

REBCO 高温超電導電力ケーブルの
過電流通電特性解析に関する研究

Study on Numerical Analyses of
Over-Current Characteristics of
REBCO High-Temperature Superconducting
Power Cables

2011 年 2 月

早稲田大学大学院 先進理工学研究科
電気・情報生命専攻 超電導応用研究

王 旭東

目次

第 1 章 序論

1.1 本研究の背景	3
1.2 超電導特性.....	5
1.3 REBCO 高温超電導体.....	5
1.4 高温超電導電力ケーブル.....	7
1.5 本論文の目的と概要.....	9

第 2 章 REBCO 超電導線材の過電流通電特性評価試験

2.1 概要	15
2.2 実験装置.....	15
2.3 実験方法.....	16
2.3.1 安定化保護層（銀層、銅層）の抵抗・温度特性測定.....	16
2.3.2 過電流通電実験	17
2.4 REBCO 超電導線材の諸元.....	19
2.5 実験結果.....	20
2.5.1 YBCO 超電導線材.....	20
2.5.2 GdBCO 超電導線材.....	23
2.5.3 劣化開始温度のまとめ.....	25
2.6 MO 観察.....	26
2.7 熱応力解析.....	27
2.7.1 解析モデル.....	28
2.7.2 熱応力解析の妥当性検証.....	31
2.7.3 熱応力-ひずみと超電導特性の劣化との関係.....	31
2.8 まとめ.....	33

第 3 章 REBCO 超電導電力ケーブルの通電・伝熱特性評価手法の開発

3.1 概要	37
3.2 REBCO 超電導電力ケーブルの数値解析手法.....	37
3.2.1 電流分布解析.....	39
3.2.1.1 電流分布解析の支配方程式.....	39
3.2.1.2 電流分布解析の境界条件.....	42
3.2.2 熱解析.....	42

3.2.2.1	熱解析の支配方程式.....	42
3.2.2.2	熱解析の境界条件.....	44
3.3	1 m 級 YBCO 超電導モデルケーブル.....	44
3.3.1	実験装置.....	44
3.3.2	実験方法.....	49
3.3.3	実験結果と解析結果.....	50
3.3.3.1	YBCO 超電導線材の I_c	50
3.3.3.2	ホール素子による電流換算係数.....	51
3.3.3.3	三角波状過電流通電特性評価.....	52
3.3.3.4	方形波状過電流通電特性評価.....	54
3.3.3.5	短絡事故電流通電特性評価.....	56
3.4	10 m 級 REBCO 超電導電力ケーブルの試設計.....	60
3.4.1	銅フォーマの断面積の設計.....	60
3.4.2	銅シールド層の厚みの設計.....	61
3.5	20 m 級 REBCO 超電導モデルケーブル.....	62
3.5.1	実験装置.....	62
3.5.2	実験方法.....	66
3.5.3	実験結果と解析結果.....	67
3.5.3.1	過電流通電試験前後の臨界電流特性.....	67
3.5.3.2	実験結果.....	68
3.5.3.3	解析結果.....	71
3.6	まとめ.....	75

第 4 章 66 kV 系統 GdBCO 超電導電力ケーブルの過電流通電特性評価

4.1	概要.....	79
4.2	GdBCO 超電導モデルケーブルの耐過電流導体設計.....	79
4.2.1	モデルケーブルの構造と設計パラメータ.....	79
4.2.2	解析結果.....	82
4.2.2.1	銅メッキの厚み 14 μm 、銅シールド層の断面積 78 mm^2	82
4.2.2.2	銅メッキの厚み 23 μm 、銅シールド層の断面積 78 mm^2	85
4.2.2.3	銅メッキの厚み 46 μm 、銅シールド層の断面積 78 mm^2	87
4.2.2.4	銅メッキの厚み 14 μm 、銅シールド層の断面積 105 mm^2	90
4.2.2.5	銅メッキの厚み 23 μm 、銅シールド層の断面積 105 mm^2	92
4.2.2.6	銅メッキの厚み 46 μm 、銅シールド層の断面積 105 mm^2	95
4.2.3	銅メッキの厚みの設計.....	97
4.2.4	銅シールド層の断面積の設計.....	102

4.3	2 m 級 GdBCO 超電導モデルケーブルの検証実験.....	105
4.3.1	実験装置と方法.....	105
4.3.2	実験結果と解析結果.....	108
4.4	耐過電流裕度特性と経年劣化特性.....	111
4.4.1	素線に流れる短絡電流.....	111
4.4.2	耐過電流裕度特性と経年劣化特性.....	113
4.4.2.1	実験.....	113
4.4.2.2	結果.....	113
4.5	まとめ.....	115

第 5 章 275 kV 系統 YBCO 超電導電力ケーブルの過電流通電特性評価

5.1	概要.....	119
5.2	YBCO 超電導モデルケーブルの定常伝熱特性.....	119
5.2.1	実験と数値解析.....	119
5.2.2	結果.....	122
5.3	YBCO 超電導モデルケーブルの耐過電流導体設計.....	125
5.3.1	モデルケーブルの構造と設計パラメータ.....	125
5.3.2	解析結果.....	127
5.3.2.1	銅フォーマの断面積 250 mm^2	127
5.3.2.2	銅フォーマの断面積 325 mm^2	130
5.3.2.3	銅フォーマの断面積 412 mm^2	133
5.3.2.4	銅メッキの厚み $12.5 \mu\text{m}$ 、銅シールド層の断面積 232 mm^2	135
5.3.2.5	銅メッキの厚み $25 \mu\text{m}$ 、銅シールド層の断面積 232 mm^2	138
5.3.2.6	銅メッキの厚み $50 \mu\text{m}$ 、銅シールド層の断面積 232 mm^2	140
5.3.2.7	銅メッキの厚み $12.5 \mu\text{m}$ 、銅シールド層の断面積 350 mm^2	143
5.3.2.8	銅メッキの厚み $25 \mu\text{m}$ 、銅シールド層の断面積 350 mm^2	145
5.3.2.9	銅メッキの厚み $50 \mu\text{m}$ 、銅シールド層の断面積 350 mm^2	148
5.3.3	銅フォーマの断面積の設計.....	150
5.3.4	銅メッキの厚みの設計.....	153
5.3.5	銅シールド層の断面積の設計.....	158
5.4	2 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルの検証実験.....	161
5.4.1	実験装置と方法.....	161
5.4.2	実験結果と解析結果.....	164
5.5	耐過電流裕度試験.....	168
5.5.1	素線に流れる短絡電流.....	168
5.5.2	耐過電流裕度特性と経年劣化特性.....	169

5.5.2.1 実験.....	169
5.5.2.2 結果.....	171
5.6 まとめ.....	172

第6章 総括

6.1 研究成果の要約.....	177
------------------	-----

付録 A 解析に用いた物性値

A.1 電気抵抗率.....	185
A.2 熱伝導率.....	186
A.2 比熱容量.....	187
A.2 液体窒素の熱伝達特性.....	187

参考文献	189
研究業績	196
謝辞	200

第 1 章

序論

1.1 本研究の背景

1986年に高温超電導体（High-Temperature Superconductivity (HTS)）であるYBCO（ $\text{YBa}_2\text{Cu}_3\text{O}_{7-y}$ ）が発見されて以降、YBCOに代表されるREBCO（ $\text{REBa}_2\text{Cu}_3\text{O}_{7-x}$ ）高温超電導体が次々に発見された。図1.1に超電導体が発見された年と臨界温度の関係を示す。REBCO高温超電導体はそれまでに発見された金属系低温超電導体よりも高い臨界温度（約90 K以上）と磁場中で高い臨界電流密度（ 10^6 A/cm^2 以上）を有しており、安価な液体窒素（77.3 K）による冷却で使用可能である。そのため、REBCO高温超電導体を用いた応用機器の研究開発が国内外で盛んに行われている。その一つに高温超電導電力ケーブルが挙げられる。高温超電導電力ケーブルは、従来の電力ケーブルに比べて大容量、低損失を実現できるため、次世代の電力輸送システムとして期待されている^[1]。海外では、米国、欧州、韓国、中国、ロシアなどが次々に高温超電導電力ケーブルの開発プロジェクトを立ち上げ、実システムでのフィールド試験も含めて実用化に向けた研究を行っている^[2-22]。日本では2013年以降の実用化を目指して、2008年よりREBCO高温超電導体を用いた66 kV系統と275 kV系統の高温超電導電力ケーブルのNEDOプロジェクト（イットリウム系超電導電力技術開発プロジェクト）が本格的に始まった^[23-29]。表1.1に近年の進行中の主な国内外における高温超電導電力ケーブルの開発プロジェクトを示す。

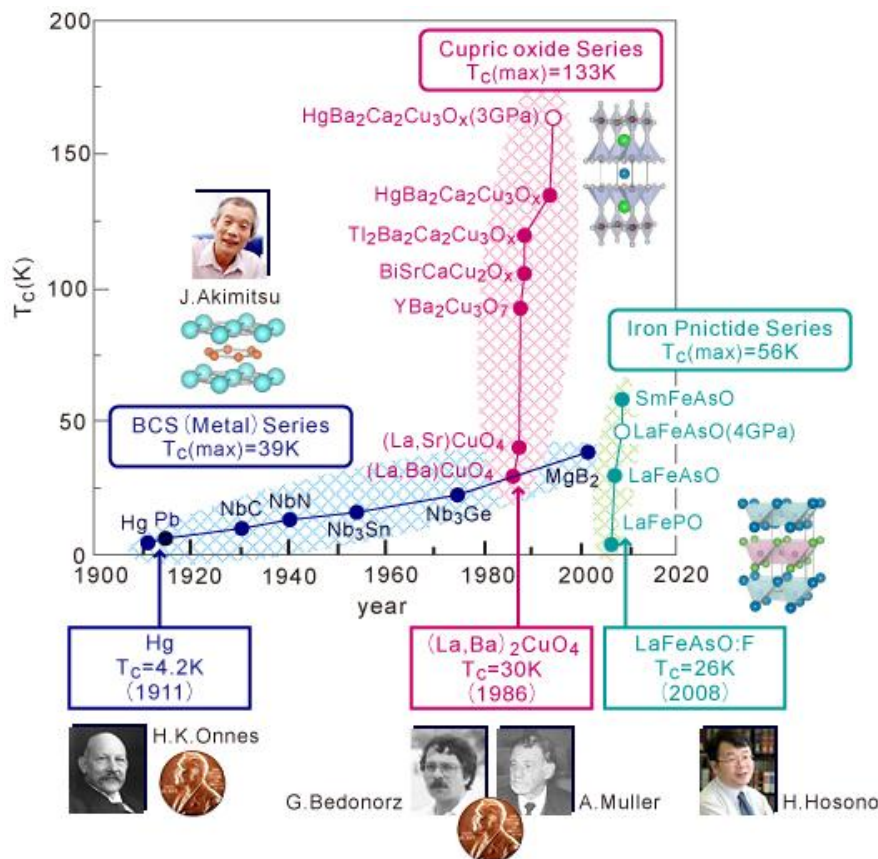
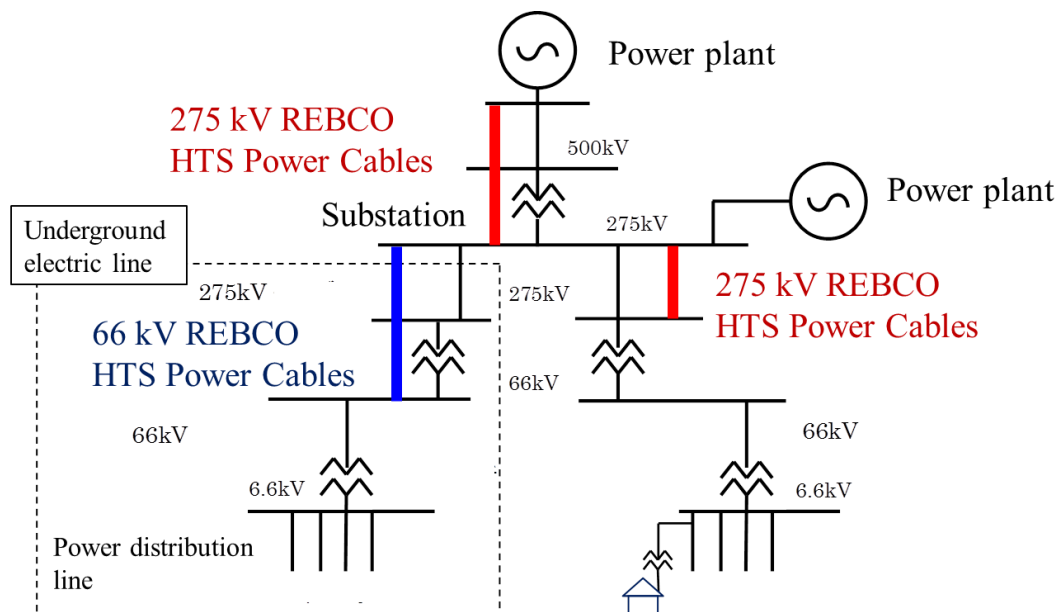


図 1.1 超電導体の発見年と臨界温度^[30]

表 1.1 国内外の開発プロジェクト

プロジェクト名	国	電圧 (kV)	電流 (kA)	容量 (MVA)
LIPA	米国	138	2.4	574
Hydra	米国	13.8	4.0	96
Entergy	米国	13.8	2.4	574
ENDESA	スペイン	25	3.2	138
Amsterdam	オランダ	50	2.8	250
KEPRI	韓国	22.9	1.25	50
DAPAS	韓国	154	3.75	1000
China EPRI	中国	110	3.0	570
BNINP	ロシア	20	1.44	50
NEDO	日本	66	5.0	570
NEDO	日本	275	3.0	1430

NEDO プロジェクトで開発されている 66 kV 系統と 275 kV 系統の高温超電導電力ケーブルを従来ケーブルと入れ替えた場合の概略図を図 1.2 に示す。都市部連系系統では、66 kV 系統に統一し、既存の直径 150 mm の管路内に高温超電導電力ケーブルを設置する。都心導入部系統では、275 kV に統一し、直径 2100 mm の洞道に敷設されている従来ケーブルから直径 150 mm の管路内に高温超電導電力ケーブルを設置する。これにより、初期設備投資を抑えた上で既存の老朽化ケーブルのリプレイスおよび電力ケーブルのコンパクト化、大容量化が可能となる^[23-29]。また、高温超電導電力ケーブルは従来の地中送電ケーブルに対して送電ロス を 1/3 に抑えることができ、電力ケーブルの低損失化、省エネルギー化が可能となる^[23-29]。

図 1.2 高温超電導電力ケーブルの投入概略図^[31]

1.2 超電導特性

超電導体には 3 つの臨界値、臨界磁場 B_c ・臨界電流密度 J_c ・臨界温度 T_c がある^[1]。各臨界値の範囲内であるば超電導状態となり、何らかの擾乱によりその範囲外に遷移すると常電導状態となる。図 1.3 にその概略図を示す。 B_c と T_c は各超電導体の固有な物性値であるに対して、 J_c は製造方法などにより向上させることが可能な材料特性である。超電導体を実用化する際には、応用機器の性能を考慮した上で図 1.3 に示す超電導状態で使用されるように設計する。しかし、事故など何らかの原因により、超電導状態から常電導状態に転移すると超電導体が劣化もしくは焼損してしまう可能性がある。従って、機器設計の際には超電導体の不安定性を考慮し、事故などに対応できるような保護設計が必要となる。

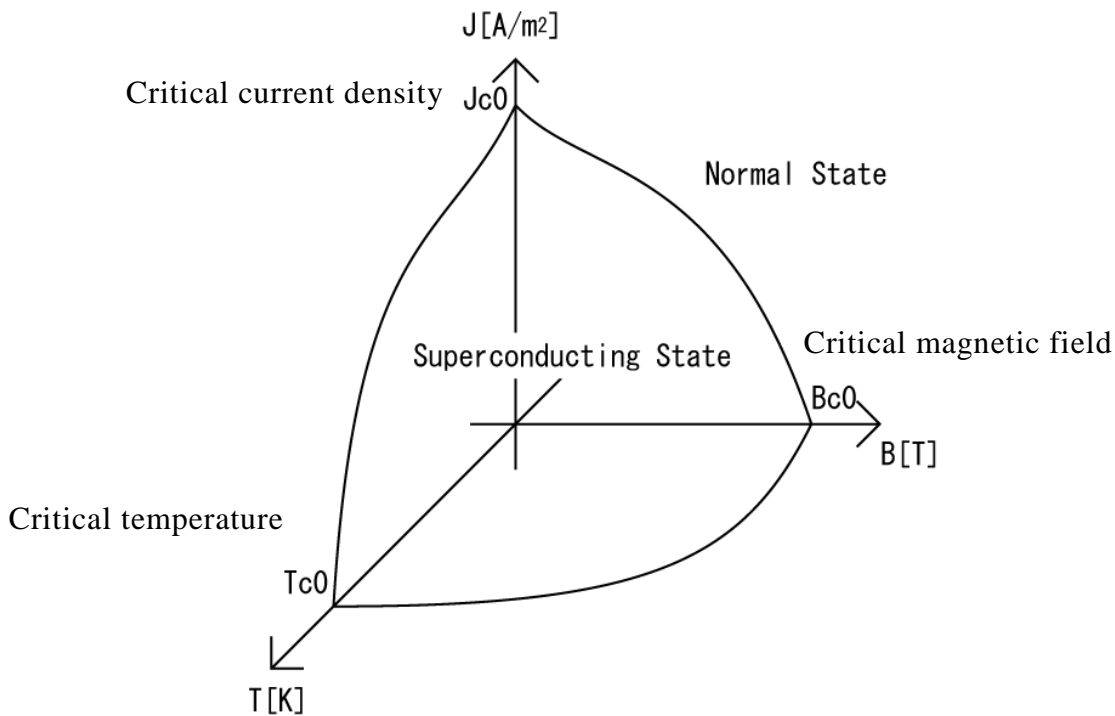


図 1.3 超電導状態を維持できる磁場、温度、電流領域の概念図

1.3 REBCO 高温超電導体

REBCO 高温超電導体の代表的なものに YBCO 超電導体と GdBCO ($\text{GdBa}_2\text{Cu}_3\text{O}_{7-x}$) 超電導体がある。高温超電導体の電流・電圧特性を表す指標として、通常は基準電圧 E_c ($1 \mu\text{V}/\text{cm}$) に達した電流値を臨界電流 (I_c) として扱う。図 1.4 に高温超電導体の電流-電圧特性を示す。高温超電導体の電流-電圧特性は式 (1.1) の n 値モデルによって近似できる^[1]。また図 1.4 に示すように、何らかの擾乱により REBCO 高温超電導体の I_c が低下する現象を I_c の劣化と呼ぶ。

$$E = E_c(I/I_c)^n \quad (1.1)$$

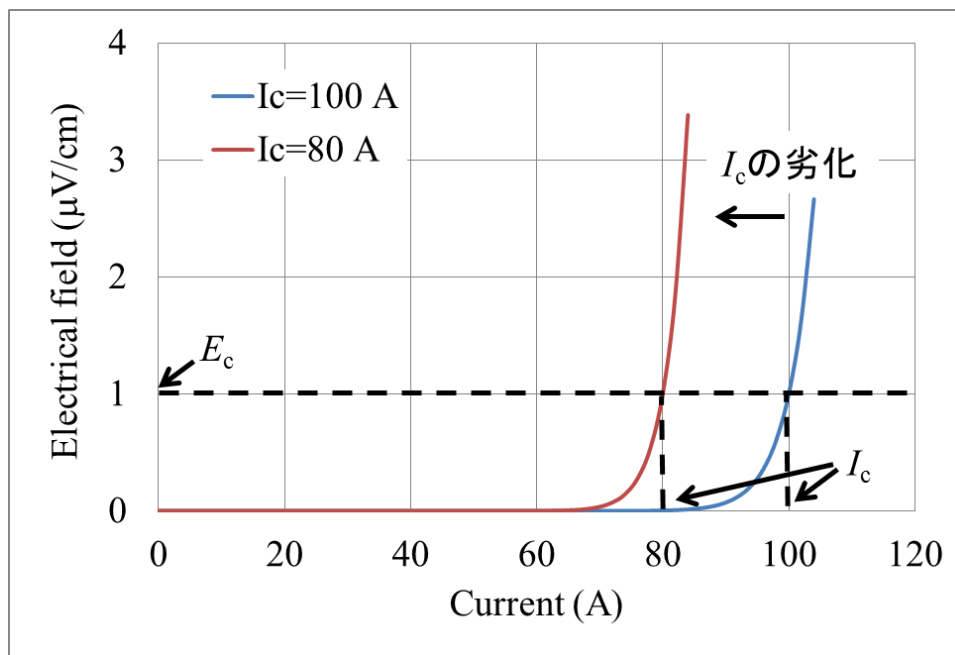


図 1.4 高温超電導体の電流・電圧特性

図 1.5 に YBCO 超電導体の結晶構造を示す。REBCO 高温超電導体は異方性があるため、高い臨界電流を得るには CuO_2 面を同じ方向に揃える必要がある（面内配向）。そのため、REBCO 超電導体は薄膜の積層テープ線材に加工されて用いられる。REBCO 超電導線材（coated conductor）は、面内配向性が高い金属基板または金属基板と面内配向した中間層の上に、REBCO 層を薄膜状に積層加工し、外側に安定化保護層として銀層をスパッタ加工、銅層をメッキ加工している。図 1.6 に REBCO 超電導線材の構造を示す^[1]。現在、日本で製造されている REBCO 超電導線材は数種類あり、幅 10 cm、金属基板 100-120 μm 程度、中間層 1 μm 程度、REBCO 層 1-2 μm 程度、銀メッキ 5-15 μm 程度、銅メッキ 10-50 μm 程度である。REBCO 層の主な成膜方法として、PLD (Pulse Laser Deposition) 法、TFA-MOD (Trifluoroacetate - Metalorganic Deposition) 法や MOCVD (Metal-Organic Chemical Vapor Deposition) 法などがある^[1]。

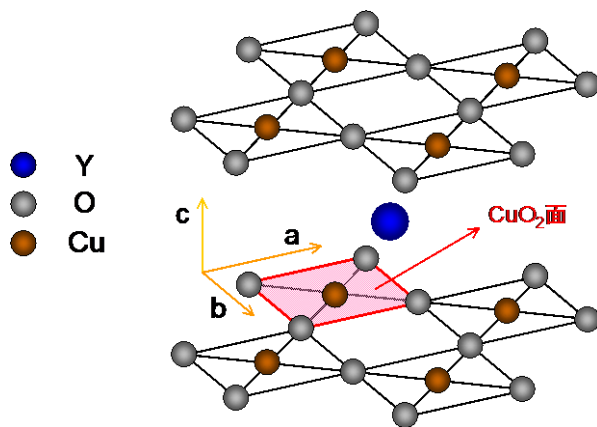


図 1.5 YBCO 超電導体の結晶構造

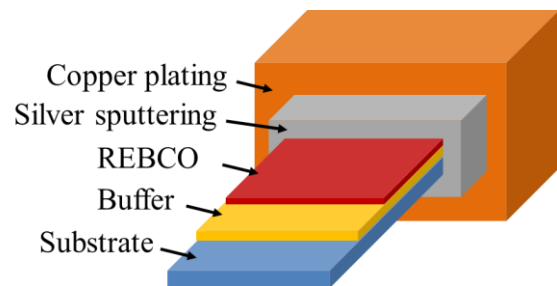


図 1.6 REBCO 超電導線材の構造

1.3 高温超電導電力ケーブル

図 1.6 に日本で開発中の 66 kV 系統と 275 kV 系統の高温超電導電力ケーブルの構造を示す^[1,23-29]。66 kV 系統の高温超電導電力ケーブルは既存の管路（直径 150 mm）内に 3 心一括で構成し、275 kV 系統の高温超電導電力ケーブルは同じく管路（直径 150 mm）内に単心で構成する。管路として用いられる断熱管はステンレスの波付け管による 2 重管構造であり、管の間には断熱材を施工し真空排気している。管路内には高温超電導電力ケーブルの冷却液として、加圧した液体窒素が用いられる。

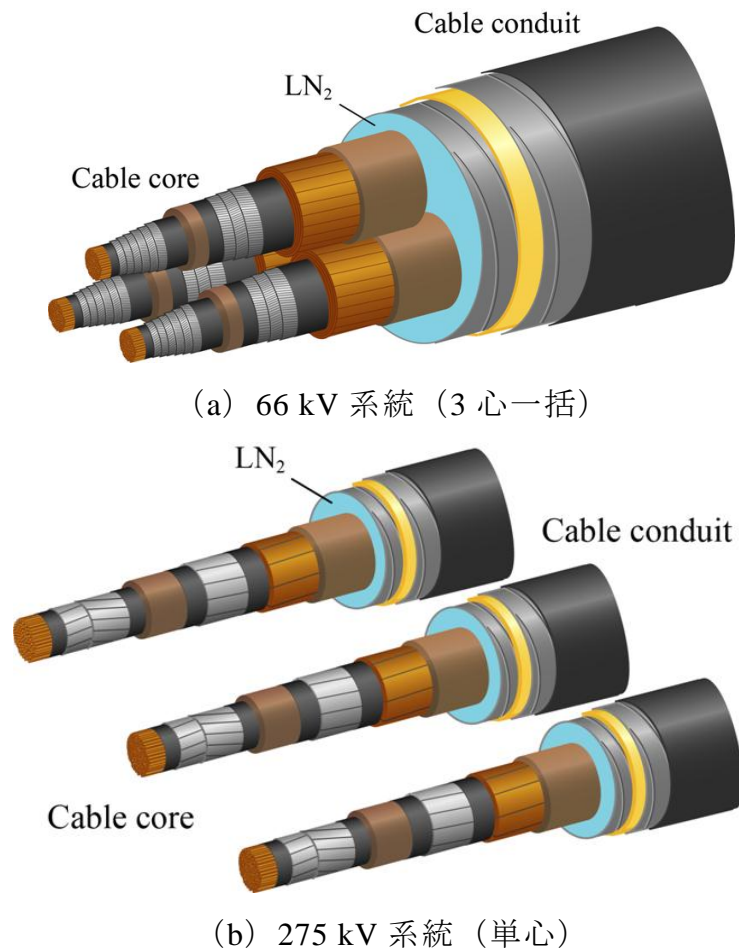


図 1.6 高温超電導電力ケーブルの構造

図 1.7 にケーブルコアの拡大図を示す。ケーブルコアは、銅撚り線のフォーマを巻き芯として、その外側に超電導導体層、電気絶縁層、超電導シールド層、銅シールド層、保護絶縁層で構成されている。超電導導体層と超電導シールド層は、数十から数百本の REBCO 超電導線材で構成されており、多層、スパイラル状でフォーマに巻きつける構造をとる。電気絶縁層は半合成紙（ポリプロピレン・ラミネート紙（PPLP））を超電導導体層と超電導シールド層の間に巻きつけて構成する。銅シールド層は厚さ 0.1-0.5 mm 程度の銅テープを超電導シールド層の外側に多層、

スパイラル状で巻きつけ、その外に保護絶縁テープが巻かれている。超電導導体層は定常運転時に交流電流を送電し、超電導シールド層は超電導導体層から発生する交流磁界を遮蔽するように送電電流によって誘導される逆位層の遮蔽電流が流れる。超電導シールド層を設けることで、ケーブルコアの外に磁場が漏れ、コア間の干渉や電磁波障害などを防ぐことができる。銅フォーマと銅シールド層は、それぞれ短絡事故等による過電流から超電導導体層と超電導シールド層を保護する。実用化の際に、66 kV 系統の高温超電導電力ケーブルは、定格電流 $5 \text{ kA}_{\text{rms}}$ に対して最大 $31.5 \text{ kA}_{\text{rms}}$ 、2 秒間の事故電流が想定されており、275 kV 系統は、定格電流 $3 \text{ kA}_{\text{rms}}$ に対して最大 $63 \text{ kA}_{\text{rms}}$ 、0.6 秒間の事故電流が通過する可能性がある^[23-29]。よって、66 kV 系統と 275 kV 系統の高温超電導電力ケーブルの導体設計において、既存管路内に敷設可能な外径制限をクリアした上で、短絡事故を想定した耐過電流特性が求められている。さらには、実用化ケーブルとして商業化するためには導体構成材料などのコスト削減も必要である。以上より、高温超電導電力ケーブルの耐過電流導体設計では、保護層である超電導線材の銅メッキや銅フォーマ、銅シールド層を適切に設計し、安定かつコンパクトなケーブルコアの設計が必要である。

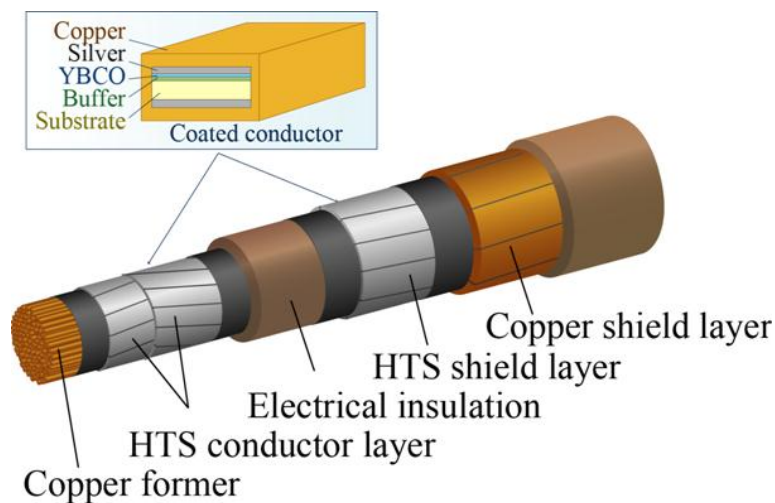
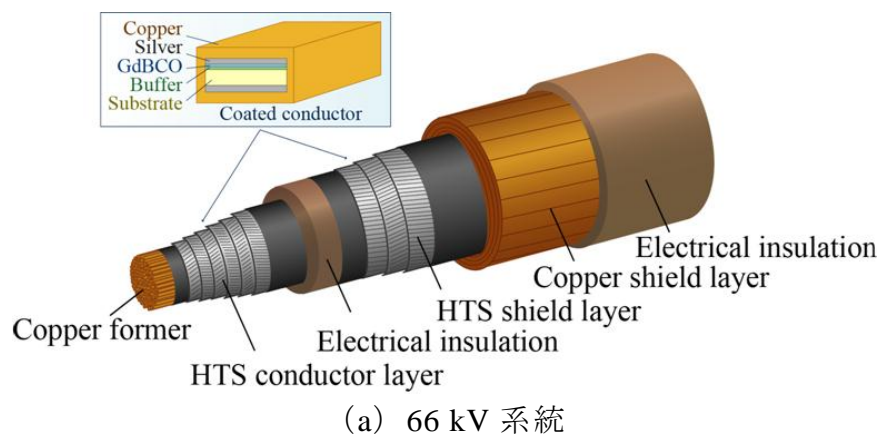


図 1.7 ケーブルコアの構造

1.4 本論文の目的と概要

従来の超電導電力ケーブルの研究・開発においては、試作モデルケーブルを用いた短絡試験を行い、特定のケーブル設計に対して劣化の有無を確認するまでに留まっており、統一的な保護層の設計最適化や裕度評価は行われてこなかった。本論文は、以上の背景のもと、REBCO 超電導線材を用いた高温超電導電力ケーブルの短絡事故に対する保護設計の最適化に基づく耐過電流導体構成技術を確立することを目的とし、詳細な数値解析と評価実験の両面から検討した成果をまとめたものである。本論文は 6 章から構成されている。以下に各章の概要を記す。

第 2 章「REBCO 超電導線材の過電流通電特性評価試験」

高温超電導電力ケーブルを構成する REBCO 超電導線材に対して過電流通電特性評価試験を行い、超電導線材の臨界電流特性が劣化開始する温度の限界値について評価した。過電流通電試験は、短絡事故電流を定性的に模擬した過電流を徐々に大きくしながら REBCO 超電導線材に通電し、各過電流通電に対する線材の温度上昇および臨界電流値を測定して、過電流通電による臨界電流値が劣化開始する温度を評価した。その結果、REBCO 超電導線材の臨界電流特性が劣化開始する温度は約 400 K 以上であることが明らかになった。以上の劣化開始温度の結果を REBCO 高温超電導電力ケーブルの短絡事故電流に対する許容温度上昇の設計指標として、4 章の 66 kV 系統と 5 章の 275 kV 系統の耐過電流導体設計を行った。

劣化要因の究明のために MO 観察 (Magneto-Optical Imaging) により超電導線材の劣化箇所を調べた結果、超電導線材の幅方向に局所な筋状の欠陥が観測された。そこで、局所的な劣化を引き起こす要因の一つとして考えられる熱応力について、2 次元有限要素法を用いた数値解析手法を開発し、熱応力に起因する超電導層の応力・ひずみと劣化温度および劣化箇所の関係について評価した。解析の結果、MO 観察で観測された劣化箇所において最大約 0.4% の局所的なひずみが発生し、先行研究で報告された不可逆的な I_c の劣化開始ひずみ約 0.3-0.7% との関連性が確認された。よって、本解析結果から短絡事故で想定されるような 0.6-2 秒の過電流通電に対して、局所的な熱ひずみが超電導線材の I_c の劣化要因の一つである可能性が示された。

第 3 章「REBCO 超電導電力ケーブルの通電・伝熱特性評価手法の開発」

REBCO 高温超電導電力ケーブルの通電・伝熱特性を詳細に評価および設計するため、有限要素法と回路方程式に基づく電流分布・熱伝導連成解析プログラムを開発した。電流分布解析において、Maxwell 方程式と集中定数回路モデルより支配方程式を導出し、導体内を有限要素法により定式化して「場の解析」を行った。ケーブル内のインダクタンス成分は集中定数として回路方程式でモデル化し、有限要素法と連成した。REBCO 超電導線材の非線形な臨界電流特性には、近似式として

よく用いられる n 値モデルを適用した。熱解析においては、熱平衡方程式より支配方程式を導出し、有限要素法により定式化した。

開発した解析手法の妥当性を確認するために、1 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルと 20 m 級 REBCO 超電導モデルケーブルについて検証試験を行った。1 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルの導体部分は銅フォーマと 1 層の超電導導体層で構成し、外側に絶縁層を巻きつけた構造である。1 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルの評価において、三角波状過電流、方形波状過電流、短絡事故電流の通電試験を行い、ケーブル内の詳細な電流分布と温度上昇を測定した。そして、実験条件を模擬した解析結果は過電流通電試験結果とよく一致し、開発した数値解析手法の妥当性を確認できた。1 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルの結果を踏まえて、20 m 級 REBCO 超電導モデルケーブルに対する試設計を行った。そして、その設計に基づき銅フォーマ、超電導導体層、絶縁層、超電導シールド層、銅シールド層と絶縁保護層で構成される 20 m 級 REBCO 超電導モデルケーブルを試作し、短絡事故電流通電時のシールド電流と温度分布について実験と解析から評価した。1 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルの結果と同様に、実験条件を模擬した解析結果は実験結果とよく一致し、短絡電流によるモデルケーブルの劣化はなかった。よって、開発した数値解析手法の妥当性を確認するとともに、耐過電流導体構造の設計が可能であることを実証することができた。

以上の成果を踏まえ、開発した数値解析手法を 66 kV 系統 (4 章) と 275 kV 系統 (5 章) の REBCO 高温超電導電力ケーブルの耐過電流導体構造の設計最適化に応用することとした。

第 4 章 「66 kV 系統 GdBCO 超電導電力ケーブルの過電流通電特性評価」

3 章で開発した数値解析手法を用いて、66 kV 系統を想定した 2 m 級 GdBCO 高温超電導モデルケーブルの耐過電流導体構造の設計を行った。導体設計は、GdBCO 超電導線材の安定化保護層である銅メッキの厚みと銅シールド層の断面積をパラメータとして、短絡事故時の通電・伝熱特性を解析評価して行った。解析の結果、銅メッキの厚みを増やすことで超電導導体層と超電導シールド層の電流分担が増加し、銅フォーマと銅シールド層は逆に減少した。短絡事故時において、過電流をできる限り保護層である銅フォーマと銅シールド層に分担させることが望ましいため、銅メッキを厚くすることは逆効果となる。超電導導体層と超電導シールド層の最高到達温度は銅メッキの厚みによる影響がほとんどなく、逆に銅フォーマと銅シールド層は銅メッキが厚いほど最高到達温度が低い結果となった。一方、銅シールド層の断面積を増やすことで超電導シールド層の電流分担が減少し、超電導シールド層と銅シールド層の最高到達温度は著しく低下した。特に銅メッキの厚みが薄いほど、その効果は顕著である。以上の結果と 2 章で評価した REBCO 高温超電導電力ケーブルの短絡事故電流に対する許容温度と、管路直径 150 mm という制約のもとに、66 kV 系統 GdBCO 超電導電力ケーブルについて、銅メッキの厚みと銅

シールド層の断面積を最適化した耐過電流導体構造の提案を行った。すなわち、設計の結果をもとに 2 m 級 GdBCO 超電導モデルケーブルの銅メッキの厚みを 10 μm 、銅シールド層の断面積を 105 mm^2 (4 層) とすれば、目的とする耐過電流導体の実現できることを示した。そして短絡事故電流を模擬した過電流通電試験による設計検証の結果、本解析手法による事前予測と実験結果は非常によく一致し、66 kV 系統 GdBCO 高温超電導電力ケーブルに対する解析手法としての有効性が示された。以上より、本研究で開発した数値解析手法により 66 kV 系統 GdBCO 高温超電導電力ケーブルの耐過電流導体構成技術の確立が可能であることを実証した。

2 m 級 GdBCO 超電導モデルケーブルの解析結果から素線に流れる短絡電流を計算し、設計した 66 kV 系統 GdBCO 超電導電力ケーブルにおける素線レベルでの短絡事故に対する電流裕度と 30 年のケーブル運用を考慮した経年劣化について評価した。その結果、素線あたりに想定される短絡電流に対して約 1.4 倍、初期 I_{c0} に対して約 2.7 倍の電流裕度を有しており、短絡電流による経年劣化の可能性は低いことが示された。

第 5 章 「275 kV 系統 YBCO 超電導電力ケーブルの過電流通電特性評価」

275 kV 系統 YBCO 高温超電導電力ケーブルは、66 kV 系統よりも絶縁層が厚くなるため、定常時の誘電損失によりケーブルの冷却性能に悪影響を及ぼす可能性がある。そこで、ケーブルコアの冷却性向上のため、従来の丸撚り銅フォーマに対してケーブル中心に液体窒素の流路を持った中空型銅フォーマを想定した定常伝熱特性評価を行い、275 kV 系統 YBCO 超電導電力ケーブルに適した銅フォーマの形状を決定した。その結果、中空型銅フォーマと丸撚り型銅フォーマのモデルケーブルの定常時温度はほぼ同程度であり、銅フォーマの形状が定常伝熱特性に与える影響はほとんどないことが分かった。また解析から PPLP と液体窒素の混合状態における熱伝導率 k_{PPLP} と熱容量 C_{PPLP} を実験と解析から明らかにすることができた。275 kV 系統 YBCO 超電導電力ケーブルの銅フォーマは製造が容易な丸撚り型とした。

3 章で開発した数値解析手法を用いて、275 kV 系統を想定した 2 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルの耐過電流導体構造の設計を行った。導体設計は、YBCO 超電導線材の安定化保護層である銅メッキの厚み、銅フォーマと銅シールド層の断面積をパラメータとして、短絡事故時の通電・伝熱特性を解析評価して行った。解析の結果、銅フォーマの断面積を増やすことで超電導導体層の電流分担が減少し、超電導導体層と銅フォーマの温度上昇は著しく低下した。しかし、銅フォーマの断面積が大きくなるにつれて、その効果は薄れていく。銅メッキの厚みを増やすことで超電導導体層と超電導シールド層の電流分担が増加し、最大温度も上昇した。銅シールド層の断面積を増やすことで超電導シールド層の電流分担が減少し、超電導シールド層と銅シールド層の最大温度は著しく低下した。特に銅メッキの厚みが薄いほど、その効果は顕著である。短絡事故時において、過電流をできる限り保護層である銅フォーマと銅シールド層に分担させ、超電導導体層と超電導シールド層の温度

上昇を抑えることが望ましいため、銅メッキの厚みを減らし、銅フォーマと銅シールド層の断面積を増やすことは有効である。以上の結果と 2 章で評価した REBCO 高温超電導電力ケーブルの短絡事故電流に対する許容温度よ、管路直径 150 mm という制約のもとに、275 kV 系統 YBCO 超電導電力ケーブルについて、銅メッキの厚みおよび銅フォーマと銅シールド層の断面積を最適化した耐過電流導体構造の提案を行った。すなわち、設計の結果をもとに 2 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルを作製し、銅メッキの厚みは 25 μm 、銅フォーマの断面積を 325 mm^2 、銅シールド層の断面積を 310 mm^2 (3 層) とすれば、目的とする耐過電流導体の実現できることを示した。そして短絡事故電流を模擬した過電流通電試験による設計検証の結果、本解析手法による事前予測と実験結果は非常によく一致し、275 kV 系統 YBCO 超電導電力ケーブルに対する解析手法としての有効性が示された。以上より、本研究で開発した数値解析手法により 275 kV 系統 YBCO 高温超電導電力ケーブルの耐過電流導体構成技術の確立が可能であることを実証した。

2 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルの解析結果から素線に流れる短絡電流を計算し、設計した 275 kV 系統 YBCO 超電導電力ケーブルにおける素線レベルでの短絡事故に対する電流裕度と 30 年のケーブル運用を考慮した経年劣化について評価した。その結果、素線あたりに想定される短絡電流に対して約 1.5 倍、初期 I_{c0} に対して約 3.7 倍の電流裕度を有しており、短絡電流による経年劣化の可能性は低いことが分かった。

第 6 章「総括」

本章では、各章の総括と本論文で得られた成果をまとめた。

第2章

REBCO 超電導線材の 過電流通電特性評価試験

2.1 概要

本章では、超電導電力ケーブルを構成する REBCO 超電導線材に対して過電流通電特性評価試験を行い、超電導線材の臨界電流特性が劣化開始する温度の限界値について評価した結果について述べる^[32, 33]。劣化開始温度の結果を REBCO 高温超電導電力ケーブルの短絡事故電流に対する許容温度上昇の設計指標として、4章の 66 kV 系統と 5章の 275 kV 系統の耐過電流導体設計を行った。また劣化要因の究明のために MO 観察 (Magneto-Optical Imaging) により超電導線材の劣化箇所を推定する^[32, 33]。さらに臨界電流特性の劣化要因の一つとして考えられる熱応力を定性的、定量的に評価する数値解析手法を開発し、熱応力と劣化との関係について評価する^[34, 35]。

過電流通電試験は、短絡事故電流を定性的に模擬した過電流を徐々に大きくしながら REBCO 超電導線材に通電し、各過電流通電に対する線材の温度上昇および臨界電流値を測定して、過電流通電による臨界電流値が劣化開始する温度を評価した。試験に用いた REBCO 超電導線材は、66 kV 系統と 275 kV 系統の REBCO 超電導電力ケーブルに用いるものと同等のものである。MO 観察は超電導線材の劣化箇所および劣化範囲について評価した。熱応力解析は、超電導線材の断面方向について 2次元有限要素法より熱弾性問題として、過電流通電試験の温度分布結果から断面内の応力分布とひずみ分布について評価した。

2.2 実験装置

実験装置の概略図を図 2.1 に示す。本装置は、超電導線材を真空容器内の GFRP 製円筒状治具に取り付け、線材両端を電流リードと半田接続し、電流リードを介して GM (ギフォード・マクマホン) 冷凍機により伝導冷却される構造である。

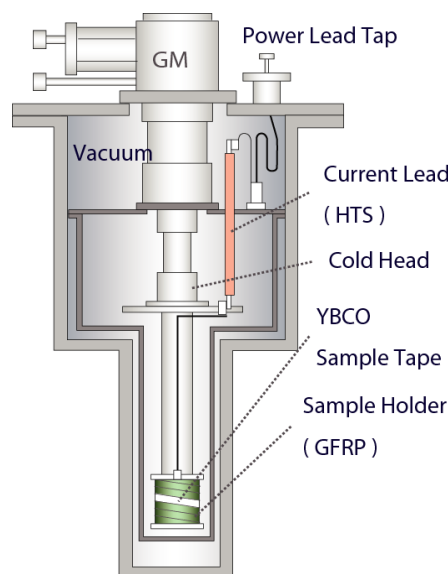


図 2.1 実験装置の概略図

超電導線材を GFRP 製円筒状治具に固定した写真を図 2.2 に示す。電圧測定用の端子は、約 5 mm 間隔で超電導線材の安定化保護層（銅層）表面に圧着し、温度測定用の熱電対温度計（クロメル・コンスタンタン）は線材中央の数か所に接着している。電圧端子および熱電対温度計は、電磁ノイズを軽減するためそれぞれの測定線を撚り加工している。

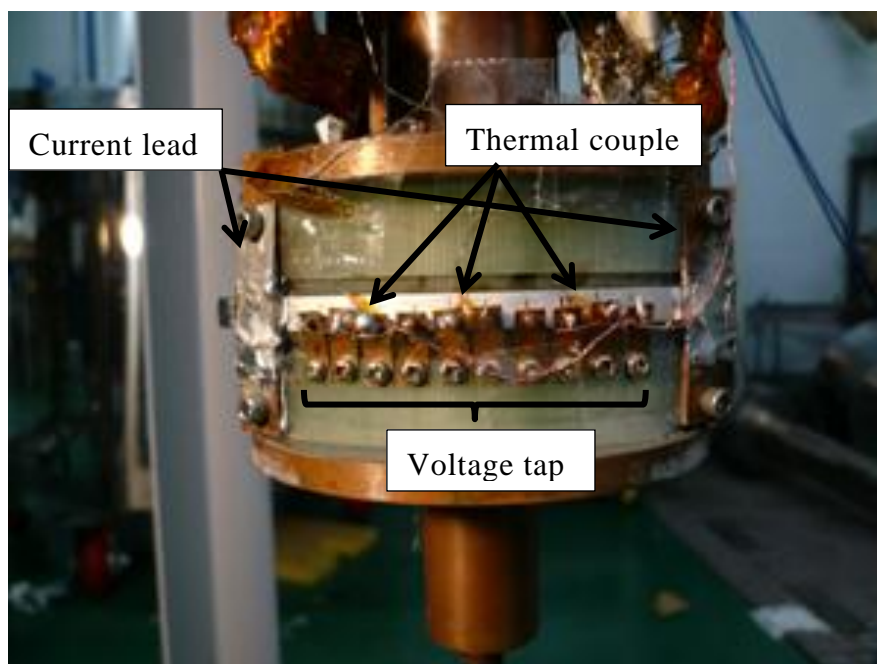


図 2.2 実験装置の概略図

2.3 実験方法

過電流通電特性評価試験は、まず過電流通電時の温度評価用に超電導線材の安定化保護層（銀層、銅層）の抵抗・温度特性を測定する。次に過電流通電実験を行い、劣化開始する電流と温度の限界値について測定する。

2.3.1 安定化保護層（銀層、銅層）の抵抗・温度特性測定

過電流通電実験において、超電導線材に急激な温度変化が生じるため、温度計などによる直接測定では応答に時間遅れが生じやすく、実際の到達温度を評価することが難しい。そこで、本実験は超電導線材の安定化保護層の抵抗・温度特性を用いて、過電流通電時の電圧と電流から温度上昇を間接的に測定する。超電導線材は、臨界温度（約 90 K）以上ではほとんどの電流が安定化保護層に流れる。

安定化保護層の抵抗・温度特性は、以下の方法で測定した。超電導線材を常温から試験温度まで冷却する際に、0.5 A の直流電流を通電して各端子間の電圧を測定する。測定された電圧は抵抗性電圧と熱起電力の和であり、熱起電力を除く必要がある。そこで、通電電流を一定間隔で ON/OFF を繰り返して、OFF にした時の電

圧を差し引くことで熱起電力を除去する。校正した抵抗性電圧と通電電流から安定化保護層の抵抗を計算し、熱電対温度計より測定した温度と同期させることで、抵抗・温度特性を求めた。測定で得られた抵抗・温度特性は超電導線材の臨界温度から常温までの領域である。抵抗・温度特性の高温域は測定結果を線形近似することにより外挿する。安定化保護層の抵抗・温度特性の一例を図 2.3 に示す。過電流通電時の温度換算は、通電時の電圧と電流から抵抗を計算し、安定化保護層の抵抗・温度特性より逆算する。

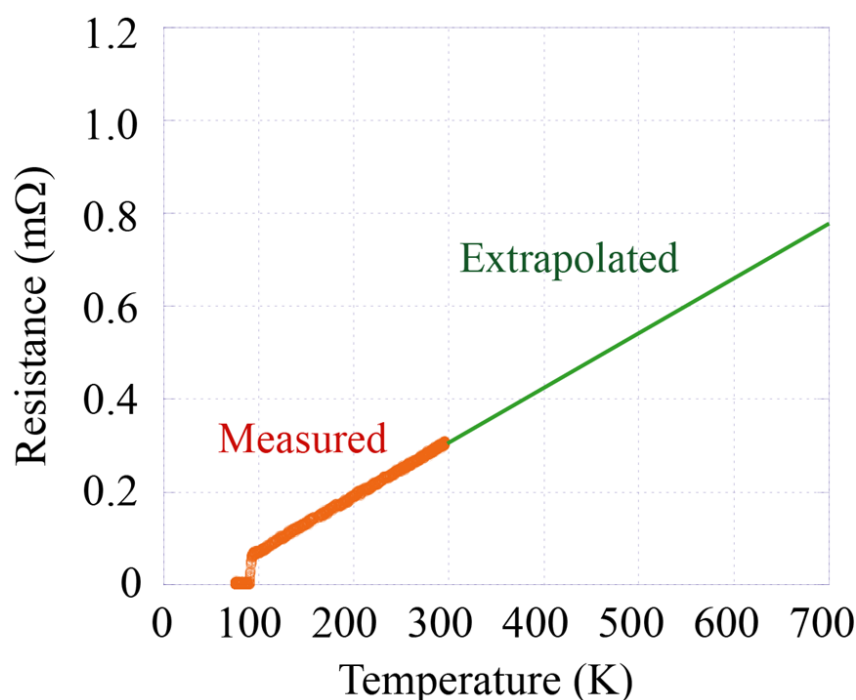


図 2.3 安定化保護層の抵抗・温度特性

2.3.2 過電流通電実験

過電流通電実験は、初期冷却温度 77 K、外部磁場ゼロの条件で行った。超電導線材は両端の電流リードのみから伝導で冷却される。実際の高温超電導電力ケーブルは、加圧液体窒素 (68-77 K) によるケーブル表面からの浸漬冷却であることに對して、本実験は端部のみ伝導冷却 (77 K) と厳しい条件である。しかし、高温超電導電力ケーブルは超電導線材の周りを熱伝導が悪い絶縁紙 PPLP でカバーしているため、短絡事故で過電流が流れた際にはほぼ断熱に近い振る舞いとなる (PPLP の熱物性評価は 5 章で述べる)。

過電流通電実験の実験手順を図 2.4 のフローチャートに示す。まず、超電導線材の電流・電圧特性を測定し、各電圧端子間の初期 I_c を求める。なお、 I_c は $1 \mu\text{V}/\text{cm}$ 基準により決定する。次に、 I_c を超える過電流を通電し、各電圧端子間の最高到達温度を 2.3.1 節で述べた抵抗・温度特性より計算する。YBCO 超電導線材を用いた

実験には図 2.5 のパルス状過電流を通電し、GdBCO 超電導線材を用いた実験には図 2.6 の交流過電流を通電した。なお、図 2.6 の交流過電流波形は 4 章の数値解析により求めた短絡事故時の素線に流れる事故電流である。そして、再び電流・電圧特性を測定し、 I_c の劣化の有無を確認する。 I_c の劣化を観測できなければ過電流を大きくしてもう一度通電する。このように、 I_c の劣化が確認できるまで過電流通電を繰り返して行い、各通電時の最高到達温度を計算する。なお、温度などの影響による測定誤差を考慮し、2 A 以上の I_c の低下を劣化の基準とする（実験に使用している温調が ± 0.5 K の誤差を持っており、 I_c に換算すると ± 2 A 程度の測定誤差が生じると考えられるためである）。

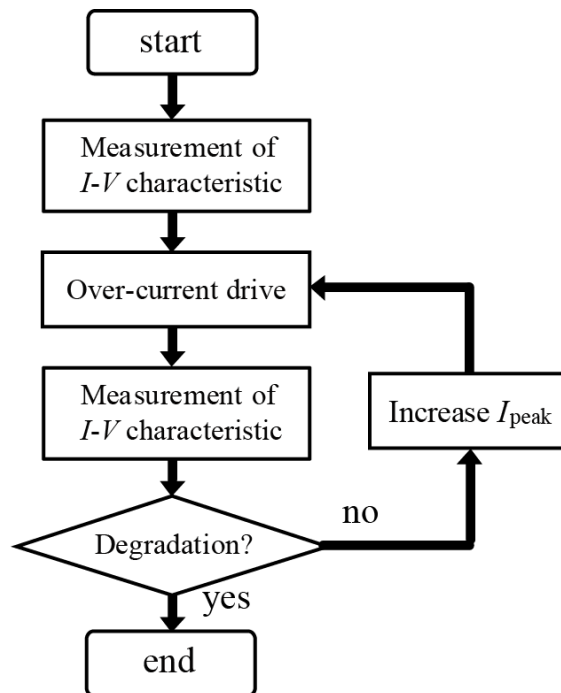


図 2.4 過電流通電実験の実験手順

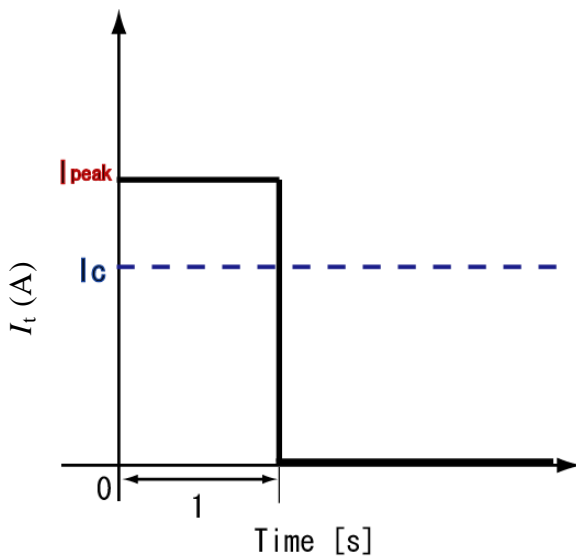


図 2.5 パルス状過電流

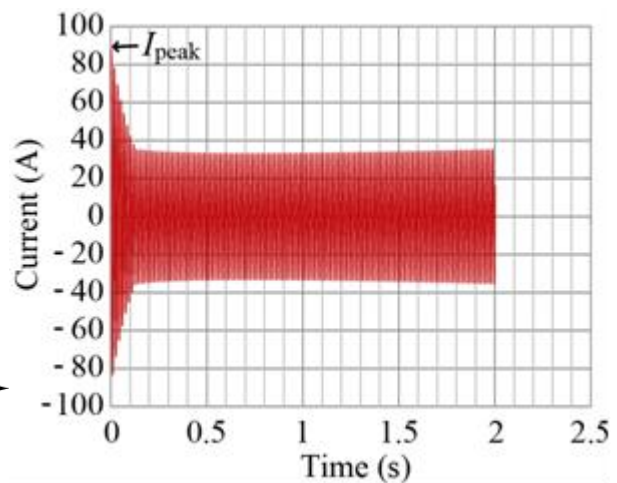


図 2.6 交流過電流

2.4 REBCO 超電導線材の諸元

実験に用いた REBCO 超電導線材の諸元を表 2.1、2.2 に示す。銀層と銅層の厚みは、およそ片厚に換算した値である。表 2.1 は 275 kV 系統の高温超電導電力ケーブルに用いられる YBCO 超電導線材である。YBCO 超電導線材は、金属基板の上に中間層と MOD 法で製膜した YBCO 層、外側に銀層がスパッタ加工され、銅層がメッキ加工されている。表 2.1 の YBCO 超電導線材は、銅層なしと銅層を半田接続とメッキ加工による 3 種類の YBCO 超電導線材を用意した。表 2.2 は 66 kV 系統の高温超電導電力ケーブルに用いられる GdBCO 超電導線材である。GdBCO 超電導線材は、配向性金属基板の上に中間層と PLD 法で製膜した GdBCO 層、外側に銀層がスパッタ加工され、銅層がメッキ加工されている。

表 2.1 YBCO 超電導線材の諸元

		Sample 1-2	Sample 3	Sample 4-6	
Length (mm)		70			
Width (mm)		5			
Thickness (μm)	Copper	100	0	50	
	Silver	20	20	15	
	YBCO	1.5			
	Buffer	CeO ₂	1.0		
		Gd ₂ Zr ₂ O ₇	1.0		
Substrate	100				

表 2.2 GdBCO 超電導線材の諸元

		Sample 7-8	
Length (mm)		70	
Width (mm)		2	
Thickness (μm)	Copper	20	
	Silver	10	
	GdBCO	2.0	
	Buffer	CeO ₂	0.05
		YSZ	0.35
		CeO ₂	0.15
Substrate	120		

2.5 実験結果

2.5.1 YBCO 超電導線材

Sample 1

各電圧端子間の I_c と最高到達温度 T_{max} の関係を図 2.6 に示す。横軸は電圧端子間を表している。第 1 縦軸は棒グラフに対応し、 I_c を表している。第 2 縦軸は折れ線グラフに対応し、 T_{max} を表している。凡例の電流値は、過電流のピーク電流値 I_{peak} を表している。色分けはそれぞれ各 I_{peak} 通電時の T_{max} 、および通電後に線材の温度が運転温度まで冷却されてから測定した I_c に対応している。また、 I_c 測定における誤差の範囲を ± 2 A のエラーバーで表している。実験中の温度に ± 0.5 K 程度の振れ幅があり、 I_c の温度依存性より測定誤差が ± 2 A 程度となるためである。

$I_{peak}=306$ A を通電後に V78 が劣化し、 $I_{peak}=319$ A を通電後に V67 が劣化した。劣化開始温度は、V67 が 578-616 K、V78 が 514-551 K であった。

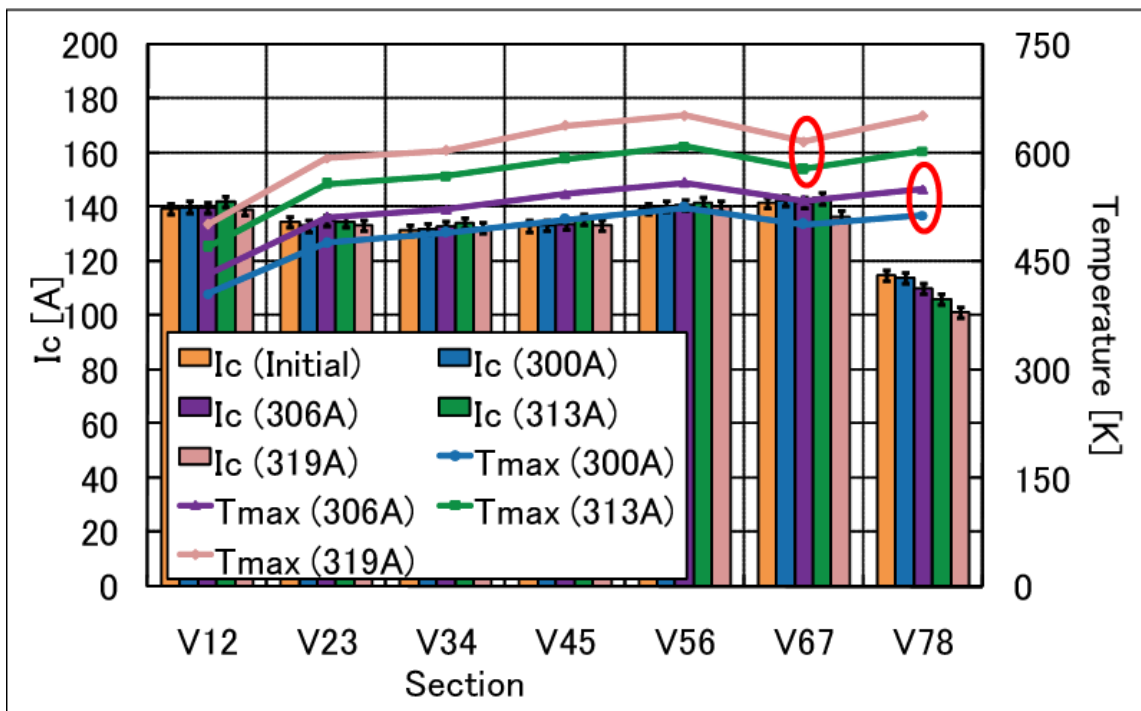


図 2.6 Sample 1 の実験結果

Sample 2

各電圧端子間の I_c と最高到達温度 T_{max} の関係を図 2.7 に示す。 $I_{peak}=310$ A を通電後に V78 と V89 が劣化し、 $I_{peak}=315$ A を通電後に V67 と V910 が劣化した。劣化開始温度は、V67 が 586-625 K、V78 が 559-593 K、V89 が 523-558 K、V910 が 473-510 K であった。

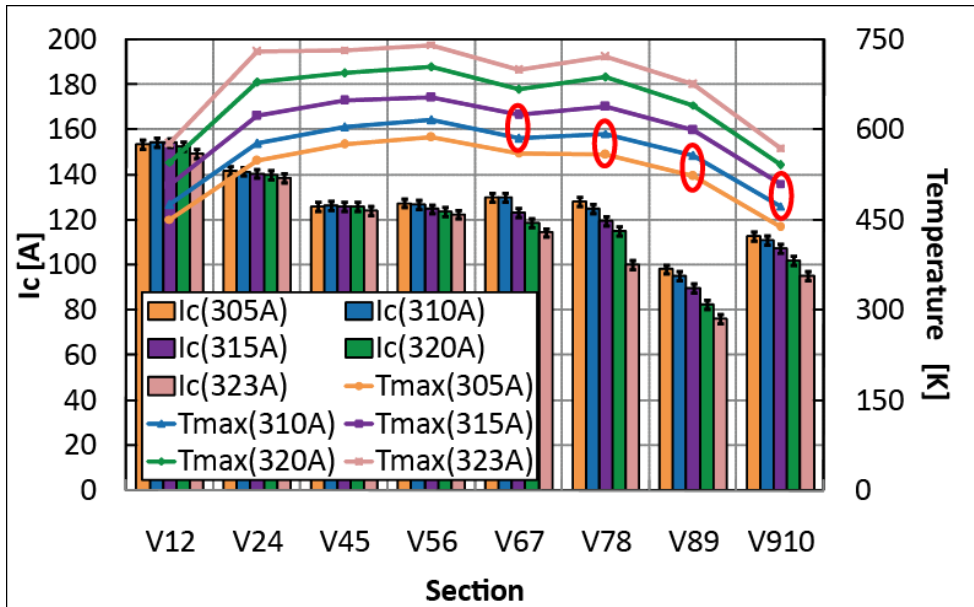


図 2.7 Sample 2 の実験結果

Sample 3

各電圧端子間の I_c と最高到達温度 T_{max} の関係を図 2.8 に示す。 $I_{peak}=109.5$ A を通電後に V67 と V78 の I_c が劣化した。劣化開始温度は、V67 が 463-525 K、V78 が 496-566 K であった。

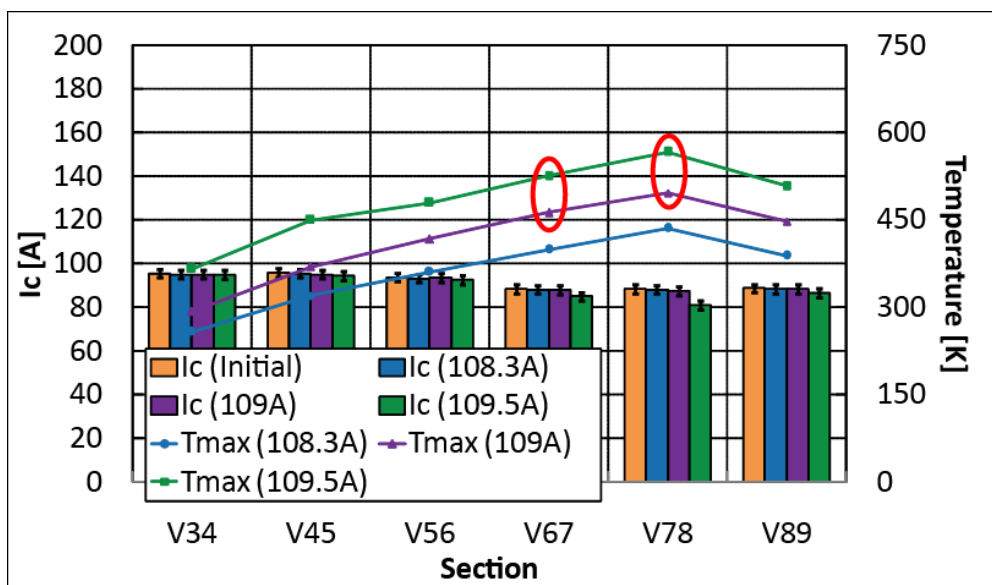


図 2.8 Sample 3 の実験結果

Sample 4

各電圧端子間の I_c と最高到達温度 T_{max} の関係を図 2.10 に示す。 $I_{peak}=186$ A を通電後に V23、V34、V45、V56、V67、V78 が劣化した。劣化開始温度は、V23 が 449-489 K、V34 が 480-521 K、V45 が 480-521 K、V56 が 461-501 K、V67 が 462-503 K、V78 が 480-524 K であった。

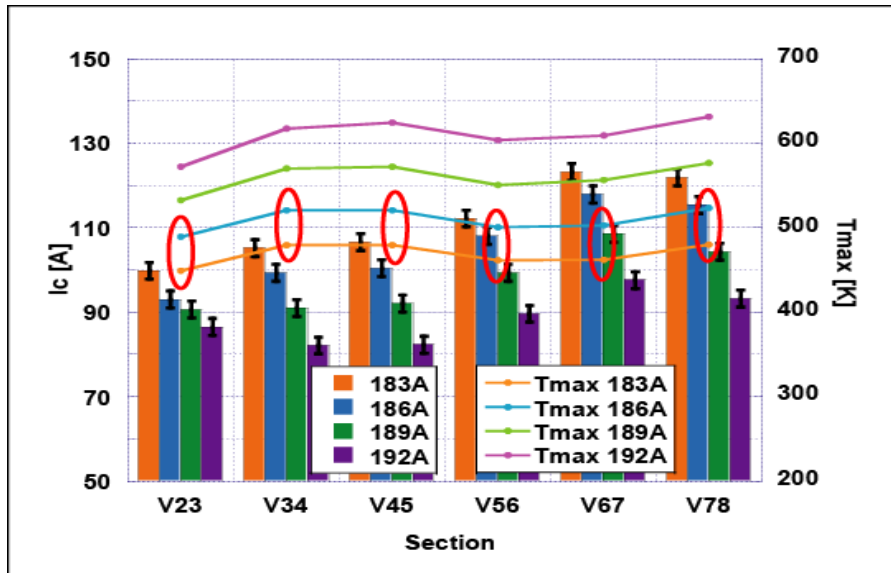


図 2.9 Sample 4 の実験結果

Sample 5

各電圧端子間の I_c と最高到達温度 T_{max} の関係を図 2.10 に示す。 $I_{peak}=186$ A を通電後に V23 と V45 と V56 と V67 と V79 が劣化し、 $I_{peak}=189$ A を通電後に V12 と V34 と V910 が劣化した。劣化開始温度は、V12 が 417-448 K、V23 が 480-501 K、V34 が 503-551 K、V45 が 453-497 K、V56 が 457-513 K、V67 が 461-521 K、V79 が 460-511 K、V910 が 468-506 K であった。

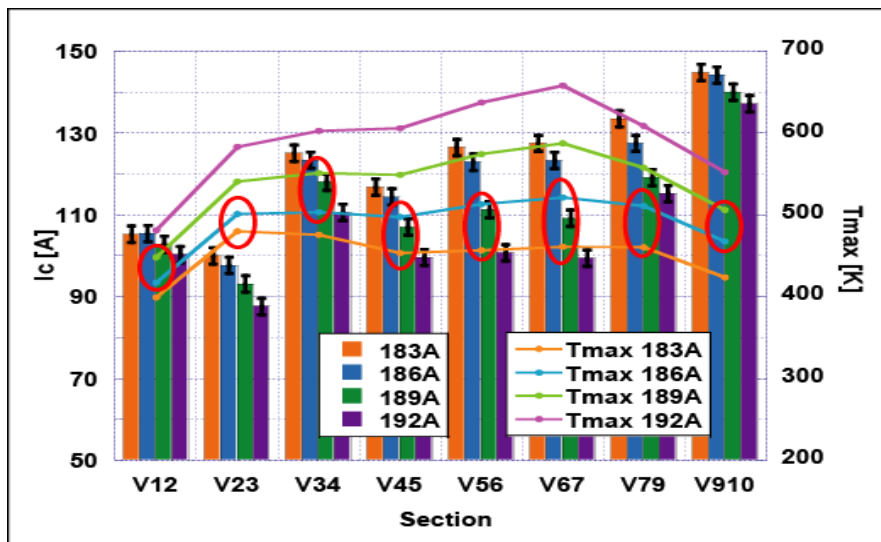


図 2.10 Sample 5 の実験結果

Sample 6

各電圧端子間の I_c と最高到達温度 T_{max} の関係を図 2.11 に示す。 $I_{peak}=206$ A を通電後に V56 が劣化した。劣化開始温度は、V56 が 463-571 K であった。

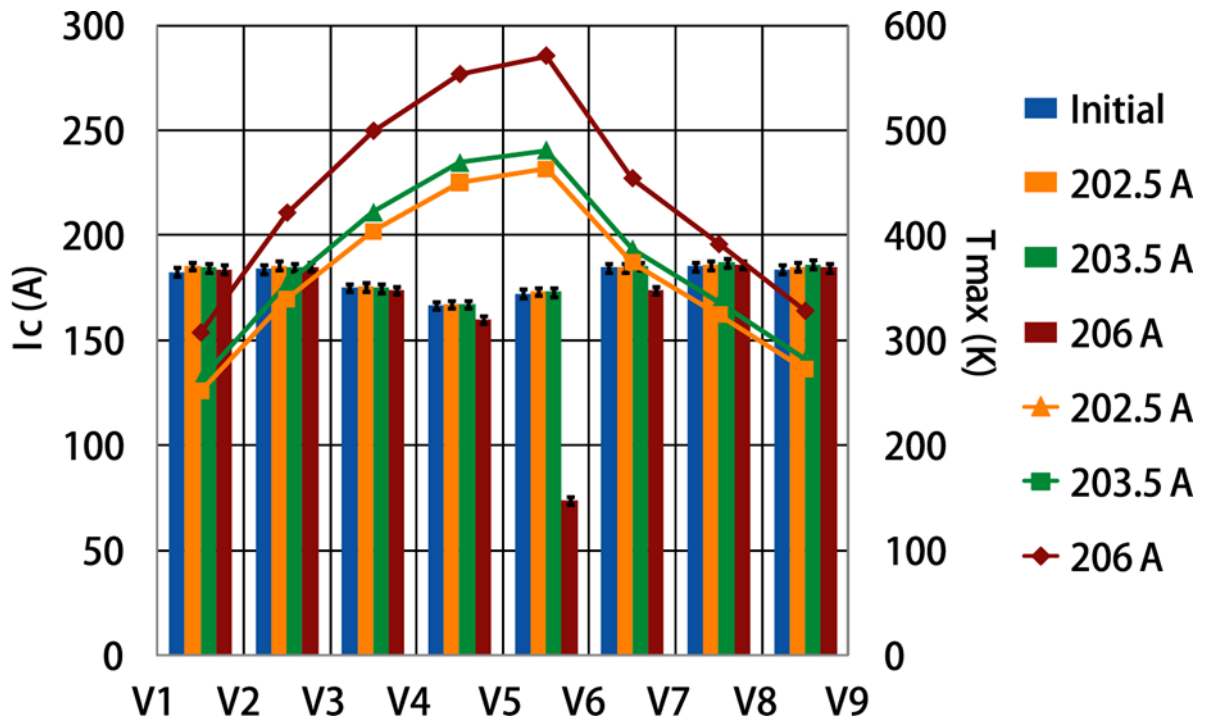


図 2.11 Sample 6 の実験結果

2.5.2 GdBCO 超電導線材

Sample 7、8 の初期と各交流過電流通電後の臨界電流特性を図 2.12、2.13 に示す。図 2.12、2.13 の横軸は電流で、縦軸は電圧を長さあたりに割った電界である。 I_c は $1 \mu\text{V}/\text{cm}$ 基準で評価した。図 2.12、2.13 より、Sample 7、8 とともに $I_{peak}=130$ A までの過電流通電において明確な劣化が観測されず、 $I_{peak}=135$ A で劣化が観測された。また、 n 値の劣化は観測されなかった。

交流過電流通電時の Sample 7、8 の最高到達温度 T_{max} を図 2.14 に示す。図 2.14 の横軸は I_{peak} で、縦軸は T_{max} である。図 2.14 より、Sample 7 の劣化開始温度は 570-661 K で、Sample 8 の劣化開始温度は 534-619 K であった。よって、GdBCO 超電導線材の劣化開始温度は 530 K 以上であることが実験的に得られた。

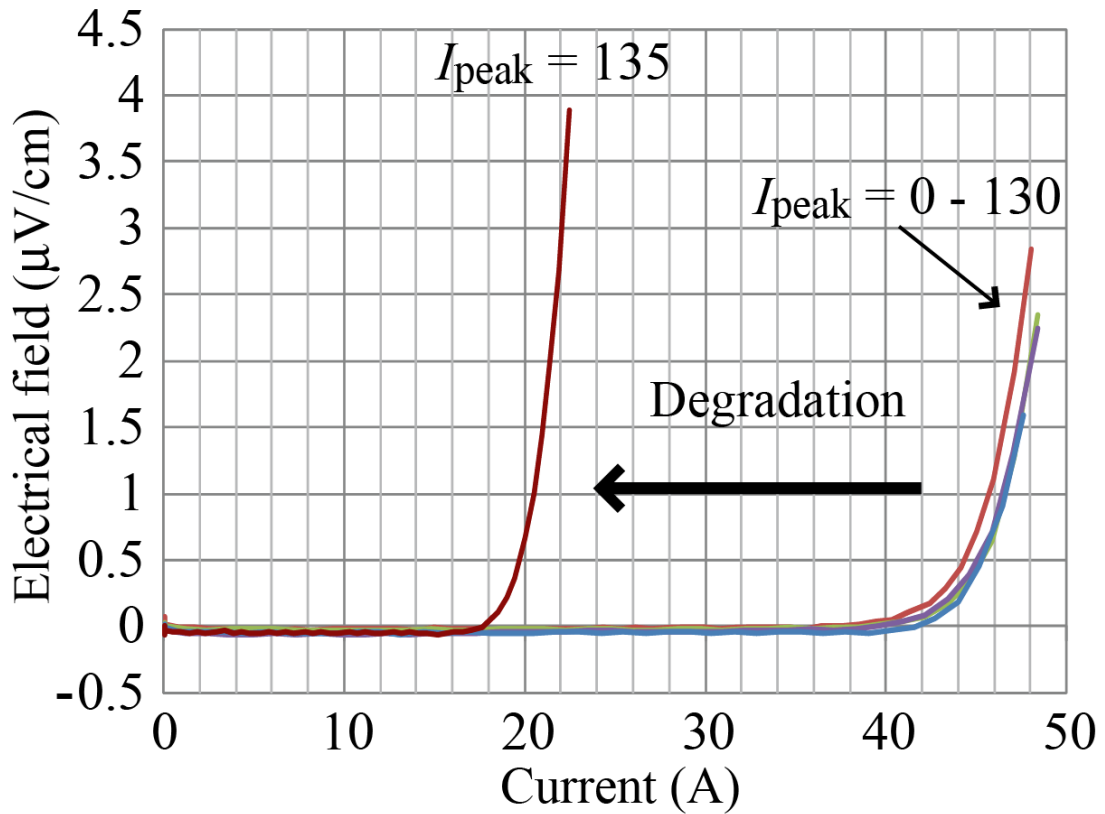


図 2.12 Sample 7 の初期と各交流過電流通電後の臨界電流特性

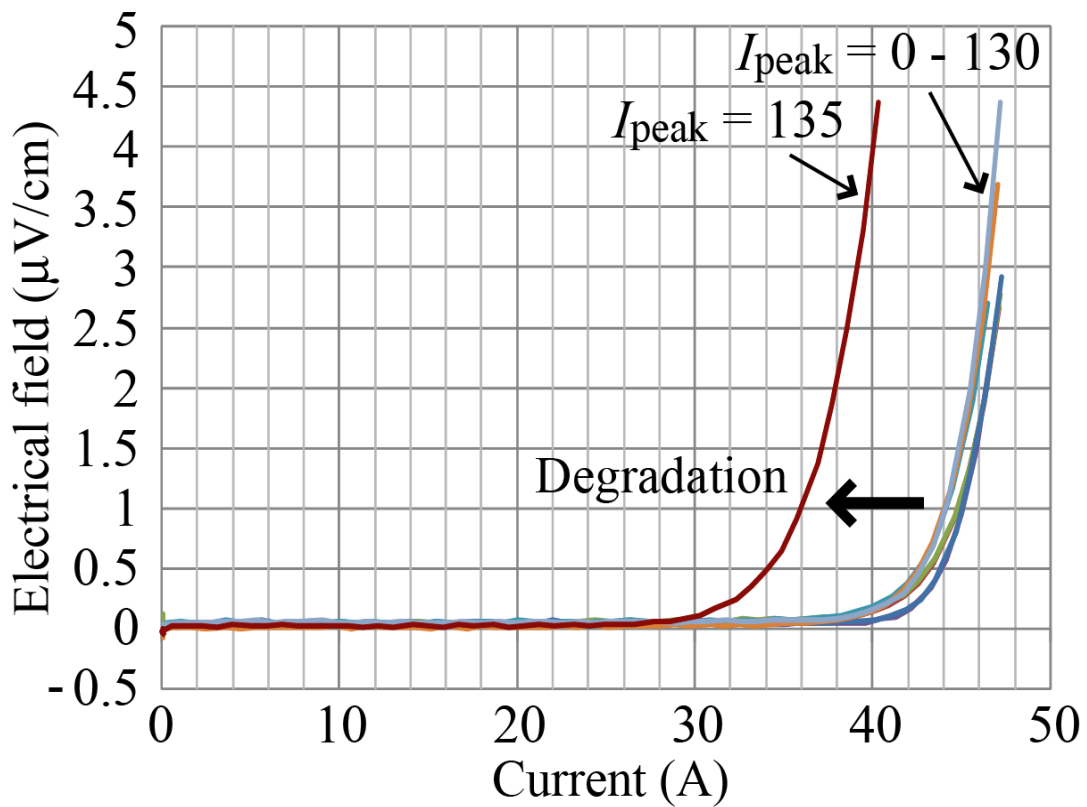


図 2.13 Sample 8 の初期と各交流過電流通電後の臨界電流特性

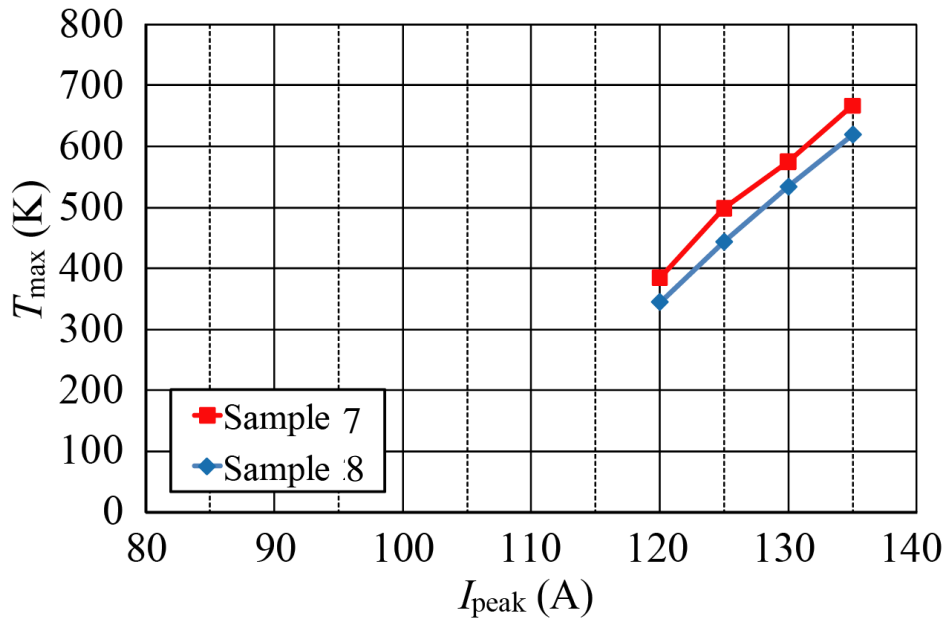


図 2.14 交流過電流通電時の Sample 7、8 の最高到達温度

2.5.3 劣化開始温度のまとめ

YBCO 超電導線材と GdBCO 超電導線材の劣化開始温度を図 2.15 に示す。図 2.15 の横軸は各サンプルを意味し、縦軸はそれぞれ温度である。図中の帯はそれぞれ劣化開始した温度範囲である。図 2.15 より、Sample 1-8 の劣化開始温度は 400 K 以上で、500 K 前後の範囲に分布していることが本研究により明らかになった。Sample 1-2 は銅安定化層を半田接続、Sample 3 は銅安定化層無し、Sample 4-8 は銅安定化層をメッキ加工した超電導線材であるが、劣化開始温度に明確な差異を確認されなかった。

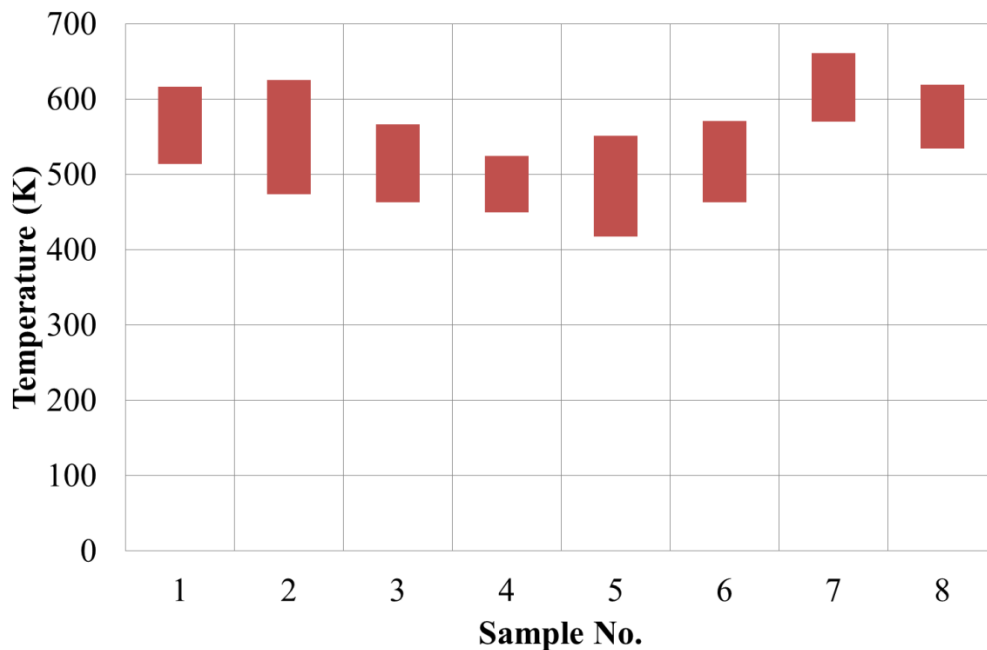


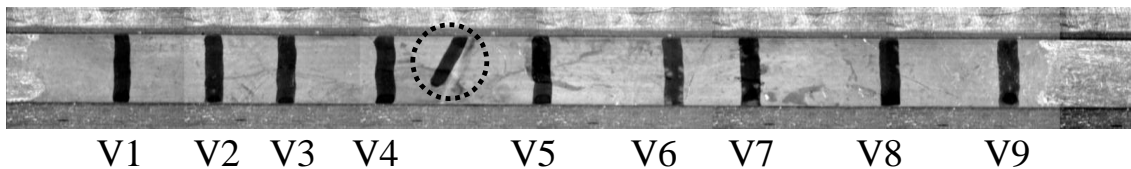
図 2.15 劣化開始温度

2.6 MO 観察 (Magneto-Optical Imaging)

過電流通電実験に用いた超電導線材の劣化箇所および劣化範囲を特定するために、Sample 6 について過電流通電試験前後の MO 観察を行った。MO 観察は磁気光学効果の一種であるファラデー効果を利用して、磁束密度の2次元マッピングを可能とする手法である。なお、MO 観察は国際超電導産業技術研究センターに依頼して行った。超電導線材を表面から MO 観察すると、磁束が存在する箇所を偏光顕微鏡を用いた検出方法によって2次的に把握することができる。そして、磁束の分布は明暗で判別でき、明るい場所ほど磁束密度が高い。超電導体は反磁性の性質から、外部からの磁束侵入を妨げるように遮蔽電流が流れる。しかし、欠陥や劣化箇所があると、そこで磁束は遮蔽されずに透過するので明るく見える。

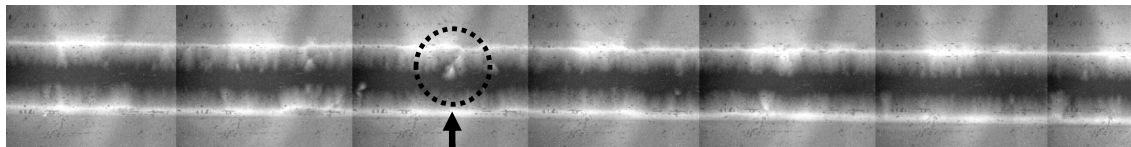
図 2.16 に過電流通電試験前後における Sample 6 の MO 観察結果を示す。図中の一番上は超電導線材の表面写真、その下は過電流通電試験前の MO 観察結果、一番下は試験後の MO 観察結果であり、それぞれ長手（横）方向の位置は対応している。超電導線材の表面写真にある黒線は電圧端子の位置を表している。点線の円で囲まれた部分は劣化箇所を意味する。図 2.16 より、過電流通電試験前に V45 間でわずかな欠陥が観測され、図 2.11 の I_c 分布からも V45 が他の区間より I_c が低いと確認できる。過電流通電試験後には劣化した V56 間において、超電導線材の幅方向に局所な筋状の欠陥が観測された。そこで、局所的な劣化を引き起こす要因の一つとして考えられる熱応力に着目し、次節にて2次元有限要素法を用いた数値解析により劣化開始温度と劣化箇所との関係について評価する。

Optical Micrograph

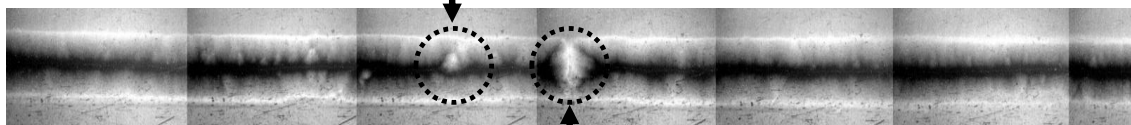


Magneto-optical Imaging

Before over-current tests



After over-current tests



New defect caused by over-current tests

図 2.16 Sample 6 の MO 観察結果

2.7 熱応力解析

超電導線材の劣化要因として、熱応力や電磁応力が考えられる。本論文は、積層構造である REBCO 超電導線材の各層の線膨張係数が異なることによって生じる層間の熱応力に着目し、2次元有限要素法による数値解析手法を開発し、熱応力に起因する超電導層の応力・ひずみと劣化温度および劣化箇所の関係について評価した。

熱応力解析は、超電導線材の断面方向について2次元有限要素法より熱弾性問題として、過電流通電試験の温度分布結果から断面内の応力分布とひずみ分布について評価した。熱弾性問題の基礎方程式は、平衡方程式、ひずみ-変位関係式、応力-ひずみ関係式の3種類である。また、平衡方程式は仮想仕事の原理で置き換えることができるため、本解析は仮想仕事の原理、ひずみ-変位関係式、応力-ひずみ関係式を基礎方程式として用いた^[36-42]。

仮想仕事の原理は、

$$\int_V \delta\{\varepsilon\}^T \{\sigma\} dV - \int_V \delta\{U\}^T \{\bar{F}\} dV - \int_{S_\sigma} \delta\{U\}^T \{\bar{T}\} dS = 0 \quad (2.1)$$

で表される。ここで、 $\{\sigma\}$ は応力ベクトル、 $\{\varepsilon\}$ はひずみベクトル、 $\{U\}$ は変位ベクトル、 $\{\bar{F}\}$ は単位体積当たりの物体力ベクトル、 $\{\bar{T}\}$ は単位面積当たりの表面力ベクトル、 V は物体の体積、 S_σ は力学的境界条件から与えられる面積、 $\delta\{\}$ は仮想変位量をそれぞれ表す。

変形前に座標(x, y, z)を占める物体中のある点 P がベクトル量(u, v, w)だけ変形し、点 P'に移る時、点 P の歪みは次式のひずみ-変位式で表される。

$$\varepsilon_x = \frac{\partial u}{\partial x}, \quad \varepsilon_y = \frac{\partial v}{\partial y}, \quad \varepsilon_z = \frac{\partial w}{\partial z} \quad (2.2a)$$

$$\gamma_{xy} = \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x}, \quad \gamma_{yz} = \frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y}, \quad \gamma_{zx} = \frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z} \quad (2.2b)$$

これをマトリクス表示するとひずみベクトル $\{\varepsilon\}$ 、変位ベクトル $\{U\}$ を用いて、

$$\{\varepsilon\} = [A]\{U\}^T \quad (2.3)$$

で表される。ここで[A]は微分演算子マトリクスである。

温度 T だけ加熱あるいは冷却を受ける物体の各点での全ひずみは、自由膨張あるいは自由収縮による熱ひずみと、物体中の応力状態によるひずみとの和により表すことができる。このうち、熱ひずみは等方性材料の場合には、x, y, z 方向に同一の値をもつことから、せん断ひずみ成分を持たない。一方、後者の応力状態によるひずみは、等方弾性体のフックの法則を用いて表すことができる。したがって、(x, y, z)直交デカルト座標系での応力-ひずみ関係式は次式で与えられる。

$$\varepsilon_x = \frac{1}{E} [\sigma_x - \nu(\sigma_y + \sigma_z)] + \alpha T \quad (2.4a)$$

$$\varepsilon_y = \frac{1}{E} [\sigma_y - \nu(\sigma_z + \sigma_x)] + \alpha T \quad (2.4b)$$

$$\varepsilon_z = \frac{1}{E}[\sigma_z - \nu(\sigma_x + \sigma_y)] + \alpha T \quad (2.4c)$$

$$\gamma_{xy} = \frac{1}{G}\tau_{xy}, \quad \gamma_{yz} = \frac{1}{G}\tau_{yz}, \quad \gamma_{zx} = \frac{1}{G}\tau_{zx} \quad (2.4d)$$

E 、 ν 、 G はそれぞれヤング率、ポアソン比、せん断弾性係数と呼ばれる。

式(2.4)を全ひずみベクトル $\{\varepsilon\}$ 、弾性ひずみベクトル $\{\varepsilon^e\}$ 、熱ひずみベクトル $\{\varepsilon^t\}$ で表すと、

$$\{\varepsilon\} = \{\varepsilon^e\} + \{\varepsilon^t\} \quad (2.5)$$

となる。また、 $\{\sigma\}$ と $\{\varepsilon^e\}$ はフックの法則の関係から弾性応力-ひずみマトリクス $[D^e]$ を用いると、

$$\{\sigma\} = [D^e]\{\varepsilon^e\} \quad (2.6)$$

と書ける。式(2.5)、(2.6)から応力-ひずみ関係式

$$\{\sigma\} = [D^e](\{\varepsilon\} - \{\varepsilon^t\}) \quad (2.7)$$

が得られる。

変位ベクトル $\{U\}$ は未知量である接点変位ベクトル $\{d\}$ と形状関数 $[N]$ を用いると、

$$\{U\} = [N]\{d\} \quad (2.8)$$

と表すことができる。

式(2.8)を式(2.3)に代入すれば、要素内のひずみベクトル $\{\varepsilon\}$ は、接点変位ベクトル $\{d\}$ を用いて

$$\{\varepsilon\} = [A][N]\{d\} = [B]\{d\} \quad (2.9)$$

と表すことができる。ここで $[B]$ はひずみ-変位マトリクスである。式(2.1)に式(2.7)-(2.9)を代入すると、

$$\int_{V^e} \delta\{d\}^T [B]^T [D^e] ([B]\{d\} - \{\varepsilon^t\}) dV - \int_{V^e} \delta\{d\}^T [N]^T \{\bar{F}\} dV - \int_{S_\sigma^e} \delta\{d\}^T [N]^T \{\bar{T}\} dS = 0 \quad (2.10)$$

が得られる。ここで V 、 S は要素の体積および力学的境界条件の与えられる要素の面積を表す。上式を整理すると、

$$\begin{aligned} \delta\{d\}^T \int_{V^e} [B]^T [D^e] [B] dV \{d\} = & \\ \delta\{d\}^T \int_{S_\sigma^e} [N]^T \{\bar{T}\} dS & \\ + \delta\{d\}^T \int_{V^e} [N]^T \{\bar{F}\} dV & \\ + \delta\{d\}^T \int_{V^e} [B]^T [D^e] \{\varepsilon^t\} dV & \end{aligned} \quad (2.11)$$

が得られる。 $\delta\{d\}$ は任意の仮想接点変位ベクトルであるから、上式が成り立つためには、

$$\begin{aligned} \int_{V^e} [B]^T [D^e] [B] dV \{d\} = & \\ \int_{S_\sigma^e} [N]^T \{\bar{T}\} dS + \int_{V^e} [N]^T \{\bar{F}\} dV + \int_{V^e} [B]^T [D^e] \{\varepsilon^t\} dV & \end{aligned} \quad (2.12)$$

を満たす必要がある。各要素については式(2.12)を次のように書ける。

$$[k][d] = \{f_s\} + \{f_v\} + \{f_t\} \quad (2.13)$$

$$[k] = \int_{V^e} [B]^T [D^e] [B] dV \quad (2.14)$$

$$\{f_s\} = \int_{S^e} [N]^T \{\bar{T}\} dS \quad (2.15)$$

$$\{f_v\} = \int_{V^e} [N]^T \{\bar{F}\} dV \quad (2.16)$$

$$\{f_t\} = \int_{V^e} [B]^T [D^e] \{\varepsilon'\} dV \quad (2.17)$$

ここで $[k]$ は要素の剛性マトリクスであり、 $\{f_s\}$ 、 $\{f_v\}$ はそれぞれ表面力および体積力による接点変位荷重ベクトルを表す。また、 $\{f_t\}$ は熱ひずみによる見かけの接点荷重ベクトルである。本解析は過電流通電によって生じる応力のうち熱応力に関する熱ひずみによる見かけの接点荷重ベクトル $\{f_t\}$ のみを考慮し、表面力および体積力による接点変位荷重ベクトル $\{f_s\}$ 、 $\{f_v\}$ は無視した。式(2.13)を全ての要素について求め、これらを足し合わせるにより全体の支配方程式が得られる。

2.7.1 解析モデル

熱応力解析は、超電導線材が応力やひずみを受けた際に変位することを考慮せず、直状の REBCO 超電導線材が剛体壁である銅電流リードに両端を拘束されている状況下における評価を行うものである。解析モデルを図 2.17 に示す。本解析は、REBCO 超電導線材の幅方向の応力分布が一様であると仮定し、断面方向(X-Y)を解析領域とした。各層の界面は、完全接着状態と想定し、剥離等の現象は考慮しない。本解析で使用した線膨張係数とヤング率のを図 2.18 に示す。なお、ハステロイはその組成の 80 %程がニッケルであることからニッケルの物性値で代用している。

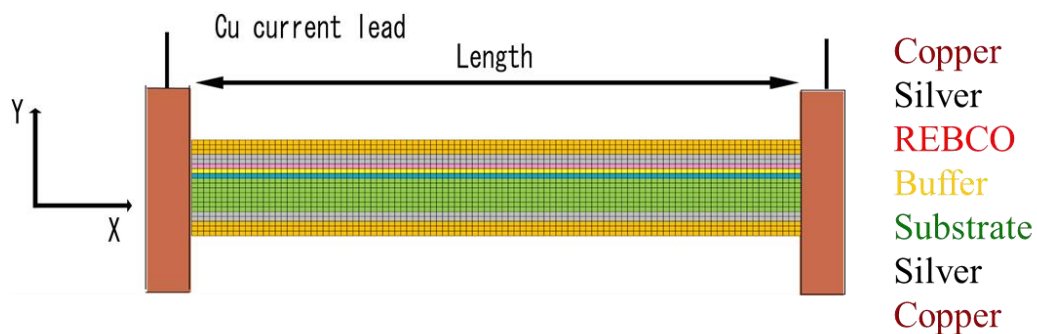
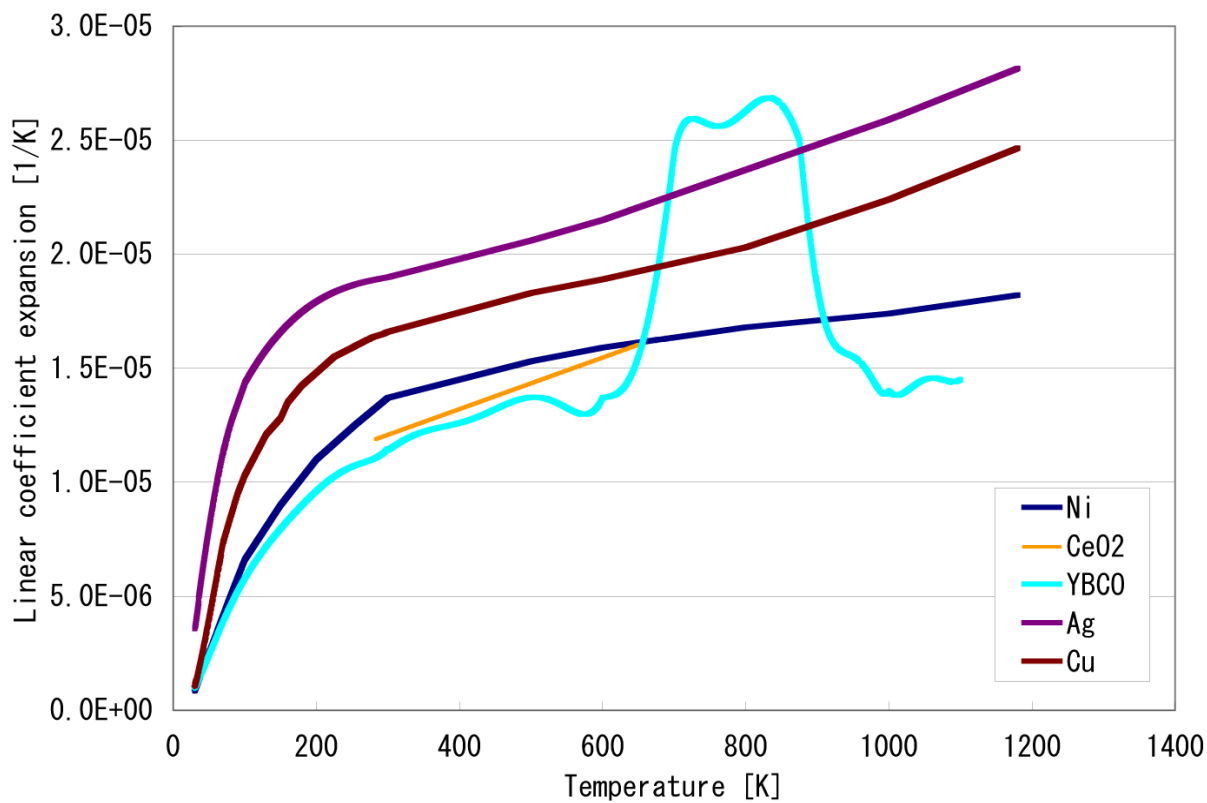
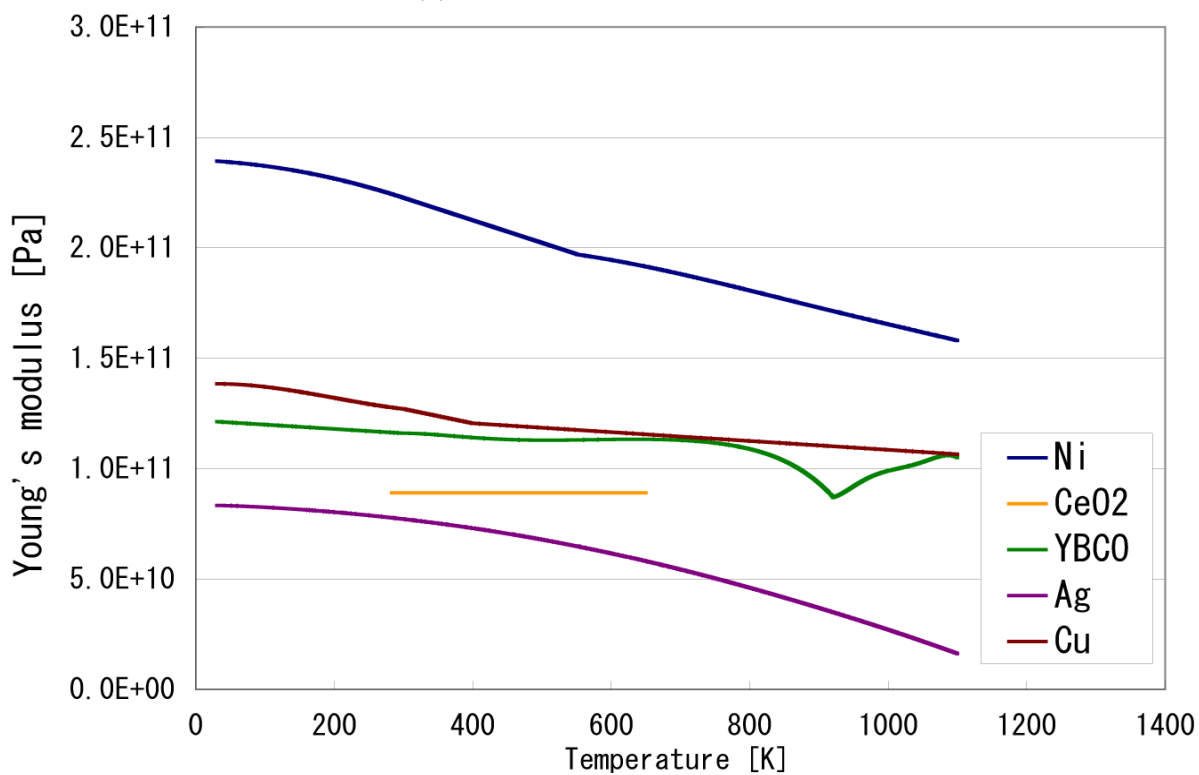


図 2.17 解析モデル



(a) 線膨張係数^[36-42, 71-73]



(b) ヤング率^[36-42, 71-73]

図 2.18 線膨張係数とヤング率の温度依存性

2.7.2 熱応力解析の妥当性検証

剛体壁に両端を固定されている長さ L の梁の温度が初期温度 T_0 から ΔT だけ一様に温度上昇した場合の熱応力を考える。なお、線膨張係数 α とヤング率 E は温度によらず一定とする。もし剛体壁がなく、自由な状態におかれたとすれば、梁の長さは温度上昇 ΔT により $L(1+\alpha\Delta T)$ となるはずである。したがって、梁には長さ $L(1+\alpha\Delta T)$ から L に圧縮されたと同等の圧縮の圧縮応力を生じることになる。すなわち、

$$\sigma = E \frac{L(1+\alpha\Delta T) - L}{L(1+\alpha\Delta T)} = E \frac{\alpha\Delta T}{1+\alpha\Delta T} \quad (2.18)$$

一般には $\alpha\Delta T$ は 1 に対して無視できる程小さいから、上式は

$$\sigma = E\alpha\Delta T \quad (2.19)$$

となる。ここで、 $\Delta T=100$ K とし、線膨張係数 α とヤング率 E はそれぞれ温度によらず一定で $\alpha=13 \times 10^{-6}$ 1/K、 $E=222$ Gpa として計算すると、応力の理論解は -288.6 Mpa と求まる。

以上と同じ条件で解析した結果を図 2.19 に示す。端部は境界条件により応力集中が発生しており、理論解とは一致しないが、端部から十分離れた箇所に関してはほぼ一様な圧縮応力が発生しており、その値は約 -289 Mpa であった。よって、理論解とよく一致しており、本解析の妥当性が確認された。

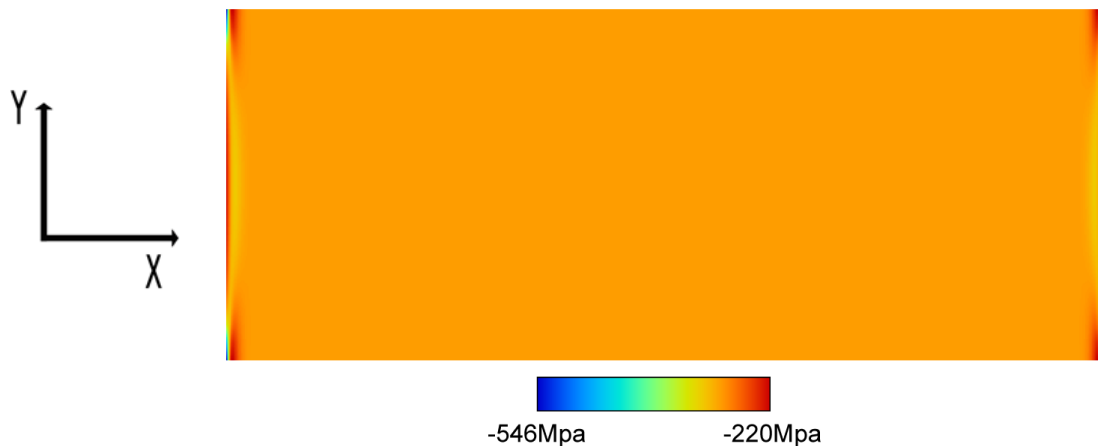
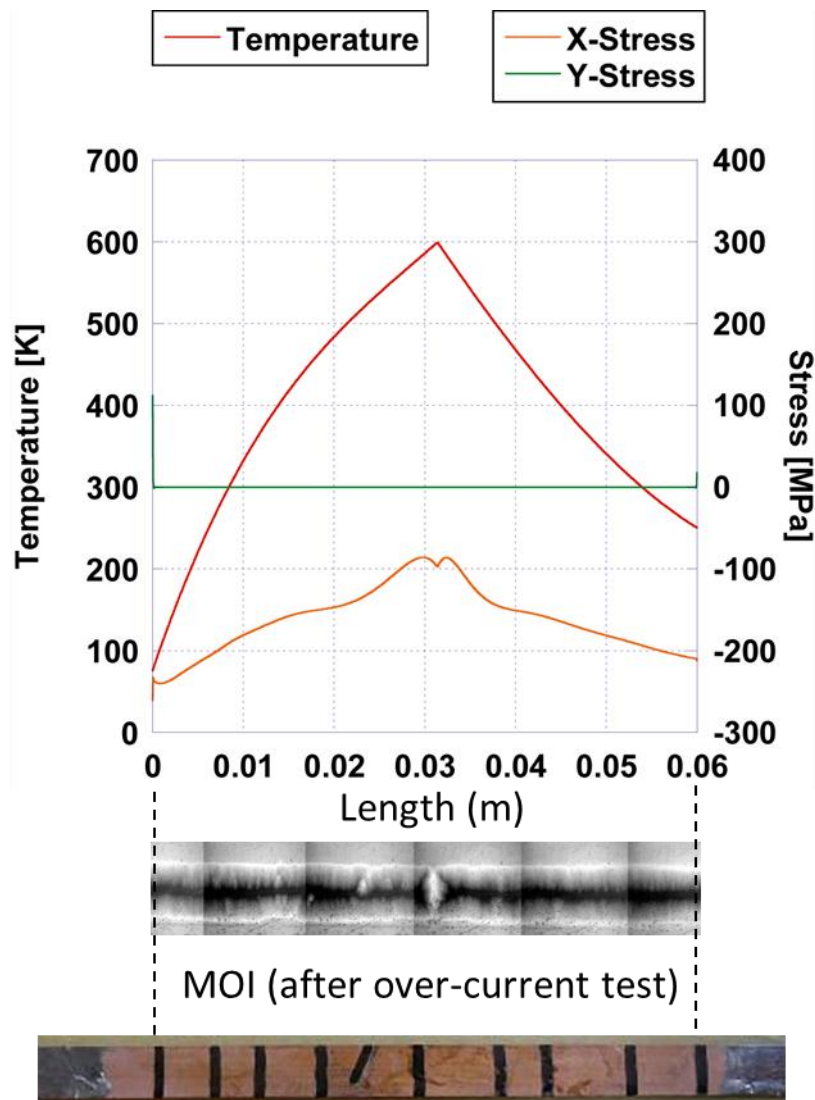


図 2.19 解析結果

2.7.3 熱応力-ひずみと超電導特性の劣化との関係

2.6 節で MO 観察を行った Sample 6 の YBCO 超電導線材について熱応力解析を行い、熱応力と劣化温度および劣化箇所との関係について検討した。熱応力解析の入力条件には、図 2.11 の Sample 6 の劣化が観測された $I_{\text{peak}}=206$ A を通電した際の温度分布を代入した。そして、線材長手方向の応力とひずみの解析結果を図 2.20、2.21 に示す。図 2.20 と 2.21 には過電流通電試験後の MO 観察結果と線材表面の写

真を横軸と対応して表示している。図 2.20 から、線材長手方向 (X 方向) には圧縮応力が生じており、MO 観察で観測された劣化箇所においては約 -100 MPa である。図 2.21 から、線材長手方向 (X 方向) と厚み方向 (Y 方向) に圧縮ひずみ (負の値) と引っ張りひずみ (正の値) が生じており、MO 観察で観測された劣化箇所においては最大約 0.4% の局所的な引っ張りひずみが発生している。先行研究において、YBCO 超電導線材は製法の違いによってばらつきがあるものの約 0.3-0.7% のひずみ (引っ張り、圧縮、曲げ) 印加で不可逆的に I_c が劣化すると報告されている^[43-45]。よって、本解析結果から短絡事故で想定される過電流通電に対して、熱応力により生じた局所的なひずみが超電導線材の I_c の劣化要因の一つであると考えられる。



Photograph of the surface of coated conductor

図 2.20 応力分布の解析結果

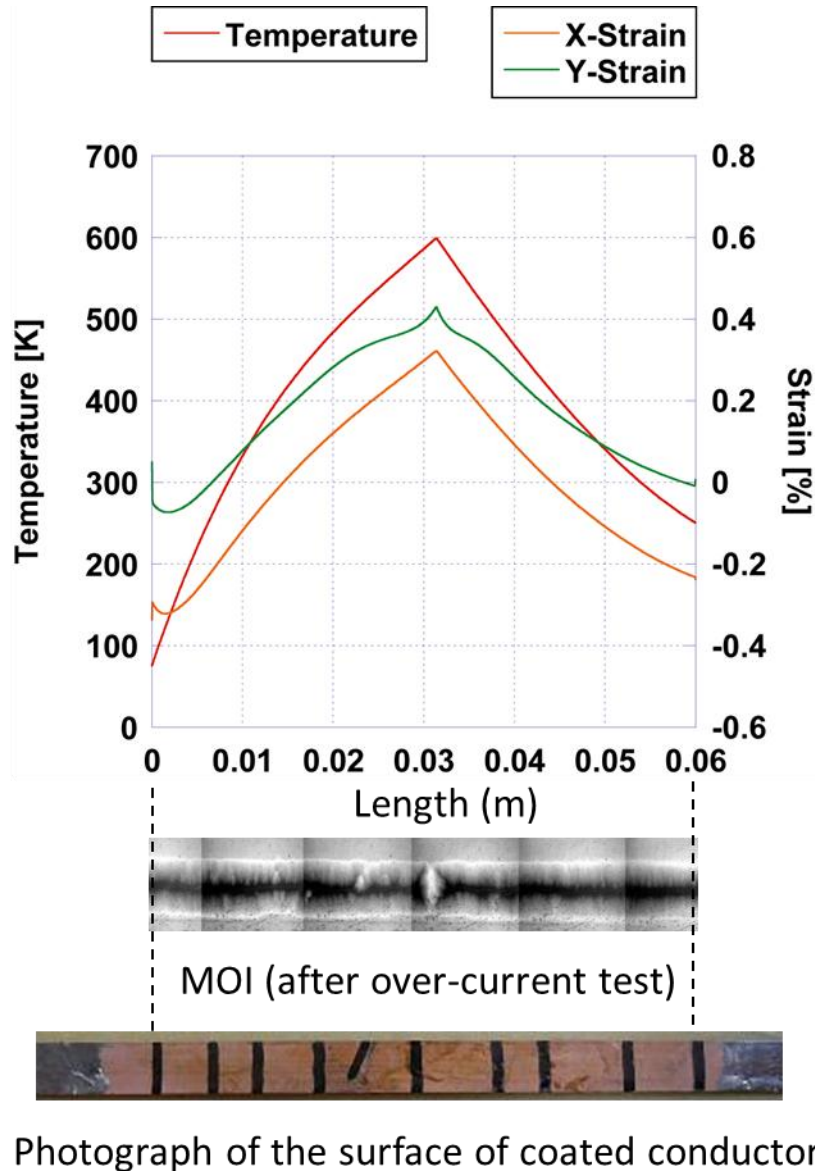


図 2.21 ひずみ分布の解析結果

2.8 まとめ

高温超電導電力ケーブルを構成する REBCO 超電導線材に対して過電流通電特性評価試験を行い、超電導線材の臨界電流特性が劣化開始する温度の限界値について評価した。過電流通電試験は、短絡事故電流を定性的に模擬した過電流を徐々に大きくしながら REBCO 超電導線材に通電し、各過電流通電に対する線材の温度上昇および臨界電流値を測定して、過電流通電による臨界電流値が劣化開始する温度を評価した。その結果、REBCO 超電導線材の臨界電流特性が劣化開始する温度は約 400 K 以上であることが明らかになった。以上の劣化開始温度の結果を REBCO 高温超電導電力ケーブルの短絡事故電流に対する許容温度上昇の設計指標として、4章の 66 kV 系統と 5章の 275 kV 系統の耐過電流導体設計を行った。

劣化要因の究明のために MO 観察 (Magneto-Optical Imaging) により超電導線材の劣化箇所を調べた結果、超電導線材の幅方向に局所的な筋状の欠陥が観測された。そこで、局所的な劣化を引き起こす要因の一つとして考えられる熱応力について、2次元有限要素法を用いた数値解析手法を開発し、熱応力に起因する超電導層の応力・ひずみと劣化温度および劣化箇所の関係について評価した。解析の結果、MO 観察で観測された劣化箇所において最大約 0.4%の局所的なひずみが発生し、先行研究で報告された不可逆的な I_c の劣化開始ひずみ約 0.3-0.7%との関連性が確認された。よって、本解析結果から短絡事故で想定されるような 0.6-2 秒の過電流通電に対して、局所的な熱ひずみが超電導線材の I_c の劣化要因の一つである可能性が示された。

第3章

REBCO 超電導電カケーブルの 通電・伝熱特性評価手法の開発

3.1 概要

本章では、REBCO 超電導電力ケーブルの通電・伝熱特性を評価する数値解析手法の開発について述べ、REBCO 超電導モデルケーブルを用いた検証実験と解析との比較から数値解析手法の妥当性を示す^[46-49]。また、検証実験に用いた REBCO 超電導電力ケーブルの試設計について述べる^[46-49]。

REBCO 高温超電導電力ケーブルの電流分布と温度分布を詳細に評価するため、有限要素法と回路方程式に基づく電流分布・熱伝導連成解析プログラムを開発した。電流分布解析において、Maxwell 方程式と集中定数回路モデルより支配方程式を導出し、導体内を有限要素法により定式化して「場の解析」を行った。ケーブル内のインダクタンス成分は集中定数として回路方程式でモデル化し、有限要素法と連成した。REBCO 超電導線材の非線形な臨界電流特性には、近似式としてよく用いられる n 値モデルを適用した。熱解析において、熱平衡方程式より支配方程式を導出し、有限要素法により定式化した。本解析手法は、REBCO 超電導線材の不均一な臨界電流特性を考慮できるため、REBCO 超電導電力ケーブルの各層の電流分布・温度分布のみならず、層内の詳細分布も評価できるものである^[46-49]。

開発した解析手法の妥当性を確認するために、1 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルと 20 m 級 REBCO 超電導モデルケーブルについて検証試験を行った。1 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルの導体部分は銅フォーマと 1 層の超電導導体層で構成し、外側に絶縁層を巻きつけた構造である。1 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルの試験において、ケーブル内の詳細な電流分布と温度上昇を実験と解析で比較検討した^[46, 47]。1 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルの結果を踏まえて、20 m 級 REBCO 超電導モデルケーブルに対する試設計を行った^[47]。そして、その設計に基づき銅フォーマ、超電導導体層、絶縁層、超電導シールド層、銅シールド層と絶縁保護層で構成される 20 m 級 REBCO 超電導モデルケーブルを試作し、シールド電流と温度分布について実験と解析を比較検討した^[48, 49]。

3.2 REBCO 超電導電力ケーブルの数値解析手法

本解析手法は、有限要素法と回路方程式を用いて単相の REBCO 超電導電力ケーブルの電流分布と温度分布を評価するものである^[50-65]。電流分布は、Maxwell 方程式と集中定数回路モデルにより支配方程式を導出し、「場の解析」として評価した。温度分布は、熱平衡方程式より支配方程式を導出し、ケーブル内の熱解析を行った。電流分布解析と熱解析は、各時間刻みにおいて逐次計算を行い、それぞれの計算結果を次の時間刻みに代入することで連成した。図 3.1 に電流分布解析と熱解析の連成概略を示す。以下に電流分布解析と熱解析の詳細を述べる。

Electromagnetical analysis

Finite element method

$$\nabla \cdot \sigma(T)(\nabla\varphi) = 0$$

Electrical conductivity of the superconductor

$$\sigma_s(T) = \frac{J_c(T)}{|E|} \left(\frac{|E|}{E_c}\right)^{1/n} \quad \text{Newton-Raphson method}$$

J_c : Critical current density
 E_c : Criterion of the Electrical field (1 mV/cm)

Circuit model

$$\begin{bmatrix} R_{\text{cond}} & 0 \\ 0 & R_{\text{shield}} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} I_{\text{cond}} \\ I_{\text{shield}} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} L_{\text{cond}} & M \\ M & L_{\text{shield}} \end{bmatrix} \frac{d}{dt} \begin{Bmatrix} I_{\text{cond}} \\ I_{\text{shield}} \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} \varphi_{\text{cond}} \\ \varphi_{\text{shiled}} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} V_{\text{cond}} \\ \mathbf{0} \end{Bmatrix}$$

R_{cond} R_{shield} : Contact resistance
 L_{cond} L_{shield} M : Inductance
 φ_{cond} φ_{shiled} : Resistive voltage between both ends
 V_{cond} : Total voltage between both ends

▼

φ : Electrical scalar potential I : Current
 E : Electrical field
 J : Current density } Q_g : Joule heat

Thermal analysis

Finite element method

$$r c(T) \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot (k(T)\nabla T) + Q_g \quad \text{Cooling effect}$$

$h(T) (T_s - T_{\text{bath}})$

r : Density $h(T)$: Heat flux
 $c(T)$: Specific heat T_s : Cable surface temperature
 $k(T)$: Thermal conductivity T_{bath} : Bath temperature of the liquid nitrogen

▼

T : Temperature
Renewing $c(T)$ $k(T)$ $\sigma(T)$ $J_c(T)$

図 3.1 電流分布解析と熱解析の連成

3.2.1 電流分布解析

3.2.1.1 電流分布解析の支配方程式

REBCO 超電導電力ケーブルの電磁気現象は Maxwell 方程式で表すことができる。ただし、準定常な場として超電導電力ケーブルの各構成要素に対する磁場の時間変化の影響が小さいと考えられる。すなわち、

$$\nabla \times \mathbf{H} = \mathbf{J} \quad (3.1a)$$

$$\nabla \times \mathbf{E} = 0 \quad (3.1b)$$

が成り立つ。ここで、ベクトル公式 $\nabla \times \nabla \phi = 0$ より、式 (3.1b) は、

$$\mathbf{E} = -\nabla \phi \quad (3.2)$$

となる。 ϕ は電気スカラーポテンシャルである。

オームの法則より、

$$\mathbf{J} = \sigma(T)\mathbf{E} \quad (3.3)$$

が成り立つ。 σ は導電率である。

式 (3.2)、(3.3) を式 (3.1a) に代入し、両辺の発散をとると、

$$\nabla \cdot \sigma(T)(\nabla \phi) = 0 \quad (3.4)$$

となる。式 (3.4) は REBCO 超電導電力ケーブル各層の導体部分の支配方程式であり、有限要素法により定式化した。解析に用いた銅と銀の電気抵抗率を本論文末の付録に示す。

REBCO 超電導線材の臨界電流特性は導電率に集約することができる。臨界電流特性に n 値モデルを用いると、電界と電流密度は次式の関係を満たす。

$$\mathbf{E} = E_c \left(\frac{|\mathbf{J}|}{J_c(T)} \right)^n \frac{\mathbf{J}}{|\mathbf{J}|} \quad (3.5)$$

E_c は基準電界 (1 $\mu\text{V}/\text{cm}$)、 $J_c(T)$ は温度依存性を考慮した臨界電流密度である。図 3.2 に臨界電流特性の温度依存性^[1]を示す。臨界温度 T_c は 90 K とした。

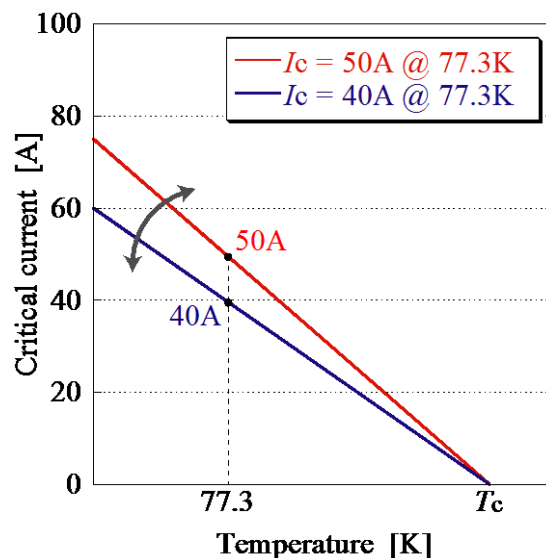


図 3.2 臨界電流特性の温度依存性

式 (3.5) は以下のように書き換えることができる。

$$J = J_c(T) \left(\frac{|E|}{E_c} \right)^{1/n} \frac{E}{|E|} \quad (3.6)$$

式 (3.6) 、 (3.3) から REBCO 超電導線材の導電率 σ_s は、

$$\sigma_s(T) = \frac{J_c(T)}{|E|} \left(\frac{|E|}{E_c} \right)^{1/n} \quad (3.7)$$

となる。これより REBCO 超電導線材の導電率 σ_s は電界 E に非線形に依存することがわかる。このため、非線形有限要素法により REBCO 超電導電力ケーブルの電流分布解析を行う必要がある。非線形問題の解法には、修正 Newton-Raphson 法^[13, 14]を用いた。なお、1章で述べたように高温超電導体は面内配向 (ab 面) であるため、この平面と平行な方向と垂直な方向 (c 軸) とでは臨界電流密度が異なる (異方性)。本解析手法では、REBCO 超電導線材の超電導層が 1-2 μm の薄膜であることから異方性の影響がかなり小さいとして、超電導層の導電率を σ_s として一様に扱う。

REBCO 超電導電力ケーブルの磁気カップリングなどは集中定数回路モデルより定式する。図 3.3 に REBCO 超電導電力ケーブルの回路モデルを示す。次式に支配方程式を示す。

$$\begin{bmatrix} \mathbf{R}_{cond} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{R}_{shield} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \mathbf{I}_{cond} \\ \mathbf{I}_{shield} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{L}_{cond} & \mathbf{M} \\ \mathbf{M} & \mathbf{L}_{shield} \end{bmatrix} \frac{d}{dt} \begin{Bmatrix} \mathbf{I}_{cond} \\ \mathbf{I}_{shield} \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} \boldsymbol{\varphi}_{cond} \\ \boldsymbol{\varphi}_{shield} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \mathbf{V}_{cond} \\ \mathbf{0} \end{Bmatrix} \quad (3.8)$$

R は端部などでの接続抵抗、 L と M は REBCO 超電導電力ケーブルの各層の自己インダクタンスと相互インダクタンス、 $\boldsymbol{\varphi}_{cond}$ と $\boldsymbol{\varphi}_{shield}$ は式 (3.4) より求まる各層の電圧降下、 V_{cond} は導体層 (銅フォーマと超電導導体層) の両端電圧、添え字の $cond$ は導体層、 $shield$ はシールド層を意味する。時間微分項は後退差分法により定式化した。

REBCO 超電導電力ケーブルのインダクタンスは Neumann の公式^[64, 65]より求めた。銅フォーマを円柱モデルで近似し、電流が断面を一様に分布して長手方向に流れていると仮定した。超電導導体層と超電導シールド層および銅シールド層の各層を図 3.4 に示す円筒モデルで近似し、電流が断面を一様に撚りピッチと並行に流れていると仮定した。

銅フォーマの自己インダクタンスおよび他層との相互インダクタンスは、

$$L_i = \frac{\mu_0 l}{2\pi} \left(\frac{1}{4} + \left(\ln \left(\frac{2l}{a_i} \right) - 1 \right) \right) \quad (3.9)$$

$$M_{ij} = \frac{\mu_0 l}{2\pi} \left(\ln \left(\frac{2l}{a_j} \right) - 1 \right) \quad (j > i) \quad (3.10)$$

となる。 l はケーブルの長さ、 a は銅フォーマの半径および他各層の中心半径であらう。超電導導体層と超電導シールド層および銅シールド層の各層の自己インダクタンスと相互インダクタンスは、

$$L_i = \mu_0 \frac{\pi a_i^2}{p_i^2} l + \frac{\mu_0 l}{2\pi} \left(\ln \left(\frac{2l}{a_i} \right) - 1 \right) \tag{3.9}$$

$$M_{ij} = \mu_0 s_i s_j \frac{\pi a_i^2}{p_i p_j} l + \frac{\mu_0 l}{2\pi} \left(\ln \left(\frac{2l}{a_j} \right) - 1 \right) \quad (j > i) \tag{3.10}$$

となる。 p は銅フォーマ以外の各層の撚りピッチ、 s は撚り方向の係数（S撚りで1、Z撚りで-1）である。

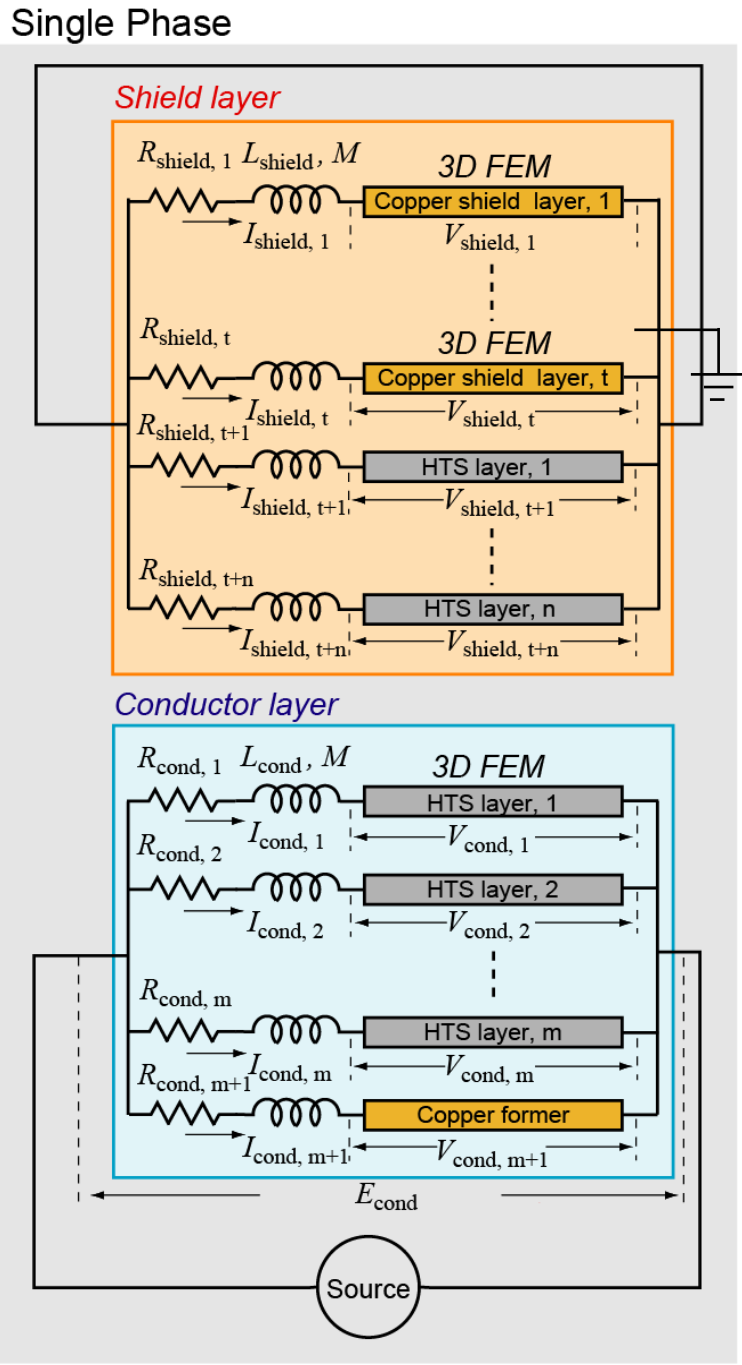


図 3.3 回路モデル

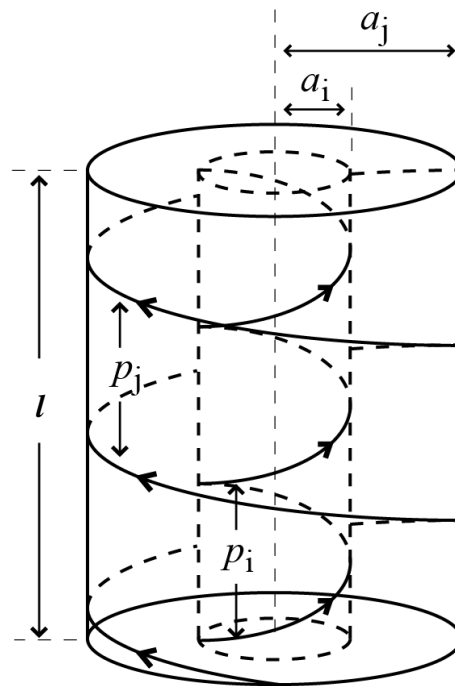


図 3.4 円筒モデル

3.2.1.2 電流分布解析の境界条件

本解析手法は電流を入力項とする。有限要素法の境界条件は、REBCO 超電導電力ケーブルの導体層両端の境界面に流れ込むおよび流れ出る電流を一定とした。集中定数回路モデルの境界条件は、導体層の両端電圧を一定（正極は未知、負極はゼロ）とし、シールド層は接地するため両端電圧をゼロとした。

式 (3.4) に節点要素補間関数 N を用いて、重み付き残差法（Galerkin 法）で定式化すると、

$$\iiint \nabla N \cdot (\sigma \nabla \varphi) dV - \iint N \sigma \nabla \varphi \cdot \mathbf{n} dS = 0 \quad (3.11)$$

となる。式 (3.11) の第 2 項は REBCO 超電導電力ケーブルの導体層両端の境界面に流れ込むおよび流れ出る電流を意味する。有限要素法の境界条件は以下の式により考慮した。

$$-\iint N \sigma \nabla \varphi \cdot \mathbf{n} dS = -I (\text{流れ込む境界}), I (\text{流れ出る境界}) \quad (3.12)$$

3.2.2 熱解析

3.2.2.1 熱解析の支配方程式

REBCO 超電導電力ケーブルの温度場の支配方程式は熱平衡方程式より、

$$\rho c(T) \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot (k(T) \nabla T) + Q_g \quad (3.13)$$

で与えられる。 ρ は密度、 $c(T)$ は比熱容量、 $k(T)$ は熱伝導率、 Q_g は電流分布解析から求まるジュール発熱である。時間微分項は後退差分法により定式化した。解析に用いた銅や銀などの熱物性値を本論文末の付録に示す。絶縁層は液体窒素と

絶縁紙（PPLP）が混合しているため、その熱物性は 5 章で述べる定常伝熱試験より評価し^[66]、一定値とした。

式 (3.13) は有限要素法により定式化した。図 3.5 に熱解析モデルを示す。1 章で述べたように、短絡事故電流は 66 kV 系統で最大 2 秒間、275 kV 系統は最大で 0.6 秒間と非常に短く、ケーブル各層間の PPLP の熱伝導率が銅に比べて 10^3 以上も低いため、短絡事故時では各層間の熱の移動がほぼないとみなすことができる。よって、解析の効率化と高速化を図るために、ケーブルの各層をそれぞれ独立に計算する。銅フォーマは、円柱状の銅導体と絶縁紙（PPLP）で構成した。超電導導体層と超電導シールド層の各層は、撚りピッチに沿った平板モデルとして REBCO 超電導線材と PPLP で構成した。銅シールド層は、撚りピッチに沿った平板モデルとして銅テープと PPLP で構成した。

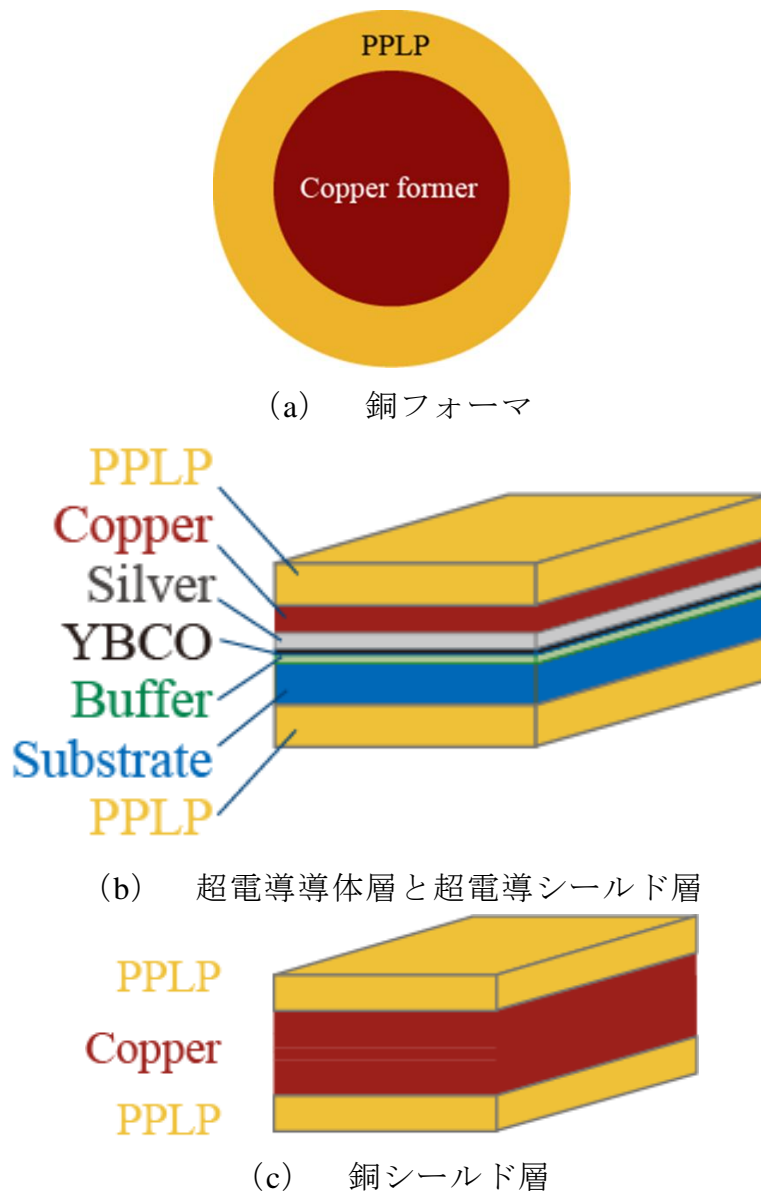


図 3.5 熱解析モデル

REBCO 超電導電力ケーブルを構成する各要素の熱物性は、温度変化に伴い非線形的に変化するため、各時間で電流分布解析と連成して解く必要がある。本解析手法では、各時間刻みにおいて電流分布解析を Newton-Raphson 法により計算したのちに、電流分布解析で得られたジュール発熱を熱解析に代入する。熱物性は微小時間において急激に変化しないため、電流分布解析と同じ時間刻みの熱解析は熱物性値を一定として、支配方程式を線形近似することにより温度分布を求めた。そして、求めた温度分布から熱物性値を更新し、次の時間刻みに渡して電流分布解析を行う。このようにして、電流分布解析と熱解析を逐次計算することで連成解析を行う。

3.2.2.2 熱解析の境界条件

熱解析の境界条件は、REBCO 超電導電力ケーブルの最外層の PPLP 表面が液体窒素に触れているとして、大気圧雰囲気下の飽和液体窒素の非線形熱伝達特性および加圧したサブクール液体窒素の熱伝達特性を考慮した。液体窒素の熱伝達特性を本論文末の付録に示す。

式 (3.13) に節点要素補間関数 N を用いて、重み付き残差法 (Galerkin 法) で定式化すると、

$$\iiint N \rho c(T) \frac{\partial T}{\partial t} dV = - \iiint \nabla N \cdot (k(T) \nabla T) dV + \iint N (k(T) \nabla T) \cdot \mathbf{n} dS + \iiint N Q_g dV \quad (3.14)$$

となる。式 (3.14) の第 2 項は境界積分項であり、REBCO 超電導電力ケーブルの最外層の PPLP と液体窒素の境界面に対して法線方向の熱流束を考慮する。有限要素法の境界条件は以下の式により考慮した。

$$\iint N (k(T) \nabla T) \cdot \mathbf{n} dS = \iint N h(T) (T_s - T_{\text{bath}}) dS \quad (3.14)$$

$h(T)$ は液体窒素の熱流束、 T_s はケーブル最外層の PPLP 表面温度、 T_{bath} は液体窒素の温度 (無限遠点を仮定) である。

3.3 1 m 級 YBCO 超電導モデルケーブル

開発した解析手法の妥当性を確認するために、1 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルを用いて検証試験を行った。以下に実験装置、方法、結果について述べ、数値解析の結果と比較検討する。

3.3.1 実験装置

1 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルは古河電工(株)が作製したもので、このケーブルに用いた YBCO 超電導線材の諸元を表 3.1 に示す。YBCO 超電導線材は中部電力(株)が作製したもので、古河電工(株)が銀層の上に銅層を半田接続している。YBCO 層は MOCVD 法により成膜されている。線材長は 900 mm、線材幅は 10 mm である。本試験では線材両端部 150 mm が電流リードと接続され、線材中央部 600 mm が試験測定範囲である。

表 3.1 YBCO 試料線材の諸元

Length	900.0 mm
Width	10.0 mm
Thickness of Cu-stabilizer	100.0 μm
Thickness of Ag-stabilizer	10.0 μm
Thickness of YBCO	0.8 μm
Thickness of Buffer (CeO ₂ and GZO)	2.0 - 2.4 μm
Thickness of Hastelloy	100.0 μm

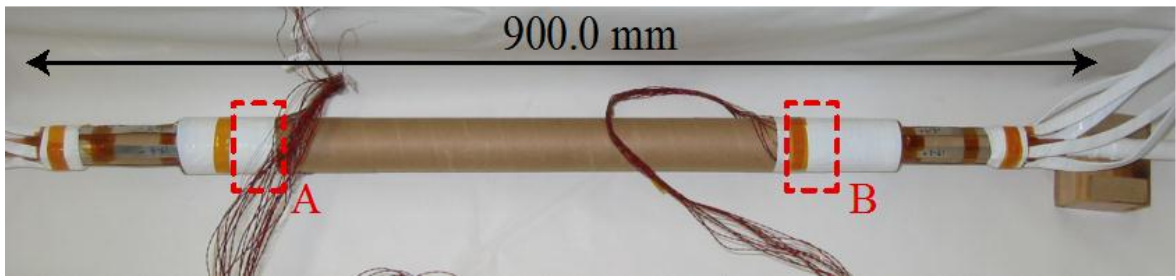
1 m 級 YBCO 超電導ケーブルの諸元を表 3.2 に示す。端部接続前の 1 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルの写真を図 3.6 (a) に、測定用の電圧タップ、ホール素子、白金 (Pt) 抵抗温度計の配置図を図 3.6 (b) に示す。

1 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルの通電・伝熱特性試験は、電流分布と温度分布を詳細に測定するため、電磁現象を複雑化しないようにモデルケーブルをシンプルな構造とした。5 本の YBCO 超電導線材と銅フォーマを並列に接続し、銅フォーマは外径 2.3 mm の銅素線を 37 本より合わせて構成しており、素線の総断面積は約 150 mm² となる。また、電気絶縁層として PPLP を複合している。ホール素子による電流分布の推定を容易にするため、各超電導線材はツイストを施さず、シールド層も設けていない。1 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルに使用した 5 本の YBCO 超電導線材を線材 1-5 とする。ケーブル両端部の約 150 mm を円筒状の銅電流リードに挿入し、半田を流し込むことによって端末部分を一体化した。

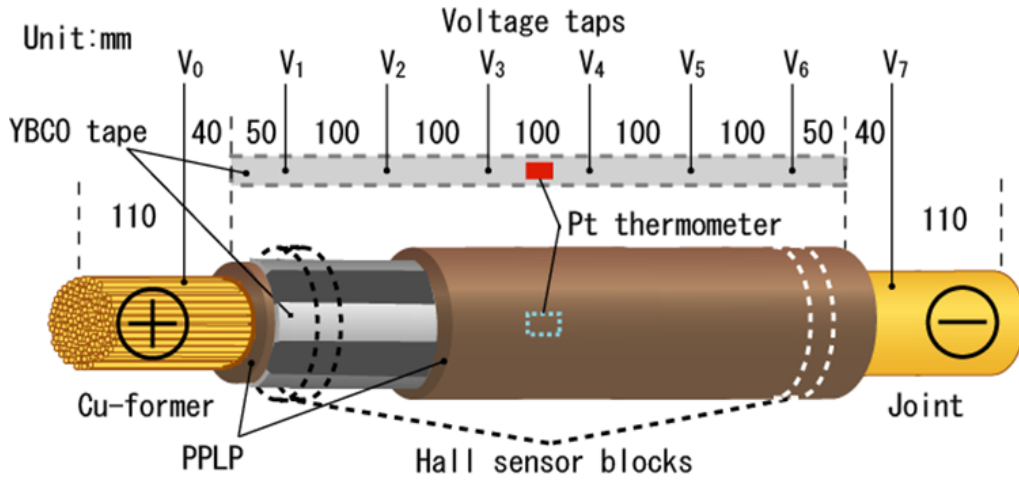
図 3.6 (a) の A、B に示す位置は、モデルケーブル内部に FRP ブロックが設置されており、線材 1-5 と銅フォーマ間の電流分布を測定するためのホール素子が各ブロックに 6 個ずつ固定されている。ホール素子を設置した箇所と、設置していない箇所のモデルケーブル断面図を図 3.7 に示す。ホール素子は線材 1-5 および銅フォーマの直上に位置するように固定されている。図 3.6 (b) における Pt 抵抗温度計は、線材 1-5 との電気絶縁を保つために 0.25 mm 厚 (2 枚) の PPLP を挟んで線材 1-5 に設置した。

表 3.2 1 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルの諸元

Item	Specifications	
Former (Cu stranded conductor)	Outer diameter	14.8 mm
	Outer diameter of Cu strand	2.3 mm
	Number of Cu strand	37
	Section area	153.7 mm ²
PPLP (electrical insulation)	Outer diameter	27.8 mm
YBCO	Number of YBCO	5
	Outer diameter	29.9 mm
PPLP (electrical insulation)	Outer diameter	45.0 mm

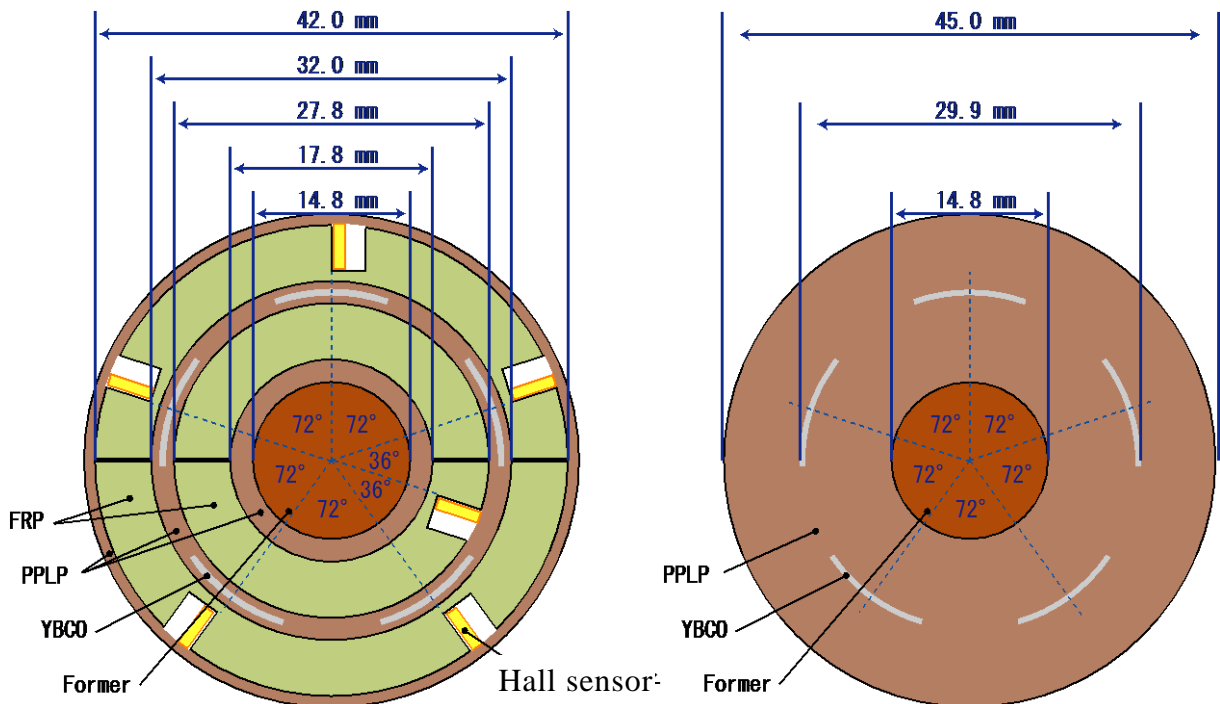


(a) 1 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルの写真



(b) 電圧端子、ホール素子、Pt 抵抗温度計の配置図

図 3.6 1 m 級 YBCO 超電導モデルケーブル



(a) ホール素子を固定した箇所

(b) ホール素子のない箇所

図 3.7 1 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルの断面図

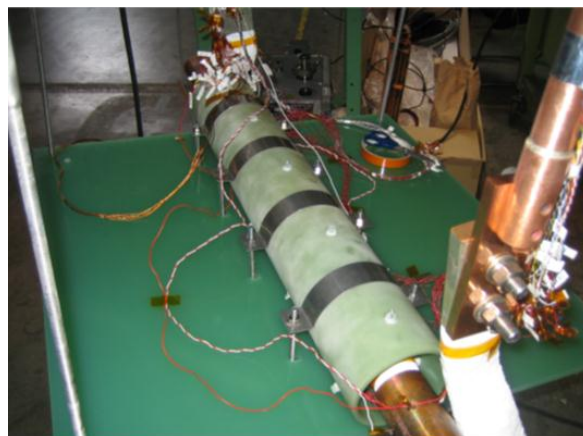
1 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルの取り付けの様子を図 3.8 に、液体窒素浸漬冷却条件とサブクールされた液体窒素冷却条件に用いて実験装置を図 3.9 に示す。本試験では、超電導ケーブルを想定して図 3.8 のような FRP の筒の内部にケーブル導体を固定した。このとき、図 3.8 (b) のように、ケーブル導体が FRP 筒の中心部分に固定されるよう、FRP のネジによってケーブル導体を 3 方向から固定した。サブクールされた液体窒素による浸漬冷却を行うため、図 3.9 (b) のようなクライオスタットを使用した。液体窒素のサブクールは以下のような手順で実施した。

- (1) クライオスタットに大気圧 (0.1 MPa) 77.3 K の液体窒素を注入する。
- (2) ロータリーポンプによりクライオスタット内部を減圧する。
- (3) 減圧による沸点低下に伴い、液体窒素の温度が徐々に低下する。

(0.05 MPa, 70 K)

- (4) ヘリウムガスをクライオスタットに注入し、クライオスタット内部を加圧する。(0.15 MPa, 70 K)

以上の操作によりクライオスタット内の液体窒素をサブクールすることが出来ることを確認すると共に、通電を行わない状態では、サブクール液体窒素が数十分程度の間ほぼ一定の温度を保ち続けていることを確認した。



(a) 取り付け



(b) FRP 筒内部

図 3.8 1 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルの取り付け



(a) 液体窒素浸漬冷却条件



(i) クライオスタット外観



(ii) クライオスタット内観

(b) サブクール液体窒素冷却条件

図 3.9 実験装置

3.3.2 実験方法

1 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルの通電・伝熱試験において、図 3.10 に示す電流波形を用いて実験を行った。液体窒素の浸漬冷却 (77.3 K) とサブクール冷却 (70 K~) の 2 通りの冷却条件で実験を行った。浸漬冷却では、図 3.10 (c) に示す 66 kV 系統の短絡事故電流 $31.5 \text{ kA}_{\text{rms}}$ (I_{rms})、2 s を模擬した過電流通電を行った。サブクール冷却では、図 3.10 (a) に示す $I_{\text{max}}=1.0 \text{ kA}$ (10 A/s) の三角波状電流と図 3.10 (b) に示す $I_{\text{op}}=0.5 \text{ kA}$ 、 $I_{\text{peak}}=3.0 \text{ kA}$ (2.0 s) の方形波状電流を通電した。

測定は図 3.6 に示す電圧端子、ホール素子、Pt 抵抗温度計を用いて行った。準備実験として、浸漬冷却とサブクール冷却での YBCO 超電導線材の臨界電流特性を測定し I_c を求めた。また、電流分布測定に用いるホール素子の出力電圧と通電電流の関係を調査した。

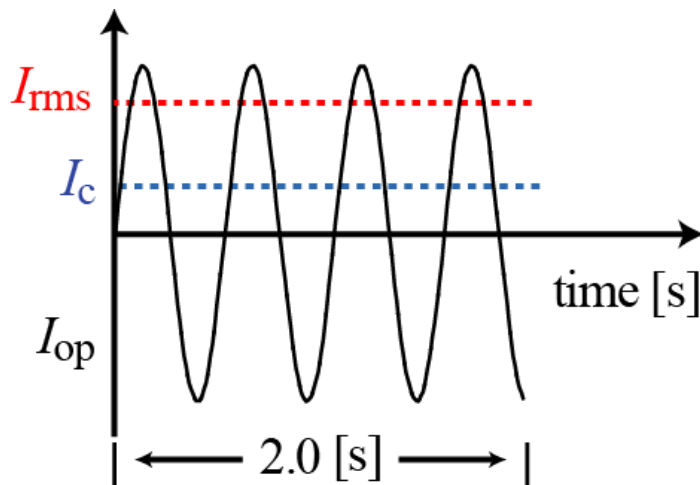
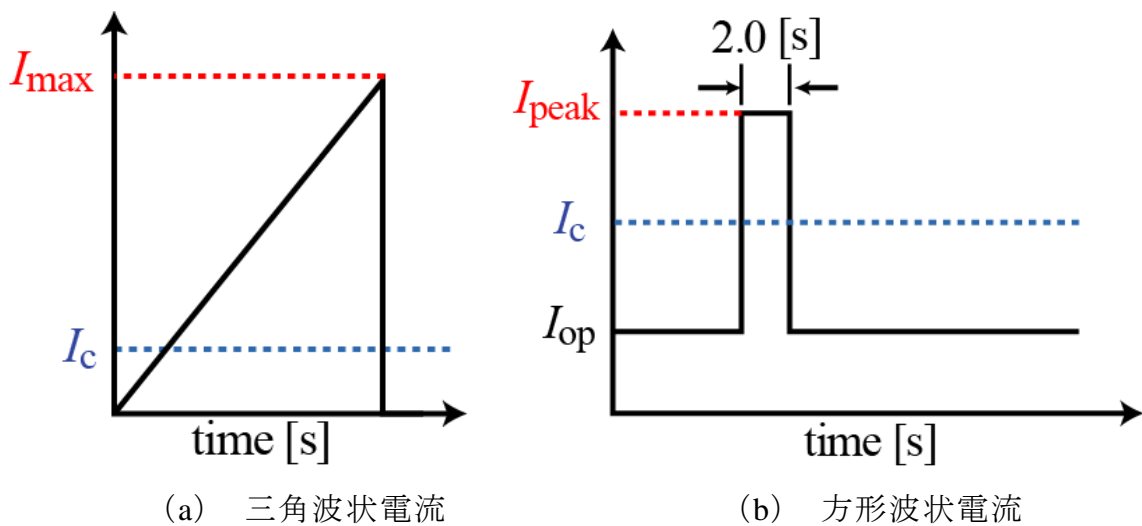


図 3.10 通電電流波形

3.3.3 実験結果と解析結果

3.3.3.1 YBCO 超電導線材の I_c

端末を一体化する前の電圧端子の配置図を図 3.11 に示す。端末を一体化する直前に、浸漬冷却（77.3 K）下で測定した 5 本の YBCO 超電導線材（Sample 1-5）の I_c （1 $\mu\text{V}/\text{cm}$ 基準）を表 3.3 に示す。表 3.3 より、YBCO 超電導線材の区間ごとの I_c は、Sample 1 では最大 8.2A（約 10%）、Sample 2 では最大 13.0A（約 20%）、Sample 3 では最大 10.5A（約 15%）、Sample 4 では最大 13.2A（約 20%）、Sample 5 では最大 4.9A（約 7%）ばらついていることが確認できる。

本試験では予めサブクール冷却（70 K）下での各超電導線材の I_c を測定することが出来なかったため、次節で述べるホール素子を用いて、サブクール冷却（70 K）における各超電導線材の各区間の I_c （1 $\mu\text{V}/\text{cm}$ 基準）、および n 値の計算結果を表 3.4 に示す。70 K の I_c が 77.3 K の I_c に対して約 1.5-2.0 倍程度に増加していることが分かる。同一線材内ではほぼ同一の割合で I_c が増加している。 n 値は約 0.7-1.7 倍であり、同一線材内においても規則的な増減は確認できない。

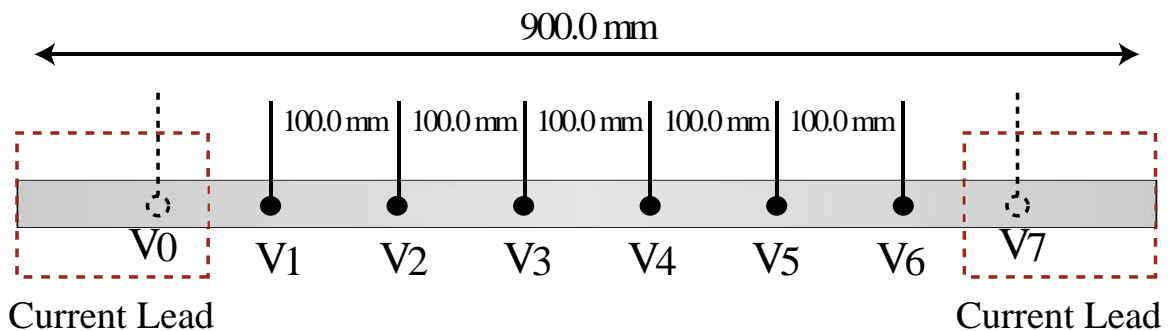


図 3.11 端末一体化前の電圧端子配置

表 3.3 浸漬冷却（77.3 K）の I_c 分布

	I_c [A] (n-value)						
	V_{0-1}	V_{1-2}	V_{2-3}	V_{3-4}	V_{4-5}	V_{5-6}	V_{6-7}
Sample 1		74.5 (20)	72.7 (16)	78.5 (19)	76.5 (16)	70.3 (20)	
Sample 2		73.6 (18)	79.7 (20)	76.9 (26)	75.5 (28)	66.7 (17)	
Sample 3		78.0 (18)	75.2 (20)	72.7 (18)	81.0 (22)	70.5 (17)	
Sample 4		81.8 (11)	68.6 (10)	80.7 (16)	76.0 (13)	74.6 (15)	
Sample 5		80.7 (14)	81.8 (20)	80.7 (17)	76.9 (15)	81.1 (30)	

表 3.4 サブクール冷却 (70 K) の I_c 分布

	I_c [A] (n-value)							
	V_{0-1}	V_{1-2}	V_{2-3}	V_{3-4}	V_{4-5}	V_{5-6}	V_{6-7}	V_{0-7}
Sample 1	105 (15)	114 (20)	111 (15)	120 (19)	116 (17)	108 (20)	91 (12)	110 (20)
Sample 2	105 (29)	114 (21)	122 (25)	119 (25)	116 (25)	109 (29)	104 (25)	110 (25)
Sample 3	155 (17)	162 (16)	156 (17)	148 (15)	173 (26)	140 (11)	156 (16)	155 (16)
Sample 4	145 (20)	153 (17)	127 (10)	153 (21)	139 (12)	136 (13)	132 (10)	141 (17)
Sample 5	118 (24)	117 (19)	120 (20)	116 (18)	110 (14)	117 (20)	97 (9)	115 (18)

3.3.3.2 ホール素子による電流換算係数

ホール素子は磁場の絶対値に応じた電圧を出力する素子である。表 3.5 に使用した極低温用ホール素子の諸元を示す。

端末部分を一体化する前に、線材 1-5 の 1 本ずつに通電を行い、電流を逆算するための係数を求めた。求めた係数を図 3.12 に示す。YBCO 超電導線材と銅フォーマにそれぞれ 2 個ずつホール素子を配置している。 V_H はホール素子の出力であり、番号は線材 1-5 に対応する。添え字の A、B は図 3.6 の固定箇所に対応する。 I_{1-5} と I_{former} は線材 1-5 と銅フォーマの電流値を表す。

表 3.5 極低温用ホール素子の諸元

Type		HHP-VU	HHP-VC
Product number		144-146, 182-191	192, 193
Nominal control current, I_n @77K	mA	10	10
Maximum control current @77K	mA	15	15
Sensitivity at I_n @300K	mV/T	75.1 - 99.2	81.8 - 88.7
Offset voltage at I_n @77K	μV	> -310, < 100	> -20, < 70
Linearity error up to 1 T	%	< 0.2	< 0.2
Change of sensitivity due to reversing of the magnetic field	%	< 1	< 1
Overall dimensions	mm	4 * 5 * 1	4 * 5 * 1
Active area dimensions	mm	0.05 * 0.05	0.05 * 0.05

$$\begin{pmatrix} I_1 \\ I_2 \\ I_3 \\ I_4 \\ I_5 \\ I_{\text{former}} \end{pmatrix} = 10^5 \cdot \begin{pmatrix} 4.073 & -0.605 & -1.192 & 0.165 & 0.302 & 1.064 \\ -0.367 & 3.735 & -1.440 & 0.209 & 0.160 & 1.039 \\ -0.199 & -0.648 & 2.785 & 0.079 & 0.052 & 1.040 \\ -0.129 & -0.309 & -1.357 & -3.937 & 0.250 & 1.057 \\ -0.256 & -0.294 & -1.128 & 0.354 & -3.950 & 1.044 \\ -1.269 & -0.129 & 4.620 & 1.443 & 1.496 & -6.080 \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} V_{H1_B} \\ V_{H2_A} \\ V_{H3_A} \\ V_{H4_B} \\ V_{H5_A} \\ V_{H\text{former_B}} \end{pmatrix}$$

図 3.12 ホール素子の係数

ホール素子による電流逆算の妥当性を確認するため事前に確認試験を行った。線材 1-5 と銅フォーマを並列にそれぞれシャント抵抗器を介して電源と接続し、方形波状電流 400 A、0.05 s と交流電流 200 A、50 Hz を通電してそれぞれに流れる電流を図 3.12 の係数より逆算した。方形波状電流と交流電流の実験結果と計算結果を図 3.13 に示す。シャント抵抗で測定した電流とホール素子の逆算した電流はほぼ一致しており、ホール素子による電流逆算の妥当性を確認した。なお、逆算誤差は最大 5% 程度である。

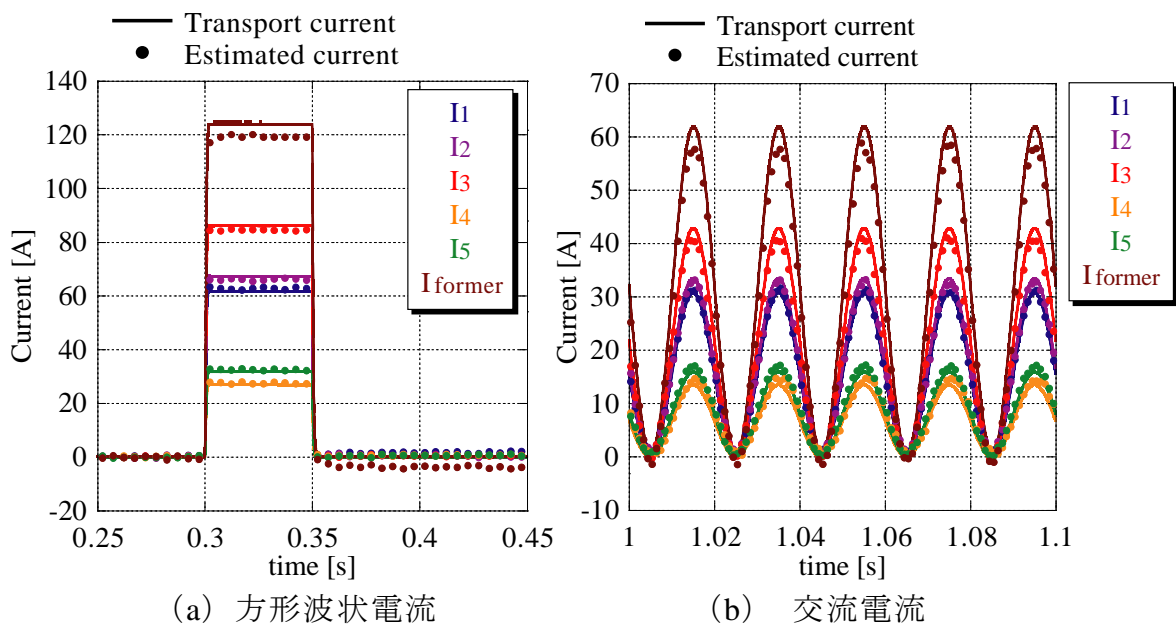


図 3.13 実験結果と計算結果

3.3.3.3 三角波状過電流通電特性評価

三角波状過電流通電試験はサブクール冷却 (70 K) の条件で行った。実験結果と解析結果を図 3.14 に示す。 I_{1-5} と I_{former} は線材 1-5 と銅フォーマの電流を表し、 $1-5_V_{1-6}$ は線材 1-5 の電圧を意味する。プロットは実験結果、実線は解析結果である。

図 3.14 (a) より、線材 1-5 を流れる電流値が小さい領域 (0 – 30 s) では各超電導線材の電流分布は一定の割合を保ちながら線形に変化していることが分かる。この割合は主に末端部分と各超電導線材との接続抵抗による影響である。表 3.6 に線材 1-5 の接続抵抗と銅フォーマの抵抗を示す。各超電導線材を流れる電流が一定値に達する (40 s 以降) と、各超電導線材の電流増加が減速していくことも確認できる。これは、図 3.14 (b) の各超電導線材の電圧が立ち上がるタイミングとほぼ一致していることから、各超電導線材を流れる電流が I_c に達したためである。各超電導線材を流れる電流の増加が減速するに伴い、銅フォーマを流れる電流が増加していることも確認できる。数値解析は実験条件を模擬して行った。臨界電流特性は 70 K における I_c および n 値を組み込み、末端部分と各超電導線材との接触抵抗も考慮した。図 3.14 (a) より、線材 1-5 と銅フォーマを流れる電流は実験結果と解

析結果でよく一致しており、過渡的な電流分布の変化も再現している。同様に図 3.14 (b) より、線材 1-5 の電圧の立ち上がりも実験結果と解析結果でよく一致している。実験結果と解析結果の誤差の原因として、ホール素子の測定誤差や YBCO 超電導線材の高電圧領域における臨界電流特性と低電圧領域の特性との相違が考えられる。以上より、三角波状過電流通電特性評価において、わずかな誤差はあるものの解析結果は実験結果の電流分布と電圧上昇をよく再現し、開発した数値解析手法の妥当性を確認できた。

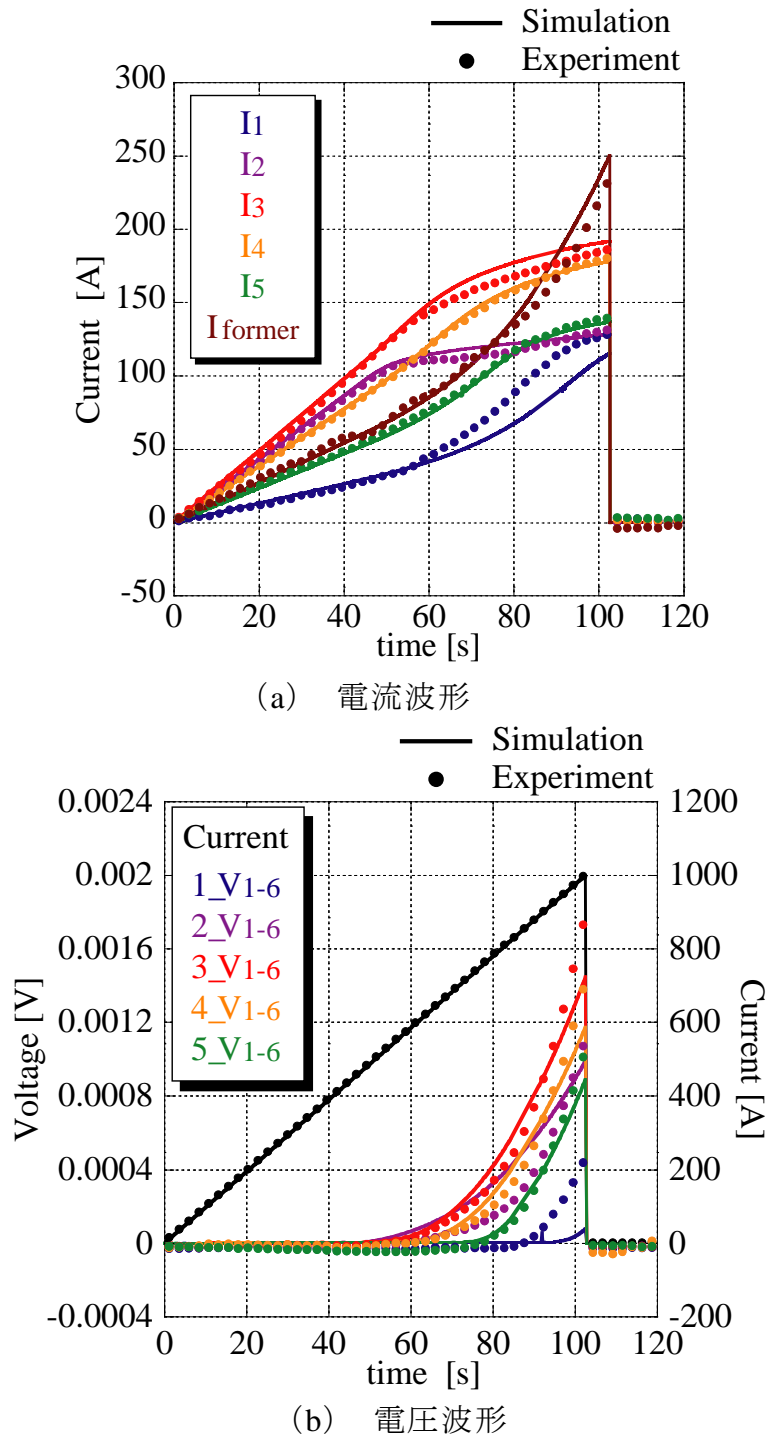


図 3.14 三角波状過電流通電の実験結果と解析結果

表 3.6 線材 1-5 の接続抵抗と銅フォーマの抵抗

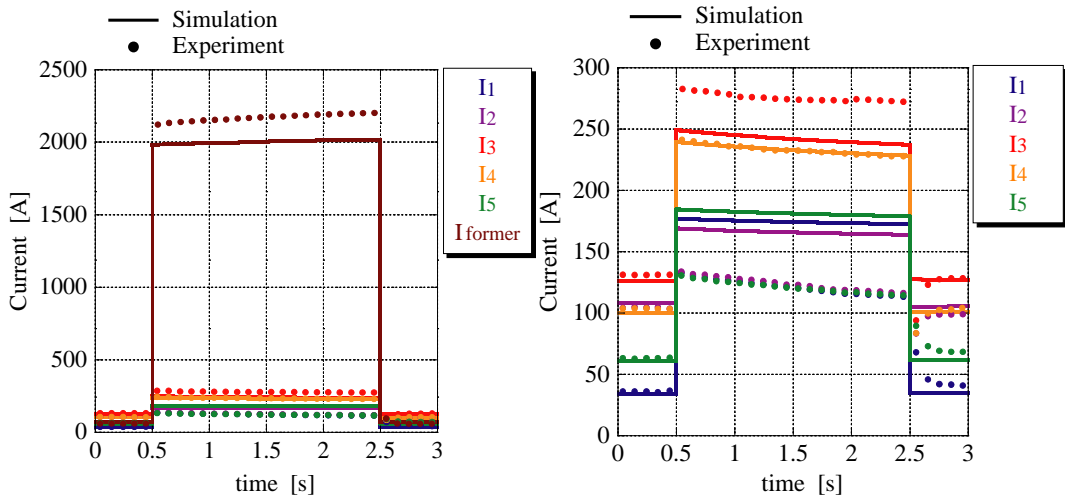
	R_{0-1} ($\mu\Omega$)	R_{6-7} ($\mu\Omega$)
Sample 1	15.80	8.16
Sample 2	3.50	4.11
Sample 3	5.45	1.26
Sample 4	8.21	0.39
Sample 5	12.04	2.00
Copper former	R_{0-7} ($\mu\Omega$) 11.5	

3.3.3.4 方形波状過電流通電特性評価

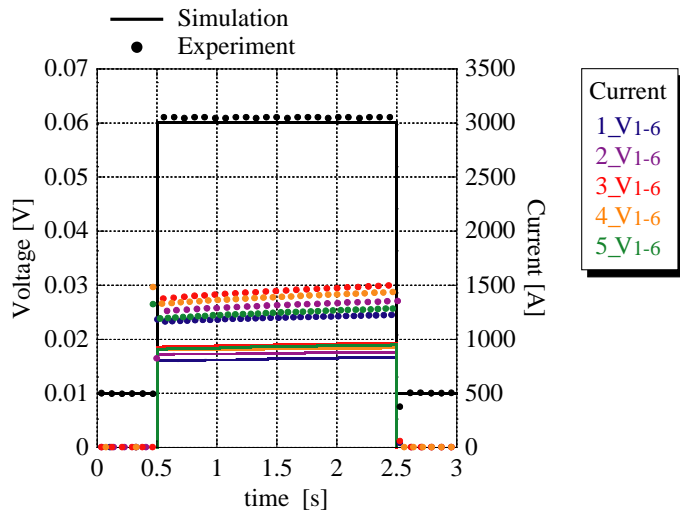
サブクール冷却 (70 K) 下で、1 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルに対して $I_{op} = 500$ A、 $I_{peak} = 3000$ A ($= 4.75 I_c$) を通電したときの実験結果と解析結果を図 3.15 に示す。線材 1-5 と銅フォーマに流れる電流を図 3.15 (a) に、線材 1-5 の電圧上昇を図 3.15 (b) に、線材 1-5 と銅フォーマの温度上昇を図 3.15 (c) に示す。 I_{1-5} と I_{former} は線材 1-5 と銅フォーマの電流、 $1-5_V_{1-6}$ は線材 1-5 の電圧、 T_{1-5} と T_{former} は線材 1-5 と銅フォーマの温度を表す。プロットは実験結果、実線は解析結果である。図 3.15 (c) の実験結果は 0.25 mm 厚の PPLP を挟んだ線材 1-5 上部と銅フォーマ上部の温度結果であるが、解析結果は線材表面と銅フォーマ表面の温度である。なお、図 3.15 (c) の実験結果は Pt 抵抗温度計の 77.3 K の出力電圧と JIS 校正值を用いた近似によって行っているため、 ± 0.5 K の誤差がある。図 3.15 (c) の第二縦軸はこの温度測定誤差を示している。

図 3.15 (a)、(b) より、過電流通電中は 2 kA 以上が銅フォーマに流れており、線材 1、2、5 はそれぞれ 160-180 A (I_c の約 1.1-1.2 倍)、線材 3、4 はそれぞれ 240-270 A (I_c の約 1.6-1.8 倍) が流れている。これは線材 3、4 は他の線材に比べて I_c が高く、n 値が小さいためである。図 3.15 (c) より、実験結果の温度上昇は高いほうから線材 3、4、5、1、2、銅フォーマの順番である。温度測定は熱伝導率の悪い PPLP を介して行っているため、実験結果の温度上昇が緩やかで過電流通電後に最大温度となった。図 3.15 (a)、(b) より、線材 1-5 と銅フォーマの電流分布は実験結果と解析結果でよく一致しており、電圧上昇も実験と解析でよく一致している。電流値と電圧値における解析と実験の誤差は、過電流通電直後から存在し、温度上昇による影響ではなく、線材に I_c を超える電流が流れた際の実出力電圧が小さく評価されていることが原因であると考えられる。この要因としては、ホール素子の測定誤差や YBCO 超電導線材の高電圧領域における臨界電流特性と低電圧領域の特性との相違が考えられる。図 3.15 (c) より、実験結果の温度上昇は解析結果よりも遅れており、最大値も低いだが、過電流通電終了後の温度が概ね等しくなっていることから実験と解析の傾向が一致していることが確認できる。

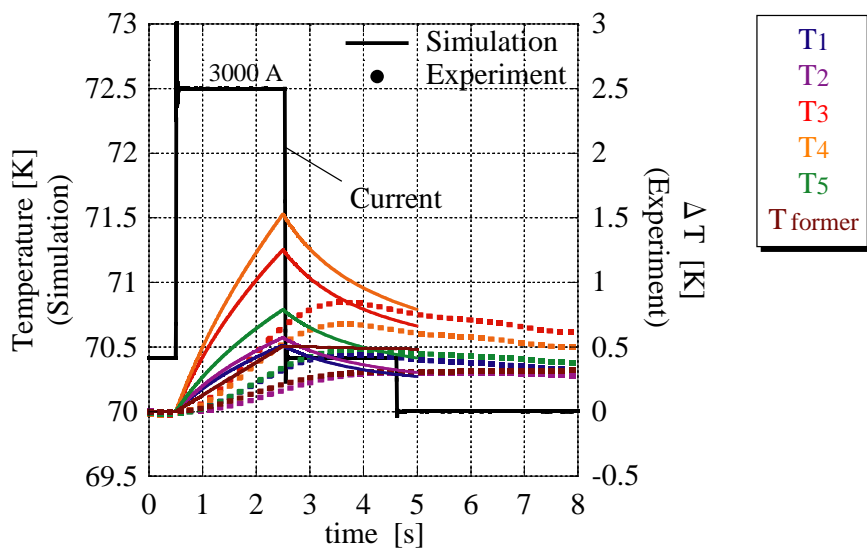
以上より、方形波状過電流通電特性評価において、わずかな誤差はあるものの解析結果は実験結果の電流分布、電圧上昇、温度上昇をよく再現し、開発した数値解析手法の妥当性を確認できた。



(a) 電流分布



(b) 電圧上昇



(c) 温度上昇

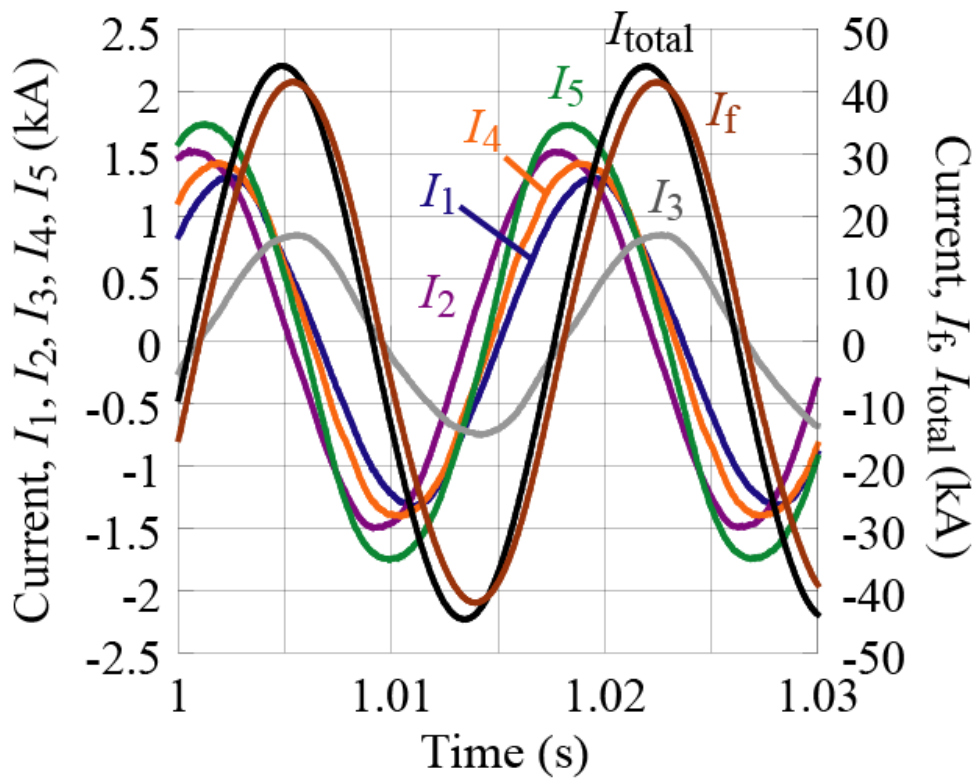
図 3.15 方形波状過電流通電の実験結果と解析結果

3.3.3.5 短絡事故電流通電特性評価

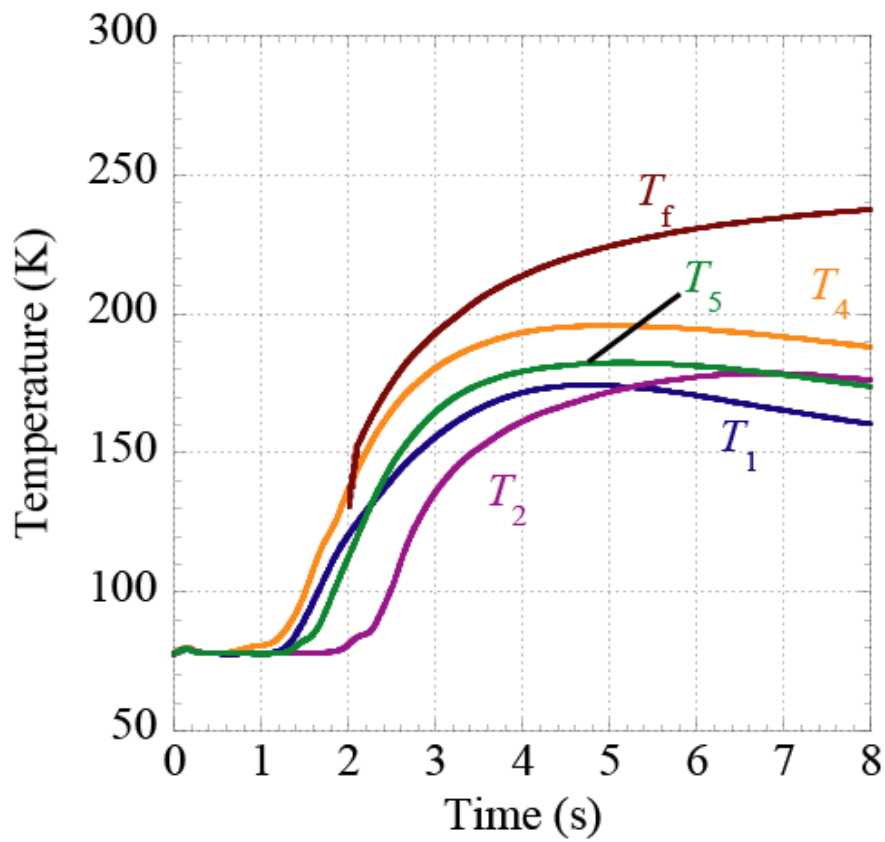
1 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルに対して浸漬冷却 (77.3 K) 下で、短絡電流 31.5 kA_{rms} (ピーク値 44.5 kA)、2 s (60 Hz) の交流過電流を通電し、電流分布 (0 – 2.0 s まで通電したうちの 1.0 – 1.03 s) と温度分布 (0 – 8.0 s) の実験結果を図 3.16 に示す。電流分布では I_{1-5} (第 1 縦軸)、 I_f と I_{total} (第 2 縦軸) がそれぞれ線材 1-5、銅フォーマとトータルの通電電流を表しており、温度分布では T_{1-5} と T_f がそれぞれ線材 1-5 と銅フォーマの温度を意味する。なお線材 3 の温度は Pt 抵抗温度計が故障したため測定できなかった。

図 3.16 (a) より、銅フォーマに最大で約 41 kA (I_{total} の 90%) の電流が流れ、超電導線材全体で約 6 kA (I_{total} の 10%、ケーブル I_c の約 17 倍) の電流が流れた。また、超電導線材と銅フォーマ及び電源からの通電電流の間に位相差が確認された。電源の通電電流と超電導線材との間には 90 度弱の位相ずれがあり、銅フォーマとはほぼ同位相である。なお、線材 3 の逆算電流は銅フォーマと同位相で、他の超電導線材と大きさも位相も異なる。この原因として、線材 3 の電流測定を行うホール素子の取り付け位置と線材 3 に対する角度が設計と異なっていたため、銅フォーマの影響を受けやすくなったと考えられる。また電流逆算に用いたホール素子の係数からも、線材 3 に取り付けられているホール素子の係数が、自分自身による影響よりも銅フォーマから受ける影響が大きくなっていると見られる。超電導線材間にもわずかな電流の位相差が見られる。しかし、銅フォーマと等間隔で、円周方向を等分割するように 5 本の超電導線材を配置している等価回路を考えれば、電源の通電電流との位相差はすべて同じになる。そのため、実験結果で現れた超電導線材間の位相差は、線材配置の影響やホール素子の取り付け位置および角度による測定誤差が原因だと考えられる。

図 3.16 (b) より、銅フォーマは最高で約 240 K まで、超電導線材は最高で約 200 K (T_4) まで温度上昇した。短絡電流通電開始から 1 秒後に各超電導線材の温度が上昇し始めているが、これは Pt 抵抗温度計が 0.25 mm の PPLP を挟んで線材に取り付けられていることや熱的な接触による反応遅れの影響が考えられる。なお、短絡電流通電中 (0-2 s) の銅フォーマの温度測定はノイズによる影響が大きいため図示していない。短絡試験後に I_c 測定を行い、ケーブルの劣化を確認したところ I_c の低下はなかった。



(a) 電流分布



(b) 温度分布

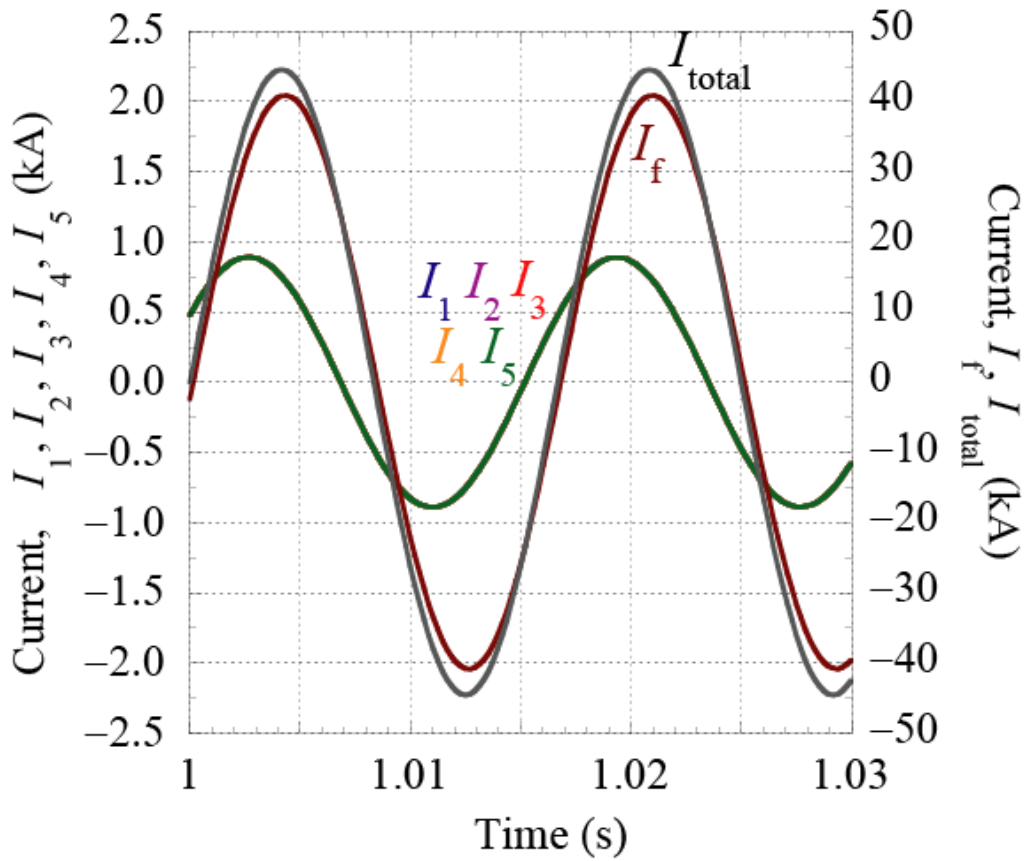
図 3.16 短絡事故電流通電の実験結果

実験条件を模擬し、短絡電流 $31.5 \text{ kA}_{\text{rms}}$ (ピーク値 44.5 kA)、 2 s (60 Hz) の交流過電流を通電し、電流分布 ($0 - 2.0 \text{ s}$ まで通電したうちの $1.0 - 1.03 \text{ s}$) と温度分布 ($0 - 8.0 \text{ s}$) の実験結果を図 3.17 に示す。電流分布では I_{1-5} (第 1 縦軸)、 I_f と I_{total} (第 2 縦軸) がそれぞれ線材 1-5、銅フォーマとトータルの通電電流を表しており、温度分布では T_{1-5} と T_f がそれぞれ線材 1-5 と銅フォーマの温度を意味する。

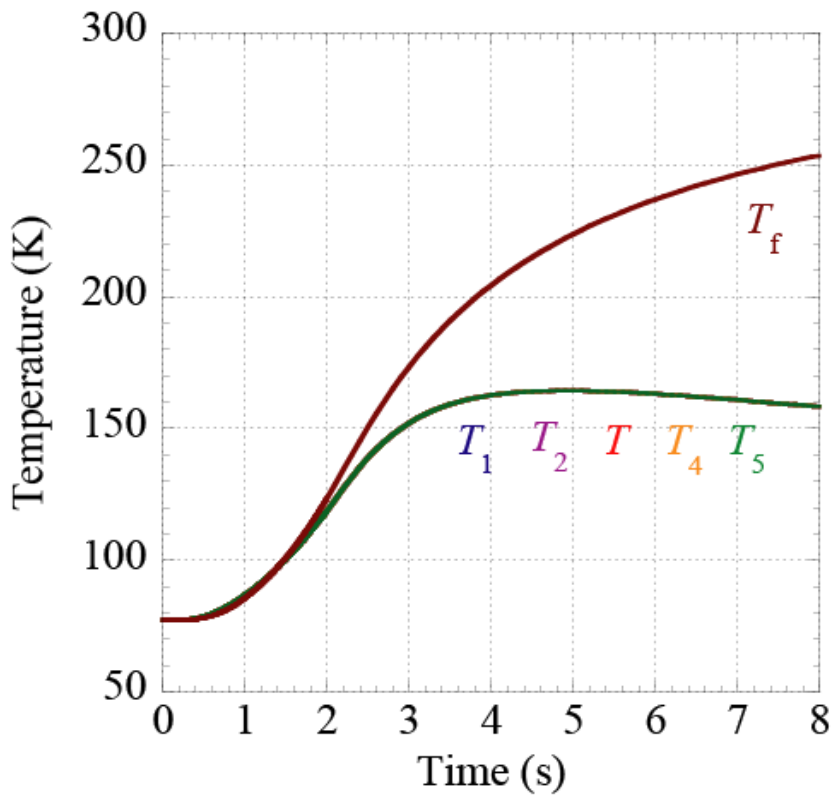
図 3.17(a) より、銅フォーマに最大で約 40 kA の電流が流れ、超電導線材全体で約 4 kA の電流が流れた。実験結果と定性的によく一致しており、超電導線材と銅フォーマ及び電源からの通電電流の間の位相差も再現できている。しかし、定量的には若干の誤差が見られる。この誤差はケーブルのインピーダンスを正確に評価できていないためと考えられる。特に各超電導線材および銅フォーマの末端部分の抵抗成分と磁気カップリングが主な要因と考えられる。また使用した YBCO 超電導線材は、銀層上に銅層を半田接続したものであるが、解析において半田層の厚みを考慮していないため、実験よりも解析のほうが超電導線材の抵抗成分を大きく評価していることになる。

図 3.17 (b) より、銅フォーマは最高で約 253 K まで、超電導線材は最高で約 165 K まで温度上昇した。実験結果と定性的によく一致している。温度の解析結果は実験と同様に、超電導線材と銅フォーマより 0.25 mm 上の PPLP を挟んだ位置を考慮している。よって、解析結果も温度上昇の立ち遅れが見られる。しかし、実験結果より立ち上がり早い。この原因は、PPLP の熱物性値の相違や Pt 抵抗温度計の測定誤差によると考えられる。実験結果で超電導線材間に温度上昇のばらつきがあるが、解析結果では見られない。この要因は、実験に用いた Pt 抵抗温度計と PPLP の熱的な接触状態が各超電導線材で異なることや、各超電導線材の抵抗成分の違いによる温度上昇の相違などが考えられる。

以上より、短絡事故電流通電特性評価において、わずかな誤差はあるものの解析結果は実験結果の電流分布と温度上昇をよく再現し、開発した数値解析手法の妥当性を確認できた。



(a) 電流分布



(b) 温度分布

図 3.17 短絡事故電流通電の解析結果

3.4 10 m 級 REBCO 超電導電力ケーブルの試設計

1 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルの過電流通電特性評価より、本解析手法の妥当性を確認した。そこで、3.5 節で述べる 20 m 級 REBCO 超電導モデルケーブルの保護設計を行うために、数値解析により 10 m 級 YBCO 超電導電力ケーブルの過電流通電特性評価を行った。10 m 級 YBCO 超電導電力ケーブルの諸元を表 3.7 に示す。過電流通電特性評価は、短絡事故電流 $31.5 \text{ kA}_{\text{rms}}$ 、2 s を想定し、銅フォーマの断面積、YBCO 超電導線材の枚数、銅シールド層の厚みをパラメータとして導体層およびシールド層の最高到達温度について検討した。解析は液体窒素浸漬冷却 (77.3 K) 下で行い、YBCO 超電導線材の I_c は 1 枚あたり 100 A とした。なお、超電導電力ケーブルの構造によって、過電流通電特性は変化するため、ここで述べる試設計はあくまでこのケーブル構造のみに限ったことである。しかし、この試設計は YBCO 超電導電力ケーブルの保護設計に対する考え方の提案であり、すべてのケーブル構造に対してこの考え方を当てはめることができる。

表 3.7 10 m 級 YBCO 超電導電力ケーブルの諸元

Cu-former	Cross-sectional area $150\text{-}300 \text{ mm}^2$
HTS conductor layer	Copper laminated (0.1 mm^t)
	Coated conductors (10, 20 tapes, 10 mm)
	$I_c=100 \text{ A/tape}$, 2 layers
Electric insulation	PPLP 6.5 mm^t
HTS shield layer	Copper laminated (0.1 mm^t)
	Coated conductors (10 tapes, 10mm)
	$I_c=100 \text{ A/tape}$, 1 layer
Copper shield layer	$0.4, 0.8, 1.6 \text{ mm}^t$

3.4.1 銅フォーマの断面積の設計

銅フォーマの断面積と超電導導体層の YBCO 超電導線材の枚数をパラメータとして、 $31.5 \text{ kA}_{\text{rms}}$ 、2 s の短絡電流を通電したときの超電導導体層と銅フォーマの最高到達温度を図 3.18 に示す。横軸は銅フォーマの断面積、縦軸は最高到達温度である。丸形プロットは断熱条件で計算した銅フォーマのみの最高到達温度、三角形プロットは銅フォーマの最高到達温度、四角形プロットは超電導導体層の最高到達温度である。なお、1 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルの実験結果を図中の青プロットに示す。

YBCO 超電導線材を 10 枚および 20 枚用いた場合は、ともに銅フォーマの断面積が増加すると最高到達温度が減少する。これは断面積の増加による抵抗成分の減少

が主な原因である。また、YBCO 超電導線材の枚数が多いほど、超電導導体層と銅フォーマの最高到達温度は低くなる。これは I_c の増加と線材の銅安定化保護層の断面積増加による影響である。この試設計で最も温度上昇しやすい銅フォーマの断面積が 150 mm^2 、YBCO 超電導線材が 10 枚の場合において、超電導導体層の最高到達温度は 140 K であり、2 章で述べた臨界電流特性の劣化開始温度 (450 K 以上) には達しない。よって、超電導導体層の保護は十分に満足するといえる。一方、銅フォーマの断面積が 200 mm^2 以上になると超電導導体層の最高到達温度の低下が緩やかになり、YBCO 超電導線材が 10 枚と 20 枚の結果ではあまり差がない。実用化において、銅フォーマは超電導導体層を保護できる十分な断面積を確保した上で、できるだけコンパクトに設計する必要がある。よって、図 3.18 の試設計から、ここで考えた 10 m 級 YBCO 超電導電力ケーブルの銅フォーマは $150\text{-}200 \text{ mm}^2$ で設計すると短絡事故に対して安定かつコンパクトとなる。

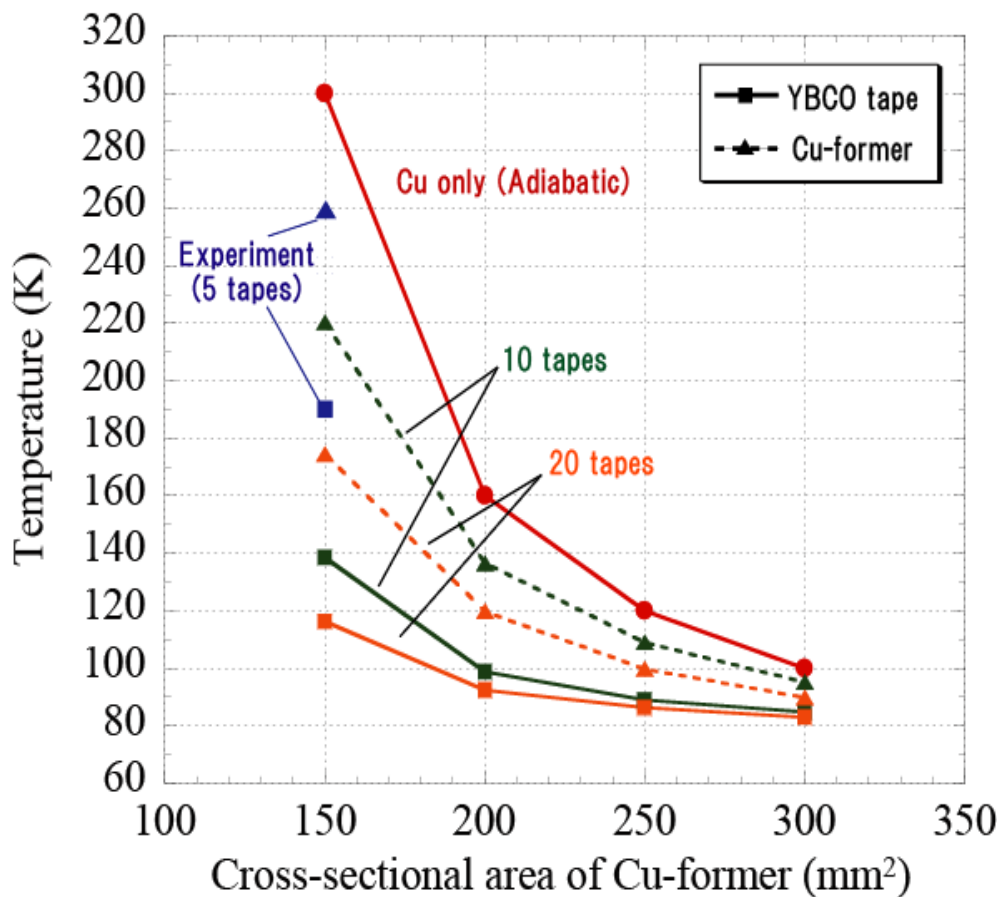


図 3.18 超電導導体層と銅フォーマの最高到達温度

3.4.2 銅シールド層の厚みの設計

銅シールド層の厚みをパラメータとして、 $31.5 \text{ kA}_{\text{rms}}$ 、 2 s の短絡電流を通電したときの超電導シールド層の最高到達温度を図 3.19 に示す。横軸は銅シールド層の

厚み、縦軸は最高到達温度である。丸形プロットは短絡電流通電 1 秒後の最高到達温度、四角形プロットは通電終了時の最高到達温度である。

銅シールド層の厚みが増加すると超電導シールド層の最高到達温度は低下した。これは断面積の増加による抵抗成分の減少が主な原因である。銅シールド層の厚みが 0.8 mm の場合、超電導シールド層の最高到達温度は 600 K 以上となり、2 章で述べた臨界電流特性の劣化開始温度 (400 K 以上) を上回る結果である。銅シールド層の厚みが 1.1 mm 以上で、超電導シールド層の最高到達温度が 450 K 以下となり、短絡事故に対する保護が可能となる。よって、短絡事故に対する超電導シールド層の保護には銅シールド層の厚みが 1.2 mm 以上必要となる。

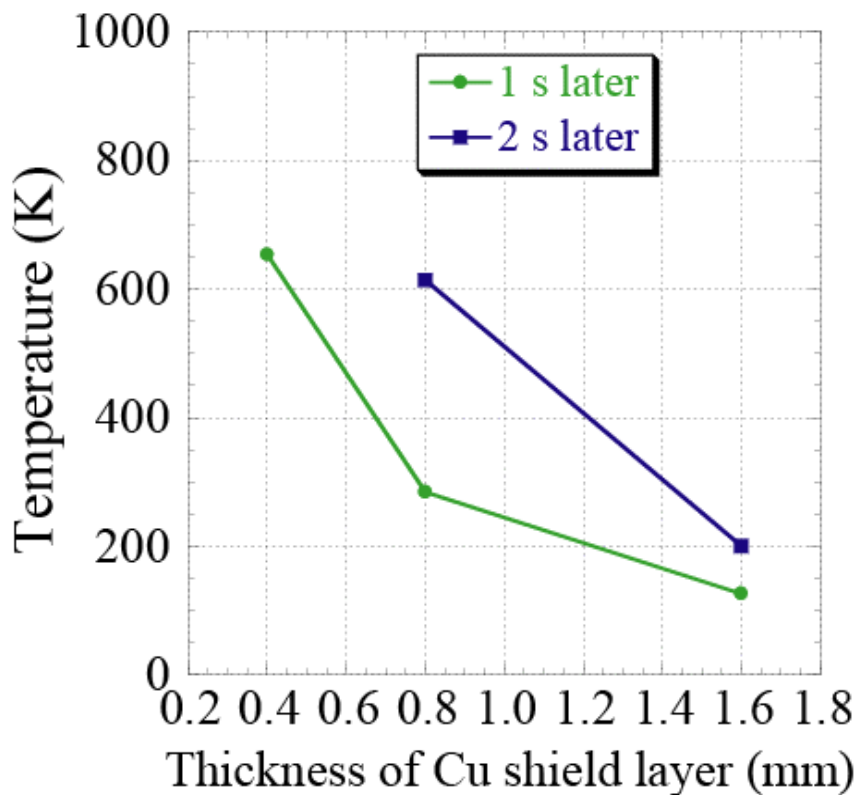


図 3.19 超電導シールド層の最高到達温度

3.5 20 m 級 REBCO 超電導モデルケーブル

1 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルの特性評価を踏まえ、3.4 節の試設計の結果をもとに銅フォーマの断面積を 200 mm^2 とした 20 m 級 REBCO 超電導モデルケーブルを用いて検証試験を行った。以下に実験装置、方法、結果について述べ、数値解析の結果と比較検討する。

3.5.1 実験装置

20 m 級 REBCO 超電導モデルケーブルは、古河電気(株)と住友電気(株)がそれぞれ 10 m

級 REBCO 超電導モデルケーブルを作製し、中間ジョイントを介して接続したものである。ここで、古河電工(株)が作製した 10 m 級 REBCO 超電導モデルケーブルを Cable 1、住友電工(株)が作製した 10 m 級 REBCO 超電導モデルケーブルを Cable 2 とする。Cable 1 の断面モデルを図 3.20 に示す。Cable 2 もほぼ同様な構造である。20 m 級 REBCO 超電導モデルケーブルの設置完成図を図 3.21 に示す。20 m 級 REBCO 超電導モデルケーブルは、3.4 節の試設計の結果をもとに銅フォーマの断面積を 200 mm^2 とした。また実用化される REBCO 超電導電力ケーブルの構造を考慮し、送電を行う導体層と、導体層から発生する交流磁界を遮蔽するシールド層から構成されている。66 kV 系統の REBCO 超電導電力ケーブルは三心一括の構造が考えられており、これを模擬するために銅フォーマと PPLP のみで 2 本のダミーケーブル導体を作製し、20 m 級 REBCO 超電導モデルケーブルと並列に設置した。3 本のケーブル導体は内管 95 mm、外管 140 mm の断熱管に入れられている。

Cable 1、2 の諸元を表 3.8 に示す。導体層は超電導導体層である 3 層計 82 本の REBCO 超電導線材(幅 2.0 mm)と銅フォーマを並列に接続し、超電導導体層の各層の YBCO 超電導線材は均流化するようにツイスト加工を施している。シールド層は超電導シールド層が 1 層で計 50 本の銅複合 REBCO 超電導線材(幅 2.0 mm)と銅シールド層を並列に接続し、超電導線材はツイスト加工を施している。導体層とシールド層の間およびシールド層の外側に絶縁保護紙として PPLP が巻かれている。Cable 1 に用いた REBCO 超電導線材の諸元を表 3.9 に示す。REBCO 超電導線材は中部電力(株)が作製したもので、古河電工(株)が銀層の上に銅層を半田接続している。線材長はツイストしているためケーブル長の 10 m 以上で、線材幅は交流損失の低減およびケーブル作製が容易となるように 10 mm から 2 mm にスクライビング加工が施されている。

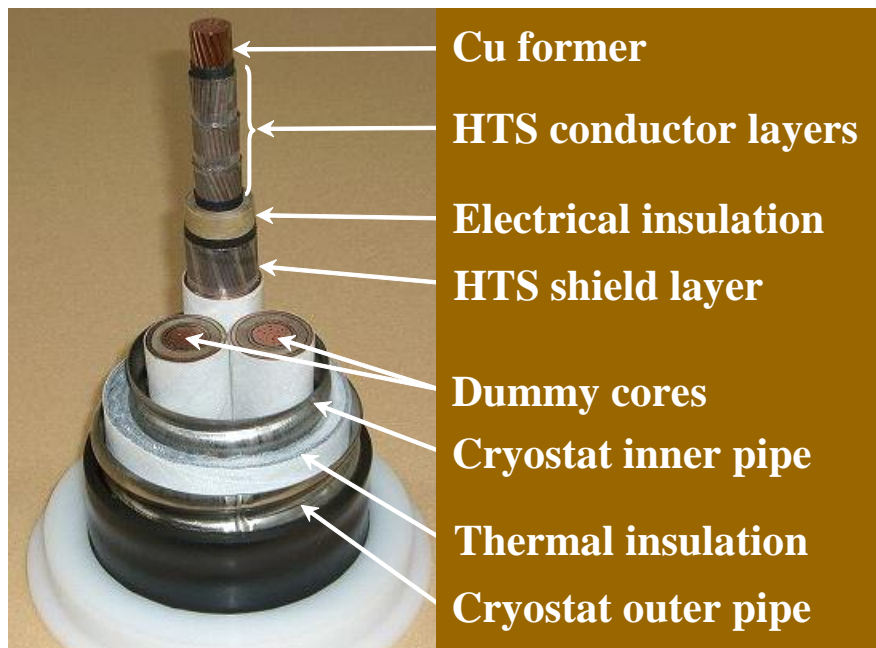


図 3.20 Cable 1 の断面モデル



図 3.21 20 m 級 REBCO 超電導モデルケーブルの設置完成図

表 3.8 20 m 級 REBCO 超電導モデルケーブルの諸元

	Cable 1	Cable 2
Length (m)	10	10
Cu former (Cu-stranded wire) cross-sectional area (mm ²)	200	200
HTS conductor layer total I_c (A) at 77 K	1500	1480
inner radius (mm)		
1st layer	9.25	9.25
2nd layer	9.75	9.70
3rd layer	10.1	10.1
Electrical insulation (PPLP) inner radius (mm)	11.0	11.0
thickness (mm)	6.5	6.5
HTS shield layer total I_c (A) at 77 K	420	300
inner radius (mm)	17.75	17.75
Cu shield layer inner radius (mm)	18.45	18.2
width (mm)	30	20
thickness (mm)	0.8	0.8

表 3.9 Cable 1 に用いた REBCO 超電導線材の諸元

Length	>10.0 m
Width	2.0 mm
Thickness of Cu-stabilizer	100.0 μm
Thickness of Ag-stabilizer	15.0 μm
Thickness of YBCO	0.9 μm
Thickness of Buffer (CeO ₂ and GZO)	1.45 μm
Thickness of Hastelloy	100.0 μm

3.5.2 実験方法

20 m 級 REBCO 超電導モデルケーブルの過電流通電試験は、液体窒素浸漬冷却 (77.3 K) 下で、66 kV 系統の短絡事故電流 $31.5 \text{ kA}_{\text{rms}}$ 、2 s を通電して、シールド電流とケーブル内部の温度上昇を測定した。図 3.22 に過電流通電試験の実験回路の概念図を示す。シールド層は導体層による誘導電流が流れるようにするため、三心一括構造を模擬するダミーケーブルの 1 本と直列に接続して閉ループを構成した。

シールド電流の測定は変流器 (CT) をシールド層とダミーケーブルの接続部に設置して行い、温度測定はモデルケーブル内部と中間ジョイント部に Pt 抵抗温度計 (Cable 1) と熱電対温度計 (Cable 2) を設置して行った。温度計の設置個所を図 3.23 に示す。Pt 抵抗温度計と熱電対温度計は、両端末部からの熱影響を軽減するために端末から 2 m 離れた位置に設置した。超電導導体層と超電導シールド層の臨界電流特性は、両端末部と中間ジョイント部に設けた電圧端子より測定した。

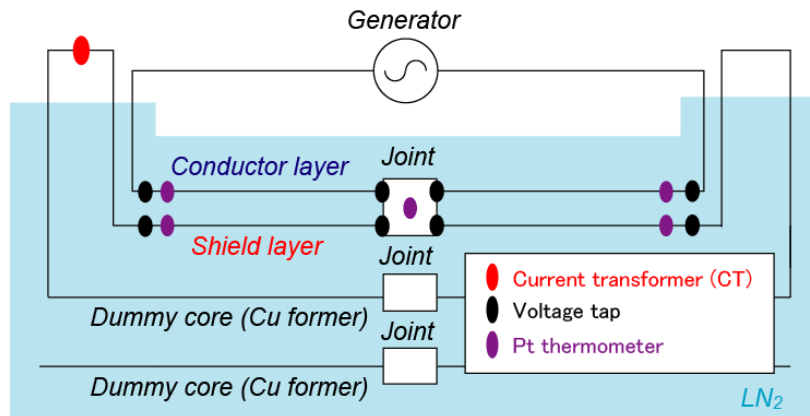
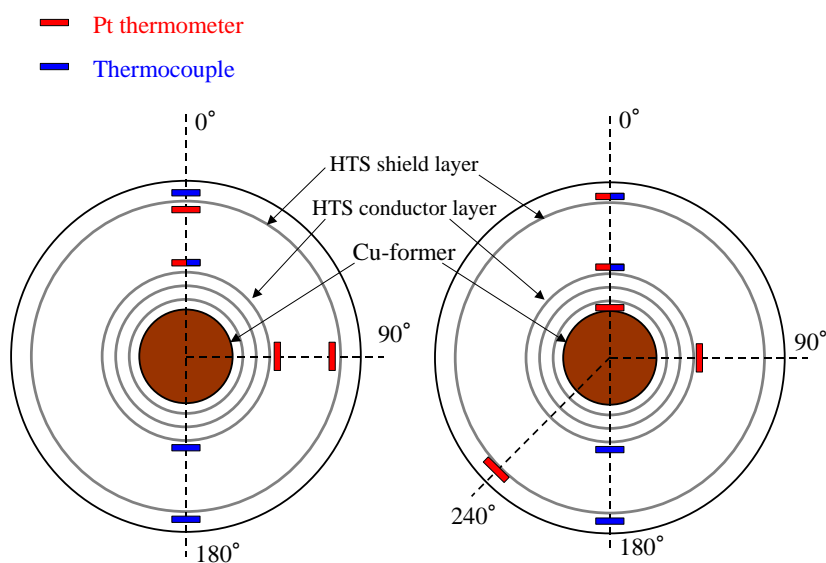


図 3.22 実験回路の概念図



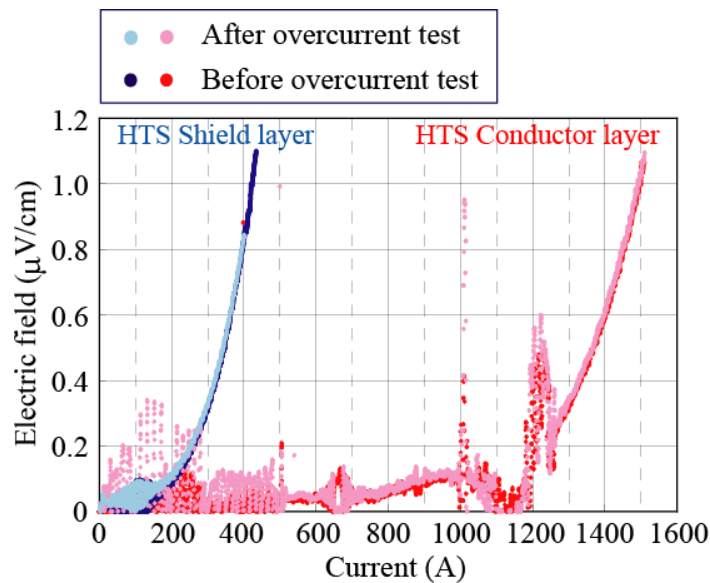
(a) ケーブル内部 (b) 中間ジョイント

図 3.23 温度計の設置個所

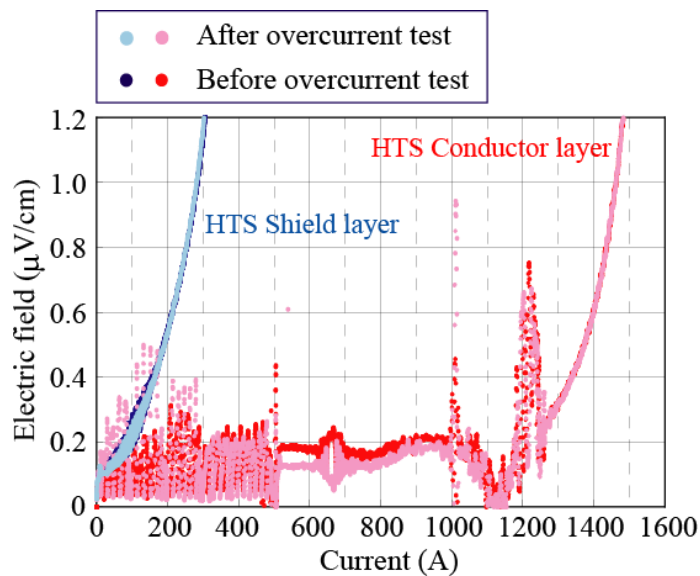
3.5.3 実験結果と解析結果

3.5.3.1 過電流通電試験前後の臨界電流特性

過電流通電試験の前後に、20 m 級 REBCO 超電導モデルケーブルの臨界電流特性を測定し、 I_c の劣化の有無を確認した。図 3.24 に過電流通電試験前後の臨界電流特性を示す。超電導導体層の I_c (end to end, 1 $\mu\text{V}/\text{cm}$ 基準) は、Cable 1 が約 1500 A で、Cable 2 が約 1480 A である。超電導シールド層の I_c (end to end, 1 $\mu\text{V}/\text{cm}$ 基準) は、Cable 1 が約 420 A で、Cable 2 が約 300 A である。過電流通電試験後の臨界電流特性が試験前と一致していることから、短絡電流による I_c の劣化は確認されなかった。



(a) Cable 1

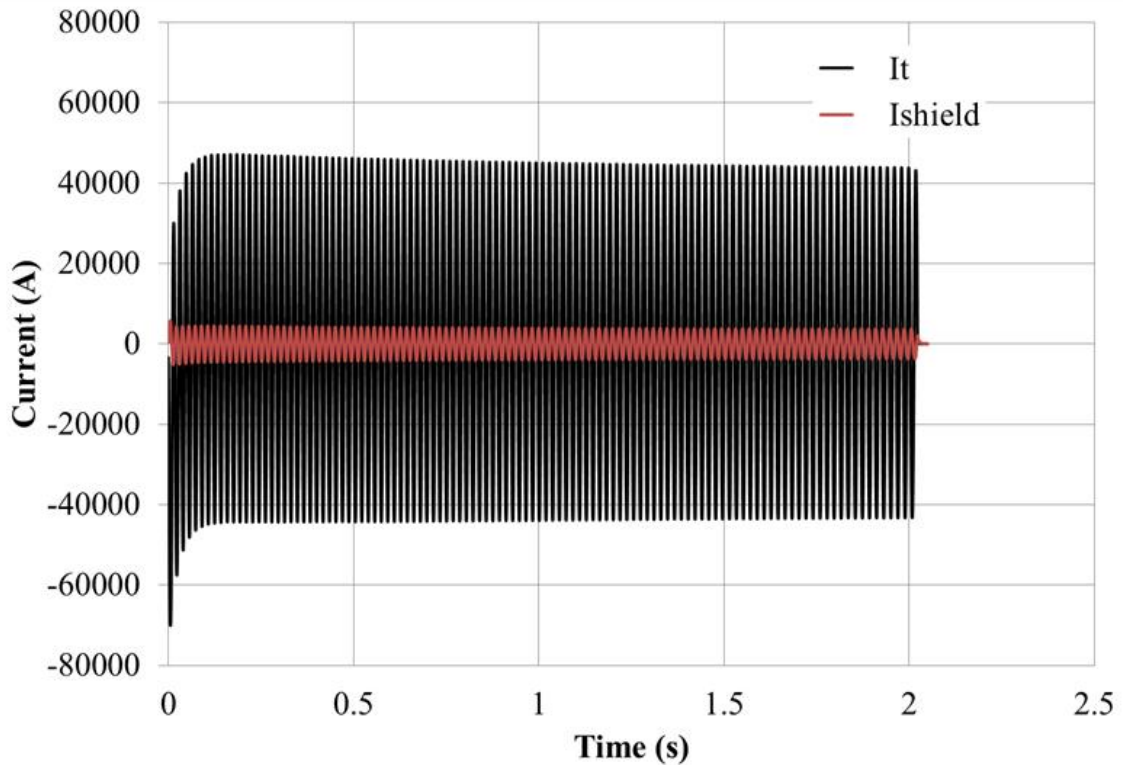


(b) Cable 2

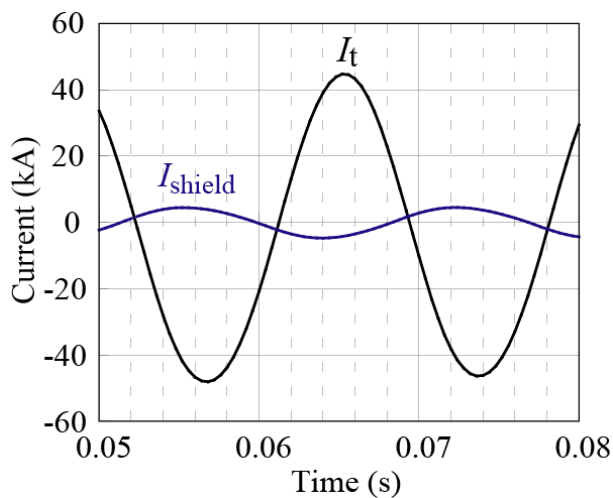
図 3.24 過電流通電試験前後の臨界電流特性

3.5.3.2 実験結果

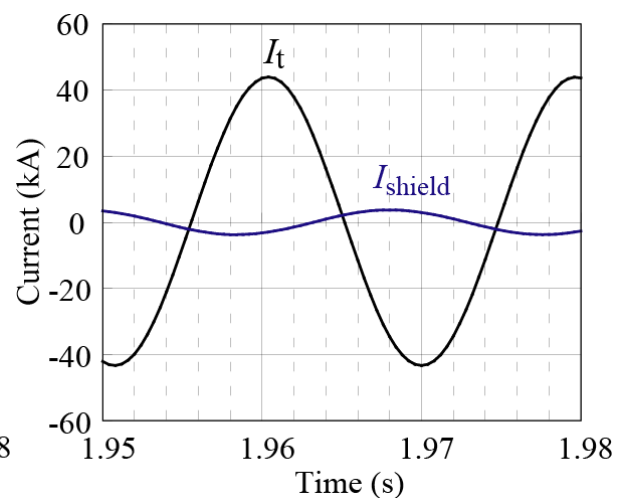
20 m 級 REBCO 超電導モデルケーブルに対して浸漬冷却 (77.3 K) 下で、短絡電流 I_t (31.8 kA_{rms}、2.02 s、60 Hz) の交流過電流を通電し、シールド電流 I_{shield} (0-2 s、0.05-0.08 s、1.95-1.98 s) の実験結果を図 3.25、温度分布 (0 - 250 s) の実験結果を図 3.26 に示す。図 3.25 は横軸が時間、縦軸が電流である。図 3.26 は横軸が時間、縦軸が温度である。



(a) 過電流通電 0-2.02 s



(b) 通電開始直後 0.05-0.08 s



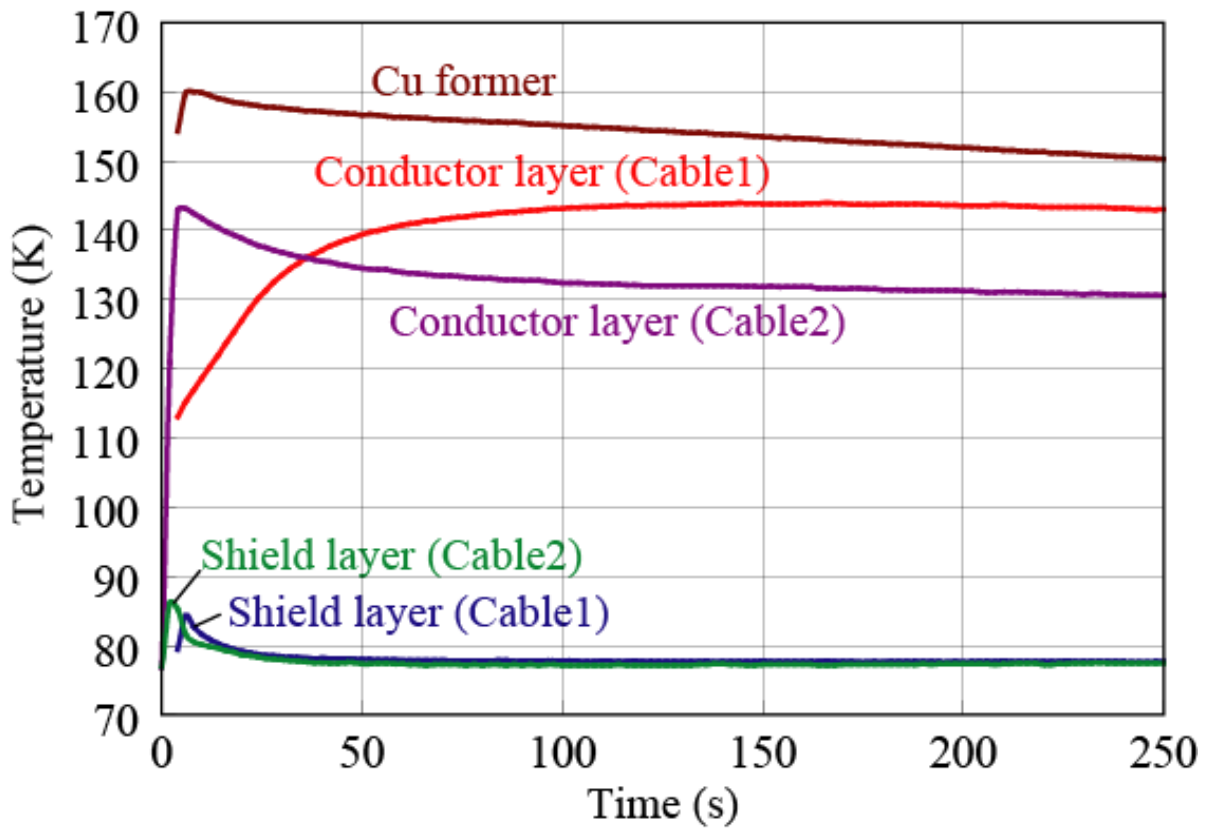
(c) 通電終了直前 1.95-1.98 s

図 3.25 シールド電流の実験結果

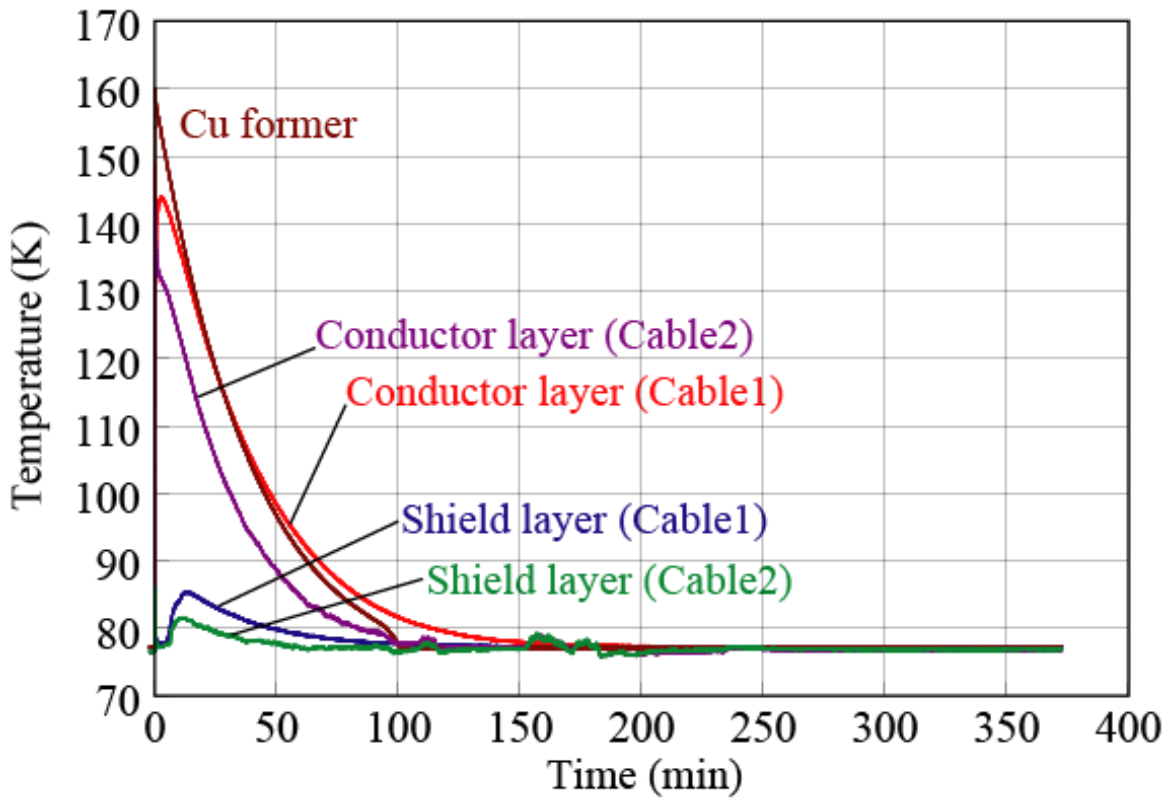
図 3.25 (a) より、シールド電流は短絡電流と逆位層に近いものの、過電流通電中にはほとんど遮蔽効果が現れていない。また短絡電流通電中にほとんど減衰しない。図 3.25 (b) より、過電流通電開始直後 (0.05-0.08 s) にシールド電流は短絡電流の約 10% であり、短絡電流との位相差は約 150 度である。図 3.25 (c) より、通電終了直前 (1.95-1.98 s) にはシールド電流は短絡電流の約 8.5% であり、短絡電流との位相差は約 140 度である。シールド電流が短絡電流の 10% 以下で、完全に逆位相でない原因は、シールド層と直列接続したダミーケーブルの抵抗成分と誘導成分にあると考えられる。解析結果にて、ダミーケーブルの影響について述べる。時間経過とともに、シールド電流がわずかに減少し位相が短絡電流に近づいた原因として、中間ジョイント部や端末部の半田接続箇所での発熱により、抵抗成分の増加が考えられる。

図 3.26 より、短絡事故を模擬した過電流通電によって銅フォーマの最高到達温度は約 160 K、超電導導体層は約 145 K、超電導シールド層は約 85 K である。超電導シールド層はシールド電流がかなり小さいため、ほとんど温度上昇していない。過電流通電終了から約 10 分後に、超電導シールド層は導体層からの熱が伝わり再び約 85 K まで温度上昇した。モデルケーブルが完全に初期温度に復帰するまでは約 200 分であった。

図 3.18 の 10 m 級 YBCO 超電導電力ケーブルによる事前の試設計では、銅フォーマ 200 mm^2 で超電導線材 20 枚 (幅 10 mm) の場合、銅フォーマの最高到達温度が約 120 K、超電導導体層が約 93 K であり、銅フォーマ 200 mm^2 で超電導線材 10 枚 (幅 10 mm) の場合、銅フォーマの最高到達温度が約 138 K、超電導導体層が約 100 K である。ケーブル構造などが異なるため、20 m 級 REBCO 超電導モデルケーブルの結果より最高到達温度が低いものの、定性的によく一致している。よって、開発した数値解析手法は REBCO 超電導電力ケーブルの耐過電流導体構造の設計が可能であり、REBCO 超電導電力ケーブルの実用化のための設計ツールとして有用であるといえる。



(a) 過電流通電開始から 250 s まで



(b) 初期温度に復帰するまで 0-400 min

図 3.26 温度分布の実験結果

3.5.3.3 解析結果

20 m 級 REBCO 超電導モデルケーブルの実験条件を模擬し、浸漬冷却 (77.3 K) 下で短絡電流 I_t (31.5 kA_{rms}、2.02 s、60 Hz) の交流過電流を通電する数値解析を行った。ただし、実験では短絡電流に直流成分を加えた波形であるが、解析の短絡電流は直流成分を考慮していない。シールド層と直列接続したダミーケーブルの抵抗成分と誘導成分は図 3.27 の回路モデルにより考慮した。ダミーケーブルを考慮するシールド電流 I_{shield} (0-2 s、0.05-0.08 s、1.95-1.98 s) の解析結果を図 3.28、温度分布 (0-250 s) の解析結果を図 3.29 に示す。ダミーケーブルを考慮しないシールド電流 I_{shield} (0-2.02 s、0.05-0.08 s、1.95-1.98 s) の解析結果を図 3.30、温度分布 (0-250 s) の解析結果を図 3.31 に示す。シールド電流の解析結果は横軸が時間、縦軸が電流である。温度分布の解析結果は横軸が時間、縦軸が温度である。なお、数値解析は過電流通電中 (0-2 s) について行った。

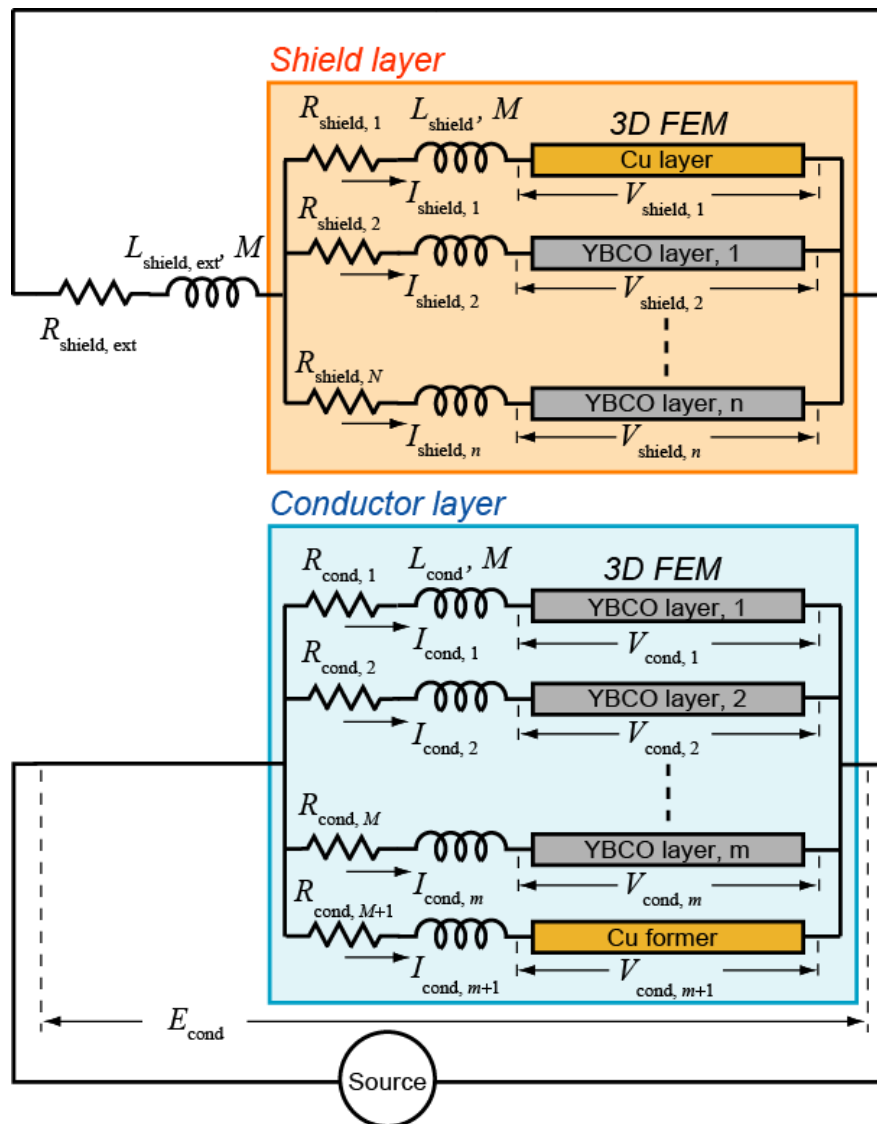
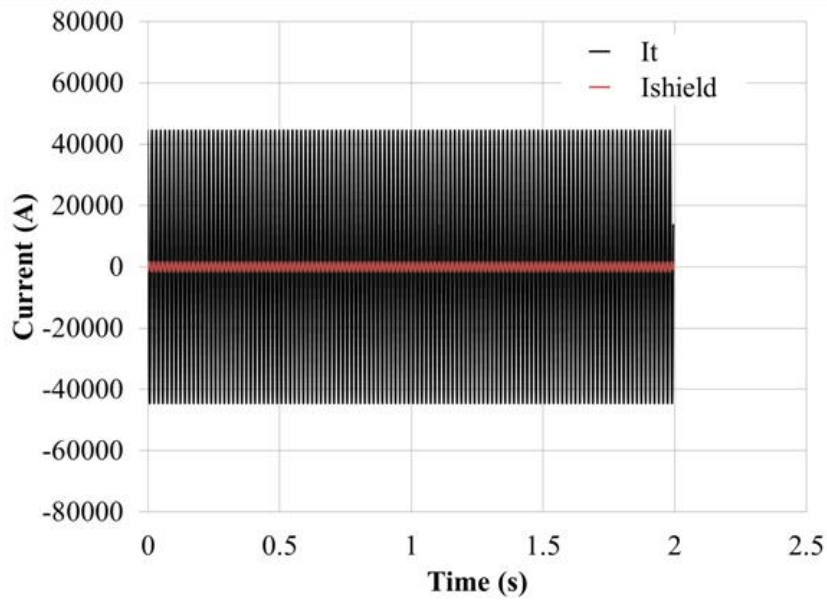


図 3.27 ダミーケーブルの抵抗成分と誘導成分を考慮した回路モデル

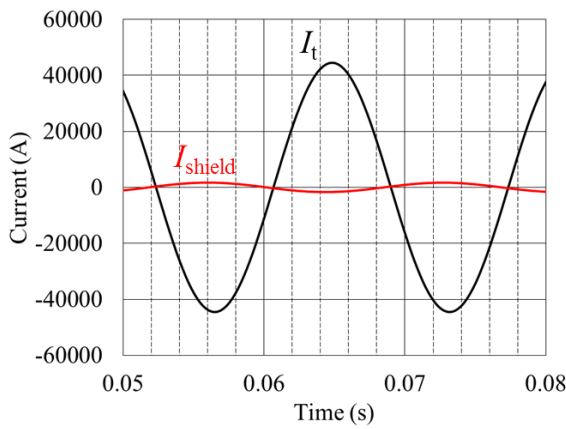
図 3.28 (a) より、ダミーケーブルを考慮したシールド電流の解析結果は実験結果と同様に、シールド電流が短絡電流と逆位層に近いものの、過電流通電中にはほとんど遮蔽効果が現れていない。また短絡電流通電中にほとんど減衰しない。図 3.28 (b) より、過電流通電開始直後 (0.05-0.08 s) にシールド電流は短絡電流の約 4.2% であり、短絡電流との位相差は約 170 度である。図 3.28 (c) より、通電終了直前 (1.95-1.98 s) にはシールド電流は短絡電流の約 4.1% であり、短絡電流との位相差は約 170 度である。図 3.29 より、ダミーケーブルを考慮した温度上昇の解析結果は、銅フォーマの最高到達温度が約 145 K、超電導導体層が約 135 K、超電導シールド層が約 83 K である。実験結果と同様にシールド電流がかなり小さいため、超電導シールド層はほとんど温度上昇していない。数値解析は端末部と中間接続部を考慮していないため、実験結果との誤差の原因として端末部と中間接続部の抵抗成分や誘導成分の影響が考えられる。

図 3.30 (a) より、ダミーケーブルを考慮しないシールド電流の解析結果は、通電開始直後から短絡電流と同じ大きさでなく、時間経過とともに減衰する。図 3.30 (b) より、過電流通電開始直後 (0.05-0.08 s) にシールド電流は短絡電流の約 62% であり、短絡電流との位相差は約 153 度である。図 3.28 (c) より、通電終了直前 (1.95-1.98 s) にはシールド電流は短絡電流の約 22% であり、短絡電流との位相差は約 117 度である。図 3.31 より、ダミーケーブルを考慮しない温度上昇の解析結果は、銅フォーマの最高到達温度が約 145 K、超電導導体層が約 135 K、超電導シールド層が約 84 K である。ダミーケーブルを考慮しない場合では、シールド層に大きな電流が流れ、温度上昇に伴う抵抗発生によりシールド電流は減衰して位相が短絡電流に近づいた。また、超電導シールド層の最高到達温度が 2 章で述べた超電導線材の劣化開始温度を大きく上回り、 I_c の劣化を引き起こすと考えられる。

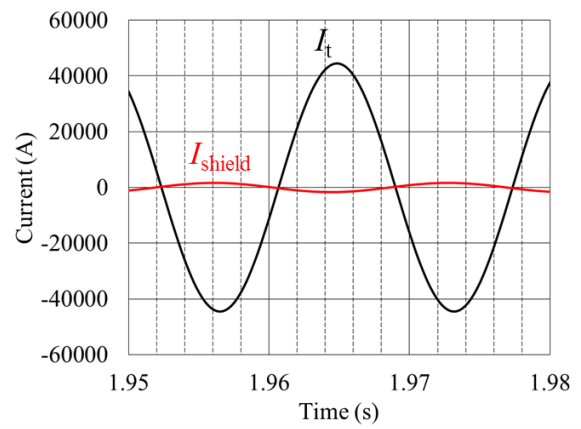
以上より、シールド電流が小さかった原因はダミーケーブルの影響によるもので、ダミーケーブルを考慮しない場合では超電導シールド層の保護設計を行う必要がある。ダミーケーブルを考慮した場合は、わずかな誤差はあるものの解析結果は実験結果の電流分布と温度上昇をよく再現し、開発した数値解析手法の妥当性を確認できた。



(a) 過電流通電 0-2 s



(b) 通電開始直後 0.05-0.08 s



(c) 通電終了直前 1.95-1.98 s

図 3.28 シールド電流の解析結果 (ダミーケーブルを考慮)

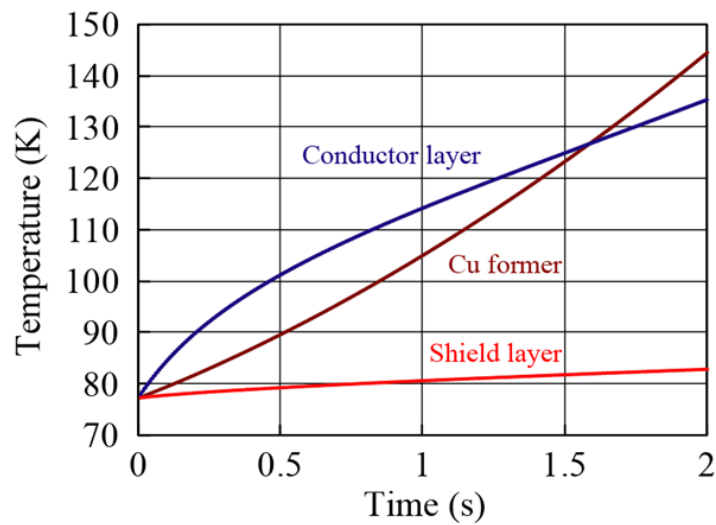
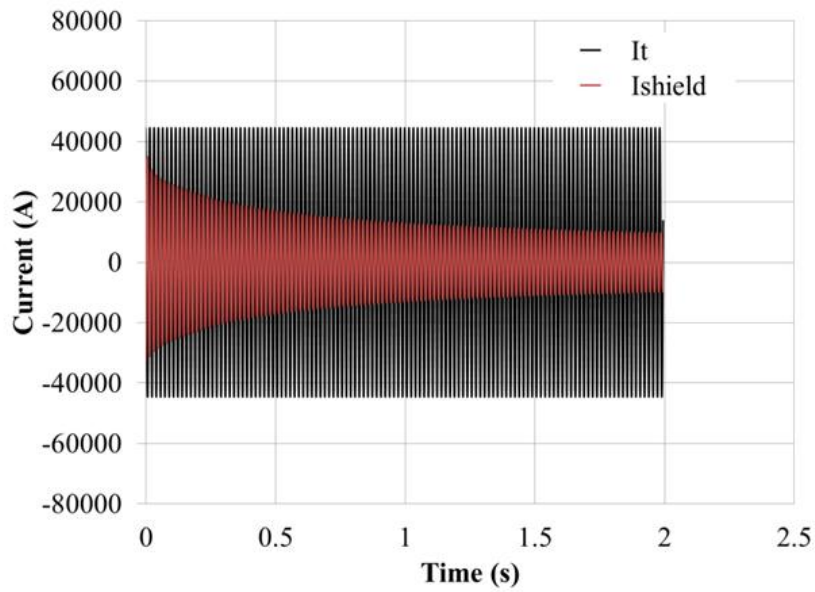
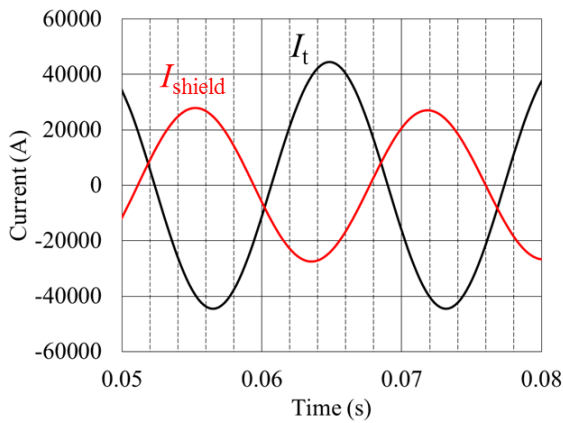


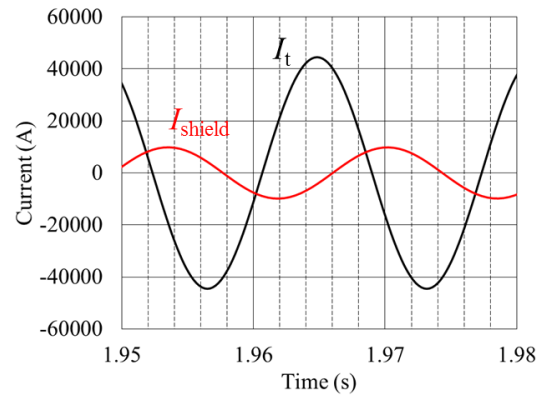
図 3.29 温度分布の解析結果 (ダミーケーブルを考慮)



(a) 過電流通電 0-2 s



(b) 通電開始直後 0.05-0.08 s



(c) 通電終了直前 1.95-1.98 s

図 3.30 シールド電流の解析結果 (ダミーケーブルを考慮しない)

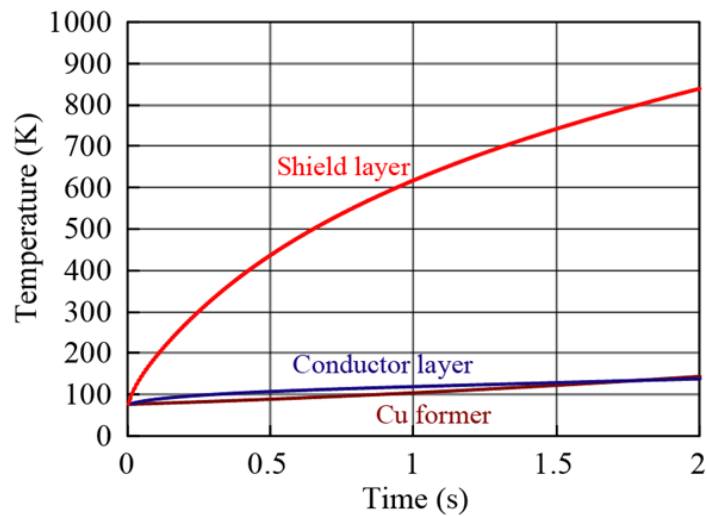


図 3.31 温度分布の解析結果 (ダミーケーブルを考慮しない)

3.6 まとめ

REBCO 高温超電導電力ケーブルの通電・伝熱特性を詳細に評価および設計するため、有限要素法と回路方程式に基づく電流分布・熱伝導連成解析プログラムを開発した。電流分布解析において、Maxwell 方程式と集中定数回路モデルより支配方程式を導出し、導体内を有限要素法により定式化して「場の解析」を行った。ケーブル内のインダクタンス成分は集中定数として回路方程式でモデル化し、有限要素法と連成した。REBCO 超電導線材の非線形な臨界電流特性には、近似式としてよく用いられる n 値モデルを適用した。熱解析においては、熱平衡方程式より支配方程式を導出し、有限要素法により定式化した。本解析手法は、REBCO 超電導線材の単線および並列導体化に対して評価できるだけでなく、66 kV 系統と 275 kV 系統の高温超電導電力ケーブルの構造に対して汎用的で、REBCO 超電導線材の不均一な臨界電流特性をも考慮できる。そして、ケーブル各層の電流分布と温度分布を詳細に評価できるため、目的とする耐過電流導体構造の設計が可能である。

開発した解析手法の妥当性を確認するために、1 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルと 20 m 級 REBCO 超電導モデルケーブルについて検証試験を行った。1 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルの導体部分は銅フォーマと 1 層の超電導導体層で構成し、外側に絶縁層を巻きつけた構造である。1 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルの評価において、三角波状過電流、方形波状過電流、短絡事故電流の通電試験を行い、ケーブル内の詳細な電流分布と温度上昇を測定した。そして、実験条件を模擬した解析結果は過電流通電試験結果とよく一致し、開発した数値解析手法の妥当性を確認できた。1 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルの結果を踏まえて、20 m 級 REBCO 超電導モデルケーブルに対する試設計を行った。そして、その設計に基づき銅フォーマ、超電導導体層、絶縁層、超電導シールド層、銅シールド層と絶縁保護層で構成される 20 m 級 REBCO 超電導モデルケーブルを試作し、短絡事故電流通電時のシールド電流と温度分布について実験と解析から評価した。1 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルの結果と同様に、実験条件を模擬した解析結果は実験結果とよく一致し、短絡電流によるモデルケーブルの劣化はなかった。よって、開発した数値解析手法の妥当性を確認し、耐過電流導体構造の設計が可能であることを実証した。

以上の成果を踏まえ、開発した数値解析手法を 66 kV 系統（4章）と 275 kV 系統（5章）の REBCO 高温超電導電力ケーブルの耐過電流導体構造の設計最適化に応用することとする。

第4章

66 kV 系統 GdBCO 超電導電力 ケーブルの過電流通電特性評価

4.1 概要

本章では、短絡事故に対する 66 kV 系統高温 GdBCO 超電導電力ケーブルの保護設計について、3 章で述べた数値解析手法によるモデルケーブルの設計とその検証実験の結果を述べ、設計したモデルケーブルの短絡事故に対する裕度を素線レベルで評価する^[35, 67-71]。

2008 年より始まった NEDO プロジェクト（イットリウム系超電導電力技術開発プロジェクト）において、66 kV 系統 GdBCO 高温超電導電力ケーブルの開発が本格的に始まり、本研究はその開発プロジェクトの一環として GdBCO 高温超電導モデルケーブルの耐過電流導体構造の設計を行っている。66 kV 系統 GdBCO 高温超電導モデルケーブルの耐過電流導体構造の設計は、GdBCO 超電導線材の安定化保護層である銅メッキの厚みと銅シールド層の断面積をパラメータとして、短絡事故時の通電・伝熱特性を解析評価して行った。解析の結果、銅メッキの厚みは超電導層の温度上昇に対する影響が小さく、銅シールド層の断面積は超電導シールド層の温度上昇に対して支配的であることが明らかになった。解析結果と 2 章で評価した REBCO 高温超電導電力ケーブルの短絡事故電流に対する許容温度上昇と管路直径 150 mm という制約をもとに、試設計した 2 m 級 GdBCO 超電導モデルケーブルを用いて短絡試験を行った結果、本解析手法による事前予測と非常によく一致し、66 kV 系統 GdBCO 超電導電力ケーブルに対する解析手法としての有効性が示された。よって、本研究で開発した数値解析手法により 66 kV 系統 GdBCO 高温超電導電力ケーブルの耐過電流導体構成技術の確立が可能であることを実証した。また、解析結果から素線に流れる短絡電流を計算し、設計した 66 kV 系統 GdBCO 超電導電力ケーブルについて素線レベルでの短絡事故に対する裕度評価と 30 年のケーブル運用を考慮した経年劣化評価を行った。

4.2 GdBCO 超電導モデルケーブルの耐過電流導体設計

4.2.1 モデルケーブルの構造と設計パラメータ

図 4.1 に 66 kV 系統 GdBCO 超電導電力ケーブルの構造を示す。66 kV 系統 GdBCO 超電導電力ケーブルは $31.5 \text{ kA}_{\text{rms}}$ (2 秒間) の短絡事故電流に対する耐過電流導体設計が求められるだけでなく、3 心一括構造で 150 mm^2 の管路内に敷設するため、コンパクトなケーブルコアの設計が要求される。よって、GdBCO 超電導電力ケーブルを保護する役割の銅フォーマ、銅シールド層および GdBCO 超電導線材の安定化保護層である銅メッキを最適化設計することが必要となる。

管路内径の制限や既存の銅撚り線導体を利用する観点から、66 kV 系統 GdBCO 超電導電力ケーブルの銅フォーマは既存の銅撚り線導体の規格で直径 18 mm、銅断面積 140 mm^2 の仕様で統一した。表 4.1 に示すケーブルコアの諸元において、

GdBCO 超電導線材の安定化保護層である銅メッキの厚みと銅シールド層の断面積を耐過電流保護設計のパラメータとして、3 章で開発した数値解析手法により 31.5 kA_{rms} (2 秒間) の短絡事故電流に対する通電・伝熱特性解析を行った。ケーブルコアは、銅フォーマ、6 層の超電導導体層、6.5 mm 厚の絶縁層、3 層の超電導シールド層、銅シールド層、絶縁保護層で構成されている。超電導導体層、超電導シールド層と銅シールド層は、電流の均流化のために表 4.2 に示す撚り構造となっている。66 kV 系統 GdBCO 超電導電力ケーブルの定格電流 5 kA を満たすように、幅 2 mm の GdBCO 超電導線材 ($I_c = 36$ A/tape) を超電導導体層に 165 本、超電導シールド層に 149 本設定し、合計 I_c が 5 kA 以上となるように構成した。超電導線材の銅メッキの厚みは、既存のメッキ加工厚をもとにパラメータとして設定した。銅シールド層の断面積は、設計可能な 2 種類の断面積をパラメータとして設定した。銅メッキの厚みと銅シールド層の断面積の設定値を表 4.3 に示す。数値解析は以上の設定をもとに、検証実験で作製する 2 m 級 GdBCO 超電導モデルケーブルを対象として、液体窒素浸漬冷却 (77.3 K) 下で短絡電流 31.5 kA_{rms}、2 s (60 Hz) の交流過電流を通電して行った。

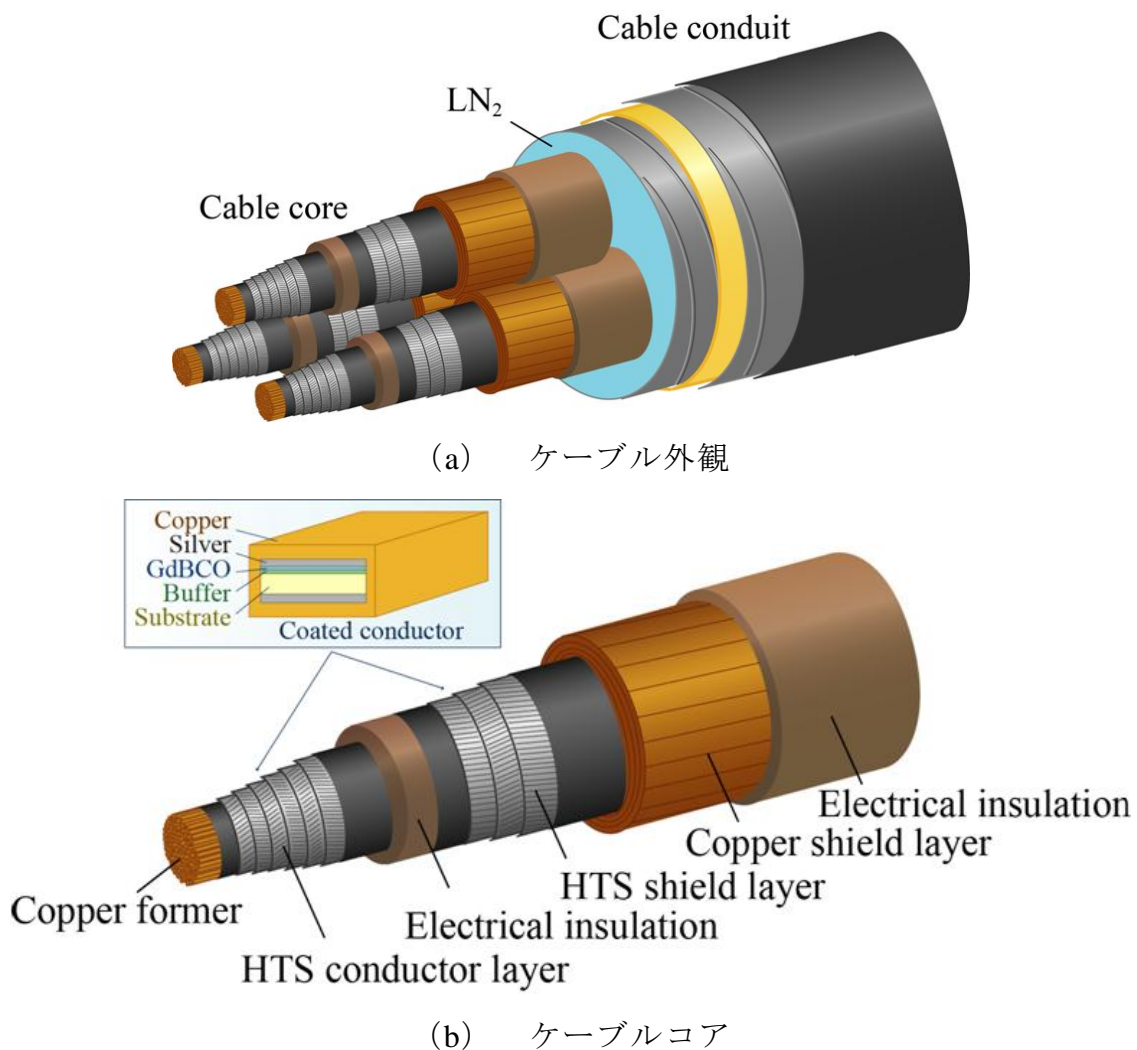


図 4.1 66 kV 系統 GdBCO 超電導電力ケーブルの構造

表 4.1 ケーブルコアの諸元

	Outer diameter
Copper former	18 mm (Cross-sectional area 140 mm ²)
HTS conductor layer	22 mm (6 layers, $I_c = 5940$ A)
Electric insulation	35 mm (thickness 6.5 mm)
HTS shield layer	36 mm (3 layers, $I_c = 5364$ A)
Copper shield layer	42 mm
Electric insulation	43 mm

表 4.2 超電導導体層、超電導シールド層、銅シールド層の撚り構造

	Pitch	Direction
HTS conductor layer		
1 st layer	610 mm	S
2 nd layer	495 mm	S
3 rd layer	355 mm	S
4 th layer	255 mm	S
5 th layer	190 mm	S
6 th layer	145 mm	S
HTS shield layer		
1 st layer	310 mm	Z
2 nd layer	370 mm	Z
3 rd layer	410 mm	Z
Copper shield layer		
1 st layer	410 mm	Z
2 nd layer	410 mm	Z
3 rd layer	410 mm	Z
4 th layer	410 mm	Z

表 4.3 銅メッキの厚みと銅シールド層の断面積のパラメータ

	Parameters
Copper plating	Thickness 14, 23, 46 μm
Copper shield layer	Cross-sectional area 78, 105 mm ² (3, 4 layers)

4.2.2 解析結果

4.2.2.1 銅メッキの厚み 14 μm 、銅シールド層の断面積 78 mm^2

銅メッキの厚みを 14 μm 、銅シールド層の断面積を 78 mm^2 とした場合の電流分布と温度上昇の解析結果を図 4.2-4.5 に示す。電流分布は、短絡電流 I_L とシールド電流 I_{shield} 、銅フォーマの電流と超電導導体層の合計電流、銅シールド層の合計電流と超電導シールド層の合計電流を示している。温度上昇は、銅フォーマ、超電導導体層、超電導シールド層、銅シールド層の各層の最大温度上昇を表している。

図 4.2 より通電開始直後 0 秒付近のシールド電流は短絡電流の約 97%であり、短絡電流との位相差は約 180 度である。時間推移に伴うシールド層の温度上昇により、シールド電流が減衰して、通電終了直前 2 秒付近では短絡電流の約 71%であり、短絡電流との位相差は約 144 度である。図 4.3 より超電導導体層の電流は、通電開始直後に最大約 14.7 kA となり、温度上昇に伴う I_c の減少により 0.25 秒付近まで減衰したのちにほぼ定常となった。銅フォーマの電流は、減衰する超電導導体層の電流が転流することにより 0.25 秒付近まで増加しつづけて最大約 40.4 kA となり、その後わずかに減衰しながらほぼ定常となった。図 4.4 より超電導シールド層の電流は、通電開始直後に最大約 12.1 kA となり、温度上昇に伴う I_c の減少により 0.3 秒付近まで減衰したのちにほぼ定常となった。銅シールド層の電流は、減衰する超電導シールド層の電流が転流することにより 0.3 秒付近まで増加しつづけて最大約 36.0 kA となり、その後温度上昇に伴う抵抗値の増加により徐々に減衰した。

図 4.5 より、超電導導体層は通電開始から 0.25 秒後に臨界温度 90 K ($\Delta T=12.7$ K) に到達し、超電導シールド層は通電開始から 0.28 秒後に 90 K に達した。これは超電導導体層と超電導シールド層の電流が減衰する様子と一致しており、電流の減衰が I_c の減少によるものの裏付けである。各層の最大温度上昇 ΔT (最高到達温度 $\Delta T+77.3$) は、銅フォーマが約 241 K (318 K)、超電導導体層が約 89 K (166 K)、超電導シールド層が約 113 K (190 K)、銅シールド層が約 304 K (381 K) である。

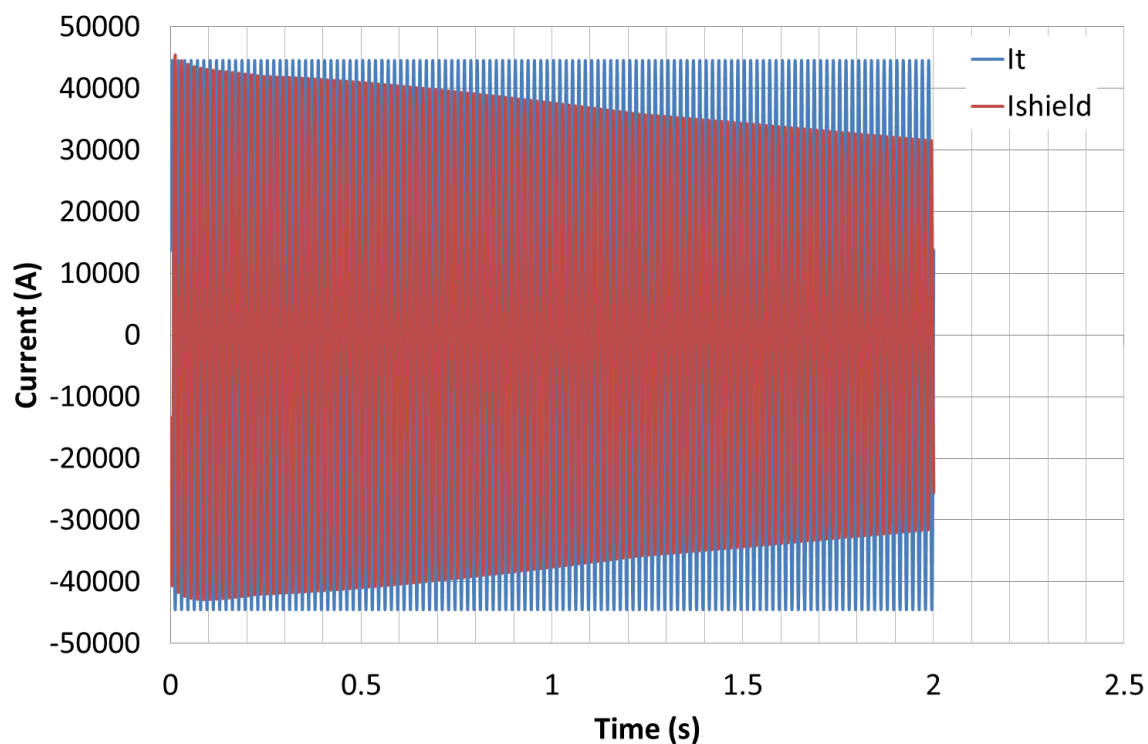


図 4.2 短絡電流とシールド電流
(銅メッキの厚み $14 \mu\text{m}$ 、銅シールド層の断面積 78 mm^2)

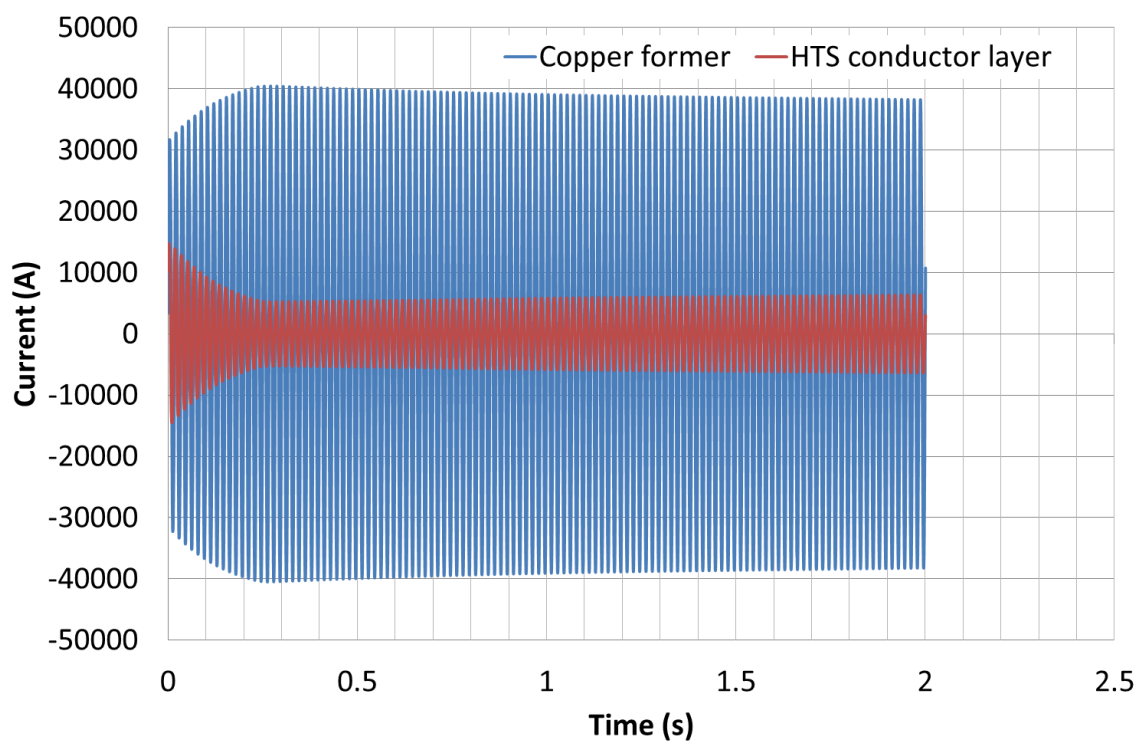


図 4.3 銅フォーマの電流と超電導導体層の合計電流
(銅メッキの厚み $14 \mu\text{m}$ 、銅シールド層の断面積 78 mm^2)

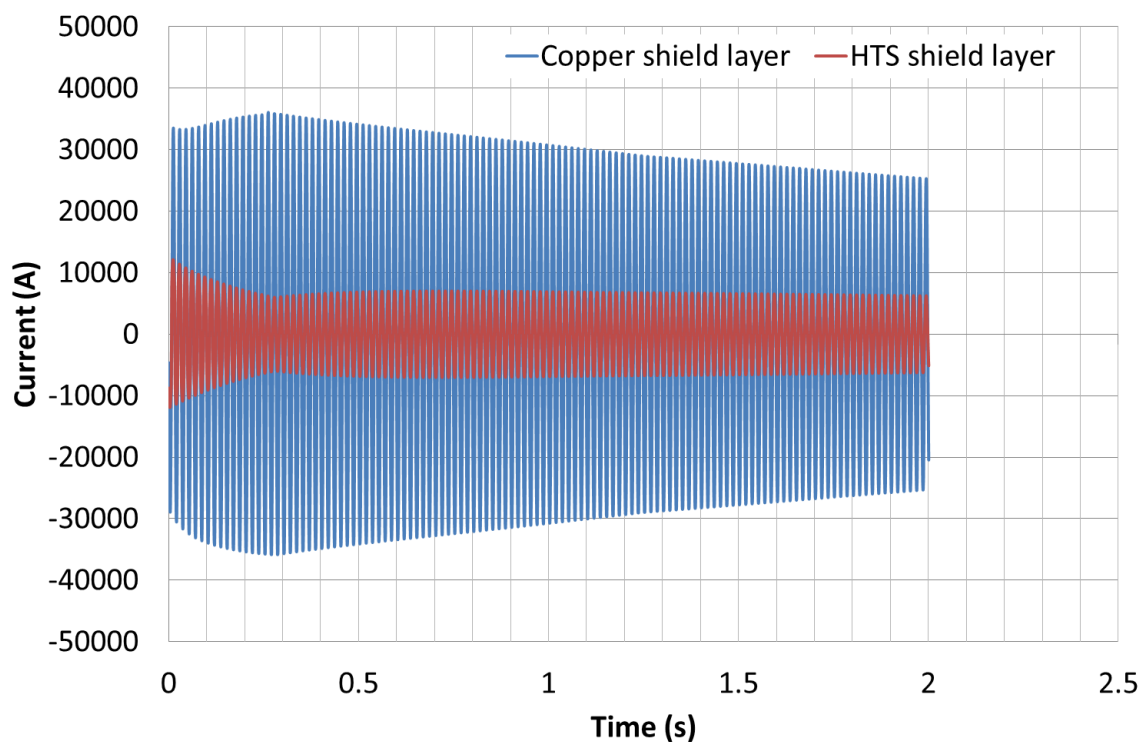


図 4.4 銅シールド層の合計電流と超電導シールド層の合計電流
(銅メッキの厚み $14 \mu\text{m}$ 、銅シールド層の断面積 78mm^2)

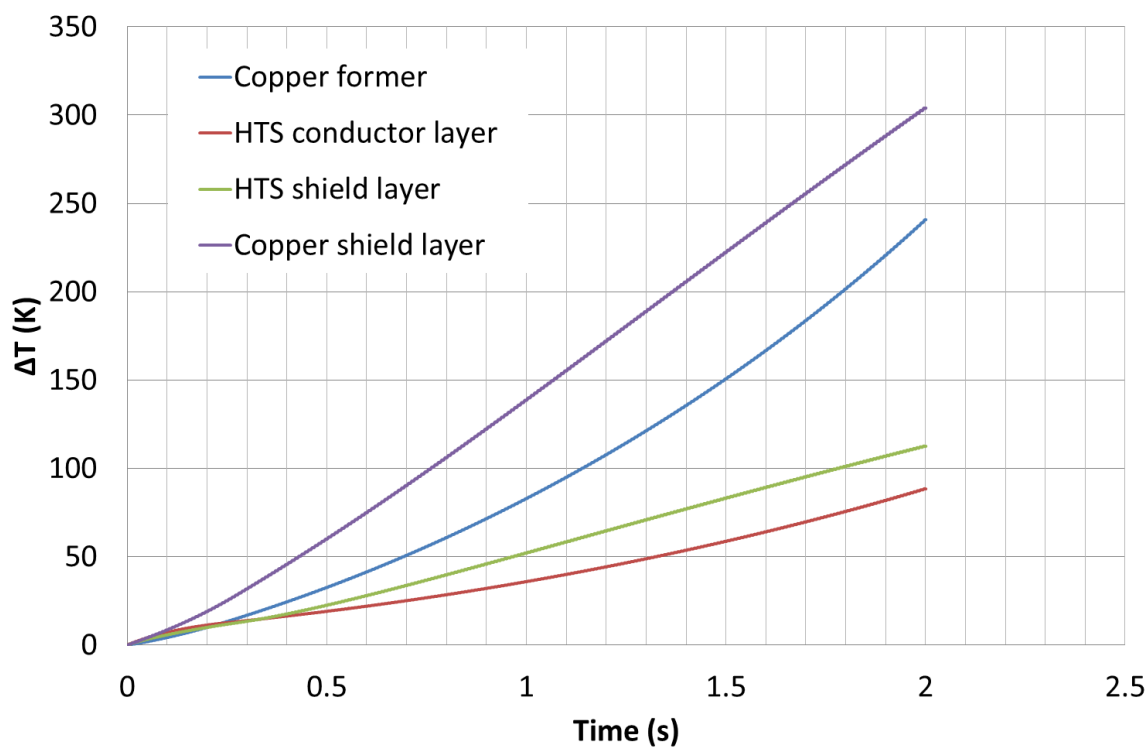


図 4.5 温度上昇
(銅メッキの厚み $14 \mu\text{m}$ 、銅シールド層の断面積 78mm^2)

4.2.2.2 銅メッキの厚み 23 μm 、銅シールド層の断面積 78 mm^2

銅メッキの厚みを 23 μm 、銅シールド層の断面積を 78 mm^2 とした場合の電流分布と温度上昇の解析結果を図 4.6-4.9 に示す。図 4.6 より通電開始直後 0 秒付近のシールド電流は短絡電流の約 97%であり、短絡電流との位相差は約 180 度である。時間推移に伴うシールド層の温度上昇により、シールド電流が減衰して、通電終了直前 2 秒付近では短絡電流の約 76%であり、短絡電流との位相差は約 149 度である。図 4.7 より超電導導体層の電流は、通電開始直後に最大約 17.3 kA となり、温度上昇に伴う I_c の減少により 0.2 秒付近まで減衰したのちにほぼ定常となった。銅フォーマの電流は、減衰する超電導導体層の電流が転流することにより 0.2 秒付近まで増加しつつ最大約 38.3 kA となり、その後わずかに減衰しながらほぼ定常となった。図 4.8 より超電導シールド層の電流は、通電開始直後に最大約 14.4 kA となり、温度上昇に伴う I_c の減少により 0.25 秒付近まで減衰したのちにほぼ定常となった。銅シールド層の電流は、減衰する超電導シールド層の電流が転流することにより 0.25 秒付近まで増加しつつ最大約 34.0 kA となり、その後温度上昇に伴う抵抗値の増加により徐々に減衰した。図 4.9 より、超電導導体層は通電開始から 0.2 秒後に臨界温度 90 K ($\Delta T=12.7$ K) に到達し、超電導シールド層は通電開始から 0.25 秒後に 90 K に達した。これは超電導導体層と超電導シールド層の電流が減衰する様子と一致しており、電流の減衰が I_c の減少によるものの裏付けである。各層の最大温度上昇 ΔT (最高到達温度 $\Delta T+77.3$) は、銅フォーマが約 201 K (278 K)、超電導導体層が約 96 K (173 K)、超電導シールド層が約 125 K (202 K)、銅シールド層が約 260 K (337 K) である。

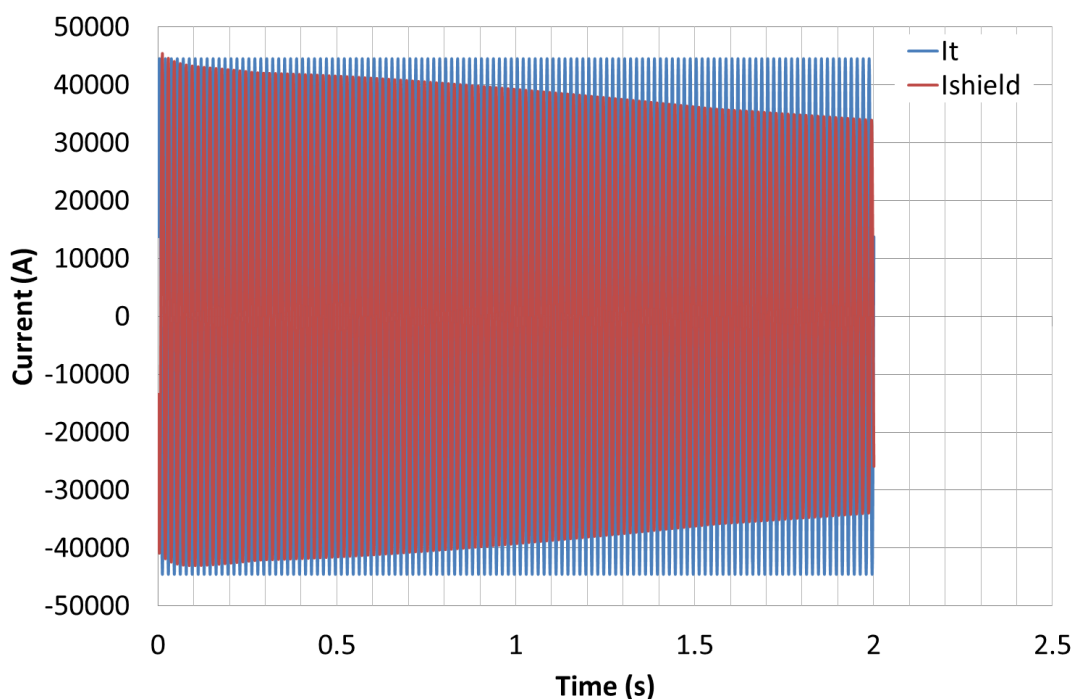


図 4.6 短絡電流とシールド電流
(銅メッキの厚み 23 μm 、銅シールド層の断面積 78 mm^2)

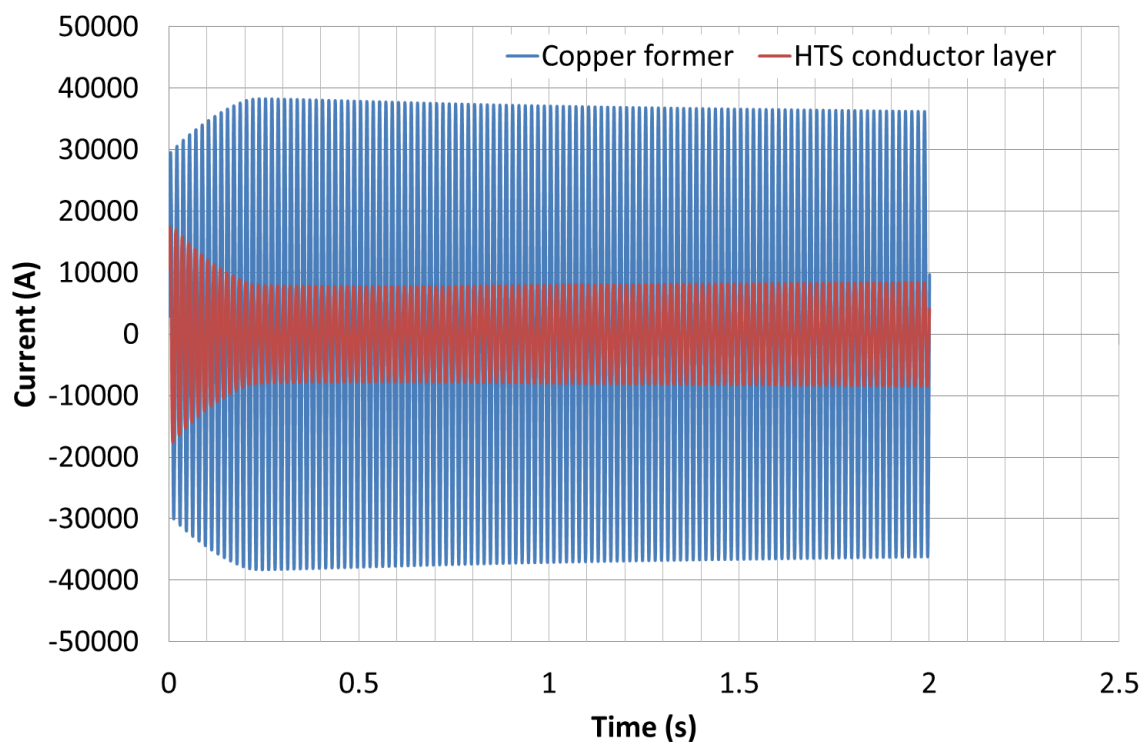


図 4.7 銅フォーマの電流と超電導導体層の合計電流
(銅メッキの厚み 23 μm 、銅シールド層の断面積 78 mm^2)

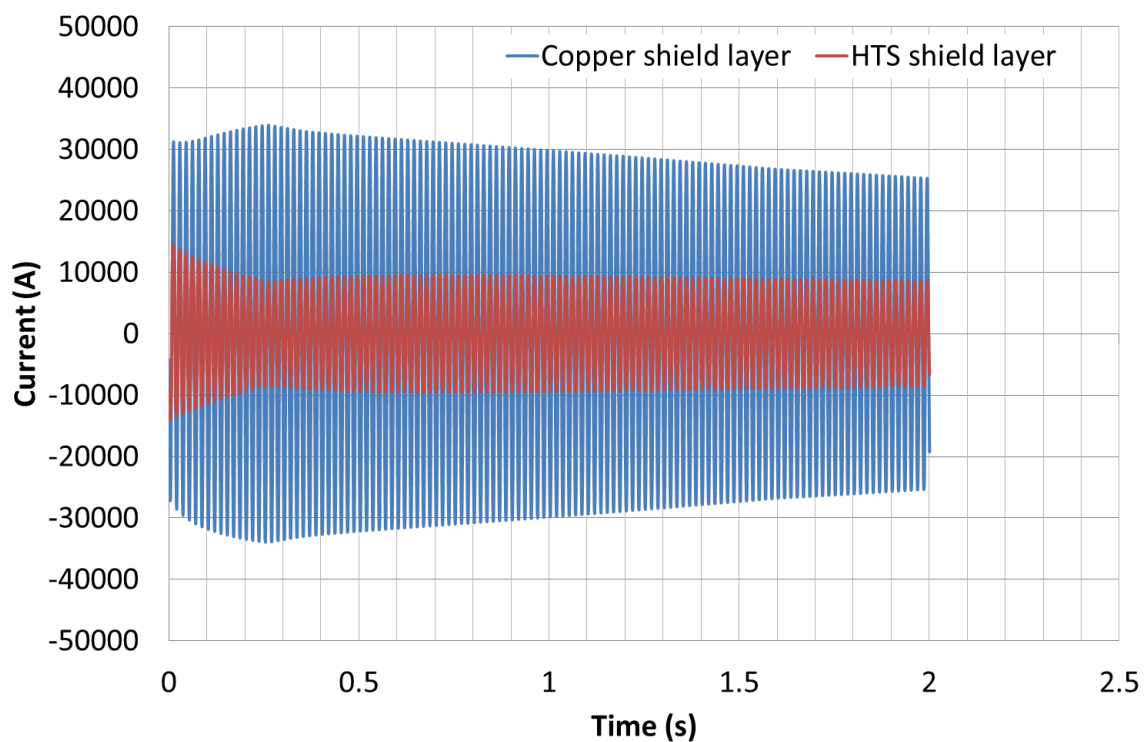


図 4.8 銅シールド層の合計電流と超電導シールド層の合計電流
(銅メッキの厚み 23 μm 、銅シールド層の断面積 78 mm^2)

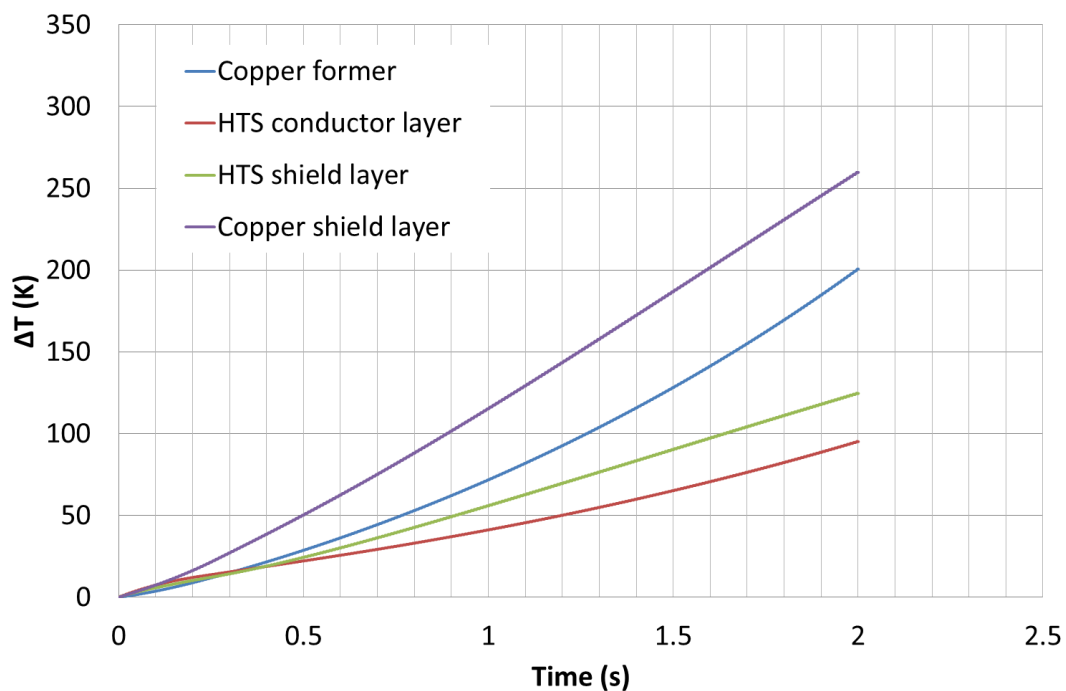


図 4.9 温度上昇

(銅メッキの厚み 23 μm 、銅シールド層の断面積 78 mm^2)

4.2.2.3 銅メッキの厚み 46 μm 、銅シールド層の断面積 78 mm^2

銅メッキの厚みを 46 μm 、銅シールド層の断面積を 78 mm^2 とした場合の電流分布と温度上昇の解析結果を図 4.10-4.13 に示す。図 4.10 より通電開始直後 0 秒付近のシールド電流は短絡電流の約 97%であり、短絡電流との位相差は約 180 度である。時間推移に伴うシールド層の温度上昇により、シールド電流が減衰して、通電終了直前 2 秒付近では短絡電流の約 83%であり、短絡電流との位相差は約 158 度である。図 4.11 より超電導導体層の電流は、通電開始直後に最大約 22.7 kA となり、温度上昇に伴う I_c の減少により 0.25 秒付近まで減衰したのちにほぼ定常となった。銅フォーマの電流は、減衰する超電導導体層の電流が転流することにより 0.25 秒付近まで増加しつつ最大約 33.8 kA となり、その後わずかに減衰しながらほぼ定常となった。図 4.12 より超電導シールド層の電流は、通電開始直後に最大約 18.9 kA となり、温度上昇に伴う I_c の減少により 0.25 秒付近まで減衰したのちにほぼ定常となった。銅シールド層の電流は、減衰する超電導シールド層の電流が転流することにより 0.25 秒付近まで増加しつつ最大約 29.9 kA となり、その後温度上昇に伴う抵抗値の増加により徐々に減衰した。図 4.13 より、超電導導体層は通電開始から 0.23 秒後に臨界温度 90 K ($\Delta T=12.7$ K) に到達し、超電導シールド層は通電開始から 0.26 秒後に 90 K に達した。これは超電導導体層と超電導シールド層の電流が減衰する様子と一致しており、電流の減衰が I_c の減少によるものの裏付けである。各層の最大温度上昇 ΔT (最高到達温度 $\Delta T+77.3$) は、銅フォーマが約 133 K (210 K)、超電導導体層が約 78 K (155 K)、超電導シールド層が約 124 K (201 K)、銅シールド層が約 187 K (264 K) である。

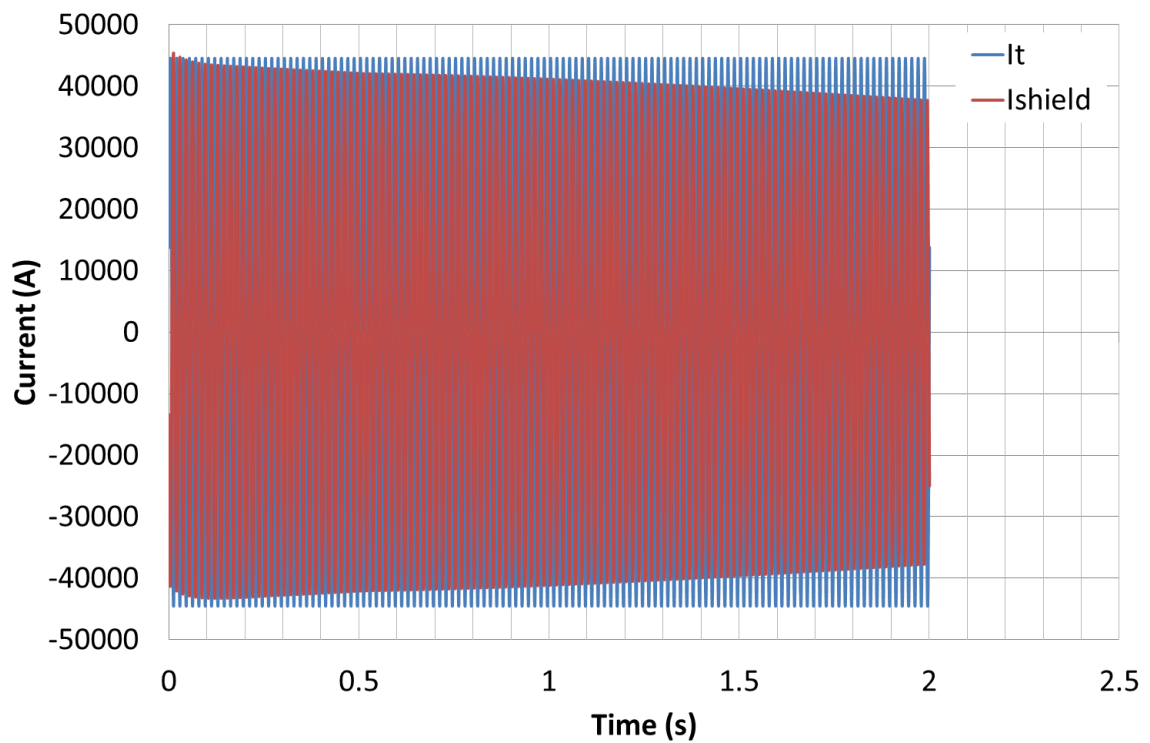


図 4.10 短絡電流とシールド電流
(銅メッキの厚み $46 \mu\text{m}$ 、銅シールド層の断面積 78 mm^2)

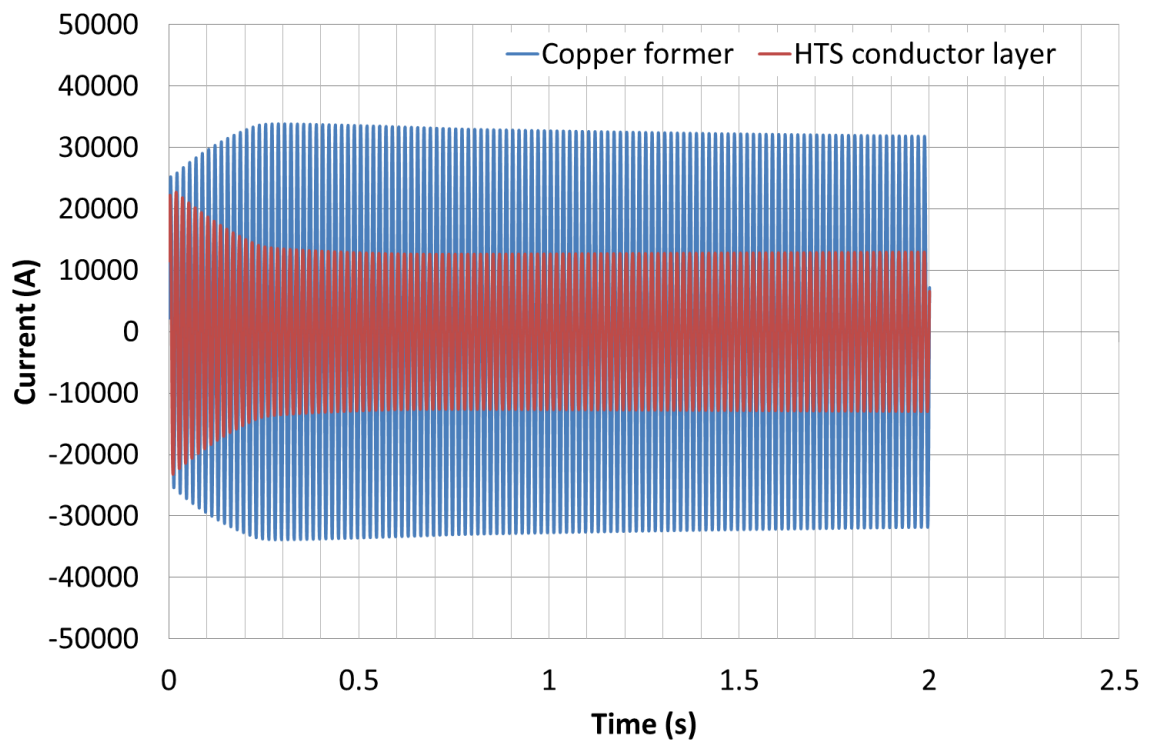


図 4.11 銅フォーマの電流と超電導導体層の合計電流
(銅メッキの厚み $46 \mu\text{m}$ 、銅シールド層の断面積 78 mm^2)

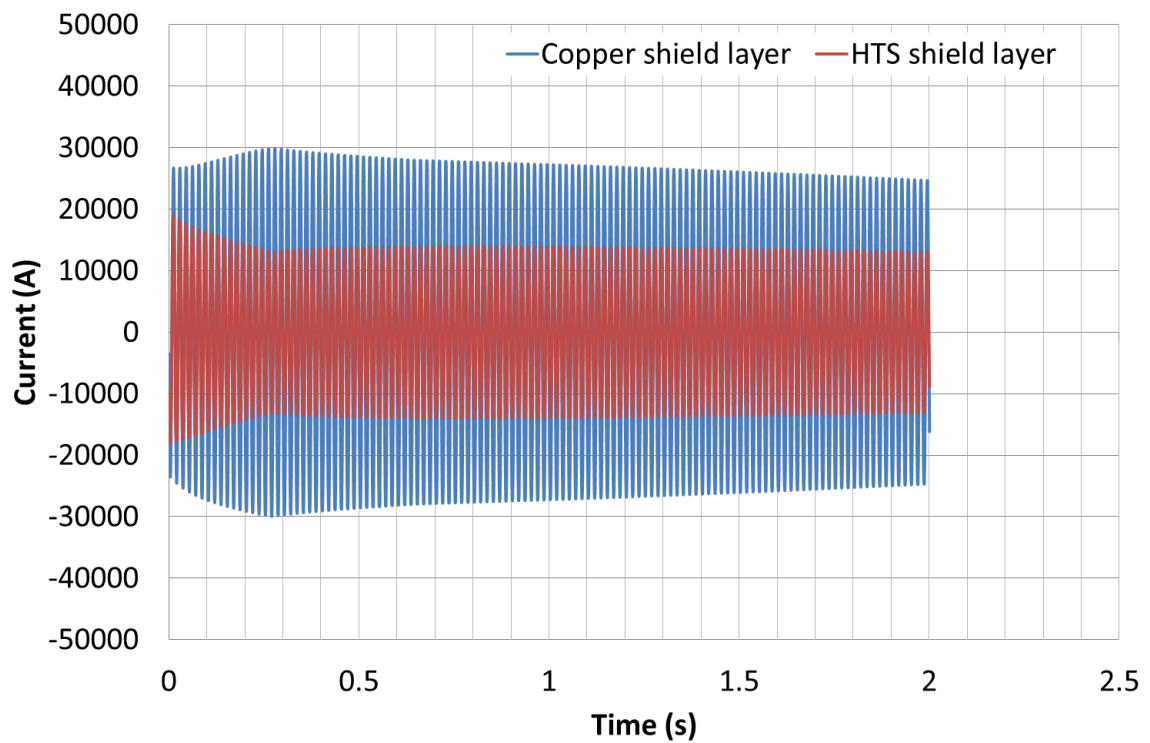


図 4.12 銅シールド層の合計電流と超電導シールド層の合計電流
(銅メッキの厚み $46 \mu\text{m}$ 、銅シールド層の断面積 78mm^2)

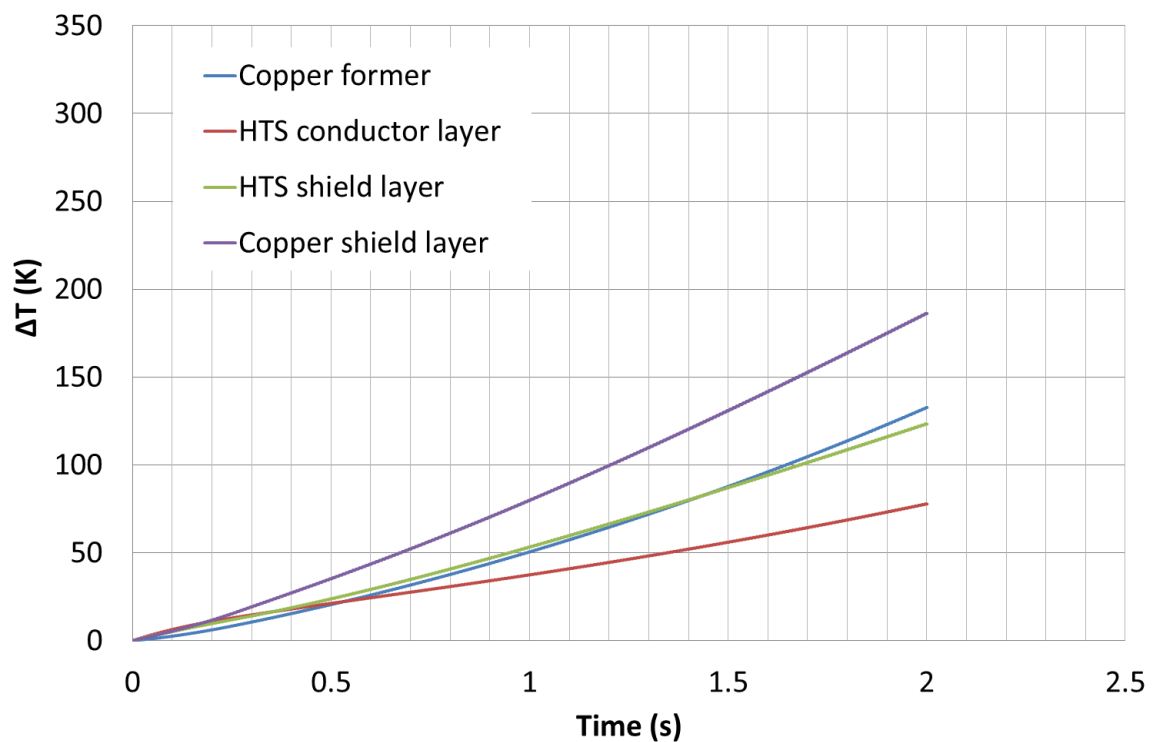


図 4.13 温度上昇
(銅メッキの厚み $46 \mu\text{m}$ 、銅シールド層の断面積 78mm^2)

4.2.2.4 銅メッキの厚み 14 μm 、銅シールド層の断面積 105 mm^2

銅メッキの厚みを 14 μm 、銅シールド層の断面積を 105 mm^2 とした場合の電流分布と温度上昇の解析結果を図 4.14-4.17 に示す。図 4.14 より通電開始直後 0 秒付近のシールド電流は短絡電流の約 98% であり、短絡電流との位相差は約 180 度である。時間推移に伴うシールド層の温度上昇により、シールド電流が減衰して、通電終了直前 2 秒付近では短絡電流の約 83% であり、短絡電流との位相差は約 160 度である。図 4.15 より超電導導体層の電流は、通電開始直後に最大約 14.7 kA となり、温度上昇に伴う I_c の減少により 0.25 秒付近まで減衰したのちにほぼ定常となった。銅フォーマの電流は、減衰する超電導導体層の電流が転流することにより 0.25 秒付近まで増加しつつ最大約 40.6 kA となり、その後わずかに減衰しながらほぼ定常となった。図 4.16 より超電導シールド層の電流は、通電開始直後に最大約 11.2 kA となり、温度上昇に伴う I_c の減少により 0.5 秒付近まで減衰したのちにほぼ定常となった。銅シールド層の電流は、減衰する超電導シールド層の電流が転流することにより 0.5 秒付近まで増加しつつ最大約 38.2 kA となり、その後温度上昇に伴う抵抗値の増加により徐々に減衰した。図 4.17 より、超電導導体層は通電開始から 0.26 秒後に臨界温度 90 K ($\Delta T=12.7$ K) に到達し、超電導シールド層は通電開始から 0.48 秒後に 90 K に達した。これは超電導導体層と超電導シールド層の電流が減衰する様子と一致しており、電流の減衰が I_c の減少によるものの裏付けである。各層の最大温度上昇 ΔT (最高到達温度 $\Delta T+77.3$) は、銅フォーマが約 241 K (318 K)、超電導導体層が約 89 K (166 K)、超電導シールド層が約 61 K (138 K)、銅シールド層が約 166 K (243 K) である。

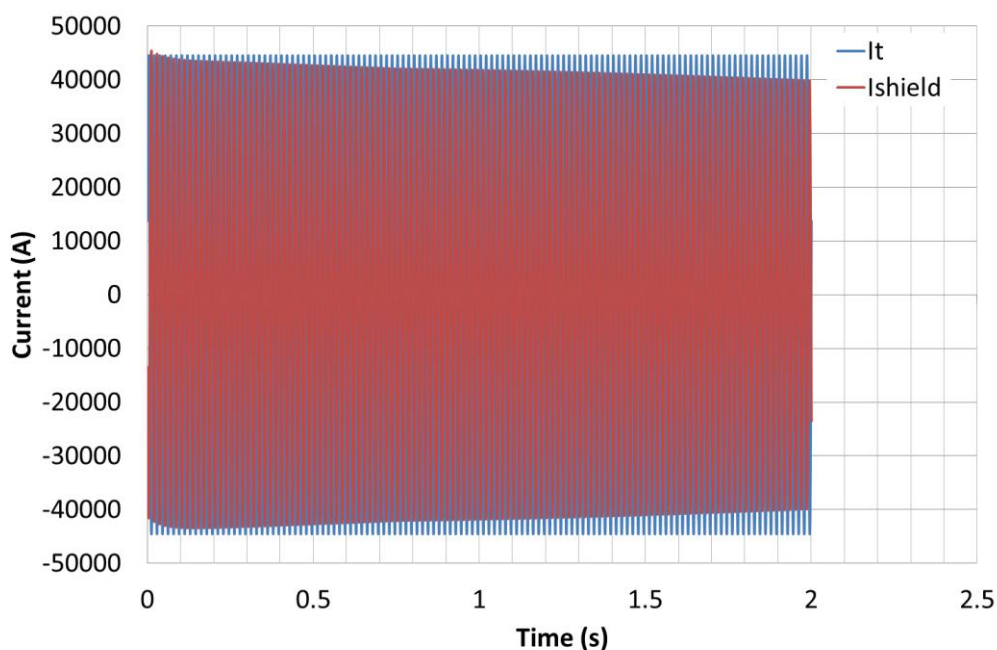


図 4.14 短絡電流とシールド電流
(銅メッキの厚み 14 μm 、銅シールド層の断面積 105 mm^2)

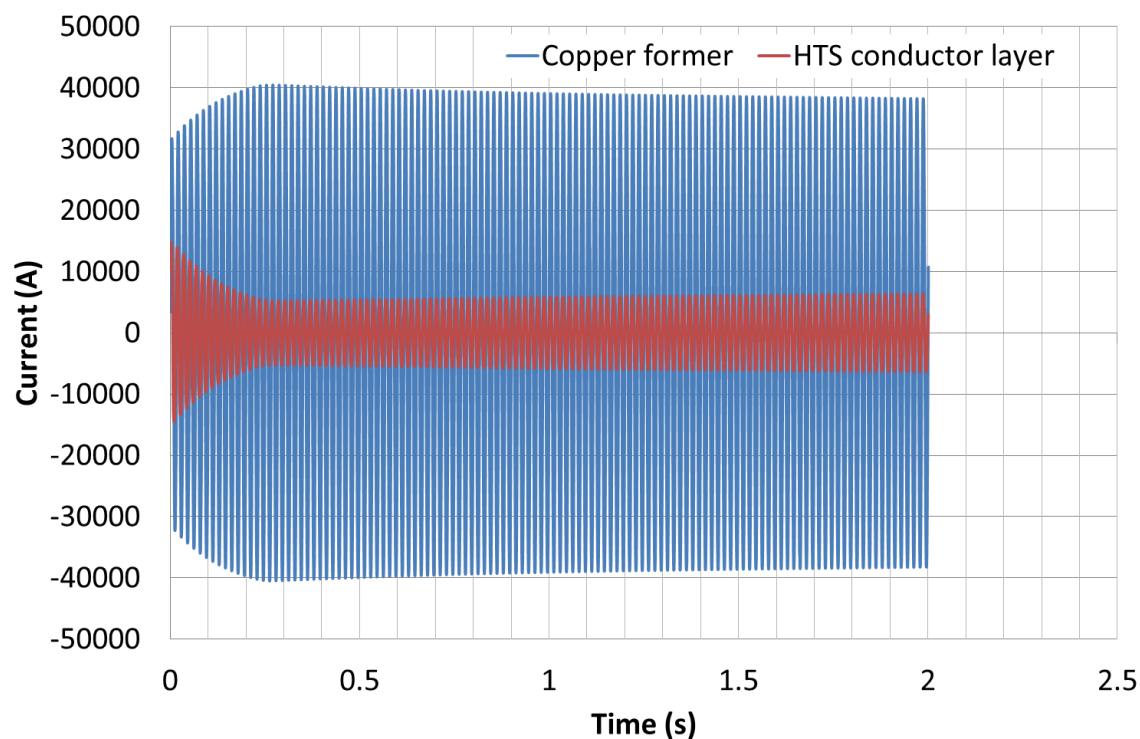


図 4.15 銅フォーマの電流と超電導導体層の合計電流
(銅メッキの厚み $14 \mu\text{m}$ 、銅シールド層の断面積 105 mm^2)

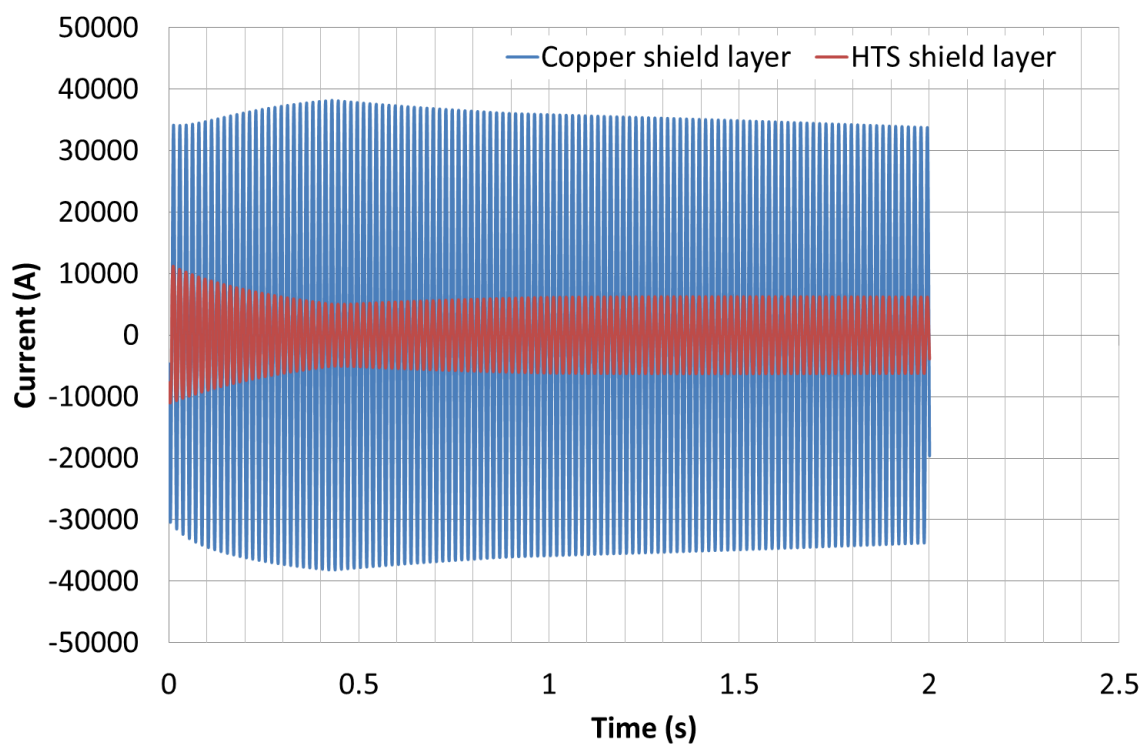


図 4.16 銅シールド層の合計電流と超電導シールド層の合計電流
(銅メッキの厚み $14 \mu\text{m}$ 、銅シールド層の断面積 105 mm^2)

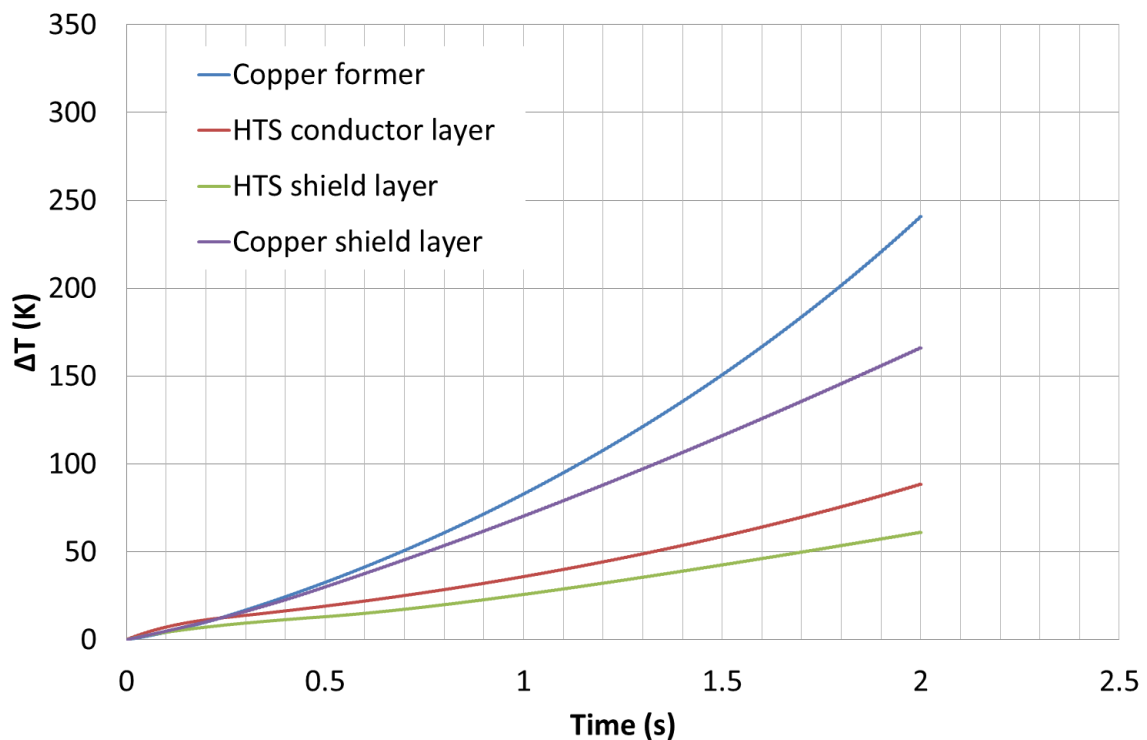


図 4.17 温度上昇

(銅メッキの厚み 14 μm 、銅シールド層の断面積 105 mm^2)

4.2.2.5 銅メッキの厚み 23 μm 、銅シールド層の断面積 105 mm^2

銅メッキの厚みを 23 μm 、銅シールド層の断面積を 105 mm^2 とした場合の電流分布と温度上昇の解析結果を図 4.18-4.21 に示す。図 4.18 より通電開始直後 0 秒付近のシールド電流は短絡電流の約 98%であり、短絡電流との位相差は約 180 度である。時間推移に伴うシールド層の温度上昇により、シールド電流が減衰して、通電終了直前 2 秒付近では短絡電流の約 85%であり、短絡電流との位相差は約 162 度である。図 4.19 より超電導層の電流は、通電開始直後に最大約 17.3 kA となり、温度上昇に伴う I_c の減少により 0.2 秒付近まで減衰したのちにほぼ定常となった。銅フォーマの電流は、減衰する超電導層の電流が転流することにより 0.2 秒付近まで増加しつづけて最大約 38.0 kA となり、その後わずかに減衰しながらほぼ定常となった。図 4.20 より超電導シールド層の電流は、通電開始直後に最大約 13.2 kA となり、温度上昇に伴う I_c の減少により 0.45 秒付近まで減衰したのちにほぼ定常となった。銅シールド層の電流は、減衰する超電導シールド層の電流が転流することにより 0.45 秒付近まで増加しつづけて最大約 36.3 kA となり、その後温度上昇に伴う抵抗値の増加により徐々に減衰した。図 4.21 より、超電導層は通電開始から 0.22 秒後に臨界温度 90 K ($\Delta T=12.7$ K) に到達し、超電導シールド層は通電開始から 0.44 秒後に 90 K に達した。これは超電導層と超電導シールド層の電流が減衰する様子と一致しており、電流の減衰が I_c の減少によるもの裏付けである。各層の最大温度上昇 ΔT (最高到達温度 $\Delta T+77.3$) は、銅フォーマ

が約 201 K (278 K)、超電導導体層が約 96 K (173 K)、超電導シールド層が約 68 K (145 K)、銅シールド層が約 142 K (219 K) である。

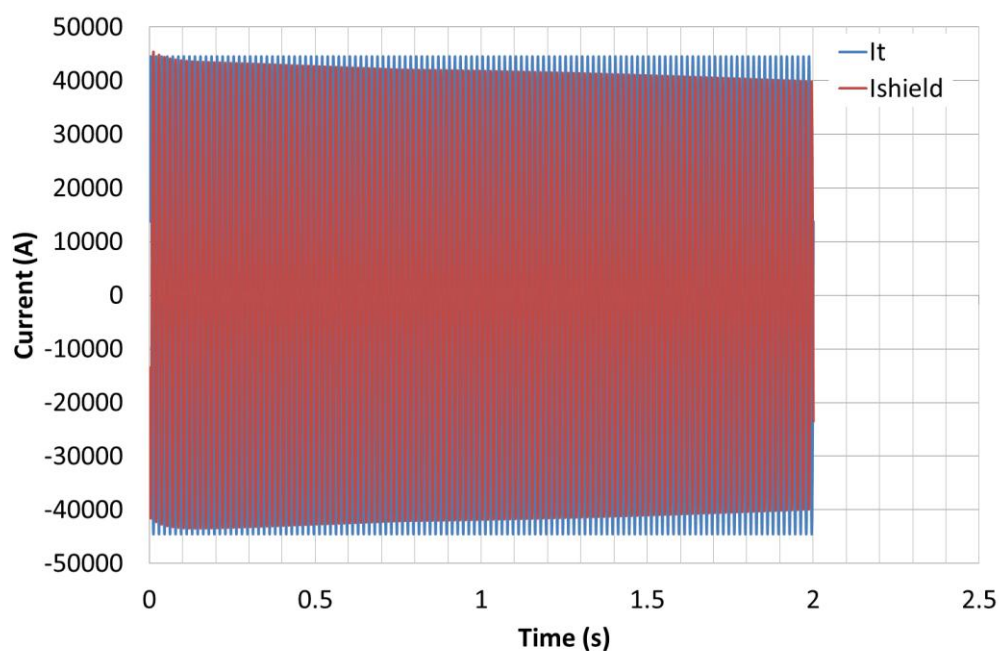


図 4.18 短絡電流とシールド電流
(銅メッキの厚み 23 μm 、銅シールド層の断面積 105 mm^2)

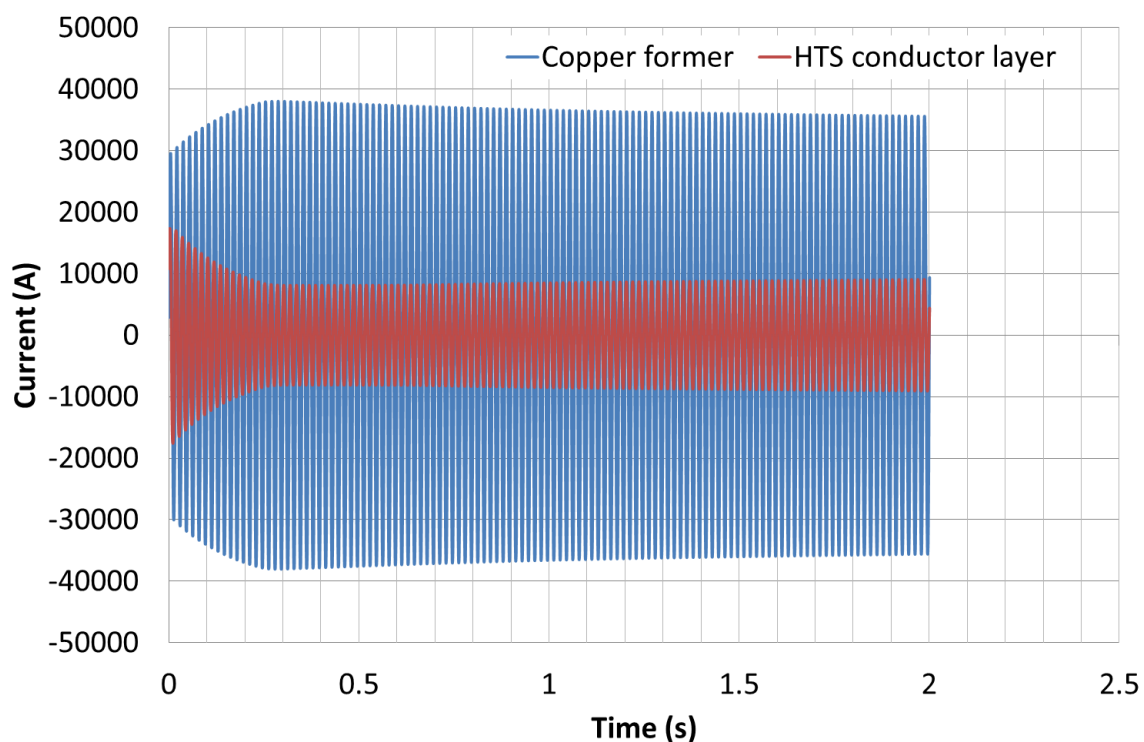


図 4.19 銅フォーマの電流と超電導導体層の合計電流
(銅メッキの厚み 23 μm 、銅シールド層の断面積 105 mm^2)

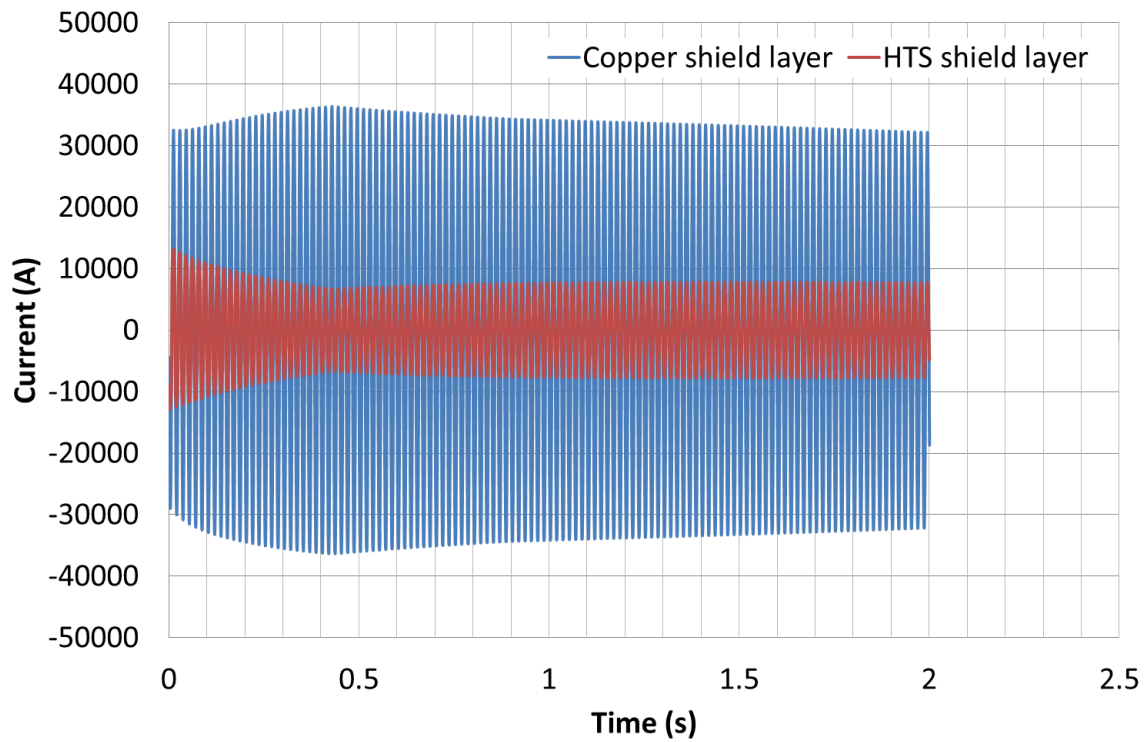


図 4.20 銅シールド層の合計電流と超電導シールド層の合計電流
(銅メッキの厚み $23 \mu\text{m}$ 、銅シールド層の断面積 105 mm^2)

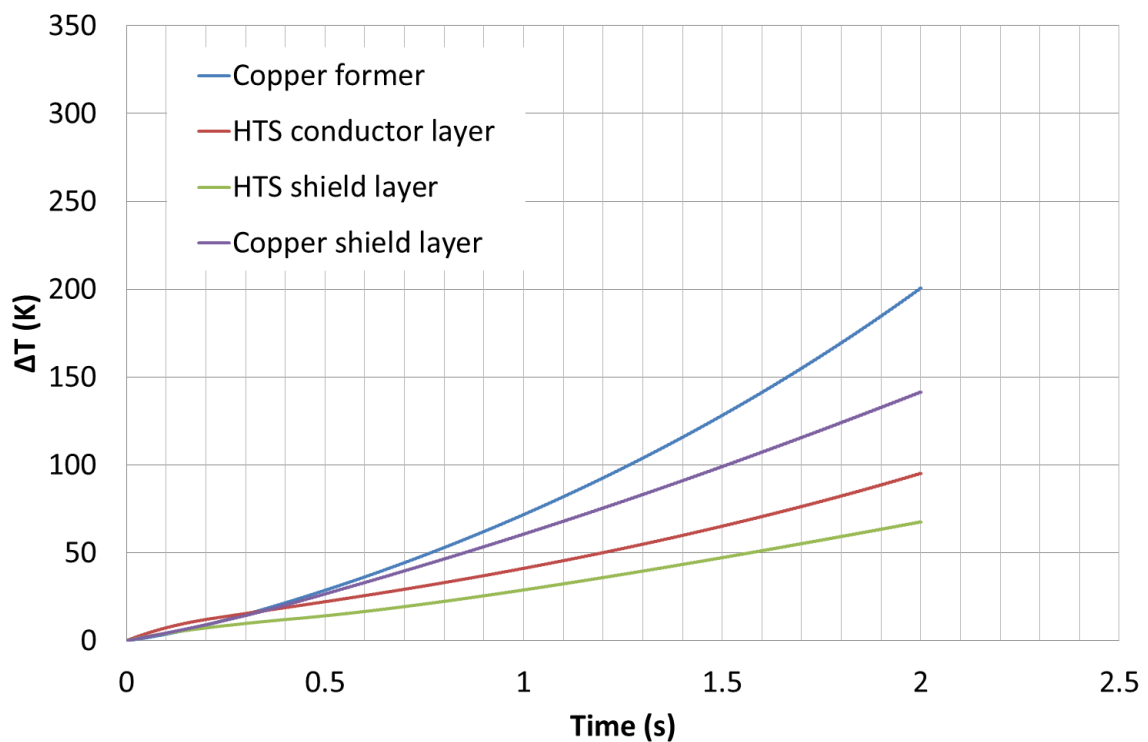


図 4.21 温度上昇
(銅メッキの厚み $23 \mu\text{m}$ 、銅シールド層の断面積 105 mm^2)

4.2.2.6 銅メッキの厚み 46 μm 、銅シールド層の断面積 105 mm^2

銅メッキの厚みを 46 μm 、銅シールド層の断面積を 105 mm^2 とした場合の電流分布と温度上昇の解析結果を図 4.22-4.25 に示す。図 4.18 より通電開始直後 0 秒付近のシールド電流は短絡電流の約 98%であり、短絡電流との位相差は約 180 度である。時間推移に伴うシールド層の温度上昇により、シールド電流が減衰して、通電終了直前 2 秒付近では短絡電流の約 86%であり、短絡電流との位相差は約 168 度である。図 4.19 より超電導導体層の電流は、通電開始直後に最大約 22.7 kA となり、温度上昇に伴う I_c の減少により 0.2 秒付近まで減衰したのちにほぼ定常となった。銅フォーマの電流は、減衰する超電導導体層の電流が転流することにより 0.2 秒付近まで増加しつつ最大約 34.1 kA となり、その後わずかに減衰しながらほぼ定常となった。図 4.20 より超電導シールド層の電流は、通電開始直後に最大約 17.1 kA となり、温度上昇に伴う I_c の減少により 0.45 秒付近まで減衰したのちにほぼ定常となった。銅シールド層の電流は、減衰する超電導シールド層の電流が転流することにより 0.45 秒付近まで増加しつつ最大約 32.8 kA となり、その後温度上昇に伴う抵抗値の増加により徐々に減衰した。図 4.21 より、超電導導体層は通電開始から 0.26 秒後に臨界温度 90 K ($\Delta T=12.7$ K) に到達し、超電導シールド層は通電開始から 0.44 秒後に 90 K に達した。これは超電導導体層と超電導シールド層の電流が減衰する様子と一致しており、電流の減衰が I_c の減少によるものの裏付けである。各層の最大温度上昇 ΔT (最高到達温度 $\Delta T+77.3$) は、銅フォーマが約 133 K (210 K)、超電導導体層が約 78 K (155 K)、超電導シールド層が約 65 K (142 K)、銅シールド層が約 98 K (175 K) である。

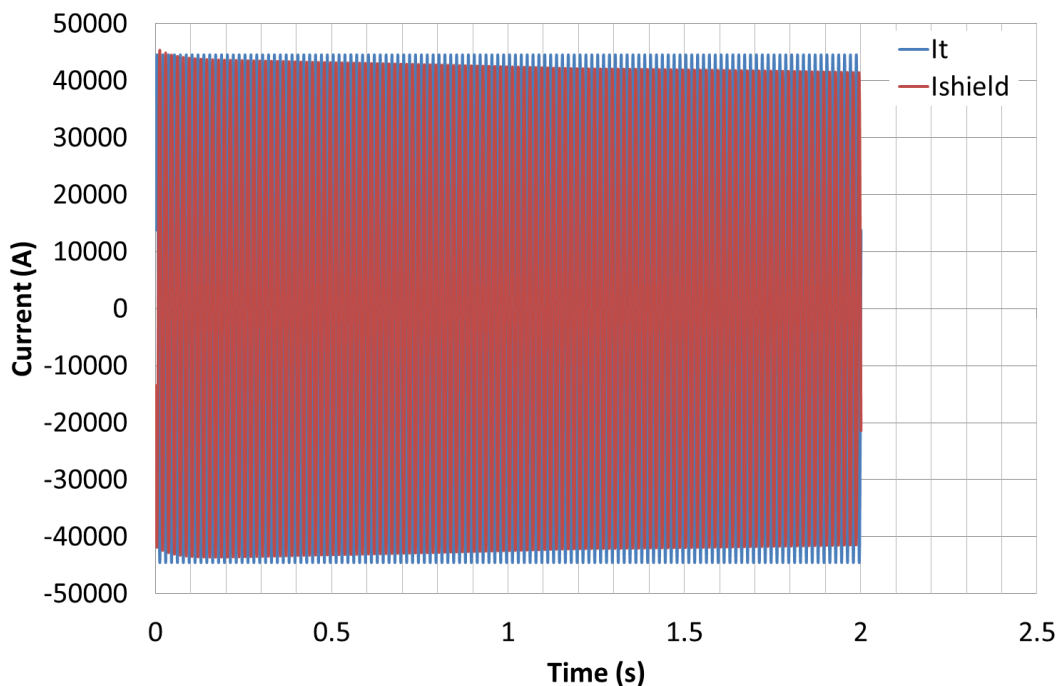


図 4.22 短絡電流とシールド電流
(銅メッキの厚み 46 μm 、銅シールド層の断面積 105 mm^2)

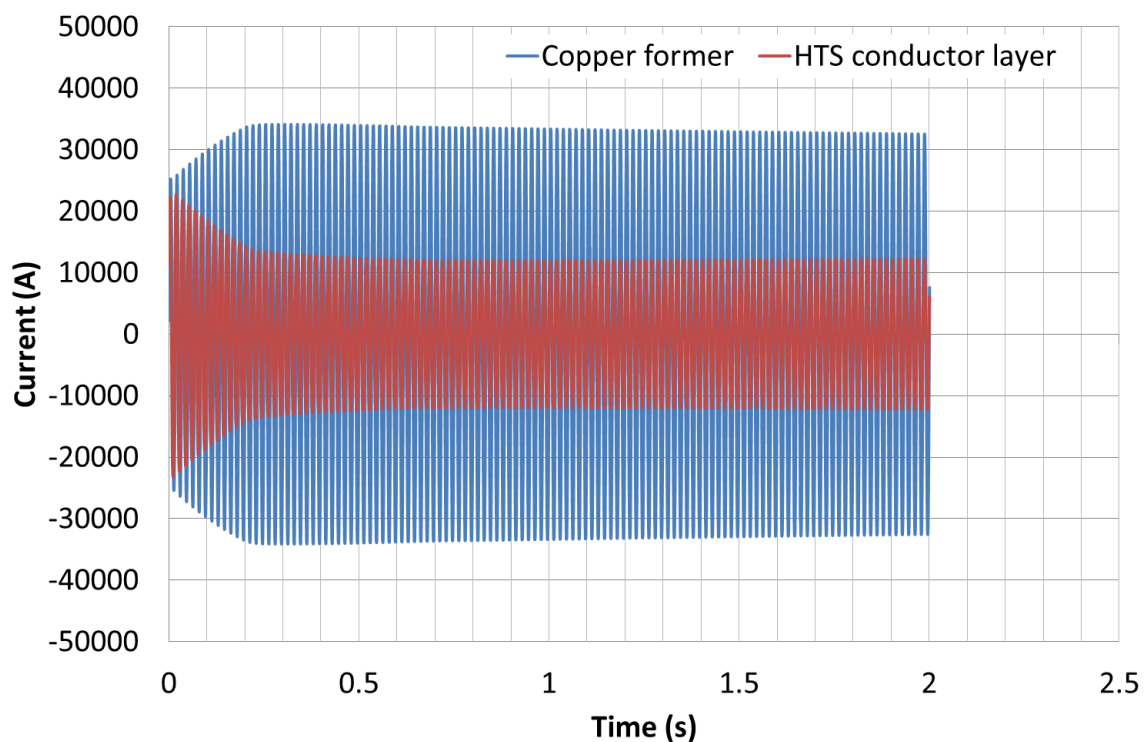


図 4.23 銅フォーマの電流と超電導導体層の合計電流
(銅メッキの厚み 46 μm 、銅シールド層の断面積 105 mm^2)

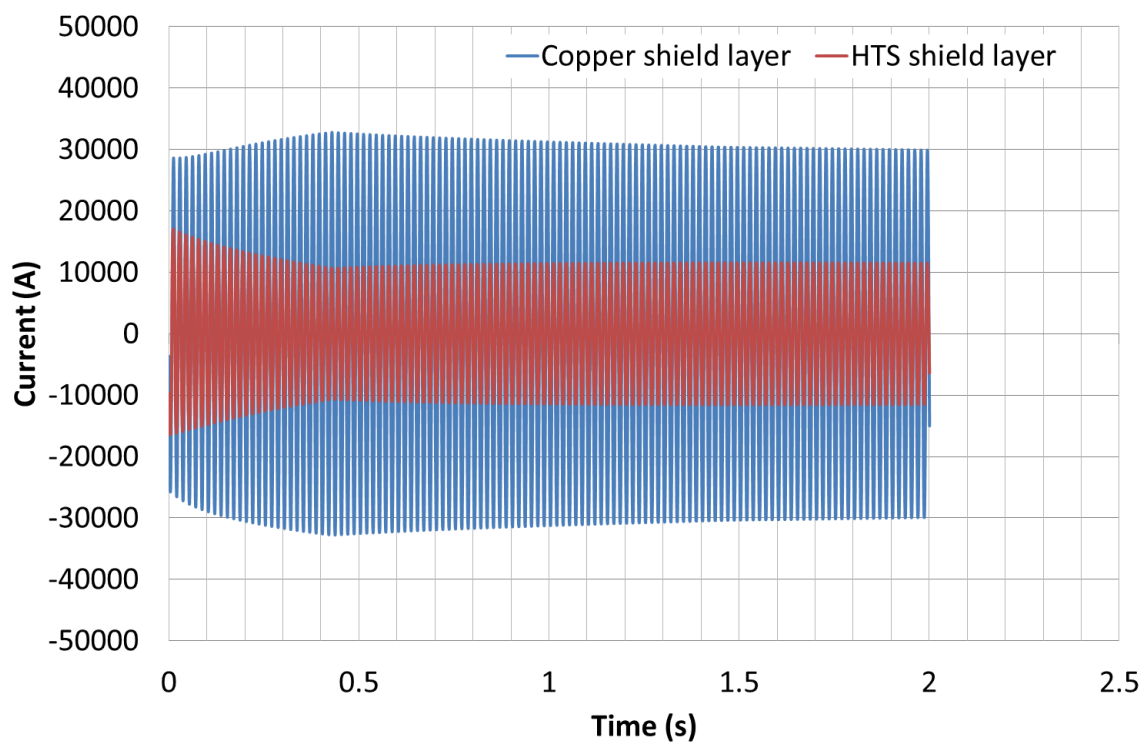


図 4.24 銅シールド層の合計電流と超電導シールド層の合計電流
(銅メッキの厚み 46 μm 、銅シールド層の断面積 105 mm^2)

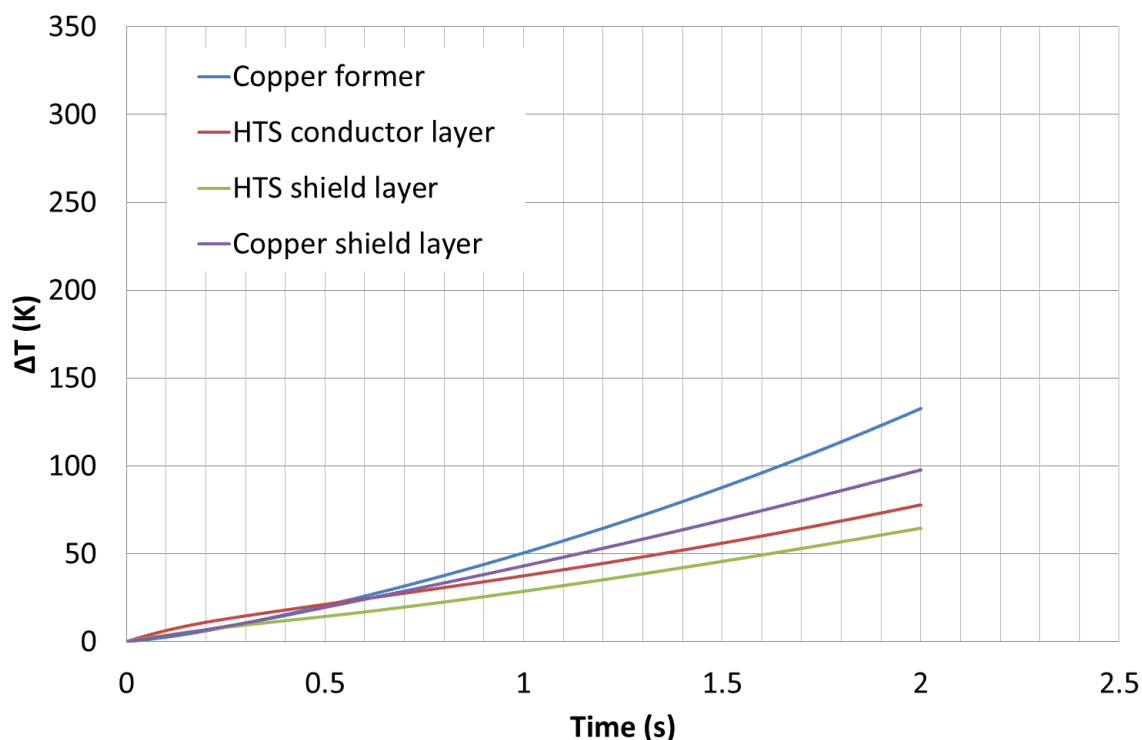


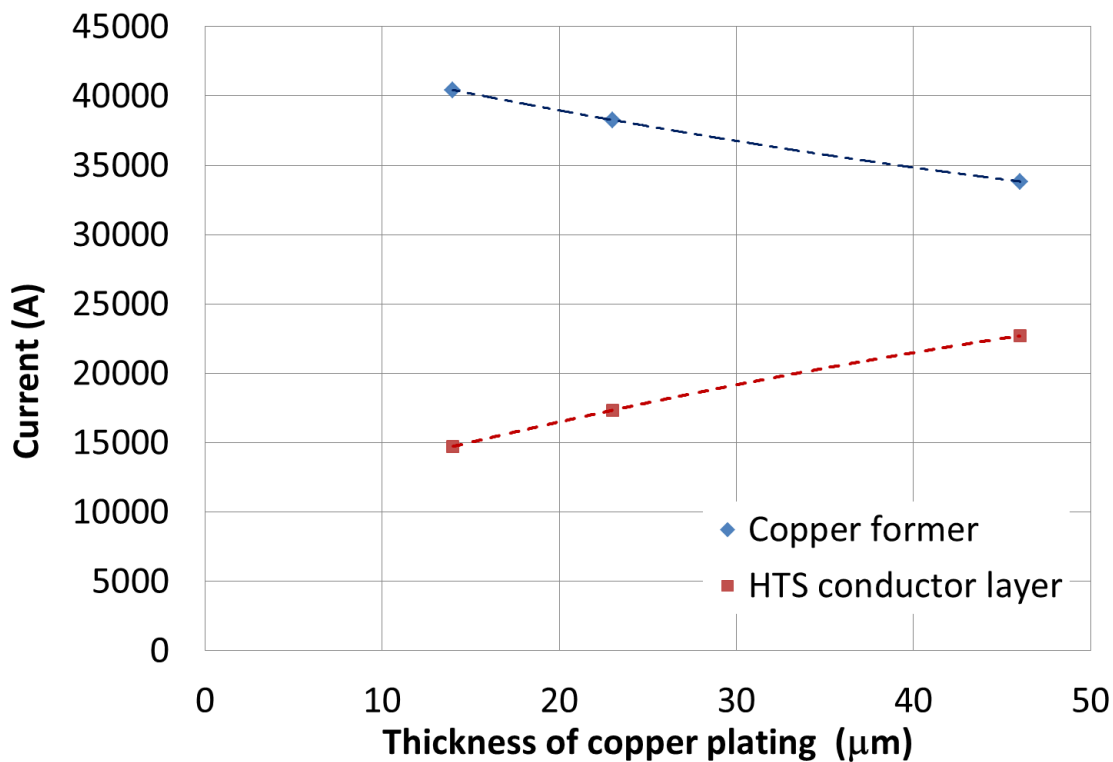
図 4.25 温度上昇

(銅メッキの厚み $46 \mu\text{m}$ 、銅シールド層の断面積 105 mm^2)

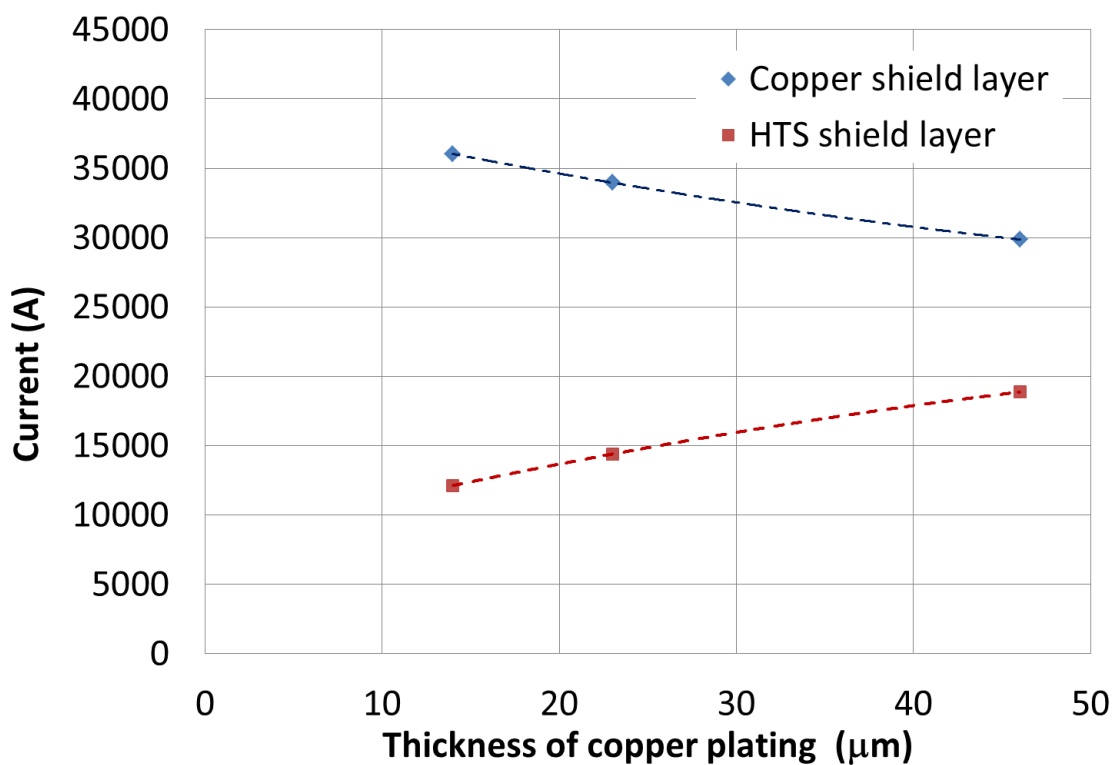
4.2.3 銅メッキの厚みの設計

銅シールド層の断面積 78 mm^2 (3 層) に対して、銅メッキの厚みと銅フォーマ、超電導導体層、超電導シールド層、銅シールド層の最大電流値との関係を図 4.26 に、最大温度上昇 ΔT との関係を図 4.27 に示す。同様に銅シールド層の断面積 105 mm^2 (4 層) に対して、各層の最大電流値との関係を図 4.28 に、最大温度上昇 ΔT との関係を図 4.29 に示す。

図 4.26 と図 4.28 より、銅メッキの厚みを増やすことで超電導導体層と超電導シールド層の電流分担が増加し、銅フォーマと銅シールド層は逆に減少した。短絡事故時において、過電流をできる限り保護層である銅フォーマと銅シールド層に分担させることが望ましいため、銅メッキを厚くすることは逆効果となる。図 4.27 と図 4.29 より、超電導導体層と超電導シールド層の最高到達温度は銅メッキの厚みによる影響がほとんどなく、逆に銅フォーマと銅シールド層は銅メッキが厚いほど温度上昇が低い結果となった。また、最大温度は 2 章で述べた I_c の劣化開始温度 400 K 以上に達しておらず、耐過電流保護の条件を満たしている。以上の結果から、本章で解析評価した 66 kV 系統 GdBCO 超電導電力ケーブルの構造に対して、銅メッキの厚みを $14\text{-}23 \mu\text{m}$ に設計することを提案する。2 m 級 GdBCO 超電導モデルケーブルの銅メッキは、本提案をもとによりコンパクトな構造を評価するために $10 \mu\text{m}$ とした。

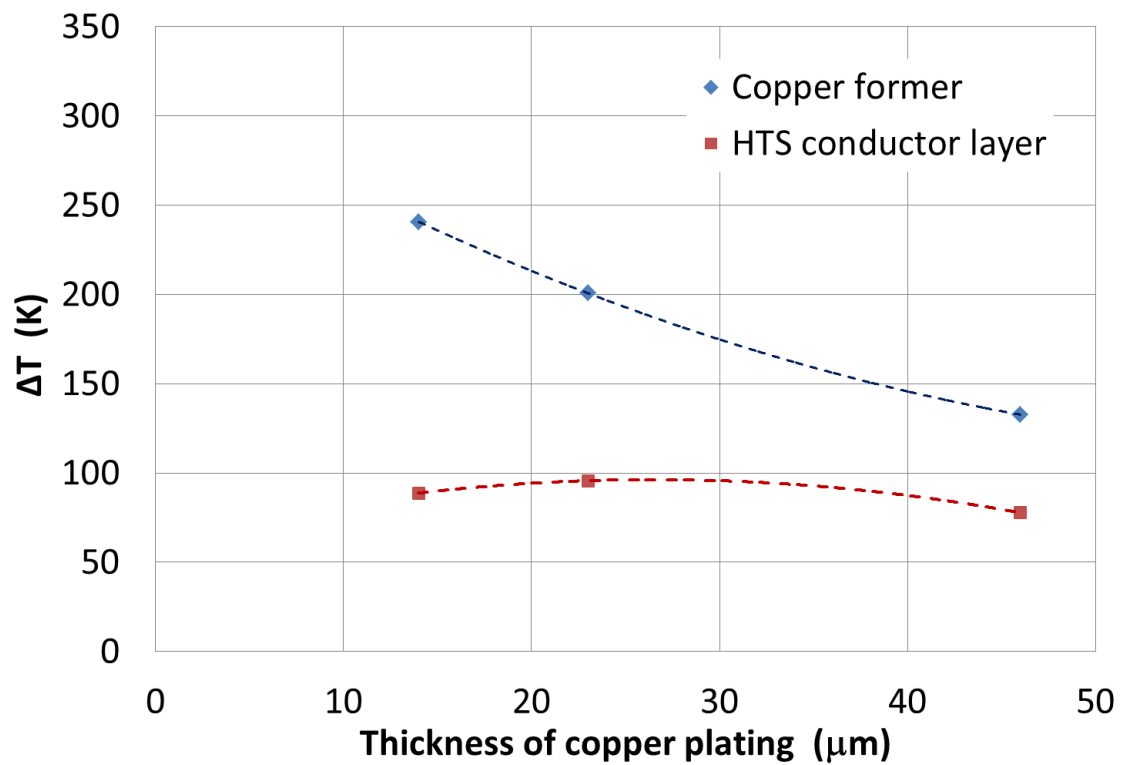


(a) 銅フォーマ、超電導導体層

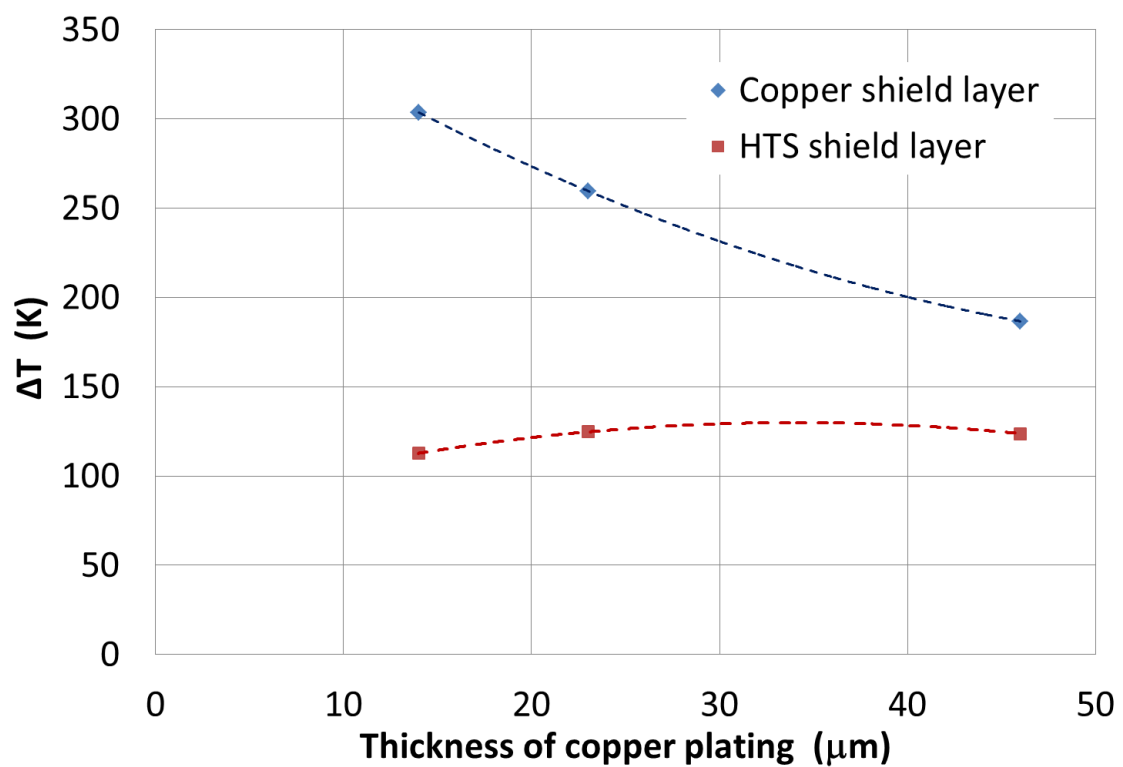


(b) 超電導シールド層、銅シールド層

図 4.26 銅メッキの厚みと各層の最大電流値との関係 (銅シールド層 78 mm^2)

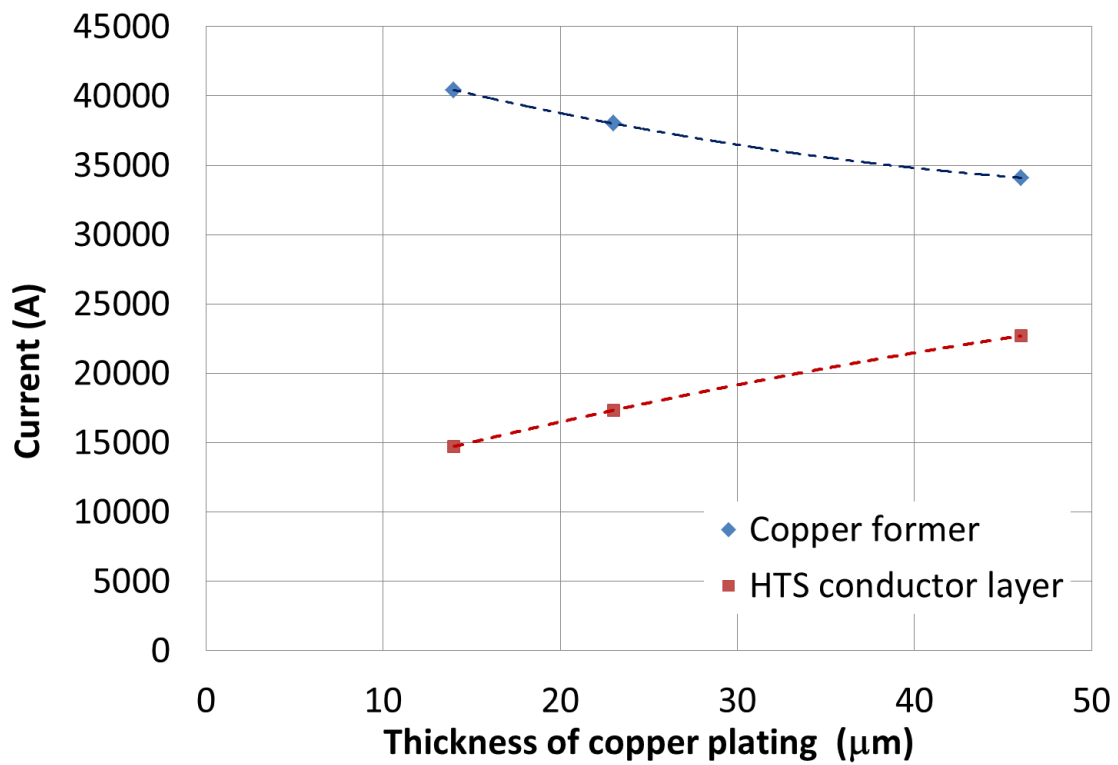


(a) 銅フォーマ、超電導導体層

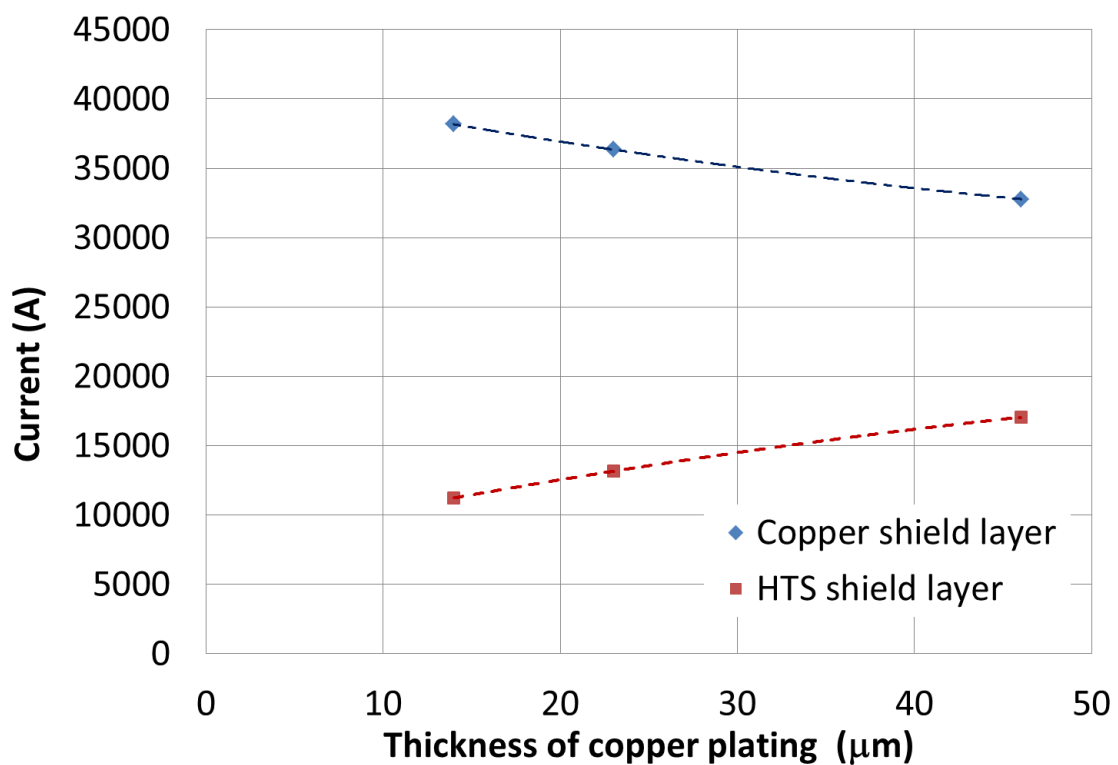


(b) 超電導シールド層、銅シールド層

図 4.27 銅メッキの厚みと各層の最大温度上昇との関係 (銅シールド層 78 mm²)

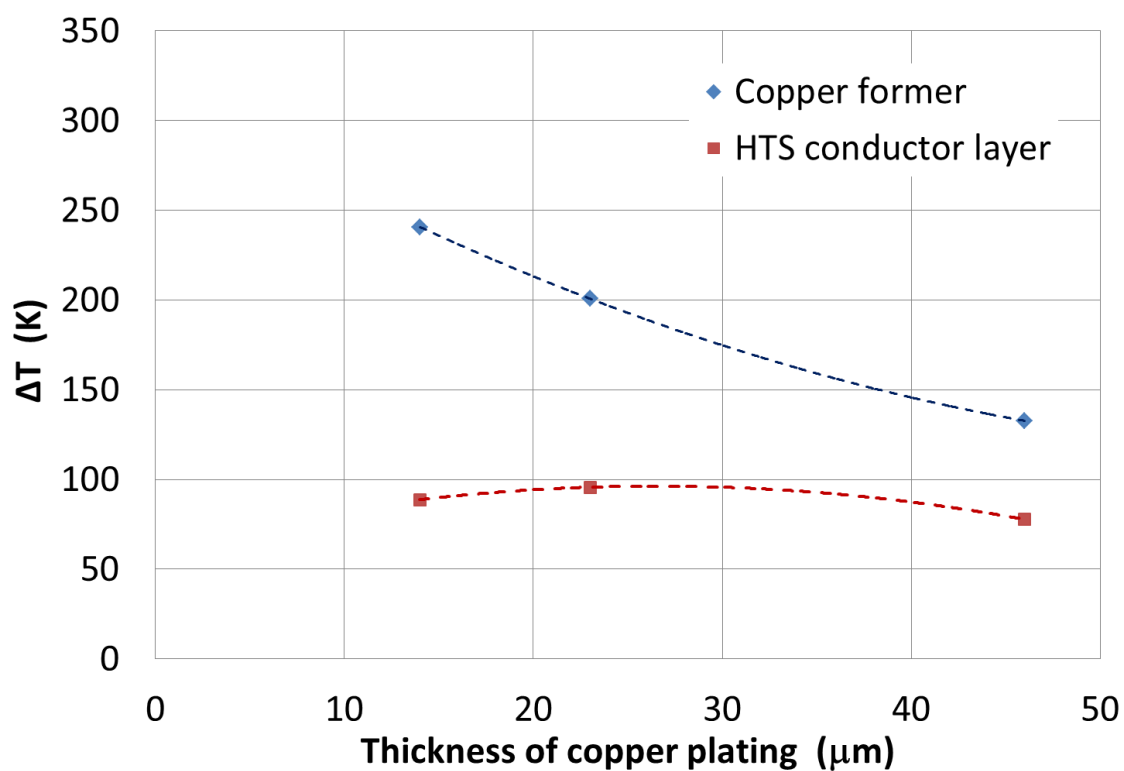


(a) 銅フォーマ、超電導導体層

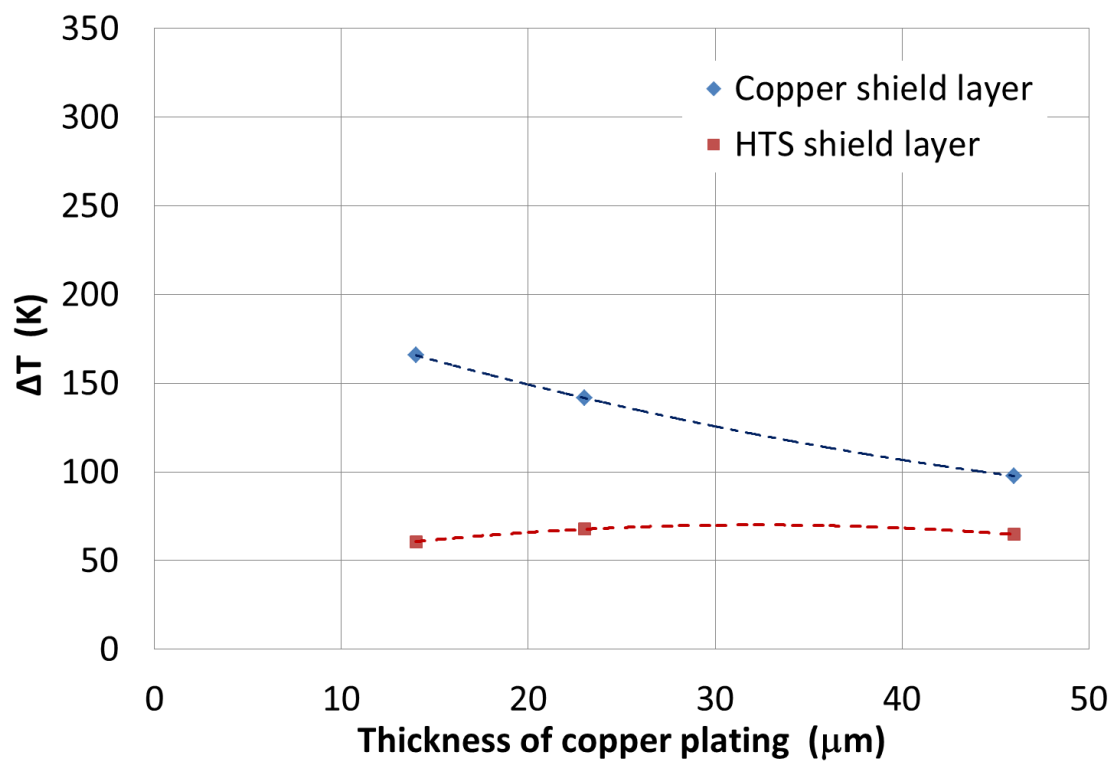


(b) 超電導シールド層、銅シールド層

図 4.28 銅メッキの厚みと各層の最大電流値との関係 (銅シールド層 105 mm^2)



(a) 銅フォーマ、超電導導体層

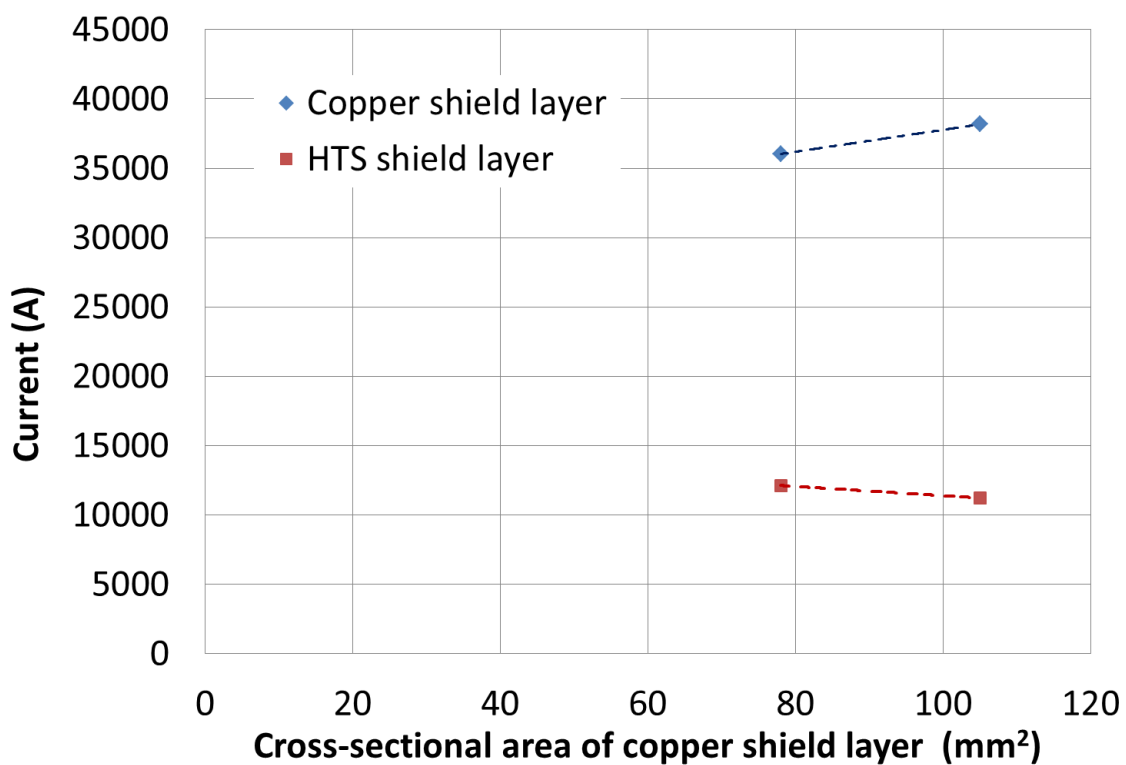


(b) 超電導シールド層、銅シールド層

図 4.29 銅メッキの厚みと各層の最大温度上昇との関係 (銅シールド層 105 mm²)

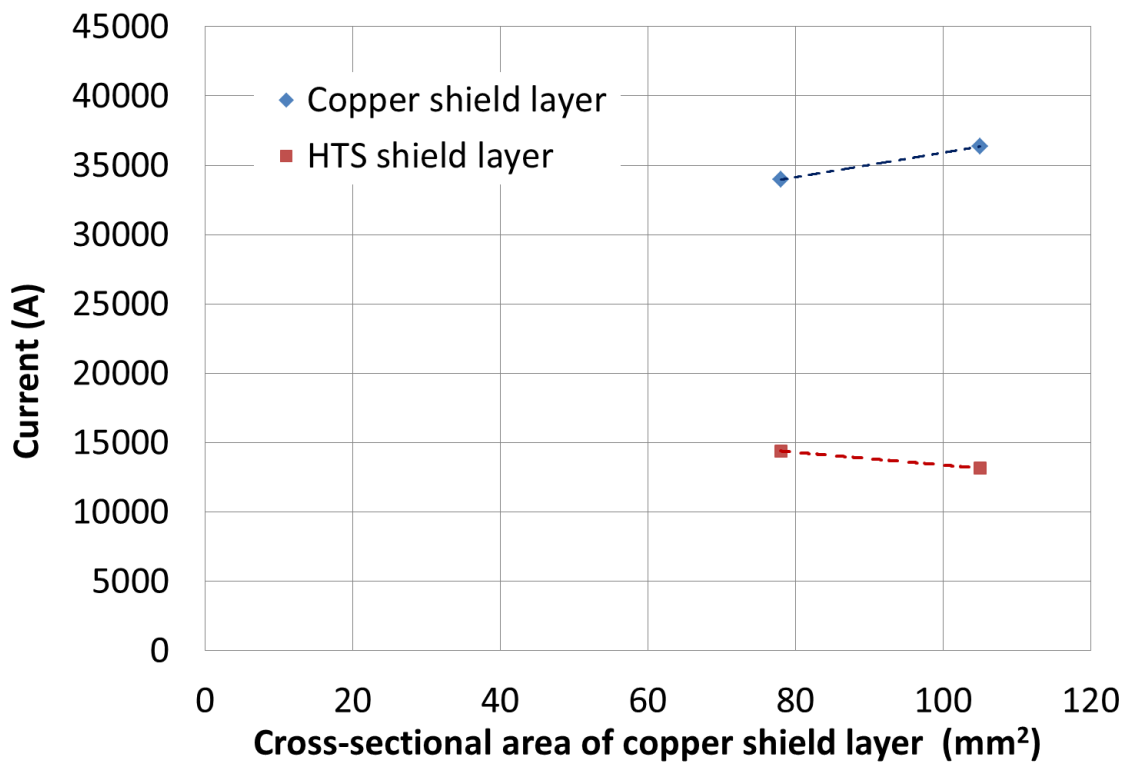
4.2.4 銅シールド層の断面積の設計

各銅メッキの厚みに対して、銅シールド層の断面積と超電導シールド層、銅シールド層の最大電流値との関係を図 4.30 に、最大温度上昇 ΔT との関係を図 4.31 に示す。図 4.30 より、銅シールド層の断面積を増やすことで超電導シールド層の電流分担が減少し、銅シールド層は逆に増加した。短絡事故時において、過電流をできる限り保護層である銅フォーマと銅シールド層に分担させることが望ましいため、銅シールド層の断面積を増やすことは有効である。図 4.31 より、銅シールド層の断面積を増やすことで超電導シールド層と銅シールド層の温度上昇は著しく低下した。特に銅メッキの厚みが薄いほど、その効果は顕著である。しかし、銅メッキの厚みが $23 \mu\text{m}$ 以下になると、最大温度は 2 章で述べた I_c の劣化開始温度 400 K 以下であるものの、銅シールド層の断面積が 78 mm^2 (3 層) では温度上昇が 250 K 以上と大きく、超電導シールド層に悪影響を与えることも考えられるため断面積を 105 mm^2 (4 層) にすることが望ましい。以上の結果および銅メッキの厚みの設計を踏まえ、本章で解析評価した 66 kV 系統 GdBCO 超電導電力ケーブルの構造に対して、銅シールド層の断面積を 105 mm^2 (4 層) に設計することを提案する。2 m 級 GdBCO 超電導モデルケーブルの銅シールド層は、銅メッキの厚みを $10 \mu\text{m}$ としたため本提案により銅シールド層の断面積を 105 mm^2 (4 層) に設計した。

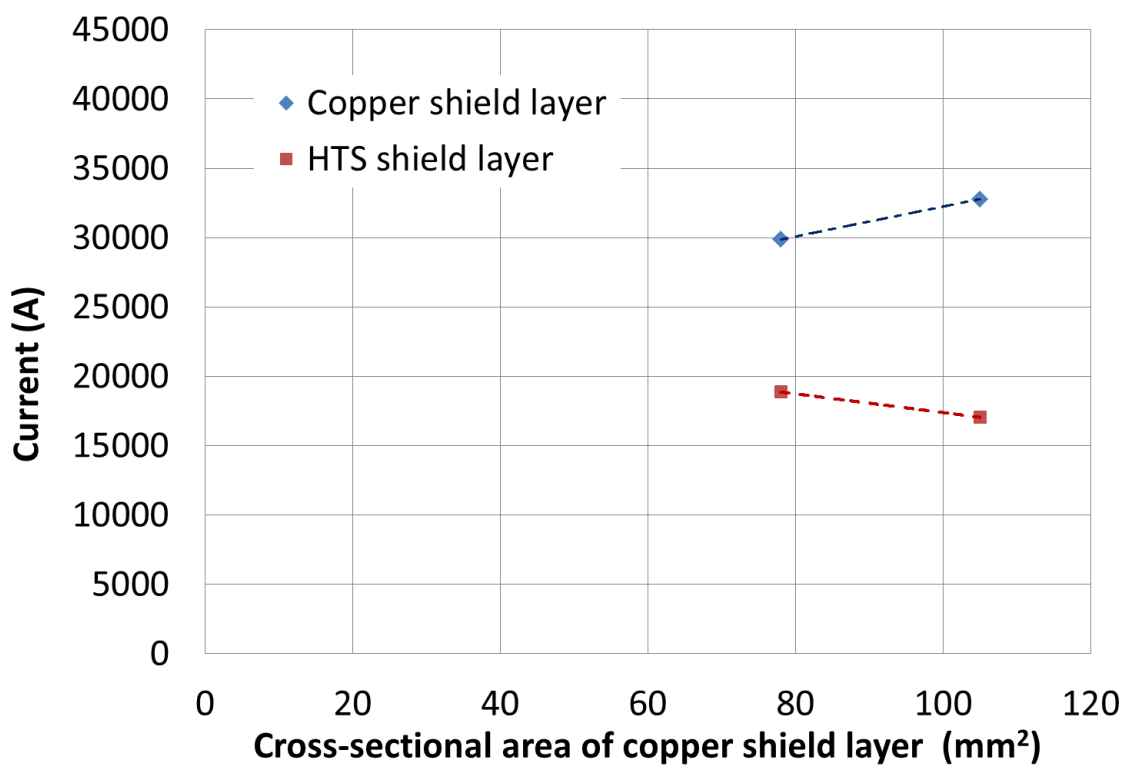


(a) 銅メッキの厚み $14 \mu\text{m}$

図 4.30 銅シールド層の断面積とシールド層の最大電流値との関係



(b) 銅メッキの厚み 23 μm



(c) 銅メッキの厚み 46 μm

図 4.30 銅シールド層の断面積とシールド層の最大電流値との関係

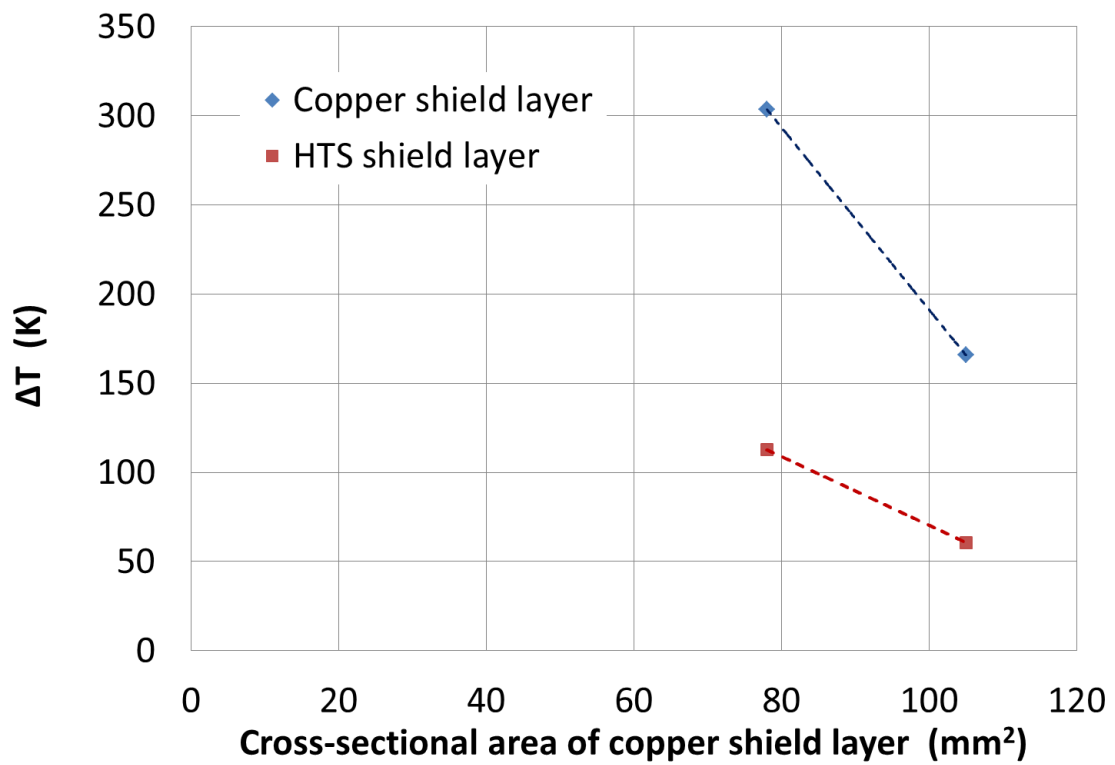
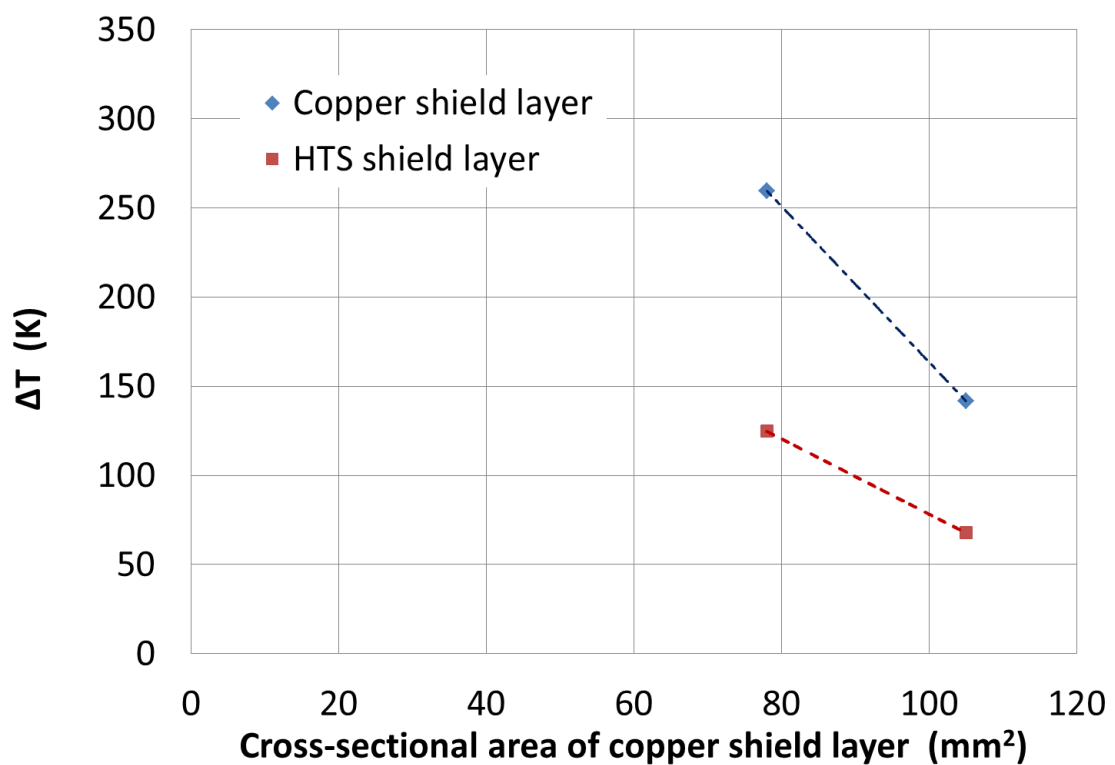
(a) 銅メッキの厚み 14 μm (b) 銅メッキの厚み 23 μm

図 4.31 銅シールド層の断面積とシールド層の最大温度上昇との関係

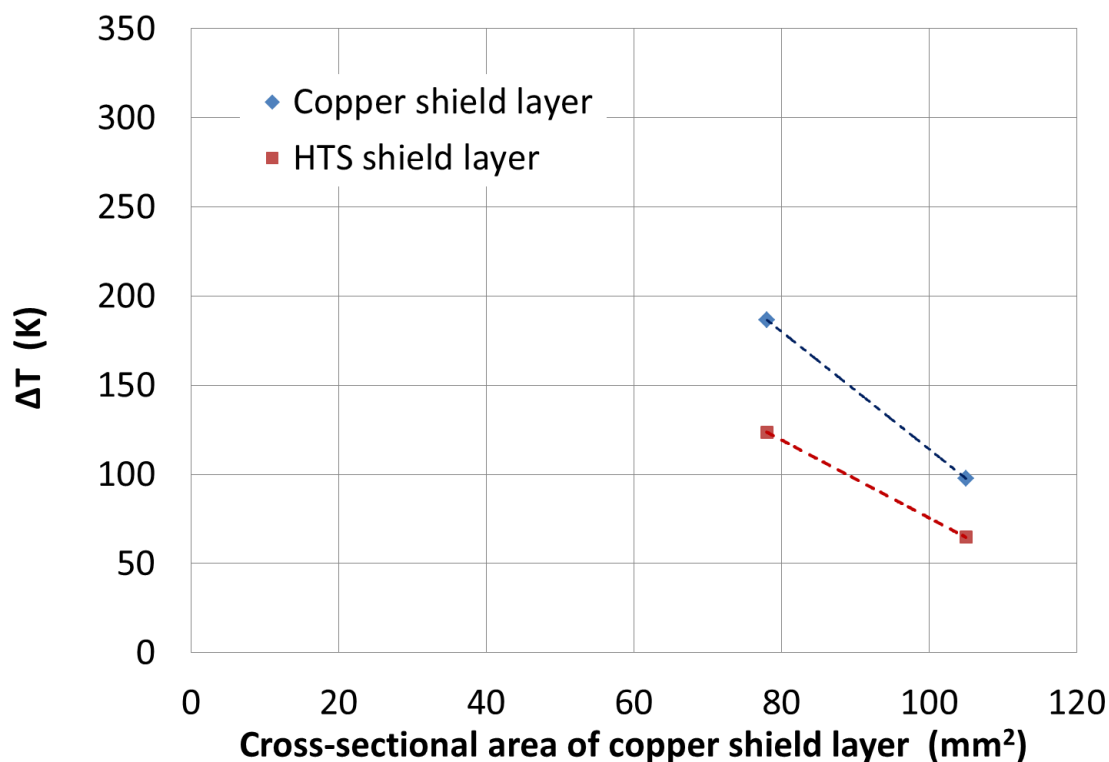
(c) 銅メッキの厚み 46 μm

図 4.31 銅シールド層の断面積とシールド層の最大温度上昇との関係

4.3 2 m 級 GdBCO 超電導モデルケーブルの検証実験

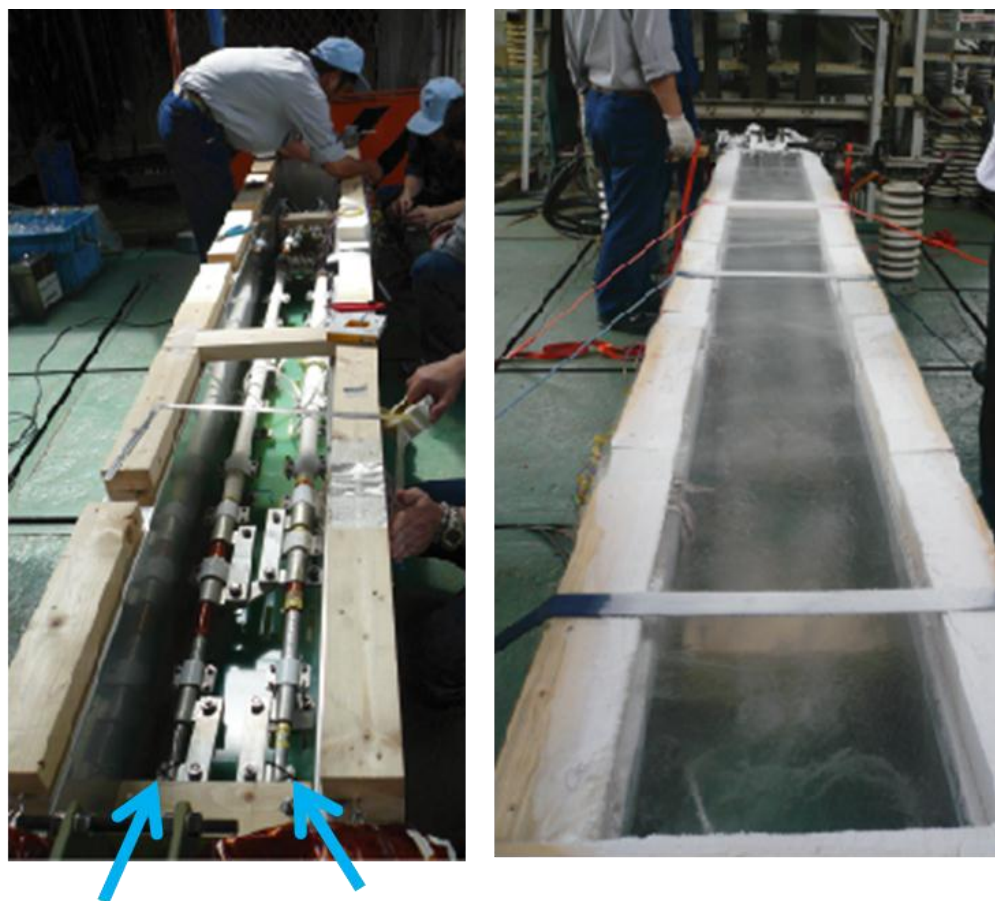
4.2 節の設計をもとに 2 m 級 GdBCO 超電導モデルケーブルを住友電気(株)が作製して検証試験を行った。以下に実験装置、方法、結果について述べ、数値解析の結果と比較する。

4.3.1 実験装置と方法

2 m 級 GdBCO 超電導モデルケーブルの回路構成と冷却時の写真を図 4.32 に、諸元を表 4.4 示す。2 m 級 GdBCO 超電導モデルケーブルは、銅フォーマ、6 層の超電導導体層、6.5 mm 厚の絶縁層、3 層の超電導シールド層、銅シールド層、絶縁保護層で構成されている。4.2 節の設計に基づき、2 m 級 GdBCO 超電導モデルケーブルに用いた超電導線材の銅メッキの厚みを 10 μm とし、銅シールド層の断面積を 100 mm² (4 層) とした。GdBCO 超電導線材の諸元を表 4.5 に示す。GdBCO 超電導線材は住友電気(株)が作製し、銀層の上に銅層をメッキ加工している。線材幅は交流損失の低減およびケーブル作製が容易となるように 2 mm にスクライビング加工が施されている。超電導導体層と超電導シールド層の初期 I_c は、それぞれ約 4950 A と約 1700 A である。

2 m 級 GdBCO 超電導モデルケーブルの過電流通電試験は、液体窒素浸漬冷却 (77.3 K) 下で、66 kV 系統の短絡事故電流 31.5 kA_{rms} をそれぞれ 1、1.5、2 秒通電して、銅フォーマ、超電導導体層、超電導シールド層、銅シールド層の電流分布と温度上昇を測定した。

図 4.33 に過電流通電試験の実験回路の概念図を示す。シールド電流が減衰せず閉ループ内に流れるように、モデルケーブルとほぼ同じ構造の銅ダミーケーブルを作製して試験に用いた。銅ダミーケーブルは、超電導導体層と超電導シールド層の GdBCO 超電導線材の代わりに銅テープを捲りこんだ構造である。試験回路は 2 m 級 GdBCO 超電導モデルケーブルの導体層（銅フォーマ、超電導導体層）と銅ダミーケーブルの導体層を電源と直列接続し、モデルケーブルのシールド層（超電導シールド層、銅シールド層）と銅ダミーケーブルのシールド層を短絡接続して、導体層からの誘導でシールド電流が流れるように構成した。電流測定は Rogowski コイルを各層の接続部に設置して行い、温度測定はモデルケーブル内部の各層に対して熱電対温度計を設置して行った。温度計の設置個所を図 4.34 に示す。



Dummy cable HTS cable

図 4.32 2 m 級 GdBCO 超電導モデルケーブル

表 4.4 2 m 級 GdBCO 超電導モデルケーブルの諸元

	Outer diameter
Copper former	18 mm (cross-sectional area 140 mm ²)
HTS conductor layer	22 mm (6 layers, $I_c = 4950$ A)
Electric insulation	35 mm (thickness 6.5 mm)
HTS shield layer	36 mm (3 layers, $I_c = 1700$ A)
Copper shield layer	42 mm (4 layers, cross-sectional area 100 mm ²)
Electric insulation	43 mm

表 4.5 GdBCO 超電導線材の諸元

Width (mm)		2	
Thickness (μm)	Copper	10	
	Silver	5	
	GdBCO	2.0	
	Buffer	CeO ₂	0.05
		YSZ	0.35
		CeO ₂	0.15
Substrate	120		

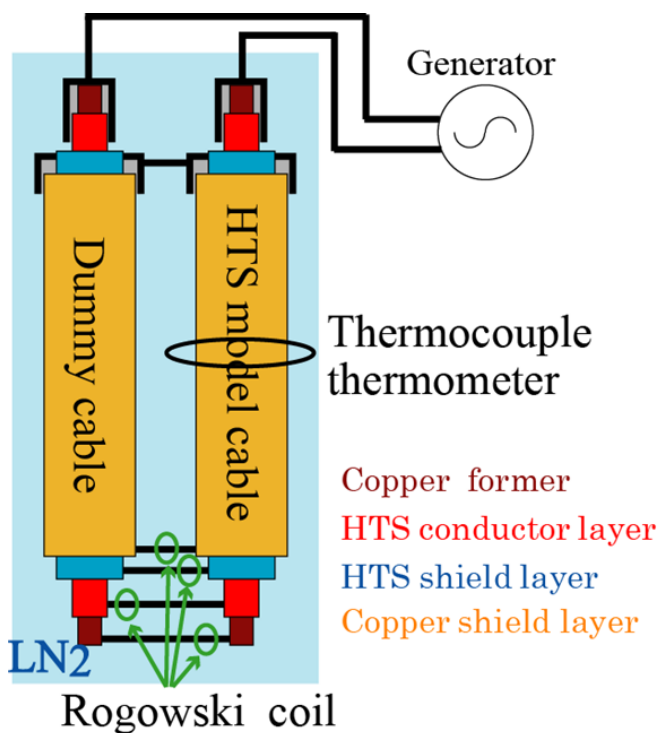


図 4.33 実験回路

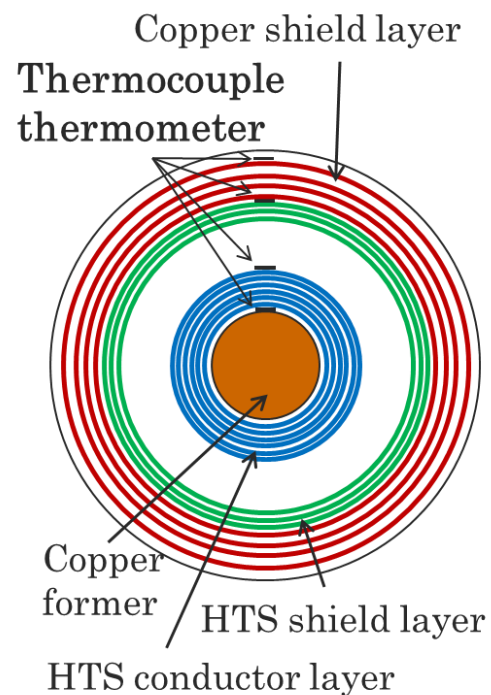
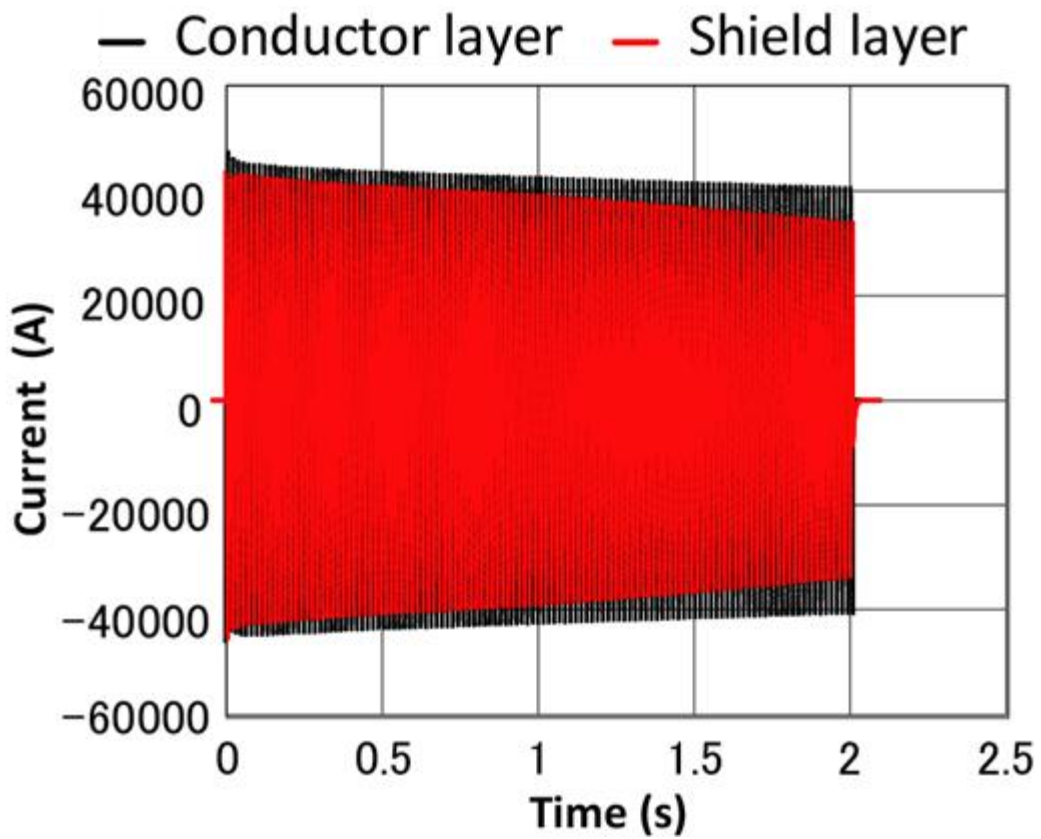


図 4.34 熱電対温度計の設置個所

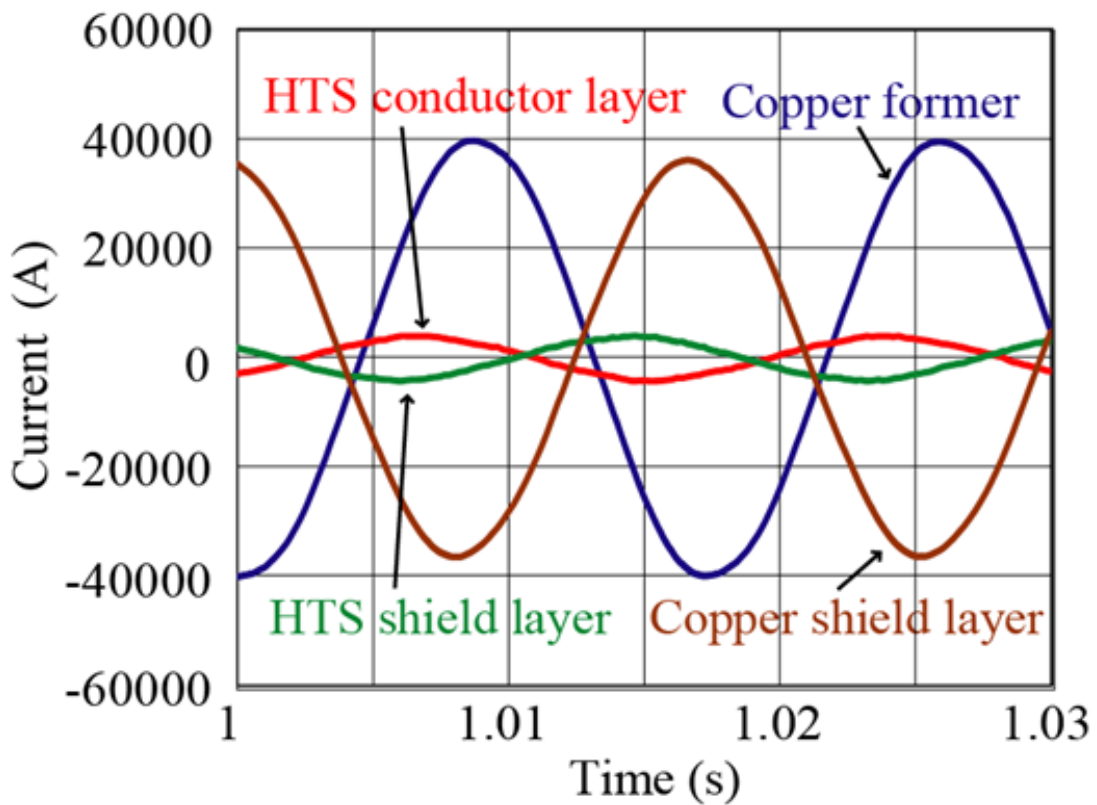
4.3.2 実験結果と解析結果

浸漬冷却 (77.3 K) 下で 2 m 級 GdBCO 超電導モデルケーブルに対して、短絡電流 (I_t) 31.5 kA_{rms}、2.0 s、60 Hz の交流過電流を通電した際の電流分布 (0-2 s、1-1.03 s) の実験結果を図 4.35、解析結果を図 4.36 に示す。また温度分布 (0-2 s) の実験結果と解析結果を図 4.37 に示す。図 4.35、4.36 は横軸が時間、縦軸が電流である。図 4.37 は横軸が時間、縦軸が温度で、プロットが実験値、実線が解析値である。

図 4.35 (a) の実験結果より、通電開始直後のシールド電流は短絡電流の約 95% で、通電終了直前は約 84% であった。同様に図 4.36 (a) の解析結果も、通電開始直後のシールド電流は短絡電流の約 95% で、通電終了直前は約 80% と実験結果とほぼ一致した。また、通電開始から 1 s 付近の各層の電流分布に着目すると、図 4.35 (b) の実験結果では銅フォーマの最大電流値が約 39.7 kA で、超電導導体層が約 3.4 kA で、超電導シールド層が約 -4.1 kA で、銅シールド層が約 -36.2 kA であった。同様に図 4.36 (b) の解析結果も、銅フォーマが約 39.2 kA で、超電導導体層が約 5.5 kA で、超電導シールド層が約 -5.5 kA で、銅シールド層が約 -34.0 kA と実験結果とほぼ一致した。また、図 4.36 (b) の解析結果の電流位相差も図 4.35 (b) の実験結果をよく再現できている。なお、誤差の原因として、解析モデルが理想的な形状を考慮しているのに対して実際のモデルケーブルは異なるためと考えられる。また、実験は電源などを含めた回路構成要素が多数あるが、解析では計算の簡単化のために超電導モデルケーブルのみについて行っていることも誤差の原因として考えられる。図 4.37 の実験結果より、短絡事故を模擬した過電流通電によって銅フォーマの最大温度上昇 ΔT (最高到達温度 $\Delta T+77.3$) は約 246 K (323 K)、超電導導体層は約 163 K (240 K)、超電導シールド層は約 97 K (174 K)、銅シールド層は約 156 K (233 K) の温度上昇となった。図 4.37 の解析結果は、銅フォーマの最大温度上昇 (最高到達温度) は約 255 K (332 K)、超電導導体層は約 167 K (244 K)、超電導シールド層は約 132 K (209 K)、銅シールド層は約 203 K (280 K) の温度上昇となった。解析結果は時間推移に伴う各層の温度上昇が実験結果とよく一致しているが、超電導シールド層と銅シールド層の最大温度が実験結果より 40 K 程度高くなっている。その原因として、温度計の接触状態や応答の時間遅れによる測定誤差が考えられる。また、解析のモデル構成が完全に実験の構成を再現できていないことも原因として考えられる。短絡事故を模擬した過電流試験前後に超電導導体層と超電導シールド層の I_c を測定したところ、 I_c の劣化は確認されなかった。以上より、開発した数値解析手法によって設計された 2 m 級 GdBCO 超電導モデルケーブルは短絡事故電流から超電導線材を保護でき、かつ実用ケーブルとして想定されている管路内径の制限をもクリアしている。よって、開発した数値解析手法が 66 kV 系統 GdBCO 高温超電導電力ケーブルの保護設計に対する有効性が示された。

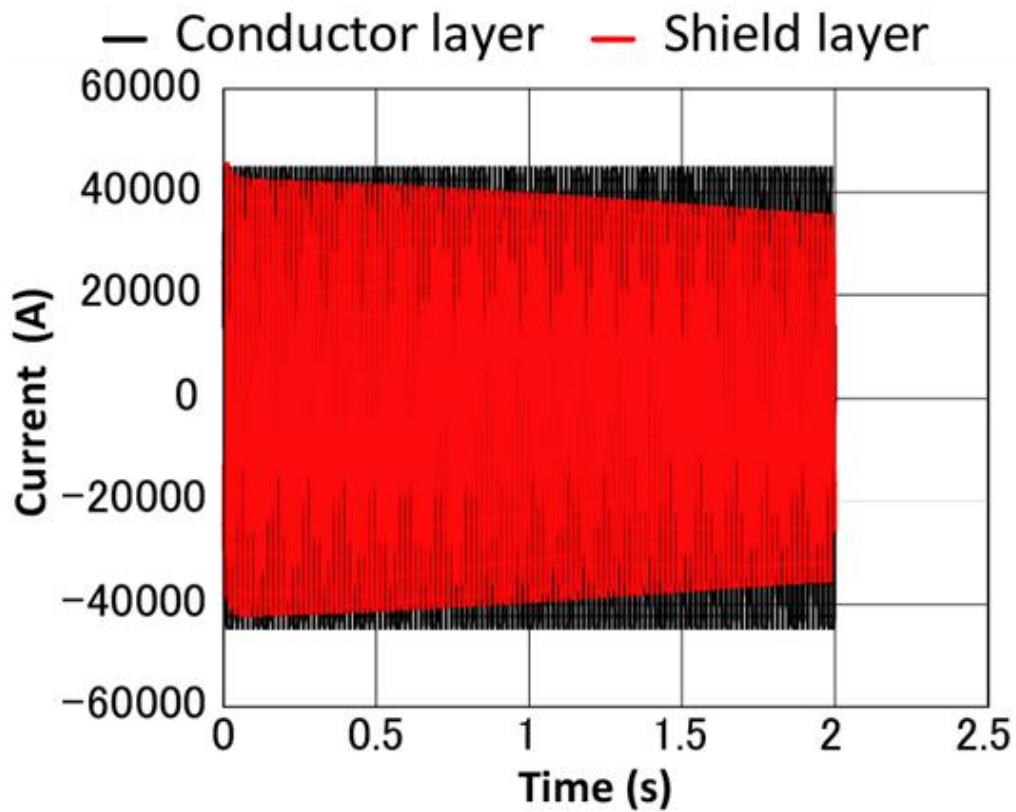


(a) 短絡電流とシールド電流

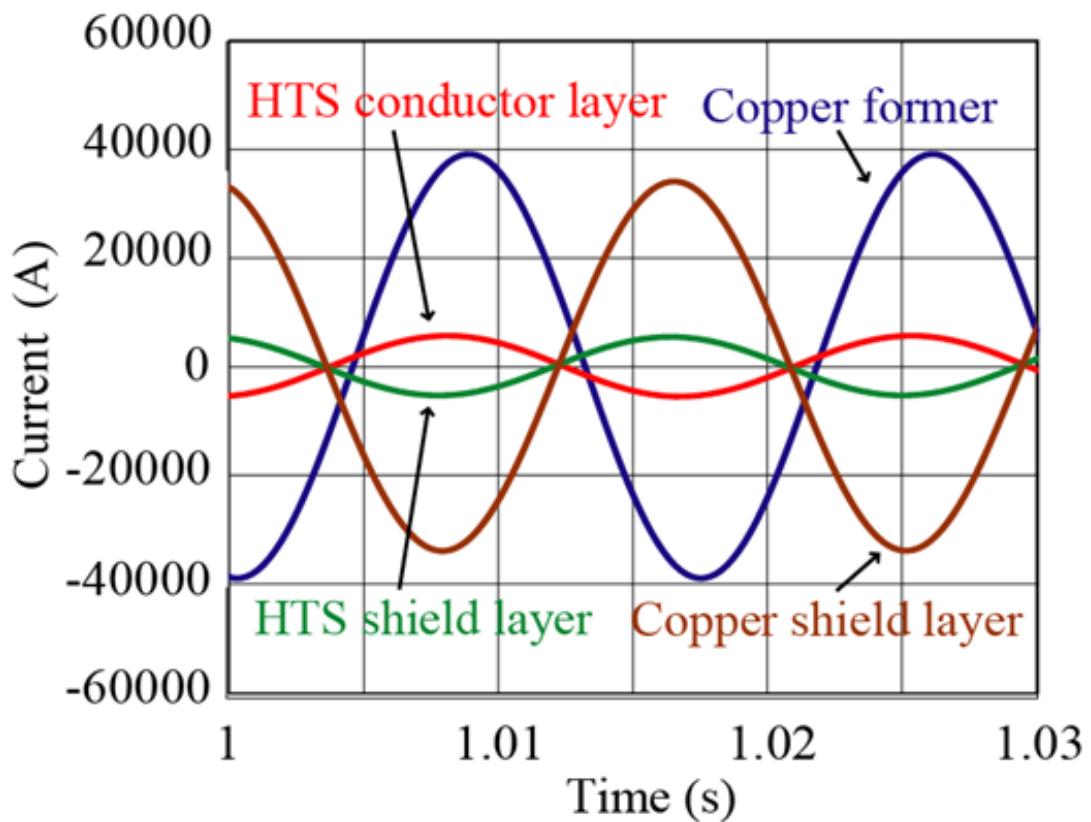


(b) 各層の電流分布

図 4.35 電流分布の実験結果



(a) 短絡電流とシールド電流



(b) 各層の電流分布

図 4.36 電流分布の解析結果

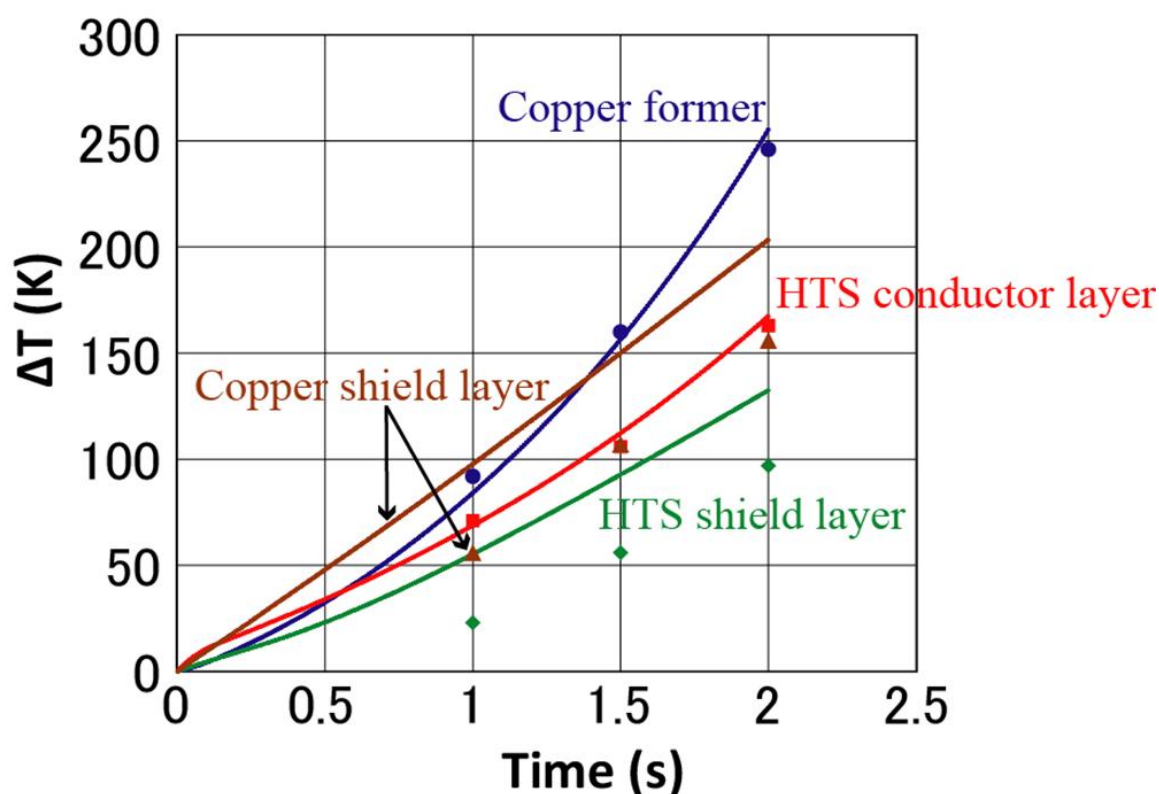


図 4.37 温度分布の実験結果と解析結果

4.4 耐過電流裕度特性と経年劣化特性

2 m 級 GdBCO 超電導モデルケーブルの解析結果から素線に流れる短絡電流を計算し、設計した 66 kV 系統 GdBCO 超電導電力ケーブルが素線レベルで短絡事故に対する裕度特性と経年劣化特性を評価した。なお、経年劣化特性は年 1 回の短絡事故と 30 年のケーブル運用を想定して、30 回繰り返し短絡電流を通電することにより評価した。以下に、素線に流れる短絡電流の解析結果と、耐過電流裕度特性と経年劣化特性の実験結果を述べる。

4.4.1 素線に流れる短絡電流

2 m 級 GdBCO 超電導モデルケーブルの解析結果より、短絡電流 $31.5 \text{ kA}_{\text{rms}}$ 、2 s (60Hz) を通電した時の超電導導体層と超電導シールド層の電流分布を図 4.38 に示す。図 4.38 より、素線に最も多く電流が流れる層を抽出し、素線 1 本あたりに換算した結果を図 4.39 に示す。図 4.38 より、超電導シールド層の各層に流れる電流は超電導導体層より大きくなっているが、素線あたりに換算すると超電導導体層のほうが大きくなっている。よって、図 4.39 に示すように素線に流れる最大電流は超電導導体層の波形と同じ形となっている。図 4.39 の電流波形の最大波高値を I_{peak} と定義し、今回の解析結果では約 86 A であった。

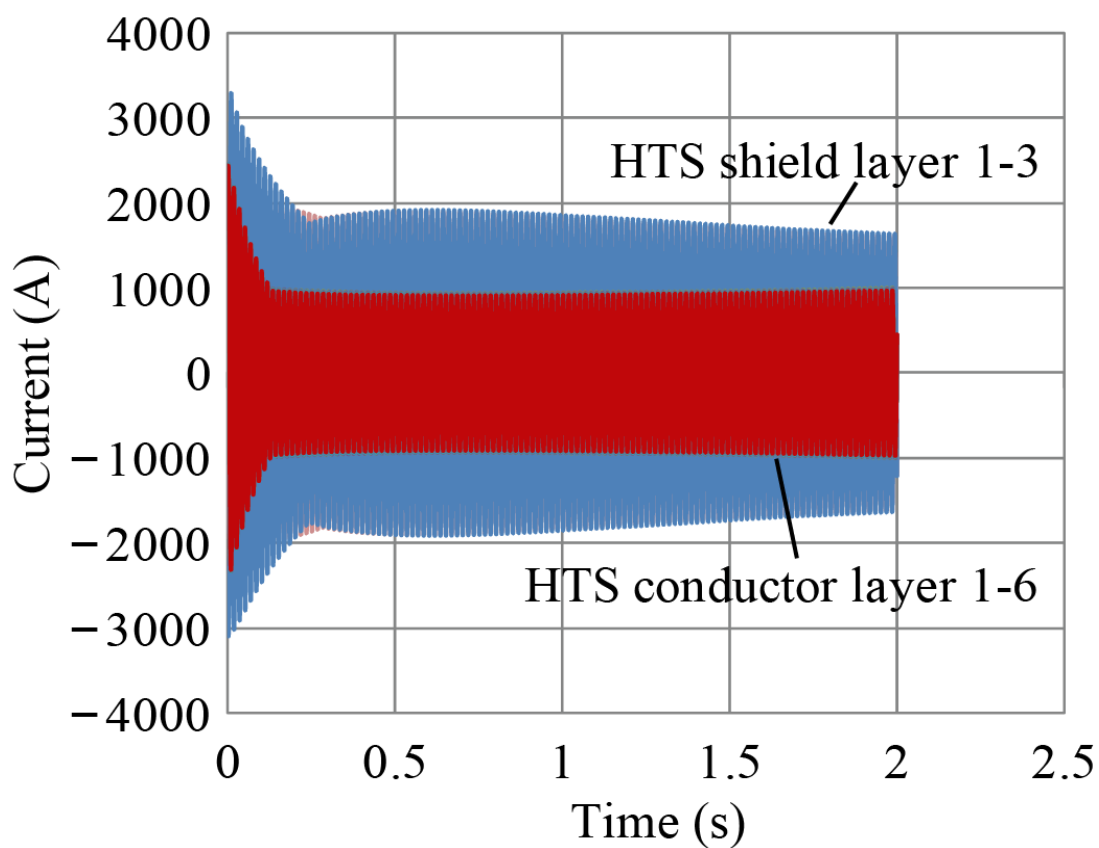


図 4.38 短絡時の超電導導体層と超電導シールド層の電流分布

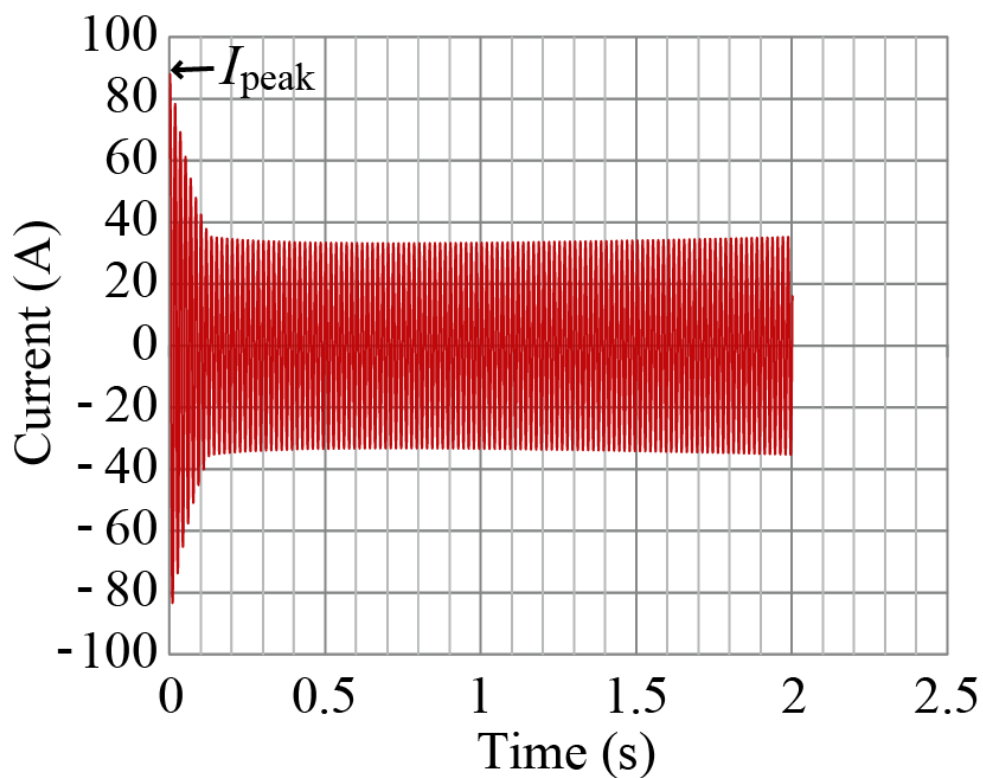


図 4.39 素線に流れる最大の短絡電流

4.4.2 耐過電流裕度特性と経年劣化特性

4.4.2.1 実験

実験に使用した 6 本の GdBCO 超電導線材 (Sample 1-6) の諸元を表 4.6 に示す。Sample 1-6 はすべて同じ諸元であり、4.3 節の 2 m 級 GdBCO 超電導モデルケーブルに使用した線材と同一諸元の線材である。線材長が 150 mm で、幅が 2 mm である。安定化保護層として銀層と銅層が複合化されており、それぞれの厚みが 5 μm と 10 μm である。Sample 1-6 の初期臨界電流 I_{c0} (1 $\mu\text{V}/\text{cm}$ 基準) はそれぞれ約 47, 45, 46, 46, 44, 47 A@77 K である。Sample 1-2 は裕度特性評価、Sample 3-6 は経年劣化特性評価に用いた。

実験装置は 2 章の過電流通電特性評価試験に用いたもので、線材は円筒形のサンプルホルダに取り付けられ、真空断熱状態にあるクライオスタット内に固定されている。冷却は GM 冷凍機により、試料線材の両端につながる電流リードを介して伝導冷却で行った。線材は両端の電流リードを除いて熱的・電氣的に絶縁状態である。実験での初期温度は 77 K とした。試料線材の両端に電圧端子 (区間長 8-10 cm 程度) を設置し、 I_c 測定を行った。測定は外部磁場を印加せず、自己磁場中において行った。初期 I_c を測定後に、図 4.39 の素線あたりで想定される短絡電流の波高値を徐々に大きくして、特性劣化までの電流裕度を測定した。また、電流裕度の結果より特性劣化が生じない波高値を繰り返し 30 回通電し、経年劣化の可能性についても評価した。以下は、最大波高値 I_{peak} を裕度評価の指標とする。

表 4.6 GdBCO 超電導線材の諸元

Width (mm)		2	
Thickness (μm)	Copper	10	
	Silver	5	
	GdBCO	2.0	
	Buffer	CeO ₂	0.05
		YSZ	0.35
		CeO ₂	0.15
Substrate		120	

4.4.2.2 結果

特性劣化するまでの電流裕度について、交流過電流の最大波高値 I_{peak} と初期 I_{c0} より規格化した I_c の関係を図 4.40 に示す。図 4.40 より、Sample 1、2 はともに $I_{\text{peak}} = 130$ A までの交流過電流を許容し、素線あたりに想定される短絡電流の $I_{\text{peak}} = 86$ A に対して約 1.4 倍の電流裕度で、初期 I_{c0} に対して約 2.7 倍の電流裕度を有する結果となった。

電流裕度の実験結果より、 $I_{\text{peak}}=130$ A 以下の交流過電流では特性劣化が生じなかったため、Sample 3-6 にはそれぞれ $I_{\text{peak}}=100$ 、110、120、120 A の交流過電流を 30 回繰り返し通電した。Sample 3-6 の繰り返し通電回数と初期 I_{c0} より規格化した I_c の関係を図 4.41 に示す。図 4.41 より、Sample 3-6 はともに 30 回の繰り返し過電流通電による劣化が観測されなかった。よって、素線あたりに想定される短絡電流 ($I_{\text{peak}}=86$ A) の約 1.4 倍、初期 I_{c0} の約 2.5 倍の過電流による経年劣化の可能性は低いことが分かった。

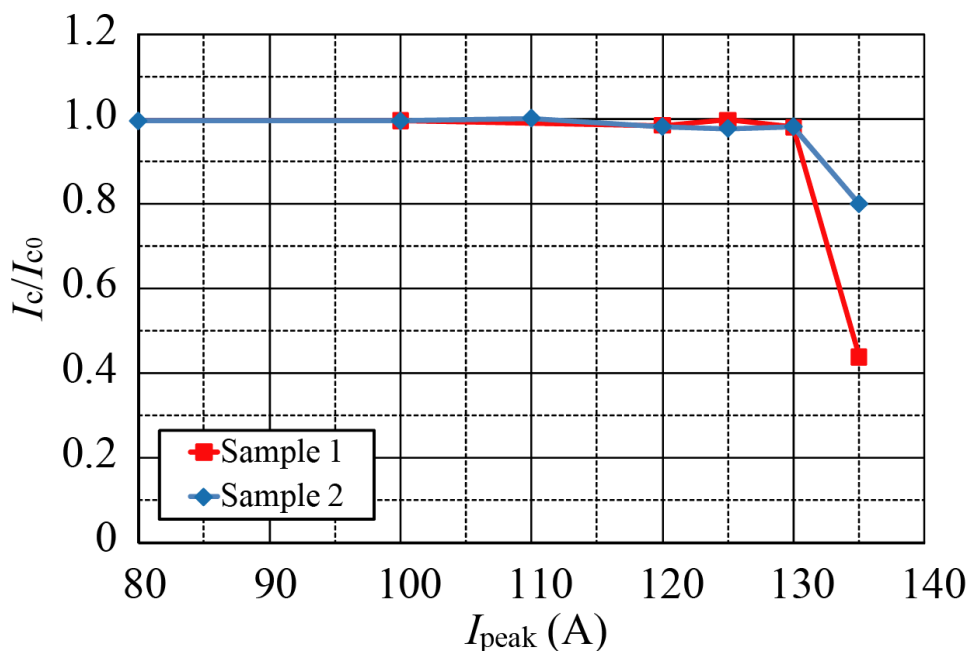


図 4.40 裕度特性

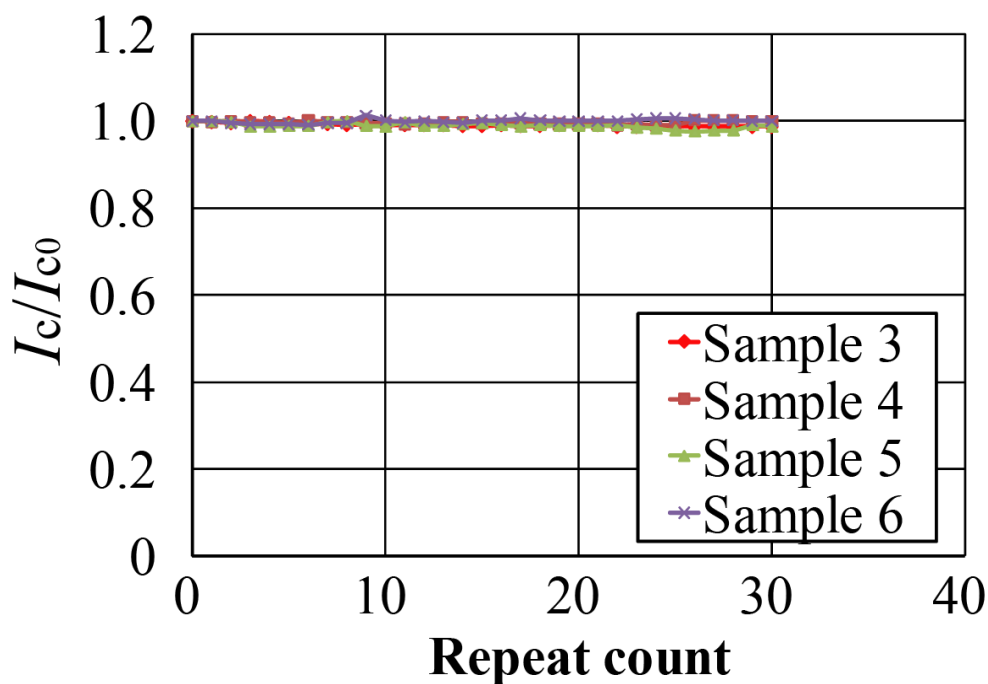


図 4.41 経年劣化特性

4.5 まとめ

3 章で開発した数値解析手法を用いて、66 kV 系統を想定した 2 m 級 GdBCO 高温超電導モデルケーブルの耐過電流導体構造の設計を行った。導体設計は、GdBCO 超電導線材の安定化保護層である銅メッキの厚みと銅シールド層の断面積をパラメータとして、短絡事故時の通電・伝熱特性を解析評価して行った。解析の結果、銅メッキの厚みを増やすことで超電導導体層と超電導シールド層の電流分担が増加し、銅フォーマと銅シールド層は逆に減少した。短絡事故時において、過電流をできる限り保護層である銅フォーマと銅シールド層に分担させることが望ましいため、銅メッキを厚くすることは逆効果となる。超電導導体層と超電導シールド層の最高到達温度は銅メッキの厚みによる影響がほとんどなく、逆に銅フォーマと銅シールド層は銅メッキが厚いほど最高到達温度が低い結果となった。一方、銅シールド層の断面積を増やすことで超電導シールド層の電流分担が減少し、超電導シールド層と銅シールド層の最高到達温度は著しく低下した。特に銅メッキの厚みが薄いほど、その効果は顕著である。以上の結果と 2 章で評価した REBCO 高温超電導電力ケーブルの短絡事故電流に対する許容温度と、管路直径 150 mm という制約のもとに、66 kV 系統 GdBCO 超電導電力ケーブルについて、銅メッキの厚みと銅シールド層の断面積を最適化した耐過電流導体構造の提案を行った。すなわち、設計の結果をもとに 2 m 級 GdBCO 超電導モデルケーブルの銅メッキの厚みを 10 μm 、銅シールド層の断面積を 105 mm^2 (4 層) とすれば、目的とする耐過電流導体が実現できることを示した。そして短絡事故電流を模擬した過電流通電試験による設計検証の結果、本解析手法による事前予測と実験結果は非常によく一致し、66 kV 系統 GdBCO 高温超電導電力ケーブルに対する解析手法としての有効性が示された。以上より、本研究で開発した数値解析手法により 66 kV 系統 GdBCO 高温超電導電力ケーブルの耐過電流導体構成技術の確立が可能であることを実証した。

2 m 級 GdBCO 超電導モデルケーブルの解析結果から素線に流れる短絡電流を計算し、設計した 66 kV 系統 GdBCO 超電導電力ケーブルにおける素線レベルでの短絡事故に対する電流裕度と 30 年のケーブル運用を考慮した経年劣化について評価した。その結果、素線あたりに想定される短絡電流に対して約 1.4 倍、初期 I_{c0} に対して約 2.7 倍の電流裕度を有しており、短絡電流による経年劣化の可能性は低いことが示された。

第5章

275 kV 系統 YBCO 超電導電力 ケーブルの過電流通電特性評価

5.1 概要

本章では、短絡事故に対する 275 kV 系統高温 YBCO 超電導電力ケーブルの保護設計について、本研究で開発した解析手法による高電圧階級モデルケーブルの設計とその検証実験の結果を述べ、設計したモデルケーブルの短絡事故に対する裕度を線材レベルで評価する^[66, 71-75]。

2008 年より始まった NEDO プロジェクト（イットリウム系超電導電力技術開発プロジェクト）において、275 kV 系統 YBCO 高温超電導電力ケーブルの開発が本格的に始まり、本研究はその開発プロジェクトの一環で YBCO 高温超電導モデルケーブルの耐過電流導体構造の設計を行っている。275 kV 系統 YBCO 高温超電導電力ケーブルは、66 kV 系統よりも絶縁層が厚くなるため、定常時の誘電損失によりケーブルの冷却性能に悪影響を及ぼす可能性がある。そこで、ケーブルコアの冷却性向上のため、従来の丸撚り銅フォーマに対してケーブル中心に液体窒素の流路を持った中空型銅フォーマを想定した定常伝熱特性評価を行い、275 kV 系統 YBCO 超電導電力ケーブルに適した銅フォーマの形状を決定した。その後、275 kV 系統 YBCO 超電導電力ケーブルに要求される $63 \text{ kA}_{\text{rms}}$ (0.6 秒間) の短絡事故電流に対する耐過電流導体構造の設計では、銅フォーマの断面積、銅シールド層の断面積と YBCO 超電導線材の安定化保護層である銅メッキの厚みをパラメータとして、短絡事故時の通電・伝熱特性を解析評価して行った。解析の結果、超電導層の温度上昇は定常時において極めて低く、短絡時において銅フォーマと銅シールド層の断面積に依存することが明らかになった。解析結果と 2 章で評価した REBCO 高温超電導電力ケーブルの短絡事故電流に対する許容温度上昇や管路直径 150 mm という制約をもとに、試設計した 2 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルを用いて短絡試験を行った結果、本解析手法による事前予測と非常によく一致し、275 kV 系統 YBCO 超電導電力ケーブルに対する解析手法としての有効性が示された。よって、本研究で開発した数値解析手法により 275 kV 系統 YBCO 高温超電導電力ケーブルの耐過電流導体構成技術の確立が可能であることを実証した。また、解析結果から素線に流れる短絡電流を計算し、設計した 275 kV 系統 YBCO 超電導電力ケーブルについて素線レベルでの短絡事故に対する裕度評価と 30 年のケーブル運用を考慮した経年劣化評価を行った。

5.2 YBCO 超電導モデルケーブルの定常伝熱特性

NEDO プロジェクトにおいて、275 kV 系統 YBCO 超電導電力ケーブルの交流損失と誘電損失の設計目標値が 0.8 W/m であることから、交流損失を 0.3 W/m 、誘電損失を 0.5 W/m と試算した。そして、丸撚り型銅フォーマと中空型銅フォーマで作製したモデルケーブルによる定常伝熱特性評価実験と数値解析を行った。

5.2.1 実験と数値解析

中空型 (A) と丸撚り型 (B) の銅フォーマで構成された 2 本のモデルケーブルを図 5.1 に示す。モデルケーブル B の断面寸法およびヒータと抵抗温度計の配置図を図 5.2 に示す。モデルケーブル A は、銅フォーマの中心に直径 18 mm の中空部があり、その他の寸法およびヒータと温度計の配置はモデルケーブル B と同様にした。モデルケーブル A、B は超電導導体層、絶縁層中央および超電導シールド層にヒータを配置し、交流損失と誘電損失を模擬した。超電導導体層のヒータを Heater 1、絶縁層中央のヒータを Heater 2、超電導シールド層のヒータを Heater 3 とする。各モデルケーブルは、全長 0.9 m のケーブル中央に 6 個の抵抗温度計 (T1-T6) を配置して温度測定を行った。

実験は図 5.3 に示す実験装置内にモデルケーブルを固定して、加圧した液体窒素中にモデルケーブルを浸漬冷却し、Heater 1-3 による発熱投入から温度が定常状態になるまで測定を行った。交流損失が 0.3 W/m であることより、超電導導体層と超電導シールド層の交流損失を模擬する Heater 1、3 はそれぞれ 0.15 W/m とした。誘電損失が 0.5 W/m であることより、絶縁層中央の誘電損失を模擬する Heater 2 は 0.5 W/m とした。なお、外部から実験装置への熱侵入により液体窒素の温度が上昇するため、ケーブル表面に抵抗温度計を設置し、外部の熱侵入による影響を除去した。数値解析は本研究で開発した解析手法を用いて行った。モデルケーブルの構造を考慮し、ケーブル両端と表面を液体窒素との境界条件として、ヒータ部に相当する箇所に発熱を設けて交流損失と誘電損失を模擬した。先行研究では、絶縁紙の PPLP に液体窒素がしみ込んだ状態での物性値に関する評価がないため、解析は PPLP と液体窒素の混合状態における熱伝導率 k_{PPLP} と熱容量 C_{PPLP} をパラメータとして実験結果との比較より推定した。ただし、 k_{PPLP} と C_{PPLP} は温度依存性は考慮しない一定値とした。

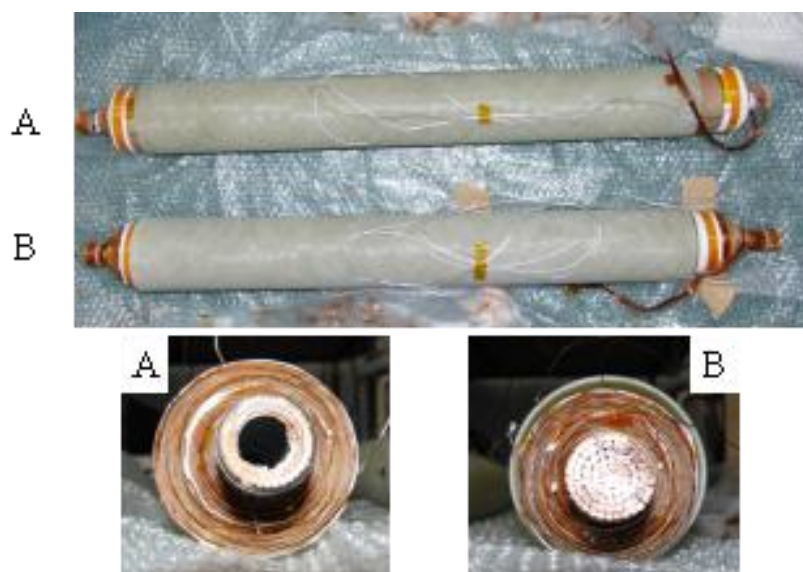


図 5.1 中空型 (A) 銅フォーマと丸撚り型 (B) 銅フォーマのモデルケーブル

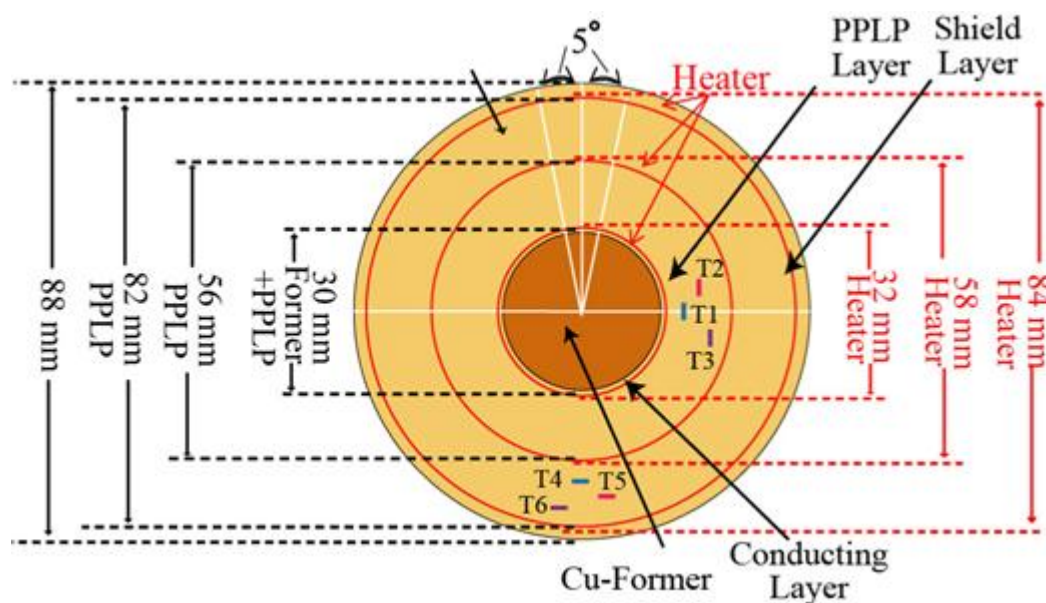


図 5.2 中空型 (A) 銅フォーマのモデルケーブルの断面図



図 5.3 実験装置

5.2.2 結果

モデルケーブル A、B について、Heater 1-3 による発熱投入から温度が定常状態になるまで実験結果と解析結果を図 5.4、5.5 に示す。横軸は時間で、縦軸が初期温度からの温度上昇である。実験におけるモデルケーブル A、B のヒータ出力は、ともに Heater 1（超電導導体層）が 0.15 W/m、Heater 2（絶縁層中央）が 0.48W/m、Heater 3（HTS シールド層）が 0.14 W/m であった。実験結果より、モデルケーブル A は発熱投入（0 s）から約 2000 s 程度で定常状態になり、モデルケーブル B は発熱投入（0 s）から約 4000 s 程度で定常状態になった。また定常時の最大温度はモデルケーブル A が約 0.23 K で、モデルケーブル B が約 0.3 K で、モデルケーブル B が A よりわずかに高い結果となった。モデルケーブル A は中空の液体窒素流路があるため、モデルケーブル B より定常状態に至るまでの時間が短く、定常時の最大温度も低くなった。解析結果より、モデルケーブル A、B の過渡的な温度変化が実験結果とよく一致している。また解析より PPLP と液体窒素の混合状態における熱伝導率 k_{PPLP} と熱容量 C_{PPLP} の推定値は、モデルケーブル A がそれぞれ $k_{PPLP} = 0.14$ W/mK と $C_{PPLP} = 0.8 \times 10^6$ J/m³K で、モデルケーブル B がそれぞれ $k_{PPLP} = 0.23$ W/mK と $C_{PPLP} = 0.5 \times 10^6$ J/m³K である。

ケーブル断面の半径方向における定常時の温度分布について、実験結果と解析結果を図 5.6、5.7 に示す。横軸はケーブル中心から半径方向への距離で、縦軸が初期温度からの温度上昇である。Heater 1-3 の位置はピンクの帯と対応しており、LN₂ は液体窒素領域を表す。モデルケーブル A は中空部 0-0.009 m も液体窒素領域である。実験におけるモデルケーブル A、B のヒータ出力は、ともに Heater 1（超電導導体層）が 0.15 W/m、Heater 2（絶縁層中央）が 0.48W/m、Heater 3（HTS シールド層）が 0.14 W/m であった。実験結果より、モデルケーブル A は Heater 2（絶縁層中央）に近いほど温度が高く、その両側は一定の傾きで低下していく。これは、中空部及びケーブル外部の両方から冷却されているためである。また、Heater 2（絶縁層中央）より両側の温度分布は非対称になっており、ケーブル内側のほうが温度低下の傾きが小さい。これは、中空部よりもケーブル外部の冷却面積が広いためである。モデルケーブル B はケーブル中心の温度が最も高い。これは、ケーブル外部のみから冷却されているためである。解析結果より、モデルケーブル A、B の温度分布が実験結果とよく一致している。また解析からケーブル断面の径方向の熱伝導率 k_{PPLP} の分布は、モデルケーブル A が 0.1-0.2 W/mK で、モデルケーブル B が 0.2-0.3 W/mK である。

以上の結果から、中空型銅フォーマと丸撚り型銅フォーマのモデルケーブルの定常時温度はほぼ同程度であり、銅フォーマの形状が定常伝熱特性に与える影響はほとんどないことが分かった。また解析から PPLP と液体窒素の混合状態における熱伝導率 k_{PPLP} と熱容量 C_{PPLP} を本研究によって初めて推定することができた。275 kV 系統 YBCO 超電導電力ケーブルの銅フォーマは製造が容易な丸撚り型とする。

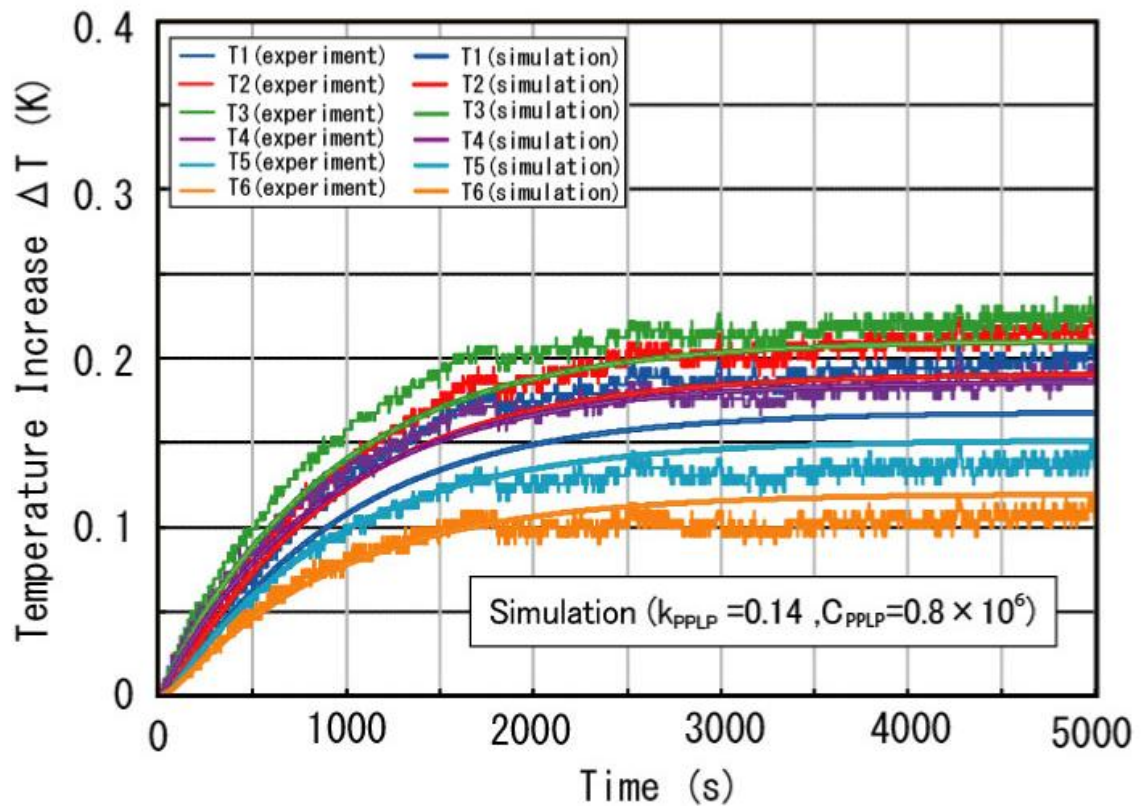


図 5.4 モデルケーブル A の定常状態までの温度測定結果

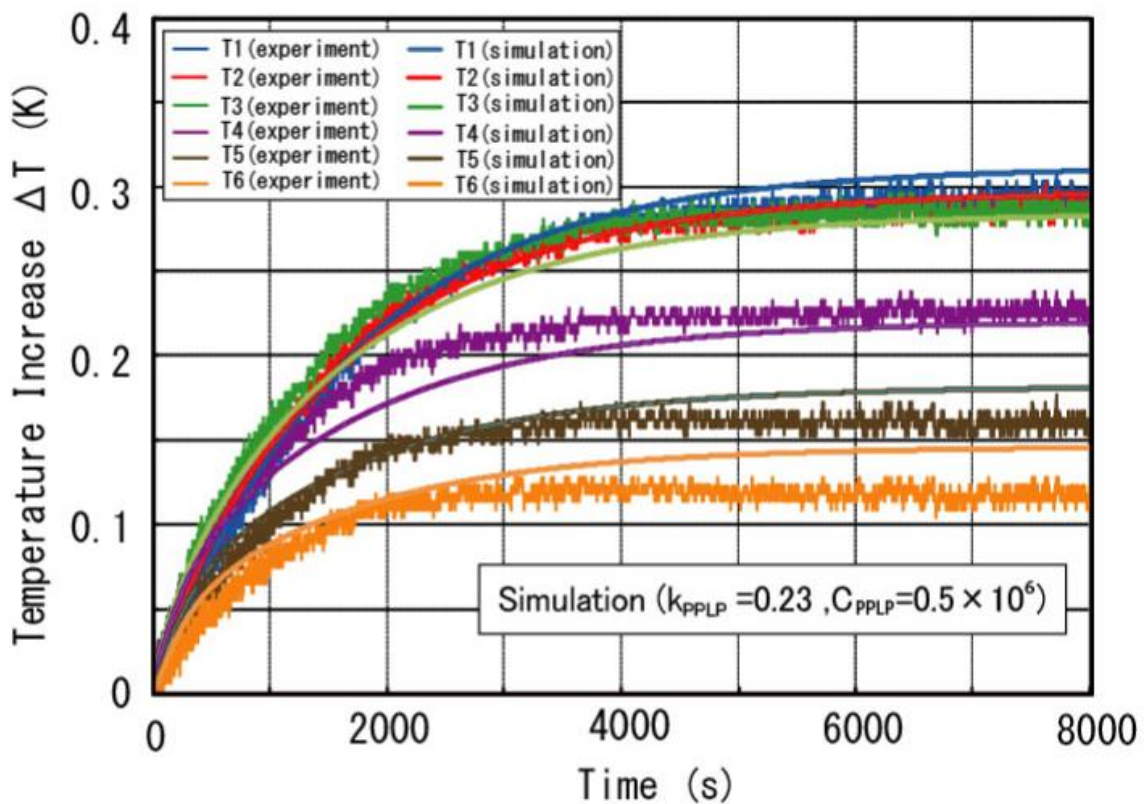


図 5.5 モデルケーブル B の定常状態までの温度測定結果

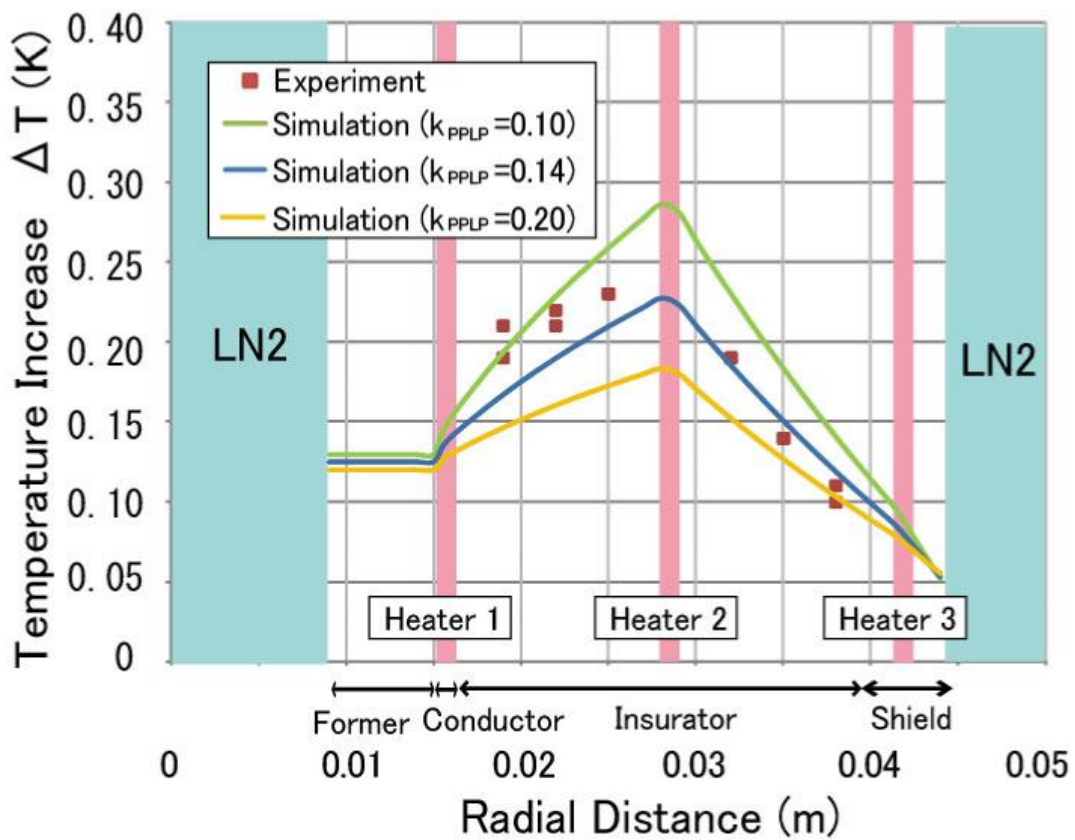


図 5.6 モデルケーブル A の半径方向の定常温度分布

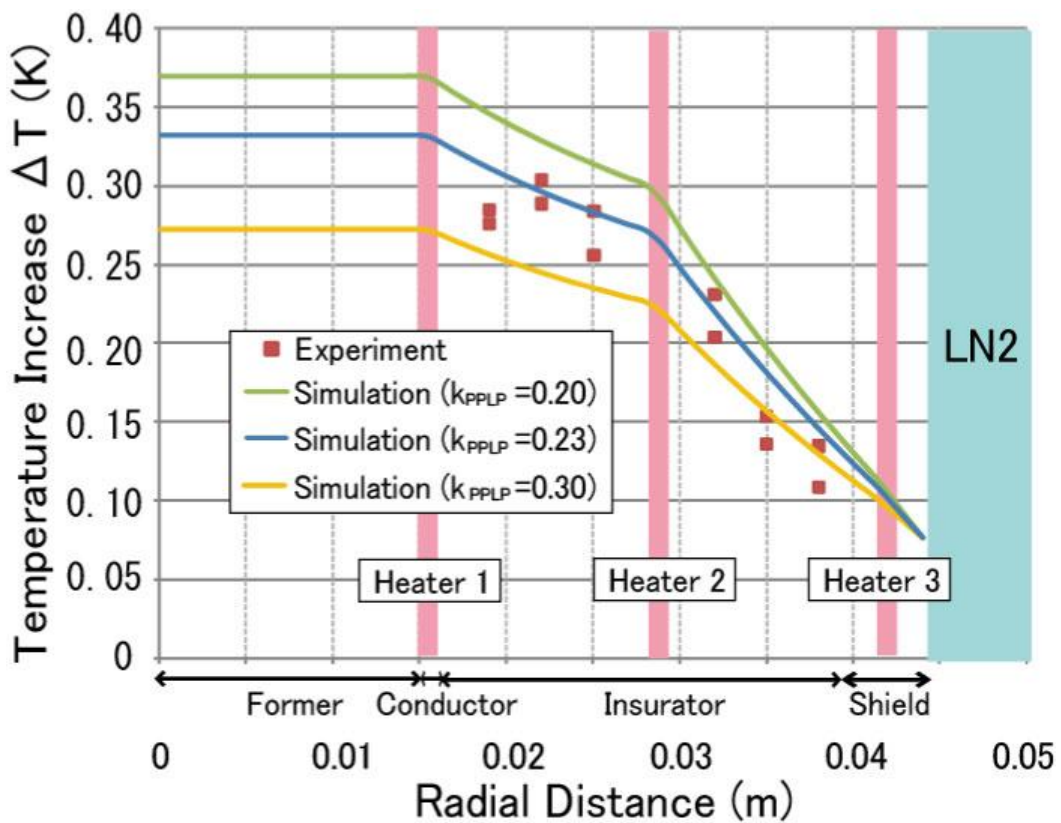


図 5.7 モデルケーブル B の半径方向の定常温度分布

5.3 YBCO 超電導モデルケーブルの耐過電流導体設計

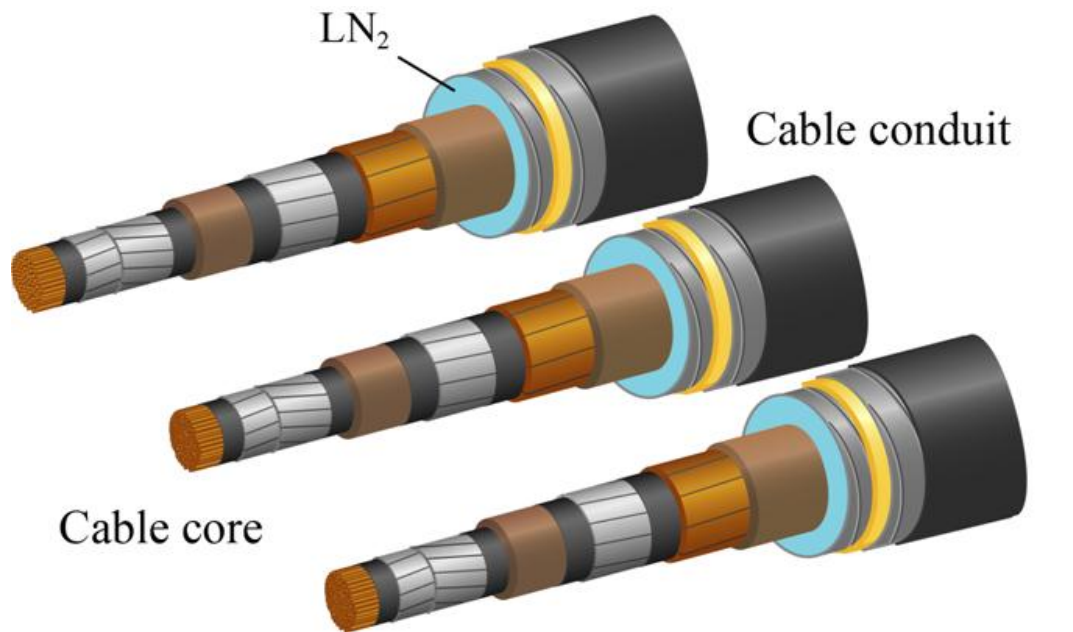
5.3.1 モデルケーブルの構造と設計パラメータ

図 5.8 に 275 kV 系統 YBCO 超電導電力ケーブルの構造を示す。表 5.1 に示すケーブルコアの諸元において、銅フォーマの断面積、銅シールド層の断面積と YBCO 超電導線材の安定化保護層である銅メッキの厚みを耐過電流保護設計のパラメータとして、3 章で開発した数値解析手法により $63 \text{ kA}_{\text{rms}}$ (0.6 秒間) の短絡事故電流に対する通電・伝熱特性解析を行った。ケーブルコアは、銅フォーマ、2 層の超電導導体層、25 mm 厚の絶縁層、1 層の超電導シールド層、銅シールド層、絶縁保護層で構成されている。超電導導体層、超電導シールド層と銅シールド層は、電流の均流化のために表 5.2 に示す撚り構造となっている。275 kV 系統 YBCO 超電導電力ケーブルの定格電流 3 kA を満たすように、幅 5 mm の YBCO 超電導線材 ($I_c = 200 \text{ A/tape}$) を超電導導体層に 28 本、超電導シールド層に 44 本設定し、合計 I_c が 3 kA 以上となるように構成した。

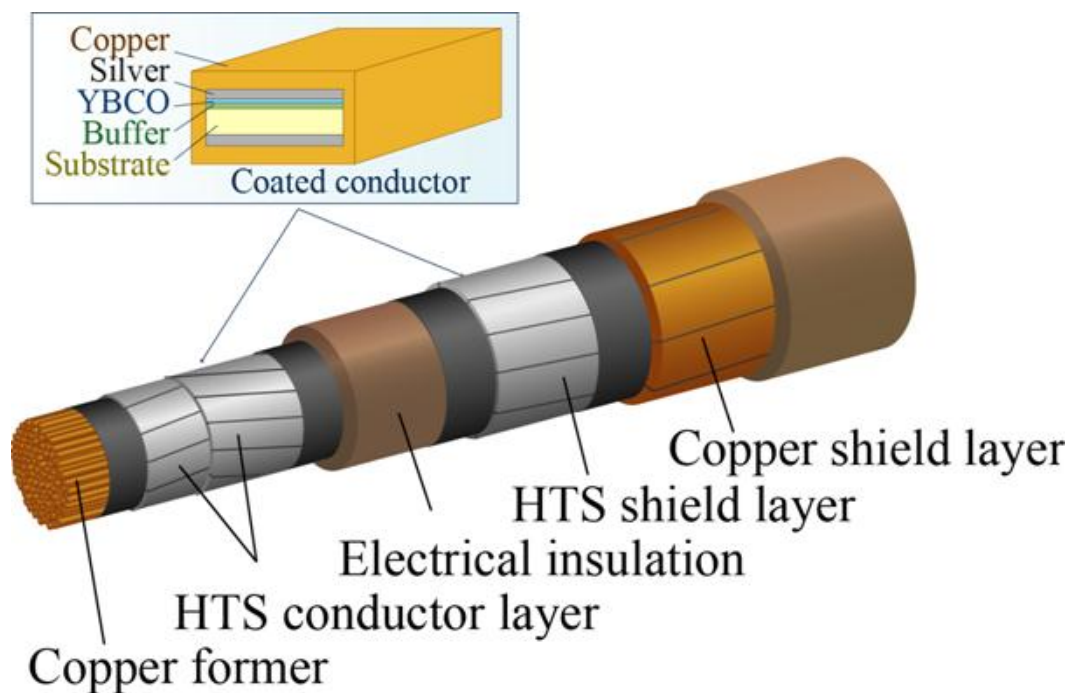
銅フォーマの断面積の設計では、銅メッキの厚みを $25 \mu\text{m}$ 、銅シールド層の断面積を 350 mm^2 (3 層) と固定して、既存の銅撚り線フォーマの断面積 250、325、 412 mm^2 をパラメータとした。銅メッキの厚みと銅シールド層の断面積の設計では、銅フォーマの断面積を 325 mm^2 と固定して、銅メッキの厚みを 12.5、25、 $50 \mu\text{m}$ 、銅シールド層の断面積を 232 mm^2 (2 層)、 350 mm^2 (3 層) として設定した。銅メッキの厚み、銅フォーマと銅シールド層の断面積の設定値を表 5.3 に示す。数値解析は以上の設定をもとに、検証実験で作製する 2 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルを対象として、液体窒素浸漬冷却 (77.3 K) 下で短絡電流 $63 \text{ kA}_{\text{rms}}$ 、0.6 s (60 Hz) の交流過電流を通電して行った。

表 5.1 ケーブルコアの諸元

	Outer diameter
Copper former	21.7 mm (cross-sectional area 325 mm^2)
HTS conductor layer	26.9 mm (2 layers, $I_c = 5600 \text{ A}$)
Electric insulation	79 mm (thickness 25 mm)
HTS shield layer	80 mm (1 layer, $I_c = 8800 \text{ A}$)
Copper shield layer	89 mm
Electric insulation	90 mm



(a) ケーブル外観



(b) ケーブルコア

図 5.8 275 kV 系統 YBCO 超電導電力ケーブルの構造

表 5.2 超電導導体層、超電導シールド層、銅シールド層の撚り構造

	Pitch	Direction
HTS conductor layer		
1 st layer	400 mm	S
2 nd layer	250 mm	Z
HTS shield layer		
1 st layer	600 mm	S
Copper shield layer		
1 st layer	600 mm	Z
2 nd layer	600 mm	Z
3 rd layer	600 mm	Z

表 5.3 銅メッキの厚みと銅シールド層の断面積のパラメータ

	Parameters
Copper former	Cross-sectional area 250, 325, 412 mm ²
Copper plating	Thickness 12.5, 25, 50 μm
Copper shield layer	Cross-sectional area 232, 350 mm ² (2, 3 layers)

5.3.2 解析結果

5.3.2.1 銅フォーマの断面積 250 mm²

銅フォーマの断面積を 250 mm² とした場合（銅メッキの厚み 25 μm、銅シールド層の断面積 350 mm²（3層））の電流分布と温度上昇の解析結果を図 5.9-5.12 に示す。電流分布は、短絡電流 I_t とシールド電流 I_{shield} 、銅フォーマの電流と超電導導体層の合計電流、銅シールド層の合計電流と超電導シールド層の合計電流を示している。温度上昇は、銅フォーマ、超電導導体層、超電導シールド層、銅シールド層の各層の最大温度上昇を表している。

図 5.9 より通電開始直後 0 秒付近のシールド電流は短絡電流の約 98% であり、短絡電流との位相差は約 180 度である。シールド層の温度上昇が少ないため、シールド電流はあまり減衰せずに通電終了直前 0.6 秒付近では短絡電流の約 97% であり、短絡電流との位相差は約 177 度である。図 5.10 より超電導導体層の電流は、通電開始直後に最大約 17.2 kA となり、温度上昇に伴う I_c の減少により 0.05 秒付

近まで減衰したのちにほぼ定常となった。銅フォーマの電流は、減衰する超電導導体層の電流が転流することにより 0.05 秒付近まで増加しつつ最大約 85.2 kA となり、その後ほぼ定常となった。図 5.11 より超電導シールド層の電流は、通電開始直後に最大約 18.3 kA となり、温度上昇に伴う I_c の減少により 0.18 秒付近まで減衰したのちにほぼ定常となった。銅シールド層の電流は、減衰する超電導シールド層の電流が転流することにより 0.18 秒付近まで増加しつつ最大約 83.4 kA となり、その後ほぼ定常となった。

図 5.12 より、超電導導体層は通電開始から 0.04 秒後に臨界温度 90 K ($\Delta T = 12.7$ K) に到達し、超電導シールド層は通電開始から 0.18 秒後に 90 K に達した。これは超電導導体層と超電導シールド層の電流が減衰する様子と一致しており、電流の減衰が I_c の減少によるものの裏付けである。各層の最大温度上昇 ΔT (最高到達温度 $\Delta T + 77.3$) は、銅フォーマが約 93 K (170 K)、超電導導体層が約 86 K (163 K)、超電導シールド層が約 25 K (102 K)、銅シールド層が約 28 K (105 K) である。

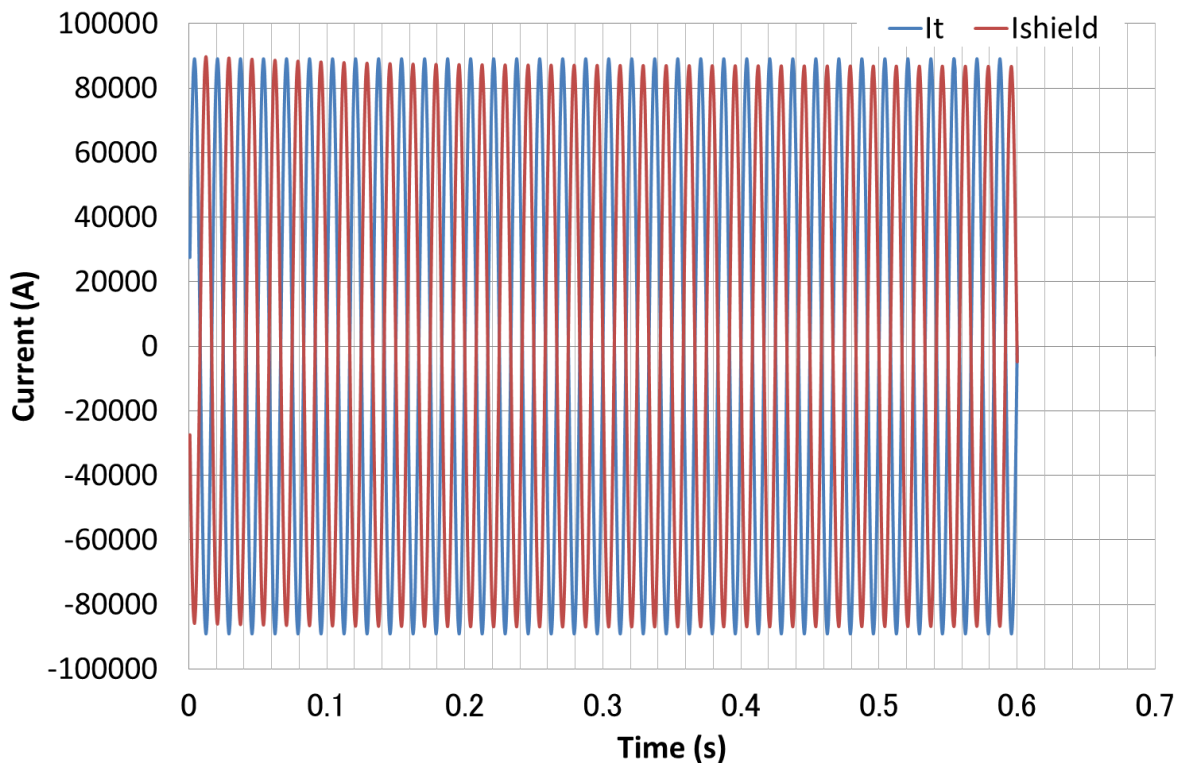


図 5.9 短絡電流とシールド電流
(銅フォーマの断面積 250 mm^2)

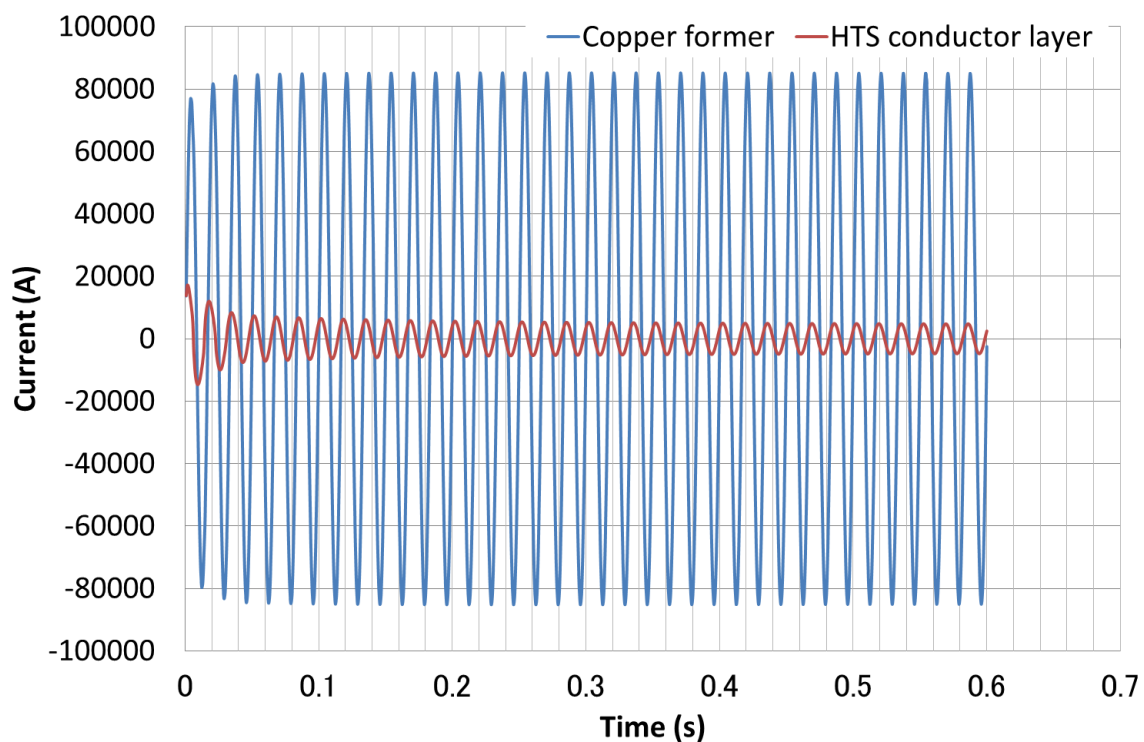


図 5.10 銅フォーマの電流と超電導導体層の合計電流
(銅フォーマの断面積 250 mm^2)

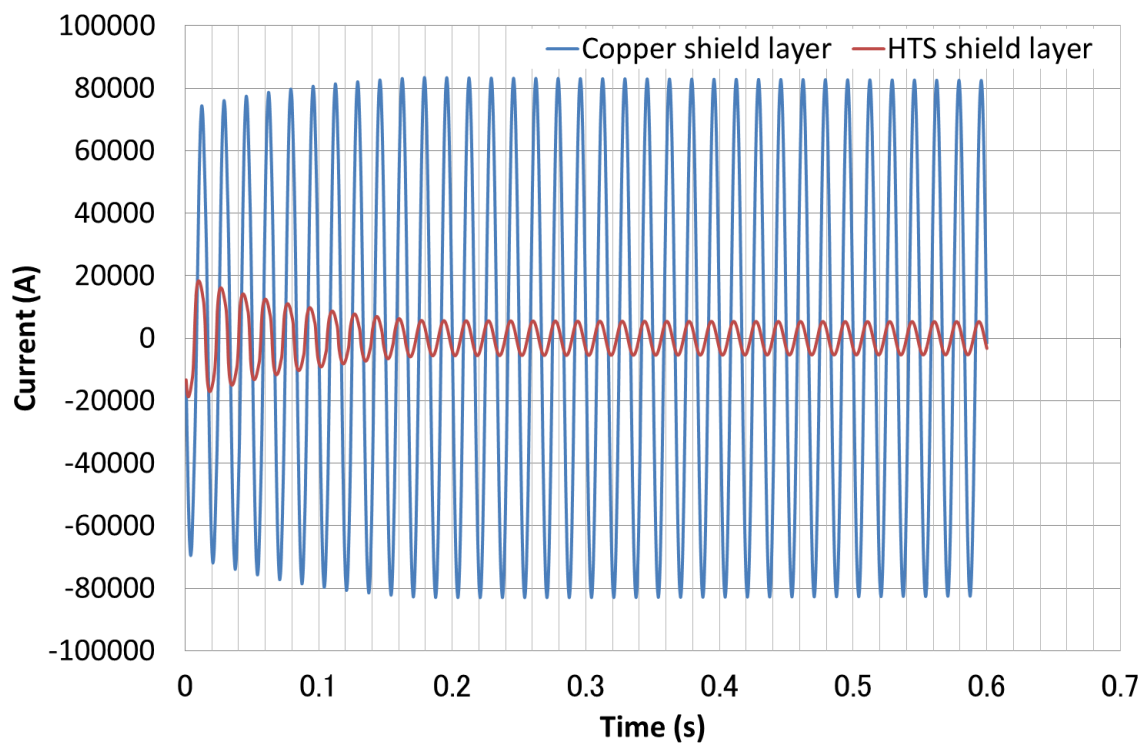


図 5.11 銅シールド層の合計電流と超電導シールド層の合計電流
(銅フォーマの断面積 250 mm^2)

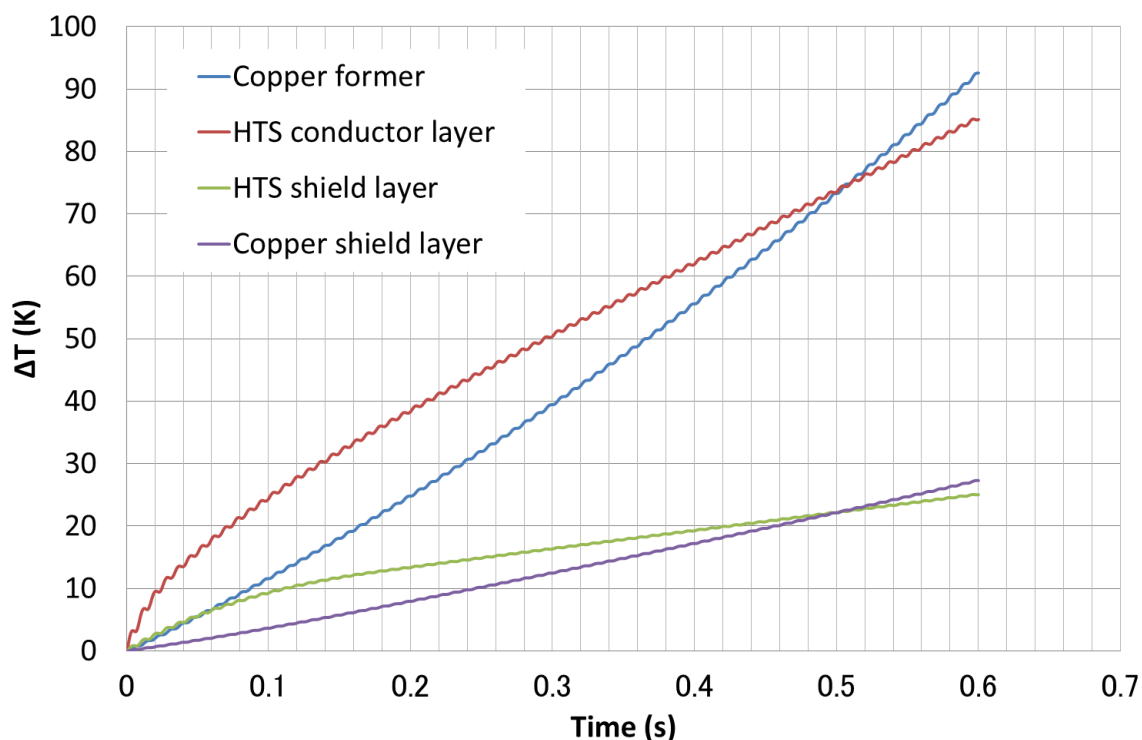


図 5.12 温度上昇
(銅フォーマの断面積 250 mm^2)

5.3.2.2 銅フォーマの断面積 325 mm^2

銅フォーマの断面積を 325 mm^2 とした場合（銅メッキの厚み $25 \mu\text{m}$ 、銅シールド層の断面積 350 mm^2 （3層））の電流分布と温度上昇の解析結果を図 5.13-5.16 に示す。図 5.13 より通電開始直後 0 秒付近のシールド電流は短絡電流の約 98% であり、短絡電流との位相差は約 180 度である。シールド層の温度上昇が少ないため、シールド電流はあまり減衰せずに通電終了直前 0.6 秒付近では短絡電流の約 97% であり、短絡電流との位相差は約 177 度である。図 5.14 より超電導層の電流は、通電開始直後に最大約 16.4 kA となり、温度上昇に伴う I_c の減少により 0.05 秒付近まで減衰したのちにほぼ定常となった。銅フォーマの電流は、減衰する超電導層の電流が転流することにより 0.05 秒付近まで増加しつづけて最大約 86.2 kA となり、その後ほぼ定常となった。図 5.15 より超電導シールド層の電流は、通電開始直後に最大約 18.5 kA となり、温度上昇に伴う I_c の減少により 0.18 秒付近まで減衰したのちにほぼ定常となった。銅シールド層の電流は、減衰する超電導シールド層の電流が転流することにより 0.18 秒付近まで増加しつづけて最大約 83.2 kA となり、その後ほぼ定常となった。図 5.16 より、超電導層は通電開始から 0.04 秒後に臨界温度 90 K ($\Delta T = 12.7 \text{ K}$) に到達し、超電導シールド層は通電開始から 0.18 秒後に 90 K に達した。これは超電導層と超電導シールド層の電流が減衰する様子と一致しており、電流の減衰が I_c の減少によるものの裏付けである。各層の最大温度上昇 ΔT （最高到達温度 $\Delta T + 77.3$ ）は、銅フォーマが約 50 K（127

K)、超電導導体層が約 68 K (145 K)、超電導シールド層が約 26 K (103 K)、銅シールド層が約 28 K (105 K) である。

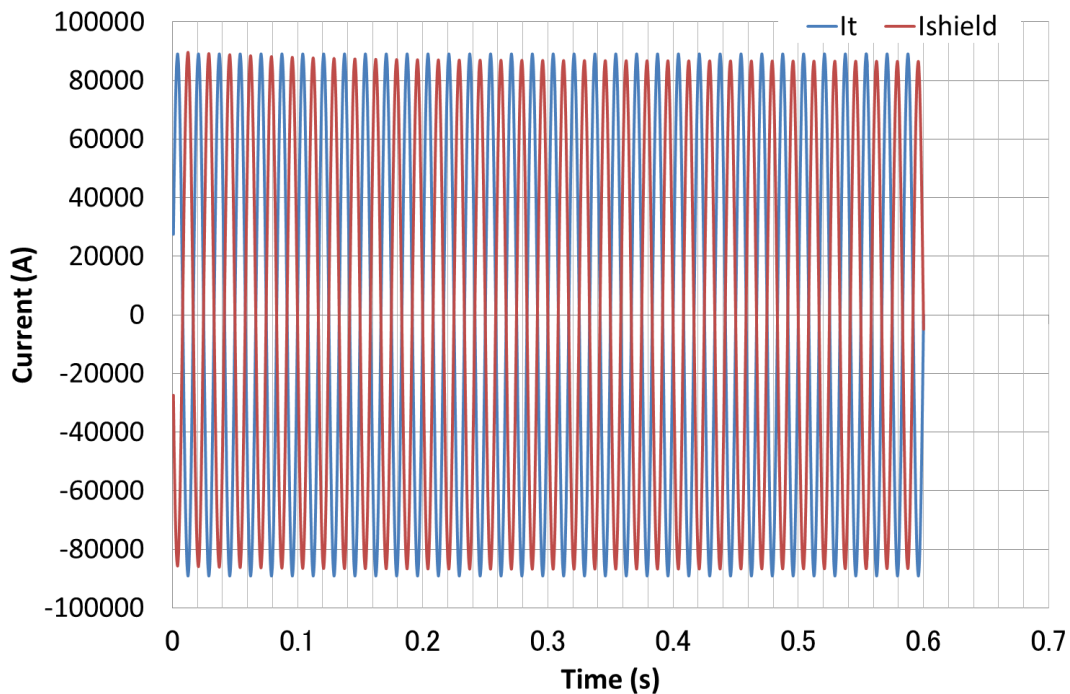


図 5.13 短絡電流とシールド電流
(銅フォーマの断面積 325 mm^2)

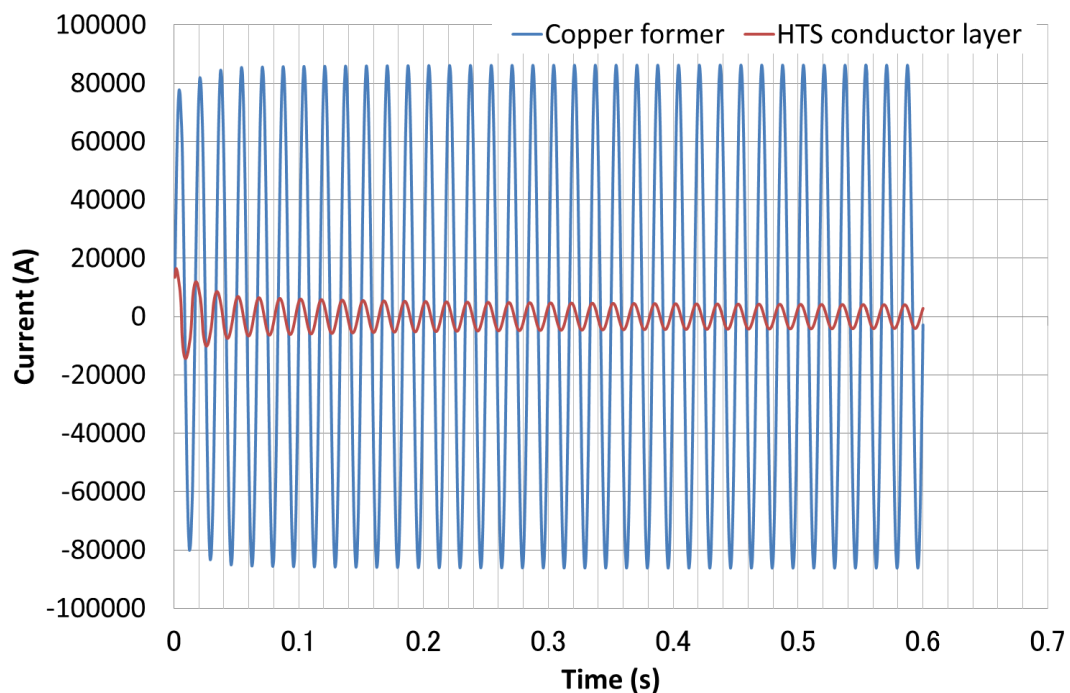


図 5.14 銅フォーマの電流と超電導導体層の合計電流
(銅フォーマの断面積 325 mm^2)

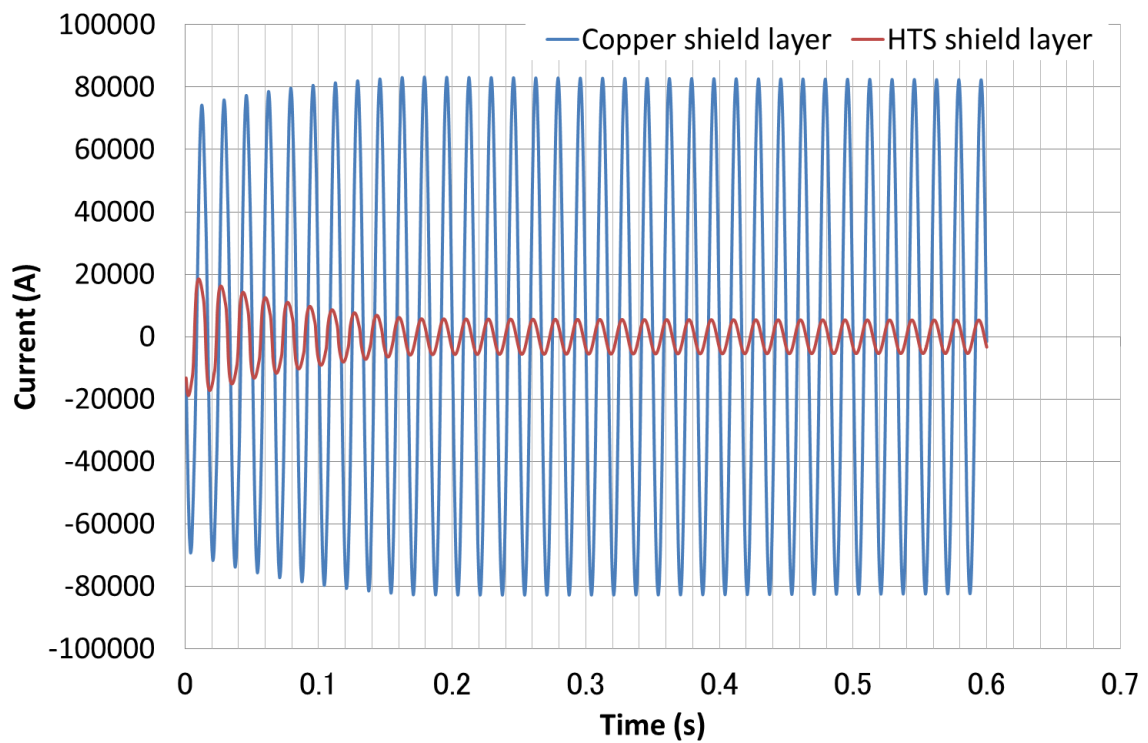


図 5.15 銅シールド層の合計電流と超電導シールド層の合計電流
(銅フォーマの断面積 325 mm^2)

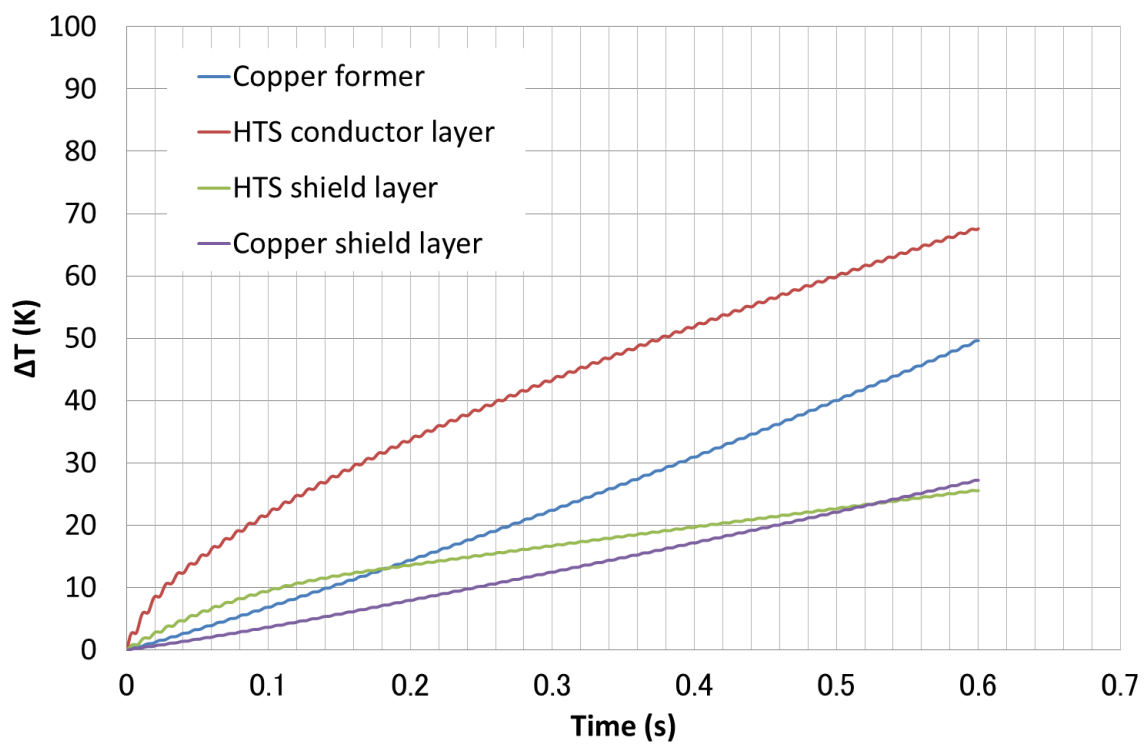


図 5.16 温度上昇
(銅フォーマの断面積 325 mm^2)

5.3.2.3 銅フォーマの断面積 412 mm^2

銅フォーマの断面積を 412 mm^2 とした場合（銅メッキの厚み $25 \mu\text{m}$ 、銅シールド層の断面積 350 mm^2 （3層））の電流分布と温度上昇の解析結果を図 5.17-5.20 に示す。図 5.17 より通電開始直後 0 秒付近のシールド電流は短絡電流の約 98% であり、短絡電流との位相差は約 180 度である。シールド層の温度上昇が少ないため、シールド電流はあまり減衰せずに通電終了直前 0.6 秒付近では短絡電流の約 97% であり、短絡電流との位相差は約 177 度である。図 5.18 より超電導導体層の電流は、通電開始直後に最大約 15.9 kA となり、温度上昇に伴う I_c の減少により 0.05 秒付近まで減衰したのちにほぼ定常となった。銅フォーマの電流は、減衰する超電導導体層の電流が転流することにより 0.05 秒付近まで増加しつづけて最大約 86.9 kA となり、その後ほぼ定常となった。図 5.19 より超電導シールド層の電流は、通電開始直後に最大約 18.7 kA となり、温度上昇に伴う I_c の減少により 0.18 秒付近まで減衰したのちにほぼ定常となった。銅シールド層の電流は、減衰する超電導シールド層の電流が転流することにより 0.18 秒付近まで増加しつづけて最大約 83.2 kA となり、その後ほぼ定常となった。図 5.20 より、超電導導体層は通電開始から 0.04 秒後に臨界温度 90 K （ $\Delta T = 12.7 \text{ K}$ ）に到達し、超電導シールド層は通電開始から 0.18 秒後に 90 K に達した。これは超電導導体層と超電導シールド層の電流が減衰する様子と一致しており、電流の減衰が I_c の減少によるものの裏付けである。各層の最大温度上昇 ΔT （最高到達温度 $\Delta T + 77.3$ ）は、銅フォーマが約 30 K （ 107 K ）、超電導導体層が約 60 K （ 137 K ）、超電導シールド層が約 27 K （ 104 K ）、銅シールド層が約 27 K （ 104 K ）である。

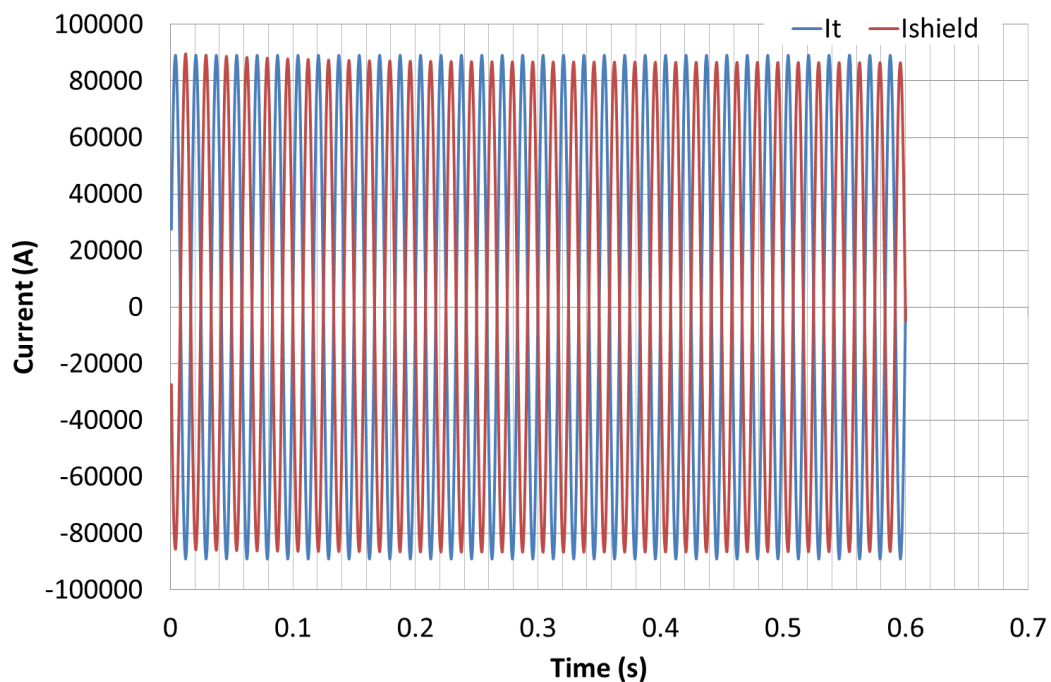


図 5.17 短絡電流とシールド電流
（銅フォーマの断面積 412 mm^2 ）

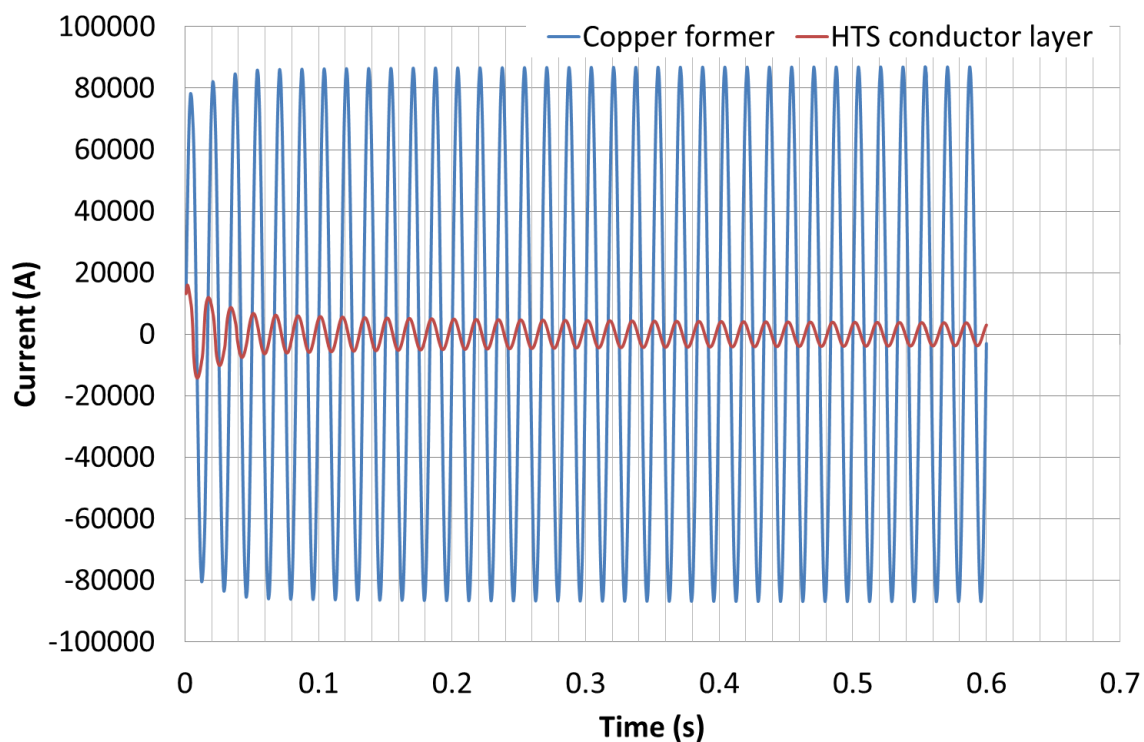


図 5.18 銅フォーマの電流と超電導導体層の合計電流
(銅フォーマの断面積 412 mm^2)

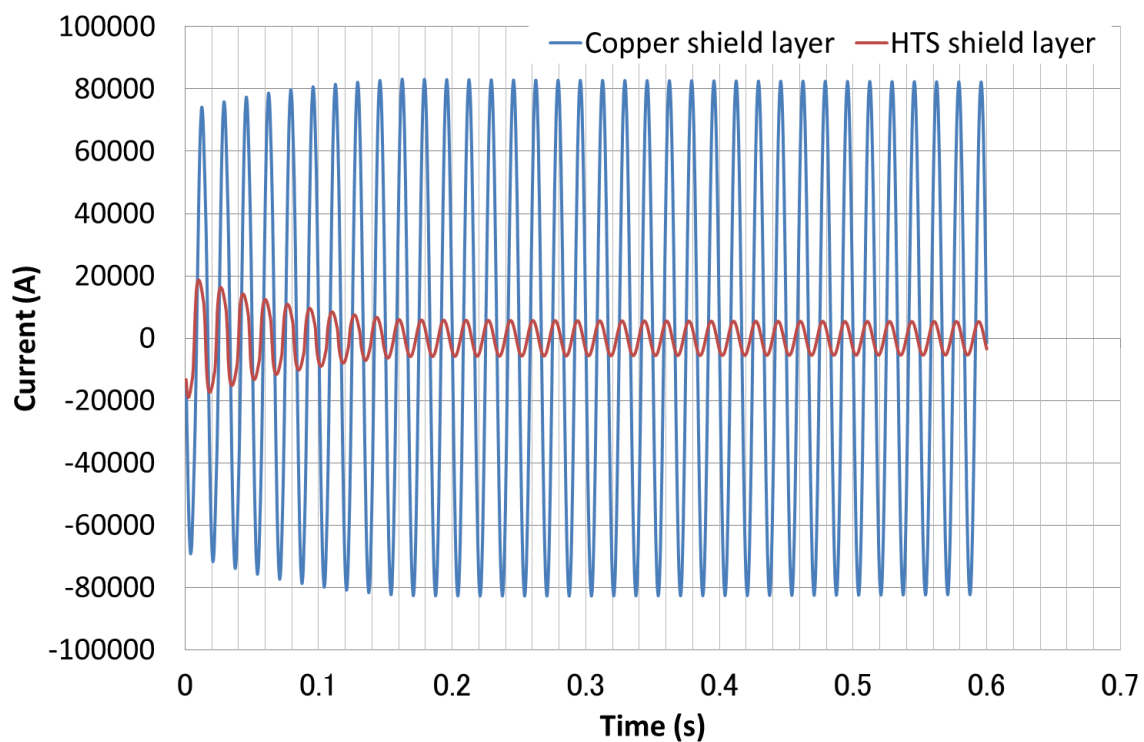


図 5.19 銅シールド層の合計電流と超電導シールド層の合計電流
(銅フォーマの断面積 412 mm^2)

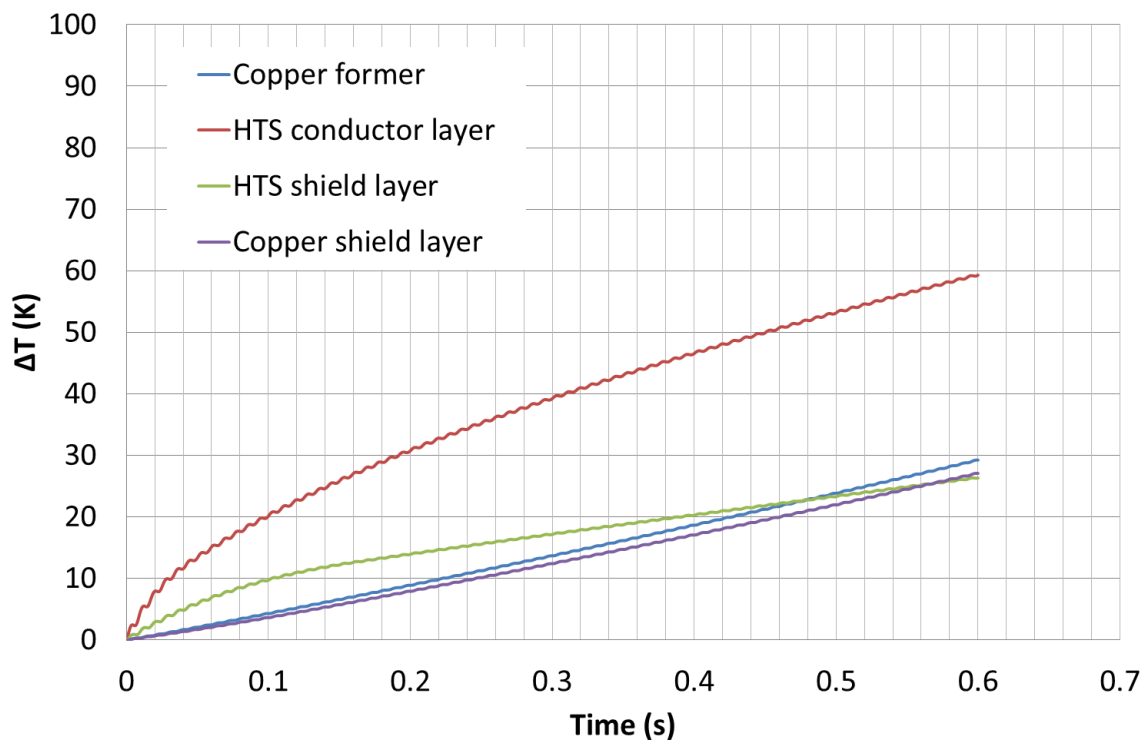


図 5.20 温度上昇
(銅フォーマの断面積 412 mm^2)

5.3.2.4 銅メッキの厚み $12.5 \mu\text{m}$ 、銅シールド層の断面積 232 mm^2

銅メッキの厚みを $12.5 \mu\text{m}$ 、銅シールド層の断面積を 232 mm^2 (2層) とした場合 (銅フォーマの断面積 325 mm^2) の電流分布と温度上昇の解析結果を図 5.21-5.24 に示す。図 5.21 より通電開始直後 0 秒付近のシールド電流は短絡電流の約 97.7% であり、短絡電流との位相差は約 180 度である。シールド層の温度上昇が少ないため、シールド電流はあまり減衰せずに通電終了直前 0.6 秒付近では短絡電流の約 94% であり、短絡電流との位相差は約 172 度である。図 5.22 より超電導導体層の電流は、通電開始直後に最大約 13.4 kA となり、温度上昇に伴う I_c の減少により 0.05 秒付近まで減衰したのちにほぼ定常となった。銅フォーマの電流は、減衰する超電導導体層の電流が転流することにより 0.05 秒付近まで増加しつづけて最大約 87.1 kA となり、その後ほぼ定常となった。図 5.23 より超電導シールド層の電流は、通電開始直後に最大約 16.1 kA となり、温度上昇に伴う I_c の減少により 0.15 秒付近まで減衰したのちにほぼ定常となった。銅シールド層の電流は、減衰する超電導シールド層の電流が転流することにより 0.15 秒付近まで増加しつづけて最大約 82.7 kA となり、その後ほぼ定常となった。図 5.24 より、超電導導体層は通電開始から 0.05 秒後に臨界温度 90 K ($\Delta T = 12.7 \text{ K}$) に到達し、超電導シールド層は通電開始から 0.15 秒後に 90 K に達した。これは超電導導体層と超電導シールド層の電流が減衰する様子と一致しており、電流の減衰が I_c の減少によるものの裏付けである。各層の最大温度上昇 ΔT (最高到達温度 $\Delta T + 77.3$) は、銅フォー

マが約 51 K (128 K)、超電導導体層が約 55 K (132 K)、超電導シールド層が約 37 K (114 K)、銅シールド層が約 75 K (152 K) である。

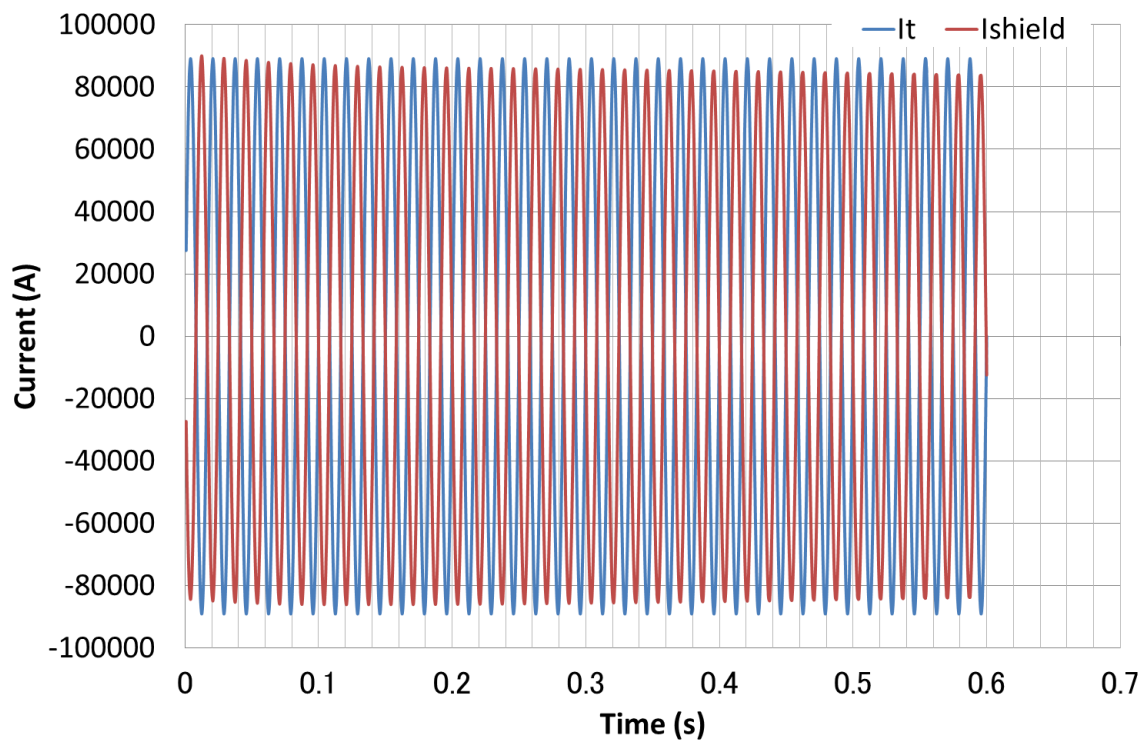


図 5.21 短絡電流とシールド電流

(銅メッキの厚み 12.5 μm 、銅シールド層の断面積 232 mm^2)

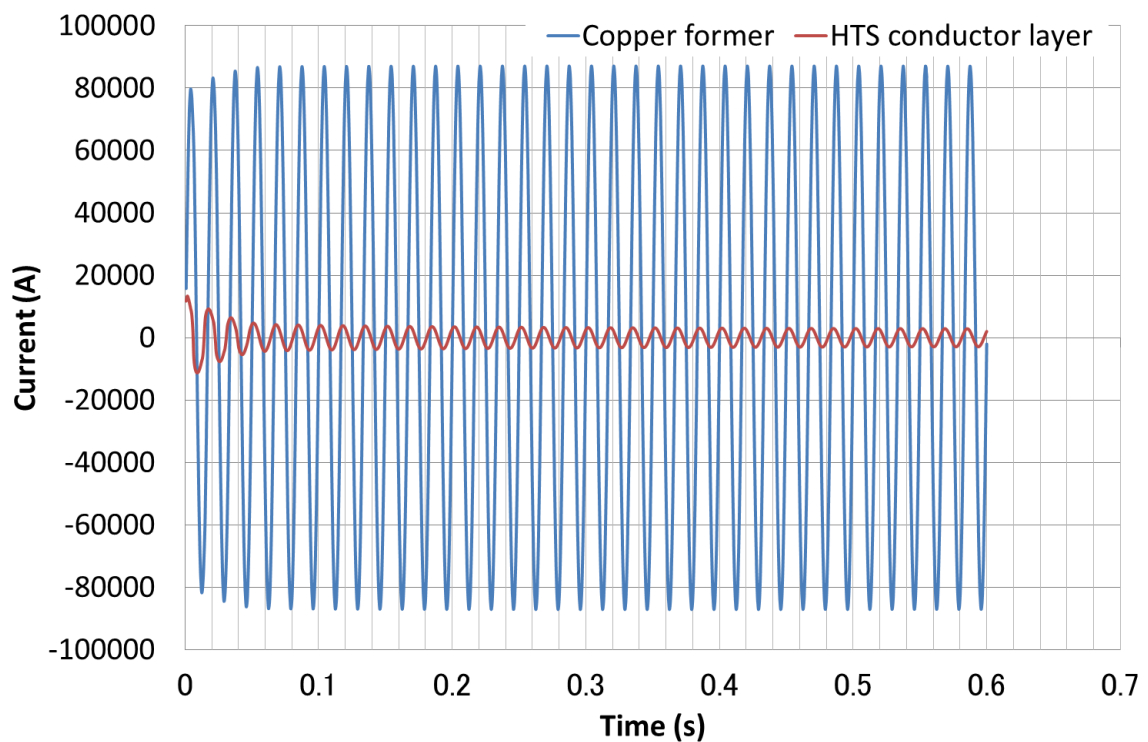


図 5.22 銅フォーマの電流と超電導導体層の合計電流

(銅メッキの厚み 12.5 μm 、銅シールド層の断面積 232 mm^2)

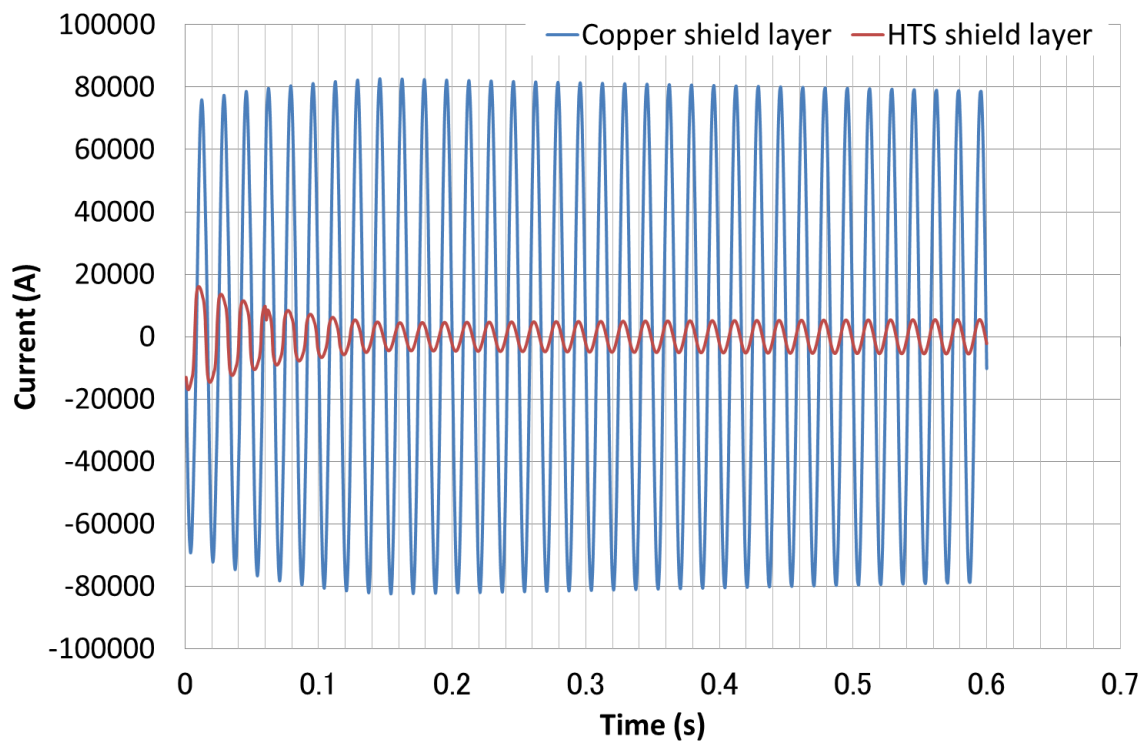


図 5.23 銅シールド層の合計電流と超電導シールド層の合計電流
(銅メッキの厚み $12.5 \mu\text{m}$ 、銅シールド層の断面積 232 mm^2)

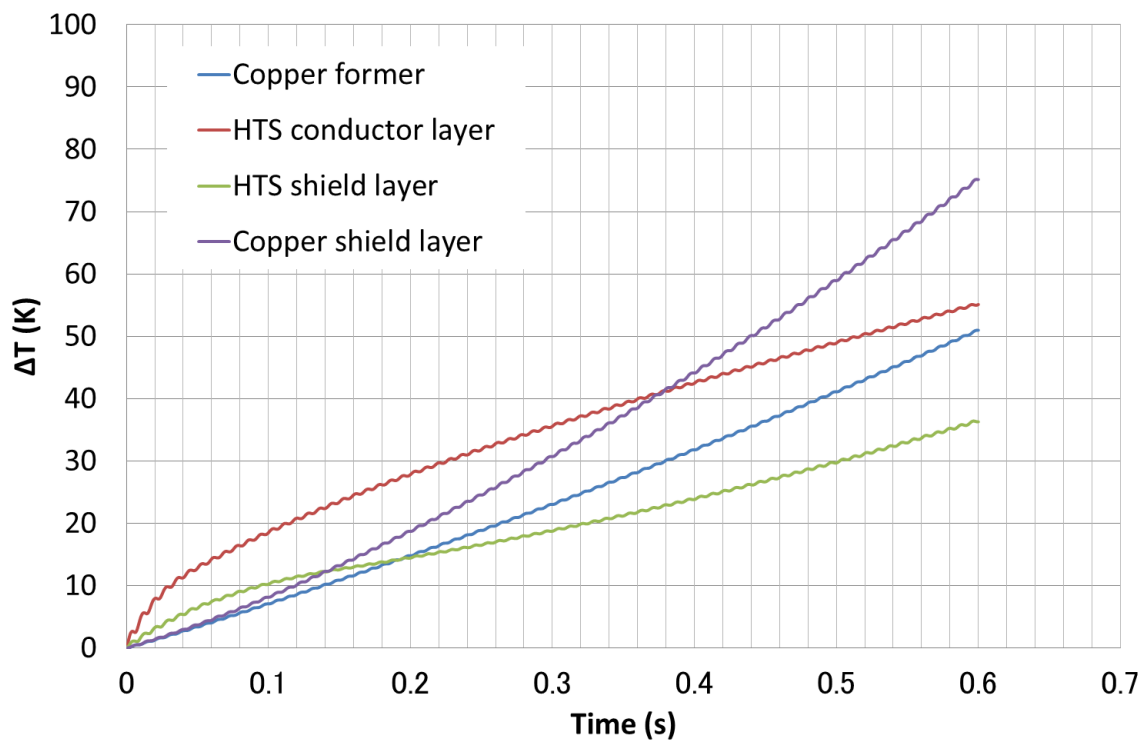


図 5.24 温度上昇
(銅メッキの厚み $12.5 \mu\text{m}$ 、銅シールド層の断面積 232 mm^2)

5.3.2.5 銅メッキの厚み 25 μm 、銅シールド層の断面積 232 mm^2

銅メッキの厚みを 25 μm 、銅シールド層の断面積を 232 mm^2 (2層) とした場合 (銅フォーマの断面積 325 mm^2) の電流分布と温度上昇の解析結果を図 5.25-5.28 に示す。図 5.25 より通電開始直後 0 秒付近のシールド電流は短絡電流の約 97.9% であり、短絡電流との位相差は約 180 度である。シールド層の温度上昇が少ないため、シールド電流はあまり減衰せずに通電終了直前 0.6 秒付近では短絡電流の約 94.7% であり、短絡電流との位相差は約 172 度である。図 5.26 より超電導導体層の電流は、通電開始直後に最大約 16.4 kA となり、温度上昇に伴う I_c の減少により 0.04 秒付近まで減衰したのちにほぼ定常となった。銅フォーマの電流は、減衰する超電導導体層の電流が転流することにより 0.04 秒付近まで増加しつづけて最大約 86.2 kA となり、その後ほぼ定常となった。図 5.27 より超電導シールド層の電流は、通電開始直後に最大約 18.9 kA となり、温度上昇に伴う I_c の減少により 0.14 秒付近まで減衰したのちにほぼ定常となった。銅シールド層の電流は、減衰する超電導シールド層の電流が転流することにより 0.14 秒付近まで増加しつづけて最大約 81.0 kA となり、その後ほぼ定常となった。図 5.28 より、超電導導体層は通電開始から 0.04 秒後に臨界温度 90 K ($\Delta T=12.7$ K) に到達し、超電導シールド層は通電開始から 0.14 秒後に 90 K に達した。これは超電導導体層と超電導シールド層の電流が減衰する様子と一致しており、電流の減衰が I_c の減少によるものの裏付けである。各層の最大温度上昇 ΔT (最高到達温度 $\Delta T+77.3$) は、銅フォーマが約 50 K (127 K)、超電導導体層が約 68 K (145 K)、超電導シールド層が約 43 K (120 K)、銅シールド層が約 71 K (148 K) である。

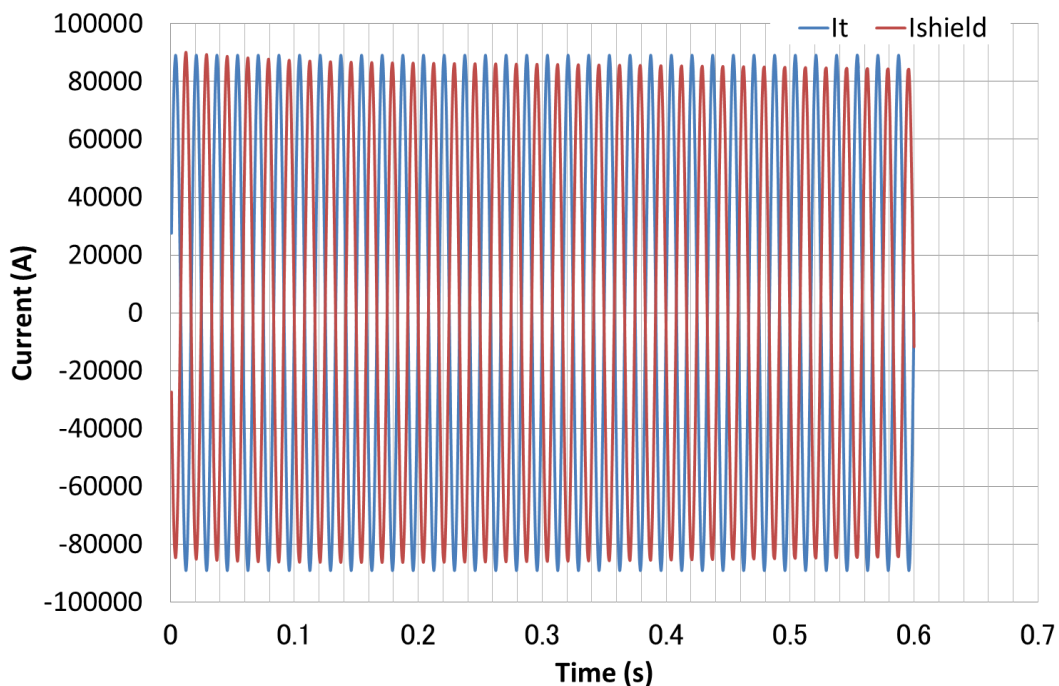


図 5.25 短絡電流とシールド電流
(銅メッキの厚み 25 μm 、銅シールド層の断面積 232 mm^2)

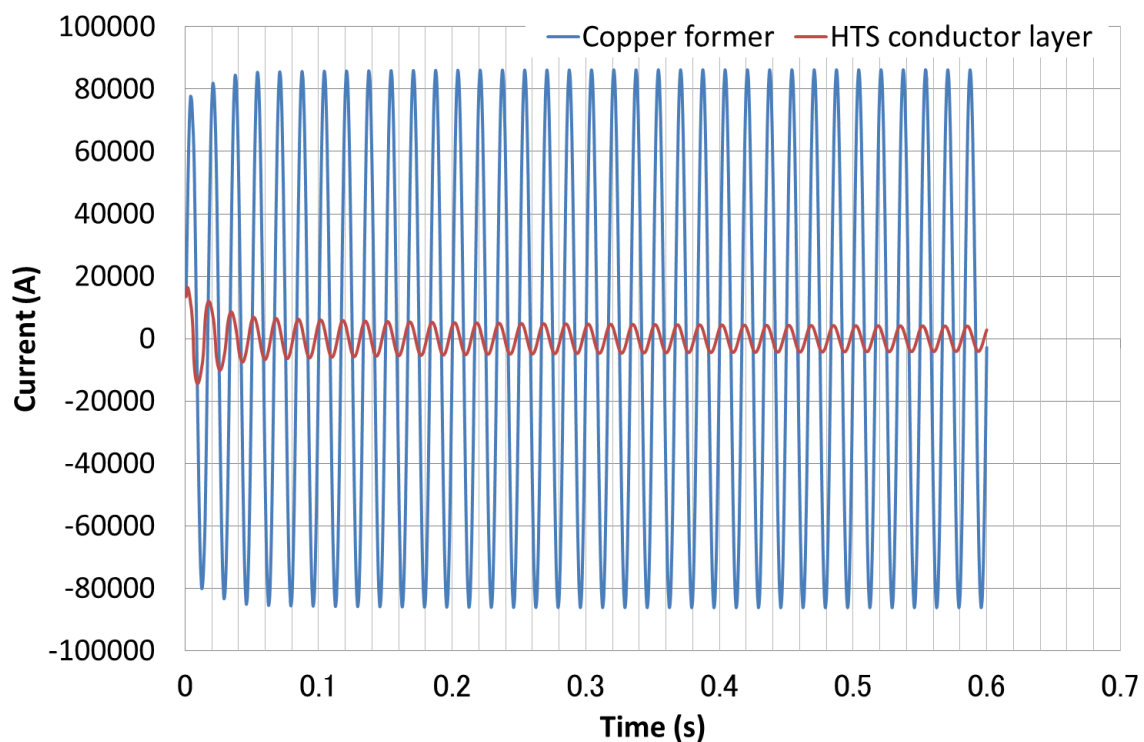


図 5.26 銅フォーマの電流と超電導導体層の合計電流
(銅メッキの厚み 25 μm 、銅シールド層の断面積 232 mm^2)

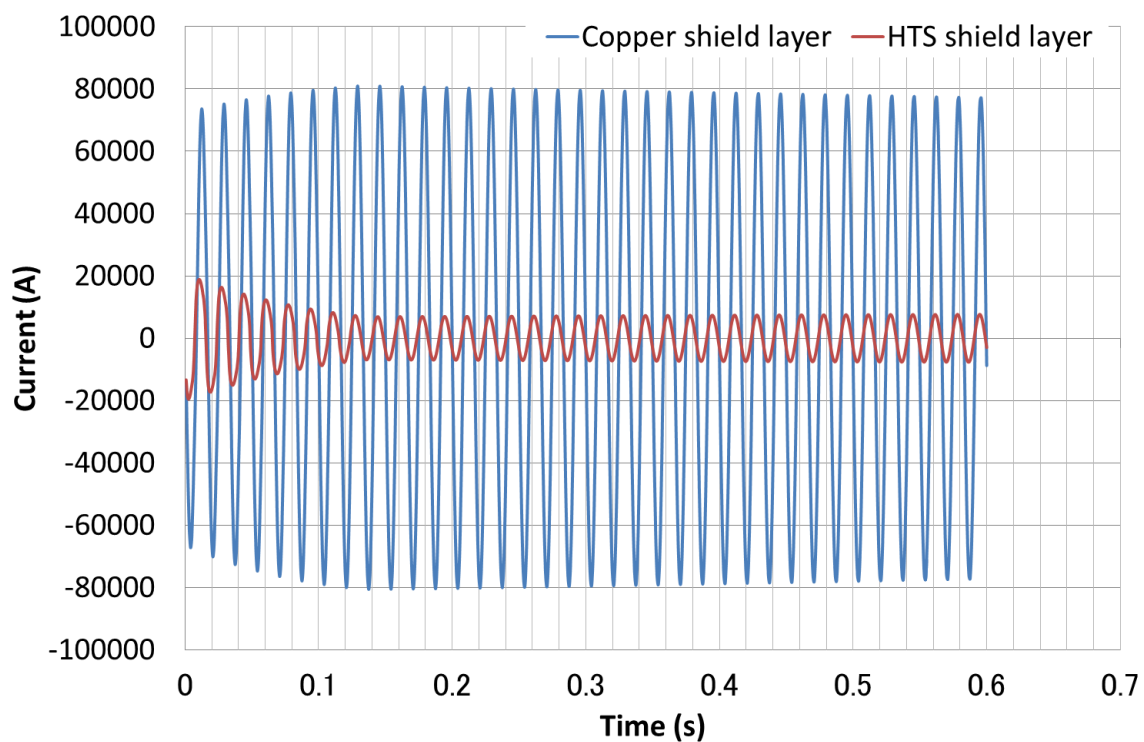


図 5.27 銅シールド層の合計電流と超電導シールド層の合計電流
(銅メッキの厚み 25 μm 、銅シールド層の断面積 232 mm^2)

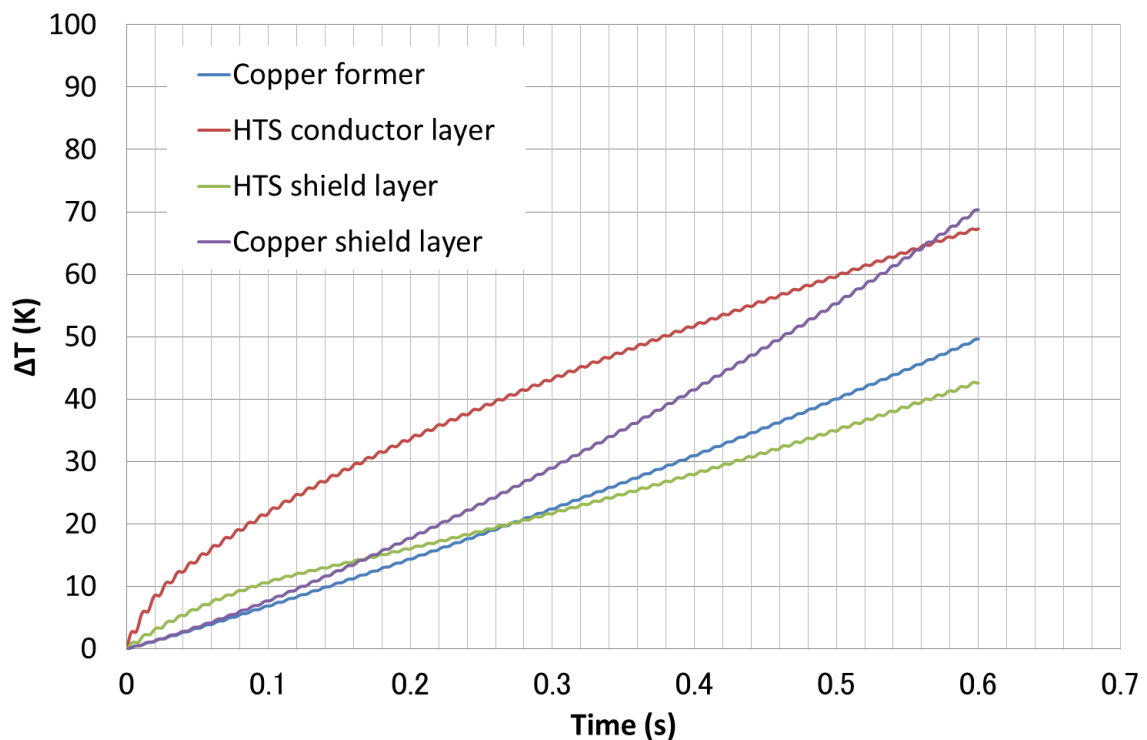


図 5.28 温度上昇

(銅メッキの厚み 25 μm 、銅シールド層の断面積 232 mm^2)

5.3.2.6 銅メッキの厚み 50 μm 、銅シールド層の断面積 232 mm^2

銅メッキの厚みを 50 μm 、銅シールド層の断面積を 232 mm^2 (2層) とした場合 (銅フォーマの断面積 325 mm^2) の電流分布と温度上昇の解析結果を図 5.29-5.32 に示す。図 5.29 より通電開始直後 0 秒付近のシールド電流は短絡電流の約 98.3% であり、短絡電流との位相差は約 180 度である。シールド層の温度上昇が少ないため、シールド電流はあまり減衰せずに通電終了直前 0.6 秒付近では短絡電流の約 95.5% であり、短絡電流との位相差は約 173 度である。図 5.30 より超電導導体層の電流は、通電開始直後に最大約 21.9 kA となり、温度上昇に伴う I_c の減少により 0.04 秒付近まで減衰したのちにほぼ定常となった。銅フォーマの電流は、減衰する超電導導体層の電流が転流することにより 0.04 秒付近まで増加しつづけて最大約 84.6 kA となり、その後ほぼ定常となった。図 5.31 より超電導シールド層の電流は、通電開始直後に最大約 24.0 kA となり、温度上昇に伴う I_c の減少により 0.13 秒付近まで減衰したのちにほぼ定常となった。銅シールド層の電流は、減衰する超電導シールド層の電流が転流することにより 0.13 秒付近まで増加しつづけて最大約 77.5 kA となり、その後ほぼ定常となった。図 5.32 より、超電導導体層は通電開始から 0.04 秒後に臨界温度 90 K ($\Delta T=12.7$ K) に到達し、超電導シールド層は通電開始から 0.13 秒後に 90 K に達した。これは超電導導体層と超電導シールド層の電流が減衰する様子と一致しており、電流の減衰が I_c の減少によるものの裏付けである。各層の最大温度上昇 ΔT (最高到達温度 $\Delta T+77.3$) は、銅フォーマが約

47 K (124 K)、超電導導体層が約 81 K (158 K)、超電導シールド層が約 48 K (125 K)、銅シールド層が約 62 K (139 K) である。

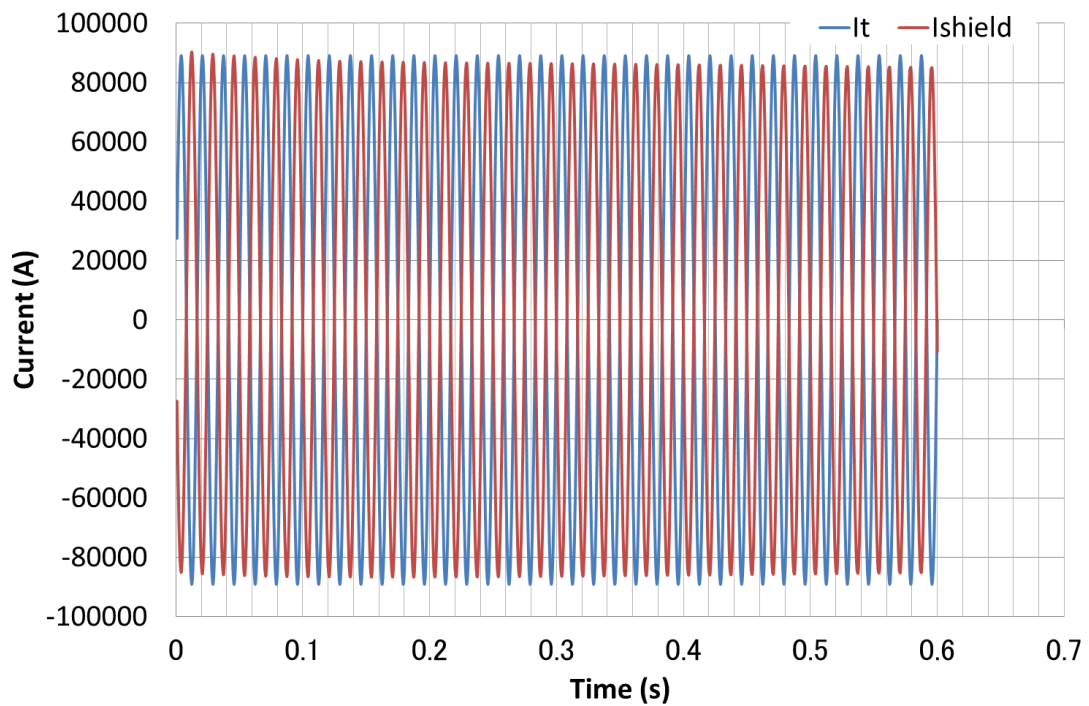


図 5.29 短絡電流とシールド電流
(銅メッキの厚み 50 μm 、銅シールド層の断面積 232 mm^2)

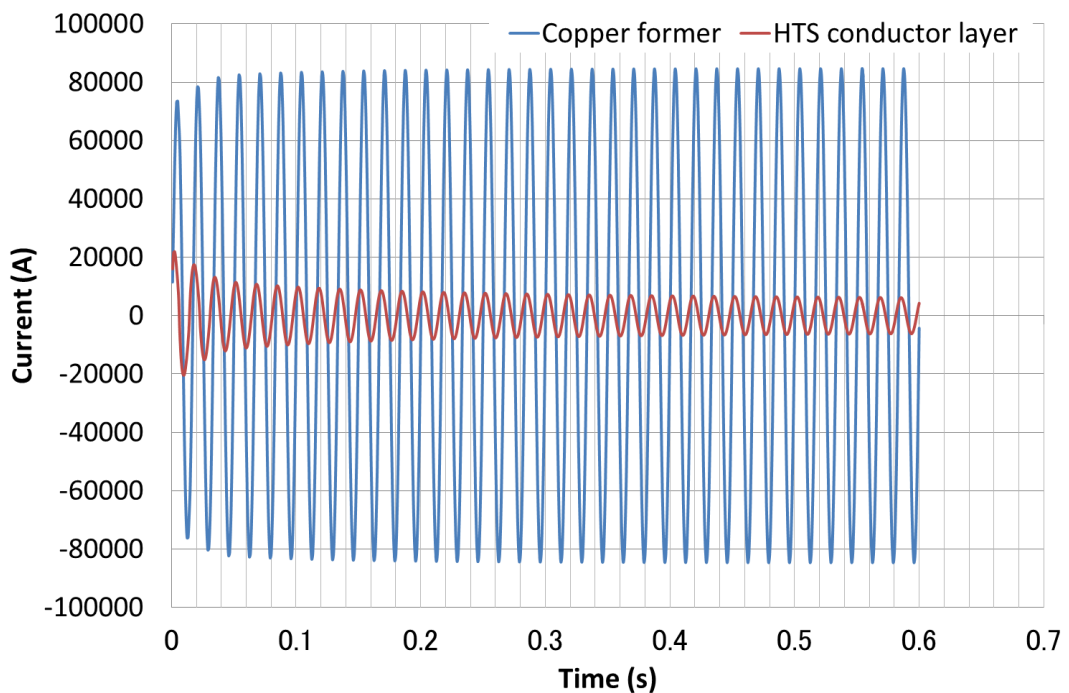


図 5.30 銅フォーマの電流と超電導導体層の合計電流
(銅メッキの厚み 50 μm 、銅シールド層の断面積 232 mm^2)

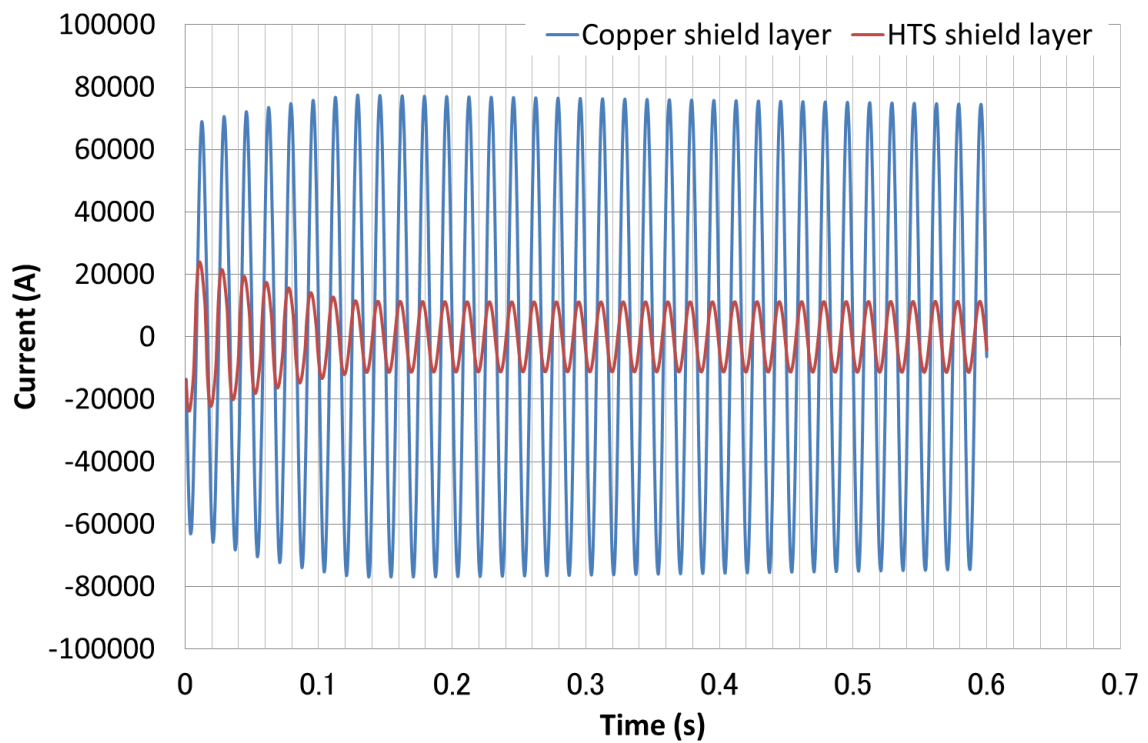


図 5.31 銅シールド層の合計電流と超電導シールド層の合計電流
(銅メッキの厚み $50 \mu\text{m}$ 、銅シールド層の断面積 232 mm^2)

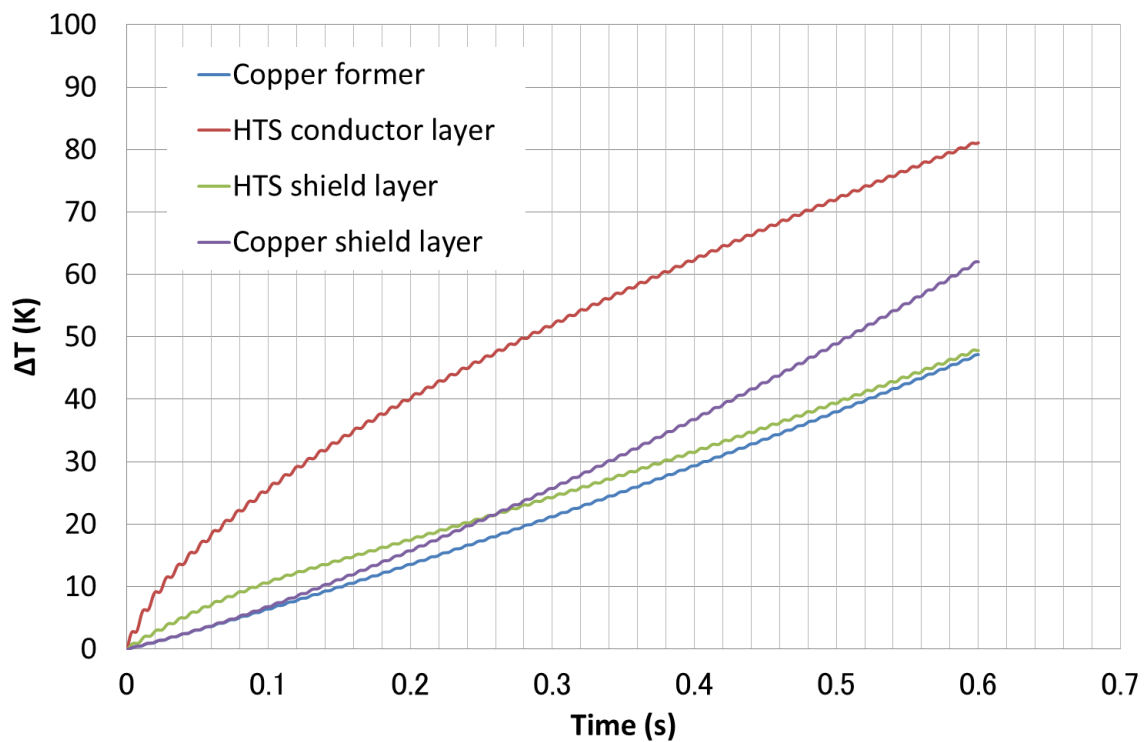


図 5.32 温度上昇
(銅メッキの厚み $50 \mu\text{m}$ 、銅シールド層の断面積 232 mm^2)

5.3.2.7 銅メッキの厚み 12.5 μm 、銅シールド層の断面積 350 mm^2

銅メッキの厚みを 12.5 μm 、銅シールド層の断面積を 350 mm^2 (3 層) とした場合 (銅フォーマの断面積 325 mm^2) の電流分布と温度上昇の解析結果を図 5.33-5.36 に示す。図 5.33 より通電開始直後 0 秒付近のシールド電流は短絡電流の約 98.6% であり、短絡電流との位相差は約 180 度である。シールド層の温度上昇が少ないため、シールド電流はあまり減衰せずに通電終了直前 0.6 秒付近では短絡電流の約 97.4% であり、短絡電流との位相差は約 177 度である。図 5.34 より超電導導体層の電流は、通電開始直後に最大約 13.3 kA となり、温度上昇に伴う I_c の減少により 0.05 秒付近まで減衰したのちにほぼ定常となった。銅フォーマの電流は、減衰する超電導導体層の電流が転流することにより 0.05 秒付近まで増加しつづけて最大約 87.3 kA となり、その後ほぼ定常となった。図 5.35 より超電導シールド層の電流は、通電開始直後に最大約 15.8 kA となり、温度上昇に伴う I_c の減少により 0.2 秒付近まで減衰したのちにほぼ定常となった。銅シールド層の電流は、減衰する超電導シールド層の電流が転流することにより 0.2 秒付近まで増加しつづけて最大約 85.5 kA となり、その後ほぼ定常となった。図 5.36 より、超電導導体層は通電開始から 0.05 秒後に臨界温度 90 K ($\Delta T=12.7$ K) に到達し、超電導シールド層は通電開始から 0.21 秒後に 90 K に達した。これは超電導導体層と超電導シールド層の電流が減衰する様子と一致しており、電流の減衰が I_c の減少によるものの裏付けである。各層の最大温度上昇 ΔT (最高到達温度 $\Delta T+77.3$) は、銅フォーマが約 52 K (129 K)、超電導導体層が約 54 K (131 K)、超電導シールド層が約 21 K (98 K)、銅シールド層が約 29 K (106 K) である。

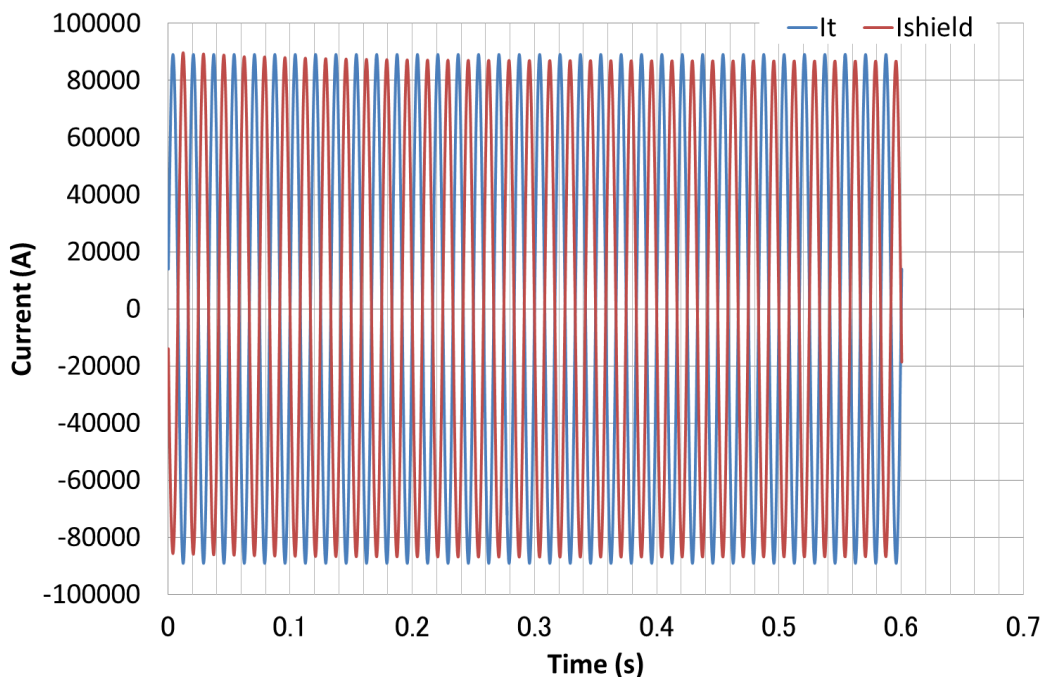


図 5.33 短絡電流とシールド電流
(銅メッキの厚み 12.5 μm 、銅シールド層の断面積 350 mm^2)

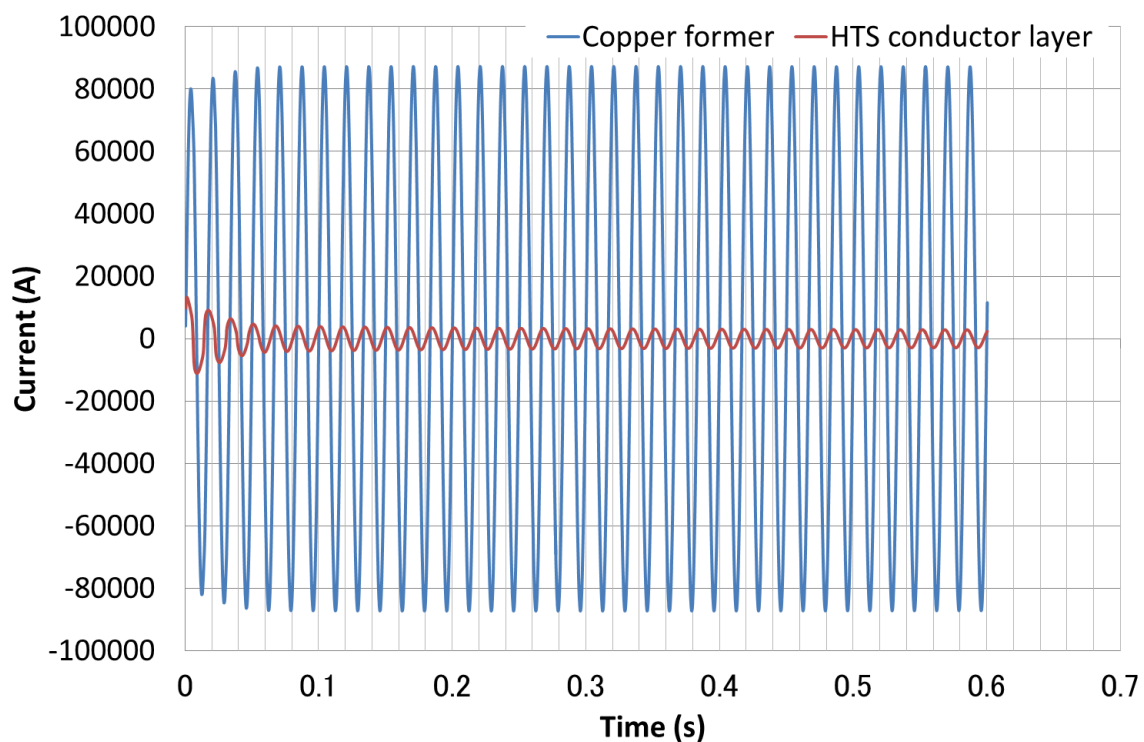


図 5.34 銅フォーマの電流と超電導導体層の合計電流
(銅メッキの厚み $12.5 \mu\text{m}$ 、銅シールド層の断面積 350mm^2)

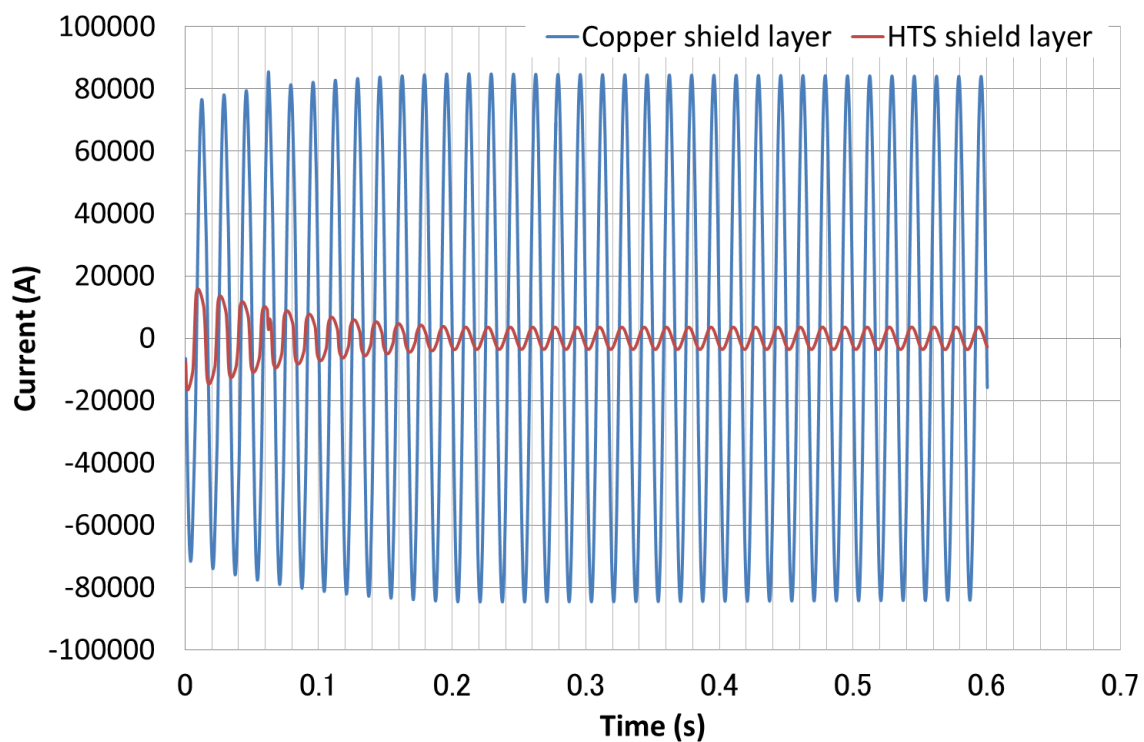


図 5.35 銅シールド層の合計電流と超電導シールド層の合計電流
(銅メッキの厚み $12.5 \mu\text{m}$ 、銅シールド層の断面積 350mm^2)

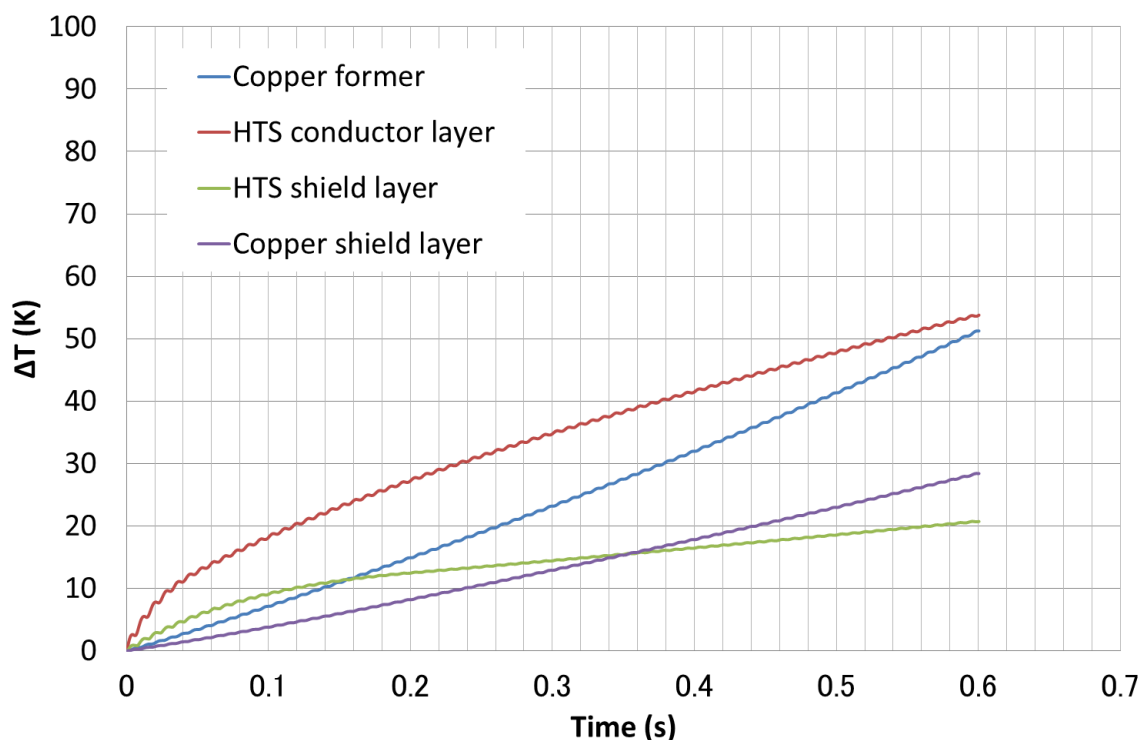


図 5.36 温度上昇

(銅メッキの厚み $12.5 \mu\text{m}$ 、銅シールド層の断面積 350 mm^2)

5.3.2.8 銅メッキの厚み $25 \mu\text{m}$ 、銅シールド層の断面積 350 mm^2

銅メッキの厚みを $25 \mu\text{m}$ 、銅シールド層の断面積を 350 mm^2 (3層) とした場合 (銅フォーマの断面積 325 mm^2) の電流分布と温度上昇の解析結果を図 5.37-5.40 に示す。図 5.37 より通電開始直後 0 秒付近のシールド電流は短絡電流の約 98.3% であり、短絡電流との位相差は約 180 度である。シールド層の温度上昇が少ないため、シールド電流はあまり減衰せずに通電終了直前 0.6 秒付近では短絡電流の約 97.1% であり、短絡電流との位相差は約 177 度である。図 5.38 より超電導導体層の電流は、通電開始直後に最大約 16.4 kA となり、温度上昇に伴う I_c の減少により 0.05 秒付近まで減衰したのちにほぼ定常となった。銅フォーマの電流は、減衰する超電導導体層の電流が転流することにより 0.05 秒付近まで増加しつづけて最大約 86.2 kA となり、その後ほぼ定常となった。図 5.39 より超電導シールド層の電流は、通電開始直後に最大約 18.5 kA となり、温度上昇に伴う I_c の減少により 0.17 秒付近まで減衰したのちにほぼ定常となった。銅シールド層の電流は、減衰する超電導シールド層の電流が転流することにより 0.17 秒付近まで増加しつづけて最大約 83.2 kA となり、その後ほぼ定常となった。図 5.40 より、超電導導体層は通電開始から 0.04 秒後に臨界温度 90 K ($\Delta T=12.7 \text{ K}$) に到達し、超電導シールド層は通電開始から 0.17 秒後に 90 K に達した。これは超電導導体層と超電導シールド層の電流が減衰する様子と一致しており、電流の減衰が I_c の減少によるものの裏付けである。各層の最大温度上昇 ΔT (最高到達温度 $\Delta T+77.3$) は、銅フォーマが約

50 K (127 K)、超電導導体層が約 68 K (145 K)、超電導シールド層が約 26 K (103 K)、銅シールド層が約 28 K (105 K) である。

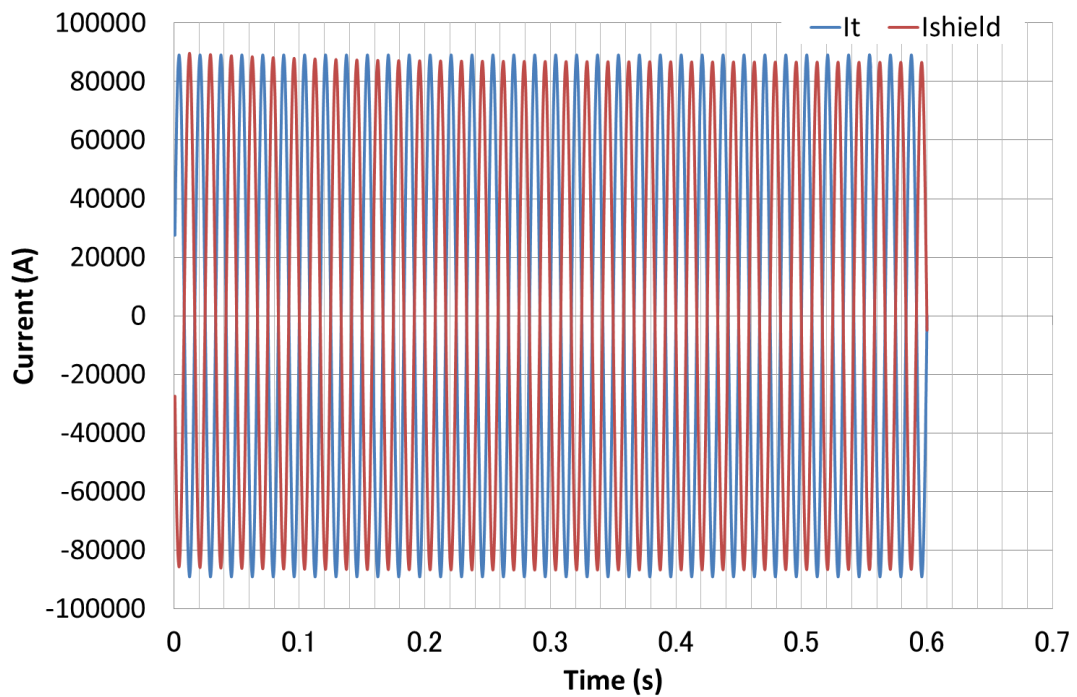


図 5.37 短絡電流とシールド電流
(銅メッキの厚み 25 μm 、銅シールド層の断面積 350 mm^2)

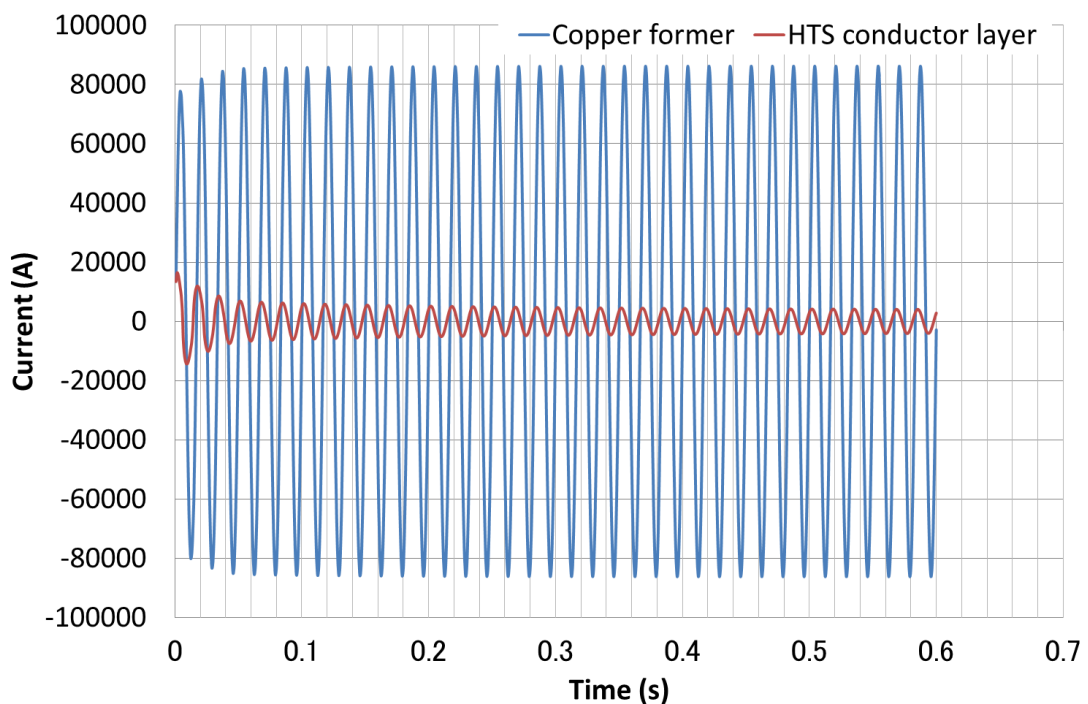


図 5.38 銅フォーマの電流と超電導導体層の合計電流
(銅メッキの厚み 25 μm 、銅シールド層の断面積 350 mm^2)

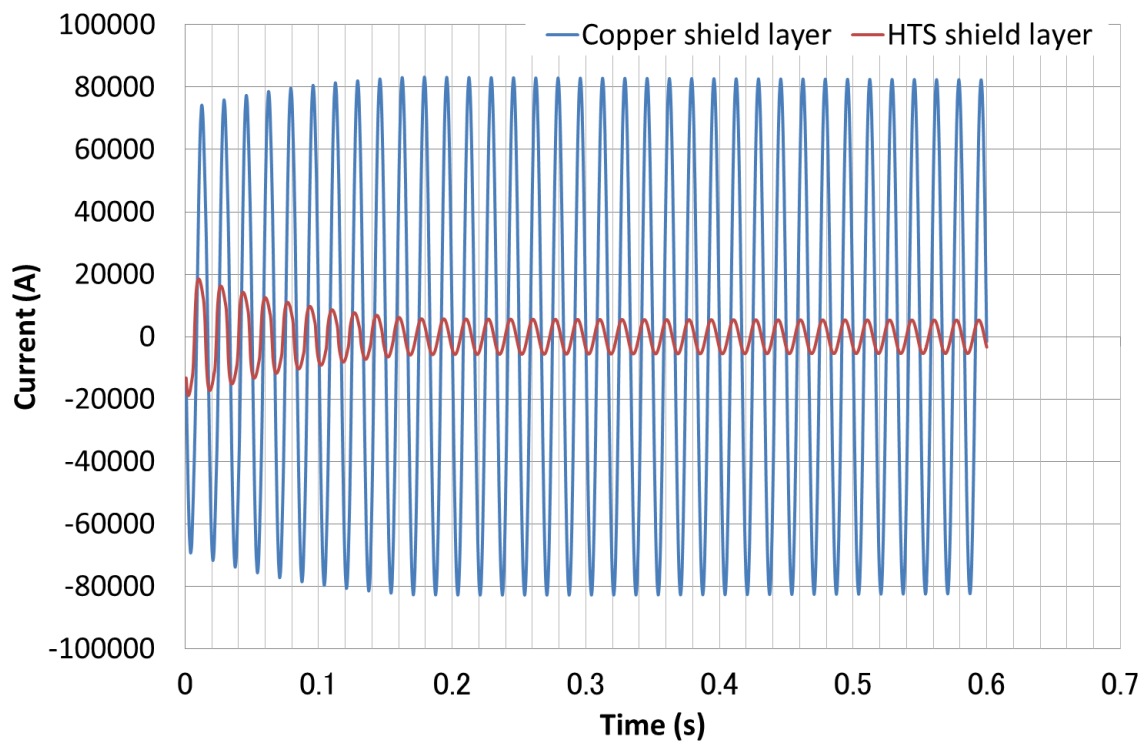


図 5.39 銅シールド層の合計電流と超電導シールド層の合計電流
(銅メッキの厚み $25\ \mu\text{m}$ 、銅シールド層の断面積 $350\ \text{mm}^2$)

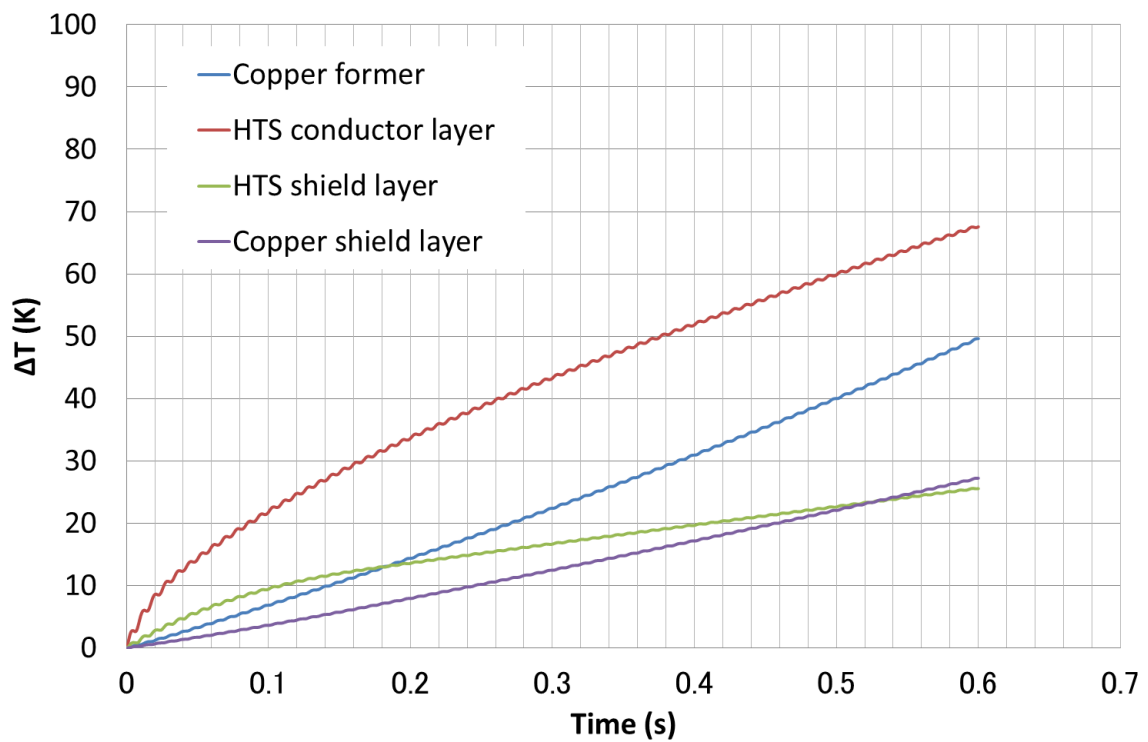


図 5.40 温度上昇
(銅メッキの厚み $25\ \mu\text{m}$ 、銅シールド層の断面積 $350\ \text{mm}^2$)

5.3.2.9 銅メッキの厚み 50 μm 、銅シールド層の断面積 350 mm^2

銅メッキの厚みを 50 μm 、銅シールド層の断面積を 350 mm^2 (3層) とした場合 (銅フォーマの断面積 325 mm^2) の電流分布と温度上昇の解析結果を図 5.41-5.44 に示す。図 5.41 より通電開始直後 0 秒付近のシールド電流は短絡電流の約 98.6% であり、短絡電流との位相差は約 180 度である。シールド層の温度上昇が少ないため、シールド電流はあまり減衰せずに通電終了直前 0.6 秒付近では短絡電流の約 97.4% であり、短絡電流との位相差は約 177 度である。図 5.42 より超電導導体層の電流は、通電開始直後に最大約 21.9 kA となり、温度上昇に伴う I_c の減少により 0.05 秒付近まで減衰したのちにほぼ定常となった。銅フォーマの電流は、減衰する超電導導体層の電流が転流することにより 0.05 秒付近まで増加しつづけて最大約 84.6 kA となり、その後ほぼ定常となった。図 5.43 より超電導シールド層の電流は、通電開始直後に最大約 23.2 kA となり、温度上昇に伴う I_c の減少により 0.16 秒付近まで減衰したのちにほぼ定常となった。銅シールド層の電流は、減衰する超電導シールド層の電流が転流することにより 0.16 秒付近まで増加しつづけて最大約 80.4 kA となり、その後ほぼ定常となった。図 5.44 より、超電導導体層は通電開始から 0.035 秒後に臨界温度 90 K ($\Delta T=12.7$ K) に到達し、超電導シールド層は通電開始から 0.16 秒後に 90 K に達した。これは超電導導体層と超電導シールド層の電流が減衰する様子と一致しており、電流の減衰が I_c の減少によるものの裏付けである。各層の最大温度上昇 ΔT (最高到達温度 $\Delta T+77.3$) は、銅フォーマが約 47 K (124 K)、超電導導体層が約 82 K (159 K)、超電導シールド層が約 31 K (108 K)、銅シールド層が約 25 K (102 K) である。

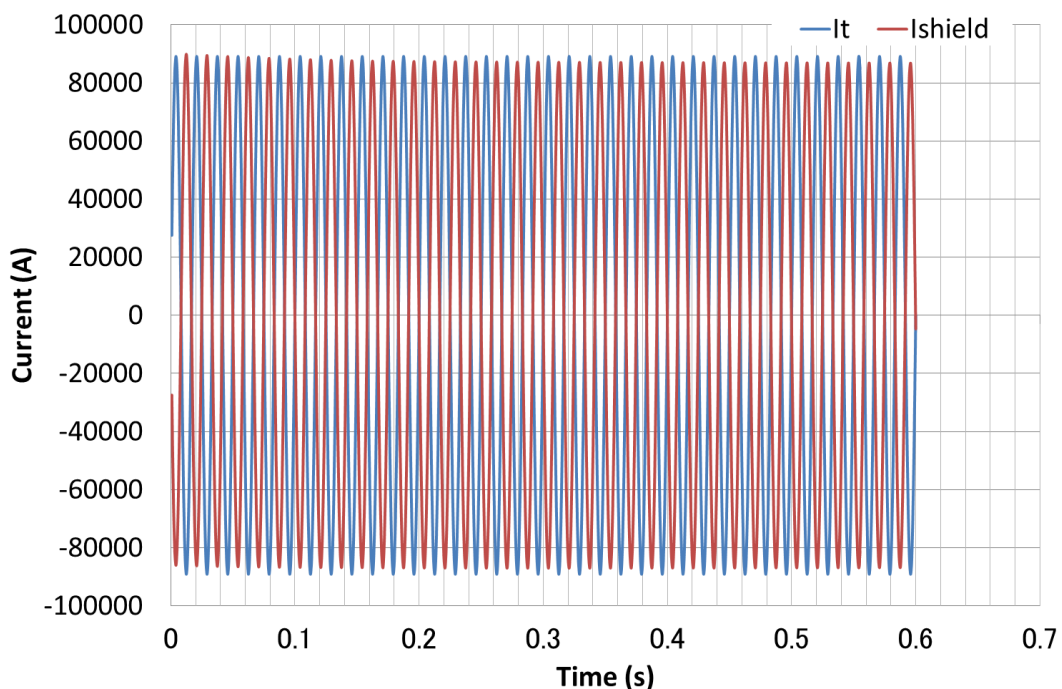


図 5.41 短絡電流とシールド電流
(銅メッキの厚み 50 μm 、銅シールド層の断面積 350 mm^2)

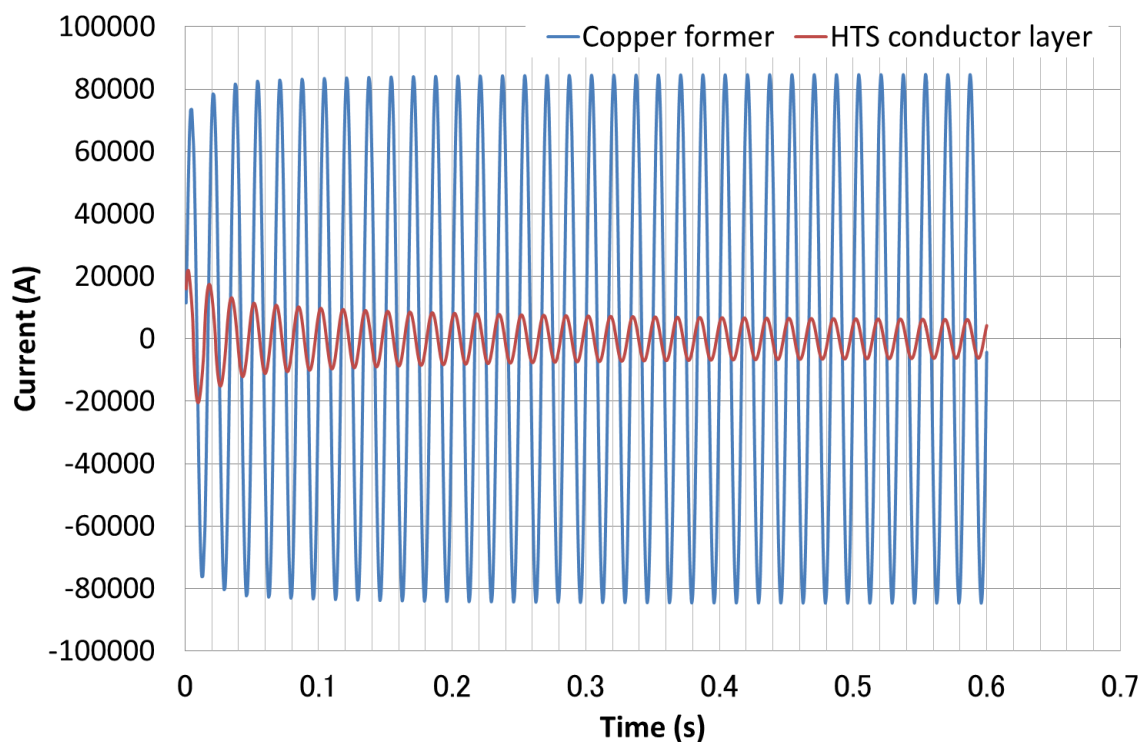


図 5.42 銅フォーマの電流と超電導導体層の合計電流
(銅メッキの厚み $50 \mu\text{m}$ 、銅シールド層の断面積 350mm^2)

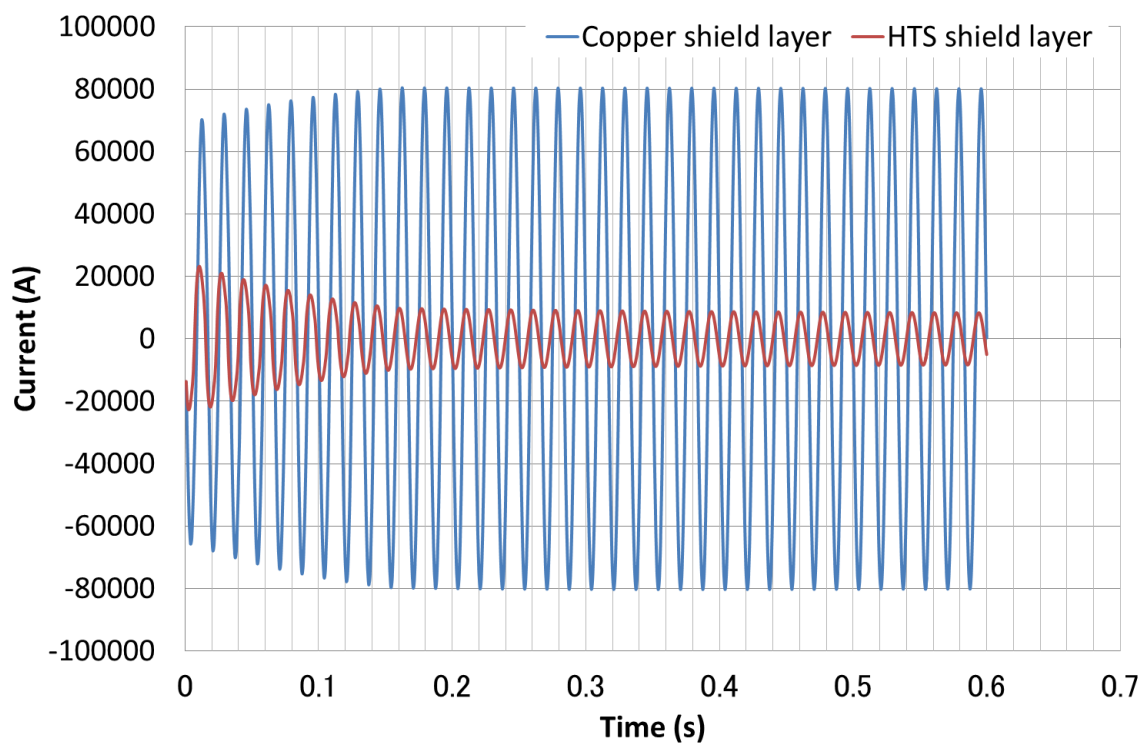


図 5.43 銅シールド層の合計電流と超電導シールド層の合計電流
(銅メッキの厚み $50 \mu\text{m}$ 、銅シールド層の断面積 350mm^2)

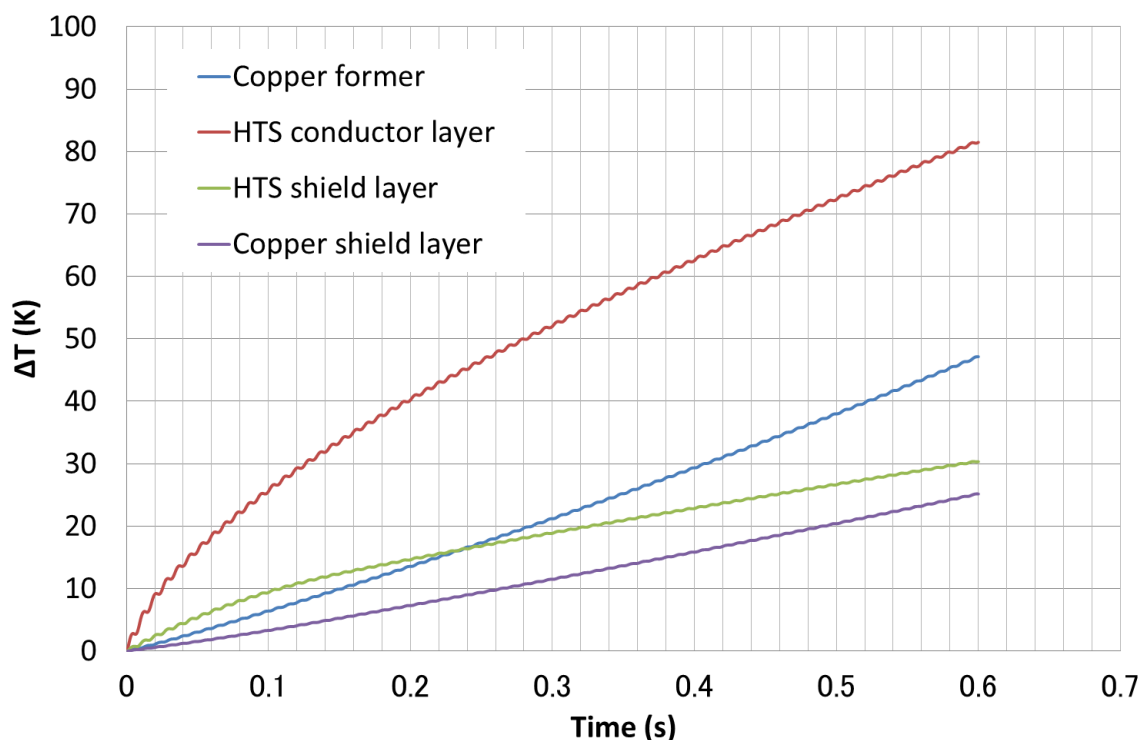


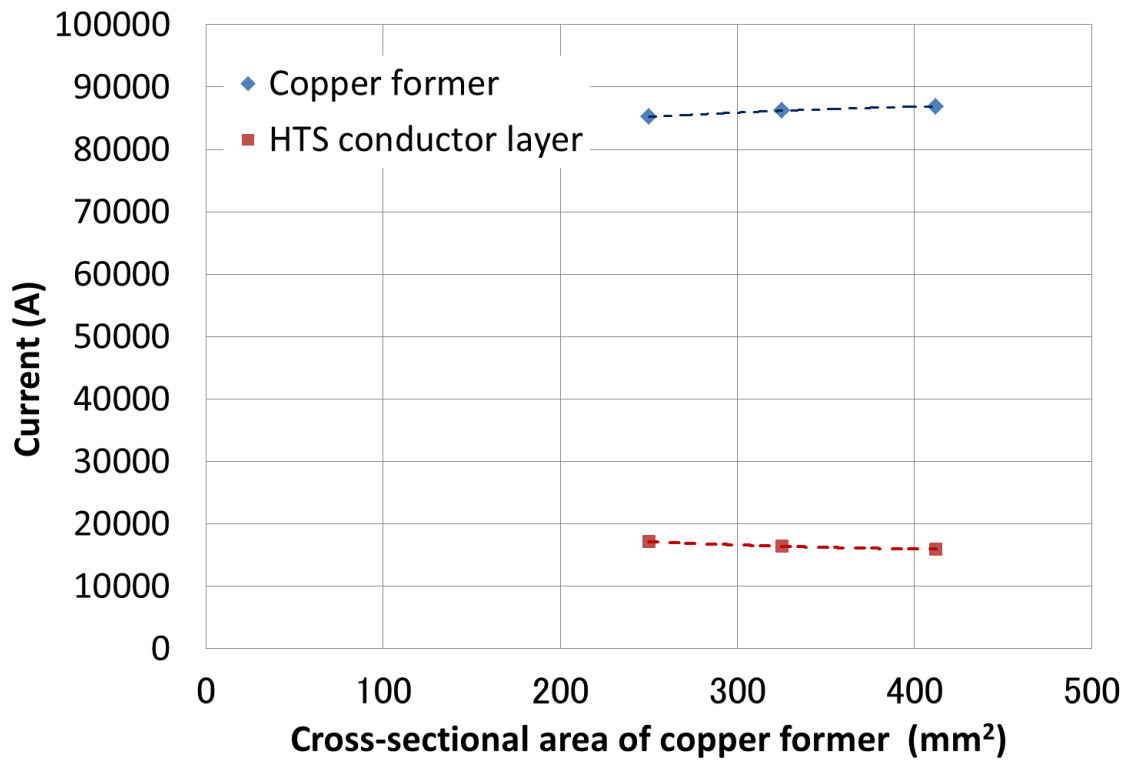
図 5.44 温度上昇

(銅メッキの厚み 50 μm 、銅シールド層の断面積 350 mm^2)

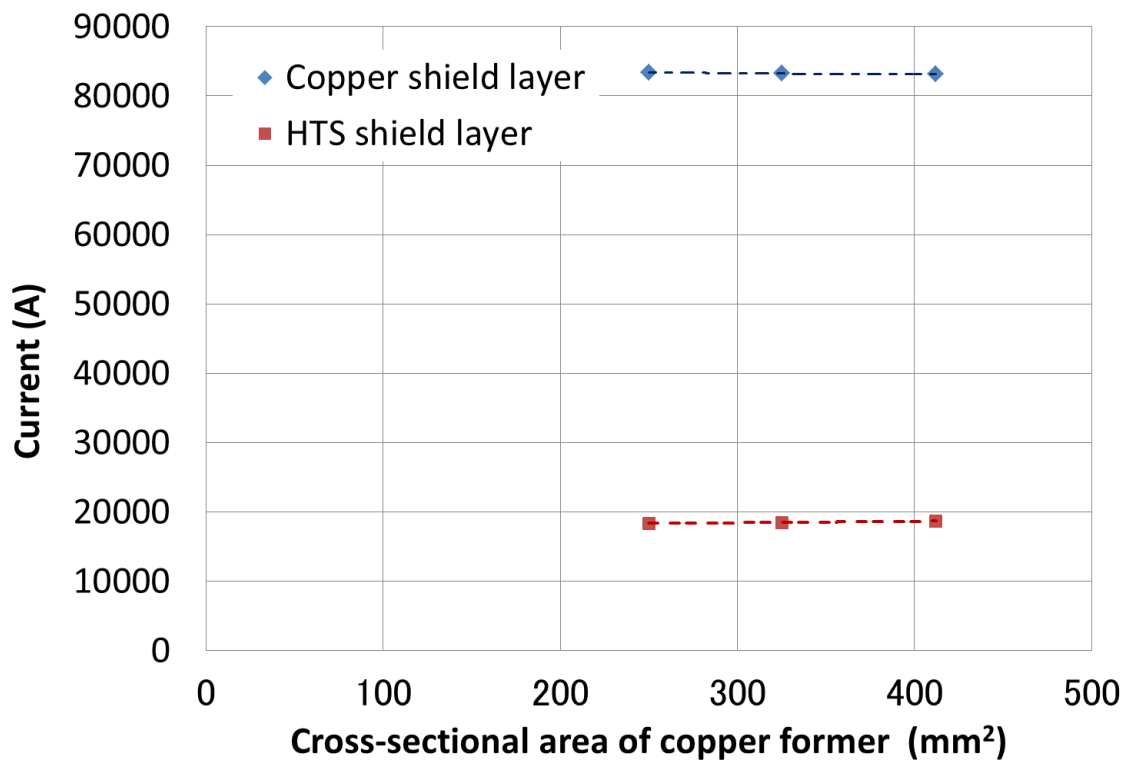
5.3.3 銅フォーマの断面積の設計

5.3.2.1-3 の解析結果より、銅フォーマの断面積と銅フォーマ、超電導導体層、超電導シールド層、銅シールド層の最大電流値との関係を図 5.45 に、最大温度上昇 ΔT との関係を図 5.46 に示す。

図 5.45 より、銅フォーマの断面積を増やすことで超電導導体層の電流分担が減少し、銅フォーマは逆に増加した。また、最大温度は 2 章で述べた I_c の劣化開始温度 400 K 以上に達しておらず、耐過電流保護の条件を満たしている。短絡事故時において、過電流をできる限り保護層である銅フォーマと銅シールド層に分担させることが望ましいため、銅フォーマの断面積を増やすことは有効である。図 5.46 より、銅フォーマの断面積を増やすことで超電導導体層と銅フォーマの温度上昇は著しく低下した。しかし、銅フォーマの断面積が大きくなるにつれて、その効果は薄れていく。特に超電導導体層は、銅フォーマが 250 mm^2 から 325 mm^2 に増加した時に温度上昇が約 18 K 低下したが、325 mm^2 から 412 mm^2 に増加した時には約 8 K の低下であった。図 5.45、5.46 より、超電導シールド層と銅シールド層は銅フォーマの断面積の変化による影響がほとんどなかった。以上の結果から、本章で解析評価した 275 kV 系統 YBCO 超電導電力ケーブルの構造に対して、銅フォーマの断面積を 325 mm^2 に設計することを提案する。2 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルの銅フォーマは本提案に基づいて 325 mm^2 とした。

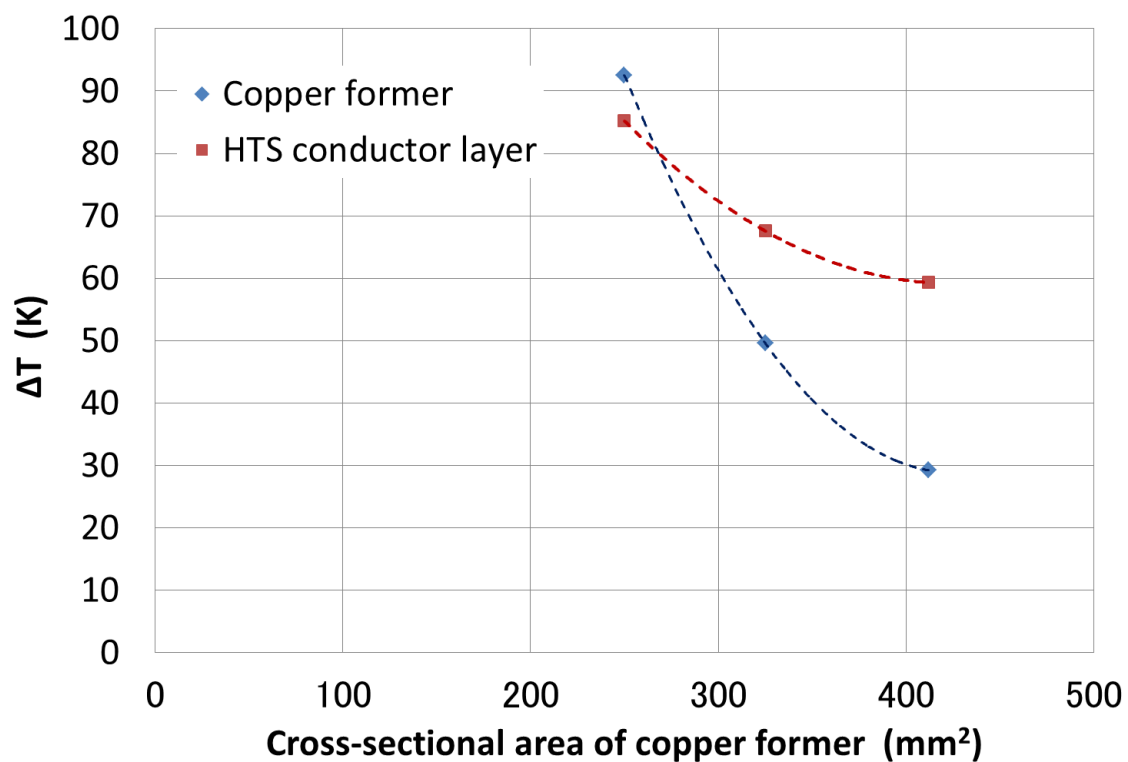


(a) 銅フォーマ、超電導導体層

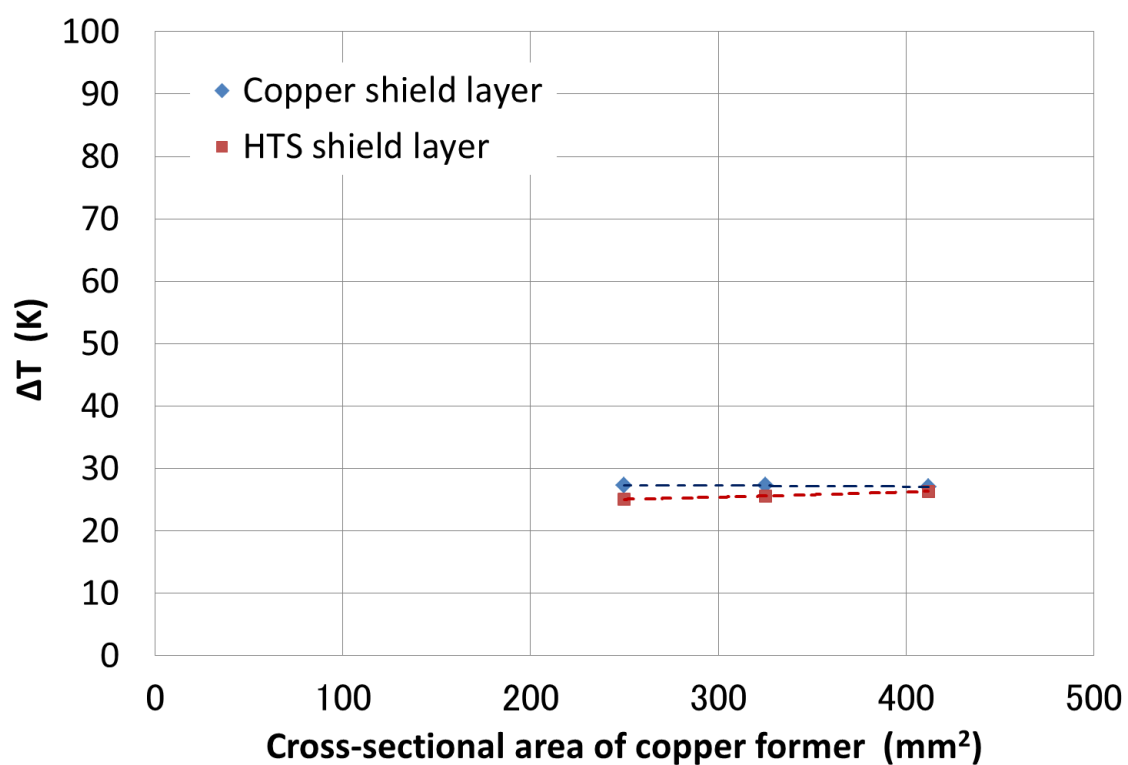


(b) 超電導シールド層、銅シールド層

図 5.45 銅フォーマの断面積と各層の最大電流値との関係



(a) 銅フォーマ、超電導導体層



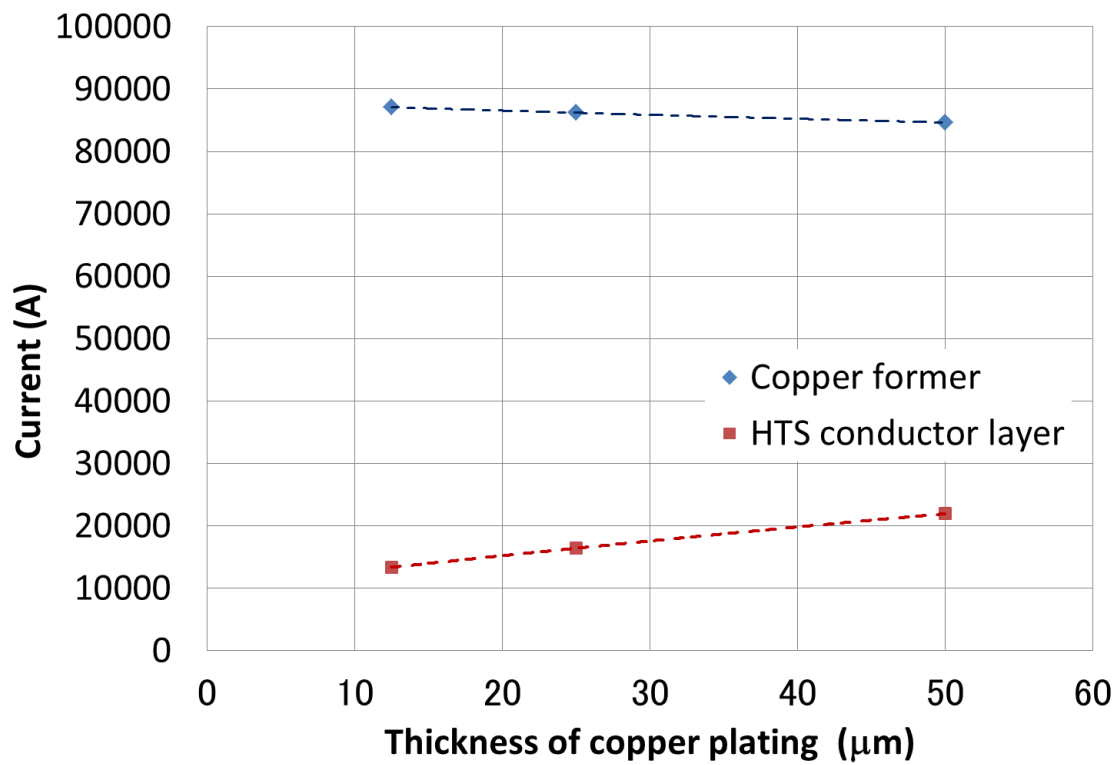
(b) 超電導シールド層、銅シールド層

図 5.46 銅フォーマの断面積と各層の最大温度上昇との関係

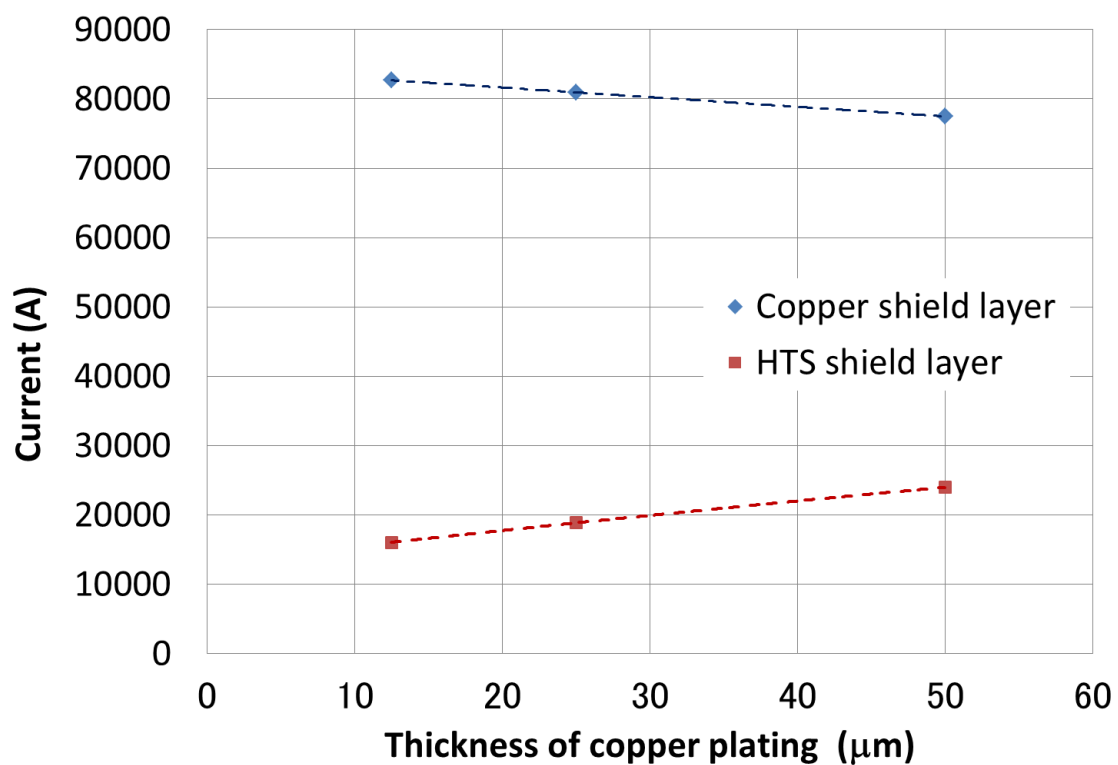
5.3.4 銅メッキの厚みの設計

銅シールド層の断面積 232 mm^2 (2層) に対して、銅メッキの厚みと銅フォーマ、超電導導体層、超電導シールド層、銅シールド層の最大電流値との関係を図 5.47 に、最大温度との関係を図 5.48 に示す。同様に銅シールド層の断面積 350 mm^2 (3層) に対して、各層の最大電流値との関係を図 5.49 に、最大温度との関係を図 5.50 に示す。

図 5.47 と図 5.49 より、銅メッキの厚みを増やすことで超電導導体層と超電導シールド層の電流分担が増加し、銅フォーマと銅シールド層は逆に減少した。図 5.48 と図 5.50 より、銅メッキの厚みを増やすことで超電導導体層と超電導シールド層の最大温度は上昇し、逆に銅フォーマと銅シールド層は低下した。また、最大温度は 2 章で述べた I_c の劣化開始温度 400 K 以上に達しておらず、耐過電流保護の条件を満たしている。銅メッキの厚みを増やすことで超電導導体層と超電導シールド層の最大温度は上昇した原因として、銅メッキ厚の増加により超電導導体層と超電導シールド層の抵抗が減少したため、超電導導体層と超電導シールド層に流れる電流が増加した。そして、抵抗の減少よりも電流の増加が超電導導体層と超電導シールド層の発熱に大きく影響するため、超電導導体層と超電導シールド層の最大温度が上昇した。一方、銅フォーマと銅シールド層は電流が減少したことにより温度上昇も低下した。銅フォーマは銅シールド層よりも熱容量の大きいため、最大温度の低下が銅シールド層より少ない。短絡事故時において、過電流をできる限り保護層である銅フォーマと銅シールド層に分担させ、超電導導体層と超電導シールド層の温度上昇を抑えることが望ましいため、以上の結果から銅メッキを厚くすることは逆効果となる。しかし、銅メッキを薄くすることは、超電導線材の I_c とメッキ厚のばらつきがある場合に対して非常に不安定となり局所的なホットスポットを発生させる可能性がある。よって、本章で解析評価した 275 kV 系統 YBCO 超電導電力ケーブルの構造に対して、銅メッキの厚みを $12.5\text{-}25 \text{ }\mu\text{m}$ に設計することを提案する。2 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルの銅メッキは本提案をもとに $25 \text{ }\mu\text{m}$ とした。

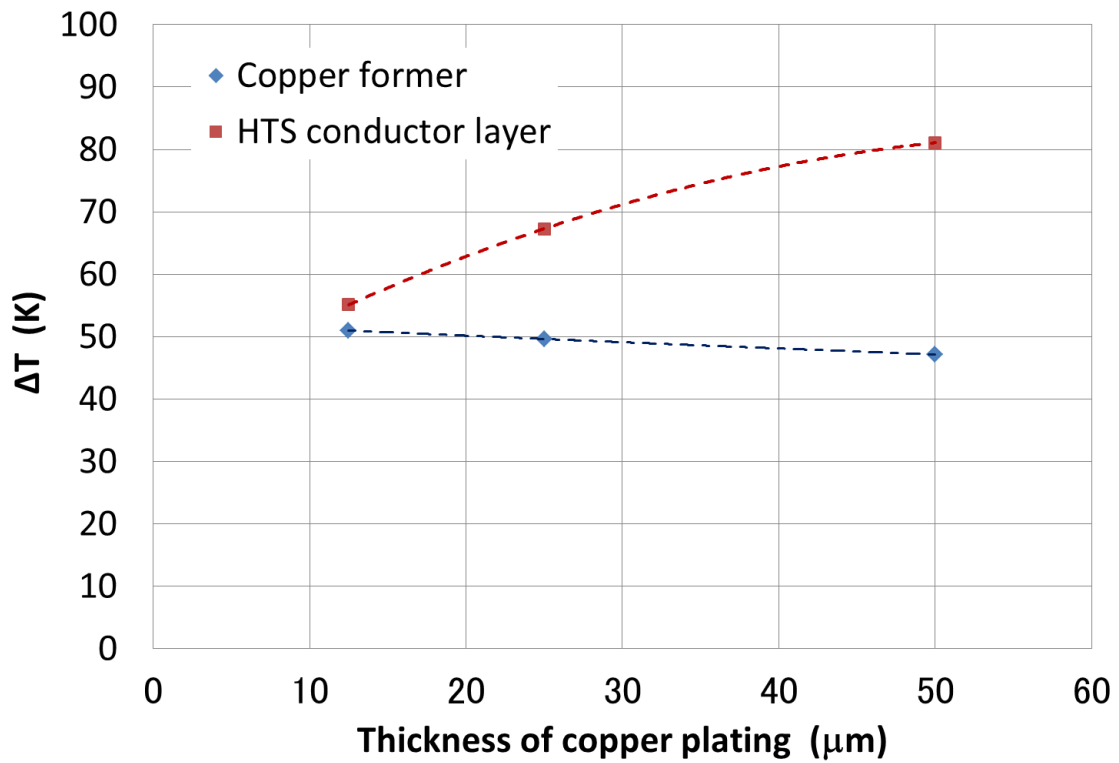


(a) 銅フォーマ、超電導導体層

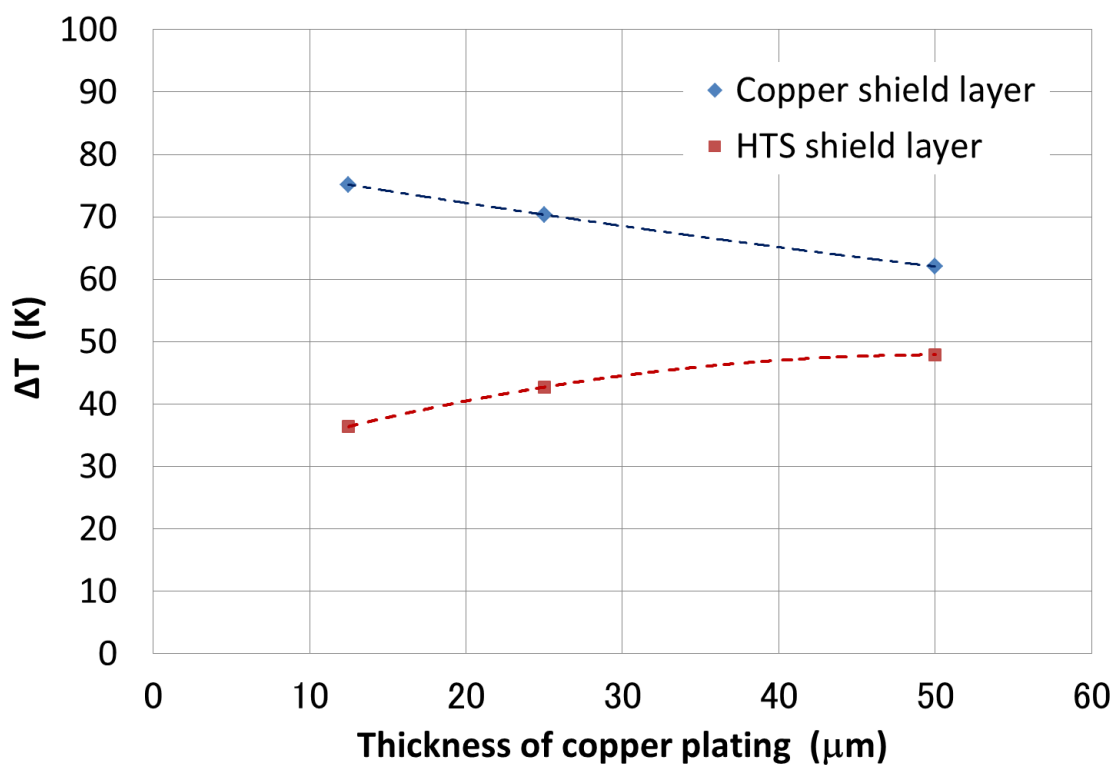


(b) 超電導シールド層、銅シールド層

図 5.47 銅メッキの厚みと各層の最大電流値との関係 (銅シールド層 232 mm^2)

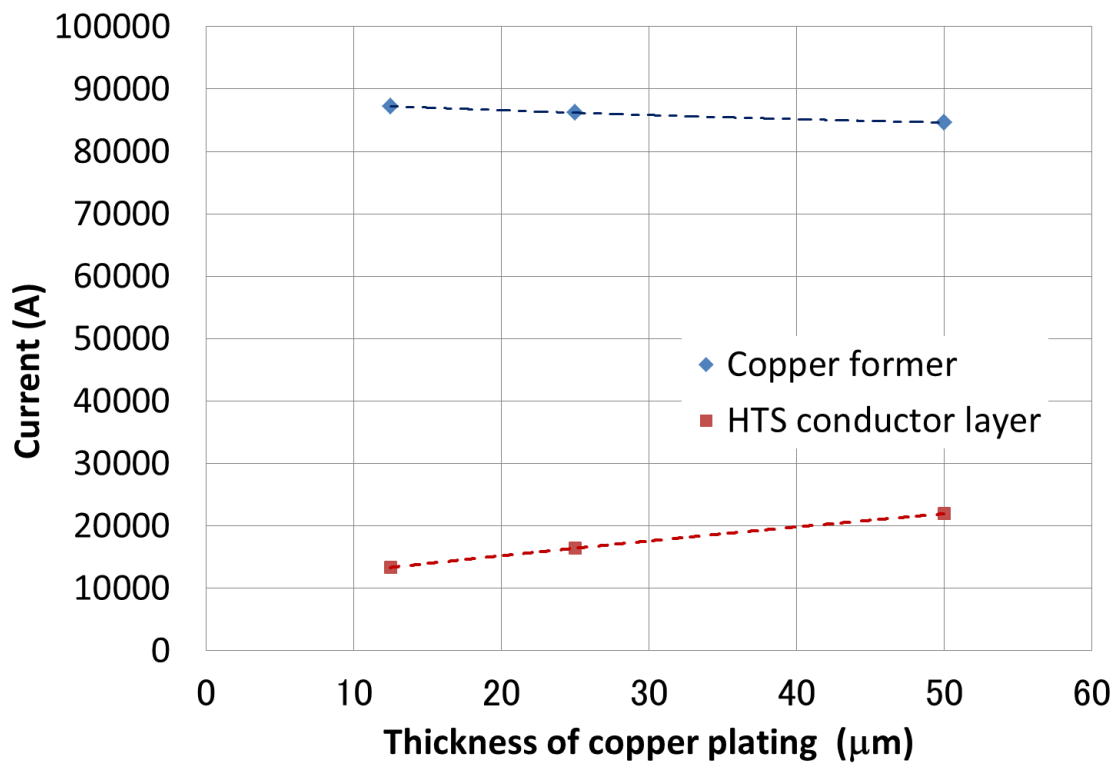


(a) 銅フォーマ、超電導導体層

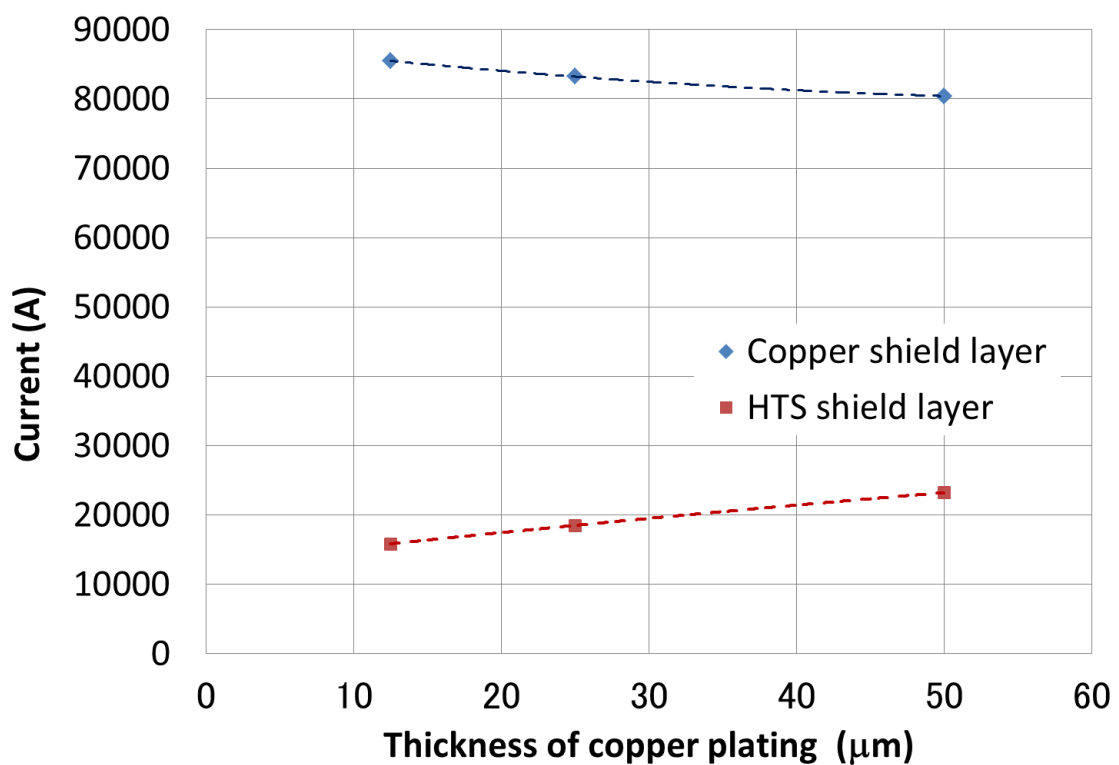


(b) 超電導シールド層、銅シールド層

図 5.48 銅メッキの厚みと各層の最高到達温度との関係 (銅シールド層 232 mm²)

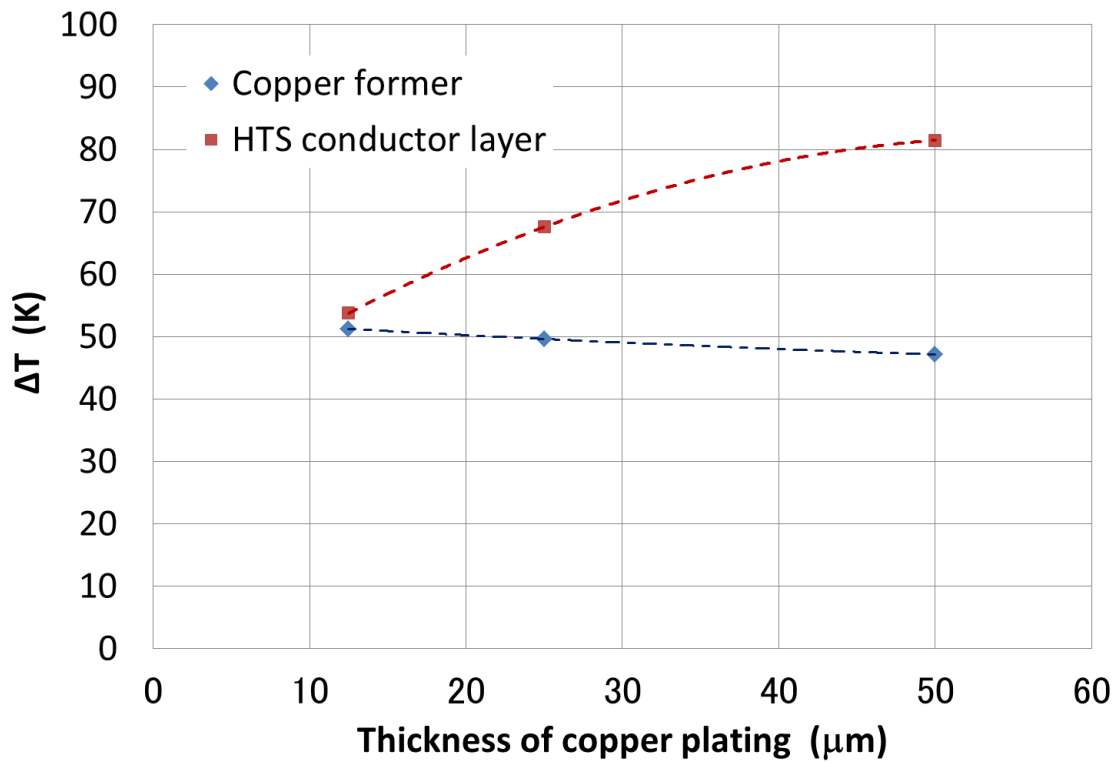


(a) 銅フォーマ、超電導導体層

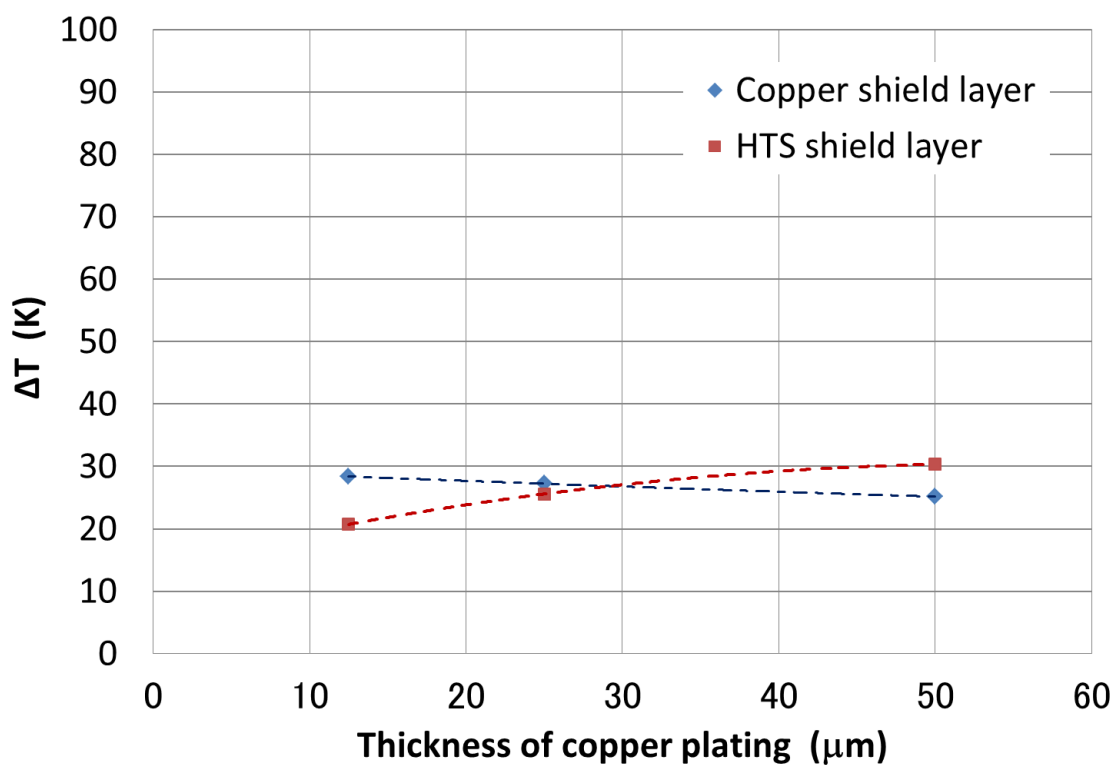


(b) 超電導シールド層、銅シールド層

図 5.49 銅メッキの厚みと各層の最大電流値との関係 (銅シールド層 350 mm^2)



(a) 銅フォーマ、超電導導体層



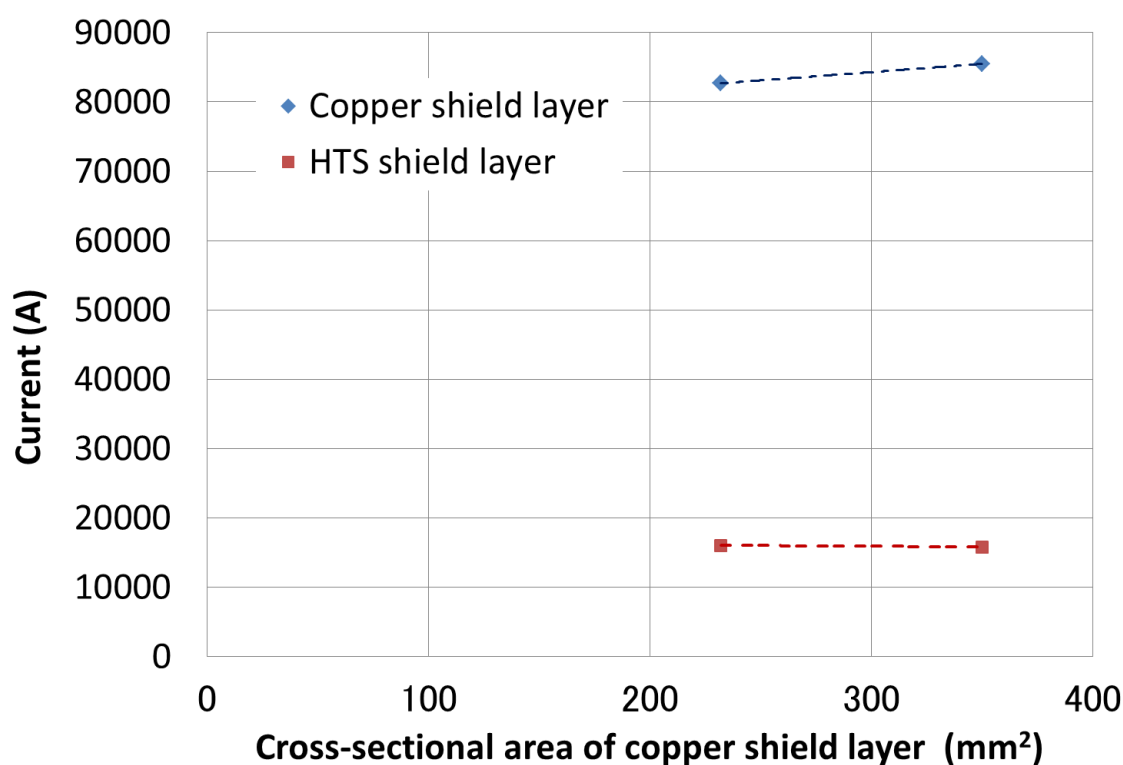
(b) 超電導シールド層、銅シールド層

図 5.50 銅メッキの厚みと各層の最高到達温度との関係 (銅シールド層 350 mm^2)

5.3.5 銅シールド層の断面積の設計

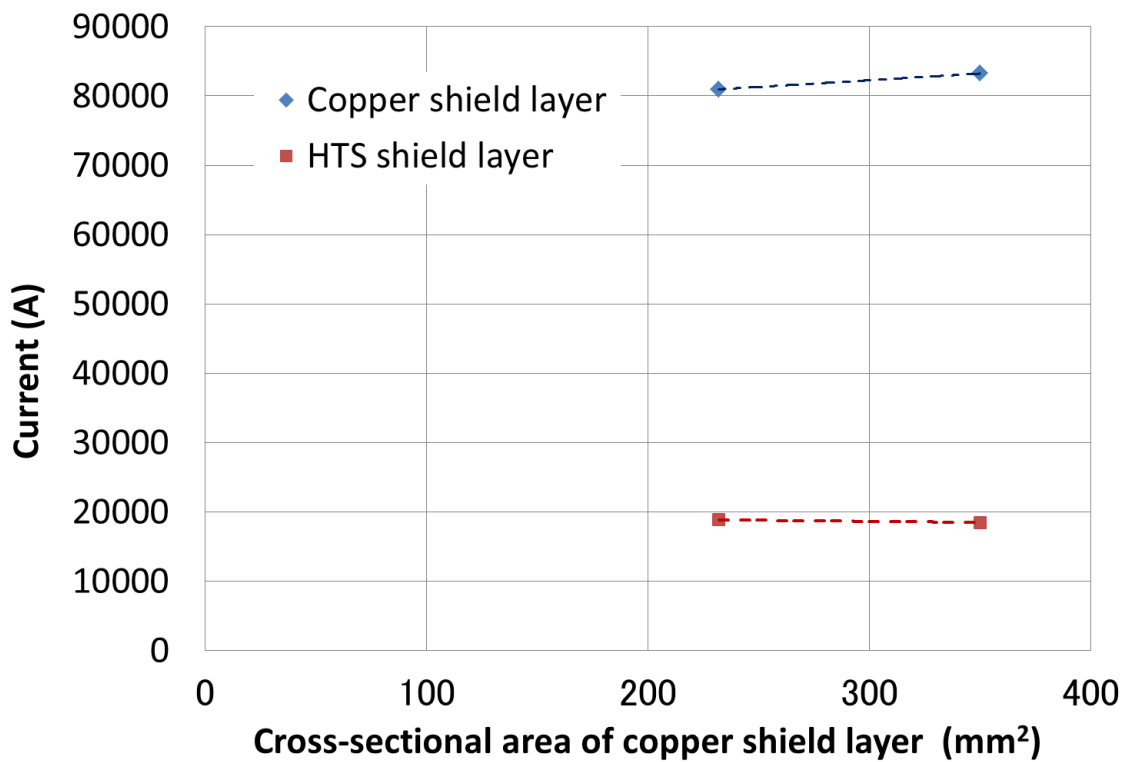
各銅メッキの厚みに対して、銅シールド層の断面積と超電導シールド層、銅シールド層の最大電流値との関係を図 5.51 に、最大温度との関係を図 5.52 に示す。

図 5.51 より、銅シールド層の断面積を増やすことで超電導シールド層の電流分担が減少し、銅シールド層は逆に増加した。これは、銅シールド層の断面積の増加による抵抗の減少が原因である。図 5.52 より、銅シールド層の断面積を増やすことで超電導シールド層と銅シールド層の最大温度は著しく低下した。特に銅メッキの厚みが薄いほど、その効果は顕著である。これは、銅シールド層の電流増加により超電導シールド層の電流が減少したためである。短絡事故時において、過電流をできる限り保護層である銅フォーマと銅シールド層に分担させることが望ましいため、銅シールド層の断面積を増やすことは有効である。今回の設計では、最大温度は 2 章で述べた I_c の劣化開始温度 400 K 以上に達しておらず、耐過電流保護の条件を満たしている。銅シールド層の断面積が 232 mm² (2 層) においても超電導シールド層と銅シールド層の最大温度は超電導導体層と銅フォーマのと同程度である。よって、本章で解析評価した 275 kV 系統 YBCO 超電導電力ケーブルの構造に対して、銅シールド層の断面積を 232-350 mm² (2-3 層) に設計することを提案する。2 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルの銅シールド層は、本提案をもとに 310 mm² (3 層) とした。

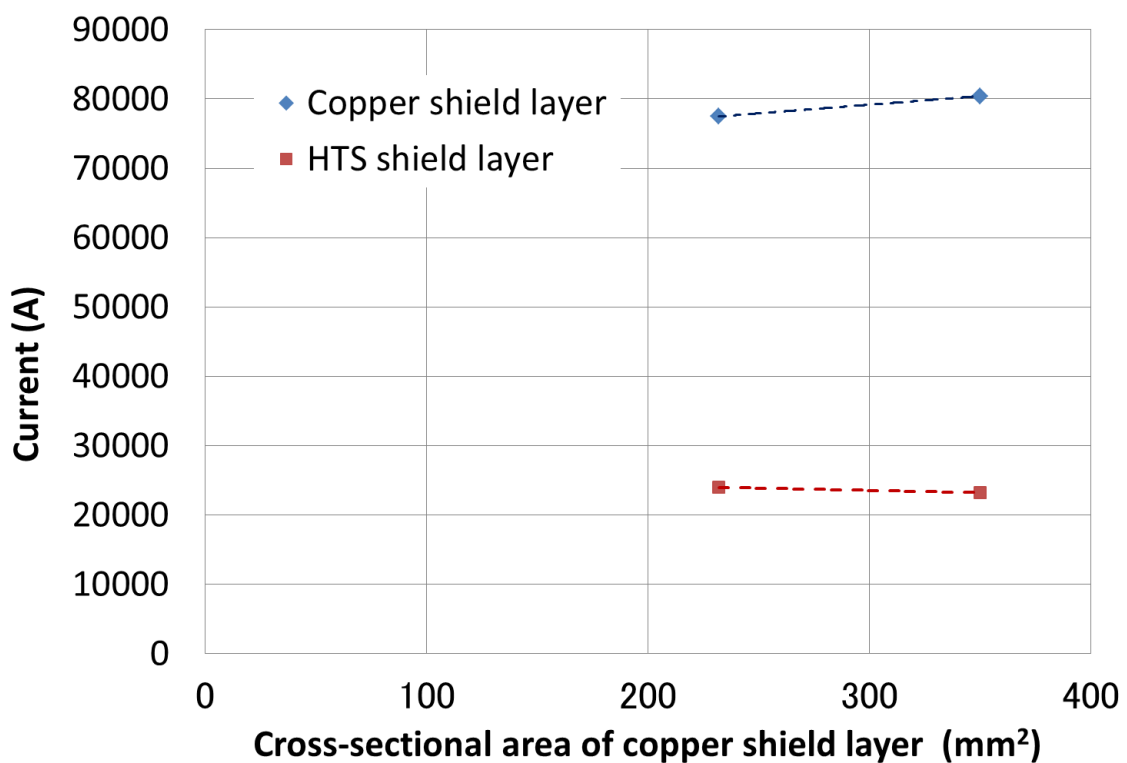


(a) 銅メッキの厚み 12.5 μm

図 5.51 銅シールド層の断面積とシールド層の最大電流値との関係



(b) 銅メッキの厚み 25 μm



(c) 銅メッキの厚み 50 μm

図 5.51 銅シールド層の断面積とシールド層の最大電流値との関係

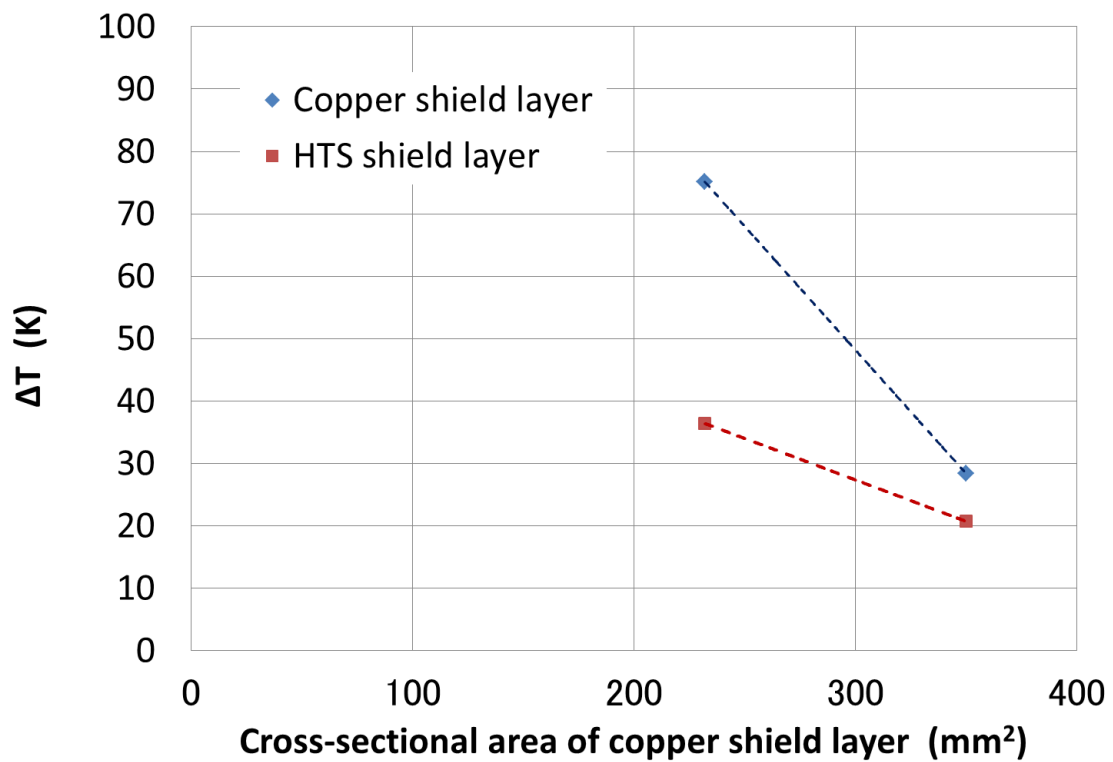
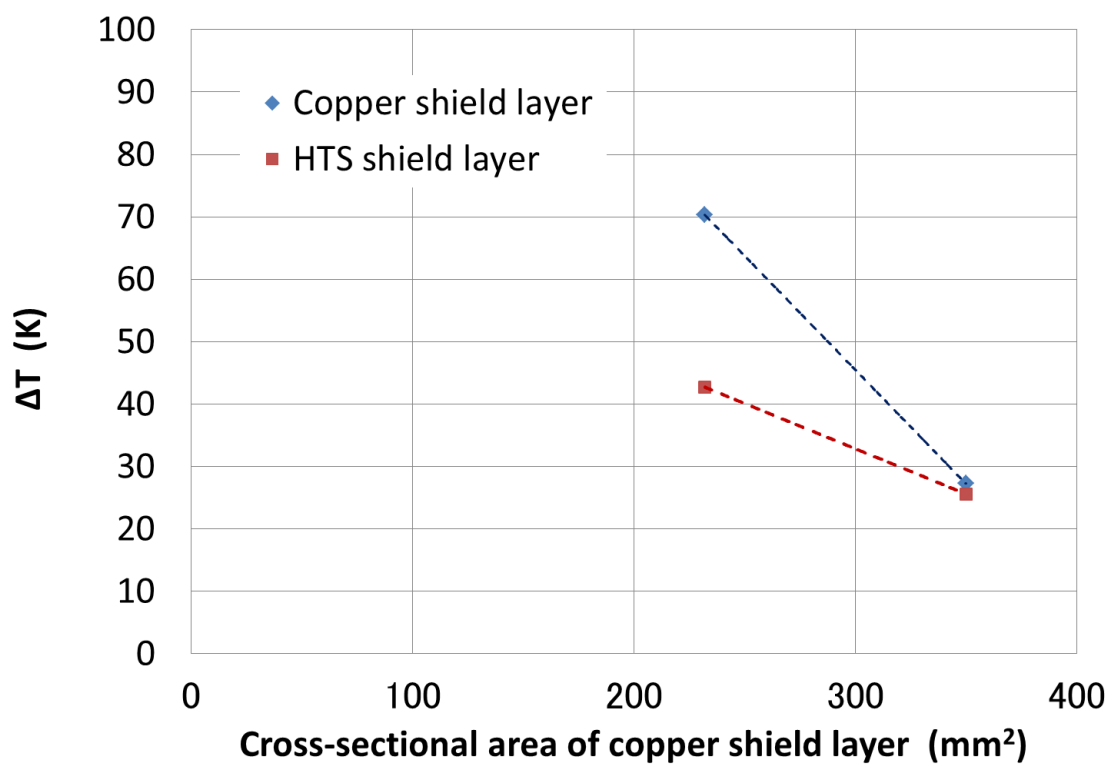
(a) 銅メッキの厚み 12.5 μm (b) 銅メッキの厚み 25 μm

図 5.52 銅シールド層の断面積とシールド層の最高到達温度との関係

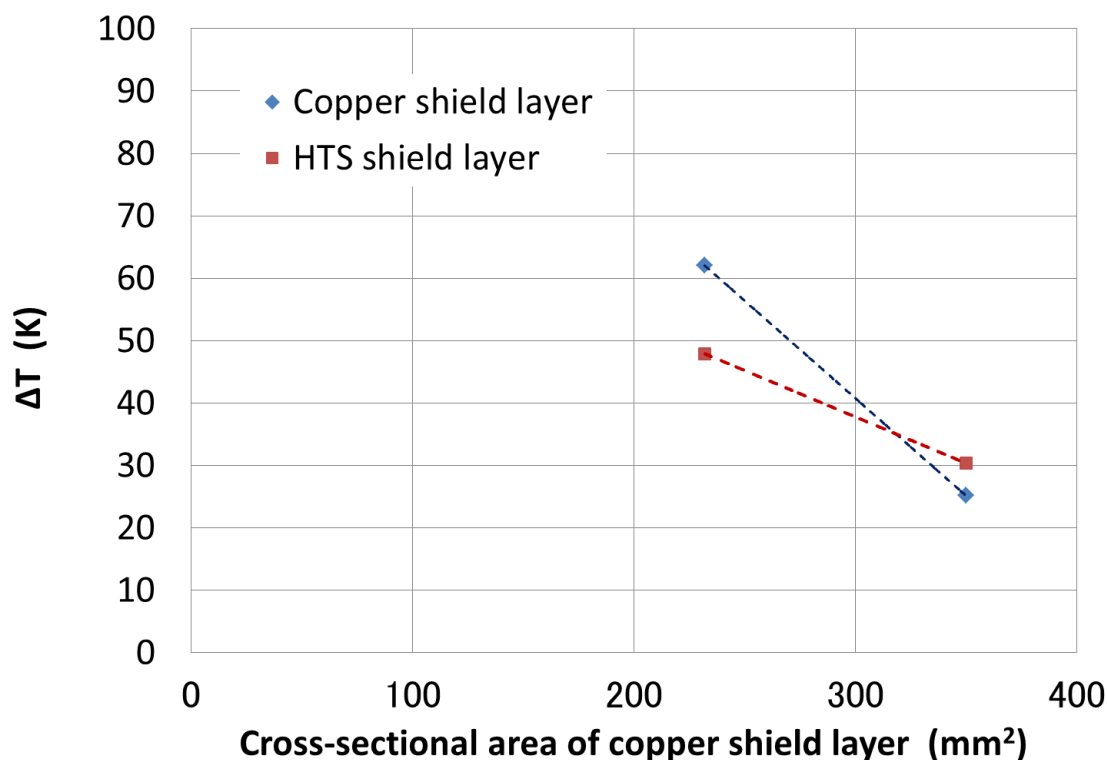
(c) 銅メッキの厚み 50 μm

図 5.52 銅シールド層の断面積とシールド層の最高到達温度との関係

5.4 2 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルの検証実験

以上の設計をもとに 2 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルを古河電気㈱が作製して検証試験を行った。以下に実験装置、方法、結果について述べ、数値解析の結果と比較する。

5.4.1 実験装置と方法

2 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルの回路構成の写真を図 5.53 に、諸元を表 5.4 示す。2 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルは、銅フォーマ、2 層の超電導導体層、25 mm 厚の絶縁層、1 層の超電導シールド層、銅シールド層、絶縁保護層で構成されている。設計に基づき、2 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルに用いた銅フォーマの断面積を 325 mm²、銅シールド層の断面積を 310 mm² (3 層)、超電導線材の銅メッキの厚みを 25 μm とした。YBCO 超電導線材の諸元を表 5.5 に示す。YBCO 超電導線材は、金属基板の上に中間層と MOD 法で製膜した YBCO 層、外側に銀層がスパッタ加工され、銅層がメッキ加工されている。線材幅は交流損失の低減およびケーブル作製が容易となるように 5 mm にスクライビング加工が施されている。超電導導体層と超電導シールド層の初期 I_c は、それぞれ約 600 A と約 1300 A である。

2 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルの過電流通電試験は、液体窒素浸漬冷却 (77.3 K) 下で、275 kV 系統の短絡事故電流 63 kA_{rms} をそれぞれ 0.1、0.3、0.6 秒、また 10、20、

30、40 kA_{rms} を 0.6 秒通電して、銅フォーマ、超電導導体層、超電導シールド層、銅シールド層の電流分布と温度上昇を測定した。図 5.54 に過電流通電試験の実験回路の概念図を示す。シールド電流が減衰せず閉ループ内に流れるように、同じ構造の 2 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルを 2 本作製して試験に用いた。試験回路は 2 本の 2 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルの導体層(銅フォーマ、超電導導体層)を電源と直列接続し、モデルケーブルのシールド層(超電導シールド層、銅シールド層)を短絡接続して、導体層からの誘導でシールド電流が流れるように構成した。電流測定は Rogowski コイルを各層の接続部に設置して行い、温度測定はモデルケーブル内部の各層に対して抵抗温度計を設置して行った。温度計の設置個所を図 5.55 に示す。

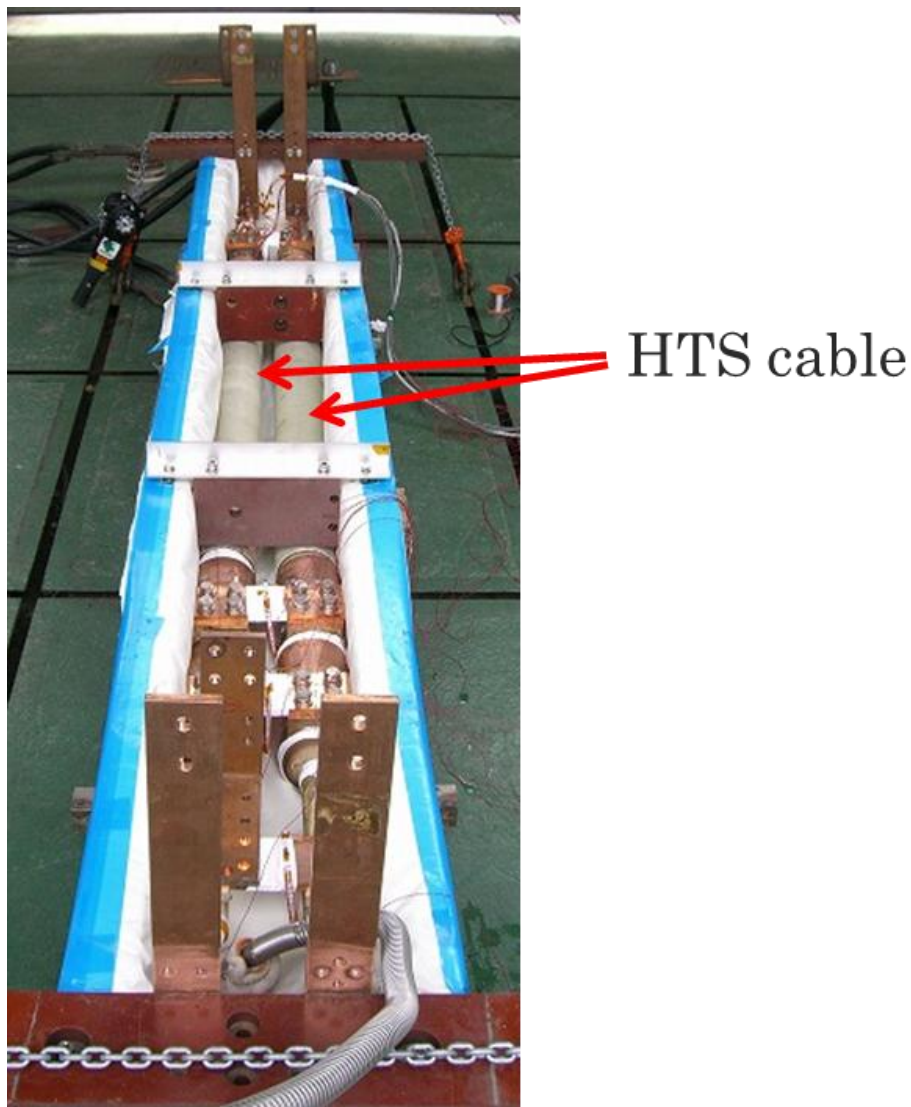


図 5.53 2 m 級 YBCO 超電導モデルケーブル

表 5.4 2 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルの諸元

	Outer diameter
Copper former	21.7 mm (cross-sectional area 325 mm ²)
HTS conductor layer	26.9 mm (2 layers, $I_c = 600$ A)
Electric insulation	79 mm (thickness 25 mm)
HTS shield layer	80 mm (1 layer, $I_c = 1300$ A)
Copper shield layer	89 mm (3 layers, cross-sectional area 310 mm ²)
Electric insulation	90 mm

表 5.5 YBCO 超電導線材の諸元

Width (mm)		5	
Thickness (μm)	Copper	25	
	Silver	15	
	YBCO	1.5	
	Buffer	CeO ₂	1.0
		Gd ₂ Zr ₂ O ₇	1.0
	Substrate	100	

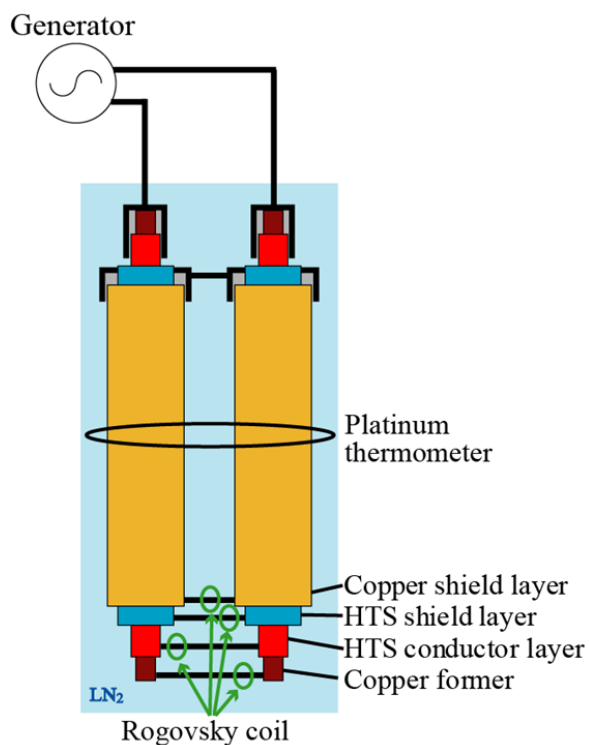


図 5.54 実験回路

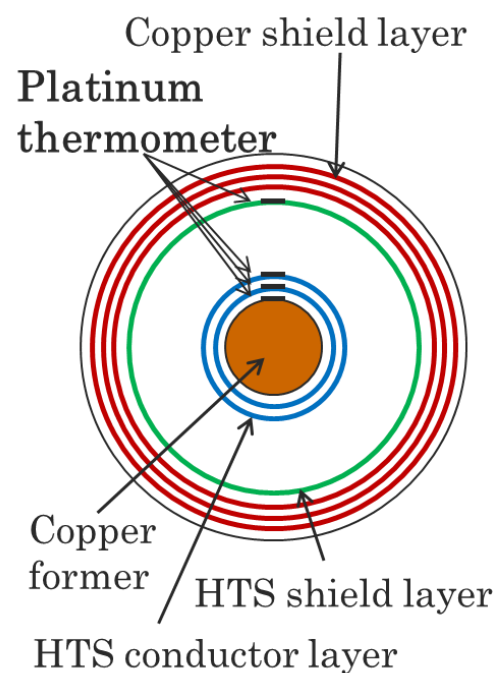


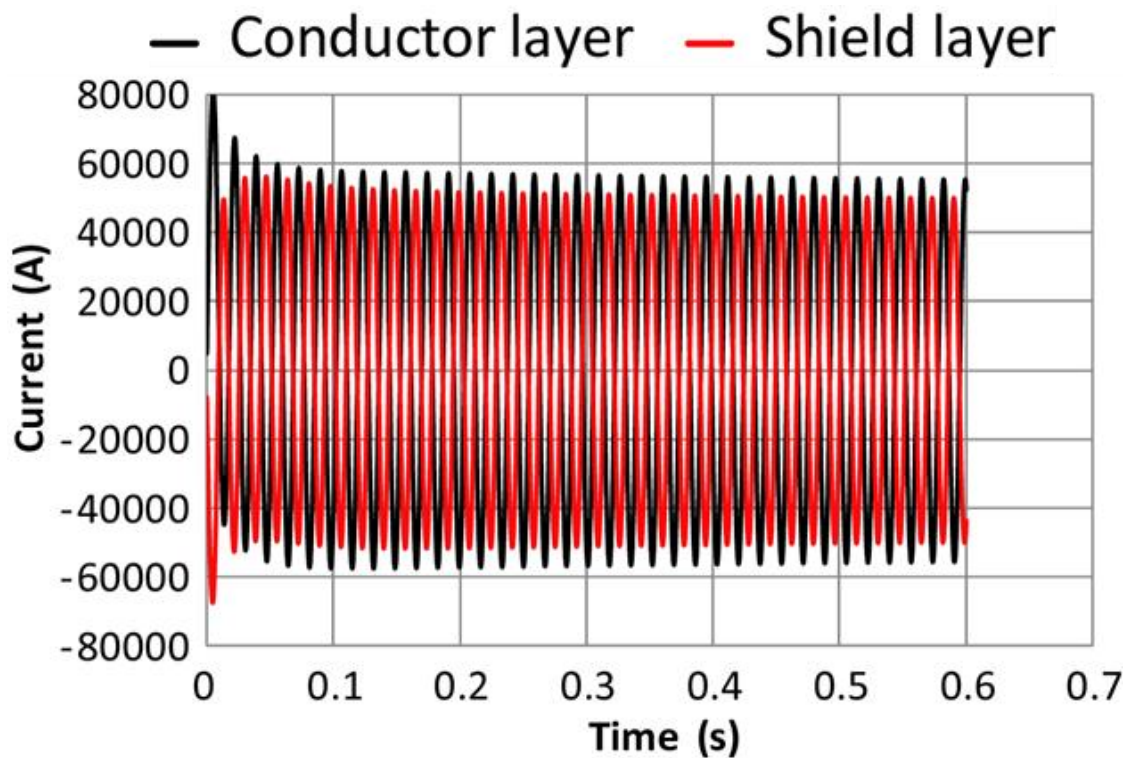
図 5.55 熱電対温度計の設置個所

5.4.2 実験結果と解析結果

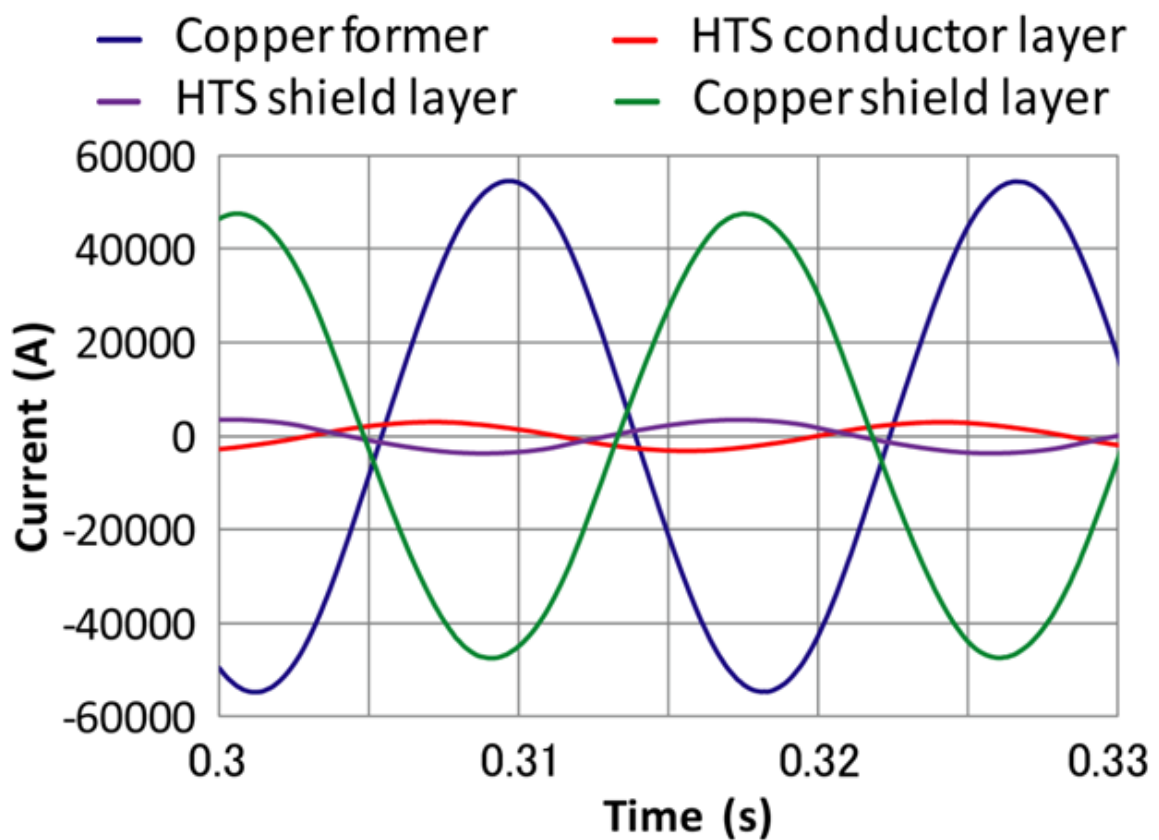
浸漬冷却 (77.3 K) 下で 2 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルに対して、短絡電流 (I_f) 40 kA_{rms}、0.6 s、60 Hz の交流過電流を通電した際の電流分布 (0-2 s、1-1.03 s) の実験結果を図 5.56、解析結果を図 5.57 に示す。また 10、20、30、40、63 kA_{rms} を 0.6 秒通電した時と 63 kA_{rms} を 0.1、0.3、0.6 秒通電した時の温度分布 (0-2 s) の実験結果と解析結果を図 5.58 に示す。図 5.56、5.57 は横軸が時間、縦軸が電流である。図 5.58 は横軸が時間、縦軸が温度で、プロットが実験値、実線が解析値である。

図 5.56 (a) の実験結果より、通電開始直後のシールド電流は短絡電流の約 92% で、通電終了直前は約 91% であった。同様に図 4.36 (a) の解析結果も、通電開始直後のシールド電流は短絡電流の約 97% で、通電終了直前は約 97% と実験結果とほぼ一致した。また、通電開始から 1 s 付近の各層の電流分布に着目すると、図 5.56 (b) の実験結果では銅フォーマの最大電流値が約 55 kA で、超電導導体層が約 3.1 kA で、超電導シールド層が約 -3.6 kA で、銅シールド層が約 -47.5 kA であった。同様に図 5.57 (b) の解析結果も、銅フォーマが約 55 kA で、超電導導体層が約 3.3 kA で、超電導シールド層が約 -4.3 kA で、銅シールド層が約 -52.5 kA と実験結果とほぼ一致した。また、図 5.57 (b) の解析結果の電流位相差も図 5.56 (b) の実験結果をよく再現できている。なお、誤差の原因として、解析モデルが理想的な形状を考慮しているのに対して実際のモデルケーブルは異なるためと考えられる。また、実験は電源などを含めた回路構成要素が多数あるが、解析では計算の簡単化のために超電導モデルケーブルのみについて行っていることも誤差の原因として考えられる。図 5.58 の実験結果より、短絡電流値の増加に対して各層の最大温度は急激に上昇している。63 kA_{rms} の短絡事故電流通電時では、銅フォーマの最大温度上昇 (最高到達温度) が約 53 K (130 K)、超電導導体層 1 層目が約 30 K (107 K)、超電導導体層 2 層目が約 42 K (119 K)、超電導シールド層が約 15 K (92 K) の温度上昇となった。図 5.58 の解析結果は、各短絡電流の実験結果とよく一致しており、63 kA_{rms} 通電時の温度上昇もよく一致している。解析結果と実験結果のわずかな誤差は、温度計の接触状態や応答の時間遅れによる測定誤差であると考えられる。また、解析のモデル構成が完全に実験の構成を再現できていないことも原因として考えられる。短絡事故を模擬した過電流試験前後に超電導導体層と超電導シールド層の I_c を測定したところ、 I_c の劣化は確認されなかった。

以上より、開発した数値解析手法によって設計された 2 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルは短絡事故電流から超電導線材を保護でき、かつ実用ケーブルとして想定されている管路内径の制限をもクリアしている。よって、開発した数値解析手法が 275 kV 系統 YBCO 高温超電導電力ケーブルの保護設計に対する有効性が示された。

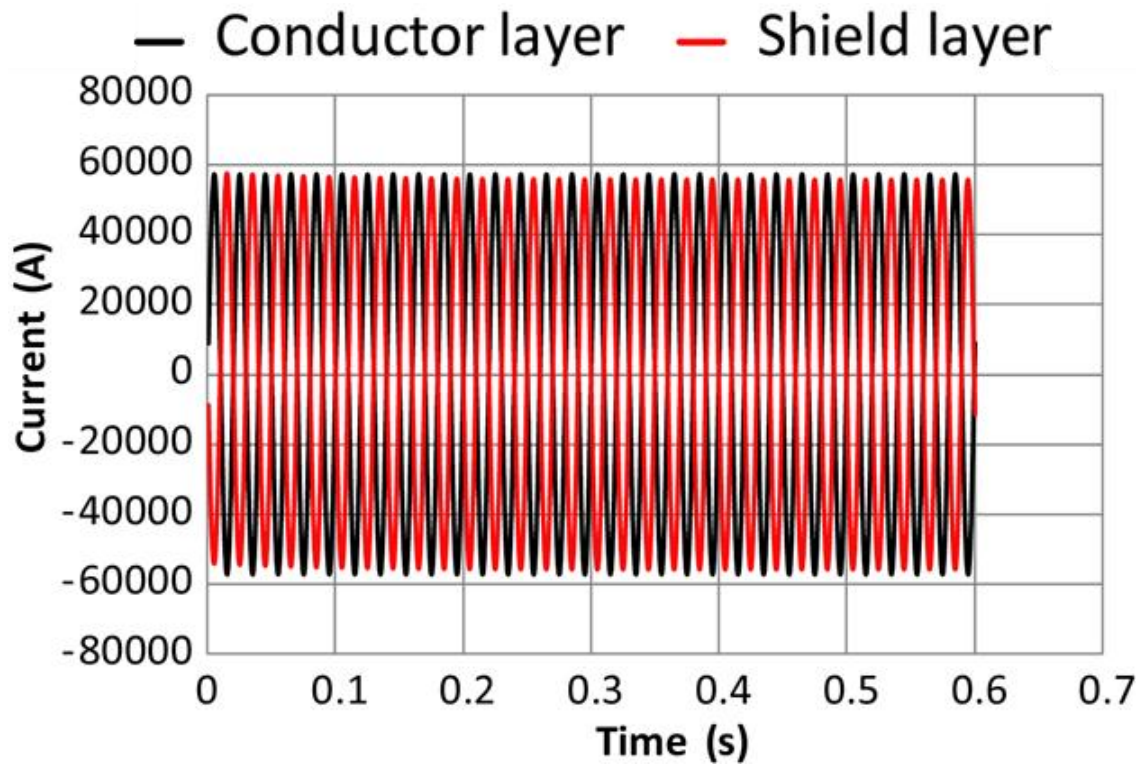


(a) 短絡電流とシールド電流

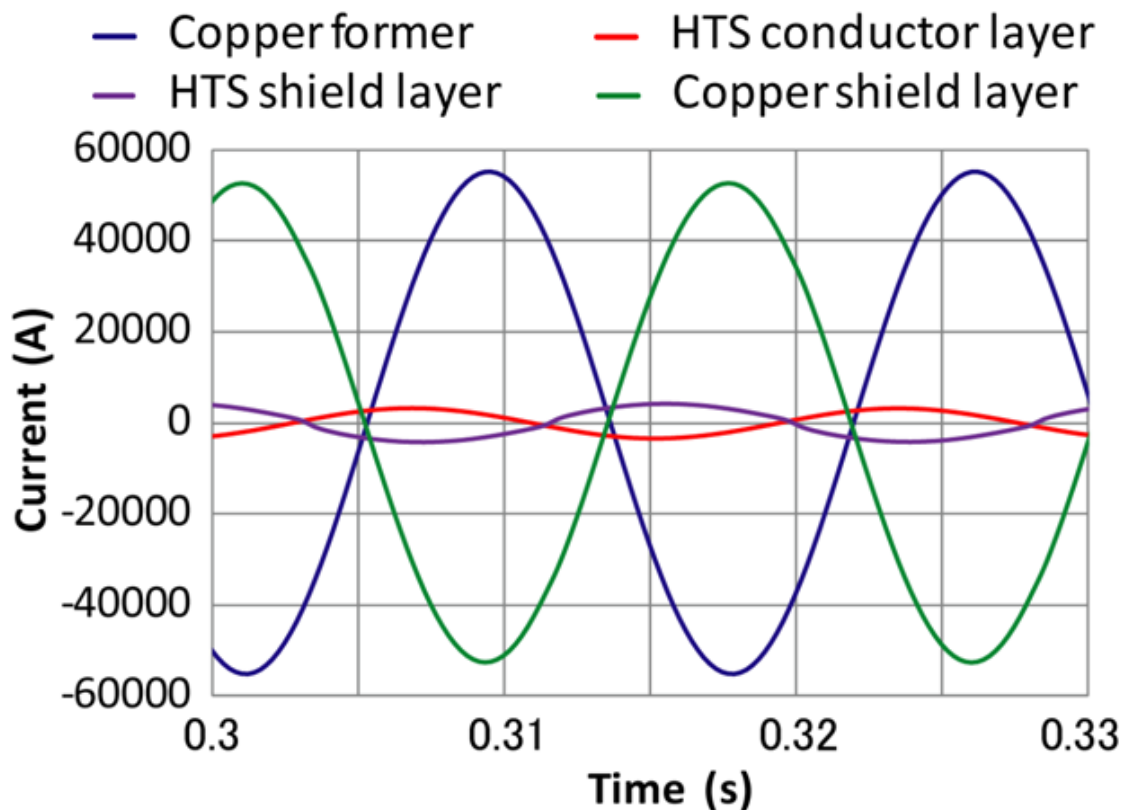


(b) 各層の電流分布

図 5.56 電流分布の実験結果

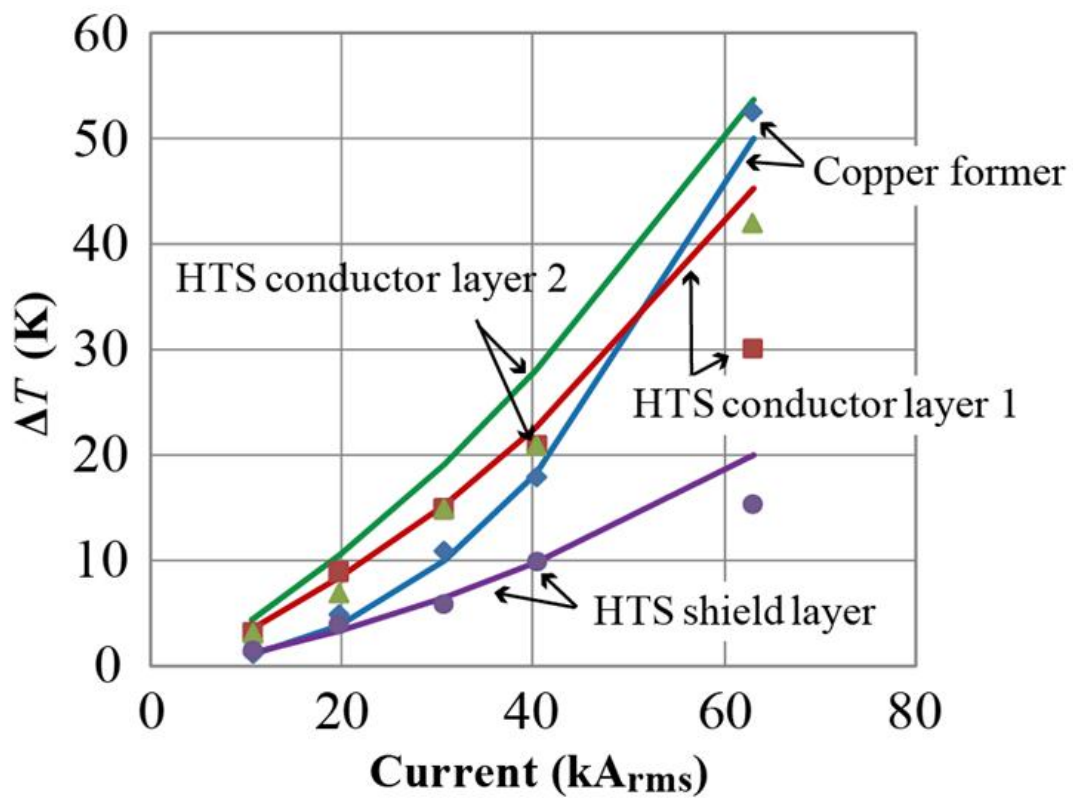


(a) 短絡電流とシールド電流

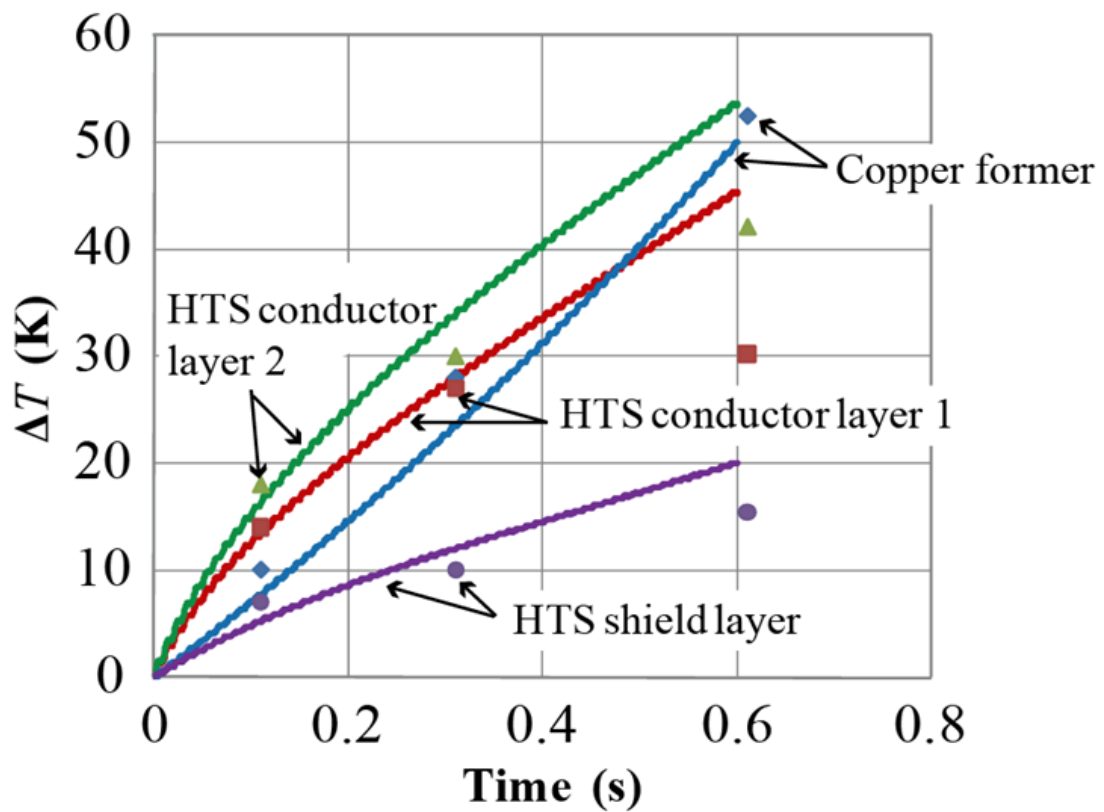


(b) 各層の電流分布

図 5.57 電流分布の解析結果



(a) 短絡電流値と最大温度の関係



(b) 63 kArms 通電時の温度上昇

図 5.58 温度分布の実験結果と解析結果

5.5 耐過電流裕度試験

2 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルの解析結果から素線に流れる短絡電流を計算し、設計した 275 kV 系統 YBCO 超電導電力ケーブルが素線レベルで短絡事故に対する裕度特性と経年劣化特性を評価した。なお、経年劣化特性は年 1 回の短絡事故と 30 年のケーブル運用を想定して、30 回繰り返し短絡電流を通電することにより評価した。以下に、素線に流れる短絡電流の解析結果と、耐過電流裕度特性と経年劣化特性の実験結果を述べる。

5.5.1 素線に流れる短絡電流

2 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルの解析結果より、短絡電流 $63 \text{ kA}_{\text{rms}}$ 、 0.6 s (60Hz) を通電した時の超電導導体層と超電導シールド層の電流分布を図 5.59 に示す。図 5.59 より、素線に最も多く電流が流れる層を抽出し、素線 1 本あたりに換算した結果を図 5.60 に示す。図 5.59 より、超電導シールド層の各層に流れる電流は超電導導体層より大きくなっているが、素線あたりに換算すると超電導導体層のほうが大きくなっている。よって、図 5.60 に示すように素線に流れる最大電流は超電導導体層の波形と同じ形となっている。図 5.60 の電流波形の最大波高値を I_{peak} と定義し、今回の解析結果では約 412 A であった。

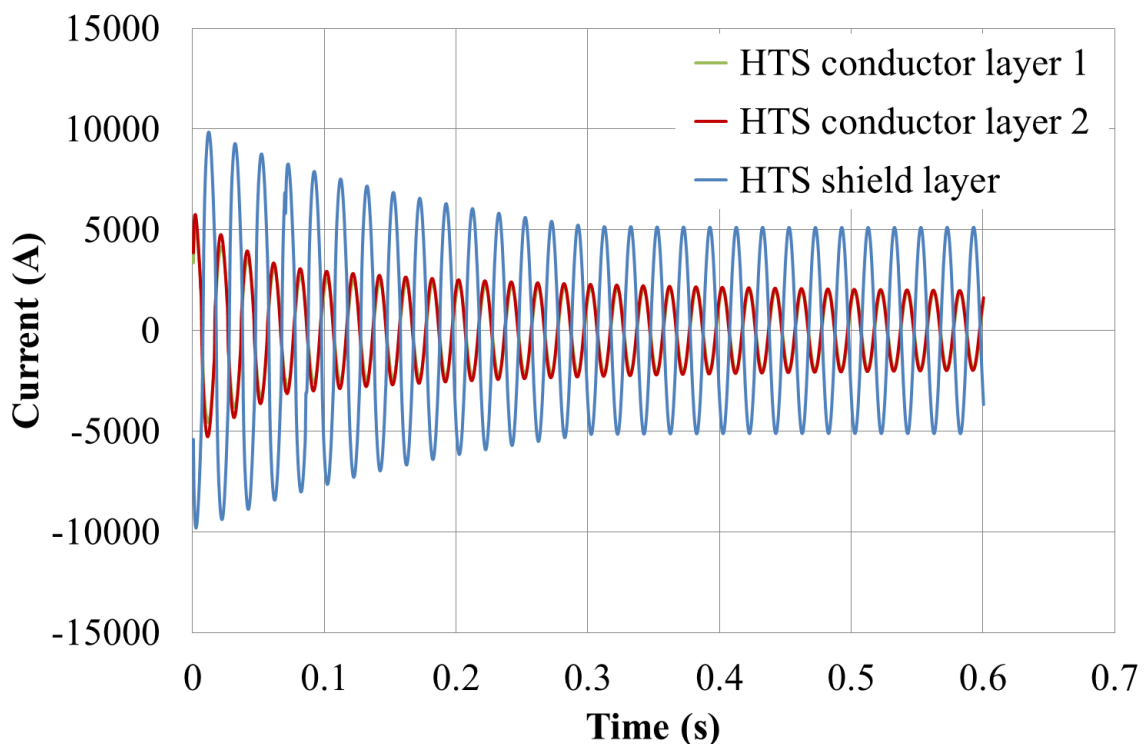


図 5.59 短絡時の超電導導体層と超電導シールド層の電流分布

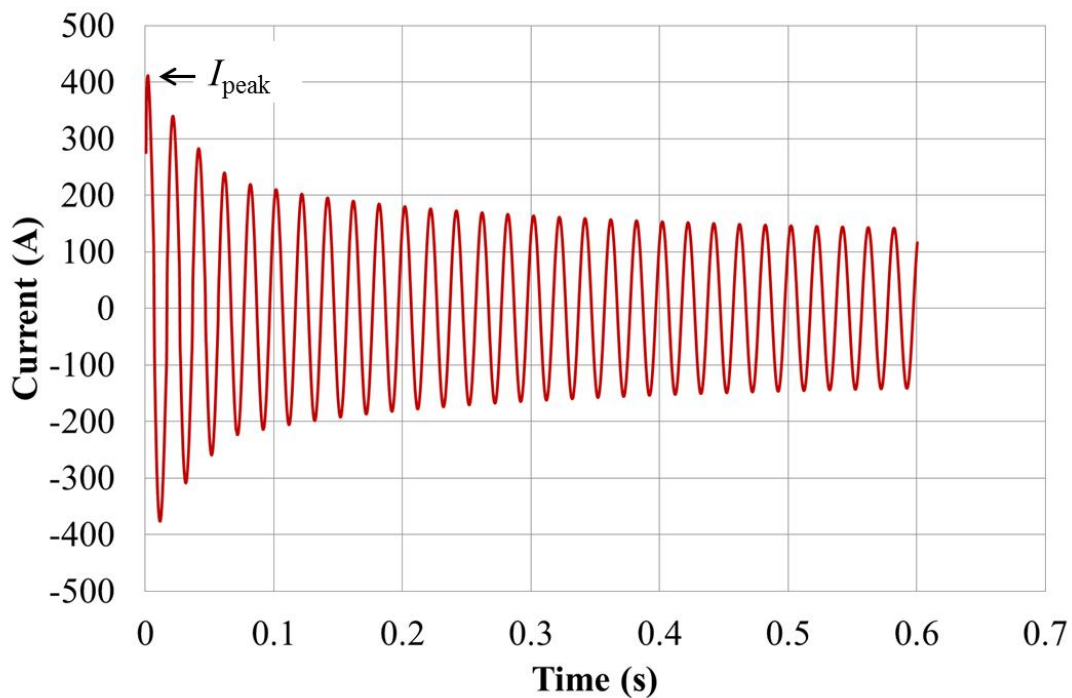


図 5.60 素線に流れる最大の短絡電流

5.5.2 耐過電流裕度特性と経年劣化特性

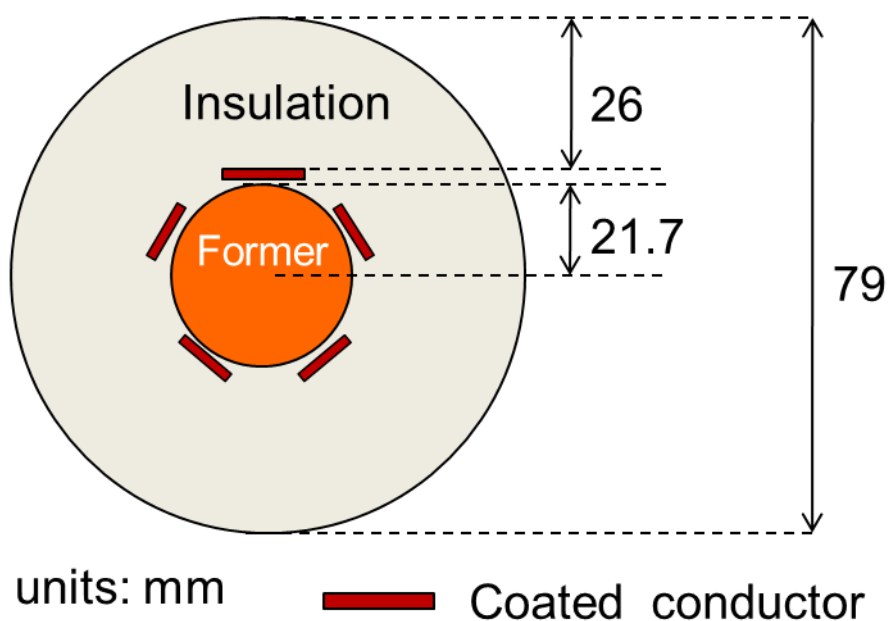
5.5.2.1 実験

実験は単層の 1 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルを用いて行った。モデルケーブルは銅フォーマ、5 本の YBCO 超電導線材と絶縁層で構成されており、図 5.61 にモデルケーブルの外観と断面構造を示す。5 本の YBCO 超電導線材 (Sample 1-5) の諸元を表 5.6 に示す。Sample 1-5 はすべて同じ諸元であり、5.4 節の 2 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルに使用した線材と同一諸元の線材である。線材長が約 1 m で、幅が 5 mm である。安定化保護層として銀層と銅層が複合化されており、それぞれの厚みが 15 μm と 25 μm である。Sample 1-5 の初期臨界電流 I_{c0} (1 $\mu\text{V}/\text{cm}$ 基準) はそれぞれ約 163, 160, 161, 158, 156 A@77 K である。Sample 1-3 は裕度特性評価、Sample 4-5 は経年劣化特性評価に用いた。

実験は液体窒素浸漬冷却 (77.3 K) 下で行い、各 Sample の中央に約 10 cm の電圧測定区間を 5 か所設置し I_c 測定を行った。測定は外部磁場を印加せず、自己磁場中において行った。初期 I_c を測定後に、図 5.60 の素線あたりで想定される短絡電流の波高値を徐々に大きくして、特性劣化までの電流裕度を測定した。また、電流裕度の結果より特性劣化が生じない波高値を繰り返し 30 回通電し、経年劣化の可能性についても評価した。結果では、最大波高値 I_{peak} を裕度評価の指標として述べる。



(a) 外観



(b) 断面

図 5.61 1 m 級 YBCO 超電導モデルケーブル

表 5.5 YBCO 超電導線材の諸元

Width (mm)		5	
Thickness (μm)	Copper	25	
	Silver	15	
	YBCO	1.5	
	Buffer	CeO ₂	1.0
		Gd ₂ Zr ₂ O ₇	1.0
Substrate		100	

5.5.2.2 結果

特性劣化するまでの電流裕度について、交流過電流の最大波高値 I_{peak} と初期 I_{c0} より規格化した I_c の関係を図 5.62 に示す。図 5.62 より、Sample 1-3 はともに $I_{\text{peak}} = 610$ A までの交流過電流を許容し、素線あたりに想定される短絡電流の $I_{\text{peak}} = 412$ A に対して約 1.5 倍の電流裕度で、初期 I_{c0} に対して約 3.7 倍の電流裕度を有する結果となった。電流裕度の実験結果より、 $I_{\text{peak}} = 610$ A 以下の交流過電流では特性劣化が生じなかったため、Sample 4-5 にはそれぞれ $I_{\text{peak}} = 500$ 、 575 A の交流過電流を 30 回繰り返し通電した。Sample 4-5 の繰り返し通電回数と初期 I_{c0} より規格化した I_c の関係を図 5.63 に示す。図 5.63 より、Sample 4-5 はともに 30 回の繰り返し過電流通電による劣化が観測されなかった。よって、素線あたりに想定される短絡電流 ($I_{\text{peak}} = 412$ A) の約 1.4 倍、初期 I_{c0} の約 3.6 倍の過電流による経年劣化の可能性は極めて低いことが分かった。

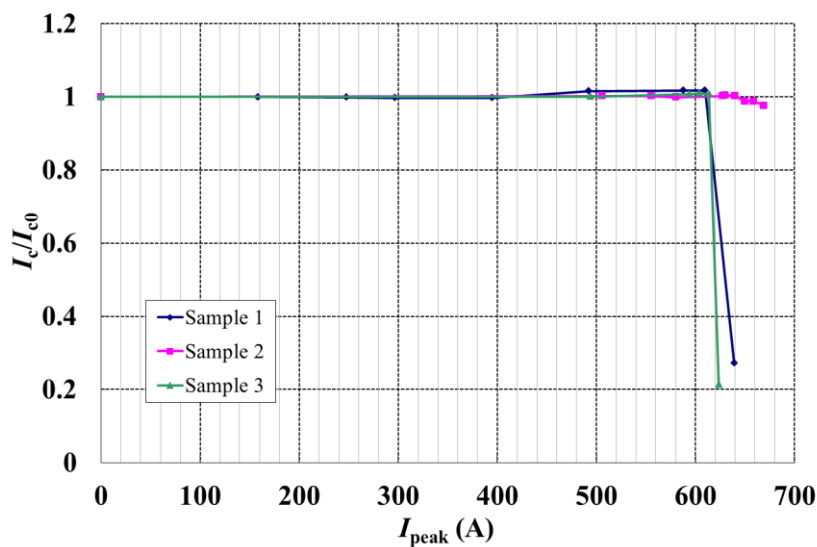


図 5.62 裕度特性

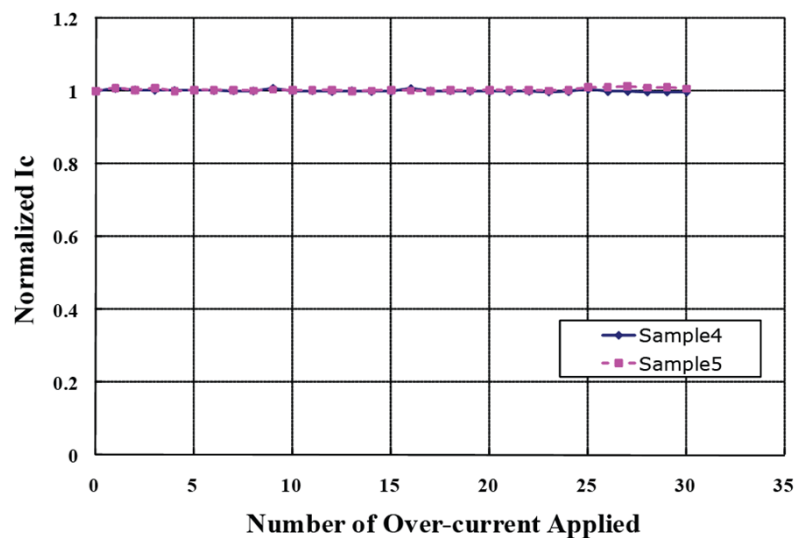


図 5.63 経年劣化特性

5.6 まとめ

275 kV 系統 YBCO 高温超電導電力ケーブルは、66 kV 系統よりも絶縁層が厚くなるため、定常時の誘電損失によりケーブルの冷却性能に悪影響を及ぼす可能性がある。そこで、ケーブルコアの冷却性向上のため、従来の丸撚り銅フォーマに対してケーブル中心に液体窒素の流路を持った中空型銅フォーマを想定した定常伝熱特性評価を行い、275 kV 系統 YBCO 超電導電力ケーブルに適した銅フォーマの形状を決定した。その結果、中空型銅フォーマと丸撚り型銅フォーマのモデルケーブルの定常時温度はほぼ同程度であり、銅フォーマの形状が定常伝熱特性に与える影響はほとんどないことが分かった。また解析から PPLP と液体窒素の混合状態における熱伝導率 k_{PPLP} と熱容量 C_{PPLP} を実験と解析から明らかにすることができた。275 kV 系統 YBCO 超電導電力ケーブルの銅フォーマは製造が容易な丸撚り型とした。

3章で開発した数値解析手法を用いて、275 kV 系統を想定した 2 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルの耐過電流導体構造の設計を行った。導体設計は、YBCO 超電導線材の安定化保護層である銅メッキの厚み、銅フォーマと銅シールド層の断面積をパラメータとして、短絡事故時の通電・伝熱特性を解析評価して行った。解析の結果、銅フォーマの断面積を増やすことで超電導導体層の電流分担が減少し、超電導導体層と銅フォーマの温度上昇は著しく低下した。しかし、銅フォーマの断面積が大きくなるにつれて、その効果は薄れていく。銅メッキの厚みを増やすことで超電導導体層と超電導シールド層の電流分担が増加し、最大温度も上昇した。銅シールド層の断面積を増やすことで超電導シールド層の電流分担が減少し、超電導シールド層と銅シールド層の最大温度は著しく低下した。特に銅メッキの厚みが薄いほど、その効果は顕著である。短絡事故時において、過電流をできる限り保護層である銅フォーマと銅シールド層に分担させ、超電導導体層と超電導シールド層の温度上昇を抑えることが望ましいため、銅メッキの厚みを減らし、銅フォーマと銅シールド層の断面積を増やすことは有効である。以上の結果と 2章で評価した REBCO 高温超電導電力ケーブルの短絡事故電流に対する許容温度よ、管路直径 150 mm という制約のもとに、275 kV 系統 YBCO 超電導電力ケーブルについて、銅メッキの厚みおよび銅フォーマと銅シールド層の断面積を最適化した耐過電流導体構造の提案を行った。すなわち、設計の結果をもとに 2 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルを作製し、銅メッキの厚みは 25 μm 、銅フォーマの断面積を 325 mm^2 、銅シールド層の断面積を 310 mm^2 (3層) とすれば、目的とする耐過電流導体の実現できることを示した。そして短絡事故電流を模擬した過電流通電試験による設計検証の結果、本解析手法による事前予測と実験結果は非常によく一致し、275 kV 系統 YBCO 超電導電力ケーブルに対する解析手法としての有効性が示された。以上より、本研究で開発した数値解析手法により 275 kV 系統 YBCO 高温超電導電力ケーブルの耐過電流導体構成技術の確立が可能であることを実証した。

2 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルの解析結果から素線に流れる短絡電流を計

算し、設計した 275 kV 系統 YBCO 超電導電力ケーブルにおける素線レベルでの短絡事故に対する電流裕度と 30 年のケーブル運用を考慮した経年劣化について評価した。その結果、素線あたりに想定される短絡電流に対して約 1.5 倍、初期 I_{c0} に対して約 3.7 倍の電流裕度を有しており、短絡電流による経年劣化の可能性は低いことが分かった。

第6章

総括

6.1 研究成果の要約

REBCO ($\text{REBa}_2\text{Cu}_3\text{O}_{7-x}$) 超電導体は高温超電導体で、電気抵抗ゼロに加えて、低温超電導体よりも高い臨界温度 (約 90 K) と磁場中で高い臨界電流密度 (10^6 A/cm^2 以上) を有しており、安価な液体窒素 (77.3 K) による冷却で使用可能である。そのため、REBCO 超電導体を用いた応用機器の研究開発が国内外で盛んに行われている。その一つに高温超電導電力ケーブルが挙げられる。超電導電力ケーブルは、従来の送電ケーブルに比べて大容量、低損失を実現できる可能性があるため、次世代の電力輸送システムとして期待されている。海外では、米国、欧州、韓国、中国、ロシアなどが次々に高温超電導電力ケーブルの開発プロジェクトを立ち上げ、実システムでのフィールド試験も含めて実用化に向けた研究を行っている。日本では 2013 年以降の実用化を目指して、2008 年より REBCO 超電導体を用いた 66 kV 系統と 275 kV 系統の高温超電導電力ケーブルの NEDO プロジェクト (イットリウム系超電導電力技術開発プロジェクト) が本格的に始まった。

REBCO 超電導電力ケーブルは、ケーブルコアの中心から同心軸上に銅フォーマ、超電導導体層、絶縁層、超電導シールド層、銅シールド層、保護絶縁層で構成されている。超電導導体層と超電導シールド層は、数十から数百本の REBCO 超電導テープ線材で構成されており、多層、スパイラル状にコア内に巻きつける構造をとる。超電導導体層は定常運転時に交流電流を送電し、超電導シールド層には超電導導体層から発生する交流磁界を遮蔽するように送電電流と逆位層の遮蔽電流が流れる。銅フォーマと銅シールド層は、それぞれ短絡事故等における過電流から超電導導体層と超電導シールド層を保護する役割を担っている。REBCO 超電導線材は、基板・中間層・REBCO 層・安定化保護層 (銀層、銅層) からなる積層テープ構造であり、線材幅が 10 mm 程度に対して REBCO 層の厚さは $1 \mu\text{m}$ 程度である。日本で開発されている 66 kV 系統の REBCO 超電導電力ケーブルにおいて、定格電流 $5 \text{ kA}_{\text{rms}}$ に対して最大 $31.5 \text{ kA}_{\text{rms}}$ 、2 秒間の事故電流の、そして 275 kV 系統では、定格電流 $3 \text{ kA}_{\text{rms}}$ に対して最大 $63 \text{ kA}_{\text{rms}}$ 、0.6 秒間の事故電流を想定した耐過電流特性が求められている。よって REBCO 超電導電力ケーブルを高性能かつ低コストで実現するためには、超電導線材の保護層である安定化保護層・銅フォーマ・銅シールド層を適切に設計し、短絡事故による劣化や焼損からケーブルを保護する必要がある。しかしこれまでの研究・開発においては、試作モデルケーブルを用いた短絡試験を行い、特定のケーブル設計に対して劣化の有無を確認するまでに留まっており、統一的な保護層の設計最適化や裕度評価は行われてこなかった。

以上の背景のもとに、本研究では、REBCO 超電導電力ケーブルの短絡事故に対する保護設計の最適化に基づく耐過電流導体構成技術を確立することを目的とし、詳細な数値解析と評価実験の両面から検討を行ってきた。本論文はその成果をまとめたものである。

第1章「序論」

研究の背景として、国内外における高温超電導電力ケーブルの開発状況を紹介し、本研究で対象とした REBCO 超電導線材の超電導特性および REBCO 超電導電力ケーブルの構造などについて概説している。次に、従来の研究とその問題点に言及し、本研究で開発した REBCO 超電導電力ケーブルの通電・伝熱特性を評価する解析手法の必要性を示し、本論文の意義と目的を明らかにして、最後に本論文の概要を述べた。

第2章「REBCO 超電導線材の過電流通電特性評価試験」

高温超電導電力ケーブルを構成する REBCO 超電導線材に対して過電流通電特性評価試験を行い、超電導線材の臨界電流特性が劣化開始する温度の限界値について評価した。過電流通電試験は、短絡事故電流を定性的に模擬した過電流を徐々に大きくしながら REBCO 超電導線材に通電し、各過電流通電に対する線材の温度上昇および臨界電流値を測定して、過電流通電による臨界電流値が劣化開始する温度を評価した。その結果、REBCO 超電導線材の臨界電流特性が劣化開始する温度は約 400 K 以上であることが明らかになった。以上の劣化開始温度の結果を REBCO 高温超電導電力ケーブルの短絡事故電流に対する許容温度上昇の設計指標として、4章の 66 kV 系統と 5章の 275 kV 系統の耐過電流導体設計を行った。

劣化要因の究明のために MO 観察 (Magneto-Optical Imaging) により超電導線材の劣化箇所を調べた結果、超電導線材の幅方向に局所な筋状の欠陥が観測された。そこで、局所的な劣化を引き起こす要因の一つとして考えられる熱応力について、2次元有限要素法を用いた数値解析手法を開発し、熱応力に起因する超電導層の応力・ひずみと劣化温度および劣化箇所の関係について評価した。解析の結果、MO 観察で観測された劣化箇所において最大約 0.4%の局所的なひずみが発生し、先行研究で報告された不可逆的な I_c の劣化開始ひずみ約 0.3-0.7%との関連性が確認された。よって、本解析結果から短絡事故で想定されるような 0.6-2 秒の過電流通電に対して、局所的な熱ひずみが超電導線材の I_c の劣化要因の一つである可能性が示された。

第3章「REBCO 超電導電力ケーブルの通電・伝熱特性評価手法の開発」

REBCO 高温超電導電力ケーブルの通電・伝熱特性を詳細に評価および設計するため、有限要素法と回路方程式に基づく電流分布・熱伝導連成解析プログラムを開発した。電流分布解析において、Maxwell 方程式と集中定数回路モデルより支配方程式を導出し、導体内を有限要素法により定式化して「場の解析」を行った。ケーブル内のインダクタンス成分は集中定数として回路方程式でモデル化し、有限要素法と連成した。REBCO 超電導線材の非線形な臨界電流特性には、近似式としてよく用いられる n 値モデルを適用した。熱解析においては、熱平衡方程式より支配方程式を導出し、有限要素法により定式化した。本解析手法は、REBCO 超電導線

材の単線および並列導体化に対して評価できるだけでなく、66 kV 系統と 275 kV 系統の高温超電導電力ケーブルの構造に対して汎用的で、REBCO 超電導線材の不均一な臨界電流特性をも考慮できる。そして、ケーブル各層の電流分布と温度分布を詳細に評価できるため、目的とする耐過電流導体構造の設計が可能である。

開発した解析手法の妥当性を確認するために、1 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルと 20 m 級 REBCO 超電導モデルケーブルについて検証試験を行った。1 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルの導体部分は銅フォーマと 1 層の超電導導体層で構成し、外側に絶縁層を巻きつけた構造である。1 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルの評価において、三角波状過電流、方形波状過電流、短絡事故電流の通電試験を行い、ケーブル内の詳細な電流分布と温度上昇を測定した。そして、実験条件を模擬した解析結果は過電流通電試験結果とよく一致し、開発した数値解析手法の妥当性を確認できた。1 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルの結果を踏まえて、20 m 級 REBCO 超電導モデルケーブルに対する試設計を行った。そして、その設計に基づき銅フォーマ、超電導導体層、絶縁層、超電導シールド層、銅シールド層と絶縁保護層で構成される 20 m 級 REBCO 超電導モデルケーブルを試作し、短絡事故電流通電時のシールド電流と温度分布について実験と解析から評価した。1 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルの結果と同様に、実験条件を模擬した解析結果は実験結果とよく一致し、短絡電流によるモデルケーブルの劣化はなかった。よって、開発した数値解析手法の妥当性を確認し、耐過電流導体構造の設計が可能であることを実証した。

以上の成果を踏まえ、開発した数値解析手法を 66 kV 系統（4 章）と 275 kV 系統（5 章）の REBCO 高温超電導電力ケーブルの耐過電流導体構造の設計最適化に応用することとする。

第 4 章「66 kV 系統 GdBCO 超電導電力ケーブルの過電流通電特性評価」

3 章で開発した数値解析手法を用いて、66 kV 系統を想定した 2 m 級 GdBCO 高温超電導モデルケーブルの耐過電流導体構造の設計を行った。導体設計は、GdBCO 超電導線材の安定化保護層である銅メッキの厚みと銅シールド層の断面積をパラメータとして、短絡事故時の通電・伝熱特性を解析評価して行った。解析の結果、銅メッキの厚みを増やすことで超電導導体層と超電導シールド層の電流分担が増加し、銅フォーマと銅シールド層は逆に減少した。短絡事故時において、過電流をできる限り保護層である銅フォーマと銅シールド層に分担させることが望ましいため、銅メッキを厚くすることは逆効果となる。超電導導体層と超電導シールド層の最高到達温度は銅メッキの厚みによる影響がほとんどなく、逆に銅フォーマと銅シールド層は銅メッキが厚いほど最高到達温度が低い結果となった。一方、銅シールド層の断面積を増やすことで超電導シールド層の電流分担が減少し、超電導シールド層と銅シールド層の最高到達温度は著しく低下した。特に銅メッキの厚みが薄いほど、その効果は顕著である。以上の結果と 2 章で評価した REBCO 高温超電

導電力ケーブルの短絡事故電流に対する許容温度と、管路直径 150 mm という制約のもとに、66 kV 系統 GdBCO 超電導電力ケーブルについて、銅メッキの厚みと銅シールド層の断面積を最適化した耐過電流導体構造の提案を行った。すなわち、設計の結果をもとに 2 m 級 GdBCO 超電導モデルケーブルの銅メッキの厚みを 10 μm 、銅シールド層の断面積を 105 mm^2 (4 層) とすれば、目的とする耐過電流導体を実現できることを示した。そして短絡事故電流を模擬した過電流通電試験による設計検証の結果、本解析手法による事前予測と実験結果は非常によく一致し、66 kV 系統 GdBCO 高温超電導電力ケーブルに対する解析手法としての有効性が示された。以上より、本研究で開発した数値解析手法により 66 kV 系統 GdBCO 高温超電導電力ケーブルの耐過電流導体構成技術の確立が可能であることを実証した。

2 m 級 GdBCO 超電導モデルケーブルの解析結果から素線に流れる短絡電流を計算し、設計した 66 kV 系統 GdBCO 超電導電力ケーブルにおける素線レベルでの短絡事故に対する電流裕度と 30 年のケーブル運用を考慮した経年劣化について評価した。その結果、素線あたりに想定される短絡電流に対して約 1.4 倍、初期 I_{c0} に対して約 2.7 倍の電流裕度を有しており、短絡電流による経年劣化の可能性は低いことが示された。

第 5 章 「275 kV 系統 YBCO 超電導電力ケーブルの過電流通電特性評価」

275 kV 系統 YBCO 高温超電導電力ケーブルは、66 kV 系統よりも絶縁層が厚くなるため、定常時の誘電損失によりケーブルの冷却性能に悪影響を及ぼす可能性がある。そこで、ケーブルコアの冷却性向上のため、従来の丸撚り銅フォーマに対してケーブル中心に液体窒素の流路を持った中空型銅フォーマを想定した定常伝熱特性評価を行い、275 kV 系統 YBCO 超電導電力ケーブルに適した銅フォーマの形状を決定した。その結果、中空型銅フォーマと丸撚り型銅フォーマのモデルケーブルの定常時温度はほぼ同程度であり、銅フォーマの形状が定常伝熱特性に与える影響はほとんどないことが分かった。また解析から PPLP と液体窒素の混合状態における熱伝導率 k_{PPLP} と熱容量 C_{PPLP} を実験と解析から明らかにすることができた。275 kV 系統 YBCO 超電導電力ケーブルの銅フォーマは製造が容易な丸撚り型とした。

3 章で開発した数値解析手法を用いて、275 kV 系統を想定した 2 m 級 YBCO 超電導モデルケーブルの耐過電流導体構造の設計を行った。導体設計は、YBCO 超電導線材の安定化保護層である銅メッキの厚み、銅フォーマと銅シールド層の断面積をパラメータとして、短絡事故時の通電・伝熱特性を解析評価して行った。解析の結果、銅フォーマの断面積を増やすことで超電導導体層の電流分担が減少し、超電導導体層と銅フォーマの温度上昇は著しく低下した。しかし、銅フォーマの断面積が大きくなるにつれて、その効果は薄れていく。銅メッキの厚みを増やすことで超電導導体層と超電導シールド層の電流分担が増加し、最大温度も上昇した。銅シールド層の断面積を増やすことで超電導シールド層の電流分担が減少し、超電導シールド層と銅シールド層の最大温度は著しく低下した。特に銅メッキの厚みが薄いほ

ど、その効果は顕著である。短絡事故時において、過電流をできる限り保護層である銅フォーマと銅シールド層に分担させ、超電導導体層と超電導シールド層の温度上昇を抑えることが望ましいため、銅メッキの厚みを減らし、銅フォーマと銅シールド層の断面積を増やすことは有効である。以上の結果と2章で評価したREBCO高温超電導電力ケーブルの短絡事故電流に対する許容温度よ、管路直径150 mmという制約のもとに、275 kV系統YBCO超電導電力ケーブルについて、銅メッキの厚みおよび銅フォーマと銅シールド層の断面積を最適化した耐過電流導体構造の提案を行った。すなわち、設計の結果をもとに2 m級YBCO超電導モデルケーブルを作製し、銅メッキの厚みは25 μm 、銅フォーマの断面積を325 mm^2 、銅シールド層の断面積を310 mm^2 (3層) とすれば、目的とする耐過電流導体の実現できることを示した。そして短絡事故電流を模擬した過電流通電試験による設計検証の結果、本解析手法による事前予測と実験結果は非常によく一致し、275 kV系統YBCO超電導電力ケーブルに対する解析手法としての有効性が示された。以上より、本研究で開発した数値解析手法により275 kV系統YBCO高温超電導電力ケーブルの耐過電流導体構成技術の確立が可能であることを実証した。

2 m級YBCO超電導モデルケーブルの解析結果から素線に流れる短絡電流を計算し、設計した275 kV系統YBCO超電導電力ケーブルにおける素線レベルでの短絡事故に対する電流裕度と30年のケーブル運用を考慮した経年劣化について評価した。その結果、素線あたりに想定される短絡電流に対して約1.5倍、初期 I_{c0} に対して約3.7倍の電流裕度を有しており、短絡電流による経年劣化の可能性は低いことが分かった。

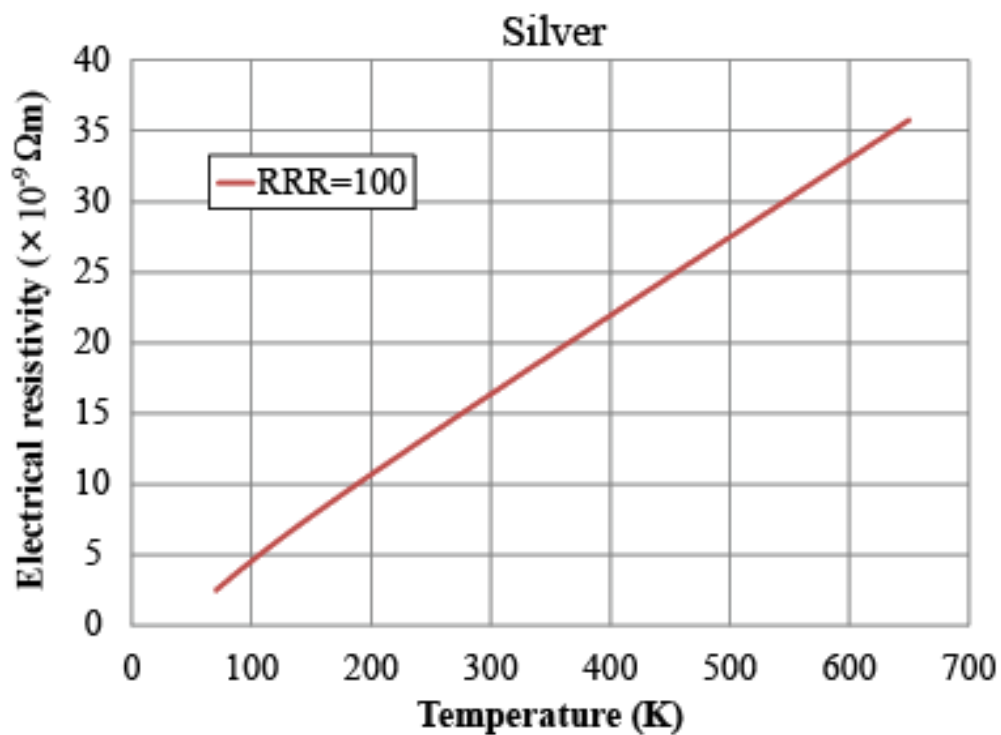
以上、本研究で開発した数値解析手法により、66 kVおよび275 kV系統のREBCO高温超電導電力ケーブルの通電・伝熱特性を評価し、短絡事故に対する保護設計が可能であることが示された。本解析手法は、高温超電導電力ケーブルの特性評価や設計最適化のための有効手段となり得る。本研究の成果が、今後の高温超電導電力ケーブルの研究開発の一助となれば幸いである。

付録 A

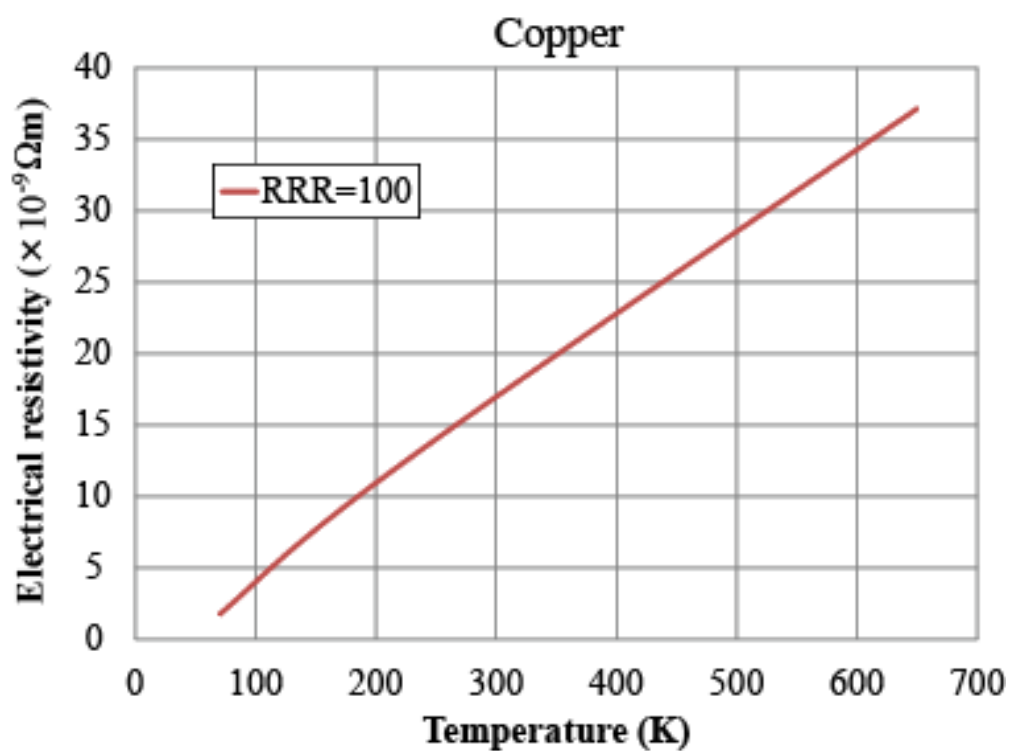
解析に用いた物性値

A.1 電気抵抗率^[76-78]

残留抵抗比 RRR を 100 とした場合の銀と銅の電気抵抗率を図 A.1 に示す。



(a) 銀の電気抵抗率



(a) 銅の電気抵抗率

図 A.1 銀と銅の電気抵抗率

A.2 熱伝導率^[76-78]

式 (A.1) の Wiedemann-Franz law (ウィードマン・フランツ法則) より導出した銀と銅の熱伝導率を図 A.2 に示す。σ は導電率、T は温度である。

$$k(T) = 2.45 \times 10^{-8} \times \sigma \times T \tag{A.1}$$

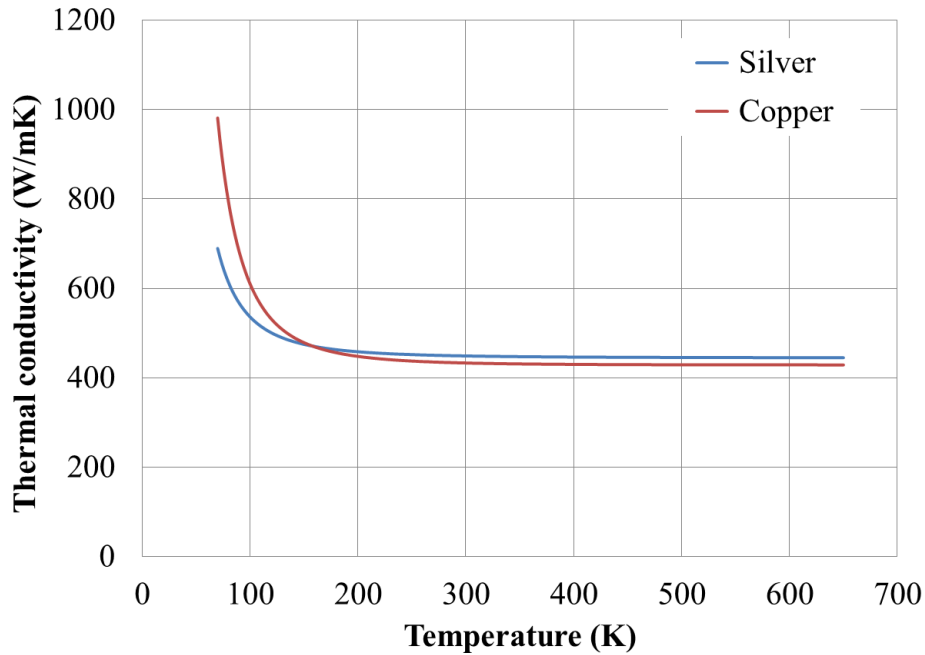


図 A.2 銀と銅の熱伝導率

REBCO 超電導線材を構成する基板、中間層、REBCO 層の熱伝導率を図 A.3 に示す。

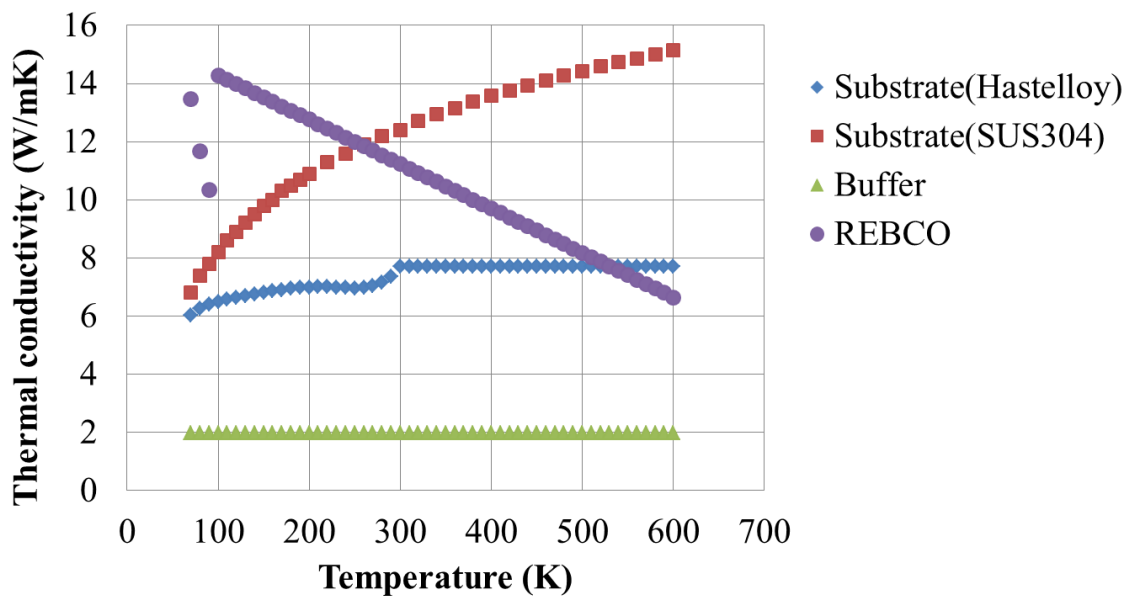


図 A.3 基板、中間層、REBCO 層の熱伝導率

A.3 比熱容量^[76-78]

銀、銅、REBCO 超電導線材を構成する基板、中間層、REBCO 層の比熱容量を 図 A.4 に示す。

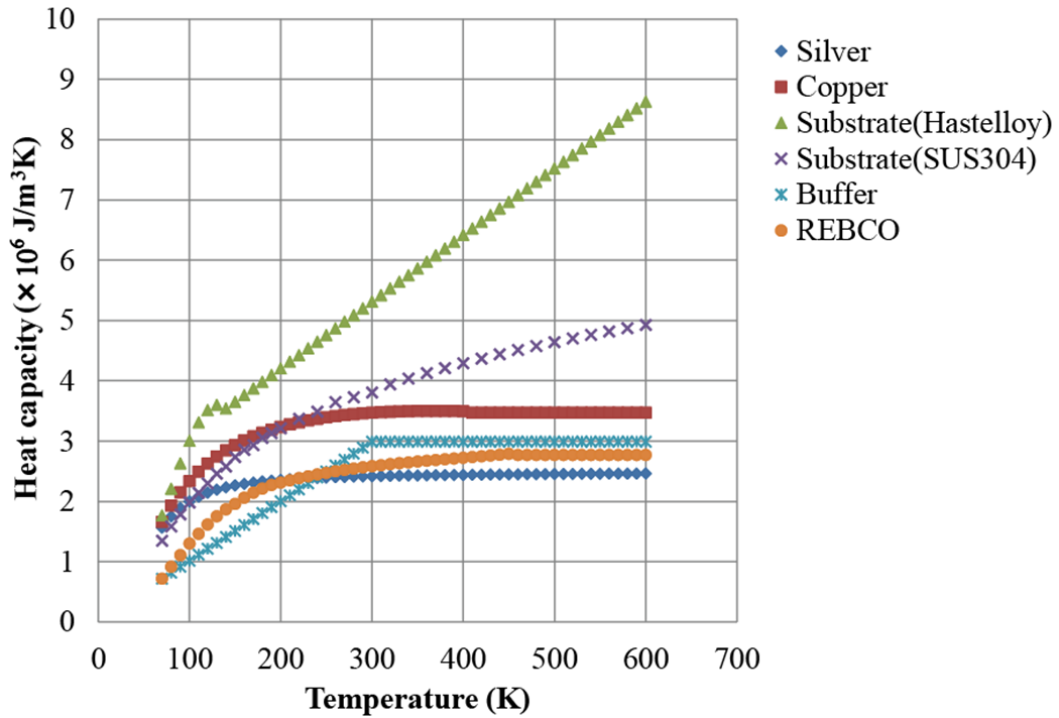


図 A.4 銀、銅、基板、中間層、REBCO 層の比熱容量

A.4 液体窒素の熱伝達特性^[76, 77]

初期温度 77.3 K の飽和液体窒素と初期温度 70 K のサブクール液体窒素の熱伝達特性を 図 A.5 に示す。

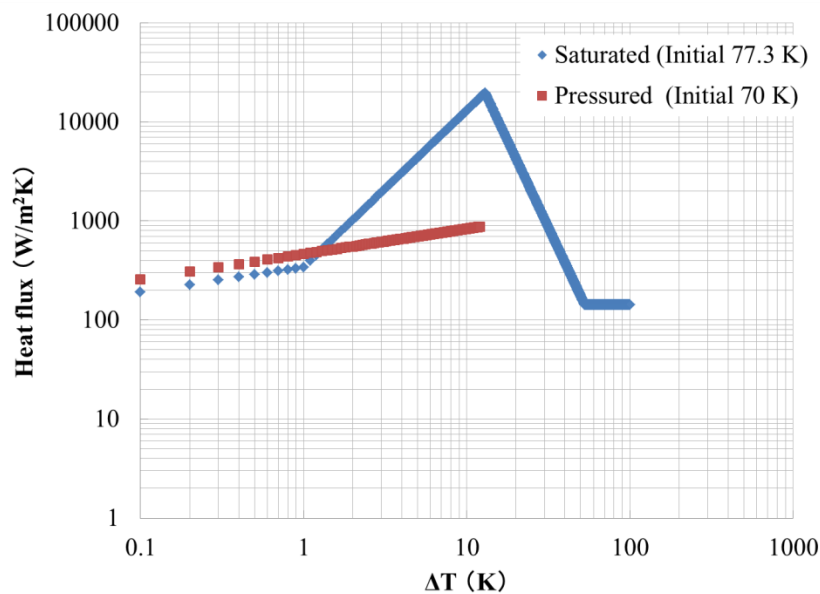


図 A.5 液体窒素の熱伝達特性

参考文献

- [1] 仁田 且三, 「超電導エネルギー工学」, オーム社, 2006
- [2] Kim H. Jensen, Chresten Træholt, Erling Veje, Manfred Daumling, Claus N. Rasmussen, Dag W. A. Willén and Ole Tonnesen, “Overcurrent experiments on HTS tape and cable conductor,” *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 11, no. 1, pp. 1781–1784, 2001
- [3] J. W. Lue, G. C. Barber, J. A. Demko, M. J. Gouge, J. P. Stovall, R.L. Hughey, and U. K. Sinha, “Fault Current Tests of a 5-m HTS Cable,” *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 11, no. 1, pp. 1785–1788, 2001
- [4] M. J. Gouge, J. A. Demko, P. W. Fisher, C. A. Foster, J. W. Lue, J. P. Stovall, U. Sinha, J. Armstrong, R. L. Hughey, D. Lindsay, and J. Tolbert, “Development and Testing of HTS Cables and Terminations at ORNL,” *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 11, no. 1, pp. 2351–2354, 2001
- [5] Y.B. Lin, L.Z. Lii, Z.Y. Gao, H.M. Wen, L. Xu, L. Shu, J. Li, L.Y. Xiao, L. Zhou, and G. S. Yuan, “Development of HTS Transmission Power Cable,” *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 11, no. 1, pp. 2371–2374, 2001
- [6] V. E. Sytnikov, P. I. Dolgosheev, M. G. Soloviev, D. I. Belij, L. Nieto, A. Perez, A. Gonzalez, M. Maya, F. Ortiz, C. Falcony, M. Jergel, and A. Morales, “The Current Test Results for Two Models of HTS Cables on CASAT Project,” *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 13, no. 2, pp. 1964–1967, 2003
- [7] S. Mukoyama, H. Hirano, M. Yagi, H. Kimura, and A. Kikuchi, “Test Results of a 30 m High-Tc Superconducting Power Cable,” *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 13, pp. 1926–1929, 2003
- [8] M. J. Gouge, D. T. Lindsay, J. A. Demko, R. C. Duckworth, A. R. Ellis, P. W. Fisher, D. R. James, J. W. Lue, M. L. Roden, I. Sauers, J. C. Tolbert, Chresten Træholt, and Dag Willén, “Tests of Tri-Axial HTS Cables,” *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 15, no. 2, pp. 1827–1830, 2005
- [9] J. A. Demko, J. W. Lue, R. C. Duckworth, M. A. Young, M. J. Gouge, D. Lindsay, J. Tolbert, M. Roden, D. Willén, and C. Træholt, “Testing of a 1.5-m Single-Phase Short-Sample Cable Made With Copper Laminated HTS Tapes at ORNL,” *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 15, no. 2, pp. 1755–1758, 2005

- [10] M. Ichikawa, M. Kanegami, T. Okamoto, S. Akita, M. Yagi, and A. Kimura, "Thermomechanical Characteristics of 500-m HTS Power Cable," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 15, pp. 1771–1774, 2005
- [11] Shinichi Mukoyama, Noboru Ishii, Masashi Yagi, Satoru Tanaka, Satoru Maruyama, Osamu Sato, and Akio Kimura, "Manufacturing and Installation of the World's Longest HTS Cable in the Super-ACE Project," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 15, pp. 1763–1766, 2005
- [12] K. D. Sim, J. W. Cho, J. H. Bae, H. J. Kim, S. H. Kim, K. C. Seong, J. H. Kim, H. M. Jang, and C. Y. Lee, "Design of HTS Transmission Cable With Cu Stabilizer," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 16, no. 2, pp. 1622–1625, 2006
- [13] Isidor Sauers, D. Randy James, Alvin R. Ellis, Enis Tuncer, Marshall O. Pace, M. J. Gouge, J. A. Demko, and D. Lindsay, "High Voltage Testing of a 5-meter Prototype Triaxial HTS Cable," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 17, no. 2, pp. 1734–1737, 2007
- [14] M. J. Gouge, J. A. Demko, R. C. Duckworth, D. T. Lindsay, C. M. Rey, M. L. Roden, and J. C. Tolbert, "Testing of an HTS Power Cable Made From YBCO Tapes," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 17, no. 2, pp. 1708–1711, 2007
- [15] J. A. Demko, I. Sauers, D. R. James, M. J. Gouge, D. Lindsay, M. Roden, J. Tolbert, D. Willén, C. Træholt, and C. T. Nielsen, "Triaxial HTS Cable for the AEP Bixby Project," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 17, no. 2, pp. 2047–2050, 2007
- [16] J. F. Maguire, F. Schmidt, S. Bratt, T. E. Welsh, J. Yuan, A. Allais, F. Hamber, "Development and demonstration of a HTS power cable to operate in the Long Island Power Authority transmission grid," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 17, no. 2, pp. 2034–2037, 2007
- [17] S. Mukoyama, M. Yagi, M. Ichikawa, S. Torii, T. Takahashi, H. Suzuki, and K. Yasuda, "Experimental Results of a 500 m HTS Power Cable Field Test," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 17, pp. 1680–1683, 2007
- [18] Victor E. Sytnikov, Vitaly S. Vysotsky, Alexander V. Rychagov, Nelly V. Polyakova, Irlama P. Radchenko, Kirill A. Shutov, Sergey S. Fetisov, Alexander A. Nosov, and Vasily V. Zubko, "30 m HTS Power Cable Development and Witness Sample Test," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 19, no. 3, pp. 1702–1705, 2009

- [19] James Maguire, Doug Folts, Jie Yuan, David Lindsay, Dave Knoll, Shawn Bratt, Zack Wolff, Steve Kurtz, "Development and demonstration of a fault current limiting HTS cable to be installed in the Con Edison grid," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 19, no. 3, pp. 1740–1743, 2009
- [20] J. H. Lim, S. H. Sohn, H. S. Ryoo, H. O. Choi, H. S. Yang, D. L. Kim, Y. H. Ma, K. Ryu, S. D. Hwang, "Performance test of 100 m HTS power cable system," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 19, no. 3, pp. 1710–1713, 2009
- [21] Songtao Wu, Yu Wu, Yuntao Song, Weiyue Wu, Yanfang Bi, Weibin Xi, Liye Xiao, Qiuliang Wang, Yanwei Ma, Xianghong Liu, Pingxiang Zhang, Yin Xin, Bo Hou, Rui Liu, Hongjie Zhang, Zenghe Han, Jun Zheng, Jiasu Wang, Suyu Wang, Jing Shi, Yuejin Tang, Ming Qiu, Bin Wei, Yunfei Tan, "Recent main events in applied superconductivity in China," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 19, no. 3, pp. 1069–1080, 2009
- [22] H. Yumura, Y. Ashibe, H. Itoh, M. Ohya, M. Watanabe, T. Masuda, and C. S. Weber, "Phase II of the Albany HTS Cable Project," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 19, pp. 1698–1701, 2009
- [23] Takato Masuda, Hiroyasu Yumura, M. Ohya, T. Kikuta, M. Hirose, S. Honjo, T. Mimura, Y. Kito, K. Yamamoto, M. Ikeuchi, and R. Ohno, "A New HTS Cable Project in Japan," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 19, pp. 1735–1739, 2009
- [24] Masayoshi Ohya, Y. Ashibe, M. Watanabe, T. Minamino, H. Yumura, T. Masuda, and T. Kato, "Development of RE-123 Superconducting Cable," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 19, pp. 1766–1769, 2009
- [25] Y. Shiohara, N. Fujiwara, H. Hayashi, S. Nagaya, T. Izumi, M. Yoshizumi, "Japanese efforts on coated conductor processing and its power applications: New 5 year project for materials and power applications of coated conductors (M-PACC)," *Phys. C: Supercond.*, vol. 469, nos. 15–20, pp. 863–867, 2009
- [26] T. Minamino, M. Ohya, H. Yumura, T. Masuda, T. Nagaishi, Y. Shingai, X. Wang, H. Ueda, A. Ishiyama, N. Fujiwara, "Design and Evaluation of 66 kV Class RE-123 Superconducting Cable," *Physica C: Superconductivity*, vol.470, no.20, pp.1576-1579, 2010
- [27] S. Mukoyama, M. Yagi, N. Fujiwara, H. Ichikawa, "Conceptual design of 275 kV class high-T_c superconducting cable," *Physica C: Superconductivity*, vol.470, pp.1563-1566, 2010

- [28] S. Mukoyama, M. Yagi, T. Masuda, N. Amemiya, A. Ishiyama, N. Kashima, S. Nagaya, Y. Aoki, M. Yoshizumi, Y. Yamada, T. Izumi, Y. Shiohara, "Development of (RE)BCO cables for HTS power transmission lines," *Physica C: Superconductivity*, vol.469, pp.1688-1692, 2009
- [29] M. Ohya, T. Setoguchi, H. Yumura, T. Masuda, N. Amemiya, O. Maruyama, and T. Ohkuma, "Design and Evaluation of 66 kV Class HTS Power Cable Using REBCO Wires," *IEEE Trans. on Appl. Supercond.* vol.21, 2011
- [30] 東京工業大学最先端細野 FIRST Program 支援室
<http://www.supera.titech.ac.jp/research/index.html>
- [31] 電気学会研究会資料, 超電導応用電力機器研究会, ASC-10-007, 2010
- [32] Atsushi Ishiyama, Yukiyasu Nishio, Hiroshi Ueda, Naoji Kashima, Masami Mori, Tomonori Watanabe, Shigeo Nagaya, Masashi Yagi, Shinichi Mukoyama, Takato Machi, and Yuh Shiohara, "Degradation Characteristics of YBCO-Coated Conductors Subjected to Overcurrent Pulse," *IEEE Trans. on Appl. Supercond.*, vol. 19, no. 3, pp. 3483–3486, 2009
- [33] H. Kono, X. Wang, H. Ueda, A. Ishiyama, T. Saitoh, Y. Aoki, M. Yagi, S. Mukoyama, N. Fujiwara, "Degradation Characteristics of YBCO Coated Conductors due to Fault-Current in Power Cable," *Physica C: Superconductivity*, vol.470, no.20, pp.1334-1337, 2010
- [34] A. Ishiyama, M. Arai, H. Momotari, X. Wang, H. Ueda, T. Saito, Y. Aoki, M. Yagi, T. Machi, N. Fujiwara, "Degradation of YBCO Coated Conductors Due to an Over-Current Pulse," *IEEE Trans. on Appl. Supercond.* vol.21, 2011
- [35] A. Ishiyama, H. Momotari, X. Wang, M. Arai, H. Ueda, M. Ohya, K. Ohmatsu, N. Fujiwara, "Current Margin Against the Fault Current in REBCO Coated Conductors," *IEEE Trans. on Appl. Supercond.* vol.21, 2011
- [36] 矢川, 宮崎, "有限要素法による熱応力・クリープ・熱伝導解析," サイエンス社, 1987
- [37] ヴェ・イエ・ジノヴィエフ 著, 遠藤敬一 訳「金属の高温物性便覧」
- [38] 淡路英夫:「セラミックス材料強度学」
- [39] 岡田明:「セラミックスの破壊学－脆性破壊のメカニズムとその評価－」
- [40] 田村今男, 堀内良:「総合材料強度学講座 2 –材料強度物性学–」

- [41] 日本材料学会編:「先端材料シリーズ 破壊と材料」
- [42] 藤井透, 川田宏之, 邊吾一:「標準材料の力学」
- [43] M. Sugano, K. Shikimachi, N. Hirano, S. Nagaya, “Simultaneously bending and tensile strain effect on critical current in YBCO coated conductors,” *Physica C*, vol. 463-465, pp. 742–746, 2007
- [44] H.S. Shin, J.R.C. Dizon, R.K. Ko, T.H. Kim, D.W. Ha, S.S. Oh, “Reversible tensile strain dependence of the critical current in YBCO coated conductor tapes,” *Physica C*, vol. 463-465, pp. 736–741, 2007
- [45] M. Sugano, S. Choi, A. Miyazoe, K. Miyamatsu, T. Ando, K. Itoh, T. Kiyoshi, H. Wada, and V. Selvamanickam, “Strain Analysis of $I_c(\epsilon)$ Characteristic of YBCO Coated Conductor Measured by a Walters Spring,” *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 18, pp. 1143-1146, 2008
- [46] A. Ishiyama, X. Wang, H. Ueda, M. Yagi, S. Mukoyama, N. Kashima, S. Nagaya, Y. Shiohara, “Transient Stability Characteristics of a 1-m Single-Layer YBCO Cable,” *IEEE Trans. on Appl. Supercond.*, vol.18, no.2, pp.1228-1231, 2008
- [47] A. Ishiyama, X. Wang, H. Ueda, M. Yagi, S. Mukoyama, N. Kashima, S. Nagaya, Y. Shiohara, “Over-Current Characteristics of Superconducting Model Cable Using YBCO Coated Conductors,” *Physica C: Superconductivity*, vol.468, no.20, pp.2041-2045, 2008
- [48] X. Wang, H. Ueda, A. Ishiyama, M. Yagi, S. Mukoyama, M. Ohya, T. Masuda, N. Kashima, S. Nagaya, Y. Shiohara, “Over-Current Characteristics of a 20-m-Long YBCO Model Cable,” *IEEE Trans. on Appl. Supercond.*, vol. 19, no. 2, pp. 1722–1726, 2009
- [49] X. Wang, H. Ueda, A. Ishiyama, M. Yagi, S. Mukoyama, N. Kashima, S. Nagaya, Y. Shiohara, “Over-Current Characteristics of YBCO Superconducting Cable,” *Physica C: Superconductivity*, vol.469, no.20, pp.1717-1721, 2009
- [50] 小貫 天, 根本 佐久良雄, 「有限要素法入門」, オーム社, 1983
- [51] 中田 高義, 高橋 則雄, “電気工学の有限要素法 (第2版),” 森北出版, 1986
- [52] 西川 兼康, 藤田 恭伸, 「伝熱学」, 理工学社, 1989
- [53] 下関 正義, 藤沼 平一, 「PC-9801 有限要素法プログラミングの実際[I]」, 日刊工業新聞社, 1989

- [54] 新濃 清志, 船田 哲男, 「数値解析の基礎」, 培風館, 1991
- [55] 谷口 健男, 「FEMのための要素自動分割」, 森北出版, 1992
- [56] S. RATNAJEEVAN, H. HOOLE, “FINITE ELEMENTS, ELECTROMAGNETICS AND DESIGN,” ELSEVIER, 1995
- [57] JIANMING JIN, “THE FINITE ELEMENT METHOD IN ELECTROMAGNETICS,” Wiley-Interscience, 1995
- [58] M. V. K. Chari, S. J. Salon, “Numerical Methods in Electromagnetism,” ACADEMIC PRESS, 2000
- [59] 戸川 隼人, 「共役勾配法」, 教育出版, 1977
- [60] 長谷川 里美, 長谷川 秀彦, 藤野 清次, 「反復法 Template」, 朝倉書店, 1996
- [61] 藤野 清次, 張 紹良, 「反復法の数理」, 朝倉書店, 1996
- [62] T. Nakata, N. Takahashi, K. Fujiwara, N. Okamoto and K. Muramatu, “Improvement of Convergence Characteristics of Newton-Raphson Method for Nonlinear Magnetic Field Analysis,” IEEE Trans. Magnetics, vol. 28, p. 1048, 1992
- [63] 中田 高義, 藤原 耕二, 岡本, 村松, “修正ニュートン・ラフソン法における減速係数決定法の検討,” 電気学会静止器・回転機合同研究会資料, SA-92-16, RM-92-51, 129, 1992
- [64] 山崎 修一郎, 後藤 憲一, 「詳解電磁気学演習」, 共立出版, 2009
- [65] エドミニスター, 「電磁気学」, マグロウヒル, 1987
- [66] S. Sato, X. Wang, H. Ueda, A. Ishiyama, M. Yagi, S. Mukoyama, T. Saitoh, Y. Aoki, N. Fujiwara, “Computer Simulation of Fault Current Characteristics in 275 kV Class YBCO Power Cable,” Physica C: Superconductivity, vol.470, no.20, pp.1572-1575, 2010
- [67] X. Wang, H. Ueda, A. Ishiyama, M. Ohya, H. Yumura, N. Fujiwara, “Numerical Simulation on Fault Current Condition in 66 kV Class RE-123 Superconducting Cable,” Physica C: Superconductivity, vol.470, no.20, pp.1580-1583, 2010
- [68] X. Wang, A. Ishiyama, M. Ohya, N. Fujiwara, “Over-current Characteristics of 66-kV RE123 HTS Power Cable,” IEEE Trans. on Appl. Supercond. vol.21, 2011

- [69] 王 旭東, 石山 敦士, 大屋 正義, 藤原 昇, “66kV 系統 REBCO 超電導モデルケーブルの過電流通電特性,” 電気学会研究会資料, 超電導応用電力機器研究会, ASC-10-026, 2010
- [70] 王 旭東, 百足 弘史, 石山 敦士, 大屋 正義, 大松 一也, 藤原 昇, “REBCO 超電導線材の交流過電流通電特性,” 電気学会研究会資料, 超電導応用電力機器研究会, ASC-10-027, 2010
- [71] X. Wang, H. Ueda, A. Ishiyama, M. Yagi, T. Saitoh, Y. Aoki, N. Fujiwara, “Thermal Characteristics of 275 kV/3 kA Class YBCO Power Cable,” IEEE Trans. on Appl. Supercond., vol.20, no.3, pp.1268-1271, 2010
- [72] A. Ishiyama, X. Wang, H. Ueda, T. Uryu, M. Yagi, N. Fujiwara, “Over-current Characteristics of 275-kV Class YBCO Power Cable,” IEEE Trans. on Appl. Supercond. vol.21, 2011
- [73] 王 旭東, 植田 浩史, 石山 敦士, 八木 正史, 藤原 昇, “275 kV 系統 YBCO 超電導ケーブルの過電流通電特性,” 電気学会研究会資料, 超電導応用電力機器研究会, ASC-10-006, 2010
- [74] 王 旭東, 瓜生 季邦, 石山 敦士, 八木 正史, 丸山 修, 大熊 武, “275 kV 系統 YBCO 超電導電力ケーブルの定常伝熱特性,” 講演概要集, 第 83 回 2010 年度秋季低温工学・超電導学会, 264, 2010
- [75] 神谷 侑司, 王 旭東, 石山 敦士, 八木 正史, 丸山 修, 大熊 武, “275 kV 系統 YBCO 超電導ケーブルにおける過電流通電試験,” 講演概要集, 第 83 回 2010 年度秋季低温工学・超電導学会, 265, 2010
- [76] 低温工学協会, 「超伝導・低温工学ハンドブック」, オーム社, 1993
- [77] 低温工学協会・関西支部編, 「低温工学ハンドブック」, 1982
- [78] 新技術開発事業団, 「高温超電導データブック」, 丸善株式会社, 1988

研究業績

種類別	題名、発表・発行掲載誌名、発表・発行年月、連名者（申請者含む）
○論文 （掲載決定）	<u>X. Wang</u> , A. Ishiyama, M. Ohya, N. Fujiwara, “Over-current Characteristics of 66-kV RE123 HTS Power Cable,” IEEE Trans. on Appl. Supercond. vol.21, 2011
○論文 （掲載決定）	A. Ishiyama, <u>X. Wang</u> , H. Ueda, T. Uryu, M. Yagi, N. Fujiwara, “Over-current Characteristics of 275-kV Class YBCO Power Cable,” IEEE Trans. on Appl. Supercond. vol.21, 2011
○論文	<u>X. Wang</u> , H. Ueda, A. Ishiyama, M. Yagi, T. Saitoh, Y. Aoki, N. Fujiwara, “Thermal Characteristics of 275 kV/3 kA Class YBCO Power Cable,” IEEE Trans. on Appl. Supercond., vol.20, no.3, pp.1268-1271, 2010
○論文	<u>X. Wang</u> , H. Ueda, A. Ishiyama, M. Ohya, H. Yumura, N. Fujiwara, “Numerical Simulation on Fault Current Condition in 66 kV Class RE-123 Superconducting Cable,” Physica C: Superconductivity, vol.470, no.20, pp.1580-1583, 2010
○論文	<u>X. Wang</u> , H. Ueda, A. Ishiyama, M. Yagi, S. Mukoyama, M. Ohya, T. Masuda, N. Kashima, S. Nagaya, Y. Shiohara, “Over-Current Characteristics of a 20-m-Long YBCO Model Cable,” IEEE Trans. on Appl. Supercond., vol. 19, no. 2, pp. 1722–1726, 2009
○論文	<u>X. Wang</u> , H. Ueda, A. Ishiyama, M. Yagi, S. Mukoyama, N. Kashima, S. Nagaya, Y. Shiohara, “Over-Current Characteristics of YBCO Superconducting Cable,” Physica C: Superconductivity, vol.469, no.15-20, pp.1717-1721, 2009
○論文	A. Ishiyama, <u>X. Wang</u> , H. Ueda, M. Yagi, S. Mukoyama, N. Kashima, S. Nagaya, Y. Shiohara, “Transient Stability Characteristics of a 1-m Single-Layer YBCO Cable,” IEEE Trans. on Appl. Supercond., vol.18, no.2, pp.1228-1231, 2008
○論文	A. Ishiyama, <u>X. Wang</u> , H. Ueda, M. Yagi, S. Mukoyama, N. Kashima, S. Nagaya, Y. Shiohara, “Over-Current Characteristics of Superconducting Model Cable Using YBCO Coated Conductors,” Physica C: Superconductivity, vol.468, no.20, pp.2041-2045, 2008

論文 (掲載決定)	A. Ishiyama, H. Momotari, <u>X. Wang</u> , M. Arai, H. Ueda, M. Ohya, K. Ohmatsu, N. Fujiwara, "Current Margin Against the Fault Current in REBCO Coated Conductors," IEEE Trans. on Appl. Supercond. vol.21, 2011
論文 (掲載決定)	A. Ishiyama, M. Arai, H. Momotari, <u>X. Wang</u> , H. Ueda, T. Saito, Y. Aoki, M. Yagi, T. Machi, N. Fujiwara, "Degradation of YBCO Coated Conductors Due to an Over-Current Pulse," IEEE Trans. on Appl. Supercond. vol.21, 2011
論文	S. Sato, <u>X. Wang</u> , H. Ueda, A. Ishiyama, M. Yagi, S. Mukoyama, T. Saitoh, Y. Aoki, N. Fujiwara, "Computer Simulation of Fault Current Characteristics in 275 kV Class YBCO Power Cable," Physica C: Superconductivity, vol.470, no.20, pp.1572-1575, 2010
論文	H. Kono, <u>X. Wang</u> , H. Ueda, A. Ishiyama, T. Saitoh, Y. Aoki, M. Yagi, S. Mukoyama, N. Fujiwara, "Degradation Characteristics of YBCO Coated Conductors due to Fault-Current in Power Cable," Physica C: Superconductivity, vol.470, no.20, pp.1334-1337, 2010
論文	T. Minamino, M. Ohya, H. Yumura, T. Masuda, T. Nagaishi, Y. Shingai, <u>X. Wang</u> , H. Ueda, A. Ishiyama, N. Fujiwara, "Design and Evaluation of 66 kV Class RE-123 Superconducting Cable," Physica C: Superconductivity, vol.470, no.20, pp.1576-1579, 2010
講演	<u>X. Wang</u> , A. Ishiyama, M. Yagi, T. Ohkuma, "Over-current characteristics of 275 kV class YBCO Model Cable," International Symposium on Superconductivity, Japan, Nov. 2010
講演	<u>王旭東</u> , 瓜生 季邦, 石山 敦士, 八木 正史, 丸山 修, 大熊 武, "275kV 系統 YBCO 超電導電力ケーブルの定常伝熱特性," 2010 年度秋季低温工学・超電導学会, 3C-a01, 鹿児島, 2010 年 12 月
講演	<u>王旭東</u> , 石山敦士, 大屋正義, 藤原昇, "66kV 系統 REBCO 超電導モデルケーブルの過電流通電特性," 電気学会超電導応用電力機器研究会, ASC-10-026, 福岡, 2010 年 6 月
講演	<u>王旭東</u> , 百足弘史, 石山敦士, 大屋正義, 大松一也, 藤原昇, "YBCO 超電導線材の交流過電流通電特性," 電気学会超電導応用電力機器研究会, ASC-10-027, 福岡, 2010 年 6 月

講演	<p>王旭東, 植田浩史, 石山敦士, 大屋正義, 藤原昇, “66kV 系統 REBCO 超電導モデルケーブルの過電流通電特性評価,” 2010 年度春季低温工学・超電導学会, 1P-p17, 東京, 2010 年 5 月</p>
講演	<p>王旭東, 新井道生, 石山敦士, 斎藤隆, 青木裕治, 八木正史, 坂井直道, 藤原昇, “YBCO 超電導線材の過電流パルス通電による特性劣化試験,” 2010 年度春季低温工学・超電導学会, 1P-p02, 東京, 2010 年 5 月</p>
講演	<p>王旭東, 植田浩史, 石山敦士, 八木正史, 藤原昇, “275 kV 系統 YBCO 超電導ケーブルの過電流通電特性,” 電気学会超電導応用電力機器研究会, ASC-10-006, 名古屋, 2010 年 1 月</p>
講演	<p>王旭東, 植田浩史, 石山敦士, 八木正史, 藤原昇, “275kV 系統 YBCO 超電導ケーブルの過電流通電特性解析,” 2009 年度秋季低温工学・超電導学会, 1B-a07, 岡山, 2009 年 11 月</p>
講演	<p>X. Wang, H. Ueda, A. Ishiyama, M. Ohya, H. Yumura, N. Fujiwara, “Numerical Simulation on Fault Condition in 66 kV YBCO Superconducting Power Cable,” 9th European Conference on Applied Superconductivity, P-256, Germany, Sept. 2009</p>
講演	<p>王旭東, 植田浩史, 石山敦士, 八木正史, 藤原昇, “275kV 級 YBCO 超電導電力ケーブルを想定した伝熱特性評価 —絶縁層における誘電損失の影響—,” 電気学会超電導応用電力機器研究会, ASC-09-032, 京都, 2009 年 6 月</p>
講演	<p>王旭東, 植田浩史, 石山敦士, 大屋正義, 湯村洋康, 藤原昇, “66kV 系統 YBCO 超電導ケーブルの過電流通電特性解析,” 2009 年度春季低温工学・超電導学会, 1C-p01, 東京, 2009 年 5 月</p>
講演	<p>王旭東, 植田浩史, 石山敦士, 八木正史, 向山晋一, 鹿島直二, 長屋重夫, 塩原 融, “YBCO 超電導ケーブルの過電流通電特性,” 電気学会全国大会, 5-113, 北海道, 2009 年 3 月</p>
講演	<p>王旭東, 佐藤俊祐, 植田浩史, 石山敦士, 八木正史, 向山晋一, 鹿島直二, 長屋重夫, 塩原 融, “YBCO 超電導ケーブルの通電・伝熱特性評価用計算機シミュレータの開発,” 2008 年度秋季低温工学・超電導学会, 1P-p18, 高知, 2008 年 11 月</p>

講演	<p>王旭東, 植田浩史, 石山敦士, 八木正史, 向山晋一, 鹿島直二, 長屋重夫, 塩原融, “10 m 級 YBCO 超電導ケーブルの過電流通電特性 — 実験と解析 —,” 電気学会超電導応用電力機器研究会, ASC-08-031, 東京, 2008 年 6 月</p>
講演	<p>王旭東, 植田浩史, 石山敦士, 八木正史, 向山晋一, 鹿島直二, 長屋重夫, 塩原融, “10m 級 YBCO 超電導ケーブルの過電流通電特性,” 2008 年度春季低温工学・超電導学会, 3C-a08, 東京, 2008 年 5 月</p>
講演	<p>石山敦士, 王旭東, 植田浩史, 西尾幸恭, 八木正史, 向山晋一, 鹿島直二, 長屋重夫, 塩原融, “YBCO 超電導ケーブル導体の過電流通電特性解析,” 電気学会超電導応用電力機器研究会, ASC-08-014, 東京, 2008 年 1 月</p>
講演	<p>X. Wang, H. Ueda, A. Ishiyama, Y. Iijima, T. Saitoh, N. Kashima, M. Mori, T. Watanabe, S. Nagaya, T. Katoh, T. Machi, Y. Shiohara, “Degradation of YBCO Coated Conductors Caused by Over-current Pulses,” 8th European Conference on Applied Superconductivity, 0266, Brussel, Sept. 2007</p>
講演	<p>王旭東, 土屋元計, 植田浩史, 石山敦士, 塩原融, “Ic 分布を考慮した YBCO 超電導線材の常電導転移・伝播特性,” 2007 年度春季低温工学・超電導学会, 2P - p08, 千葉, 2007 年 5 月</p>
講演	<p>石山敦士, 王旭東, 岩田拓也, 植田浩史, 向山晋一, 塩原融, “超電導送電ケーブルを想定した並列接続 YBCO 超電導線材の過度的安定性評価 (1.実験),” 2006 年度秋季低温工学・超電導学会, 3D-p05, 熊本, 2006 年 11 月</p>
講演	<p>石山敦士, 王旭東, 植田浩史, 飯島康裕, 斎藤隆, 鹿島直二, 森匡見, 渡部智則, 長屋重夫, 町敬人, 塩原融, “YBCO 線材の過電流パルス通電による特性劣化について,” 電気学会超電導応用電力機器研究会, ASC-06-026, 宮城, 2006 年 6 月</p>
講演	<p>王旭東, 鈴木公三, 中里翔平, 植田浩史, 石山敦士, 飯島康裕, 斎藤隆, 塩原融, “YBCO 線材の過電流パルス通電時の特性劣化について,” 電気学会全国大会, 5-023, 神奈川, 2006 年 3 月</p>

謝辞

本研究は、早稲田大学先進理工学部電気・情報生命工学科 石山敦士教授のご指導のもとに遂行されたものであり、終始懇切丁寧なご指導、ご鞭撻を賜りました。ここに深甚なる謝意を表す次第であります。さらに本研究をまとめるにあたり、格別な激励と指導を賜りました早稲田大学先進理工学部電気・情報生命工学科 岩本伸一教授、大木義路教授、若尾真治教授に厚く御礼申し上げます。

本研究は「リチウム系超電導電力技術開発プロジェクト」の一部として NEDO の委託により実施したもので、研究に携わった全ての方々に深謝いたします。また、本研究の全過程を通じ、古河電気工業株式会社の八木正史氏、住友電気工業株式会社の大屋正義氏より多大なる御指導を頂きましたこと、厚く御礼申し上げます。

日々の研究活動を通じて多大なる御指導を頂きました、我妻洸氏、植田浩史氏、さらに石山研究室の先輩諸氏ならびに研究の遂行にあたり支援、激励してくれた同輩、後輩の諸氏に心から感謝いたします。

最後に、私の博士課程進学を快く許し、勉学の機会を与えてくださった両親に深く深く感謝いたします。

2011年2月3日