り付けられているため振動が発生しやすい．そのため，連続共振試験時にもフランジの共振が発生する場合があった．そこで，揺れを低減するためフランジの材質をステンレスからアルミニウム合金に変更して軽量化を行った(付図 2)．

装置を分解したところ，実機大コイルと GFRP 断熱円筒の接触面(付図 1-②)が黒く変色しており(付図 3)，加振試験時に擦れていたと考えられる．対策としては，接触面に真空グリスを塗布しており(付図 4)，極低温ではグリスが固化されるため摩擦発熱を抑制できる．また，GFRP 断熱円筒と加振ロッド間(付図 1-③)にはカラーが挟み込まれており，ここで摩擦発熱が発生している疑いもあったため，カラーを GFRP 断熱円筒に接着(付図 5)，カラー-加振ロッド当たり面をやすりで荒らして食いつきを改善した(付図 6)．さらに，加振ロッドと実機大コイルは GFRP 断熱円筒を介してボルト締結されており(付図 1-④)，GFRP 断熱円筒にも擦れたことによると考えられる欠けと変色が確認された(付図 7)．そのため，加振ロッド該当部には PTFE テープを施工し(付図 8)，両者が接触してしまった場合でも発熱を抑えることができるようにした．



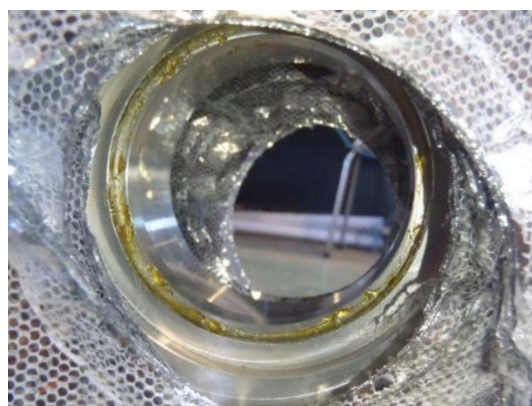
付図 1 加振ロッド-実機大コイル締結部断面模式図



付図 2 フランジ材質変更
(ビニール袋はベローズ破損時対策)



付図 3 変色した GFRP 断熱円筒



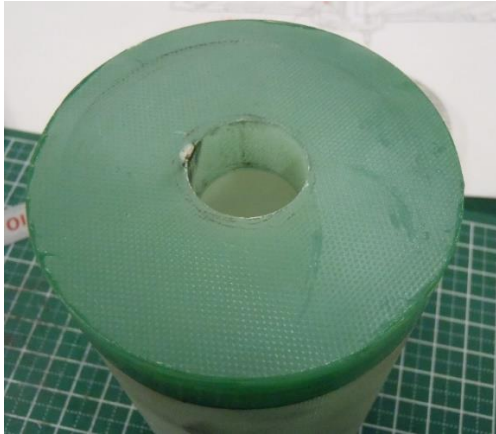
付図 4 接触面グリス塗布



付図 5 カラーを GFRP 断熱円筒に接着



付図 6 断熱ロッド当たり面荒らし

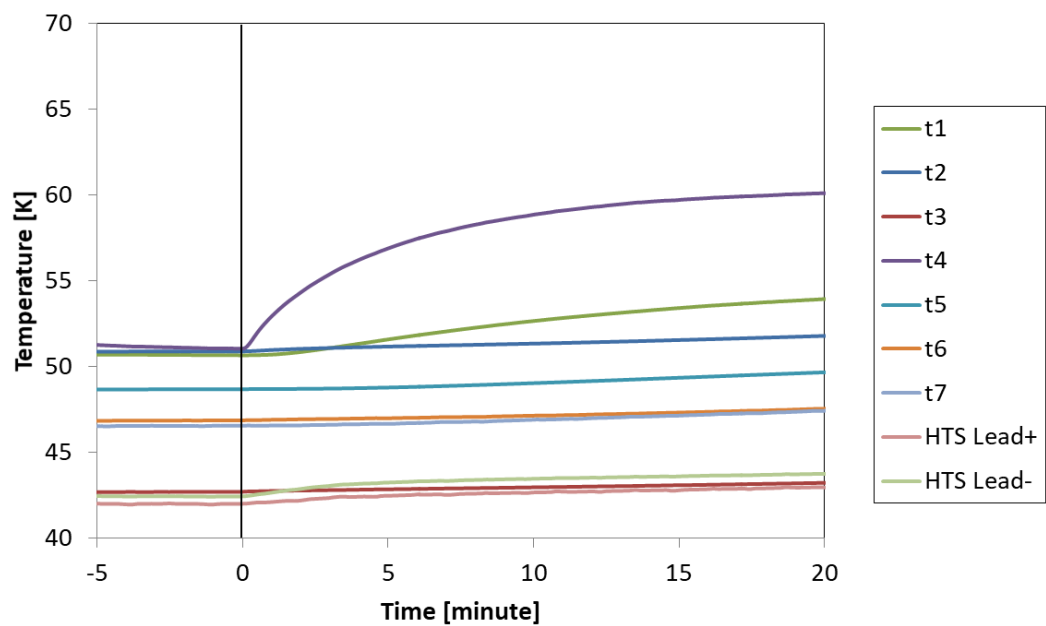


付図 7 GFRP 断熱円筒欠損と変色

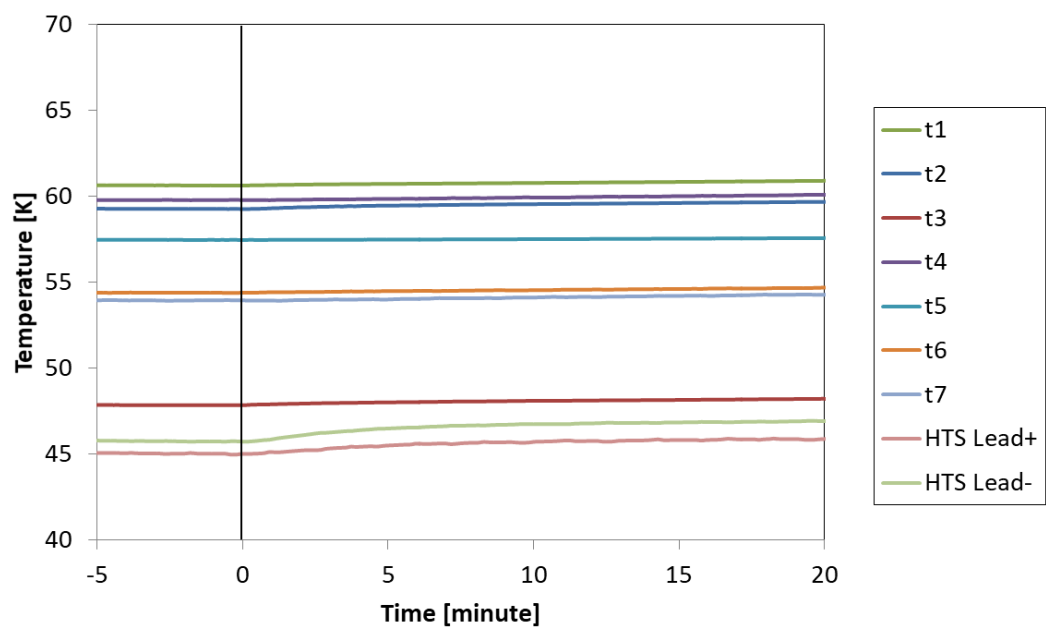


付図 8 加振ロッド PTFE テープ施工

対策の効果を確認するには、対策前後での比較試験を行うのが望ましいものの、実機大コイルは開発スケジュールの都合で再試験ができなかったため、代わりにダミーコイルを用いた比較試験を実施した。ダミーコイルは、1 個のパンケーキコイルと 7 個の模擬パンケーキコイルから構成されていること以外は実機大コイルと同一の構成をしており、本来は実機大コイル製作にあたって作業工程を事前検証することを目的としていた。そのため、ダミーコイルは起磁力が小さいだけで、形状だけでなく質量や剛性、固有振動数に至るまで実機大コイルと極めて近い特性を有している。対策前後でのダミーコイル連続共振試験(ねじり 1 次モード, 130 Hz)における温度変化を付図 9~11 に示す。ここではコイル温度に加えて、電流リード温度も併せて示す。付図 9 の 10 G や付図 10 の 15 G の結果から明らかとなっており、加振点近傍での発熱が解消されていることが確認できた。ただし、振動加速度を上げていくと電流リードでの発熱が顕著になっており、電流リード口出し部温度(t_2)も温度上昇が若干高めである。

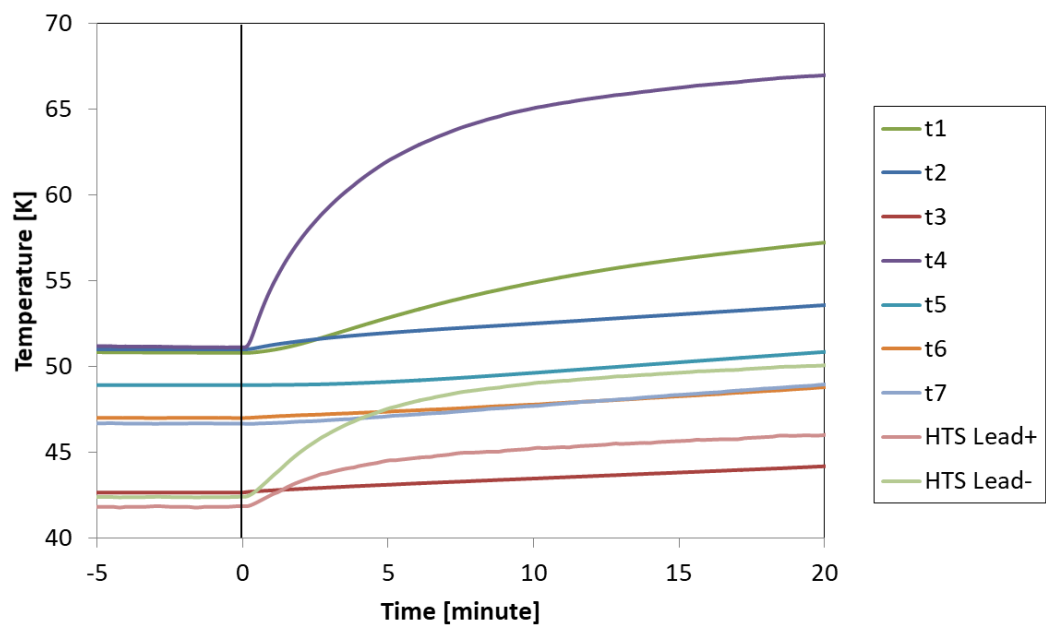


a. 対策前

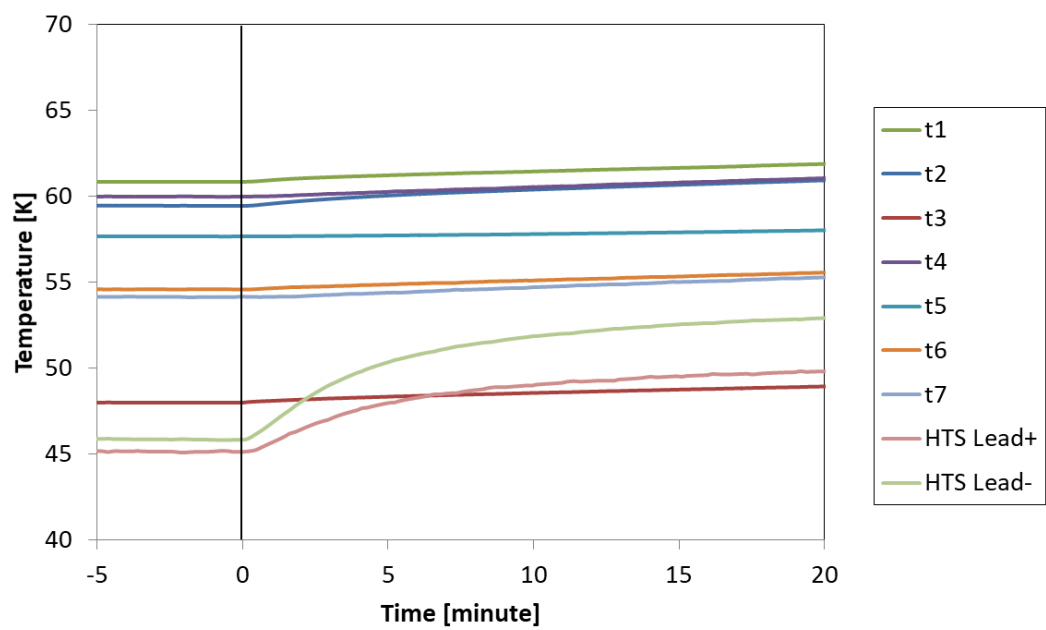


b. 対策後

付図 9 ねじり 1 次モード連続加振(10 G)

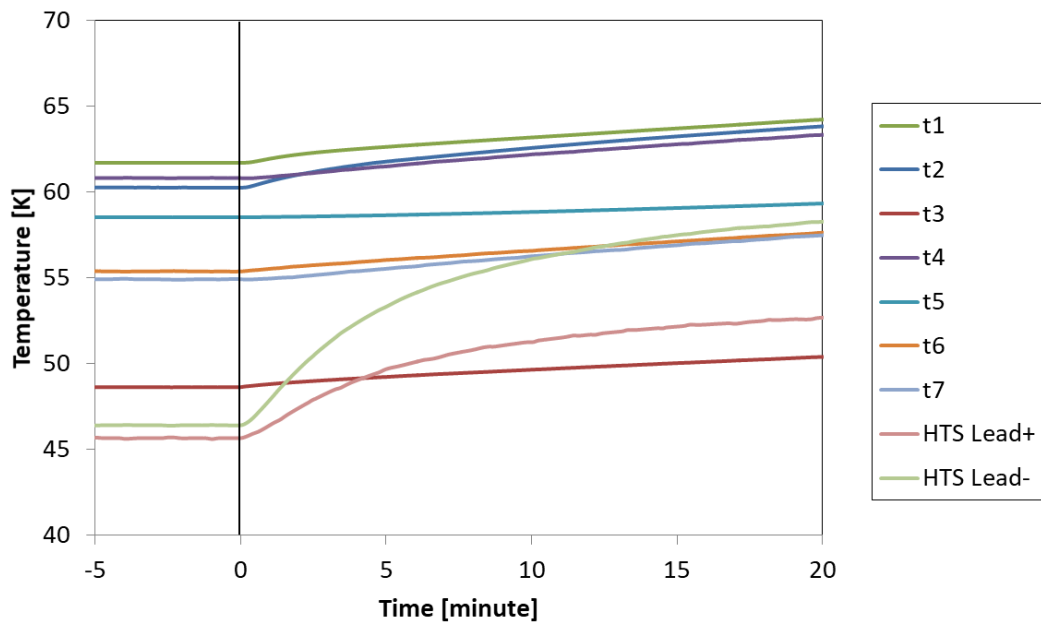


a. 対策前

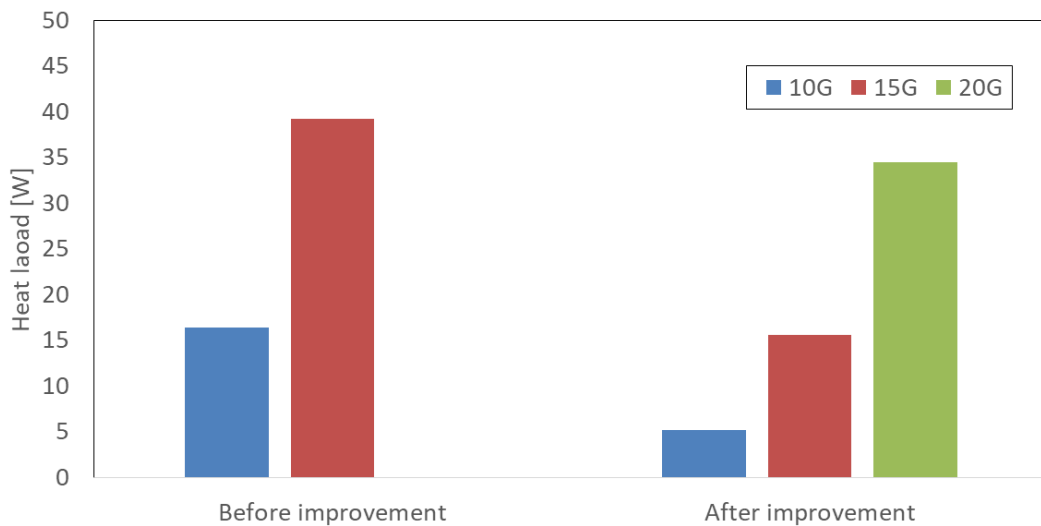


b. 対策後

付図 10 ねじり 1 次モード連続加振(15 G)



付図 11 ねじり 1 次モード連続加振(20 G)
(発熱が大きいいため対策後のみ)



付図 12 機械加振試験装置改良前後でのダミーコイル発熱量比較

冷却系の部品の組み換えを行ったこともあり，温度条件が実機大コイルでの加振試験とは一致しておらず，電流リードでの発熱もダミーコイルでの試験固有であったため定量的な比較はできないが，対策前後でのダミーコイル発熱量を付図 12 に示す．電流リードでの発熱があったことを考慮しても，改良後には発熱量がほぼ 1/3 に減少しており加振点の発熱が支配的であったことがわかる．

参考文献

- [1-1] 正田 英介, 藤江 恂治, 加藤 純郎, 水間 毅: 磁気浮上式鉄道の技術, オーム社, 1992
- [1-2] 財団法人鉄道総合技術研究所 編: ここまで来た! 超電導リニアモーターカー, 交通新聞社, 2006
- [1-3] 土島 秀雄, 寺井 元昭: 550 km/h を達成した山梨リニア実験線車両の超電導磁石システム, 低温工学, Vol. 33, No. 10, pp. 656-664, 1998
- [1-4] 未踏科学技術協会 超伝導科学技術研究会 編: これ 1 冊でわかる超伝導実用技術, 日刊工業新聞社, 2013
- [1-5] 萩原 宏康: 低温工学概論 超伝導技術を支えるもの, 東京電機大学出版局, 1999
- [1-6] Y. S. Touloukian, E. H. Buyco, "Specific Heat: Metallic Elements and Alloys (Thermophysical Properties of Matter)," The TPRC Data Series Volume 4, 1970.
- [1-7] H. W. Weijers, W. D. Markiewicz, A. J. Voran, S. R. Gundlach, W. R. Sheppard, B. Jarvis, Z. L. Johnson, P. D. Noyes, J. Lu, H. Kandel, H. Bai, A. V. Gavrillin, Y. L. Viouchkov, D. C. Larbalestier, D. V. Abraimov, "Progress in the Development of a Superconducting 32 T Magnet With REBCO High Field Coils," IEEE Transactions on Applied Superconductivity, Vol. 24, Issue 3 , 4301805, 2014.
- [1-8] 小方 正文, 長嶋 賢, 岩松 勝, 井上 明彦, 宮崎 佳樹: 超電導磁石への高温超電導バルク体電流リードの適用, 鉄道総研報告, Vol. 20, No. 8, pp. 11-16, 2006
- [1-9] 長嶋 賢, 荒井 有気, 宮崎 佳樹, 小方 正文, 清野 寛, 笹川 卓, 岩松 勝: RE系線材の浮上式鉄道用高温超電導磁石への適用検討, 低温工学・超電導学会講演概要集, Vol. 76 p. 84, 2007
- [1-10] M. Ogata, Y. Miyazaki, H. Hasegawa, T. Sasakawa, K. Nagashima, "Basic study of HTS magnet using 2G wires for maglev train," Physica C: Superconductivity and its Applications, Vol. 470, pp. 1782-1786, 2010.
- [1-11] 小方 正文, 水野 克俊, 荒井 有気, 長谷川 均, 笹川 卓, 長嶋 賢: 冷却システムと励磁電源が分離可能な RE 系モバイルマグネット, 2010 年度春季低温工学・超電導学会講演概要集, Vol. 82, p. 196, 2010
- [1-12] 水野 克俊, 小方 正文, 荒井 有気, 長谷川 均, 笹川 卓, 長嶋 賢: モバイル高温超電導磁石の保冷特性および永久電流モード特性, 日本 AEM 学会誌, Vol. 19, No. 2, pp. 249-254, 2011
- [1-13] K. Mizuno, M. Ogata, K. Nagashima, "Fabrication of 5 T magnet using 2G

- wires directed at Maglev application,” IEEE Transactions on Applied Superconductivity, Vol. 23, Issue 3, 3600104, 2013.
- [1-14] 米津 武則, 渡邊 建, 鈴木 江里光, 笹川 卓: 地上コイル及び超電導磁石の設計における電氣的ギャップ縮小の効果, 鉄道総研報告, Vol. 31, No. 1, pp. 11-16, 2017
 - [1-15] 五十嵐 基仁, 根本 薫, 奥富 健志, 平野 智士, 桑野 勝之, 草田 栄久, 寺井 元昭, 栗山 透, 戸坂 泰造, 田崎 賢司, 丸川 宏太郎, 花井 哲, 山下 知久, 柳瀬 康人, 山地 睦彦, 中尾 裕行: 永久電流高温超電導マグネットの開発, 低温工学, Vol. 39, No. 12, pp. 651-659, 2004
 - [1-16] 国立研究開発法人 新エネルギー・産業技術総合開発機構 技術戦略研究センター(TSC): 技術戦略研究センターレポート TSC Foresight, Vol. 4, 2015
 - [1-17] 社団法人 低温工学協会 編: 超伝導・低温工学ハンドブック, オーム社, 1993
 - [1-18] K. Mizuno, Y. Miyazaki, K. Nagashima, A. Kawano, T. Okamura, “Cold storage characteristics of mobile HTS magnet,” Cryogenics, Vol. 51, Issue 6, pp. 321-325, 2011.
 - [1-19] K. Saito, Y. Sato, S. Inayoshi, S. Tsukahara, “Measurement system for low outgassing materials by switching between two pumping paths,” Vacuum, Vol. 47, Issues 6-8, pp. 749-752, 1996.
 - [1-20] 稲吉 さかえ, 斎藤 一也, 佐藤 幸恵, 塚原 園子, 原 泰博, 天野 繁, 石澤 克修, 野村 健, 嶋田 晃久, 金澤 実: 化学研磨したステンレス鋼のガス放出特性, 真空, Vol. 41, Issue 3, pp. 96-99, 1998
 - [1-21] S. S. Inayoshi, S. Tsukahara, A. Kinbara, “Decrease of water vapor desorption by Si film coating on stainless steel,” Vacuum, Vol. 53, Issues 1-2, pp. 281-284, 1999.
 - [1-22] S. Inayoshi, K. Saito, S. Tsukahara, K. Ishizawa, T. Nomura, M. Kanzawa, “Chemically Polished Aluminum Alloys with Low Outgassing Rate,” Journal of the Vacuum Society of Japan, Vol. 41, No. 6, pp. 574-580, 1998.
 - [1-23] 稲吉 さかえ, 斎藤 一也, 塚原 園子, 石澤 克修, 野村 健, 金澤 実: アルミニウム合金の低ガス放出表面処理, 真空, Vol. 38, Issue 3, pp. 199-202, 1995
 - [1-24] 塚原 園子, 稲吉 さかえ, 大塚 芳郎, 三沢 俊司, 田中 彰博: 真空用 Al 合金の表面酸化膜構造とガス放出特性, 真空, Vol. 43, Issue 3, pp. 209-213, 2000
 - [1-25] S. A. Stern, F. S. DiPaolo, “The Adsorption of Atmospheric Gases on Molecular Sieves at Low Pressures and Temperatures. The Effect of Preadsorbed Water,” Journal of Vacuum Science and Technology, Vol. 4, No. 6, pp. 347-355, 1967.
 - [1-26] S. A. Stern, F. S. DiPaolo, “Cryosorption Pumping of Air on Molecular Sieves

- at 77 K—The Ultimate Achievable Vacuum,” *Journal of Vacuum Science and Technology*, Vol. 6, No. 6, pp. 941-950, 1969.
- [1-27] A. J. Kidnay, M. J. Hiza, “Physical adsorption in cryogenic engineering,” *Cryogenics*, Vol. 10, Issue 4, pp. 271-277, 1970.
 - [1-28] G. E. Grenier, S. A. Stern, “Cryosorption Pumping of Helium at 4.2 °K,” *Journal of Vacuum Science and Technology*, Vol. 3, No. 6, pp. 334-337, 1966.
 - [1-29] S. A. Stern, J. T. Mullhaupt, R. A. Hemstreet, F. S. DiPaolo, “Cryosorption Pumping of Hydrogen and Helium at 20 °K,” *Journal of Vacuum Science and Technology*, Vol. 2, No. 4, pp. 165-177, 1965.
 - [1-30] 前田 秀明, 岩佐 幸和: 超電導マグネットに生ずる機械的擾乱 (II) エポキシのクラックや接着破壊による擾乱, *低温工学*, Vol. 18, No. 2, pp. 70-75, 1983
 - [1-31] 黒田 邦茂: 超伝導マグネットの安定化と共に歩んで, *低温工学*, Vol. 31, No. 9, 1996
 - [1-32] T. Takematsu, R. Hu, T. Takao, Y. Yanagisawa, H. Nakagome, D. Uglietti, T. Kiyoshi, M. Takahashi, H. Maeda, “Degradation of the performance of a YBCO-coated conductor double pancake coil due to epoxy impregnation,” *Physica C: Superconductivity and its Applications*, Vol. 470, pp. 674–677, 2010.
 - [1-33] Y. Yanagisawa, H. Nakagome, T. Takematsu, T. Takao, N. Sato, M. Takahashi, H. Maeda, “Remarkable weakness against cleavage stress for YBCO-coated conductors and its effect on the YBCO coil performance,” *Physica C: Superconductivity and its Applications*, Vol. 471, pp. 480–485, 2011.
 - [1-34] H. Miyazaki, S. Iwai, T. Tosaka, K. Tasaki, Y. Ishii, “Degradation-Free Impregnated YBCO Pancake Coils by Decreasing Radial Stress in the Windings and Method for Evaluating Delamination Strength of YBCO-Coated Conductors,” *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, Vol. 24, Issue 3, 4600905, 2014.
 - [1-35] 小方 正文, 水野 克俊, 荒井 有気, 長谷川 均, 笹川 卓, 長嶋 賢: 冷凍機無しで超電導を長時間維持する希土類系高温超電導磁石, *鉄道総研報告*, Vol. 25, No. 3, pp. 11-16, 2011
 - [1-36] 塚田 邦夫: 接着技術マニュアル, テクノ, 1976
 - [1-37] 水野 克俊, 小方 正文, 長嶋 賢: 5 T 発生可能な単段冷凍機冷却による RE 系高温超電導磁石, *低温工学*, Vol. 48, No. 5, pp.220-225, 2013
 - [1-38] 土島秀 雄, 鈴木 栄司, 寺井 元昭: 山梨実験線超電導磁石の開発, *鉄道総研報告*, Vol. 8, No. 10, pp.17-22, 1994
 - [1-39] K.Mizuno, M.Tanaka, M.Ogata, “Mechanical Vibration Tests on Real-scale

- REBCO Coil,” Quarterly Report of RTRI, Vol. 59. No. 4, pp.287-292, 2018.
- [1-40] 鈴木 栄司：浮上式鉄道に要求される材料特性，まてりあ，Vol. 35, No.1, pp. 18-25, 1996
 - [1-41] 清野 寛：超電導コイルの摩擦発熱の現象解明とその抑制，鉄道総研報告，Vol. 20, No. 8, pp. 5-10, 2006
 - [1-42] K. Mizuno, M. Ogata, H. Hasegawa, “Manufacturing of REBCO Racetrack Coil Using Thermoplastic Resin Aiming at Maglev Application,” Physica C: Superconductivity and its Applications, Vol. 518, pp.101-105, 2015.
 - [1-43] K. Mizuno, M. Sugino, M. Tanaka, M. Ogata, “Experimental Production of a Real-Scale REBCO Magnet Aimed at Its Application to Maglev,” IEEE Transactions on Applied Superconductivity, Vol. 27, Issue 4, 3600205, 2017.
 - [1-44] K. Mizuno, M. Tanaka, M. Ogata, T. Okamura, “Mechanical Vibration Test of a REBCO Coil Designed for Application to the Maglev,” IEEE Transactions on Applied Superconductivity, Vol. 28, Issue 4, 3601107, 2018.

 - [2-1] 水野 克俊, 小方 正文, “浮上式鉄道用 RE 系高温超電導磁石の開発-高真空保持のための吸着剤評価試験-” 低温工学・超電導学会講演概要集, Vol. 96, p. 121, 2018
 - [2-2] 株式会社アルバック 編：新版真空ハンドブック，オーム社，2002
 - [2-3] Von J. Frenkel, “Theorie der Adsorption und verwandter Erscheinungen,” Zeitschrift für Physik, Vol. 25, pp. 287-291, 1924
 - [2-4] 堀越 源一：ガス放出についての一般的考察，真空，Vol. 33, No. 5, pp.455-460, 1990
 - [2-5] 山科 俊郎, 広畑 優子：真空工学，共立出版，1991
 - [2-6] G. Horikoshi, “Physical understanding of gas desorption mechanisms,” Journal of Vacuum Science & Technology, No. 5, pp.2501-2506, 1987
 - [2-7] 堀越 源一：真空技術，東京大学出版会，1976

 - [3-1] K. Mizuno, M. Ogata, H. Hasegawa, “Manufacturing of REBCO coils strongly bonded to cooling members with epoxy resin aimed at its application to Maglev,” Physica C: Superconductivity and its Applications, Vol. 506, pp. 138-142, 2014.
 - [3-2] 横山 彰一, 井村 武志：ポリプロピレン絶縁 Y 系超電導線を用いたコイルの評価，低温工学・超電導学会講演概要集，Vol. 87, p. 2, 2013
 - [3-3] B. H. Clampitt, “Melt Viscosity Characteristics of Ethylene-Acrylic Acid-Acrylamide Terpolymer,” Journal of Macromolecular Science—Chemistry,

- Vol. 5, Issue 8, pp. 1317-1328, 1971
- [3-4] M. Sugino, M. Ogata, K. Mizuno, H. Hasegawa, "Development of Zinc Coating Methods on Fiber Bragg Grating Temperature Sensors," IEEE Transactions on Applied Superconductivity, Vol. 26, Issue 3, 9000606, 2016.
 - [4-1] Y. J. Park, M. W. Lee, Y. K. Oh, H. G. Lee, "Superconductor Science and Technology Paper Laser drilling: enhancing superconducting joint of $\text{GdBa}_2\text{Cu}_3\text{O}_{7-\delta}$ coated conductors," Superconductor Science and Technology, Vol. 27, No. 8, 085008, 2014.
 - [4-2] K. Ohki, T. Nagaishi, T. Kato, D. Yokoe, T. Hirayama, Y. Ikuhara, T. Ueno, K. Yamagishi, T. Takao, R. Piao, "Fabrication, microstructure and persistent current measurement of an intermediate grown superconducting (iGS) joint between REBCO-coated conductors," Superconductor Science and Technology, Vol. 30, No. 11, 115017, 2017.
 - [4-3] K. Yamada, "Development of a large cooling capacity single stage GM cryocooler," Cryogenics, Vol. 63, pp. 110-113, 2014.
 - [4-4] 水野 克俊, 池田 和也, 長嶋 賢, 平井 靖夫, 高橋 貞充, 岩本 慎平: 並列パルス管冷凍機システムの開発, 低温工学, Vol. 46, No. 10, pp. 569-574, 2011
 - [4-5] R. Nakasaki, Y. Zhang, P. Brownsey, A. Sundaram, D. Hazelton, H. Sakamoto and T. Fukushima, "Continuous Improvements in Performance and Quality of 2G HTS Wires Produced by IBAD-MOCVD for Coil Applications," Presented at MT-24 Conference, Seoul, Korea, 2015.
 - [4-6] 五十嵐 光則, 藤田 真司, 佐藤 大樹, 飯島 康裕, 直江 邦浩, 永田 雅克, 舘野 文則, 大保 雅載: 強磁場応用向けイットリウム系超電導線材, フジクラ技報, No. 129, pp. 5-9, 2016
 - [4-7] 社団法人 軽金属協会 編: アルミハンドブック(第4版), 昭栄社, 1990
 - [4-8] 社団法人 低温工学協会 編: 極低温金属材料データ集, 1981
 - [4-9] 川手 剛雄, 堀内 健文, 園井 英一, 多井 勉: 低温材料の研究 (1) 断熱支持材料の熱的, 機械的特性, 低温工学, Vol. 14, No. 4, pp. 164-177, 1979
 - [4-10] JIS H 4000:2014 アルミニウム及びアルミニウム合金の板及び条
 - [4-11] 地蔵 吉洋, 赤木 秀成, 山口 孝, 寺井 元昭, 忍 正壽: 単コイル内蔵型超電導磁石を用いた熱負荷特性の把握と対策試行, 低温工学, Vol. 29, No. 10, 1994
 - [4-12] 柳澤 吉紀, 前田 秀明: REBCO コイルにおける遮蔽電流磁場のメカニズムと抑制方法, 低温工学, Vol. 48, No. 4, pp. 165-171, 2013
 - [4-13] 水野 克俊, 田中 実, 小方 正文: 浮上式鉄道用 RE 系高温超電導磁石の開発 - 地上コイルの電磁加振に向けた事前検証 -, 低温工学・超電導学会予稿集 Vol. 97,

p. 179, 2018

- [5-1] 竹内 正基, 水野 克俊, 田中 実 : 低粘度熱硬化樹脂 PENTAM®8000 の-196℃における力学物性, 低温工学・超電導学会予稿集 Vol. 97, p. 64, 2018
- [5-2] V. J. Toplosky, R. P. Walsh, “Thermal and Mechanical Properties of Polydicyclopentadiene (DCDP) at Cryogenic Temperatures,” Advances in Cryogenic Engineering, Vol. 52, AIP Conference Proceedings, Vol 824, pp. 219-224, 2006.
- [5-3] 水野 克俊, 小方 正文, 鈴木 正夫, 池田 遼平, 亀井 伸人 : ノルボルネン系樹脂塗り巻きまたは含浸超電導コイルおよびその製造方法, 特許第 6199096 号
- [5-4] SHI Cryogenics Group ホームページ : http://www.shicryogenics.com/wp-content/uploads/2012/11/RDK-400B_Capacity_Map.pdf
- [5-5] 鈴木 栄司, 斎藤 実俊, 大森 順次, 沖 雅雄, 鈴木 史男 : 機械的振動を受ける超電導コイルの発熱特性, 低温工学, Vol. 29, No. 10, pp. 524-529, 1994
- [5-6] 斎藤 実俊, 鈴木 栄司 : 機械的加振を受ける超電導コイルのヒステリシス, 鉄道総研報告, Vol. 10, No. 1, pp. 29-33, 1996

謝辞

本研究を支えて下さった多くの方々に謹んで感謝の意を表します。本論文は、公益財団法人鉄道総合技術研究所浮上式鉄道技術研究部低温システム研究室における研究業務を取りまとめたものです。鉄道総研での研究のベースには、私の東京工業大学での修士課程の研究があり、指導教員である岡村哲至教授には当時から長年にわたり多くのご指導・ご助言をいただき心より感謝しております。

また、このような研究の機会を与えてくださいました長嶋賢浮上式鉄道技術研究部長および小方正文低温システム研究室長にも大変感謝しております。一研究者として非常に充実した日々を過ごさせていただきました。コイル製作と加振試験では、田中実主任研究員と杉野元彦副主任研究員(当時)にご協力していただき、心から感謝するとともに、過酷ながらもやりがいのある研究開発に共に取り組めたことをうれしく思います。株式会社テス技術本部の中村浩様には、低温試験のノウハウを教えていただくだけでなく、実験装置の組み立てや不具合対応など多大なるご協力を頂きました。心より感謝するとともに、私がかけたご迷惑をここでお詫び申し上げます。

最後に、本論文の作成にあたり、私を温かく見守り励ましてくれた家族と両親に感謝し、謝辞とさせていただきます。

本研究の一部は、国土交通省の鉄道技術開発費補助金を受けて実施しました。