

2.3 超電導変圧器の研究開発

超電導変圧器は、II-2.1.3 で述べた計画内容に基づき、①Y系超電導線材による低交流損失で大電流容量の巻線技術開発、②冷却システム技術の開発、③限流機能付加変圧器技術の開発、④それらの成果を反映して66 kV/6.9 kV-2 MVA 超電導変圧器モデルの試作と特性検証を行う。これらにより高効率でコンパクトな配電用の66 kV/6.9 kV 20 MVA 級超電導変圧器の実現に資する重要な技術を開発に取り組んでいる（表 2.3-1）。また、併せて変圧器巻線技術、限流機能付加技術、2 MVA 級超電導変圧器モデル検証等の技術開発に必要な Y 系超電導線材（5 mm 幅 3 分割以上、40 A @65 K&0.01 T）の安定製造技術の開発を進めた。

表 2.3-1 超電導変圧器モデルと実用超電導変圧器の諸元

	2 MVA 超電導変圧器モデル	20MVA 級超電導変圧器(実用器)
容量、相数、周波数	2 MVA 3φ, 60 Hz	20 MVA 3φ, 60 Hz
電圧	66 kV/6.9 kV	66 kV/6.9 kV
電流	17.5 A/167.4 A	175 A/1674 A
%インピーダンス	4.5 % (2 MVA 基準)	15 % (20 MVA 基準)
冷却	サブクール液体窒素 (66 K)	サブクール液体窒素 (66 K)

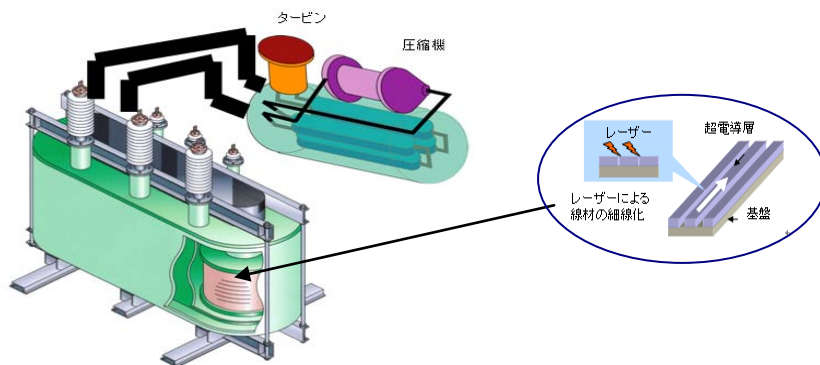


図 2.3-1 2 MVA 級超電導変圧器モデルの概念図

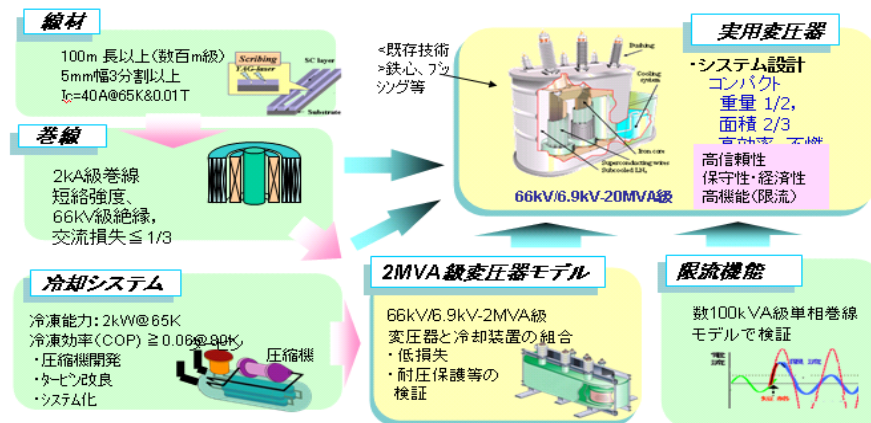


図 2.3-2 超電導変圧器技術開発の体系

2 MVA 超電導変圧器モデルと 20 MVA 級実用超電導変圧器の諸元を表 2.3-1 に、2 MVA 変圧器モデルの概念図を図 2.3-1 に示す。20 MVA 級変圧器の技術を見通すには、耐電圧や機器構成に必要なブッシング、鉄心等は 20 MVA 相当とし、電流に起因する巻線構成等は、20 MVA 級と等価にするために、巻線のターン数および超電導導体の多層並列構造は実機と同等とし、巻線を極力低減することが必要である。それらを考慮して最低容量は 2 MVA とした。超電導変圧器技術開発の体系を図 2.3-2 に、超電導変圧器技術開発のスケジュールを図 2.3-3 に示す。

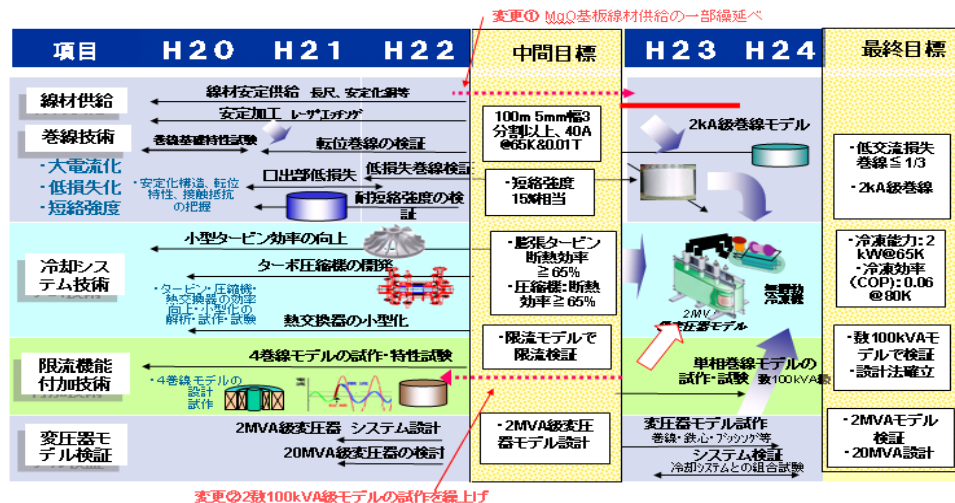


図 2.3-3 超電導変圧器技術開発のスケジュール

※ 開発計画の変更

また、プロジェクト遂行中に当初計画から開発項目を次の 2 項目を変更した。しかし、両変更は基本計画および開発費には影響していない。①IBAD-MgO 中間層付き金属基板適用による線材工程を平成 23 年度迄延期した。これは、IBAD-MgO 中間層は薄く（膜厚は従来の GZO 層の約 1 / 100）でも結晶粒は高面内配向であり、中間層製造速度の向上（約 100 倍）により線材コスト低減が図れるとともに、細線化や巻線技術の検証も良好であることによる（2.3.1-4、2.3.1-5 参照）。数百 kVA 級限流モデル製作を平成 23 年度から平成 22 年度に前倒した。これは、4 巻線限流モデル変圧器の限流機能試験が良好であり、同限流モデル作製が見極められるとともに、この実証により、変圧器モデルや実用変圧器へのよりの確な限流機能技術の反映が可能になったことによる（2.3.3-1～2.3.3-3 節参照）。

2.3.1 巻線技術開発

20 MVA 級超電導変圧器の実現には、従来の線材では困難であった大電流化、低損失化が課題となる。これら解決には、細線化した Y 系超電導線材を積層し、大電流化した導体による巻線コイル製作技術が必要となる。また、同構造のコイルが系統や変圧器の故障により発生する短絡電流に対しても、変圧器を健全に維持できる強度を有する構造とする必要がある。

そのため、超電導応用基盤技術開発（第 II 期）における検証の結果より、以下の開発を行う。① 多層並列転位構造を最適化し、2 kA が通電可能な巻線コイルを開発する。② 細線化線材により、無加工線を使用した場合に対し損失が 1/3 以下となる 100 m 級巻線コイルを開発する。③ 短絡電流（20 MVA 級変圧器%インピーダンス 15 %相当）により、巻線が劣化しない巻線コイルを開発する。

中間目標は、短絡電流（20 MVA 級変圧器%インピーダンス 15 %相当）により巻線が劣化しないことの検証とした。また、巻線関連技術の明確化のため、2 MVA 変圧器モデルの試作・検証および 20 MVA 実用変圧器機の設計を目指したステップ毎の技術開発フローを図 2.3.1-1 に示す。

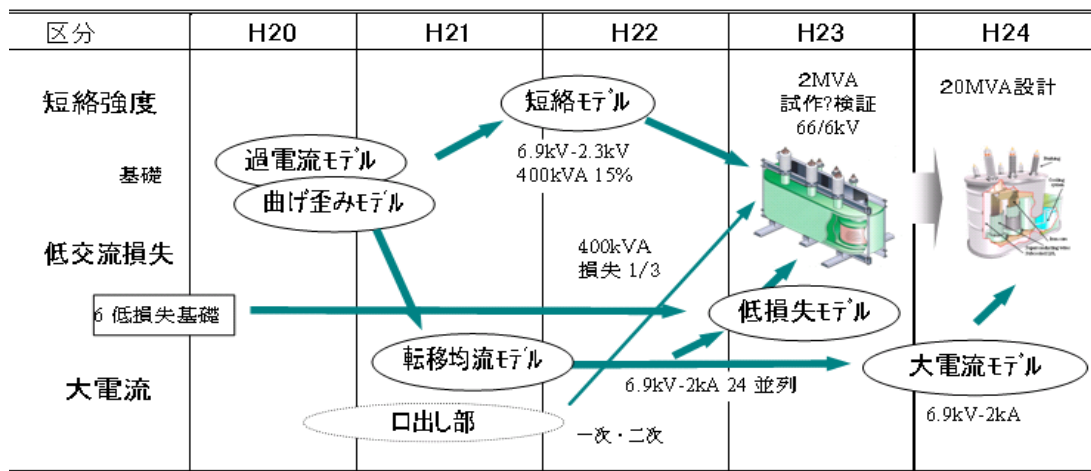


図 2.3.1-4 超電導変圧器の巻線技術開発フロー

2.3.1-1 超電導変圧器巻線の大電流化技術開発（九州電力）

超電導変圧器の二次巻線に必要な 2 kA 級の大電流通電に向け、まず、多層化に伴う安定化材付線材曲げ特性と過電流特性を確認した。線材を多層並列導体（12 重 2 並列）とし、素線を転位することでインダクタンスを合せ素線間電流を均一化する転位均流化の変圧器二次巻線モデル（12 重 2 並列の転位均流巻線モデル）及び二次巻線口出部モデルを設計・製作し、大電流巻線構成技術を確認した。

(1) 曲げ特性の検証

超電導変圧器用巻線に適用する多層転位並列導体用の転位に必要な曲げ特性について、2 種類の間中層線材（GZO 基板、MgO 基板の線材、2.3.4-1(5)節参照）の転位長 L を変化（134～198 mm）させたモデルコイル（内径 ϕ 350、1 重ね 2 並列巻線）を試作し、臨界電流 I_c 特性を試験した。その転位長 L の定義とコイルを図 2.3.1-5 に、試験結果を図 2.3.1-6 に示す。同図から最短長 134 mm の転位長 L において、両種の間中層を使用した超電導線材の転位曲げ試験による I_c 値の低下がなく、健全であることを確認した。

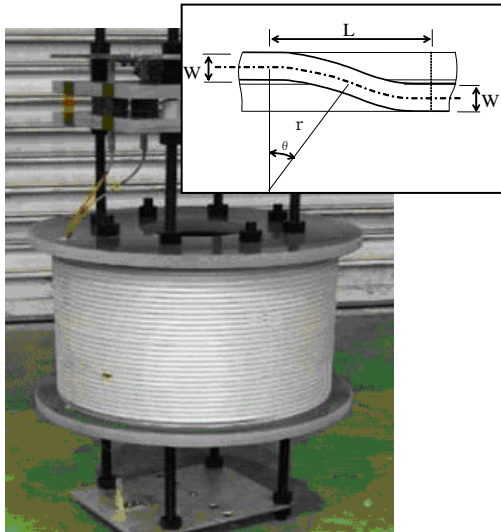


図 2.3.1-5 転位長の定義と曲げ特性
試験モデルコイル

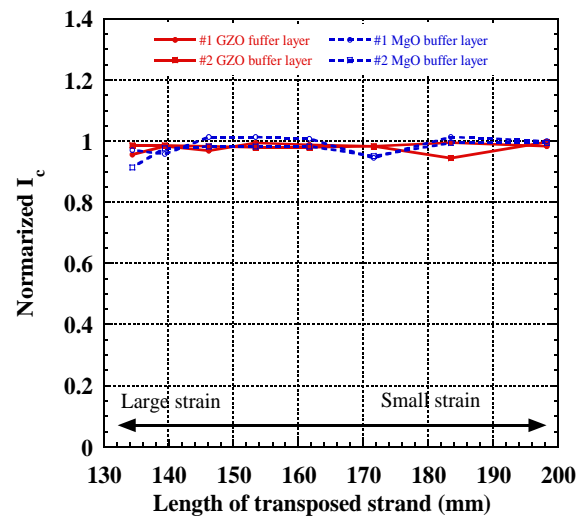


図 2.3.1-6 転位長による曲げ試験結果
(GZO 基板および MgO 基板線材)

(2) 三重ね巻線モデルの検証

超電導変圧器巻線用に必要な多層転位並列導体の構成の基礎検証として、保護層銅付の線材(素線)3枚で構成した導体を適用した三重ね巻線モデル(内径 $\phi 250$ mm、12 turn、巻線長 9.4 m)を試作(図 2.3.1-7)し、過電流試験による各素線の分流および曲げ歪み特性を試験した。試験温度は 66 K とし、直流 I - V 測定、交流通電、直流 I - V 測定の繰返しの順で実施した。過電流の第 1 波は $1395 A_{rms}$ ($465 A_{rms}$ /素線)として、試験コイル両端電圧、巻線温度および超電導線と保護層銅の電流を測定した。

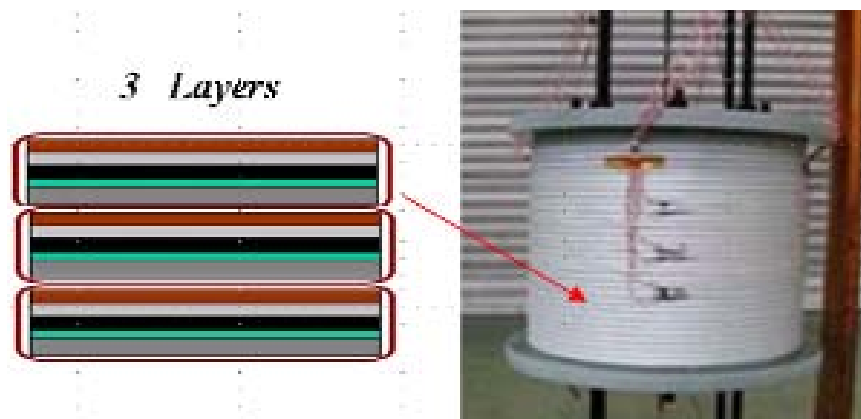


図 2.3.1-7 三重ね Y 系線材による巻線モデル($\phi 250$ mm)

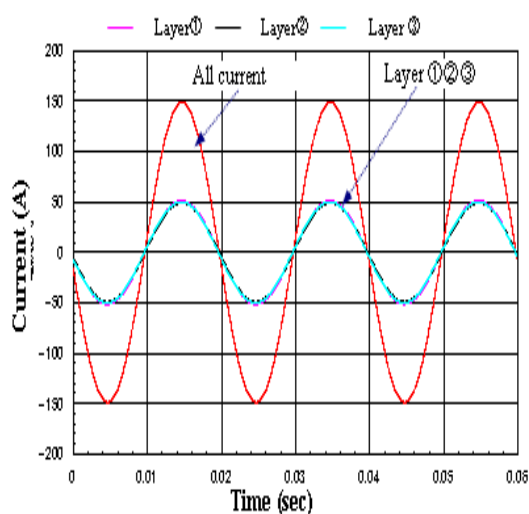


図 2.3.1-8 三重ね巻線の分流特性試験結果（定格電流以下）

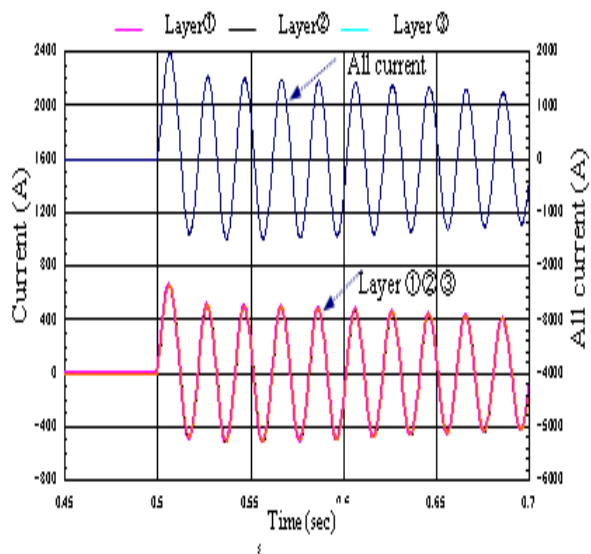


図 2.3.1-9 三重ね巻線の過電流特性試験結果

その結果のうち、三重ね巻線の定格電流以下での通電時の分流特性を図 2.3.1-8 に示す。同図から各素線の電流は均一であり、各巻線に均一に分流しており、転位が有効であることが分かる。また、三重ね巻線の過電流試験結果を図 2.3.1-9 に示すが、過電流に対しても、各巻線の転位が有効で、各素線に均一に分流していることが分かる。また、過電流試験の銅部と超電導部（GdBCO の高温超電導部）の電流特性を図 2.3.1-10 に示す。同図から超電導部の常電導転移により電流が銅部に移動していることが確認できる。さらに、三重ね巻線モデルの規格化したエネルギー特性（MgO 中間層基板線材と GZO 中間層基板線材の I_c を GZO 中間層基板を基準として規格化）を図 2.3.1-11 に示す。同図から、MgO 中間層基板線材と GZO 中間層基板線材の特性は殆ど同等であり、ともに短絡時の線材当たりのエネルギーは 410 J/m（短絡電流が 0.2 s 間通電による巻線の素線に印加するエネルギー）の 2 倍以上のエネルギーまで劣化は見られなく、健全であることが分かる。

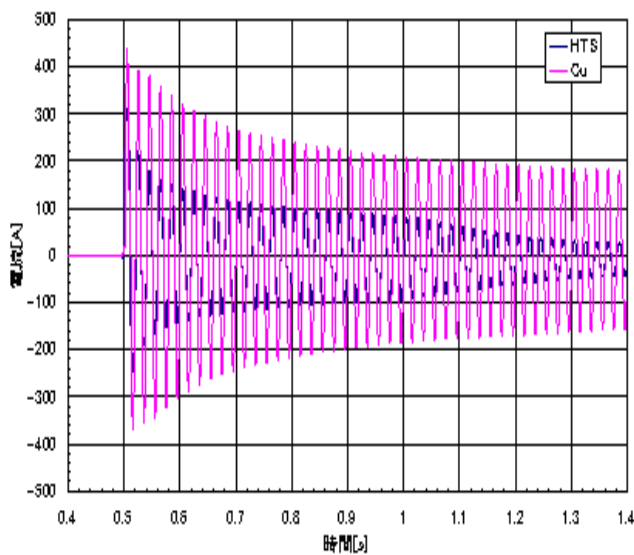


図 2.3.1-10 三重ね巻線モデルの過電流試験結果(MgO 基板線材)

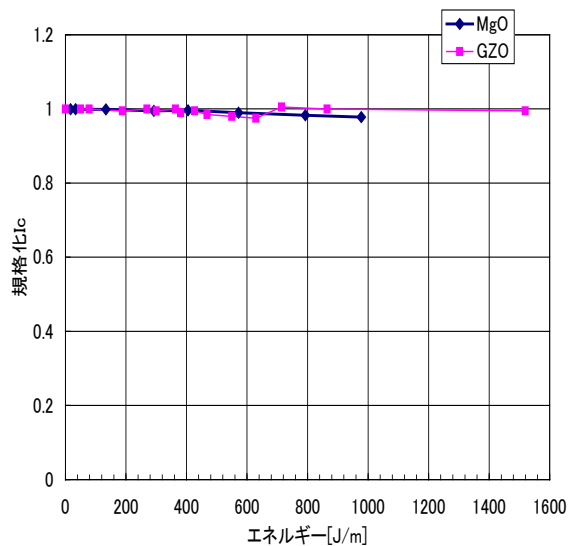
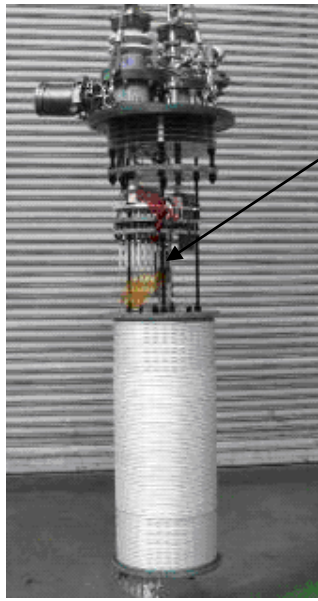


図 2.3.1-11 三重ね巻線モデルの規格化したエネルギー特性(GZO と MgO 中間層基板線材)

(3) 転位均流巻線モデルの検証

変圧器二次巻線の素線の転位によってインダクタンスを同等にして素線間電流を均一化する転位均流巻線モデル(内径 $\phi 350$ mm、12 重ね 2 並列導体、48 turns)について、転位均流化のパラメータを最適化し多層転位並列導体の構成法を確認した。その転位均流巻線モデルの諸元と外観を図 2.3.1-12 に示す。試験ではコイル転位部電圧、両端電圧及び同一の転位長さを 2 箇所測定、8 種類の転位長さ $\times 2=16$ 箇所を測定した。液体窒素温度(77 K)での 800 A 交流通電時の素線電流と全電流の波形を図 2.3.1-13 に、素線間電流分流率を図 2.3.1-14 に示す。同図から各素線間の電流分流率のバラツキは最大で 14 %であり、変圧器用としては十分対応可能なことが確認できた。また、MgO 基板線材と GZO 基板線材の I_c を規格化して比較したが、ほぼ同等の特性であった。



線材	$I_c@77K$	100 A 以上
	安定化銅厚	0.1 mm
	55 m×24 本	1.320 m
コイル	φ350、12 重×2 並列	

図 2.3.1-12 転位均流化モデルの諸元と外観

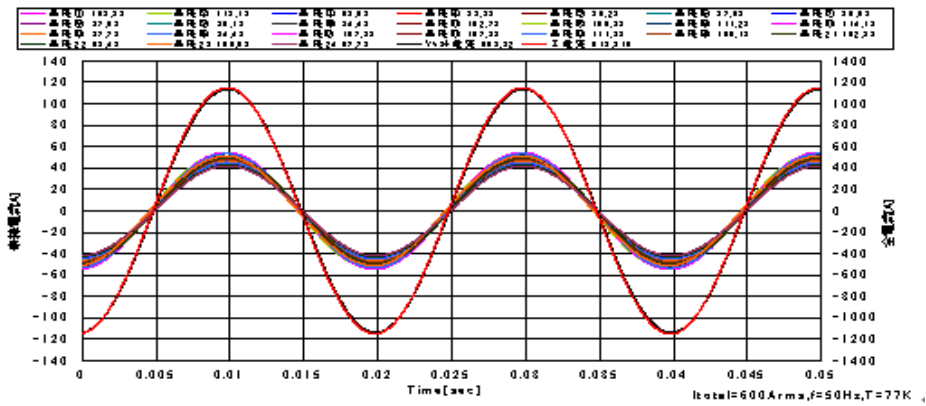


図 2.3.1-13 素線電流と全電流の波形

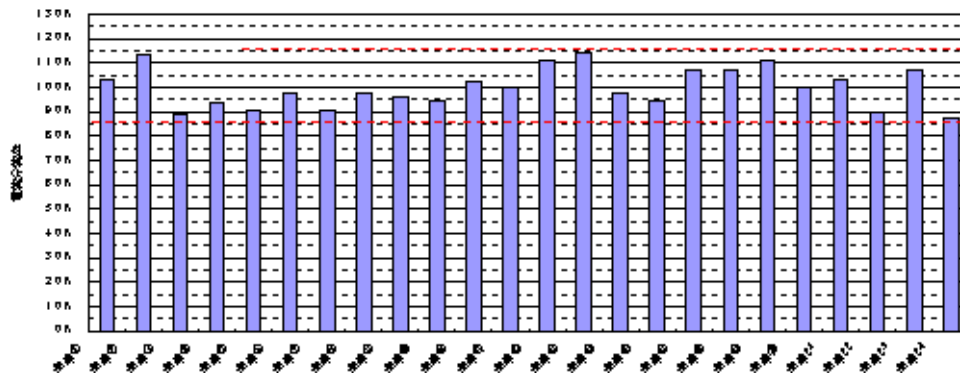


図 2.3.1-14 素線間電流分流率

2.3.1-2 超電導変圧器巻線の低損失化技術開発（九州電力）

「超電導応用基盤技術研究開発(第 II 期)」プロジェクトで得られた低損失化の技術成果を反映し、線材長が 100 m 級で交流損失 1/3 以下の細線化線材を用いて、変圧器用巻線モデルの交流損失が無加工線材に対して 1/3 以下となることを検証するため、鉄心を有し 1 次と 2 次巻線からなる低損失化巻線モデルの基礎技術を検討した。また、変圧器巻線の低損失化は、細線化線材の巻線が主体であるが、長尺細線化技術開発と平行し、巻線の層間の接続部における口出し部の特性も確認した。さらに、MgO 基板線材の超電導変圧器用としての適用性についても、本節で総合的に評価して述べた。

(1) 細線化線材による巻線モデルの検証

超電導変圧器の交流損失の低減には線材の細線化が不可欠であり、レーザー加工による長尺 Y 系中間層線材 (5 mm 幅) の 3 分割の細線化技術 (線材単長は 100~300 m) を開発中である。また、20 MVA (66/6.9 kV、175/1,674 A) の超電導変圧器は、系統事故時の過電流は定格電流の約 7 倍である。現設計では、変圧器巻線素線の短絡電流は 465 A (実効値) である。ここで、素線が一定時間の事故電流に耐えるには、Y 系超電導線材の安定化銀層や銅層などの保護構造の最適化が必要である。そのため、今回、5 mm 幅線材を 3 分割した細線化線材による巻線の過電流特性を確認した。

細線化溝加工線材による巻線モデルの外観を図 2.3.1-15 に示す。巻線モデルは内径 ϕ 250 mm、12 ターン、素線数 1、3 分割細線化溝加工線材 (超電導線材の銀層側の上に保護銅層を配置) の各フィラメントの臨界電流 (9.9 m 長) は 33~55 A である。過電流特性は、サブクール液体窒素温度 (66 K) で、上記の短絡電流 (交流) の通電時間を変化させ試験した。細線化線材の過電流特性の通電エネルギーと規格化 I_c の関係を図 2.3.1-16 に示す。100~200 (J/m) 間の規格化 I_c の低下は、冷媒のサブクール液体窒素温度の上昇に伴う影響である。目標エネルギー (410 J/m: 465 A を 0.2 秒間の通電) 以内では、巻線 I_c の低下は殆ど見られないことから、細線化線材は保護銅の配置により、耐過電流特性が確認できた。また、巻線に通電した全電流と保護銅に流れた電流波形を図 2.3.1-17 に示す。

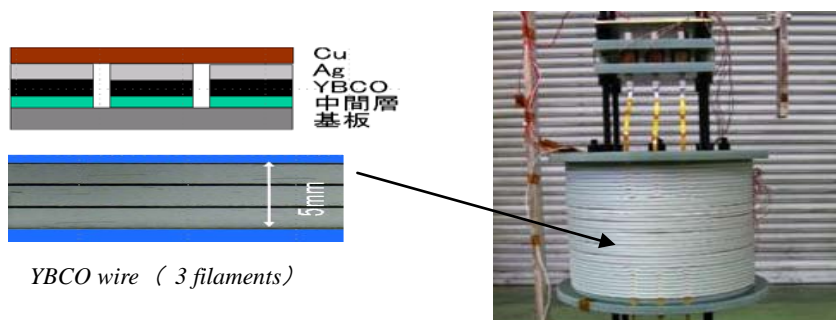


図 2.3.1-15 細線化線材による巻線モデルの外観

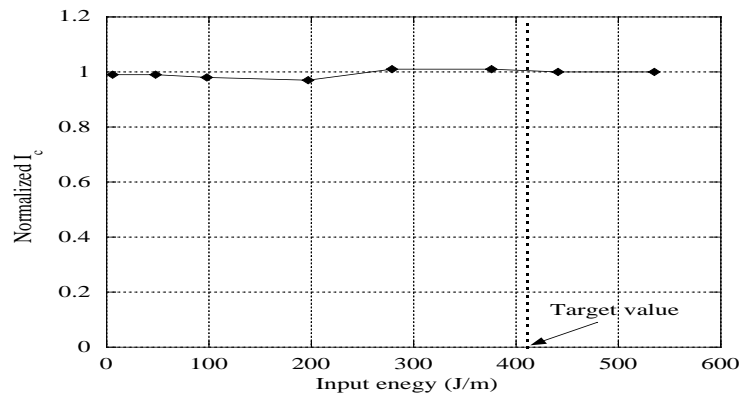


図 2.3.1-16 過電流試験での巻線モデルの規格化したエネルギー特性

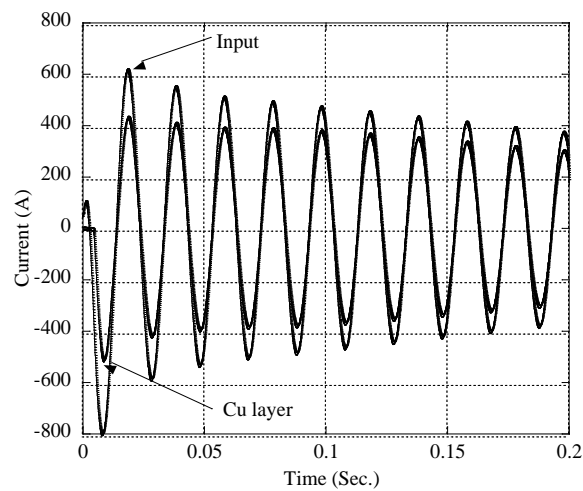


図 2.3.1-17 細線化線材による巻線の電流分布

過電流通電時には、保護銅へ速やかな転流が分かる。今後、変圧器サイズの長尺細線化線材による過電流特性を引き続き検証する。

(2) 巻線口出し部モデルの検証

巻線口出し部モデルにおいて、一括と4分割の口出し部損失を比較し、両方における相違がないことを確認した。図 2.3.1-18 に一括と4分割型の口出し部モデル、図 2.3.1-19a に一括型口出し部の損失、図 2.3.1-19b に4分割型の口出し部の損失試験結果を示す。試験結果は殆ど同等の損失であった。これらの試験成果および口出し部は製作上4分割型が有利であることから、4分割型を適用することとした。

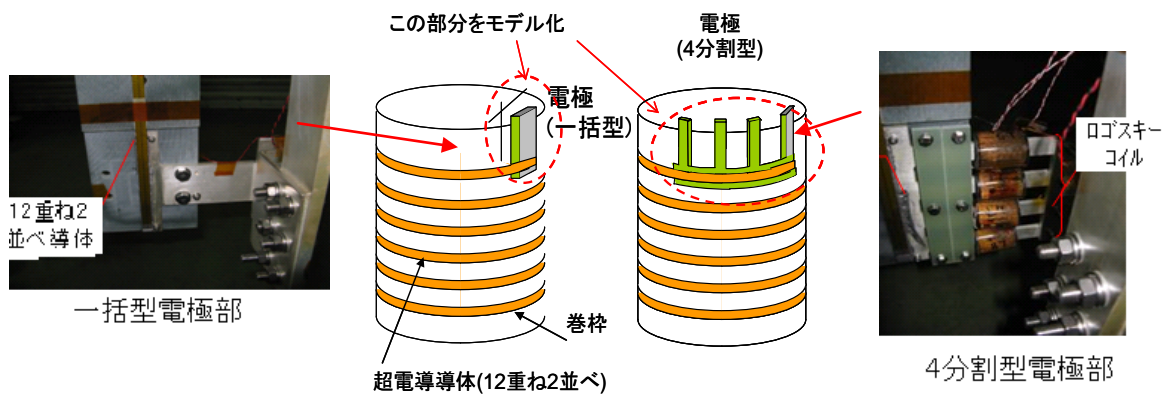


図 2.3.1-18 巻線口出部の試験モデル

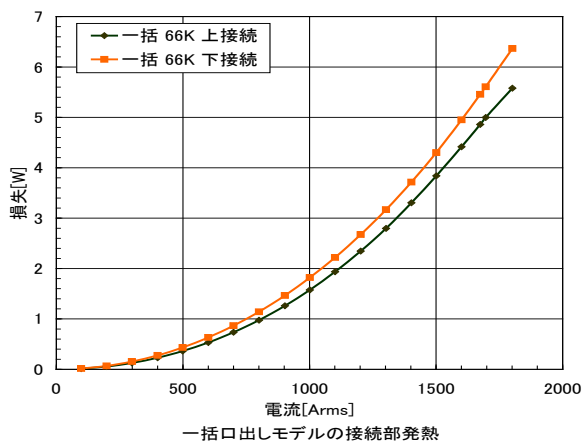


図 2.3.1-19a 一括型口出部の損失

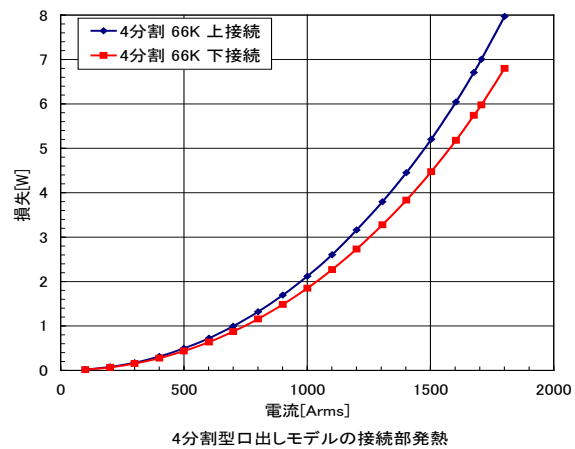


図 2.3.1-19b 4分割型口出部の損失

2.3.1-3 超電導変圧器巻線の短絡強度技術開発 (九州電力)

多層転位並列導体を用いた変圧器巻線が、系統事故時等に発生する短絡電流 (20 MVA 級変圧器%インピーダンス 15 %相当) による強大な電磁力対しても、劣化せずその機能を健全に維持できる強度を有する巻線構造を開発し、一次・二次巻線からなる鉄心付きの短絡巻線モデル (400 kVA 6.6/2.3 kV) を試作し、短絡電流試験で健全性を評価する。

(1) 短絡モデル変圧器の設計

配電用変電所に設置する電力用変圧器の%インピーダンスは 10 MVA 基準で 7.5 %である。そのため、66 kV/6.9 kV・20 MVA 変圧器の一次巻線の短絡電流は定格電流の約 6.7 倍の 1,166 A となり、素線 (3 重ね導体の 1 本分) の短絡電流は 389 A となる。今回の 400 kVA 短絡モデル変圧器は、実用 20 MVA 変圧器の耐短絡特性を検証するため、導体の素線当たりの短絡電流は同等にした。400 kVA 短絡モデル変圧器と 20 MVA 変圧器の仕様を表 2.3.1-2 に示す。Y 系超電導線材の構成は、ハステロイTMの金属基板上に中間層、超電導層および銀の保護層による積層構造、

線材サイズは 5 mm 幅×約 0.15 mm 厚である。0.3 mm 厚の銅は短絡電流通電時の保護層として、Y 系超電導線材の銀層側に配置した。今回使用した Y 系超電導線材の臨界電流 I_c は 110~170 A/5 mm-w(@77 K,s.f.) 程度である。巻枠寸法は、一次巻線が最小内径φ463 mm×高さ 629 mm、二次巻線が最小内径φ346 mm×高さ 662 mm である。二次巻線 (3 重ね導体) は電流均流化のために転位を行っている。

短絡試験検証のために、短絡モデル変圧器の二次側換算等価回路による回路方程式(1)と熱平衡式(2) (巻線は断熱と仮定) の連立方程式により、短絡電流と温度変化の過渡解析を行った。

$$RI + L \frac{dI}{dt} = V_0 \sin(\omega t) \quad (1) \quad \rho(T) \cdot \frac{1}{S} \cdot I(t, T)^2 = 1 \cdot S \cdot \gamma \cdot C_p(T) \frac{dT}{dt} \quad (2)$$

ここで、R:巻線抵抗、L:巻線インダクタンス、ここで、 ρ :抵抗率、C:比熱、 l :導体長、S:導体面積である。なお、解析条件は、①液体窒素への熱伝達なし、②電気抵抗への寄与は保護層の銅と銀のみで、超電導層とハステロイ TR には通電なし、③熱容量への寄与は保護層の銅と銀およびハステロイ TR のみとした。

保護層の銅厚 (0.1~0.3 mm) と銀厚 (5~50 μm) をパラメータにして解析した。

保護層の対定格電流倍率と到達温度への寄与は、銀厚より銅厚が大きいことが分かった。図 2.3.1-20 に、0.2 秒後の短絡二次電流の対定格電流倍率と到達温度の保護層銅厚依存性の解析結果を示す。図 2.3.1-21 には保護層銅厚 0.3 mm、保護層銀厚 7 μm の場合の解析結果 (短絡二次電流、温度) を示す。0.2 秒後の短絡二次電流 (1,630 Ap) は定格二次電流 (246 Ap=174 Arms) の 6.7 倍、温度上昇 12 K (初期温度 66 K) となった。

表 2.3.1-2. 400kVA 変圧器短絡モデルおよび実用変圧器の巻線諸元

	変圧器短絡モデル	実用変圧器
定格容量、相数	400 kVA-单相	20 MVA-三相
定格電圧(一次/二次)	6.9 kV/2.3 kV	66 kV/6.9 kV
定格電流(一次/二次)	58 A/174 A	175 A/1673 A
%インピーダンス	15 %	15 %
短絡電流印加電圧(一次/二次)	387 A/1160 A	1167 A/11153 A
素線並列本数	1 本 (96 ターン×6 層) /3 本 (96 ターン×2 層)	3 本/24 本
素線当り短絡電流印加電圧 (一次/二次)	387 A/387 A	389 A/465 A

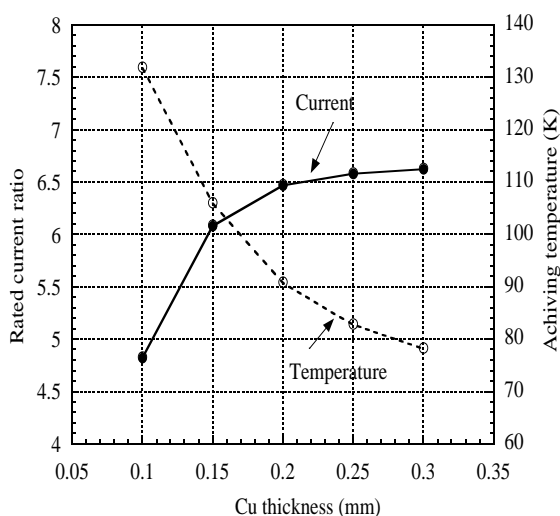


図 2.3.1-20 短絡二次電流の定格電流倍率解析結果

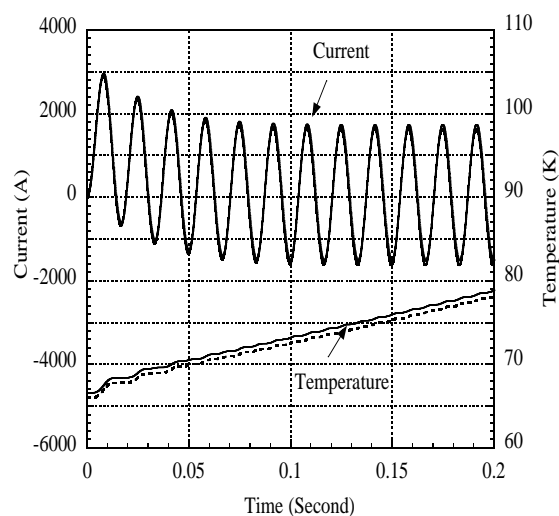


図 2.3.1-21 短絡二次電流と温度上昇と到達温度

短絡モデル変圧器は、外形寸法（鉄心、フレームおよびブッシング含む）は幅 1,200 mm×奥 1,000 mm×高さ 2,300 mm、重量（液体窒素含む）は 2,000 kg である。サブクール液体窒素（66 K）における短絡モデル変圧器の受入試験結果は次のとおりである。① 短絡インピーダンス試験として、一次巻線を短絡し二次巻線に定格周波数・電圧を印加し定格二次電流を通電時の短絡インピーダンス電圧は 15.6 %（設計値 15.3 ± 7.5 %）となった。② 無負荷試験では、一次巻線を開放し、二次巻線に定格周波数の電圧を印加した無負荷損を測定し、無負荷損は 906 W で設計値 1,200 W 以下であることを確認した。③ 短時間交流耐電圧試験として、一次巻線に 16 kV、二次巻線に 10 kV の定格周波数の交流電圧を各々 1 分間印加し、健全であり絶縁強度を有することを確認した。

(2) 短絡試験

短絡電流試験回路の概要は図 2.3.1-22 に示す。同モデル変圧器の巻線温度をサブクール液体窒素温度（66 K）に設定し、一次側に 6.9 kV を印加後二次側の遮断器によって、0.2 秒間の短絡試験を実施した。図 2.3.1-23 短絡電流試験時の保冷容器の液面と圧力、図 2.3.1-24 に短絡二次電流波形と一次側電圧波形を示す。短絡一次電流の第 2 波（JEC2200 による計測値）は $1460 \text{ Ap} = 1,030 \text{ A}_{\text{rms}}$ であり、定格電流の 6 倍程度、0.2 秒後もほぼ同程度であり、短絡に伴い発電機電圧が低下（15 %程度）していることを考慮すると事前の解析値とほぼ同じ値である。試験後の巻線インピーダンス試験結果は、試験前は 15.36 %で、試験後は 15.34 %となり、JEC の短絡インピーダンス変化の判定基準（ ± 2 %以内）を満たしている。また、図 2.3.1-25 に短絡電流試験前後の巻線の電圧・電流特性を示す。試験前後でほぼ同一であり巻線の健全性が確認できた。

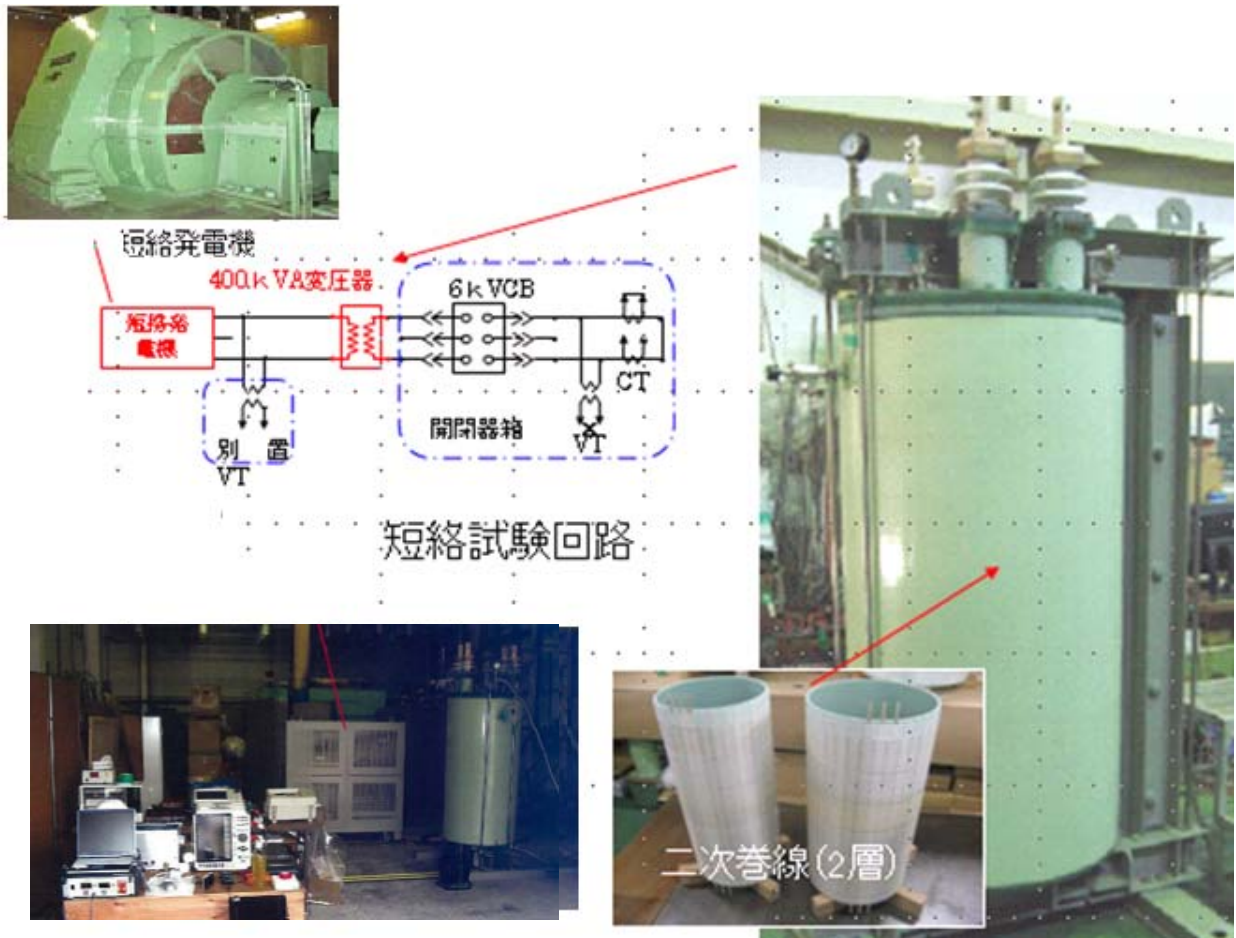


図 2.3.1-22 400 kVA 短絡モデル変圧器と試験回路

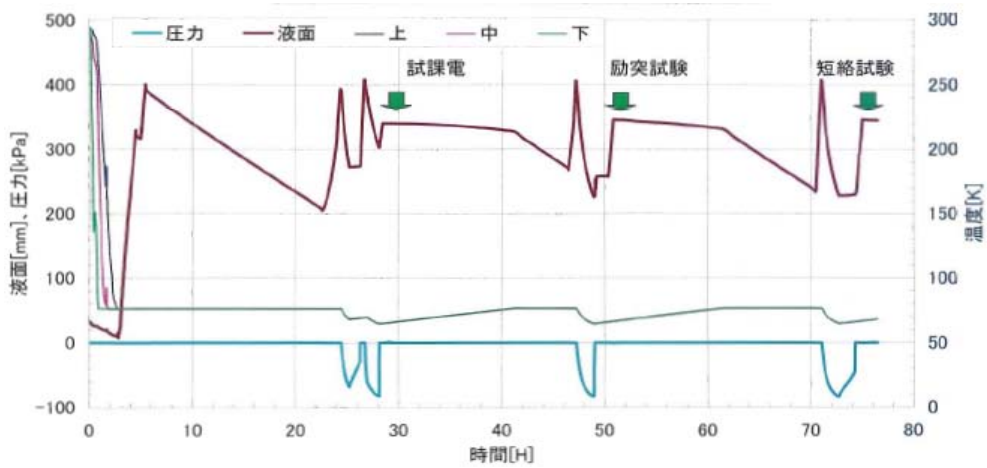


図 2.3.1-23 短絡電流試験時の保冷容器の液面と圧力

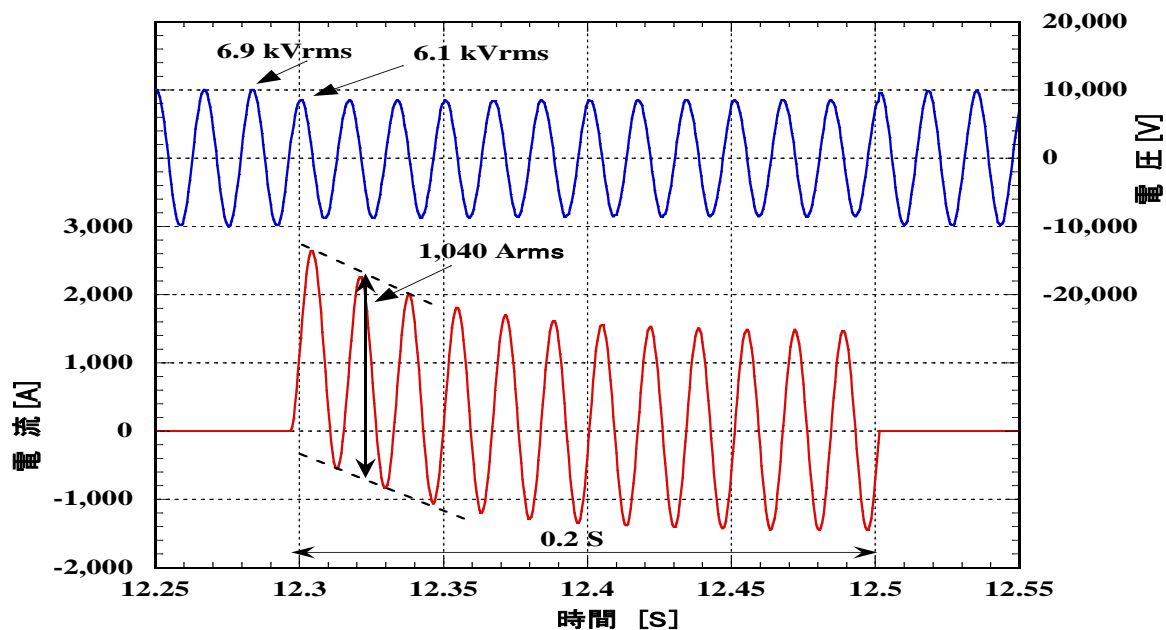
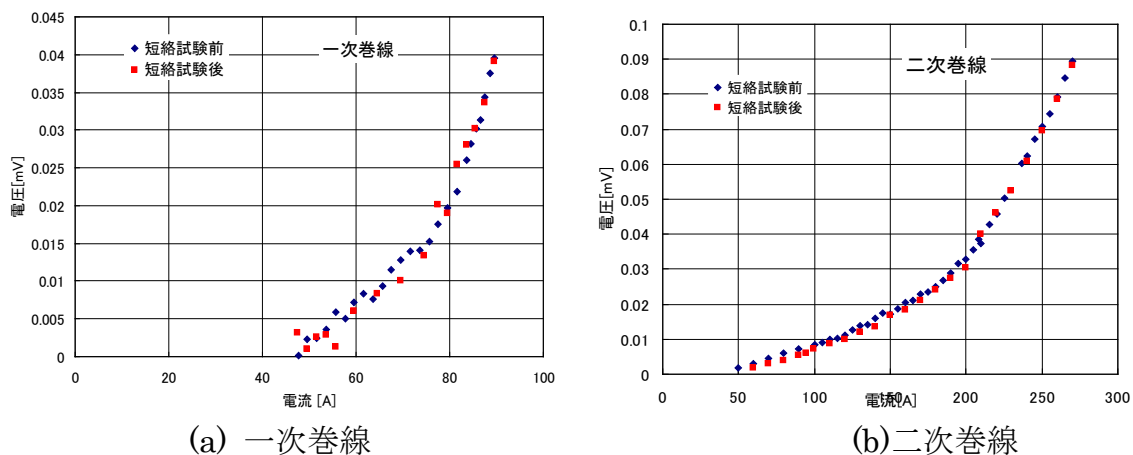


図 2.3.1-24 短絡試験時の電圧と電流波形



(a) 一次巻線 (b) 二次巻線
図 2.3.1-25 短絡電流試験前後の巻線の電圧・電流特性

2.3.1-4 低交流損失性・大電流容量導体および巻線構成技術の検討 (九州大学、ISTEC)

低交流損失性・大電流容量導体および巻線構成技術の検討では、フィラメント加工により低交流損失化を図った細線化 Y 系超電導線材を用いて線材素線レベルでの低交流損失性を維持したまま大電流容量導体・巻線 (ソレノイド型) を構成する技術の確立を目指すことを目標とした。単層、多層の転位並列導体を用いた超電導巻線の交流損失、電流分流等電磁特性について、理論及び実験の両面から低損失化を検討し、変圧器巻線の構成法、最適転位巻線方法について検討する。

研究内容は、実器設計手法の確立のため、転位並列導体の電流分流特性を評価し

うる数値解析プログラムを作成し、変圧器巻線に相当する単層コイルの転位方法について検討した。転位方法の不明点を明確にし、実験によって明らかにすべき課題を抽出し、検証モデルコイルを設計した。また、転位並列導体を多層コイルに巻いた場合において、電流分流特性を均等にする普遍的転位法を数値解析により見だし、一部を実験的に検証した。例として、図 2.3.1-26 は 6 本並列導体を用いて最適層数（24 層）以上の層数を巻く場合に、電流分流を均等にするための転位パターンである。また、3 本並列導体については、超電導線材を用いて多層コイルを構成し、実験的に最適転位パターンの妥当性を検証した。図 2.3.1-27 は巻線中の超電導 3 本並列導体コイルを、図 2.3.1-28 は素線間電流分流の測定結果を示している。理論計算通りほぼ均等に流れていることがわかる。

研究成果として、転位並列導体の多層コイル形状における電流分流特性を均等にする普遍的転位方法を見出し、一部を実験的に検証した。また、並列導体構成に伴う付加的交流損失についても理論・実験の両面から検討を進めた。

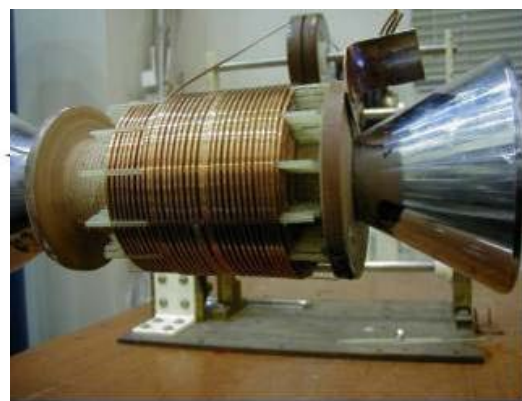
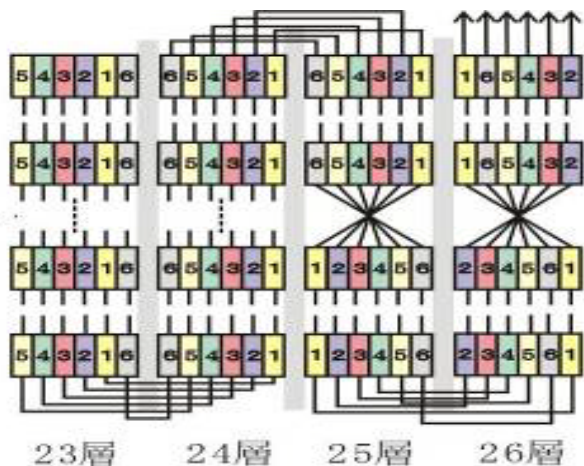


図 2.3.1-26 最適転位層数以上の層数における 6 本並列導体の層間・層内転位

図 2.3.1-27 巻線中の超電導 3 本並列導体

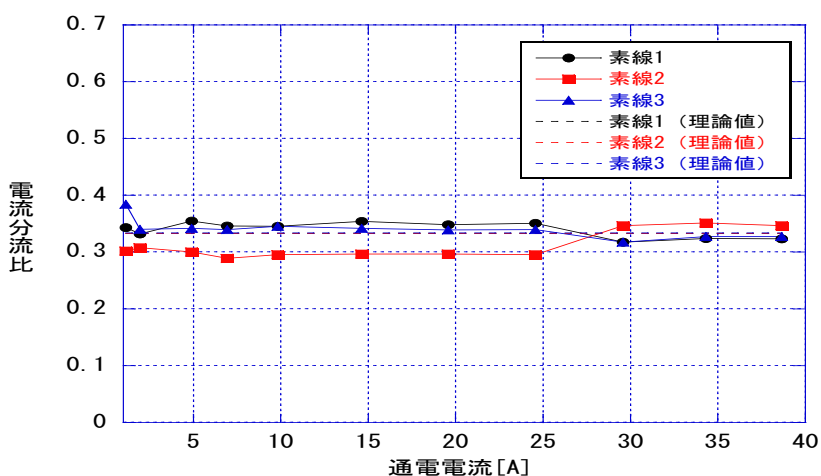


図 2.3.1-28 超電導 3 本並列導体コイルの素線間電流分流測定結果

2.3.1-5 MgO 基板線材の超電導変圧器用線材としての適用性評価(九州電力、九州大学、ISTEC)

IBAD-MgO 中間層は薄く（膜厚は従来の GZO 中間層の約 1 / 100）でも結晶粒は高配向であり、基板製造速度の向上（約 100 倍）により線材コスト低減が図れる特長を有す(2.3.4-1(5) 節参照) ことから、超電導変圧器用の巻線としての MgO 基板線材の適用性を、過電流特性、曲歪み特性、線化線材の素線間抵抗の観点から、次の通り検証した。その結果は、

- ① 過電流特性として、GZO 中間層基板線材と同様に、巻線モデルによる過電流通電試験を実施したが、 I_c 劣化は無く良好であった(2.3.1-2(1)節参照)。
- ② 曲歪み特性として、GZO 中間層基板線材と同様に、転位部を模擬した曲げ巻線モデルによる通電試験を実施したが、 I_c 劣化は無く良好であった(2.3.1-1(1)節参照)。
- ③ 細線化線材の素線間抵抗は $1 \text{ M}\Omega/\text{cm}$ (GZO 中間層基板と同等) で良好である(2.3.4-1(5)節参照)。

である。これらの技術面及び線材コスト低減を考慮して、今後、MgO 中間層基板線材を適用することとした。このため、線材供給工程を平成 23 年度まで延期した。

2.3.1-6 超電導変圧器巻線技術開発のまとめ

次の開発成果から中間目標は達成できた。追加成果として、線材コスト低減が図れる MgO 中間層基板線材も適用性が確認できた。

- (1) 超電導変圧器巻線の大電流化技術開発
 - ・ 大電流通電に向け、安定化銅付線材の単線と三重ね巻線モデルによる曲げ特性と過電流試験で短絡エネルギー (410 J/m) の 2 倍での健全性を確認した。
 - ・ 線材を多層並列導体(12 重 2 並列)の転位均流モデルで、各素線間の電流分流のバラツキは最大で 14 %であり、変圧器用として可能である。
- (2) 超電導変圧器巻線の低損失化技術開発
 - ・ 細線化線材(5 mm 幅を 3 分割)した巻線モデルの過電流試験で健全性を確認した。
 - ・ 変圧器二次巻線の口出し部モデルで、接続部損失が保冷容器の熱侵入量等より十分低いこと、4 分割型方式は損失で一括型と同等だが製作性が有利である。
 - ・ 今後、100 m 級 3 分割線材の低損失モデルにて交流損失低減を検証予定である。
- (3) 超電導変圧器巻線の耐短絡強度技術開発
 - ・ 短絡電流 (20 MVA 級変圧器%インピーダンス 15 %相当) による電磁力等に対して劣化しない巻線構造を考案して短絡巻線モデルを製作した。その短絡

電流試験で良好な耐短絡強度を確認した。

- (4) 低交流損失性・大電流容量導体および巻線構成技術の検討
- ・ 細線化線材による多層の転位並列導体による巻線の交流損失、電流分流等の電磁特性について、最適な巻線構成法や最適転位巻線方法を開発し、理論と実験にて確認した。
- (5) MgO 中間層基板線材の超電導変圧器用線材としての適用性評価<追加成果>
- ・ IBAD-MgO 中間層基板は薄く、中間層付き基板製造速度の向上（約 100 倍）により線材コスト低減が図れるため、変圧器用巻線としての適用性を、曲げ歪み・過電流特性及び線材素線間抵抗(1 M Ω /m 以上)の観点から:実証し、良好な結果を得た。

2.3.2 冷却システム技術開発

冷却システムは、前プロジェクト「超電導応用基盤技術開発（第Ⅱ期）」（平成15～19年度）にて開発した小型膨張タービンの成果を活用して、1.1.3-2節の目的や1.2.3-2節に述べた計画内容に基づき、超電導変圧器用として、①小型膨張タービンの高効率化、②小型ターボ圧縮機開発、③熱交換器の最適化・小型化、④冷凍機開発と冷却システム開発、⑤冷凍機と機器とのインターフェイスの検討を進めた(1-2)。

また、中間目標は、小型膨張タービンの断熱効率65%以上、小型ターボ圧縮機の断熱効率65%以上とし、本プロジェクト前半では小型膨張タービンと小型ターボ圧縮機を中心に開発する。また、本プロジェクト後半では、最終目標は、65K運転時の冷凍機冷凍能力2kW以上、80K運転時の冷凍機効率(COP)0.06以上とし、2MVA変圧器と組み合わせて、性能を実証する計画である。

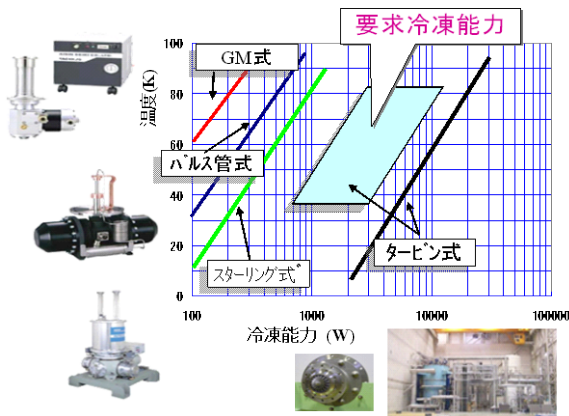


図 2.3.2-1 各方式の冷却システムと本開発システムの位置づけ

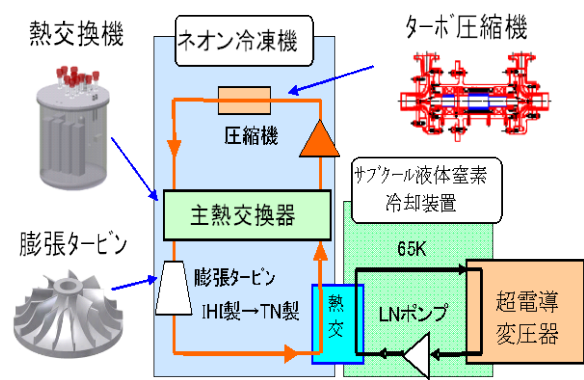


図 2.3.2-2 本開発冷却システムの構成（ネオン冷却システム）

	H20	H21	H22	中間目標	H23・H2	最終目標
タービン		小型タービン効率の向上		<ul style="list-style-type: none"> 膨張タービン断熱効率 $\geq 65\%$ 圧縮機：断熱効率 $\geq 65\%$ 		冷凍能力： 2kW@65K 冷凍効率 (COP)： :0.06@80K
圧縮機		小型・高効率ターボ圧縮機				
熱交換器		熱交換器の小型化				
システム化		小型・高効率システム設計			2MVA 変圧器とシステム検証	

図 2.3.2-3 超電導変圧器対応線材の安定製造技術開発フロー

2.3.2-1 小型膨張タービンの高効率化（大陽日酸）

膨張タービンは冷凍機の性能を大きく左右されるため高効率であると同時に、低

温部に配置されるためメンテナンスフリーが要求される。そのため、膨張タービンは非接触で磨耗がなく、高速回転での安定性に優れた 5 軸制御の磁気軸受を採用するとともに、タービンで発生した動力を電力として回収する発電機制動方式とした⁽³⁻⁴⁾。

(1) タービンの設計・製作

膨張タービン形式は、小流量でも効率が高いラジアルタービンを採用した。冷凍機のプロセスシュミレーションから求めた膨張タービンの設計仕様を表 2.3.2-1 に示す。製作したタービンのノズルとインペラを図 2.3.2-4 に示す。ノズルの羽根形状は直線翼、羽根の数は 15 とし、インペラは半径方向から流入し、軸方向に流出する 3 次元の混流型とした。インペラの羽根枚数や羽根形状はタービン効率に大きく影響するため、数種類を検討した。ノズル材料は低温での機械的特性に優れた SUS304 とし、インペラは軽量化を図るためアルミ合金とした。

表 2.3.2-1 タービン・圧縮機の設計仕様

	タービン	圧縮機
回転数	1250 rps	617 rps
入口圧力	1.0 MPa	0.5 MPa
出口圧力	0.5 MPa	1.0 MPa
入口温度	68 K	303 K
流量	1200 Nm ³ /h	1200 Nm ³ /h
インペラ外径	32 mm	155 mm

今回、設計・製作した発電機制動磁気軸受式膨張タービンの構造を図 2.3.2-4 に示す。タービンは入口と出口の配管を下側にしてコールドボックス(真空断熱)に垂直に取り付けられ、大口径フランジ部分でシールされている。常温部には磁気軸受と発電機が配置され、発電機の周囲は水冷構造となっている。タービン本体はカートリッジ構造であり、コールドボックス内は真空状態でタービンのインペラ、ノズル及び軸受等の交換が可能である。同図に高速回転するタービンロータの外観写真も示す。手前にタービンインペラがネジ止め固定され、中央にはアキシアル磁気軸受のスラストディスクが配置され、発電機のロータエレメントはスラストディスクの奥側に焼きばめ固定され、ロータの総重量は 1.87 kg である。

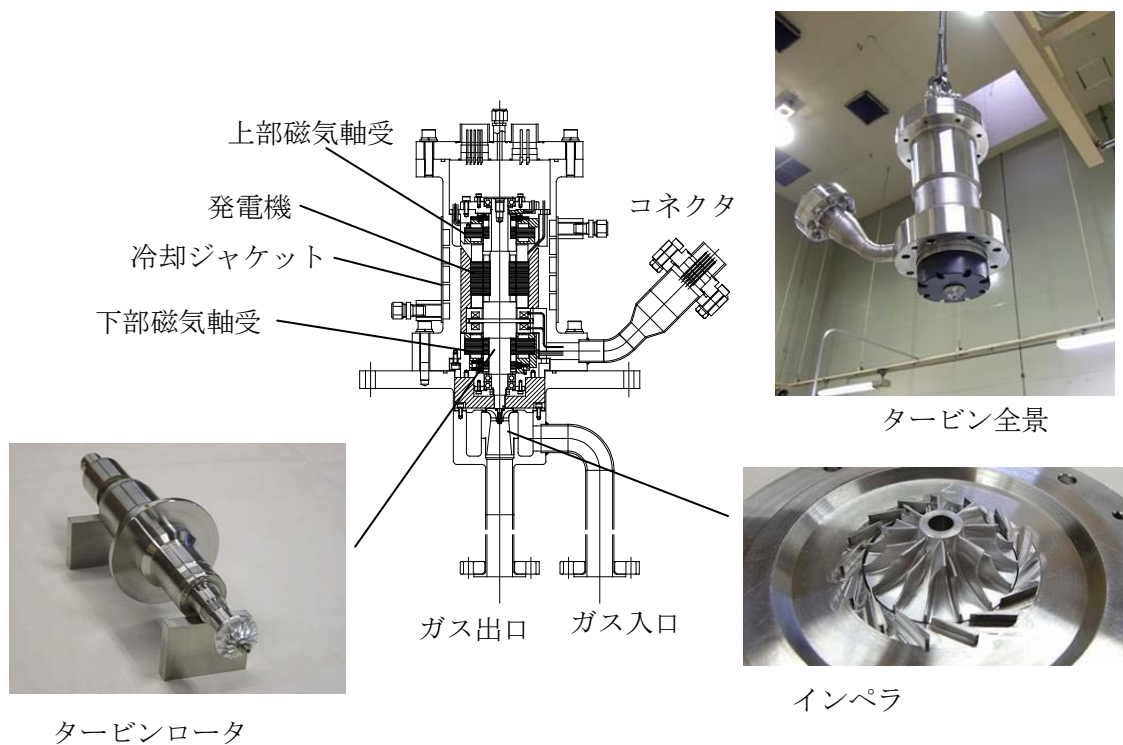


図 2.3.2-4 タービン構成

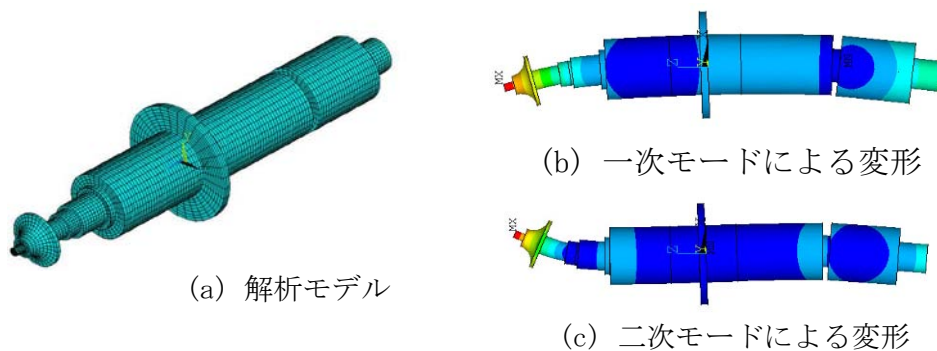


図 2.3.2-5 タービンロータ固有振動解析

図 2.3.2-5 に有限要素法によるタービンロータの固有振動解析結果を示す。(a) は解析モデルのメッシュ図、(b) は一次の曲げ固有振動モード、(c) は二次の曲げ固有振動モードである。一次の曲げ固有振動数は 1449 Hz、二次の曲げ固有振動数は 3290 Hz であり、タービンの回転数 1250 rps と 15 % 以上離れていることが確認された。タービンをネオン冷凍機に搭載する前にタービン単独で高圧のネオンガス中で 1300 rps まで回転させたが、磁気軸受で支持されたタービンロータの振動は小さく、安定に運転できることが確認できた。

(2) タービンの運転

膨張タービンをネオン冷凍機に搭載して磁気軸受の安定性を確認し、タービンの流量や効率を測定した。タービンの起動は、まず、磁気軸受を動作させてタービン

ロータを非接触浮上させる。ネオン冷凍機の主圧縮機を起動した後、インバータによりタービンの発電機を 1200 rps までモータモードで駆動する。タービンの入口圧力を上昇させるとタービンで発生した動力によってインバータの励磁周波数よりタービンロータの回転数が上昇し、モータは発電機として動作するようになる。タービン入口圧力が定格に到達するとタービンの回転数は 1250 rps に近づく。図 2.3.2-6 に起動から停止までのタービンの回転数(約 1150 rps)と流量の変化を示す。タービンが停止する前のデータは、タービンが定格の入口圧力、温度に到達した時のデータであり、この時のタービン流量は 1200 Nm³/h で定格流量と一致している。図 2.3.2-7 と図 2.3.2-8 に主圧縮機とタービンの圧力変化(ゲージ圧力、単位 MPaG)と温度変化を示す。タービンの入口、出口温度は起動直後は室温であるが、約 3 時間後には定格付近の 70 K まで温度降下している。

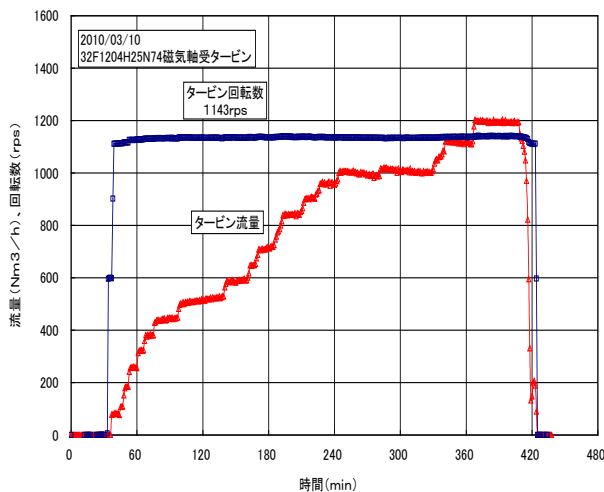


図 2.3.2-6 回転数と流量の変化

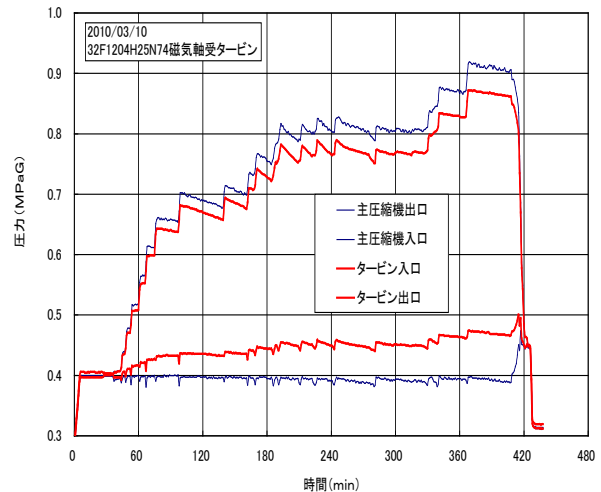


図 2.3.2-7 圧力変化

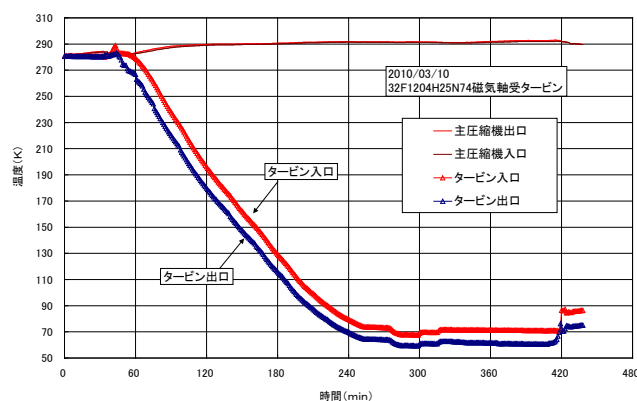


図 2.3.2-8 温度変化

(3) タービンの性能

タービンの断熱効率 η_T を(1)式に、理論断熱噴出速度 C_0 (タービン入口から出口まで等エントロピ変化した時のガスの流速) は(2)式示す。タービンの効率に影響

を与える重要なパラメータとして速度比 U/C_0 が一般に用いられる。ここで、 H_1 ：タービン入口エンタルピ、 H_2 ：タービン出口エンタルピ、 H_{2S} ：断熱膨張（等エントロピ変化）した時のタービン出口エンタルピ、 U ：タービンインペラの周速度である。

$$\text{断熱効率 } \eta_T = \frac{H_1 - H_2}{H_1 - H_{2S}} \quad (1) \quad \text{理論断熱噴出速度 } C_0 = \sqrt{2(H_1 - H_{2S})} \quad (2)$$

タービンの性能に大きな影響を与える因子としては多くが挙げられるが、このネオン用タービンではインペラ径が 32 mm と超小型であるため、インペラ羽根形状がタービン効率にどの程度の影響を与えるかに着目し、3 種類のインペラを製作した。

図 2.3.2-9 に 3 種類のインペラ形状を示す。図(a)は羽根枚数 12 枚のフルブレードインペラ 32F1204、図(b)は 16 枚のフルブレードインペラ 32F1604、図(c)は 8 枚はフルブレード、8 枚はスプリッタブレードの 32S1604 である。3 種類とも外径 32 mm、羽根厚さはハブ側が 0.5 mm、シュラウド側が 0.3 mm、羽根出口の直径と羽根角度はすべて同じとしたが、32S1604 インペラの外径部の羽根高さは 2.2 mm と他のインペラよりも 0.3 mm だけ低くした。

図 2.3.2-10 にネオン冷凍機に搭載して試験したタービン効率の実測値を示す。3 種類のインペラのタービン効率の最大値は 70 % 以上で、スプリッタブレードの 32S1604(□)が他のインペラ(○、△)よりも効率はやや低めとなっている。32S1604 インペラの試験ではノズル羽根出口角度が 71 度のノズルリングと組み合わせ、羽根高さを他のインペラよりも 0.3 mm 低くしたことが、他のインペラよりも効率が低くなった原因と思われる。いずれにせよ、3 種類とも目標タービン効率 65 % を大きく上回ることができた。

膨張タービンの軸受に磁気軸受を採用した大きな理由は、膨張タービンの信頼性と耐久性の向上である。磁気軸受の膨張タービンは空気分離装置に搭載して長期間ノーメンテで連続運転した実績があり、ネオン冷凍機に搭載した小型の膨張タービンも同様な信頼性・耐久性が期待できる。当該膨張タービンを組み込んだネオン冷凍機の 24 時間連続運転を 11 日間実施したところ、タービンの回転数や軸受の振動には変化はなく、タービンの効率も運転初期と同じであり、安定した運転が確認された。



図 2.3.2-9 供試インペラ (3 種類)

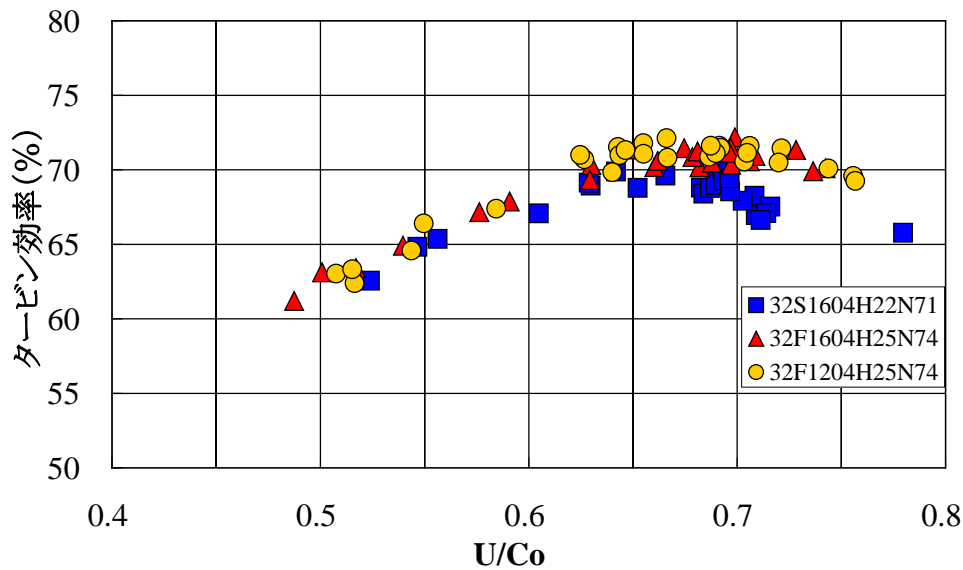


図 2.3.2-10 タービン効率の試験結果

2.3.2-2 小型ターボ式圧縮機開発（大陽日酸）

(1) 圧縮機的设计

冷凍機のプロセスシュミレーションから決定されたターボ圧縮機を設計した。圧縮機の圧力比は 2 であり、ターボ圧縮機の圧力比としてはそれほど大きな圧力比ではないが、流量が少ないため比速度が小さくなり、1 段で圧縮するよりも 2 段で圧縮する方が効率的に有利となるため、2 段圧縮のターボ圧縮機として設計した。圧縮機のインペラは図 2.3.2-11 に示すようにインペラ出口羽根の取り付け角を回転方向と逆向きに 30 度傾けたバックワードインペラとし、インペラの外側には羽根付ディフューザを配置した。一般に、インペラ出口羽根の取り付け角を半径方向としたラジアルインペラよりもバックワードインペラの方が、同じ圧力比を得るための回転数は高くなるが、インペラ出口の流速が小さくなって断熱効率が高くなり、作動範囲も広がる⁽⁵⁾。インペラの羽根枚数は 18 枚、ディフューザは羽根枚数が 15 枚と 8 枚の 2 種類を用意した。図 2.3.2-11 に羽根枚数 15 枚のディフューザを示す。羽根の形状は 15 枚と 8 枚とで同じであるが、羽根枚数を変えることで羽根入口スロート幅が 15 枚は 7.7 mm、8 枚は 20.6 mm となり、入口スロートの面積は 8 枚の方が 1.43 倍大きくなっている。圧縮機ディフューザの入口スロート面積は圧縮機の性能に対して非常に重要である⁽⁶⁾。

ターボ圧縮機の構造を図 2.3.2-11 に示す。図の右側が 1 段側の圧縮機、左側が 2 段側の圧縮機である。中央部には 60 kW の高周波モータがビルトインされており、インバータで駆動される。モータの左側にアキシアル磁気軸受、その両側にラジアル磁気軸受が配置された構造となっている。圧縮機インペラの内側には磁気軸受が何らかの要因によって正常に動作できなくなった場合に備えて回転軸と軸受が接

触するのを防ぐためにタッチダウン軸受と呼ばれる無潤滑のボールベアリングが設けてある。

また、摩擦損失とモータの損失による発熱を除去するために、モータの外側は水冷式の冷却ジャケットを設けている。

図 2.3.2-12 に圧縮機ロータの固有振動モードの解析結果を示す。図の上段(a)は解析モデルのメッシュ図、中段(b)は一次の曲げモード、下段(c)は二次の曲げモードで、一次の固有振動数は 706 Hz、二次の固有振動数は 1756 Hz で、圧縮機ロータの設計回転数 617 rps からは 14 %以上離れている。

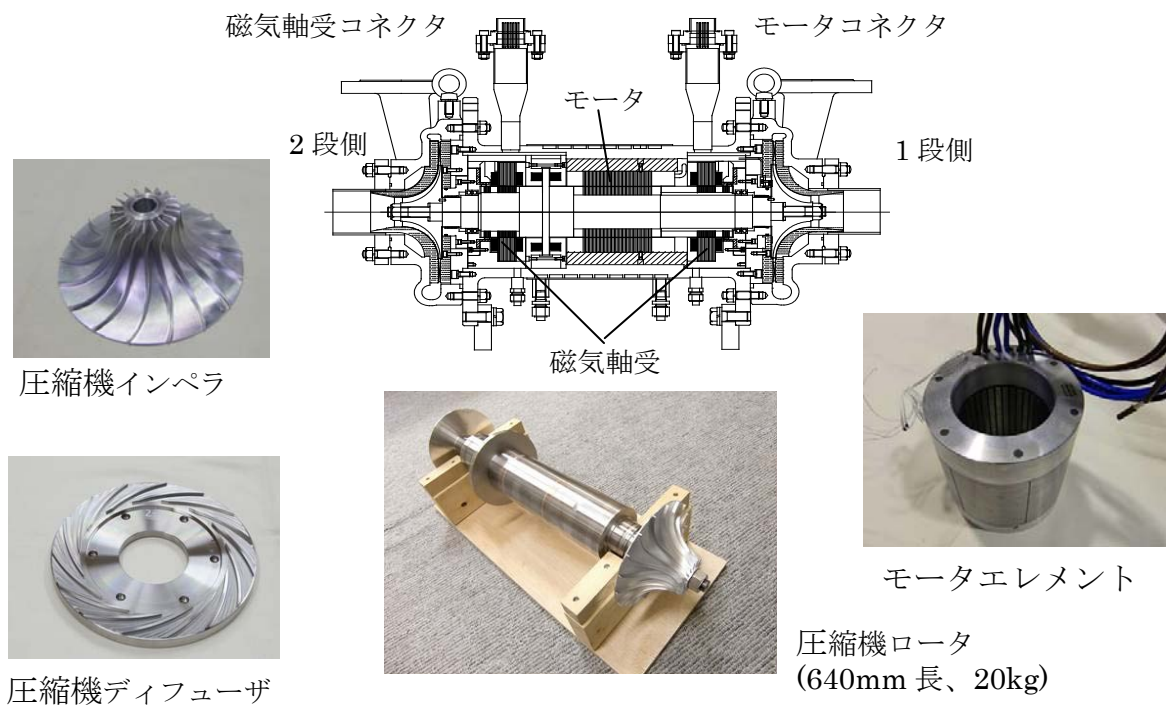


図 2.3.2-11 小型ターボ圧縮機の構造

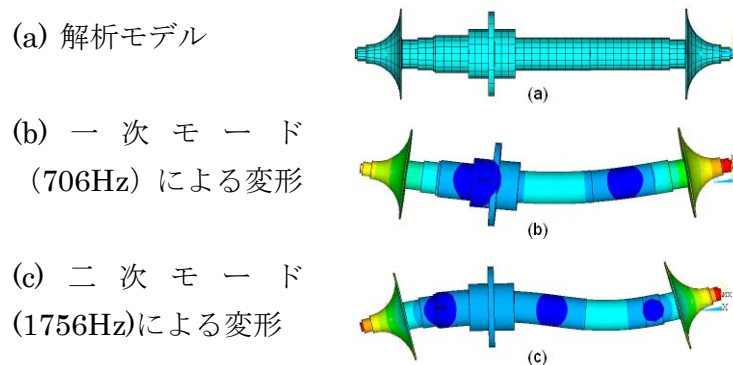


図 2.3.2-12 圧縮機ロータの固有振動モード

(2) 圧縮機の運転

新開発した一ボ圧縮機をネオンガス雰囲気中で運転するための試験設備の主要部を図 2.3.2-13 に示す。1 段目の圧縮機で圧縮されたガスは約 100 °Cまで温度上

昇するため、水冷式のインタークーラで 30℃まで冷却されて 2 段側の圧縮機に入る。2 段目の圧縮機出口のガスも同様に約 100℃まで温度上昇するため、水冷式のアフタークーラで 30℃まで冷却され、流量調整用のバルブで減圧された後、1 段目の圧縮機に戻る。図には示していないが、1 段目の圧縮機入口圧力が設計圧力の 0.5 MPa で一定となるようにガスの補充と回収用のポートを設けている。

各段の圧縮機の入口、出口配管には JIS B 8345 の「ターボ形ガス用ブロワ・圧縮機の閉回路による試験および検査方法」で定められた位置に圧力計、温度計、流量計等を設置して運転データを計測した。

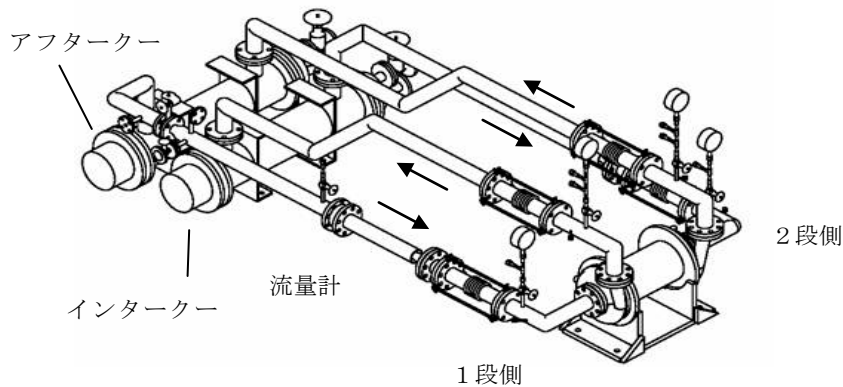


図 2.3.2-13 圧縮機試験設備

(3) 圧縮機の性能試験

ターボ圧縮機の断熱効率 η_C も膨張タービンと同様な式で表される。

$$\eta_C = \frac{H_{2S} - H_1}{H_2 - H_1} \quad \eta_C = \frac{T_{2S} - T_1}{T_2 - T_1} \quad T_{2S} = T_1 \left(\frac{P_2}{P_1} \right)^{\left(\frac{\kappa - 1}{\kappa} \right)}$$

ここで、 H_1 : 圧縮機入口エンタルピ、 H_2 : 圧縮機出口エンタルピ、 H_{2S} : 断熱圧縮 (等エントロピ変化) した時の圧縮機出口エンタルピ、 T_1 : 圧縮機入口温度、 T_2 : 圧縮機出口温度、 T_{2S} : 断熱圧縮 (等エントロピ変化) した時の圧縮機出口温度、 P_1 : 圧縮機入口圧力、 P_2 : 圧縮機出口圧力、 κ : ガスの比熱比 (ネオンガスの場合 $\kappa = 1.668$)

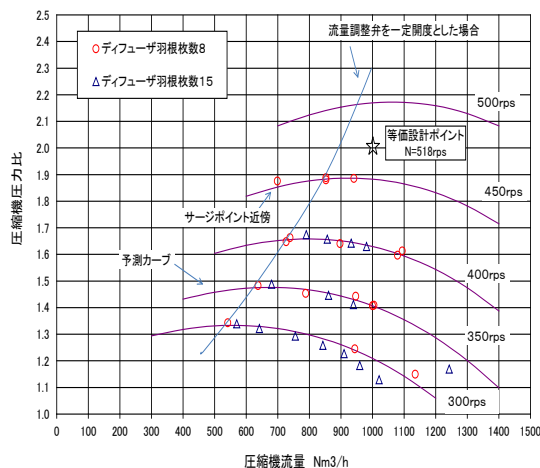
タービンの場合は入口と出口の温度が 70 K 以下という非常に低温度となるため、ネオンガスを理想気体として扱ると多少の誤差が生じるが、圧縮機の場合は動作温度が室温よりも高いため、理想気体として取り扱っても問題は無い。理想気体の場合はエンタルピの代わりに温度を用い、上記の式で圧縮機の断熱効率を表現することができる。

a. 窒素ガスでの等価性能試験

ターボ圧縮機を最初からネオンガスで実験すると、試験中に何らかの不具合があって配管を取り外したり、圧縮機の一部を開放点検する度に高価で貴重なネオンガ

を大気中に放出することになる。そのため、ネオンガスで本格的に性能試験を実施する前の予備試験としてネオンガスと物性が近い窒素ガスで圧縮機の性能試験を実施した。実際と異なるガスで試験する方法は前述した JIS B 8345 で詳細に規定されており、これに基づいて窒素ガスによる圧縮機の等価性能試験を実施した。ネオンガスでの圧縮機的设计回転数は 617 rps であるが、これと等価な窒素ガスの運転回転数は 518 rps となる。ネオンガスの设计流量は 1200 Nm³/h であるが、これと等価な窒素ガスの流量は 1006 Nm³/h となる。

図 2.3.2-14 に圧縮機の圧力比を示す。横軸は圧縮機の標準状態 (0°C、1 気圧) での流量であり、図の☆印が等価設計ポイント、すなわち、窒素ガスに換算したネオンガスでの圧縮機的设计ポイントである。図中の○印が羽根枚数 8 枚の圧縮機ディフューザでの試験結果であり、△印が羽根枚数 15 枚の圧縮機ディフューザの試験結果である。一定回転数毎に図示した曲線は羽根枚数 8 枚の圧縮機ディフューザの性能試験データから圧縮機の相似則を用いて性能を予測したものである。図より等価設計ポイント(☆印)は 450 rps と 500 rps の中間の回転数域にあり、等価回転数 518 rps で圧縮機を運転すれば圧縮機の圧力比は約 2.2 が得られ、等価設計ポイントの圧力比 2.0 を十分上回ると予想される。



2.3.2-14 圧力比と圧縮機流量の関係 (流体：窒素)

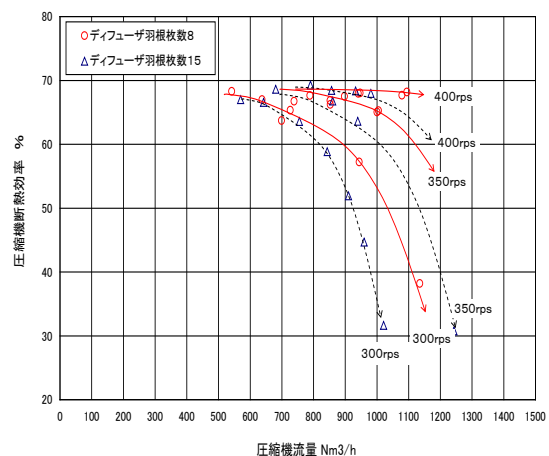


図 2.3.2-15 圧縮機効率と圧縮機流量の関係 (流体：窒素)

図 2.3.2-15 に窒素ガスでの圧縮機の断熱効率を示す。図中の実線はディフューザ羽根枚数 8 枚の回転数ごとの傾向を示している。一方、破線はディフューザ羽根枚数 15 枚の傾向を示す。ディフューザ羽根枚数 8 枚の 450 rps データについてはデータ点数が少ないため傾向は図示していない。

羽根枚数 8 枚 (○印) と 15 枚(△印)の圧縮機効率の傾向を比較すると最高効率はどちらも約 68 %程度を示しているが、ディフューザ羽根枚数が 8 枚よりも 15 枚の方が流量が多くなるにつれ効率の低下が大きく、ディフューザの羽根枚数による特性の違いが明らかになった。なお、現時点では磁気軸受のチューニングとモータ

発熱対策が十分でないため圧縮機の回転数を 450 rps を上限として性能試験を実施した。圧縮機入口が 0.5 MPa よりも低い状態ではモータ発熱が小さいため最大 550 rps まで圧縮機を運転して磁気軸受のチューニングを実施している。

b. ネオンでの性能試験

窒素ガスでの等価試験によってターボ圧縮機の運転特性や試験データの再現性を十分検証することができたので、試験回路内の窒素ガスをネオンガスに置換してネオンガスによる圧縮機の性能試験を実施した。

図 2.3.2-16 にネオンガスでの圧縮機の圧力比を示す。圧縮機ディフューザ羽根枚数は 15 枚を使用した。図の 300~600 rps の一定回転数毎の曲線は窒素ガスの等価試験で述べたように圧縮機の相似則を用いて性能予測したものである。

また、図の破線は流量調整用のバルブの開度を一定に保持したまま圧縮機の回転数を変化させた時の圧縮機の変化を示したものである。

窒素ガスとネオンガスでは比熱比が異なるため同じ回転数でもネオンの圧力比は小さくなる。したがってネオンでの性能試験は 350~450 rps の回転数域を重点的に実施した。なお、流量 780 Nm³/h の 1 点だけではあるが、500 rps での性能データも収集した。さらに、回転数 450 rps で圧縮機の流量を減らして圧縮機がサージングに突入する試験も実施した。図中に Near surge と矢印で付記したポイントから圧縮機の流量を減らすと圧縮機の入口、出口の圧力は大きく変動し、騒音が発生するが、磁気軸受の制御は安定であった。

図より、目標とする 1200 Nm³/h での圧力比 2.0 は回転数が 550~600 rps の中間域にあることがわかる。磁気軸受のチューニングとモータ発熱対策が完了して回転数が設計の 617 rps まで回転できるようになれば、圧縮機の相似則より圧縮機の圧力比は目標値を十分上回ると予想される。

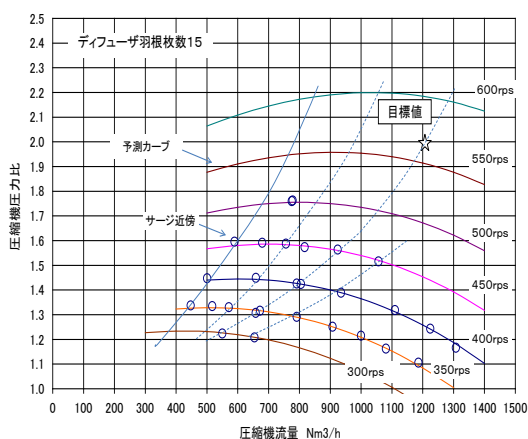


図 2.3.2-16 圧力比と圧縮機流量の関係 (流体：ネオン)

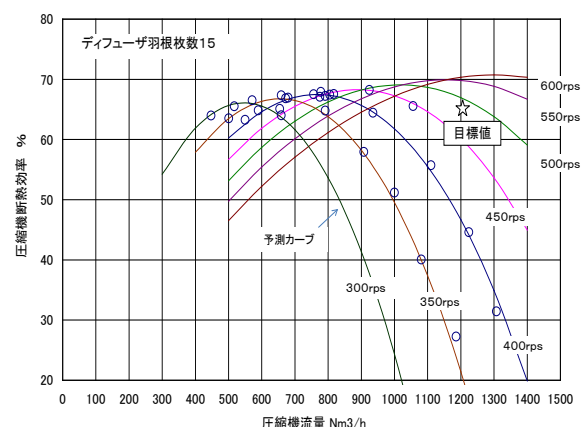


図 2.3.2-17 圧縮機効率と圧縮機流量の関係 (流体：ネオン)

圧縮機の断熱効率を図 2.3.2-17 に示す。図中の実線は 300~500 rps の実測効率と圧縮機の相似則により予想される回転数ごとの効率カーブである。圧縮機効率は

回転数が高くなるとピーク効率も高くなる傾向がある。図より 350～450 rps での回転数毎のピーク効率は約 66～68 %の範囲にあり、設計回転数より低い回転数域ではあるが、目標とする効率 65 %を超えることが確認でき、さらに圧縮機流量 1200 Nm³/h、圧力比 2.0 における圧縮機効率も 65 %を超える見通しを得た。

(4) 目標達成の見通し

窒素ガスおよび実ガスであるネオンを用いてターボ圧縮機の性能試験を実施したが、設計よりも低い回転数で得られた性能データと圧縮機の相似則から求めた性能曲線とはどちらのガスも良く一致することが確認できた。現在、圧縮機の磁気軸受のチューニングは回転数 550 rps が最大であり、目標とする回転数 617 rps までもう一步のところにある。回転数をこれ以上増加すると圧縮機のモータ発熱によってモータの巻線温度が耐熱温度上限の 130 °Cを超えてしまうことが判明した。試験データから推測すると 617 rps まで回転数を増加させると巻線の温度は 150 °C まで上昇する。この温度上昇を抑制するためには圧縮機ボディに設けた水冷ジャケットの冷却能力を高める必要がある。冷却能力の強化のために水冷ジャケットの伝熱面積や冷却水の流路形状を変更すると、圧縮機ボディの形状寸法を変更せざるを得なく、既に製作した軸受部品等が使用できなくなってしまう。したがって、圧縮機ボディの材質を現状のオーステナイトステンレス鋼(SUS304)から熱伝導率が約 2.7 倍大きいクロムモリブデン鋼(SCM440)に変更することでモータの巻線温度を 120°C以下に抑える対策を実施した。熱解析シミュレーションを行った結果、圧縮機ボディの材質を熱伝導率の大きい SCM440 に変更することで巻線温度上昇は SUS304 の圧縮機ボディよりも約 35 °C低く抑えることができることがわかった。現在、SCM440 の圧縮機ボディ製作が完了し、ターボ圧縮機の組み立て準備中である。したがって、本対策によって設計回転数の 617 rps でターボ圧縮機を運転してもモータの巻線温度上昇は 120 °C以下に抑えることができ、流量 1200 Nm³/h で圧力比 2.0 以上、断熱効率 65 %以上を達成するという中間目標は本年度中に達成できる見込みである。

2.3.2-3 熱交換器の小型化/最適化 (大陽日酸)

前プロジェクト「超電導応用基盤技術開発 (第Ⅱ期)」(平成 15～19 年度)にて製作したプロトタイプ冷凍機では図 2.3.2-18 に示すようにプレートフィン型熱交換器が 5 ブロック組み込まれていた。それぞれの熱交換器ブロックは同一形状・寸法であり、幅 290 mm×奥行き 270 mm×高さ 1300 mm である。我々の研究目的の一つは所定の冷凍機性能を得る最低限の熱交換器の大きさを検討することである。COP や冷凍能力は、熱交換器の効率 (伝熱面積即ち大きさ)、膨張タービン・圧縮機の断熱効率に大きく依存している。そこで、膨張タービン・圧縮機の断熱効率を現実的な値に設定することにより熱交換器のブロック数、即ち大きさを見積ることとした。

我々は、平成 21 年度にプロセスシミュレーションプログラム“gPROMS”にガス物性プログラム“REFPROP”を組み込み、熱交換器や配管の圧力損失を考慮した冷凍プロセスシミュレータを開発した。その開発した冷凍機シミュレータを用いて熱交換器のブロック数をパラメータとして冷凍機性能を見積もった。その結果を表 2.3.2-2 に掲げる。膨張タービン及び圧縮機の断熱効率が 70 %になれば熱交換器は 3 ブロック、すなわちプロトタイプ冷凍機の 3/5 の大きさで冷凍能力 2.5 kW@65 K、COP0.06@80 K という冷凍機性能が達成可能であることが予測された⁽⁷⁾。



図 2.3.2-18 プレートフィン型熱交換器ブロック

表 2.3.2-2 熱交換器ブロック数と冷凍機性能予測

冷却温度 (K)	熱交換器ブロック数	COP (回生あり)	COP (回生なし)	冷凍能力 (kW)	熱交換器全体効率	タービン圧縮機断熱効率	膨張比	回生電力 (kW)
65	5	0.0453	0.0433	2.5	0.991	0.65	1.97	3.17
65	5	0.0538	0.0510	2.7	0.991	0.70	1.97	3.41
65	4	0.0526	0.0498	2.6	0.988	0.70	2.01	3.53
65	3	0.0497	0.0469	2.5	0.984	0.70	2.04	3.68
80	5	0.0589	0.0557	3.2	0.991	0.65	1.95	3.86
80	5	0.0698	0.0655	3.5	0.991	0.70	1.95	4.14
80	4	0.0695	0.0649	3.4	0.988	0.70	1.99	4.30
80	3	0.0672	0.0627	3.3	0.984	0.70	2.02	4.45

計算条件

圧縮機入口圧力: 455 kPa,

圧縮機出口圧力: 1001 kPa,

圧縮比: 2.20,

流量: 0.3kg/sec,

タービン、圧縮機の機械効率: 0.8

2.3.2-4 冷凍機開発と冷却システム開発 (大陽日酸)

冷凍機の効率向上のため、膨張タービンの膨張比とプロセス圧力の関係を調査・研究した。すなわち、冷凍効率 (COP) とタービン膨張比の関係を膨張タービンの断熱効率及び熱交換器の効率をパラメータとして計算した。その結果を図 2.3.2-19(a)、(b)に示す。計算条件は簡素化のために、冷凍機サイクルは単純ブレイトンサイクルで理想気体を冷媒とし、冷凍機内における圧力損失を無視している。また、COP は他の冷凍機にとの比較のため、80 K での値を計算している。結果から解るように COP の数値は膨張比 2 近傍にて最大値を示している。さらにこの結果

より、COP が 0.06 以上を達成するためには膨張タービン及び圧縮機の断熱効率が 70%、熱交換器の効率が 99%程度必要であることが解る。次に、膨張比 2 を選んだ際に、65 K における冷凍能力 2.5 kW を達成するための必要流量を検討した。その結果を図 2.3. 2-19(c)、(d)に示す。65 K における冷凍能力と流量の関係、膨張タービンと圧縮機の断熱効率が 70%、熱交換器の効率が 99%程度であれば、必要流量は 0.3 kg/sec となる。

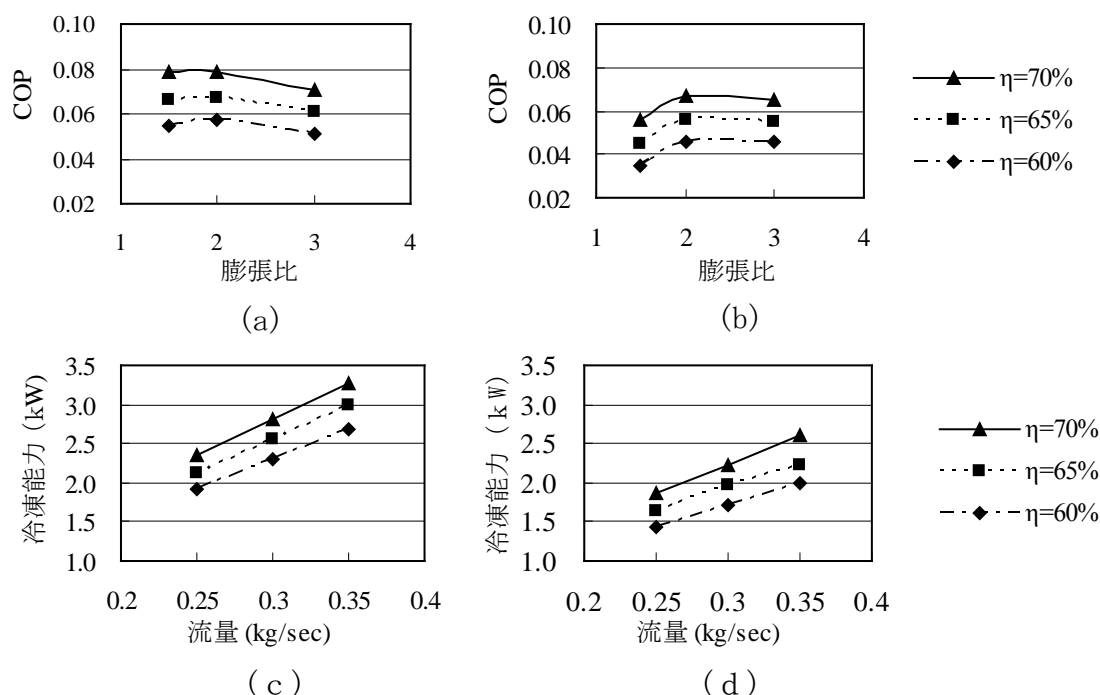


図 2.3.2-19 (a) 80 K 運転時の COP (熱交換器効率 99%)
 (b) 80 K 運転時の COP (熱交換器効率 98%)
 (c) 65 K 運転時の冷凍能力 (熱交換器効率 99%)
 (d) 65 K 運転時の冷凍能力 (熱交換器効率 98%)

但し、冷媒：理想気体、 η ：膨張タービンと圧縮機の断熱効率

次にプロセス圧力の影響を検討した。理想気体では膨張比のみが冷凍機性能に影響するが、実気体ではプロセス圧力が冷凍機性能に影響を与える。我々は、実気体の物性プログラム”GASPAK”を計算プログラムに組み込み、ネオンガスを冷媒にした際の検討を行った。この検討において、我々は数種類のプロセス圧力と膨張比を設定し、さらに冷凍サイクルも単純ブレイトンサイクルを基本にいくつかの派生冷凍サイクルを考慮した。図 2.3.2-20 に検討した 6 つのサイクルを示す。(a)は基本

となる単純ブレイトンサイクルであり、(b)は高圧側に熱負荷を配置したブレイトンサイクルである。(c)と(d)は二段膨張をプロセスであり、特に(d)では中間圧力地点に熱交換器を配置したプロセスである。(e)と(f)は分流プロセスであるが、(e)は膨張後に分流したモデル、(f)は分流後に膨張させるモデルである。そのそれぞれのプロセスに対して幾つかの膨張比・プロセス圧力の組合せを設定して 80 K における COP の計算を実施した。今回の検討では、膨張タービンによる発生エネルギーは全て回収し、圧縮機動力に還元される条件で行っている。結果としてそれぞれのプロセスにおいて 1.0 MPa/0.5 MPa のプロセス圧力での運転が他のプロセス圧力よりも高い COP が得られた。COP 最高効率は、同図(c)の二段膨張プロセスで得られているが、構造の簡略性を考慮し、実機では図 2.3.2-20(a)に示す単純ブレイトンサイクル、プロセス圧力 1.0 MPa/0.5 MPa のプロセスとした。ただ、もう一つの可能性として同図 (b)に示す単純ブレイトンサイクルで高圧側に熱負荷を配置したモデルを挙げておく。ネオン冷媒がサブクール液体窒素や HTS 機器と熱交換する際に、ネオン冷媒が高圧であれば熱交換器内での圧力損失が少なくなるからである。

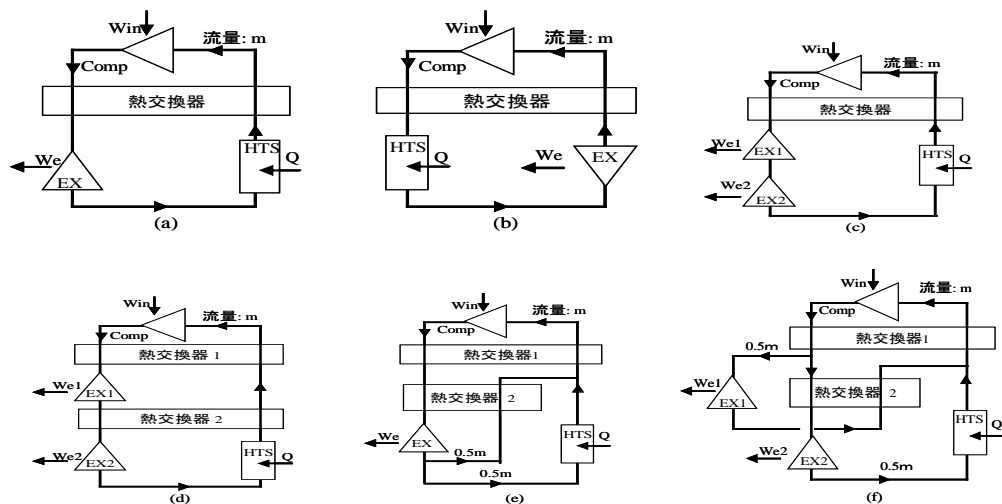


図 2.3.2-20 プロセス検討、(a)基本サイクル（単純ブレイトンサイクル）、(b)変形基本サイクル、(c)二段膨張プロセス、(d)中間熱交付き二段膨張、(e)膨張後分流プロセス、(f)分流後膨張プロセス、HTS：高温超電導機器、EX：膨張タービン、Comp：圧縮機、Q：冷凍能力、Win：圧縮機入力、We：回生エネルギー、m：冷媒流量

ここで、最終目標の一つであるで冷凍能力 2 kW@65 K の達成の見通しについて考えてみる。膨張タービン性能試験においてネオン流量 0.3 kg/sec のとき、65 K で約 2.4 kW の冷凍能力が得られている。現段階での小型ターボ圧縮機の窒素ガス等価試験では、所定の性能を確認しており、ネオンガスによる所定性能（圧力 1.0 MPa/0.5 MPa、流量 0.3 kg/sec）が達成できれば、当該最終目標が達成できる見通しである。

一方、もう一つの最終目標である COP0.06@80 K に目を向けると、現状の試験冷凍機に用いているレシプロ圧縮機は断熱効率が低く、80 K 運転における COP

が 0.05 程度である。これこそ、COP 改善のために高性能な小型ターボ圧縮機を開発している大きな理由である。小型ターボ圧縮機の断熱効率は保証値 65 %として設計しているが、65 %以上の数値が期待できるので、COP の予測計算では小型ターボ圧縮機の断熱効率が 65 %と 70 %の二通りを設定して計算を行った。この予測計算では、COP 予測値をさら現実の値に近づけるため、小型ターボ圧縮機の機械効率を 90 %、膨張タービンによる回生エネルギーの変換効率を 70 %とした。その結果は、小型ターボ圧縮機の断熱効率が 70 %あれば、現段階の構成機器組合せでも 80 K 運転での COP が 0.06 に到達できることが解った。現段階での小型ターボ圧縮機の窒素ガス等価試験では、既に中間目標値である断熱効率 65 %以上を達成しており、今後断熱効率 70 %以上が期待できる状況にある。

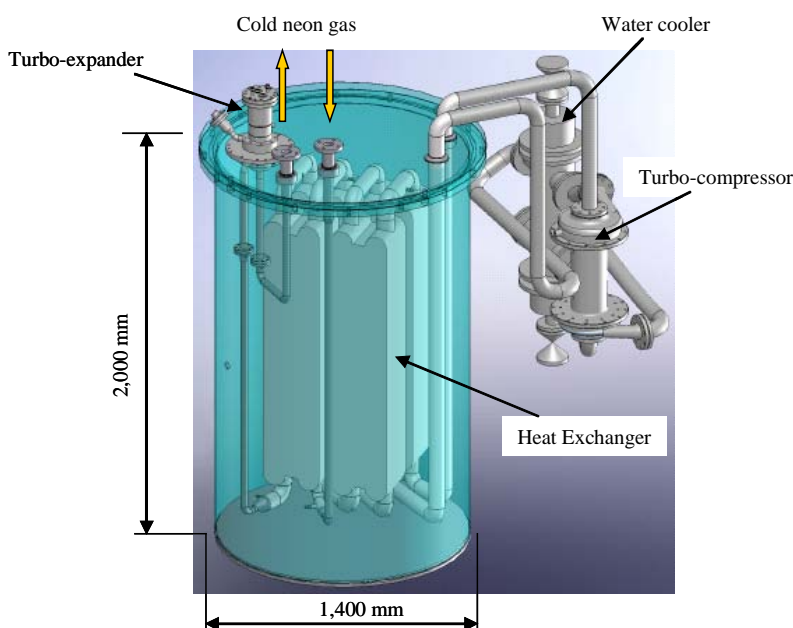


図 2.3.2-21 新型ネオン冷凍機構想図

また、低圧プロセス (1.0 MPa/0.5 MPa) におけるシミュレーション結果と改良型プロトタイプ冷凍機運転実測値とを比較したところ、コールドボックス内の配管圧力損失に幾分差異が生じている。そこで、シミュレーション予測値よりも圧力損失が大きい箇所は、流路の拡大等の改善を行えば、さらに冷凍機性能が向上するものとする。今後、実測値との詳細な比較検討を行い、低圧プロセスにおけるシミュレーション精度の向上を図る予定である。以上のような手法により、開発中の冷凍機は COP0.06@80 K を達成する見込みである。図 2.3.2-21 に本研究にて開発を目指すネオン冷凍機の構想図を示す。

2.3.2-5 冷凍機と機器とのインターフェースの検討 (九州大学、ISTEC)

冷凍機の冷媒であるネオンガスから変圧器巻線の冷媒であるサブクール液体窒素への冷熱のインターフェース (伝達方法) について、変圧器と冷却システムの組

合せ構造の簡略化、熱交換の高効率化の観点から検討した。

高効率冷却システムとして、従来方式（変圧器とは別に冷凍機と液体窒素との熱交換機を置き、液体窒素を循環させる方式）とは異なり、新方式（変圧器の真空断熱の保冷容器内に冷凍機ヘッドを設置する方式）を考案した。この冷凍機ヘッドはタービン膨張式冷凍機の冷媒ガスをこの中に導き、液体窒素と熱交換をさせるものである。また、この液体窒素との熱交換部について、一般の冷凍機（G・M 等）と本プロジェクトで開発中の冷凍機を用いる場合の 2 通りについて、数値解析プログラムを作成し、開発中の冷凍機で冷媒ガスを保冷容器内に移送する解析を行った。図 2.3.2-22 に、従来と本提案の冷却方式による超電導変圧器の断面図を、図 2.3.2-23 に両方式の温度分布を示す。新方式では温度上昇が少なく、熱交換が高効率なことを明確にした。

さらに、冷凍機ヘッドの形状を含め、この方式の冷却システムを実験的に検討し高効率な冷却システムを目指して、開発中のネオンガスを用いたタービン冷凍機を大学の既存タービン膨張式ヘリウム冷凍機で代替し、模擬クライオスタット中で液体窒素と熱交換するシステムを設計、製作を行った。今後、本システムの実験を行い、高効率な液体窒素冷却システムの実現を目指して検討を進める。

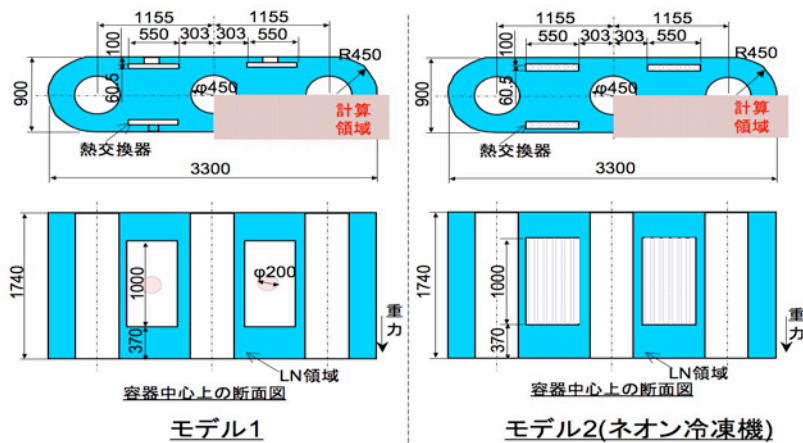


図 2.3.2-22 冷凍機ヘッドからの冷熱を用いる従来方式（左）と冷媒ガスをクライオスタット内に持ち込む新方式（右）の場合のクライオスタット内部構造

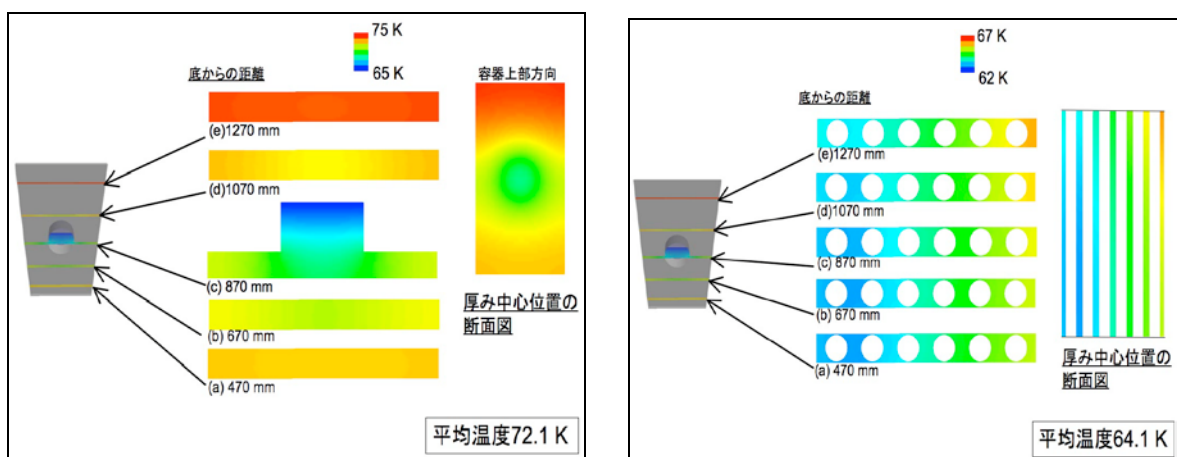


図 2.3.2-23 従来の冷却方式(左)と新提案の冷却方式 (右)を用いた場合のクライオスタット内温度分布の數位解析結果。

2.3.2-6 まとめと今後の計画

(1) 小型膨張タービンの高効率化

超電導応用基盤技術開発 (第Ⅱ期) の無摺動小型膨張タービンの開発成果に基づき、効率向上、高度な信頼性及び長寿命化を目指して 5 軸制御の磁気軸受を適用した完全非接触の膨張タービンを開発し、3 種類のタービンインペラを試作して試験にて、断熱効率 65 %以上(目標 65 %)を全て達成した。今後、インペラとハウジング間ギャップの調整等の最適化を図り、更なる高効率化を目指す。

(2) 小型ターボ式圧縮機開発

摺動部の無い小型ターボ圧縮機の開発のため、インペラ等の部品の構造・応力の解析を行い、5 軸制御磁気軸受を採用した小型ターボ圧縮機を試作した。モータ温度上昇のため定格流量 (1,200 Nm³/hr) の 75 % (900 Nm³/hr) までの計測であるが、断熱効率 68 % (目標 65 %)を達成した。今後、冷却能力を増強したモータジャケットに交換し、定格流量での断熱効率 65 %以上を目指す。

(3) 熱交換器の小型化/最適化

熱交換器の小型化を図るため、熱物性を考慮したネオン冷凍機プログラムを開発した。解析にて、熱交換器のブロック 3 個 (熱交換器寸法を 3/5 に縮小) で冷凍性能確保が可能であることを得た (「超電導応用基盤技術開発 (第Ⅱ期)」プロジェクトでは 5 個で試験)。今後、ブロック数を減じた試験を実施し、その成果を反映して冷凍機プログラムの精度向上を図る。また、任意の冷却システムの小型化設計技術も明確にする。

(4) 冷凍機開発と冷却システム開発

プロトタイプ冷凍機 (「超電導応用基盤技術開発 (第Ⅱ期)」プロジェクトで製作) に、今回開発の膨張タービンを組み込んだ試験にて、冷凍能力 2.4 kW(約 65 K)を

確認し、最終目標である 2 kW 以上 (65 K) の見通しを得た。また、開発中の小型ターボ圧縮機を含むシミュレーションでは、小型ターボ圧縮機の断熱効率は約 70 %で、COP は 0.06 以上(80 K)となった。これらより、最終目標 (冷凍能力 2 kW@65 K、COP0.06@80 K 以上) の達成見通しが得られた。今後、開発した膨張タービンとターボ圧縮機を組合せて、性能試験を行う。その成果を基に、2 MVA 超電導変圧器の冷却システム (サブクール液体窒素発生装置含む) の設計・製作を行う。

(5) 冷凍機と機器とのインターフェースの検討

冷凍機の冷媒 (ネオンガス) から変圧器巻線の冷媒 (サブクール液体窒素) への冷熱の伝達方法について、保冷容器内にコールドヘッドを設置した新方式のサブクール液体窒素冷却方式を考案し、熱伝達シミュレーションにて、従来方式 (蓄冷式冷凍機によるサブクール液体窒素冷却) よりも高い熱交換効率を示した。今後、新冷却方式の優位性を実証するとともに、効率の良い新冷却方式の具現化を目指す。

引用論文リスト

- (1) 平井、鈴木、他、”高温超電導機器用冷却システムの開発”、大陽日酸技報 No.27、2008 年、36-37
- (2) H.Hirai, et al., “Development of a turbine cryocooler for high temperature superconductor applications”, Physica C 469 Proceedings of 21th International Symposium on Superconductivity (2009) 1857-1861
- (3) 平井、弘川、他、”磁気軸受ネオン膨張タービンの開発”、大陽日酸技報 No.28、2009 年、1-5
- (4) H.Hirai, et al., “Development of a neon cryogenic turbo-expander with magnetic bearings,” Advances in Cryogenic Engineering 55, to be published
- (5) 汎用機事業部第一設計部、”自動車用小形ターボチャージャの技術動向”、石川島播磨技報第 24 巻第 5 号、1984 年 9 月、354-359
- (6) 玉木、山口、相沢、”羽根付きディフューザの取付角が遠心圧縮機性能に及ぼす影響”、ターボ機械第 29 巻第 12 号、2001 年 12 月、8-14
- (7) S.Yoshida, et al., “New Design of Neon Refrigerator for HTS Power Machines”, Advances in Cryogenic Engineering 55, to be published

2.3.3 限流機能付加技術開発

超電導変圧器は限流機能を備えることにより自身の健全性を維持するとともに、電力系統の事故時の過大な事故電流を半波以内で抑制して事故の波及抑制も可能となる。電力系統の短絡容量対策にも貢献する。さらに、将来的に超電導電力ケーブルと超電導変圧器を連系して適用する場合にも限流機能は相互の導入促進に貢献すると考えられる。そのため、限流機能付加変圧器の技術を開発する。今回、限流機能付加変圧器の基礎技術として、4巻線構造の小型超電導変圧器モデルによる特性検証、限流応答特性解明と限流効果による巻線保護の検討、および数百 kVA 級限流機能付加単相変圧器の設計・試作を行う。

2.3.3-1 4巻線モデルによる特性検証（九州電力、九州大学）

(1) 研究開発目標と開発方針

平成 20 年度に限流機能付加変圧器の基礎技術の検証用として、一次側、二次側ともに主巻線と並列に接続された補助巻線を持つ 4 巻線構造の小型超電導変圧器モデルを試作する。ここで、本モデルは、通常の変圧器運転時には電流の大部分を主巻線に流し、事故時には主巻線が事故電流にてクエンチして、発生した主巻線の抵抗により補助巻線に分流させる構成とする。そのため主巻線は常電導抵抗が大きく、補助巻線は短絡電流相当の容量を持ち十分安定なイットリウム系線材を適用する。次に、平成 21 年度に本巻線モデルを用いて突発短絡事故を模擬した試験を行い、主巻線における常電導領域の発生過程を観測するとともに、イットリウム系線材の液体窒素温度における過大電流に対する基礎的な応答特性を定量的に検証・評価する。なお、実用化する場合の限流機能付加超電導変圧器は主巻線のみ的一次巻線と二次巻線の構成である。

(2) 超電導変圧器の設計と製作

臨界電流を越える短絡過大電流によって発生する超電導巻線の常電導抵抗を一次、二次巻線それぞれ個別に観測するために、超電導変圧器は 4 巻線構造とした。4 巻線構造では、一次、二次巻線ともに主巻線と並列に補助巻線が配置される。変圧器の巻線構成と試験回路を図 2.3.3-1 に、概略設計図を図 2.3.3-2 に示す。いずれの巻線も円筒巻線で、6 層構造である。巻数比は 1 : 1 で、定格電圧は 400 V、容量は 10 kVA である。一次主巻線は 2 分割し、二次主巻線を内外から挟み込むサンドイッチ構造とした。主巻線の外側に一次補助巻線を配置し、主巻線の内側に二次補助巻線を配置した。設計は下記の挙動を目指したものである。一次、二次巻線間の漏れリアクタンスは表 2.3.3-1 に示すように一次、二次主巻線間が最も小さく、通常運転時は主巻線同士に負荷電流の大部が流れる。表 2.3.3-2 は各巻線に使用した Y 系線材の臨界電流 I_c を示している。主巻線の I_c は補助巻線の I_c より小さく、

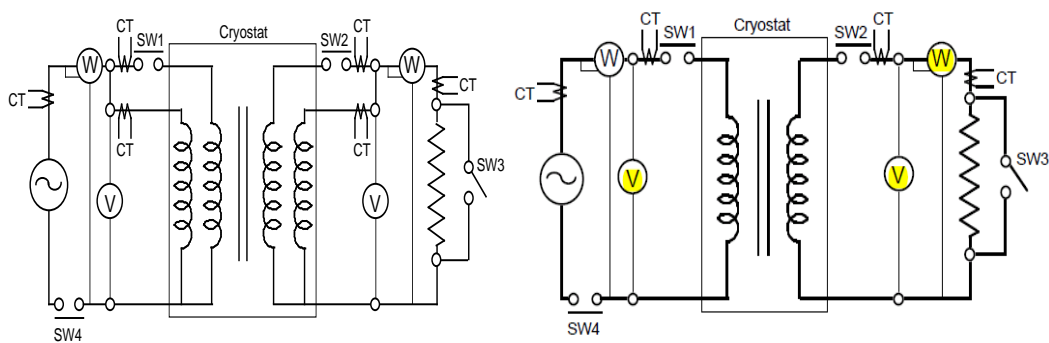
突発短絡事故時にはいずれの巻線の電流も通常時と同じ比率で増えるが、まず主巻線が常電導に転移し、発生した常電導領域の抵抗により、短絡電流は補助巻線に転流する。補助巻線間の漏れリアクタンスは主巻線間よりはるかに大きいため、補助巻線に流れる短絡電流はこの漏れリアクタンスによっても限流される。この短絡状態での変圧器の等価回路は図 2.3.3-3 のように単純化され、次式が成り立つ。すなわち、一次、二次側ともに主巻線、補助巻線の電流を観測すれば、一次、二次主巻線それぞれに発生した常電導抵抗を個別に求めることが可能となる。

$$R_1 I_1 = j\omega L_{\sigma 1'} I_1' \quad (1)$$

$$R_2 I_2 = j\omega L_{\sigma 2'} I_2' \quad (2)$$

ここで、 R は主巻線の常電導抵抗、 L は巻線間の漏れリアクタンス、添字の 1、2 は一次、二次主巻線を、 $1'$ 、 $2'$ は一次、二次補助巻線を表している。

超電導変圧器諸元は、層数 6、ターン数 50 ターン×6 層=300、電圧 393.6 V、電流 20 A、負荷 20 Ω、1 ターン電圧は 1.3 V ($e = \sqrt{2}\pi B_s S_c f x$) である。



(a) 4巻線での試験時

(b) 2巻線での試験時(主巻線のみ)

図 2.3.3-1 4巻線構造超電導変圧器の巻線構成と試験回路

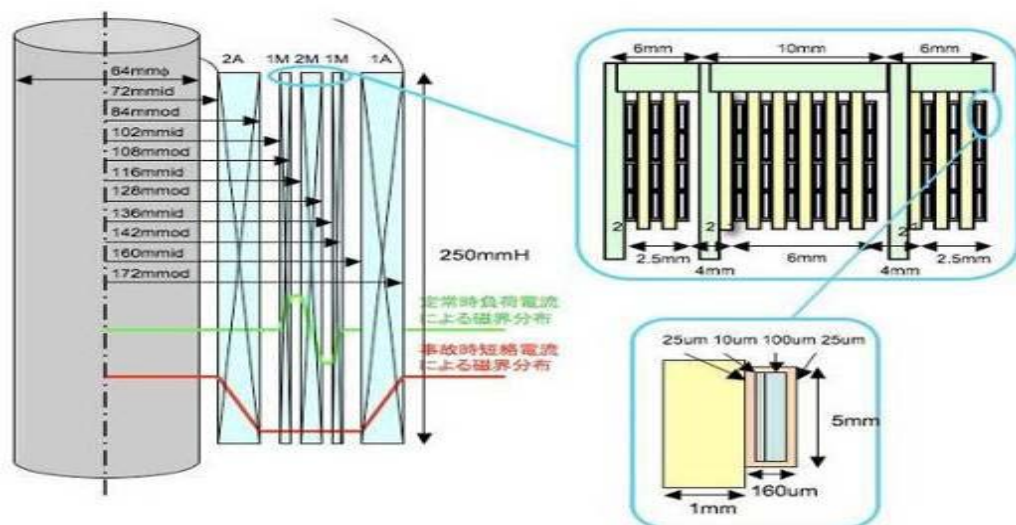


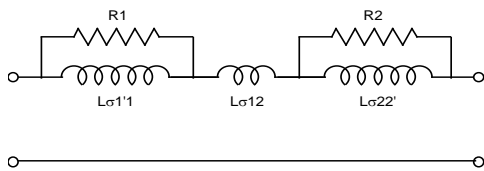
図 2.3.3-2 4巻線構造超電導変圧器の主要寸法

表 2.3.3-1 巻線間漏れリアクタンス

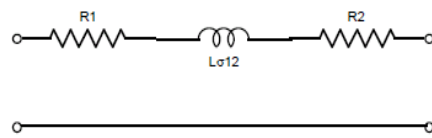
	設計値 (Ω)	実測値 (Ω)
主巻線間 (1M&2M)	0.299	0.266
補助巻線間 (1A&2A)	4.08	4.02
一次主&二次補助 (1M&2A)	0.94	0.78
一次補助&二次主 (1A&2M)	2.81	2.80

表図 2.3.3-2 変圧器に使用した Y 系線材の臨界電流 I_c

巻線	I_c	N 値	I_c 基準電圧 1	線材および I_c の範囲
2A	78.7 A	20	0.29 mV	MOD 線材、SWM-0031:95~160 A
1M 内	25.2 A	23	0.19 mV	PLD 線材、F09-401c:25~38 A
2M	43.2 A	30	0.46 mV	PLD 線材、F09-401a:68~86 A
1M 外	23.3 A	29	0.27 mV	PLD 線材、F09-401b:23~32 A
1A	43.0 A	4	0.73 mV	MOD 線材、SWM-0004:30~127 A



(a) 4巻線での試験時



(b) 2巻線での試験時(主巻線のみ)

図 2.3.3-3 4巻線構造超電導変圧器の短絡事故後の簡易等価回路



図 2.3.3-4 4巻線構造変圧器 (巻線、鉄心) の外観



図 2.3.3-5 4巻線構造変圧器 (クライオスタット内部) と試験装置

同心円状に組み上げた 4 巻線構造超電導変圧器 (巻線、鉄心) の外観を図 2.3.3-4 に示す。なお、巻線で囲まれた部分の鉄心断面は飽和磁束向上のために円形であり、脚とヨークの接合部は両方向からの珪素鋼板を交互に入れ込む構造となっている。図 2.3.3-5 には 4 巻線構造超電導変圧器 (クライオスタット内部) と試験装置の外

観を示す。77 Kにおいて観測した各巻線の I-V 特性から、1 次主巻線の I_c は 20 数 A で、二次主巻線の I_c は 40 数 A で I_c がばらついた。また、補助巻線の I_c は二次側が 78 A と主巻線の 2 倍以上であるが、一次側は 40 数 A と当初計画より低かった。しかし、銀層が 30 μm と厚いことにより高電界領域まで通電は可能であった。

(3) 通常運転時の変圧器特性試験結果

最初に二次側を開放して一次側から電圧を印加し、主巻線と補助巻線は並列に接続した無負荷損（鉄損）を測定した。鉄損の一次電圧依存性を図 2.3.3-6 に示す。定格電流 400 V に対する励磁電流は数 A、鉄損は 20 W 程度で、設計通りであった。

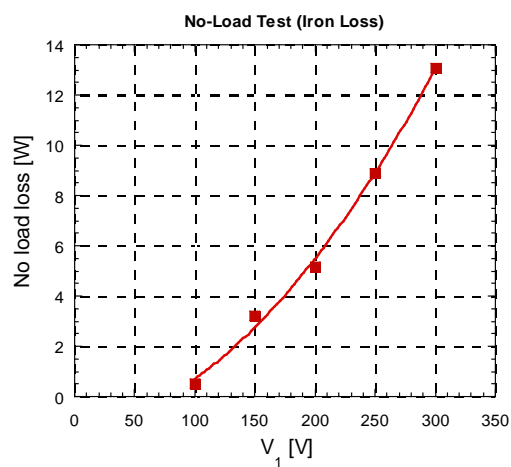


図 2.3.3-6 無負荷損（鉄損）の一次電圧依存性

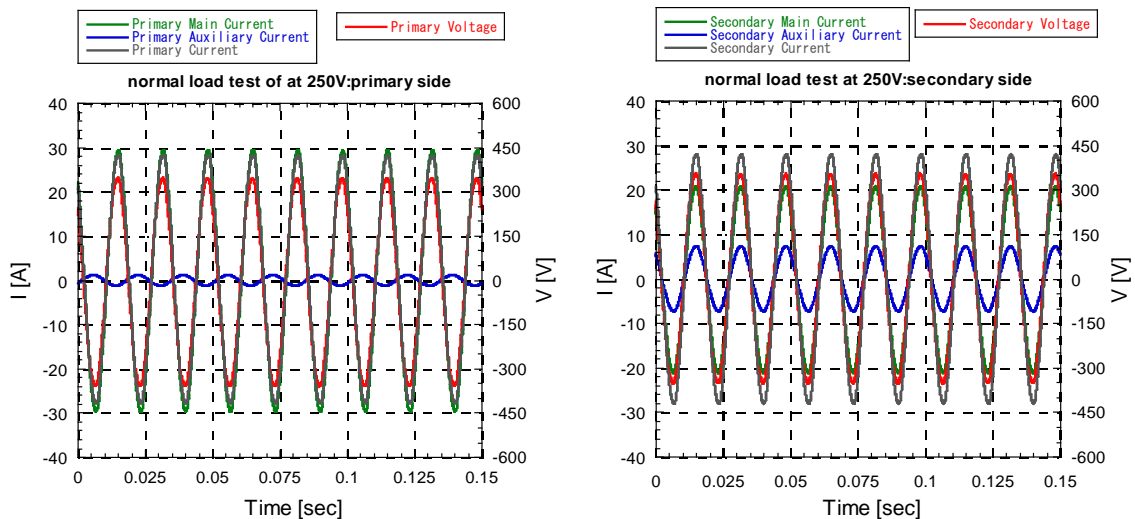


図 2.3.3-7 通常運転時の一次(左)、二次(右)の主・補助巻線電流及び全電流波形

次に、一次側、二次側ともに主巻線と補助巻線を並列に接続して、二次側に負荷として抵抗 11 W を接続し、一次電圧を徐々に上げて、主巻線と補助巻線の電流

分流比を観測した。この際の一次側、二次側の主巻線・補助巻線電流および全電流の波形を図 2.3.3-7 に、また主巻線、補助巻線の電流分流比を図 2.3.3-8a に示す。

図 2.3.3-8 は、設計における電流分流比も示している。設計における電流分流比は、各巻線を無限ソレノイドコイルとして近似して計算したものであることを考慮すると、電流分流比はほぼ設計通りと言える。

次に、二次側を短絡して、負荷損、いわゆる銅損を測定した。無論、ここでは超電導巻線の交流損失である。測定の都合上、一次側、二次側それぞれにおいて、巻線は主巻線か補助巻線のどちらか一方のみを接続した。主巻線同士、補助巻線同士に通電した負荷損の測定結果を図 2.3.3-8b に示す。

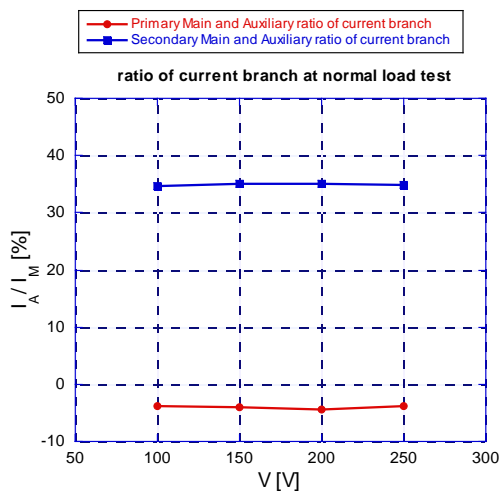


図 2.3.3-8a 通常運転時の一次側、二次側における主巻線、補助巻線の電流分流比の一次電圧依存性

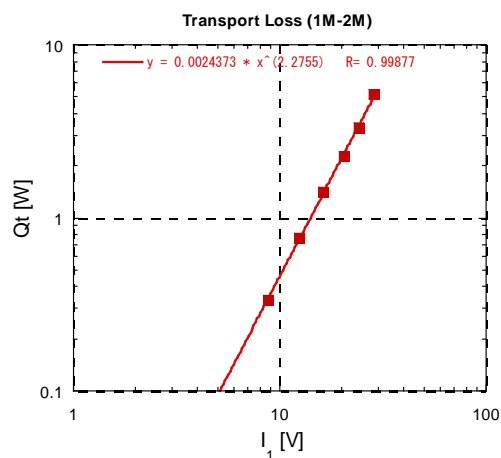


図 2.3.3-8b 主巻線(左)、補助巻線(右)同士に通電した負荷損 (巻線の交流損失)

(4) 突発短絡試験結果

通常負荷運転時に二次側負荷を短絡することにより、突発短絡事故を模擬し、その際の各巻線（主巻線と計測用補助巻線の 4 巻線で実施）の電流波形を観測した。図 2.3.3-9 に一次側巻線、二次側巻線の電流波形を示す。

通常負荷運転時には主巻線に電流の大部が流れ、負荷短絡と同時に主巻線が短絡過大電流により常電導転移して主巻線に抵抗が発生し、短絡電流の多くが補助巻線に転流していることがわかる。図 2.3.3-10 は、主巻線が常電導転移しない場合の電流波形の計算結果である。主巻線が常電導転移しない場合の短絡電流は 1.2 kA にもなるのに対し、図 2.3.3-9 に示す実際の全短絡電流は 100 A 程度に限流されている。特に、図 2.3.3-9 の一次主巻線の電流は 40 A 程度であり、大幅に限流されていることがわかる。これは Y 系超電導変圧器における限流機能の世界初の確認である。

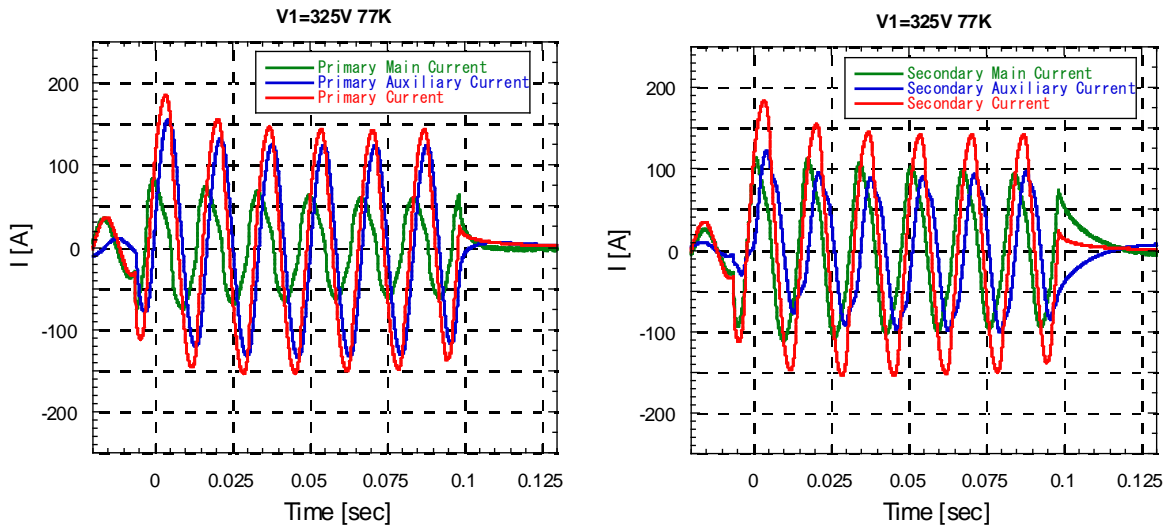


図 2.3.3-9 突発短絡時の一次巻線電流(左)、二次巻線(右)電流等の波形
(主巻線と計測用補助巻線の4巻線で実施)

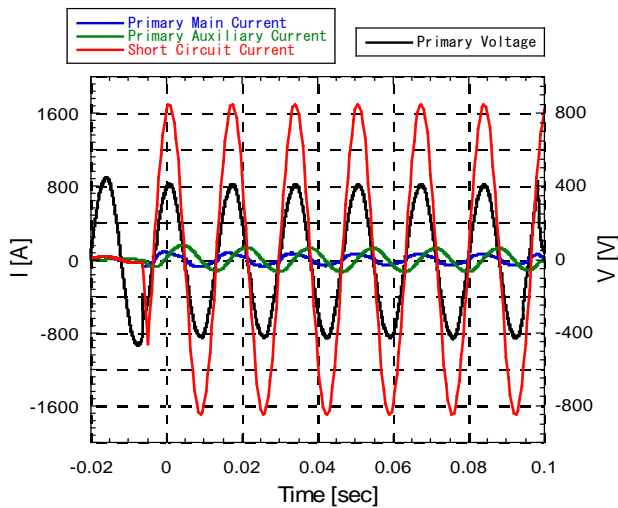


図 2.3.3-10 主巻線が常電導転移しないと仮定して計算した突発短絡時の一次側電流波形

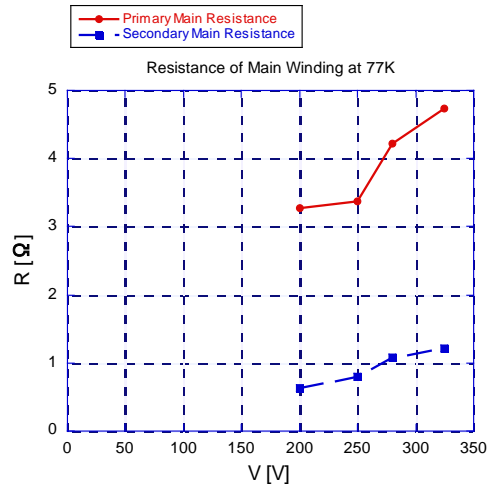


図 2.3.3-11 観測した主巻線、補助巻線の電流値から図 2.3.3-3 に示す等価回路を用いて算出した一次、二次主巻線の短絡過大電流による常電導転移領域の抵抗値の一次電圧

図 2.3.3-11 は、観測した主巻線、補助巻線の電流値から図 2.3.3-3 に示す等価回路を用いて算出した一次、二次主巻線の常電導領域の抵抗値である。一次、二次ともにほぼ一次電圧に比例して巻線抵抗が増加し、また I_c が小さい一次主巻線は巻線抵抗が大きいことがわかる。

また、主巻線のみでの2巻線で実施した突発短絡時の巻線電流、短絡電流、等の波形を図 2.3.3-12 に示す。同図の一次巻線の短絡電流 1200 A は 40 A 程度に大幅に

限流されていることがわかる。また、図 2.3.3-9 に示す 4 巻線（主巻線れ+補助巻線）で実施した場合とほぼ同等の成果となった。この結果により、超電導変圧器が完全に 2 巻線での限流機能が実証できた。

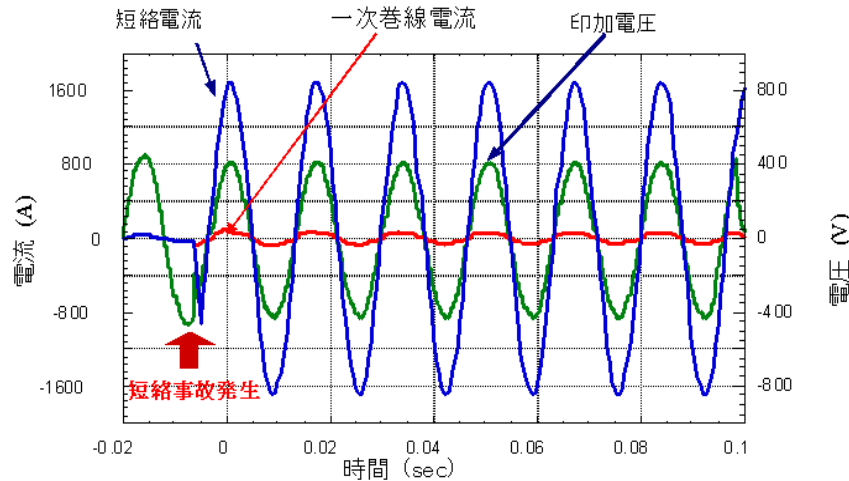


図 2.3.3-12 突発短絡時の巻線電流,等の波形(主巻線のみ 2 巻線で実施)

(5) 結果

Y 系超電導銅線材を用いて 4 巻線構造超電導変圧器を設計、製作し、変圧器として設計通りの通常負荷運転を確認した後、4 巻線と 2 巻線りケースの突発短絡試験を実施した。短絡電流波形等を観測し、各ケースとも短絡電流の数十分の一へ限流された良好な成果が得られ、世界で初めて Y 系超電導変圧器としての限流動作が確認できた。また、巻線における常電導領域の抵抗値の一次電圧依存性も測定した。巻線の常電導抵抗は一次、二次ともに一次電圧にほぼ比例して増加した。

2.3.3-2 限流応答特性解明と限流効果による巻線保護の検討および熱伝導率等の熱的特性の評価（九州大学、岩手大学、ISTEC）

(1) 限流応答特性解明と限流効果による巻線保護の検討

a. 研究開発目標

2.3.3-1 節に述べた 4 巻線構造変圧器モデルを用いて突発短絡事故を模擬した巻線モデルの特性試験等の各種の実験を行い、その結果等に基づき変圧器巻線の短絡電流に対する電氣的、熱的応答特性を記述しうる基礎方程式の導出について検討し、イットリウム系線材の液体窒素温度における過電流に対する電氣的、熱的応答特性を理論及び実験の両面から明確にする。また、巻線保護に適した方法についても検討する。

b. 実験および解析

2.3.3-1 節に述べた 4 巻線構造変圧器の突発短絡実験に加えて、一次、二次主巻線のみ突発短絡実験等も行い、短絡過大電流印加時の主巻線の応答特性について

さらに詳細に調べた。図 2.3.3-13a は、常電導転移後の巻線温度が 77 K であると仮定して算出した一次、二次主巻線における短絡過大電流による常電導転移領域の長さの一次電圧依存性である。この常電導転移領域が巻線全長に対してどの程度の割合を占めるのかを、同じく巻線温度が 77 K であると仮定して算出したものを図 2.3.3-13b に示している。

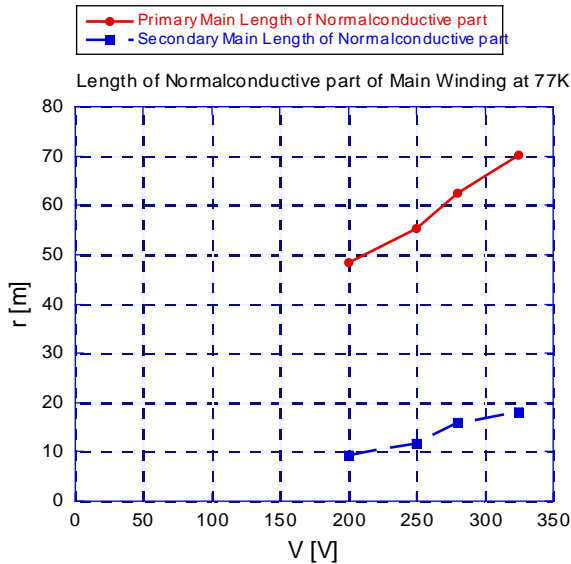


図 2.3.3-13a 常電導転移後の巻線温度が 77 K であると仮定して算出した主巻線における短絡過大電流により常電導転移した領域の長さの一次電圧依存性

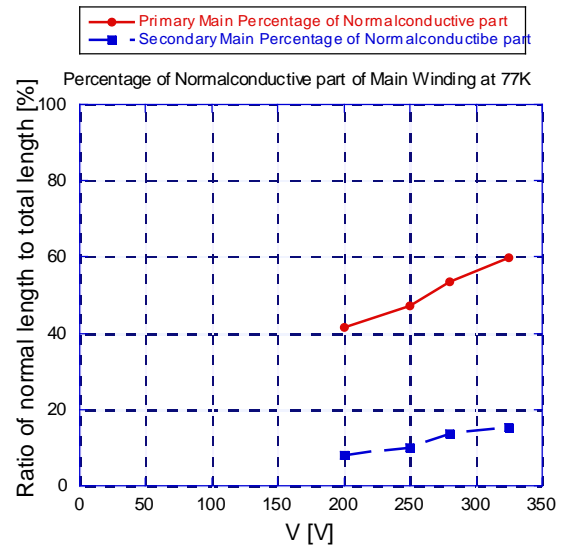


図 2.3.3-13b 主巻線において短絡過大電流により常電導転移した領域の巻線全長に対する割合の一次電圧依存性

巻線は I_c 以上の過大電流印加にも拘わらず、巻線全長が常電導転移せず、全長に対する割合は十分の一（二次側）から数分の一（一次側）であることがわかる。現在、この突発短絡事故を模擬しうる数値解析プログラムを構築し、各種物性値を精査し始めた段階である。図 2.3.3-15 に、一次電圧 250 V の場合の突発短絡時の主巻線電流波形の数値計算結果を実験値と比較して示している。数値解析は実験結果とよく一致している。この場合の一次巻線各部の温度上昇の数値計算結果を図 2.3.3-15 に示している。巻線全長に亘って、 I_c 以上の電流が印加されているにも拘わらず常電導転移しているのは巻線の一部であることがわかる。

c. 成果

4 巻線構造変圧器の突発短絡実験に加えて、一次、二次主巻線のみ突発短絡実験等も行い、短絡過大電流印加時の主巻線の応答特性についてさらに詳細に調べた。現在、この突発短絡事故を模擬しうる数値解析プログラムを構築し、実験との比較検討を始めたところである。実験、数値解析ともに、巻線全長に亘って、 I_c 以上の電流が印加されているにも拘わらず常電導転移しているのは巻線の一部であるこ

とが示唆されており、限流機能を有する超電導変圧器の設計に資するには今後さらに詳細に検討を進めていく必要がある。

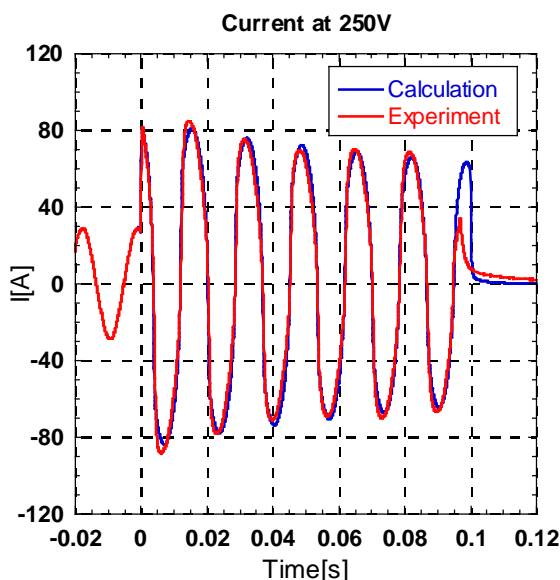


図 2.3.3-14 一次電圧 250 V の場合の突発短絡時の主巻線電流波形の数値計算結果と実験値との比較

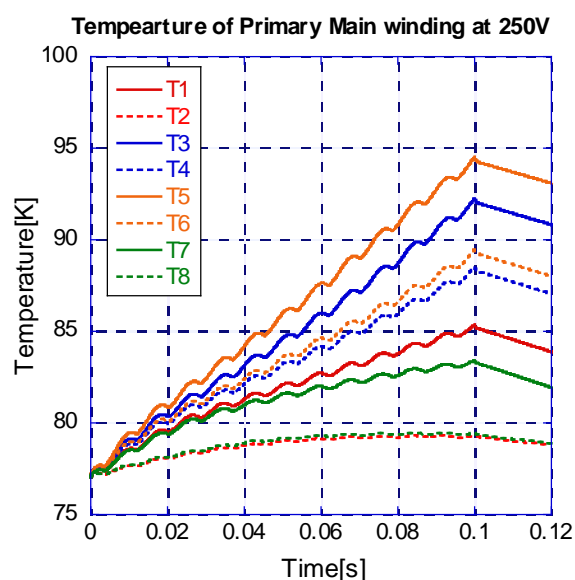


図 2.3.3-15 一次電圧 250 V の場合の突発短絡時の一次主巻線各部の温度の数値計算結果

(2) 熱伝導率等の熱的特性の評価

a. 研究開発目標

Y 系超電導線材は次世代超電導線材として大いに期待されており、変圧器や限流器などの実用機器応用においては臨界電流密度の向上や長尺化の他に、熱的安定性が重要となる。本研究では、機器設計において熱侵入および熱放散の見積りに不可欠な熱伝導率を中心に測定した。特に、Y 系超電導線材の安定化層である Ag 層厚が異なる線材の熱伝導率および電気抵抗率を評価した。また、安定化金属として Cu または CuNi 薄板を貼り付けた Y 系線材の熱伝導率および電気抵抗率の測定も行った。

b. 試験結果

Y 系超電導線材は IBAD-PLD 法により(株)フジクラで作製された。熱伝導率 $\kappa(T)$ は一般的な定常熱流法で測定した。電気抵抗率 $\rho(T)$ は直流四端子法で測定した。図 2.3.3-16 に Ag 層厚の異なる 3 つの Y 系超電導線材の熱伝導率の温度依存性 $\kappa(T)$ を示す。熱流はテープ面に平行に印加された。Ag 層厚 20 μm 、35 μm および 55 μm のサンプルをそれぞれ YCC-Ag20、YCC-Ag35 および YCC-Ag55 と呼ぶ。YCC-Ag20 の $\kappa(T)$ は 300 K から 85 K 付近まで温度の低下とともに単調に減少し、その後緩やかな増加に転じた。50 K 以下で急激に増大し始め、その後 20 K 付近でピークを示した。YCC-Ag35 および YCC-Ag55 の $\kappa(T)$ は YCC-Ag20 の $\kappa(T)$ とほぼ

同様の振る舞いであった。 $\kappa(T)$ の絶対値は Ag 層厚の増加とともに増大した。図 2.3.3-1 の挿入図に 100 K における熱伝導率の Ag 層厚 t_{Ag} 依存性を示す。 $\kappa(T)$ のピーク温度は Ag 層厚の増加にともない高温側に移動した。観測された $\kappa(T)$ のピークは、高純度金属の $\kappa(T)$ に見られる特徴的な振る舞いである。従って、Y 系超電導線材の熱伝導は主に Ag 層が担っていると考えられる。

図 2.3.3-17 に安定化金属として Cu 薄板を貼り付けた Y 系線材 (Cu-YBCO) の熱伝導率の温度依存性 $\kappa(T)$ を示す。Cu の厚さは 0.1 mm と 0.3 mm の 2 種類で、両者の Y 系線材部分の Ag 層厚は 10 μm で共通である。また、Cu 薄板(厚さ 0.1 mm)の $\kappa(T)$ も併せて示す。Cu-YBCO の $\kappa(T)$ は室温から 80 K 付近まではほぼ一定の値を示した。80 K 以下になると $\kappa(T)$ は温度の低下とともに増加し始め、その後 20 K 付近で最大値を示した。Cu の厚さとともに $\kappa(T)$ の絶対値は増加しており、サンプルに与えた熱流は主に Cu 部分を流れていると考えられる。ただし、低温で Cu-YBCO の $\kappa(T)$ が Cu 薄板の $\kappa(T)$ より大きくなっているなど定量的な問題は残っている。

図 2.3.3-18 に安定化金属 CuNi を貼り付けた Y 系線材 (CuNi-YBCO) の熱伝導率の温度依存性 $\kappa(T)$ を示す。Ag 層厚がそれぞれ 10 μm 、20 μm および 30 μm の Y 系線材に厚さ 0.3 mm の CuNi 薄板をそれぞれ貼り付けた。また、CuNi 薄板(厚さ 0.3 mm)の $\kappa(T)$ も併せて示す。CuNi-YBCO の $\kappa(T)$ は温度の減少とともに単調に減少し、30 K 付近でピーク構造を示した。Ag 層厚の増加とともに $\kappa(T)$ の絶対値は増加し、ピーク構造も明瞭になった。CuNi 薄板の $\kappa(T)$ は単調な温度依存性を示すことから、このピーク構造は Ag 層の寄与であると考えられる。

図 2.3.3-19 に Ag 層厚の異なる Y 系超電導線材の電気抵抗率の温度依存性 $\rho(T)$ を示す。Ag 層厚の増加とともに電気抵抗率は減少した。挿入図に Ag 層の電気抵抗率の温度依存性 $\rho^{\text{Ag-layer}}(T)$ を示す。 $\rho^{\text{Ag-layer}}(T)$ は以下のように見積もった。

$$\rho^{\text{Ag-layer}} = \rho^{\text{tape}} \times \left(\frac{t_{\text{Ag}}}{t_{\text{tape}}} \right)$$

ここで、 ρ^{tape} は Y 系線材の電気抵抗率、 t_{tape} は Y 系線材の厚さである。全ての $\rho^{\text{Ag-layer}}(T)$ はほぼ同一線上にスケールされた。室温の $\rho^{\text{Ag-layer}}$ 値は 1.6-1.7 $\mu\Omega\text{cm}$ となり、報告されている Ag(純度 3 N 程度)の ρ とほぼ等しい。従って、電流はほぼ Ag 層を流れていると考えて良い。図 2.3.3-20 に安定化金属 Cu または CuNi を貼り付けた Y 系線材(Cu-YBCO または CuNi-YBCO)の電気抵抗率の温度依存性 $\rho(T)$ を示す。Cu-YBCO の $\rho(T)$ は Cu の厚さの増加とともに低下していることから電流のほとんどが Cu 部分を流れていると考えられる。一方、CuNi-YBCO の $\rho(T)$ は Ag 層厚の増加とともに減少している。従って、電流は Ag 層を流れていると思われる。

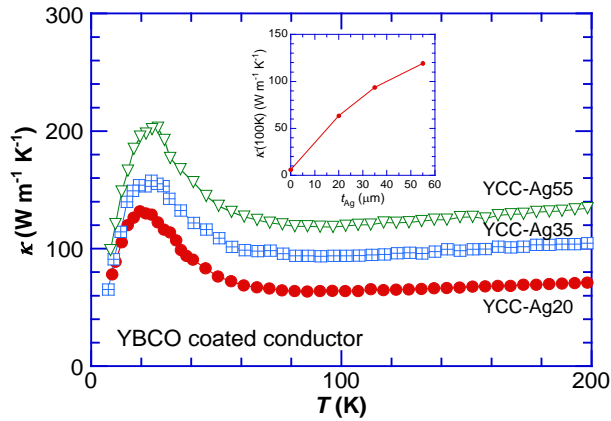


図 2.3.3-16 Y系超電導線材の熱伝導率の温度依存性。挿入図は 100 K における熱伝導率の Ag 層厚(t_{Ag})依存性。

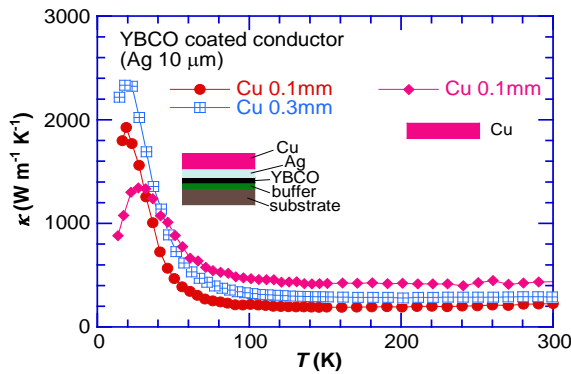


図 2.3.3-17 安定化金属 Cu の Y 系超電導線材 (Cu-YBCO) および 0.1mm 厚 Cu の熱伝導率の温度依存性

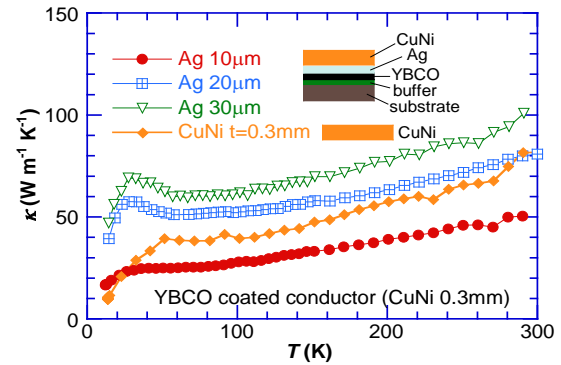


図 2.3.3-18 安定化金属 CuNi の Y 系超電導線材 (CuNi-YBCO) および 0.3 mm 厚 CuNi の熱伝導率の温度依存性

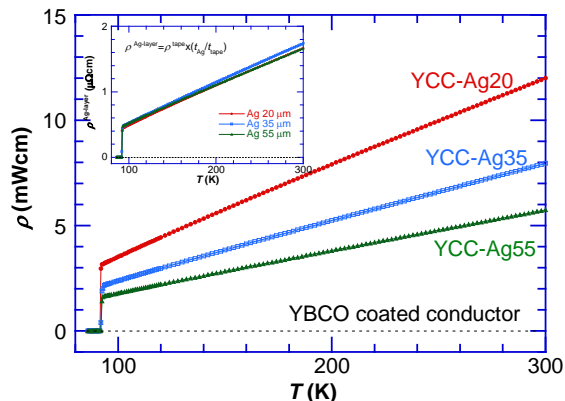


図 2.3.3-19 Y 系超電導線材の電気抵抗率の温度依存性

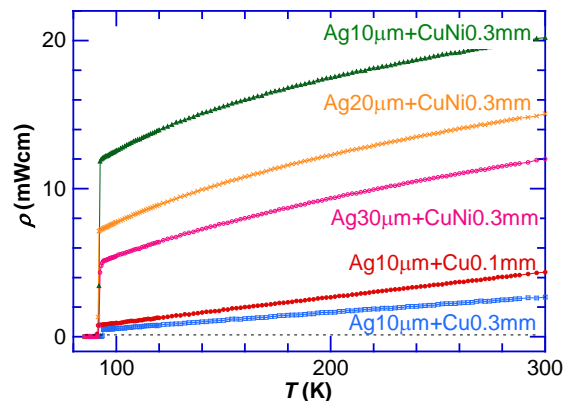


図 2.3.3-20 安定化金属 Cu、CuNi 付きの Y 系超電導線材の電気抵抗率の温度依存性

c. 結果、成果など

本研究では、Y 系線材の熱伝導率と電気抵抗率の測定を行った。Ag 層厚と熱伝導率の関係から Y 系線材の熱伝導は主に Ag 層が担っていることが分かった。

また、ハステロイ基板と、ハステロイ基板上に中間層を積層したサンプルの熱伝導率の比較から、中間層の熱伝導への寄与はほぼ無視できる。安定化金属を貼り付けた Y 系線材の熱伝導率を測定した結果、Cu 貼り付け試料の場合、熱流は熱伝導の良い Cu 部分を通る。一方、CuNi 貼り付け試料の場合、熱流は CuNi 部分ではなくほぼ Ag 層を流れていると考えられる。これら熱伝導率の結果は電気抵抗率の結果と矛盾しない。

2.3.3-3 数百 kVA 級限流機能付加変圧器の試作（九州電力）

上記の 4 巻線構造変圧器モデルの試験や解析の成果および熱的特性の評価について総合評価を行い、4 巻線構の主巻線と補助巻線を複合した 2 巻線構成とし、過大電流による過渡特性が確認できる数百 kVA 級限流機能付加単相変圧器モデルに関して、励磁突流印加時や地絡事故時に巻線で発生する常電導抵抗およびこの常電導抵抗による限流特性、さらに変圧器で消費される総熱量を見積り、平成 22 年度に巻線と絶縁の健全性を確保しうる変圧器形態の設計・試作を行う。

(1) 数百 kVA 級限流機能付加モデル変圧器の設計

高抵抗（Cu、CuNi）保護層導体の巻線導体構成により、過電流通電後 0.2 秒に定格電流の 3 倍以下となる設計を行い、モデル変圧器の実証試験を行う。表 2.3.3-4 に限流機能付加モデル変圧器の基本仕様を示す。表 2.3.3-5 に限流機能付加コイルの仕様を示す。

表 2.3.3-4 限流機能付加モデル変圧器の基本仕様

相数	単相
容量	400 kVA
電圧	6.9 kV / 2.3 kV
電流	58 A / 174 A
周波数	60 Hz
%インピーダンス	10 %
冷却	過冷却液体窒素浸漬冷却 (66 K)

表 2.3.3-5 限流機能付加コイルの仕様

	1 次巻線	2 次巻線
素線	ReBCO 線材 (5 mm ^w , 保護層導体付)	ReBCO 線材 (5 mm ^w , 保護層導体付)
導体構成	1 枚 (1 並列)	3 重ね (3 並列)
巻数	576 ターン (96 ターン×6 層)	192 ターン (96 ターン×2 層)
巻線個数	6	2
巻線長さ	931 m	243 m (×3 並列=729 m)

(2) 限流機能解析

図 2.3.3-21 には保護層 (CuNi0.3 mm)、銀層 (30 μm) の場合、400 kVA 限流機能モデル変圧器の二次短絡時の電流波形 (青)・電圧波形 (紫)・巻線温度上昇 (水) の解析結果を示す。限流機能により電流は短絡後 0.2 S では電流 734 A_{peak}、定格電流の 3 倍程度となる。なお、電流波形 (赤)、巻線温度上昇 (橙) は限流機能なしの波形を示す。図 2.3.3-22 は、数百 kVA 限流機能付加変圧器の外形図を示す。



図 2.3.3-21 限流機能の解析波形

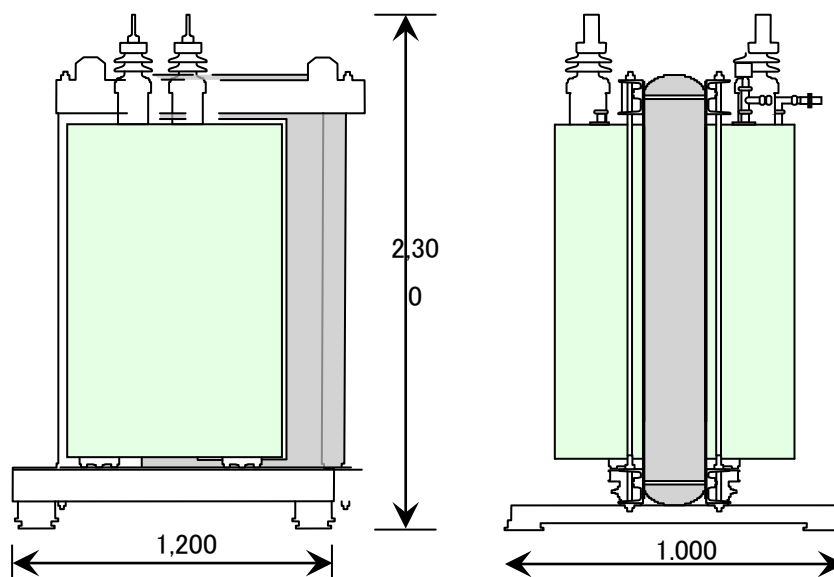


図 2.3.3-22 数百 kVA 級限流機能付加モデル変圧器の外形

2.3.3-4 線材特性評価と温度スケーリング則による巻線の交流損失見積り手法検討 (九州大学、ISTEC)

モデルコイル用線材の交流損失特性を鞍型ピックアップコイルを用いて評価し、低交流損失コイル化技術開発を支援するとともに、温度スケーリング則手法により機器巻線の交流損失を簡略に推定する手法の確立を目指す。PLD 法及び MOD 法で作製されたイットリウム系線材について、細線化加工線材のフィラメント間抵抗、臨界電流(I_c)、磁化及び交流損失特性を測定し、温度スケーリング則の適用性を明らかにする。さらに、この磁界印加角度依存性、Y 系超電導線材の積層枚数依存性についても検討する。

(1) IBAD-PLD 線材についての検討結果

ここでは、IBAD-PLD 法により製作された GZO を中間層とする Y 系超電導線材の結果を示す。測定は短尺 6cm 長試料を 3 枚重ねて行った。図 2.3.3-23 は 35 K から 77 K において測定した磁化測線、図 2.3.3-24 は、測定した磁化曲線から求めた I_c - B 特性の温度依存性である。

また、 B_b 以上の磁界に対し、ピンカモデルとして Irie-Yamafuji モデルを仮定し、 I_c の磁界依存性を $I_c = \alpha B^\gamma$ と表した際の γ の温度依存性を調べてみるとほぼ一定であった。そこで、図 2.3.3-24 に示す I_c - B カーブを縦軸、横軸ともに I_{c0} で規格化してみた。図 2.3.3-25 に示すように、規格化した I_c - B カーブは温度に依らず一致して、 I_c が温度でスケーリングされることがわかる。

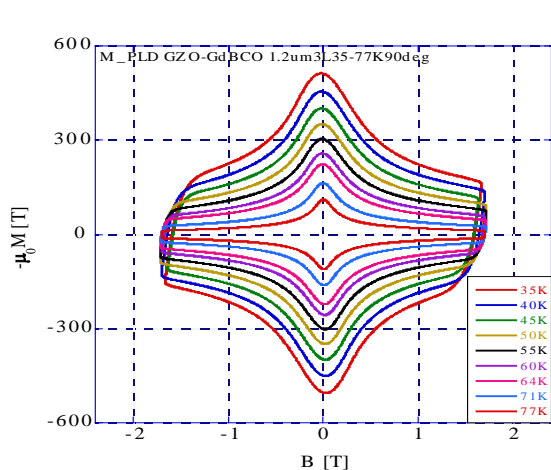


図 2.3.3-23 測定した GZO 中間層を持つ Y 系超電導線材の磁化曲

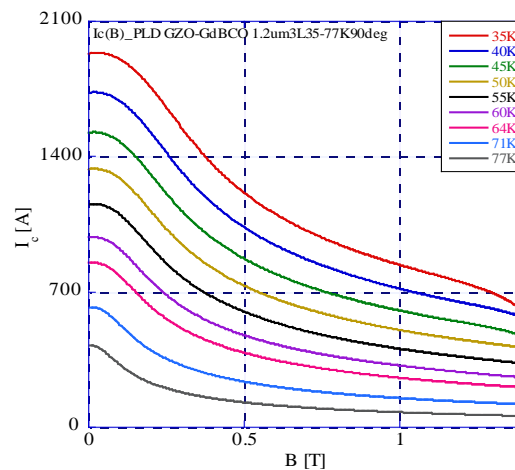


図 2.3.3-24 磁化曲線から求めた I_c - B 特性の温度依存性

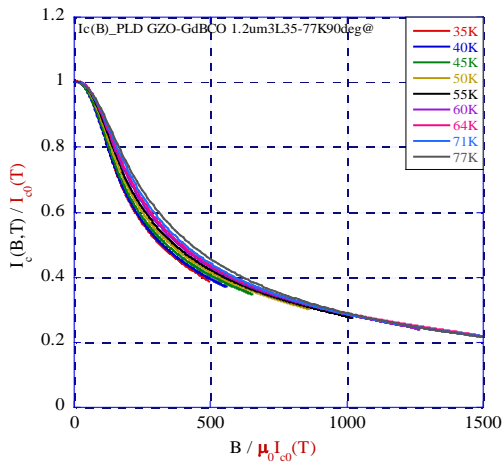


図 2.3.3-25 図 2.3.3-24 の I_c - B カーブ
の対数表示

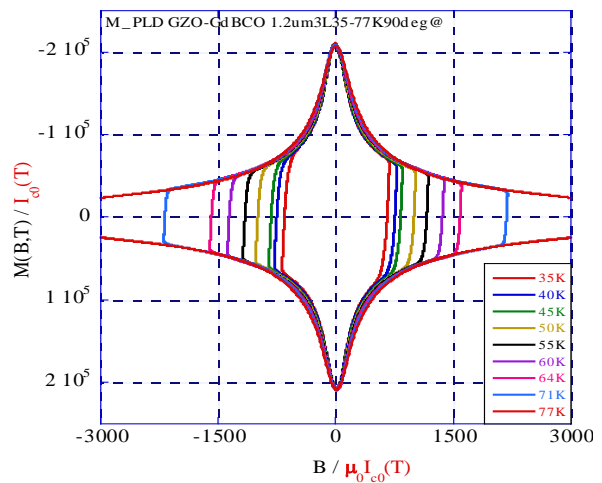


図 2.3.3-26 I_{c0} で規格化した磁化曲線

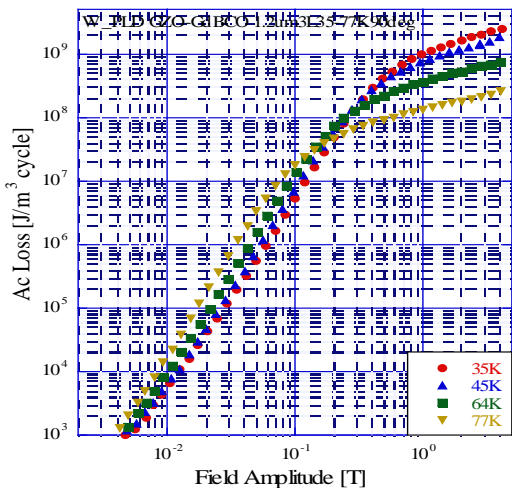


図 2.3.3-27 Y系超電導線材の交流損失測定値

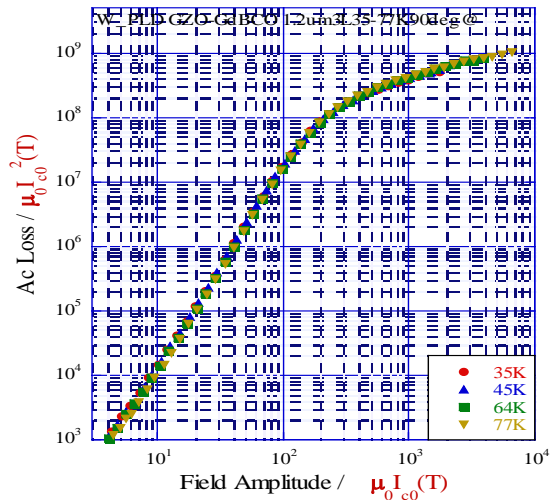


図 2.3.3-28 規格化した交流損失

I_c - B 特性は磁化曲線から求めたものであるから、無論、磁化曲線も I_{c0} で規格化すると図 2.3.3-26 に示すように温度に依らず一致して、温度でスケールされる。さらに、磁化曲線の囲む面積が交流損失に相当するから、図 2.3.3-27 に示す各温度で測定した交流損失は、磁界振幅を I_{c0} 、交流損失を I_{c0} の二乗で規格化することにより、図 2.3.3-28 に示すように一本のマスター曲線に乗り、温度でスケールされる。

ここで示した Y系超電導線材を含め、中間層が異なる数種の線材についても I_c - B 特性、交流損失の温度スケール則が成立することを確認し、変圧器設計指針の一部を構築した。

2.3.4 超電導変圧器対応線材安定製造技術開発

超電導変圧器対応 Y 系超電導線材の安定製造技術開発は、2.1.3-4 節に述べたように、特に、交流損失の低減が重要である。本項では、Y 系超電導線材を適用する超電導変圧器の技術開発にあたり、IBAD-PLD（パルスレーザ蒸着法）線材及び IBAD-MOD（有機酸塩熱分解法）線材にて、超電導変圧器の技術開発に必要な 5 mm 幅 3 分割にて $I_c=40 \text{ A}@65 \text{ K}\&0.01 \text{ T}$ で 100 m 以上に相当する線材を安定的に製造し提供する技術開発の成果について述べる。また、スクライビング溝加工前後の微細組織変化を詳細に解析し、加工条件等の適正化、および線材の特性評価と巻線の交流損失見積り手法についての成果も述べる。なお、表 2.3.4-1 に超電導変圧器対応線材の安定製造技術開発フローを示す。

表 2.3.4-1 超電導変圧器対応線材の安定製造技術開発フロー

	H20	H21	H22	H23	H24
巻線技術開発	基礎試験モデル	短絡モデル	転位均流モデル 低損失モデル	2kA 級巻線モデル 2MVA 変圧器モデル	
線材安定供給		PLD 線材 km,		Mgo 基板線材	
PLD 線材					
MOD 線材		PLD 線材 km		Mgo 基板線材	
線材加工		細線化 30m 長 (100m 5mm 幅 3 分割以上、40A @65K&0.01T) 中間目標		Mgo 基板線材細線化	
線材プロジェクト				(m 5mm 幅 5 分割以上)	

2.3.4-1 超電導変圧器対応線材安定製造技術開発（フジクラ）

IBAD 中間層付き基板上にパルスレーザ蒸着法（PLD 法（図 2.3.4-1））により形成された超電導層は比較的欠陥が少なく安定して製造することが可能である。この技術を活用して、5 mm 幅、100 m 長以上の Y 系超電導線材に対して、3 分割のスクライビング細線溝加工後に所定の特性（65 K、0.01 T における $I_c=40 \text{ A}$ ）を

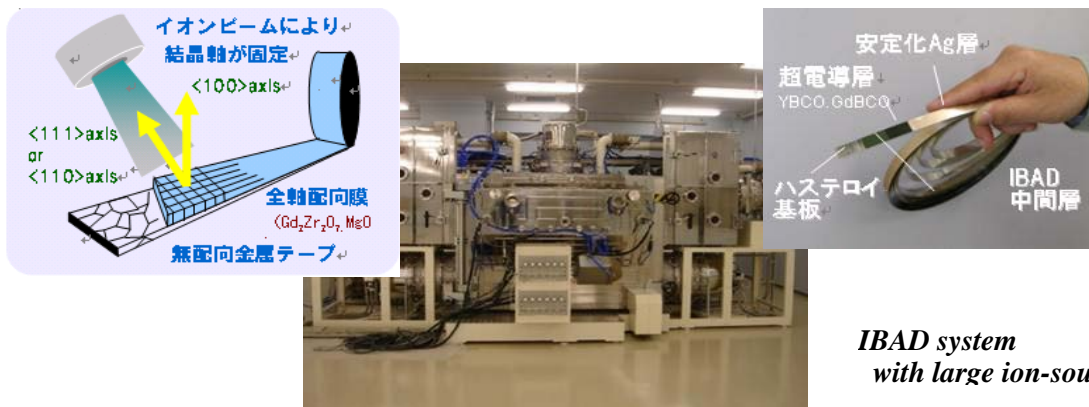


図 2.3.4-1 PLD 線材構造

得ることを可能とする特性均一な長尺線材の安定製造技術を開発するとともに、プロジェクト後期 2 ヶ年で開発する 2 MVA 級変圧器モデル用に使用する線材を供給する。また、Y 系超電導線材用の IBAD 中間層付き基板の安定製造技術を開発するとともに、有機酸塩熱分解法による超電導層成膜用の IBAD 中間層付き基板を供給する。

(1) 超電導線材の提供

IBAD法により形成した中間層上にPLD法により超電導層を形成する手法により製造したY系超電導線材（以下IBAD-PLD線材）は、超電導線材の性能を表す臨界電流値と線材長さの積（以下 I_L ）で世界最高クラスの176.023 Amの線材製造した実績がある。平成20年度～22年度にプロジェクトより課せられたIBAD-PLD線材の供給計画は表2.3.4-2のとおりである。

表 2.3.4-2 超電導変圧器用線材の供給計画と実績

年度	適用巻線モデル	条長(m)、()内は安定化材仕様	
		計画	実績
H20	安定化銅構造	55 m(0.1 mmt Cu), 100 m(0.1 mmt Cu)	56 m (0.1 mmt Cu), 117 m (0.1 mmt Cu)
	曲げ歪み	54 m (0.1 mmt Cu), 54m	54 m (0.1 mmt Cu), 59 m
	4 巻線限流	252 m (0.1 mmt Cu)	252 m (0.1 mmt Cu)
	2 次口出し接続	58 m (0.1 mmt Cu)	59 m (0.1 mmt Cu)
H21	短絡	1170 m (0.3 mmt Cu)	1825.1 m (0.3 mmt Cu)
	転位均流	1320 m (0.1 mmt Cu)	1320 m (0.1 mmt Cu)
	数 100 kVA級限流	120 m (0.3 mm CuNi)	120 m (0.3 mm CuNi)
	曲げ歪み	54 m	106.6 m (無し)-
H22	磁界分布	666 m (0.1 mmt Cu), 940 m	
	数 100 kVA 級限流	741 m (0.05 mmt Cu), 944 m	

表 2.3.4-3 平成 21 年度製造線材の歩留りの製品単長依存性

出荷	総長 m ※	安定化材	単長 30 m		単長 50 m		単長 100 m	
			本数	歩留%	本数	歩留%	本数	歩留%
09/04	138	0.3 mmt Cu-Ni	4	87.0	2	72.4	0	0
09/05	740	0.3 mmt Cu	20	81.1	11	74.3	4	54.0
09/06	1,838	0.3 mmt Cu	33	53.9	17	46.2	7	38.1
09/07	266	0.3 mmt Cu-Ni	4	45.1	2	37.5	0	0
09/09	1,186	0.1 mmt Cu	34	86.0	18	75.9	8	67.4
	4,168		95	68.4	50	60.0	19	45.6

IBAD-PLD 法で超電導層を形成後、その用途に応じて Ag の保護層厚さや材質や厚さの異なる安定化材を線材に形成することが求められた。表 2.3.4-2 は、平成 20 年度～21 年度の供給実績である。安定化材の種類ごとに貼り合わせ方法を検討し、プロジェクトの要求を満たす線材を提供した。5 mm 幅線材で平成 20 年度 597 m、平成 21 年度に 3371.7 m を納入した。また、表 2.3.4-3 に平成 21 年度製造線材の歩留りの製品単長依存性を示す。

(2) 中間層テープの提供

IBAD-Gd₂Zr₂O₇(以下 IBAD-GZO)中間層は、成膜装置を大型化し大面積化することにより、結晶粒面配向度が 16 度以下のテープを連続的に 100 m オーダで製造することが可能である。平成 20～22 年度にプロジェクトより課せられた IBAD-GZO 中間層テープの供給計画と実績は表 2.3.4-4 のとおりである。

表 2.3.4-4 中間層付きテープ供給計画と実績

年度	計画		実績	
	条長(m/月)	総長(m/年度)	条長(m/月)	総長(m/年度)
H20	187.5	1312.5	187.8	1314.3
H21	125	1250	138.7	1386.6
H22	150	1800	150.0	1800.0

平成 20 年度～21 年度に当社よりプロジェクト内の他機関に対して提供した IBAD-GZO 中間層テープの供給実績を図 2.3.4-2 に示す。棒グラフは月毎の提供量を示し、◆印は累計の出荷長を示している。

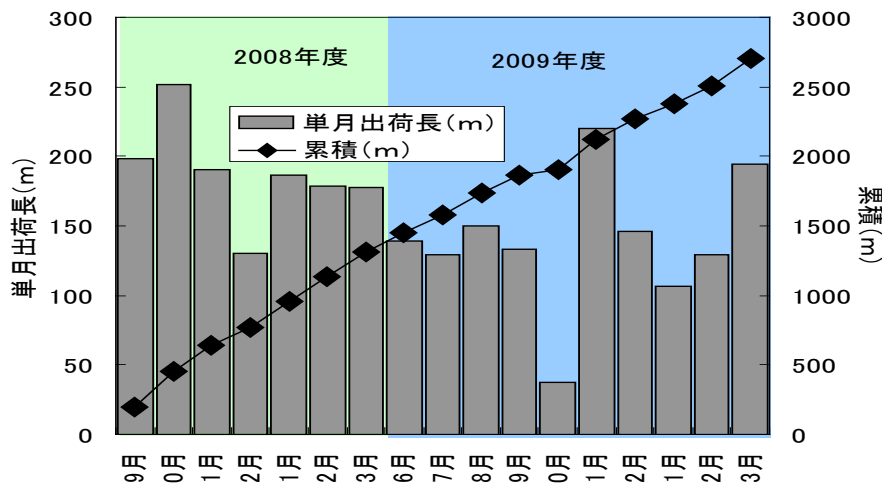


図 2.3.4-2 平成 20～21 年度に中間層テープ提供実績

平成 20 年度は 3 月末時点で、1314.3 m を提供し、平成 21 年度は 1386.6 m を提供した。月毎の提供量は必ずしも一定ではないが、各年度の計画に対して年度内に全量を提供済みである。平成 21 年度末までに提供した総長で約 2.7 km である。

(3) 線材特性分布の均一化の検討

PLD法はY系超電導体のように多元系元素からなる薄膜の形成に適した方法であるが、当社では超電導線材の幅方向および長さ方向の特性を均質化するために、装置の構造を検討してきた。図2.3.4-3にフジクラで開発したホットウォール加熱式PLD装置の外観を示す。



図 2.3.4-3 ホットウォール加熱式
PLD 装置

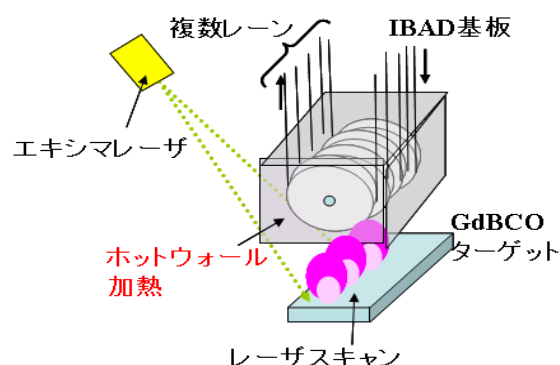


図 2.3.4-4 真空チャンバー内部図

装置中央部が薄膜を堆積させる真空チャンバであり、その両脇に、送り出し・巻き取りリールを配置してあることから連続的にテープ基材 (IBAD 中間層付き金属基板) が真空チャンバに供給され、基材上に超電導層が形成される。真空チャンバ内を図 2.3.4-4 に模式的に示す。

ターゲット上に照射されたレーザー光により真空チャンバ内に放出された原料がホットウォールと呼ばれる炉内の IBAD 中間層付き金属基板上に堆積する。薄膜の成長面はホットウォールからの輻射熱により一定温度に保たれていることから、本装置により均質な超電導結晶薄膜の形成が期待される。そこで、本装置を用いて均一な超電導特性を有する Y 系超電導線材安定製造条件を検討した。

図2.3.4-5にIBAD-MgO基板上に形成したホットウォール加熱式PLD装置で超電導層を形成した線材の I_c の線材長さ方向分布を示す。77 K、s.f.において直接通電により線材を700 mm間隔でI-V特性を測定し、 $1 \mu\text{V}/\text{cm}$ に到達した電流値を I_c とした。

170 m超の長さを有する線材において、全長に亘って $300 \text{ A}/\text{cm}\cdot\text{W}$ (@77 K,s.f.) 以上の I_c を実現している。 I_c の平均値は $340 \text{ A}/\text{cm}\cdot\text{W}$ (@77 K,s.f.) であり、標準偏差 6.1 A であり、長手方向に特性の均質な超電導線材が形成された。

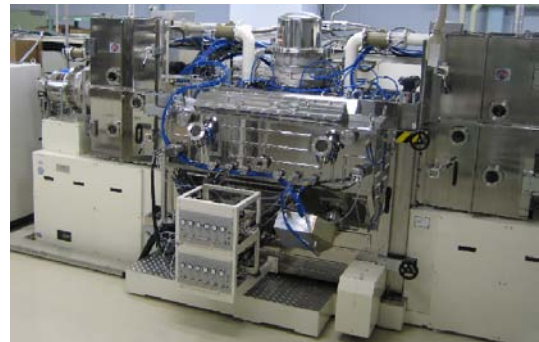
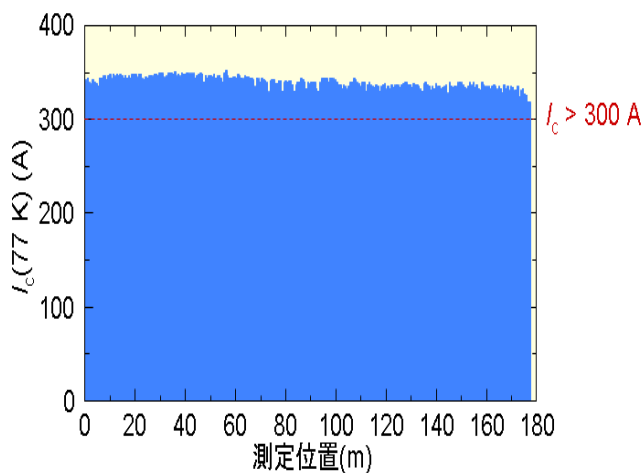


図 2.3.4-5 I_c の長さ方向分布 (340A) 図 2.3.4-6 連続巻き取り式イオンビームアシスト蒸着装置

(4) 中間層高速堆積方法検討

IBAD-GZO 中間層は、結晶粒面内配向度を 16 度以下にするために、1 μm 厚程度まで膜を成長させる必要がある。そのため、IBAD-GZO の製造速度は 5-7 m/h が上限であった。中間層付き基盤の提供を円滑に行うためには製造速度のさらなる高速化が不可欠となる。

図 2.3.4-6 に示した連続巻き取り式イオンビームアシスト蒸着装置は、中央部分が薄膜を蒸着させる真空チャンバであり、チャンバ内部には 110×15 cm^2 の世界最大のアシストイオンソースが設置されている。装置両脇には、送り出し・巻き取りリールを配置されており、連続的にテープ基材が真空チャンバに供給され、数百 m の長さを有する基材上に IBAD 層を形成することが可能となっている。

本装置を用いて IBAD 法により極めて薄い膜厚で高配向の中間層を形成可能な MgO (以下 IBAD-MgO) 層の導入を検討した。IBAD-MgO 層は、金属基板上に金属元素の拡散を防止するため 100 nm 厚の Al_2O_3 膜と、その上にベッド層として形成した 20 nm の Y_2O_3 膜上に形成される。図 2.3.4-7 はベッド層形成後に図 2.3.4-6 の装置で毎時 1000 m で成膜した IBAD-MgO 層断面の透過電子顕微鏡写真である。ベッド層の上に厚さ 5~10 nm 程度の IBAD-MgO 層が形成され、さらにその上に結晶粒が配向した CeO_2 が連続的に成長している様子が観察された。

MgO 層中の結晶粒 2 軸面内配向中間層は極めて薄いことから、X 線を使って直接配向度を測定することは事実上不可能である。そのため、IBAD-MgO 上に CeO_2 キャップ層を形成したテープの $\Delta\phi$ の長手方向分布を評価した結果を図 2.3.4-8 に示す。

1000 m の全長で CeO_2 キャップ層の $\Delta\phi$ が 5 度以下を実現している。これは IBAD-GZO 層上に形成された CeO_2 キャップ層と同等の結晶粒の配向度である。

このことから IBAD-GZO 層と比較して 100 倍以上の高速で成膜された IBAD-MgO 層は、IBAD-GZO 層に代わって長尺の Y 系超電導線材製造に十分使用可能であることが分かった。

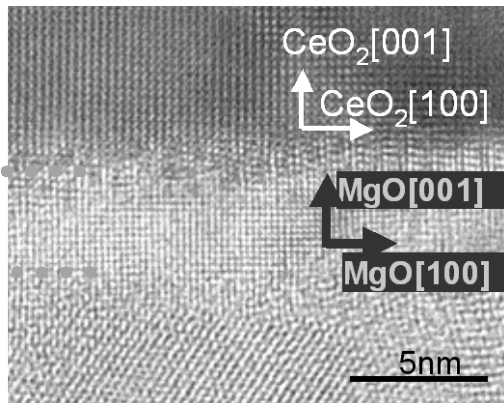


図 2.3.4-7 IBAD-MgO の透過電子顕微鏡観察結果

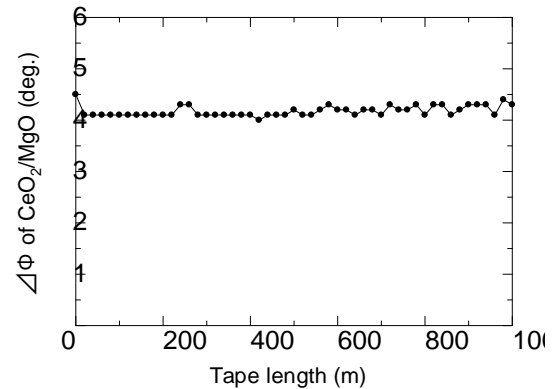


図 2.3.4-8 MgO の 2 軸配向中間層上に形成したキャップ層の $\Delta\phi$ の長手方向分布

(5) まとめ

平成 20 年度より超電導変圧器の研究開発事業の超電導変圧器対応線材安定製造技術開発プロジェクトに対し 5 mm 幅の超電導線材を 3968.7 m を供給した。

平成 21 年度に製造した線材に対して、製品単長を 30 m、50 m、100 m とした場合の歩留りのシミュレーション結果を表 2.3.4-3 に示す。製品単長が長くなるにつれて、歩留りが低下している。これは、線材長さ方向に不定期間隔で出現する不良箇所によるものである。平成 22 年度以降は不良箇所の出現原因の探索を進め、根本的な対策を実施することで、100 m を超える長さの線材の歩留り向上を検討する予定である。

超電導特性の均質化検討では、高性能な長尺の Y 系超電導線材の製造方法である IBAD-PLD 法により製造した線材の長さ方向の臨界電流特性を測定し、150 m を超える超電導線において 700 mm 間隔で測定した臨界電流特性は標準偏差が 5 % 以下の均質な超電導線を得ることができた。今後は線材幅方向の I_c 分布特性を把握することにより、均質性を評価し、長さ方向と同様に均質な超電導特性が得られるよう成膜条件の最適化等を実施する。さらに 300 m 級線材において実現するよう長尺化の研究開発を進める。

中間層テープに関しては平成 20 年 9 月より 10 mm 幅の IBAD-GZO 中間層テープの供給を開始した。平成 20 年度は 3 月末時点で、1314 m を提供し、平成 21 年度は 1387 m を提供した。月毎の提供量は必ずしも一定ではないが、各年度の計画に対して年度内に全量を提供済みである。平成 21 年度末までに提供した総長で約 2.7 km である。

平成 22 年度以降のプロジェクトへの量的な安定供給に貢献できる技術として

IBAD-MgO 中間層付きテープの開発に着手し、IBAD-GZO と同等の性能を有する線材の開発に成功した。平成 21 年度に IBAD-MgO 中間層テープを超電導変圧器の研究開発事業の超電導変圧器対応線材安定製造技術開発、並びに超電導電力ケーブルの研究開発事業の基板・中間層テープ開発プロジェクト内の他機関に提供し、適応の可否を検討した。ケーブルプロジェクトにおいては採用にいたらなかったが、変圧器プロジェクトにおいては、当社で製造する超電導線材に IBAD-MgO 中間層線材を用いることを関して関係機関の了解を得られたことから、平成 22 年度より IBAD-MgO 中間層付きテープを用いて製造した IBAD-PLD 超電導線材を供給する予定である

2.3.4-2 超電導変圧器対応線材安定製造技術開発（昭和電線）

有機酸塩熱分解法（MOD 法）は将来の低コスト化が見込まれる線材作製方法として期待されるプロセスの一つである。長尺化に向けた開発は「超電導応用基盤技術研究開発(第Ⅱ期)プロジェクト」からであり、他の気相成膜プロセスと比較してスタートの時期こそ遅かったものの高性能な線材の安定製造（歩留り向上）に成功しつつある。この技術を活かして、5 mm 幅、100 m 長以上の Y 系超電導線材に対して、3 分割のスクライビング細線溝加工後に所定の特性（@65 K、0.01 T における $I_c=40$ A）を得ることを可能とする特性均一な長尺線材の安定製造技術を開発するとともに、プロジェクト後期 2 ヶ年で開発する 2 MVA 級変圧器モデル用に使用する線材(総量約 2 km)を供給する。

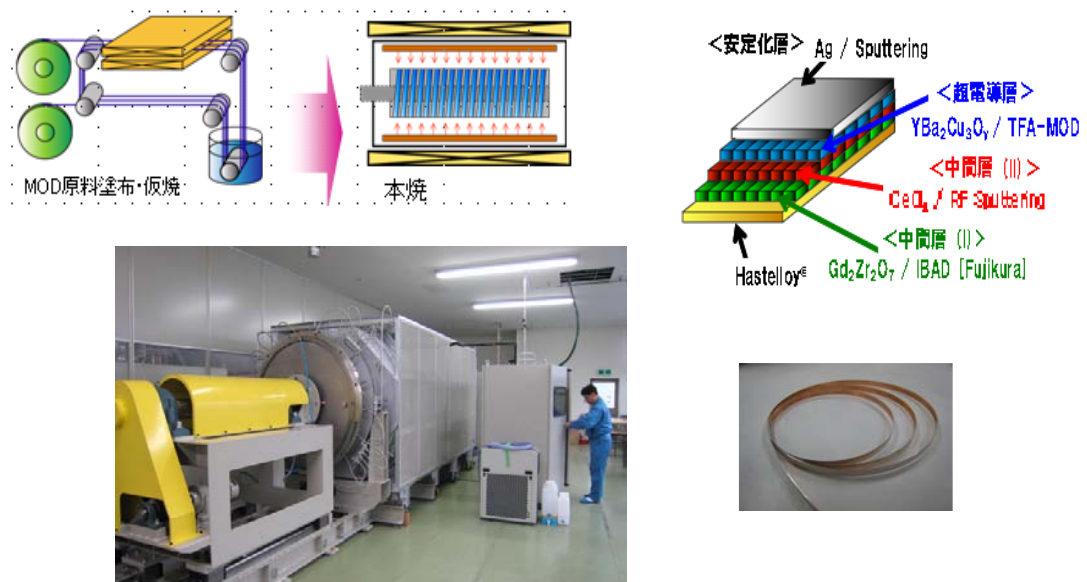


図 2.3.4-9 MOD 線材構造

(1) 超電導線材の提供

三弗化酢酸塩溶液（TFA）を用いる有機酸塩熱分解法（MOD法）は、TFA-MOD

法と呼ばれる。中間層付き金属基板の表面に金属有機酸塩溶液を塗布した仮焼膜を一度形成し、仮焼膜を結晶化させる熱処理工程（本焼）を経ることによって超電導薄膜を形成するプロセスである（MOD法（図2.3.4-9））。本焼工程において使用する電気炉は、ISTECやアメリカンスパーコンダクター社で開発されたReel-to-Reel（RTR）式の連続熱処理炉が一般に用いられているが、本プロジェクトでは量産性に優れる大型バッチ式熱処理炉を採用した。

バッチ式熱処理炉を使用した本焼プロセスは、全長100 m以上の線材を炉内のドラムに装填し、短時間で焼き上げる手法である。このため、RTR式熱処理炉に比べて短時間で線材を焼成することが可能であり、密閉された空間で反応させるため外部環境の擾乱を受け難いという特長がある。しかしこの特長は両刃の剣であり、本焼中に投入線材から一斉に発生する結晶成長に有害なガスがRTR式熱処理炉に比べて短時間で多量に発生し、しかも密閉空間であることからガスの影響を低減することが難しくなる。この為、プロジェクトで使用する昭和電線が開発した大型バッチ式熱処理炉以外、100 m以上の線材作製に成功した例は存在しない。

下地に使う基板は、(株)フジクラよりIBAD法で作製したGd₂Zr₂O₇中間層付き基板の供給を受け、RFスパッタリング蒸着法によりCeO₂中間層を昭和電線で形成したものを使用している。このY系超電導線材（以下IBAD-MOD線材）は、超電導線材の性能を表す臨界電流値と線材長さの積（以下 I_L ）で世界第3位の155,000 Amの線材製造した実績がある。平成20年度～22年度にプロジェクトで予定したIBAD-MOD線材の供給計画は表2.3.4-5のとおりである。

IBAD-MOD法で超電導層を形成後、その用途に応じてAgの保護層厚さや材質や厚さの異なる安定化材を線材に形成することが求められた。表2.3.4-5は供給実績である。5 mm幅線材で平成20年度593 m、平成21年度に327 mを納入した。スクライビング細線化技術の検討のために561mの線を作製した。

平成21年度に製造した線材に対して、製品単長を30 m、50 m、100 mとした場合の歩留りを計算した結果を表2.3.4-6に示す。

表 2.3.4-5 超電導変圧器用線材の供給計画と実績

	適用モデル	条長 (m)、()内は安定化材仕様	
		計画	実績
20 年度	安定化銅構造	55 m (0.1 mmt Cu) 100 m (0.1 mmt Cu)	57 m (0.1 mmt Cu) 100 m (0.1 mmt Cu)
	曲げ歪み	54 m (無し) , 54 m (0.1 mmt Cu)	54 m (無し), 108 m (0.1 mmt Cu)
	4 巻線限流 (補助一次、二次)	188 m (幅: 4.5 mm, 無し) 79 m (無し)	188 m (無し) 86 m (無し)
21 年度	Edge wise	54 m (無し)	0 m
	転移均流	1,320 m (無し)	0 m
	1 次コイル間接 続	159 m, 168 m (無し)	0 m
22 年度	磁界分布モデル	1,050 m, 1,050 m (無し)	

表 2.3.4-6 平成 21 年度製造線材の歩留まりの製品単長依存性計算結果

出荷日	総成膜長 m ※	安定化材	単長 30 m		単長 50 m		単長 100 m	
			本数	歩留%	本数	歩留%	本数	歩留%
09/04/30	2,329*	銀 15 mm	54	69.5	29	62.2	7	30.0
09/08/02	190	銀 30 mm	4	63.2	1	26.3	0	0
09/08/03	45	銀 30 mm	1	66.7	0	0	0	0
09/08/03	75	銀 30 mm	2	80.0	1	66.7	0	0
	2,639		61	69.3	31	58.7	7	26.5

(2) スパッタプロセスによる長尺中間層の検討

長尺線材に使用する CeO_2 中間層は、従来 ISTEK の Pulse Laser Deposition (PLD)装置を借用して作製していたが、本プロジェクトより昭和電線に導入した高周波スパッタリング(RF-Sputtering)装置を用いて作製する事とした。高周波スパッタリング装置を選択した理由は、① 装置導入時のコストが PLD 装置に比べて安く済むこと、② 長時間運転において自動インピーダンス整合器を使用することにより無人運転が可能となり、線材のコスト低減に対して有効であること、③ スパッタリングプロセスで成膜した膜の表面形状は粒子が細かく、非常に平滑な表面を形成できること、④ MOD 法で致命的となる結晶粒の欠落に伴うクレータ状の欠陥形成を抑制する効果が期待できること、等である。図 2.3.4-10 に CeO_2 中間層の成膜に使用したマルチターン機構 RTR 式スパッタリング装置の外観を示す。高周波スパッタリング装置の初期検討として、 CeO_2 薄膜自己配向効果の確認を行った。



図 2.3.4-10 Reel-to-Reel 式連続高周波スパッタリング装置

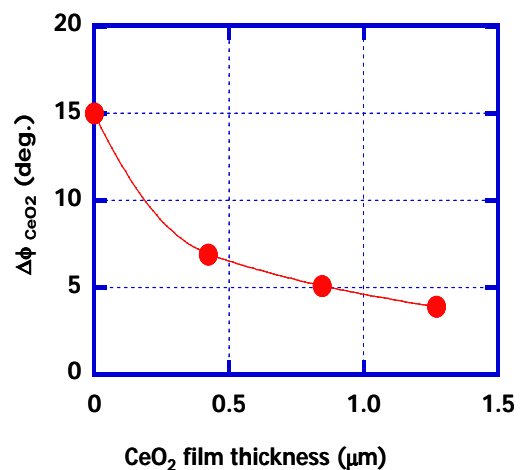


図 2.3.4-11 高周波スパッタリングで作製した CeO_2 中間層の自己配向効果

図 2.3.4-11 より、従来の PLD プロセスと同様に CeO_2 中間層の膜厚増加と共に面内配向度が向上する自己配向効果が高周波スパッタプロセスでも生じているこ

とが明らかである。CeO₂中間層を1 μm程度成膜することにより、CeO₂中間層の面内配向度 Δφ は4度以下が得られる。図 2.3.4-12 に(株)フジクラ殿より供給された IBAD-GZO 中間層付き基板の結晶粒面内配向度と昭和電線の高周波スパッタリング装置で作製した CeO₂中間層の結晶粒面内配向度の関係を示す。

IBAD-GZO 基板は、結晶粒面内配向度 18度以下のものが供給されており、スパッタリングプロセスにより6度以下の結晶粒面内配向度を示す CeO₂中間層を供給用線材として作製している。図 2.3.4-12 にこの CeO₂中間層を使用した Y系超電導線材の臨界電流値 I_c(cm幅換算)の長手法区の分布を示す。全長にわたり I_c>200 A/cm-w の通電特性が得られ、局所的な I_c低下は膜の傷や付着物に起因することが分かっている。

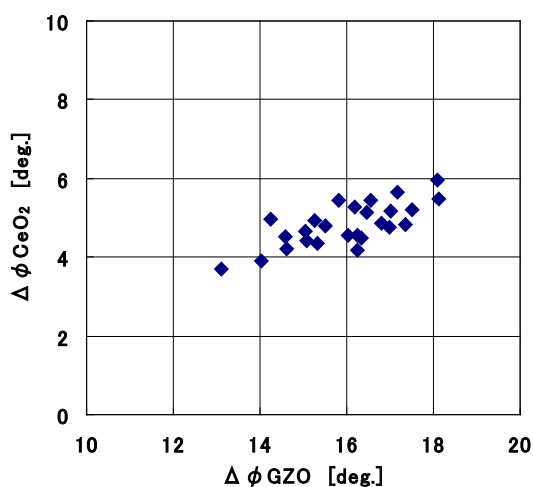


図 2.3.4-12 IBAD-GZO 中間層付き基板の面内配向度

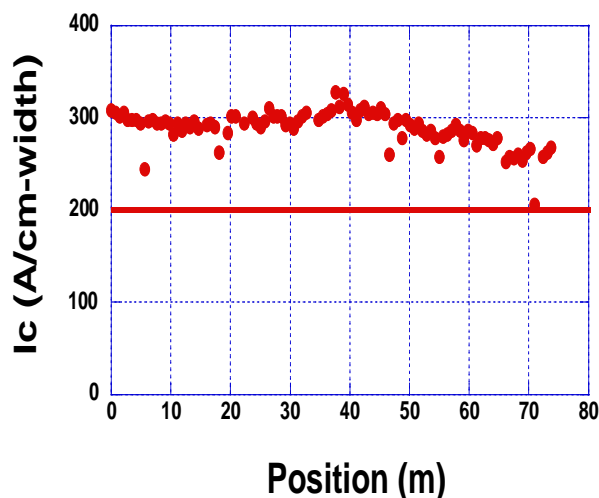


図 2.3.4-13 I_cの長さ方向分布

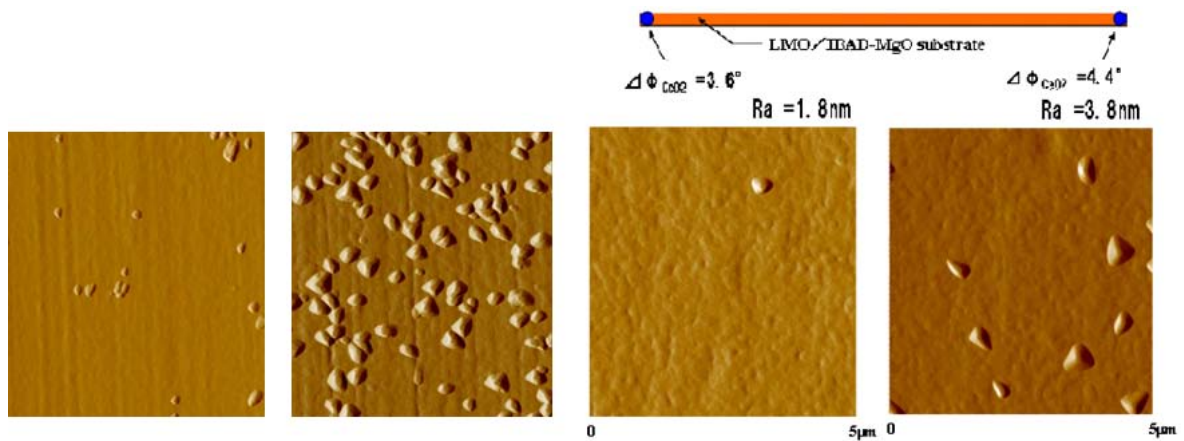
(3) IBAD-MgO 中間層に対する検討

IBAD-GZO 中間層付き基板上に I_c >200 A/cm-w の通電特性を持つ超電導層を TFA-MOD プロセスで形成するには6度以下の結晶粒面内配向性を持つ CeO₂中間層が必要である。そのためには18度以下の IBAD-GZO 基板の結晶粒面内配向性が必須となるが、結晶粒面内配向度で16度以下を得るためためには1 μm厚程度まで膜を成長させる必要があり、IBAD 中間層膜の製造速度を律速していた。近年、IBAD 中間層の材料を GZO から MgO に変更することになり、薄い膜厚で GZO 並、あるいはそれ以上の結晶粒面内配向性を得ることが判明した。IBAD-MgO 中間層への移行が急速に進んでおり、改めてスパッタプロセスによる CeO₂中間層成膜条件の最適化を行う必要が生じた。このことから、IBAD-MgO 中間層の表面に La-Mn-O (LMO) キャップ層を一層形成した状態で基板を提供してもらい、CeO₂中間層の成膜条件の検討を実施した。

IBAD-MgO 中間層上へ(200)配向した CeO₂中間層を作製する成膜条件の最適化

は基板の製造ロットが変わると同一条件で成膜しても異なる表面形状を示し、成膜条件を絞ることは難航した。具体的な例を図 2.3.4-14 に示す。

右の写真に見える三角柱状突起は (111)配向した CeO_2 の結晶粒である。(200)面の面内配向度は左の表面平滑性に優れるもので 2.7 度、左の突起が多いもので 3.7 度を示しているが、(111)配向した粒子が膜の表面に沢山見られる試料では、超電導層を形成しても低い I_c しか得ることが出来ない。因みに左の写真の試料は $I_c = 240 \text{ A/cm-w}$ であるのに対し、右は $I_c = 0 \text{ A/cm-w}$ である。従って、(111)配向した結晶粒の成長を抑制することが高特性の線材を得る必要条件となる。図 2.3.4-16 に(111)配向した結晶粒周辺の TEM 観察写真の結果を示す。図中の 3、4 の反射電子線回折像は、 CeO_2 膜の(200) 配向と各結晶粒が面内で方位が若干ずれていることを示した。 CeO_2 層の配向の乱れが小さくなるよう成膜条件を改めて検討した結果、酸素の濃度を従来の条件よりも増やしたところ、(111)配向した結晶粒の成長を抑制すること判明した。



Ra=3.1nm(5×5μm) Ra=8.0nm(5×5μm) 突起 30-60nm
 図 2.3.4-14 異ロットの IBAD-MgO 中間層上に同一条件で作製の CeO_2 中間層の表面形状

図 2.3.4-15 IBAD-MgO 基板上(90 m)にスパッタリング法で作製した長尺 CeO_2 中間層

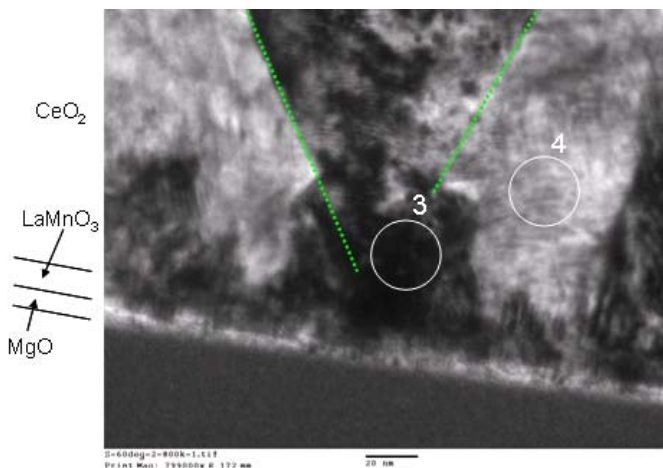


図 2.3.4-16 (111)配向した CeO₂ 結晶粒の断面 TEM 写真

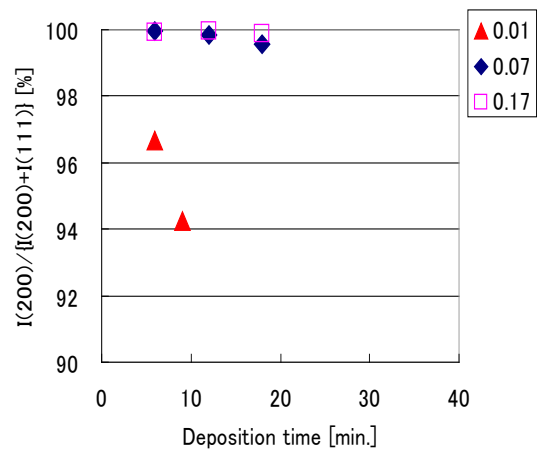


図 2.3.4-17 異なる酸素濃度で成膜した CeO₂ 中間層の(200)面の配向率

図 2.3.4-17 に異なる酸素濃度で成膜した CeO₂ 中間層薄膜の(111)面に対する(200)面の配向率を成膜時間に対してプロットした結果を示す。酸素濃度を 0.01 % とした時は成膜時間の増加共に(111)面の割合が増加するのに対し、他の条件では(111)配向の成長を抑制している事がわかる。90 m の LMO/IBAD-MgO 基板に RTR 式のスパッタ装置で連続成膜を行った結果を図 2.3.4-15 に示す。前端と後端で同等の表面平滑性が得られている。25 m の LMO/IBAD-MgO 基板に作製した超電導線材では $I_c=250$ A/cm-w の特性が得られている。

(5) まとめ

平成 20 年度より超電導変圧器対応線材安定製造技術開発プロジェクトに対し 5 mm 幅の Y 系超電導線材 927 m を供給した。

製品単長が長くなるにつれて、歩留りが低下している。これは、Y 系超電導線材長さ方向に不定期間隔で出現する不良箇所起因するものである。これは、基板の傷など明らかな欠陥と認識されるもの以外に、中間層成膜時に付着した異物（剥離した CeO₂ の破片）を巻き込んだものや仮焼膜の作製において付着した異物に起因する物が多い。平成 22 年度はこれ迄に明らかになった工程内で発生する欠陥の対策を行う。50~100 m 単長の歩留りを上げ、更に 100 m を超える長さの線材の歩留り向上を図り、年度末までに Y 系線材の提供を行う。

平成 22 年度以降のプロジェクトへの線材供給は、IBAD-GZO 中間層付き基板よりも高性能化、低コスト化が期待される IBAD-MgO 中間層付き基板上の Y 系超電導線材に移行する。スパッタプロセスによる CeO₂ 中間層特有の問題と考えられていた(111)配向結晶粒の不規則な結晶成長に対し、対策を講じる事に成功して 90 m 級の CeO₂ 中間層の成膜に成功した。また、25 m 級の基板で Y 系超電導線材を TFA-MOD 法で作製し、IBAD-GZO 層と同等の性能を有する線材の開発に成功した。

2.3.4-3 超電導変圧器対応安定製造技術線材の評価及び細線安定加工技術開発 (JFCC、ISTEC)

超電導変圧器で使用される線材は垂直磁場変動に起因した交流損失の低減のため、スクライビング細線溝加工による細線化が必須である。しかしながら、スクライビング細線溝加工を施すと、線材中の欠陥の大きさによっては細線化したフィラメントに通電できない場合も生じる。本項目では、これまで ISTEC で開発しているレーザ加工等によるスクライビング細線溝加工技術の安定製造技術を開発する。具体的には、変圧器用として 100 m 長以上の Y 系超電導線材で 5 mm 幅への切断及び 3 分割のスクライビング細線溝加工を安定して実施可能な技術を開発する(図 2.3.4-18)。プロジェクト後期 2 カ年で開発する 2 MVA 級変圧器モデル用線材に対してのスクライビング細線溝加工を平成 23 年度以降に実施するために、100 m×3 分割の安定溝加工技術を平成 21 年度末までに開発することを目標とする。また、切断及びスクライビング細線溝加工前後の線材の超電導特性を評価して、安定製造加工技術開発に資するとともに、変圧器対応 Y 系超電導線材安定製造技術開発にフィードバックすることにより幅方向及び長手方向の超電導特性の均一性向上に反映させる。

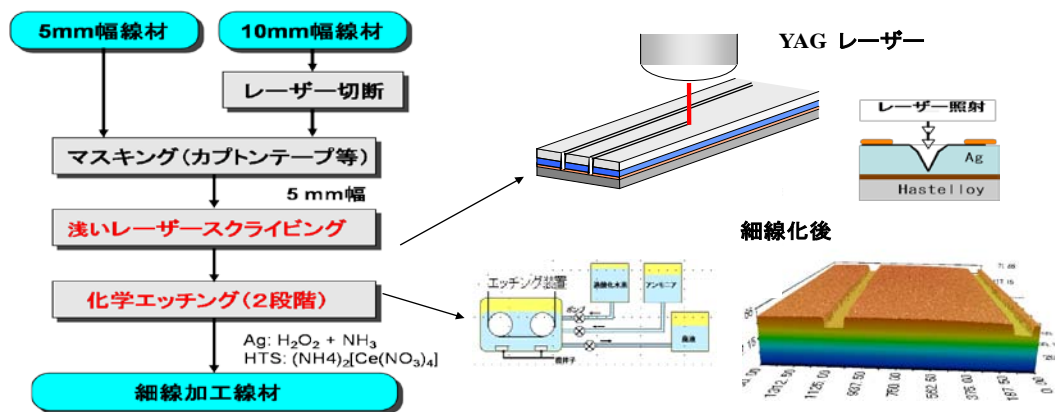


図 2.3.4-18 細線化のプロセスの概要

(1) 研究開発の経緯

2 MVA 級変圧器モデルの実証には、単長で最大約 300 m、総長約 10 km の 5 mm 幅の Y 系超電導線材の 3 分割スクライビング細線溝加工が必要となる。細線溝加工された Y 系超電導線材に対しては、65 K、0.01 T の磁場中で約 40 A の I_c とともに、1 M Ω /cm 程度のフィラメント間絶縁抵抗が要求される。加工前の線材の I_c を 200 A/cm-w と仮定すると、許容される加工による I_c 低下率は $40/(\alpha-1.6)/100 = 0.25$ となる。ここで、 α は 65 K、0.01 T と 77 K, self-field 条件における I_c 値の比率であり、加工後の I_c としてはフィラメントの最小 I_c 値の 3 倍を用いる。ISTEC では、NEDO「超電導応用基盤技術開発(第 II 期)」プロジェクトの中で、Nd:YAG レーザ (波長 355 nm) を用いた線材の切断技術、スクライビング細線溝加工技術

を開発した。ここでは、レーザの照射パワーを上げることにより表面の安定化層からハステロイ™基板までの切断が可能であり、照射パワーを下げることでハステロイ™基板表面付近までのスクライビング細線溝加工ができる。しかしながら、本プロジェクト開始時のスクライビング細線溝加工実績としては、総長 70 m の 5 分割加工が行われたものの、単長では最大 4.5 m に留まっていた。また、高いフィラメント間電気抵抗を得るためには、レーザースクライブ後に溝中に残留した熔融金属のドロスを化学エッチングで除去することが有効であることが示唆されていたが、プロジェクト開始前はバッチ式のエッチング処理の実績しかなく、またフィラメント間電気抵抗の再現性も悪いなど、長尺線材に適用するためにはプロセス上の多くの課題があった。

本研究開発項目においては、最大単長約 300 m の線材に適用可能な安定した 5 mm 幅切断技術、3 分割スクライビング細線溝加工技術の確立を目指し、加工プロセス上の課題解決を試みた。この際、50 m 長 5 分割溝加工による交流損失の 1/5 低減を中間目標とする超電導機器用線材技術開発における細線加工技術開発と連携し、その成果を最大限利用することで研究開発を効率的に進めた。また、長尺化により必要となる可能性のあるスクライビング細線溝加工線材の補修技術、剥離防止をねらいとした樹脂被覆技術についても超電導機器用線材技術開発における成果の適用検討を行った。

変圧器モデルで要求される細線溝加工長尺線材の性能を実現するためには、加工による特性劣化を抑制するとともに、超電導変圧器対応安定製造技術線材の長手方向及び幅方向の特性均一性の向上が必要となる。ここでは、安定製造技術線材の加工前後の評価を各種の長尺線材評価装置を用いて行い、製造技術開発へのフィードバックを試みた。安定製造技術線材としては、当初 IBAD-GZO 中間層を用いた PLD 線材および MOD 線材の検討が行われたが、より低コスト化が期待できる IBAD-MgO 中間層への移行が検討され、本研究開発項目においても、スクライビング細線溝加工に対する適用性の検討を行った。

(2) 具体的成果

a. 線材安定切断技術の開発

超電導変圧器は線材幅が 5 mm であることを前提として設計されている。しかし IBAD-PLD 線材は 10 mm 幅で作製されているため、欠陥や突起を発生させることなく安定的に 5 mm 幅に切断する技術を開発した。なお IBAD-MOD 線材の 5 mm 幅分割加工については 2.3.4(b)を参照されたい。

まず、銀層まで形成された IBAD-PLD 線材の切断に最適なレーザの選定を行った。比較を行ったのは、UV 波長領域 (355 nm) の Q スイッチ式 Nd:YAG レーザおよび IR 波長領域(1064 nm)のパルス式 Nd:YAG レーザである。それぞれのレーザ装置の特徴を表 2.3.4-7 にまとめた。

表 2.3.4-7 切断加工に用いたレーザーの比較

レーザー波長	最大出力	パルス幅	周波数	励起光
355 nm	5 W(10 KHz)	< 50 nsec	1 – 50 kHz	LD (808 nm)
1064 nm	250 W	0.08–1.2 ms	500 Hz (Duty 15 %)	LD (808 nm)

どちらの方式でも切断による I_c の劣化は生じなかった。これらのレーザーで切断した線材の断面を SEM 観察した結果を図 2.3.4-19 に示す。(a)は Q スイッチレーザー(355 nm)で切断した断面、(b)はパルスレーザー(1064 nm)で切断した断面である。レーザーの入射は図の上側、すなわち銀安定化層からとした。図中で上、下とあるのは、10 mm 幅を 5 mm 幅に切断した際の上側部分と下側部分のことを示している。出力の大きなパルスレーザーが切断に有利であると思われていたが、Q スイッチレーザーでは断面が垂直に切り立っているのに対して、パルスレーザーではレーザー入射方向から反対側に向かって傾斜 (テーパ) が掛かったような形状をしており、レーザー光が抜ける部分 (ハステロイTM側) では突起 (バリ) が発生している。このような突起が発生した原因は、パルスレーザーのパルス幅が広いためハステロイTMが溶融し付着していること、および繰り返し周波数が低いために付着したハステロイTMのドロスをレーザー光によって除去することができなかつたと考えられる。

変圧器対応線材では、切断後に様々な工程 (銅安定化材料の貼付け、スクライビング時のマスキングテープの貼付け、絶縁テープの巻付け等) が想定されており、このような突起が発生していると銅テープのハンダ付けで片側が浮いてしまったり、マスク不良を生じさせてサイドのオーバーエッチが発生する、絶縁テープに亀裂が入るなどの支障をきたすおそれがあるので、切断に用いるレーザーとしては Q スイッチレーザーが好ましいという結論を得られた。

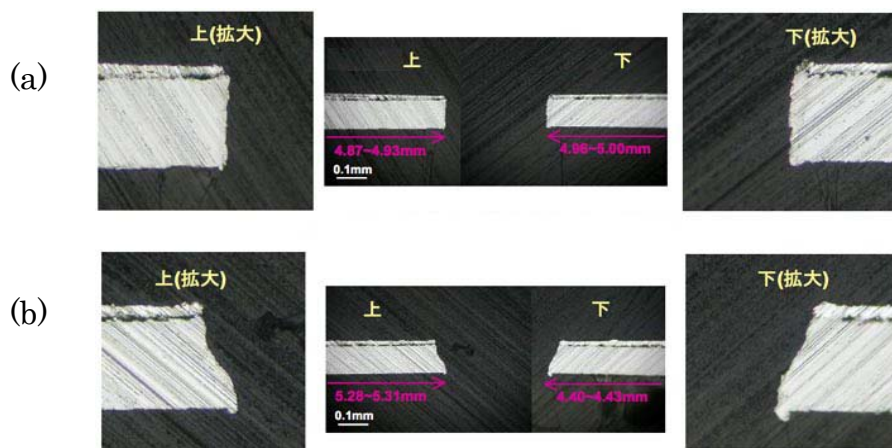


図 2.3.4-19 異なる方式のレーザー (表 2.3.4-7) による切断断面観察結果
(a) 355 nm 波長の Q スイッチレーザー、(b) 1064 nm 波長のパルスレーザー

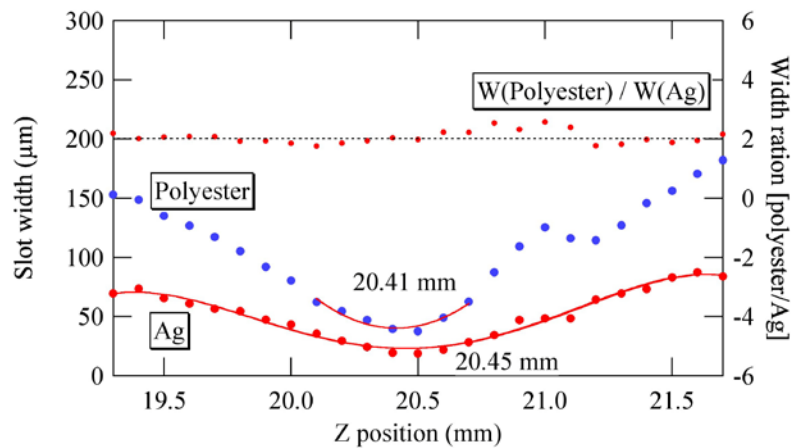


図 2.3.4-20 線材とレーザー光学系との距離 Z と切断幅との関係

上記のように、切断に Q スイッチレーザを用いる方が突起等の発生が少ないことが判明したので、次に、フォーカス位置の最適化を行なった結果を図 2.3.4-20 に示す。今回使用した Q スイッチレーザは光学集光方式であるため、被切断線材とレーザー光学系との距離 (Z) によってビーム径が変化する。そこでビーム径と距離 Z との関係測定し、切断により除去される線材の量を可能な限り低減するための条件を検討した。ここで、ビーム径の大きさを測定するために線材の表面にポリエステルテープを貼付し、テープ表面および銀層に生じた切断幅をプロットしてある。ポリエステルと銀での切断幅の比はほぼ一定であり、ビーム径は相似形の変化をしていることが分かる。この結果より、 $Z=20.45$ mm の場合に最小幅 $19 \mu\text{m}$ となることが判明した。この条件はレーザービームが最も細く絞られてエネルギー密度が高くなる条件であることから、切断の高速化も期待される。切断の最適条件は $Z=20.45$ mm であることが判明した。

Q スイッチレーザ (表 2.3.4-7 中の 355 nm 波長のレーザ) での長尺線材の 5 mm 幅切断加工をより短時間で行うため、上記のレーザー切断の高速化の検討も行った。表 2.3.4-8 に $\text{Gd}_2\text{Zr}_2\text{O}_7/\text{CeO}_2$ バッファ層上に成膜された 3 種類の線材 (TFA-MOD 線材、out-of-plume の PLD/IBAD 線材、in-plume の PLD/IBAD 線材) での線材切断結果を示す。この結果から、銀安定化層の膜厚で多少の違いはあっても切断速度をこれまでの 7.2 m/h から 25.2 m/h まで高められることが判明した。しかしながら、高速化により切断面にバリが発生する可能性も除外できないので、現時点では、変圧器プロジェクトで使用される線材の安定的加工においてはこれまでと同じ 7.2 m/h の切断速度を維持し、切断速度の高速化は平成 21 年度後半に導入した出力の高い Q スイッチファイバーレーザ (波長 1064 nm、繰り返し周波数 50 - 100 kHz) を用いて 100 m/h 以上の高速切断を目指して検討を行っている。

表 2.3.4-8 線材切断速度の高速化の検討結果

線材種類	Ag 厚 (μm)	線材搬送速度 (m/h)							
		7.2	10.8	14.4	18.0	21.6	25.2	28.8	32.4
TFA-MOD 線材	20	切断可能領域						切断不可領域	
PLD/IBAD 線材 (out-of-plume)	8	切断可能領域							
PLD/IBAD 線材 (in-plume)	10	切断可能領域						切断不可領域	

表 2.3.4-9 には、上述のようにバリ発生がない 7.2 m/h の条件で変圧器用提供線材の 5 mm 幅切断加工を行った実績を示す。これまで総長で 5 km 長以上の加工を行っている。5 mm 幅切断においては、線材受け入れ時および切断加工後に必ず連続ホール素子法を用いた長手方向の I_c 分布の評価を行うこととを電力会社、線材メーカーおよび ISTEK 間で取り決めており、表 2.3.4-9 に記したすべての線材で切断加工後に I_c の目立った劣化が発生しなかったことが確認された。

表 2.3.4-9 レーザによる線材切断実績

日付	製作	長さ	加工	日付	製作	長さ	加工	日付	製作	長さ	加工
2009.4.15	フジクラ	200m	2 分割	2009.7.13	ISTEC	2.4	2 分割	2010.1.28	ISTEC	2.5	5 分割 (2mm 幅)
2009.4.20	フジクラ	300m	2 分割	2009.7.26	フジクラ	94	2 分割	2010.2.2	ISTEC	2.5	5 分割 (2mm 幅)
2009.4.27	フジクラ	320	2 分割	2009.7.28	フジクラ	251	2 分割	2010.2.10	ISTEC	49.5	5 分割 (2mm 幅)
2009.4.30	フジクラ	230	2 分割	2009.7.30	フジクラ	270	2 分割	2010.3.4	ISTEC	100	2 分割
2009.5.11	フジクラ	278	2 分割	2009.8.6	ISTEC	11	2 分割	2010.4.14	フジクラ	120	2 分割
2009.5.25	フジクラ	250	2 分割	2009.8.6	フジクラ	250	2 分割	2010.4.15	フジクラ	125	2 分割
2009.5.27	フジクラ	300	2 分割	2009.8.10	ISTEC	100	両端 1mm 中央 4 分割	2010.5.28	フジクラ	51	2 分割
2009.5.28	フジクラ	221	2 分割	2009.8.24	フジクラ	300	2 分割	2010.5.28	フジクラ	131	2 分割
2009.5.29	フジクラ	120	2 分割	2009.8.26	フジクラ	286	2 分割	2010.5.31	フジクラ	56	2 分割
2009.6.12	ISTEC	134	2 分割	2009.9.16	フジクラ	300	2 分割	2010.6.7	ISTEC	200	2 分割
2009.6.29	ISTEC	2	2 分割	2009.11.6	ISTEC	55	2 分割				
2009.6.29	ISTEC	30	2 分割	2009.11.19	ISTEC	40	2 分割				
2009.7.1	フジクラ	15	2 分割	2009.12.28	ISTEC	2	5 分割				
2009.7.6	ISTEC	10	2 分割	2010.1.6	ISTEC	50	2 分割				
										合計	5258.9 m

b. 線材安定スクライビング細線溝加工技術の開発

表 2.3.4-10 には、長尺線材のレーザスクライビング細線溝加工の技術課題と開発内容、プロジェクト開始時の状況とこれまでの到達点をまとめる。

表 2.3.4-10 細線加工の技術課題と進捗状況

技術課題	プロジェクト開始時	開発内容	進捗状況(22年6月)
I_c 残留率の向上	31 - 52 %	プロセス改良 ・弱出力レーザー照射 ・2段階エッチング ・ドロス低減	短尺 3分割 10-15 % 5分割 16-25 %
絶縁確保	分布あり (1 Ω - 1 M Ω)	・溝幅低減 ・マスクテープ選定 ・洗浄工程の追加	1 M Ω /cm 以上 (30 m 3分割)
エッチング時間	30分/4.5 m (9 m/h)	2段階エッチングの改良	エッチング速度 46m/h
長尺エッチング	バッチ式 (最長 4.5 m)	線材加工装置開発 ・RTR マスク装置 ・RTR エッチング装置	長尺線材加工装置のプロトタイプを開発
長尺加工実績	最長 5 m	長尺加工装置の活用	120 m 3分割
剥離防止	高温アニール	被覆検討	I_c 劣化の少ないポリアミドイミド被覆を実現

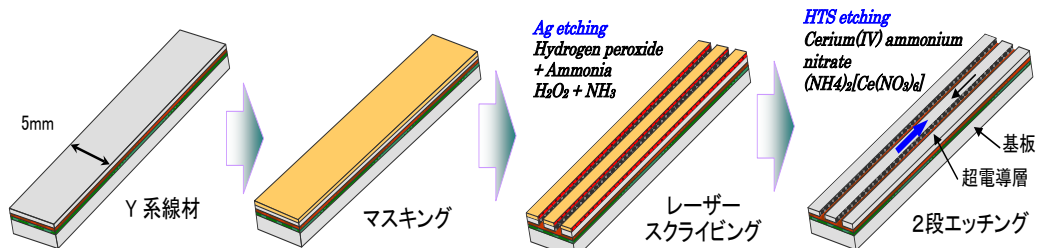


図 2.3.4-21 改良型レーザスクライピングプロセスの概要

プロジェクト開始時には、レーザー照射によりハステロイ™基板表面に達する溝を形成していたが、熔融金属のドロスが溝に残留し、フィラメント間の電気絶縁が取れないという問題があった。フィラメント間の絶縁抵抗を確保するためには、硝酸セリウムアンモニウム溶液による化学エッチングでドロスとその周囲の超電導層を除去する必要があるが、エッチング時間が長くなると、オーバーエッチングのため I_c 低下率が大きくなるという問題があった。超電導機器用線材技術開発における低交流損失線材作製技術開発 (2.4.3 項) で詳細に述べるが、この問題を解決するため図 2.3.4-21 に示すようにプロセスを改良した。この改良プロセスでは、レーザー照射のパワーを絞り、銀安定化層の途中までスクライピングを行い、その後過酸化水素とアンモニアの混合溶液で銀層を、硝酸セリウムアンモニウム溶液で超電導層を2段階でエッチングする。この方法により、ドロスの発生が抑制でき、溝幅の低減が可能になるとともに、化学エッチング時間を 1/5 程度に大幅に短縮できる。図 2.3.4-22 には、改良プロセスにより作製したフィラメント端部の断面 SEM 像を示す。超電導層のオーバーエッチングが 10 μm 以下に抑えられていることがわかる。

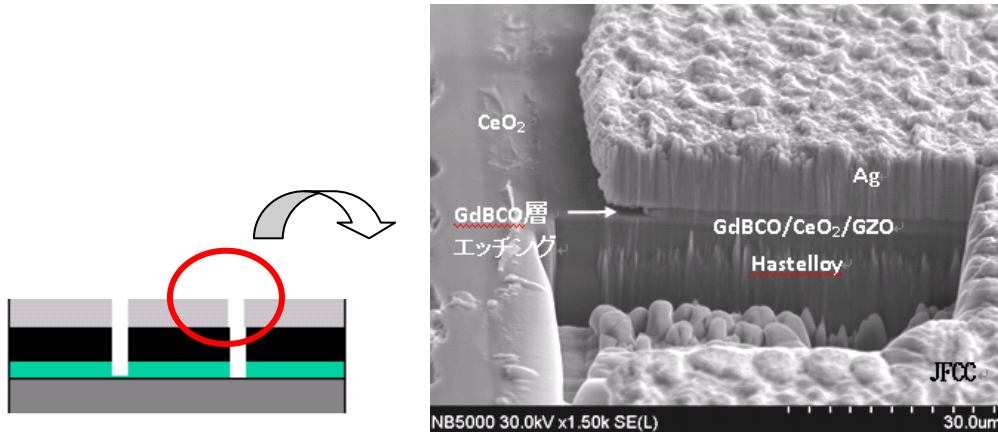


図 2.3.4-22 改良型プロセスで形成した溝周辺の断面 SEM 観察結果

エッチング加工はプロジェクト開始前にはバッチ式で行われていたが、長尺線材の加工を安定にかつ高速に行うため、全プロセス工程の **Reel to Reel (RTR)** 化を行った。図 2.3.4-23 には、開発したマスキングテープ貼り合わせ装置、エッチング装置の写真を示す。この **Reel to Reel** 式エッチング装置の導入により、銀層および超電導層のエッチングをそれぞれ 40 m/h 以上の速度で行うことが可能になった。

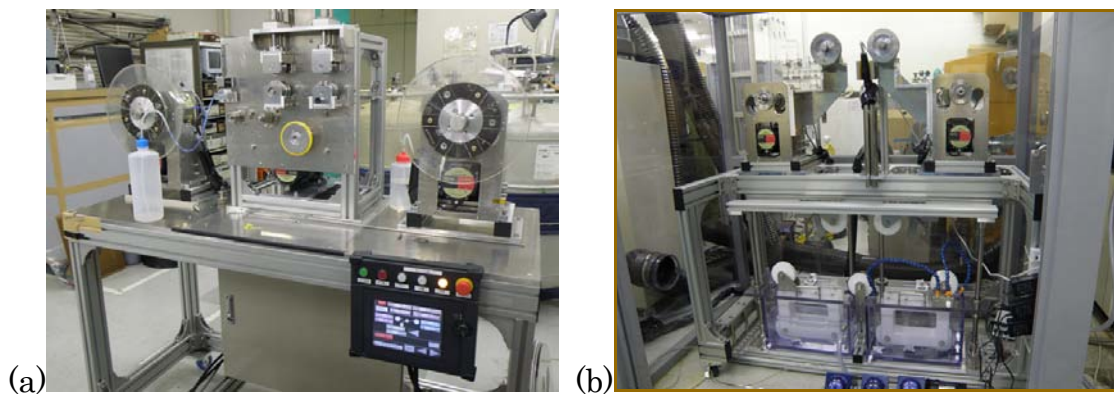


図 2.3.4-23 開発した(a)マスキングテープ貼合せ装置と(b)RTR エッチング装置

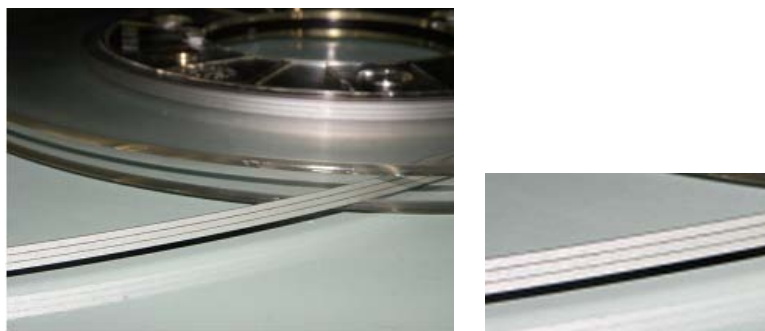


図 2.3.4-24 30 m 長 3 分割スクライビング溝加工線材の写真

長尺線材のスクライビング細線溝加工のもう一つの大きな課題は、エッチングのためのマスキングである。マスキングとしては、例えばフォトレジストのような樹脂を塗布乾燥し用いる方法もあるが、低コスト化の観点およびプロジェクト開始前

の実績から接着剤付きテープによるマスキングを採用した。しかしながら、従来採用していた接着剤付きカプトンテープは 20 m 長までしか入手ができないため、新たな材料検討を行った。その結果、300 m 長まで対応可能なテープ素材として 12.5 μm 厚のポリエステル（ゴム系接着剤使用）と 12 μm 厚のポリプロピレン（アクリル系接着剤）を選択し、長尺線材加工の検討を行った。図 2.3.4-24、図 2.3.4-25 には、30 m 長の PLD GdBCO 線材（中間層は IBAD-GZO）に対する加工後の写真、加工前後の電流-電圧 (I - V) 特性をそれぞれ示す。マスキングテープとしては、ポリエステルを用いた。加工前の $I_c = 118 \text{ A/cm-w}(@77 \text{ K,s.f.})$ に対し、加工後の 3 フィラメントの総 I_c は $101 \text{ A/cm-w}(@77 \text{ K,s.f.})$ であり、その低下率は 14.7 % であった。加工による超電導層の断面積の低下率は 12.4 % と見積もられた。したがって、加工によるフィラメント I_c の劣化率は 2.3 % と低く抑えられていることが証明された。一方、機器応用の際に重要となる最小フィラメント I_c ($I_{c \text{ min}}$) 値の 3 倍の値は 89.4 A で、加工前の I_c 値に対する減少率は 24.3 % である。この値は、線材特性の均一化やフィラメント幅の均一化により改善可能と考えられるが、65 K、0.01 T での要求仕様である 40 A を十分満たしている。また、フィラメント間抵抗としては、いずれのフィラメント間も 100 k Ω 以上の値を示し、1 cm 長さ当たり換算すると 300 M Ω という十分な絶縁特性が得られていることが分かった。

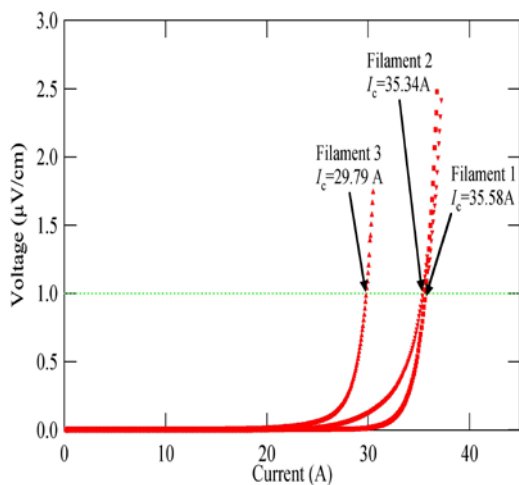


図 2.3.4-25 PLD GdBCO 線材の 3 分割後の各フィラメント I - V 曲線

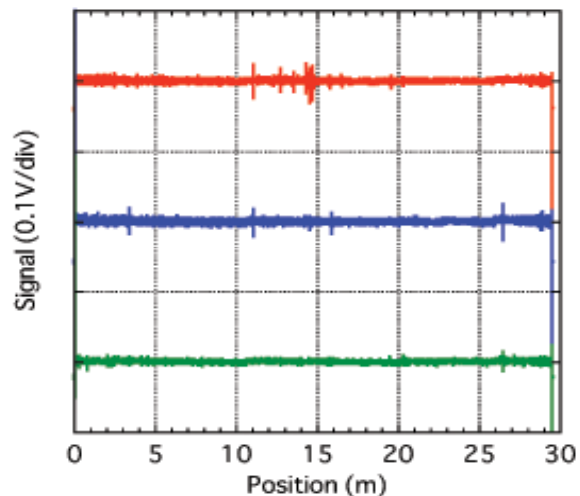


図 2.3.4-26 30 m 3 分割線材の SQUID グラジオメータによる評価結果

加工した 30 m 長線材に対し、RTR の SQUID 検査装置で欠陥評価を行った結果を図 2.3.4-26 に示す。最も I_c の低いフィラメント 1 に対しては、14.5 m の位置に欠陥に起因する連続的な信号が見られる。また、このフィラメント及び中心のフィラメント 2 に対して、11 m の位置に比較的シャープな信号が見られる。これらの信号位置に対して線材の磁気光学 (MO) 観察を行った結果を図 2.3.4-27 に示す。フィラメント 1 に見られた連続的な信号はハンドリングにより導入された部分的な剥離、またフィラメント 1 と 2 で見られた信号は、両者にまたがる局所的に超電

導性が低下した欠陥に起因するものであることがわかった。RTR の SQUID 検査装置は、このようなフィラメントのマクロ欠陥に起因する信号を最高で 80 m/h の速度で検出することができ、加工技術へのフィードバックとともに、長尺加工線材の要補修箇所を検出に大きく役立つ。スクライビング細線溝加工された本線材は、絶縁処理後に過電流試験に用いられ、過電流に対する耐性が実証されている。IBAD-MgO 中間層は、IBAD-GZO に比べはるかに薄い膜厚で高い結晶粒面内配向

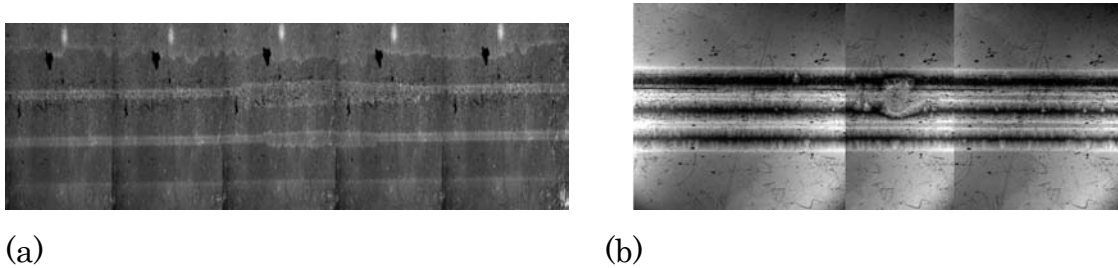


図 2.3.4-27 SQUID 検査装置で見つかった信号位置に対する MO 観察結果
(a) 14.5 m 付近、(b) 11 m 付近

度が得られるため、 CeO_2 自己配向キャップ層の厚さの薄化が可能で、極低コスト線材用の中間層として大きく期待されている。一方、低コスト化のため中間層全体の厚さを低減することにより、ハステロイ™基板と超電導層との電気絶縁性の低下や金属基板を通してのフィラメント間電気絶縁抵抗の低下が懸念される。変圧器用線材としての適用性を評価するため IBAD-MgO 中間層上の PLD GdBCO 線材に対し、銀安定化層とハステロイ™基板間の抵抗を評価した結果を図 2.3.4-28 に示すが、評価面積を広くした場合においても $0.2 \sim 1 \text{ M}\Omega\text{cm}^2$ の特性抵抗が得られている。この特性抵抗値を用いると、基板を介したフィラメント間抵抗は 300 m 長で 60Ω 以上と見積もられ、変圧器応用に十分な値となる見通しが得られた。実際に 3 分割スクライビング溝加工を行った 15 cm 長の短尺線材の各フィラメントの I_c とフィラメント間抵抗を表 2.3.4-11 にまとめる。フィラメント間抵抗は最小でも $0.83 \text{ M}\Omega$ であり、1 cm 当たり $12 \text{ M}\Omega$ と十分高い絶縁抵抗が得られることが確認された。また、総 I_c 低下率、 $I_{c \text{ min}} \times 3$ の低下率ともに IBAD-GZO 中間層を用いた線材と同等の特性が得られることも確認された。

表 2.3.4-12 には、これまで 5 mm 幅 3 分割のレーザスクライビング溝加工を行なった長尺線材の実績をまとめる。十分高いフィラメント I_c 及びフィラメント間抵抗が得られる歩留りは現状で約 50 % である。歩留り低下の主な原因としては、スクライビング溝への接着剤の残留によるエッチング不良で引き起こされるフィラメント間絶縁不良、マスキングテープ着脱や複数回の I_c 測定の際のハンドリングミスによるフィラメント I_c 不良がある。表 2.3.4-12 に示した 30 m 長線材の加工の際にはゴム系接着剤付きのポリエステルテープを用いたが、ゴム系接着剤は完全な除去が難しく、後述する補修工程での線材 I_c 劣化の原因となる可能性がある。

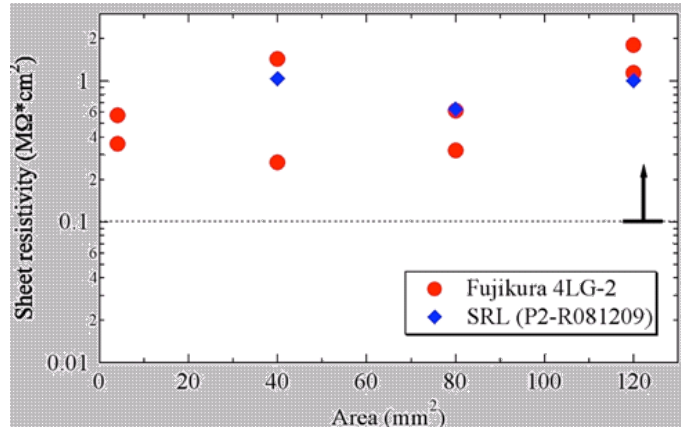


図 2.3.4-28 IBAD-MgO 中間層上線材の裏面抵抗

表 2.3.4-11 3分割スクライビング溝加工した 15 cm 長 IBAD-MgO PLD 線材の各フィラメントの I_c 及びフィラメント間抵抗

	フィラメント		溝		絶縁抵抗	
	幅	I_c		幅		
F1	1548 μ m	54A	F1~F2	219 μ m	F1~F2	0.83M Ω
F2	1450 μ m	50.5A	F2~F3	226 μ m	F2~F3	1.61M Ω
F3	1426 μ m	44A			F3~F1	2.06M Ω

表 2.3.4-12 長尺線材の 3 分割スクライビング溝加工実績

PET: ポリエステル, PP: ポリプロピレン

線材番号	長さ (m)	分割数	I_c (A)					最小 I_c × 分割数 (A)	最小 I_c 残留率 (%)	加工後 I_c 残留率 (%)	フィラメント間平均抵抗 (M Ω /cm)	マスク材	判定
			加工前	F1	F2	F3	加工後合計						
#1	30	3	118.1	29.8	35.3	35.6	100.7	89.4	76	85	294.7	PET	○
#2	19	3	128.0	35.7	45.5	30.9	112.1	92.7	72	88	0.0	PET	×
#3	29	3	127.8	10.0	26.2	13.0	49.2	30.0	23	38	0.0	PET	×
#4	15	3	140.0	39.8	44.3	41.0	125.1	119.4	85	89	5.0	PP	○
#5	30	3	154.6	30.7	41.8	53.3	125.8	92.1	60	81	1.9	PP	○
#6	30	3	175.1	33.1	72.7	61.9	167.7	99.3	57	96	0.0	PP	×
#7	19	3	135.5	42.8	35.6	30.5	108.9	91.6	68	80	0.1	PP	○

洗浄工程追加以降

#8	120	3	105.0	17.7	33.6	18.2	69.5	53.1	51	66	1.0	PP	○
#9	120	3	149.6	15.4	8.3	3.7	27.4	11.1	7	18	0.8	PP	×
#10	110	3	→	27.7	49.3	51.6	128.6	83.1	56	86	0.8	PP	○

より除去が容易なアクリル系接着剤を用いたポリプロピレンテープを現在は主に用いているが、溝に接着剤が部分的に残留する可能性があるため、その洗浄クリーニングによる除去を検討している。この方法を取り入れてスクライビング溝処理加工を行った 120 m 長 PLD GdBCO 線材の加工前後の I - V 特性を図 2.3.4-29 に、フィラメント間電気抵抗等の値を表 2.3.4-12 に示す。

また、図 2.3.4-30 には、29 m 長の TFA-MOD 線材に対する 3 分割スクライビング細線溝加工前後の I - V 特性を示す。このように、開発したスクライビング細線溝加工技術は TFA-MOD 長尺線材に対しても適用できる見通しが得られた。

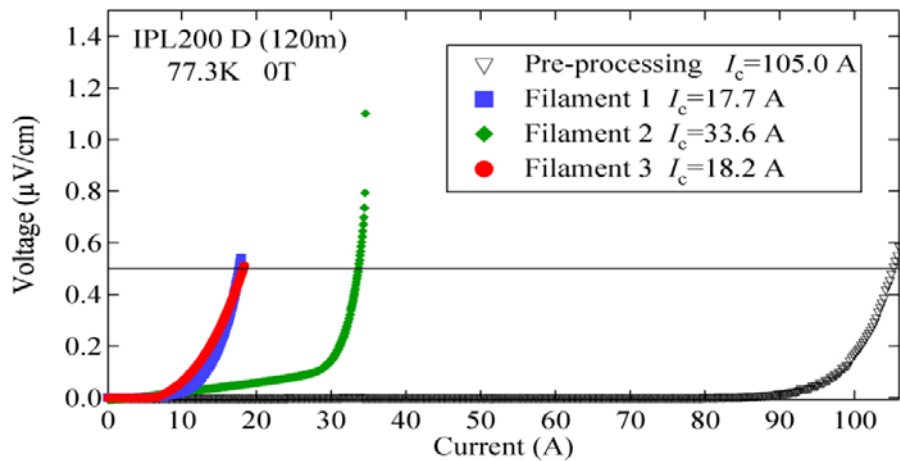


図 2.3.4-29 100 m 長の線材 3 分割

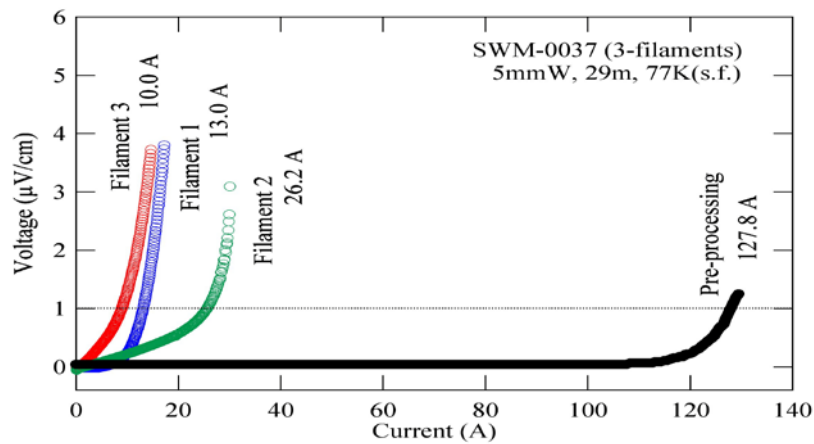


図 2.3.4-30 29 m 長の線材 3 分割

2 MVA 級変圧器モデルの 1 次巻線コイルに用いられる 3 分割スクライビング溝加工線材の単長は 250-300 m であり、例えば加工後に I_c の局所的に低い欠陥箇所が見つかった場合、これを補修することで機器用線材の歩留まりを向上させることが期待できる。「超電導応用基盤技術開発(第 II 期)」プロジェクトの中で、Y 系超電導線材に対する銀拡散法による接続・補修技術を開発した。補修の場合、線材の欠陥箇所に正常な線材パッチをそれぞれの銀安定化層を対向させるように置き、10-20 MPa の圧力を加えながら 400 °C 程度の温度で熱処理することにより電流の迂回路を作ることができる。銀安定化層の接触面での接続抵抗は 10-20 $n\Omega\text{cm}^2$ 程度であり、補修部での発熱は大きな問題とならない。図 2.3.4-31 には、短尺の 3 分割加工 GdBCO 線材に対する補修前後の I - V 特性の例を示すが、人工欠陥を導入したフィラメントに対して補修により I_c が回復していることがわかる。しかしながら、この技術を変圧器用の線材に適用する場合には、過電流に対する耐性や線材の転位箇所での機械的強度が課題となる。過電流試験用および転位曲げ試験用の約 10 m 長の長尺補修線材の試作を行い、その評価を予定している。

レーザスクライビング細線溝加工を行なった線材の各フィラメントは両端部が

エッチングされ超電導層が露出されているため、剥離強度の低下や水分付着による劣化などの懸念がある。このような加工線材を樹脂で被覆し保護する研究開発を現在、細線加工技術開発の中、実施している。樹脂の材質としては、ハンダ付け等の熱に対する耐性、電気絶縁性、部分除去の容易さの観点から現在までポリイミドアミドに絞り込んで検討を行っている。図 2.3.4-32 には、短尺の 3 分割加工線材に対し、ポリイミドアミド樹脂を数回にわたり 15 μm 程度 250°C で焼き付けた後の表面写真を示す。また被覆前および被覆後（電極部分の被覆除去工程後）の I - V 特性の変化を図 2.3.4-32 に示す。これより、 I_c の低下は 5 % 程度に抑えられることがわかった。エッジワイズ曲げ試験用に、10 m 長の 3 分割加工線材を作製し、樹脂被覆処理を行った。

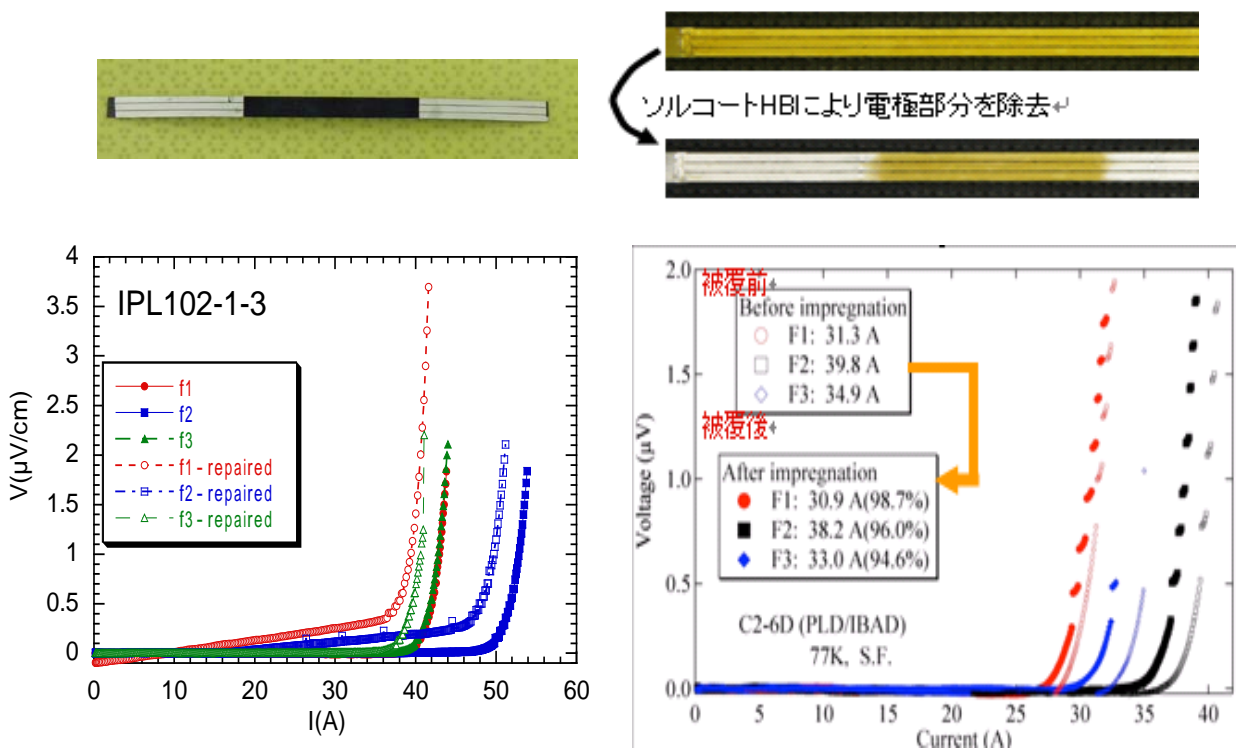


図 2.3.4-31 3分割スクライビング溝加工線材の補修前後の I - V 特性例

図 2.3.4-32 ポリイミドアミド被覆した線材の I - V 特性

c. 安定製造技術線材の評価実績

変圧器用の安定製造技術長尺線材は全て連続ホール素子法による非接触の I_c 評価を行った。連続ホール素子法においては、 I_c の長手方向分布に加え、幅方向の均一性もある程度評価することができる。図 2.3.4-33 には、IBAD-PLD 線材について代表的な評価結果を示す。(a)は 10 mm 幅線材の片側 5 mm に I_c の低下した領域が断続的に見られる例であり、(b)はプロセス改良により 10 mm 幅全体での幅方向の均一性が改善された線材の例である。また、安定製造技術長尺線材の欠陥分布を評価しプロセスにフィードバックするために MO 観察の評価も一部行った。

d. まとめ

線材切断技術については、UV波長領域（355 nm）のQスイッチ式Nd:YAGレーザを用い、バリのない切断を7.2 m/hの速度で安定して行う技術を確立した。また、H23年度からの2 MVA級変圧器モデル用の総長約10 kmの線材の切断加工を効率的に行うため、出力の高いQスイッチファイバーレーザ（波長1064 nm、繰り返し周波数50-100 kHz）を用い100 m/h程度の高速切断を目指した条件検討を行っており、H22年度中には使用可能になる見通しであるレーザスクライビング細線溝加工技術については、改良プロセス（低パワーレーザ照射+2段階エッチング法）の開発、Reel to Reel方式のエッチング装置等の開発、マスキングテープの最適化等により、100 m長級の5 mm幅3分割溝加工が可能となる技術を開発した。今後は、H22年度中に100-300 m長級の加工実績を積み上げるとともに、補修技術や樹脂被覆技術の適用性を確認することで加工線材の歩留りを向上させ、2 MVA級変圧器モデル用線材のレーザスクライビング細線溝加工をH23年度中に行なえる見通しである。

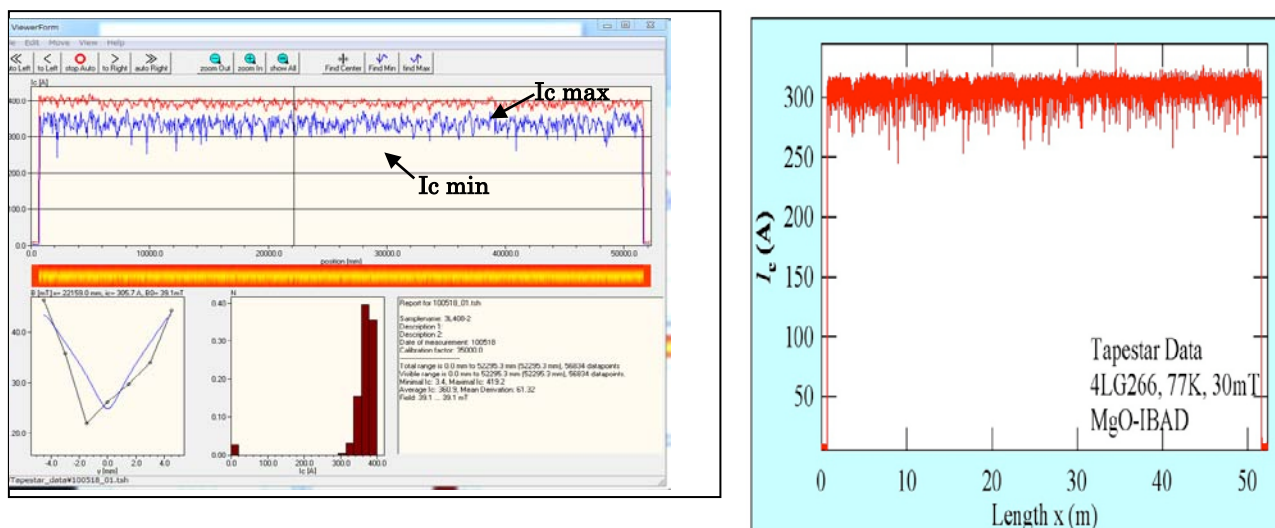


図 2.3.4-33 ホール素子法による I_c の非接触評価例

2.3.5 2 MVA 級超電導変圧器モデル検証

66 kV/6.9 kV-20 MVA 級配電用超電導変圧器（以下、20 MVA 級変圧器）の実現には、巻線技術（低損失技術、大電流技術等）や冷却システム技術等の要素技術を総合的に組み合わせた実機を作製し、実用化時の要求仕様に基づいた課通電試験による検証を行う必要がある。そのため、Ⅱ-1.1.3-5 節に示す技術開発目標及びⅡ-2.1.3-5 節に示す技術開発内容に基づき、開発を進めた。今回、66 kV /6.9 kV-2 MVA 級超電導変圧器モデル（以下、2 MVA 級変圧器モデル）は巻線技術開発等の要素技術の段階的な成果を反映して設計検討を行い、その課通電試験の基礎計画書も作成した。また、配電用変電所に設置する 20 MVA 級超電導変圧器の設計検討も行った。

2.3.5-1 2 MVA 級超電導変圧器モデルの設計検討（九州電力）

配電用変電所用の 20 MVA 級変圧器の実現に向けて、超電導変圧器の特性や製作技術が見通せ、冷却システムと組み合わせて検証できるには、実機と同一電圧で実機相当の巻線構成となる最低容量は 2 MVA となる。また、2 MVA 級変圧器モデルを次のステップで開発・検証する。① 要素技術（巻線、保冷容器、冷却システム等）を組合せて 66 kV/6.9 kV -2 MVA 級超電導変圧器モデルを設計・製作する。② 交流損失低減や耐電圧性を考慮した試験条件の設定を行い、開発した変圧器モデルの課通電試験を実施する。③ 66 kV /6.9 kV-2 MVA 級超電導変圧器モデルの特性を検証する。

(1) 2 MVA 級変圧器モデルの設計

実機変圧器を見通す技術を早期に効率的かつ経済的に開発するため、以下の方針で 2 MVA 級超電導変圧器の設計検討を行った。

① 損失低減技術は一般変圧器の設計技術も加えて検討する。② 定格 66 kV の耐電圧（耐 350 kV インパルス、耐 140 kV 交流過電圧）や機器構成に起因する技術（変圧器のブッシング、鉄心、巻線径・巻線構成等）は極力実機相当とする。③ 電流に起因する変圧器巻線技術等は多層並列導体や転位均流化モデル技術を適用する。④ 前述の要素技術開発での成果を変圧器モデルに反映する。⑤ 極力鉄損の低減を図れるように鉄心は内鉄形で室温空間に配置し、巻線は絶縁面から一層毎に GFRP 巻枠を使用する円筒巻線とする。⑥ 変圧器モデルの交流損失低減や耐電圧特性等検証・評価できる課通電試験の計画を検討する。

二次巻線の導体は、20 MVA 級（24 本並列）との転位技術の等価性のため 8 本並列とした。なお、定格電圧は同一なため、2 MVA 級の定格電流は一次 17.5 A : 二次 167 A で、線材並列数は一次 1 本 : 二次 3 本となる。

短絡電流を 20 MVA 級と等価（線材 1 本の一次側短絡電流 389 A）とするには

4.5%となる（1.5%では一次側短絡電流 1167 A となり線材 1 本では困難）。単純に 20 MVA 級から 2 MVA 級に電流量を下げると、2 MVA 級超電導変圧器の%インピーダンスは 2 MVA 基準で 1.5%となる。この時の短絡電流は 20 MA 級と同一であり、一次側短絡電流は 1,167 A となり、超電導線 1 本で耐えられる範囲を超えてしまう。2 MVA 級で短絡試験を行う予定はないが、短絡電流を 20 MVA 級と等価にすることが望ましいと考えた。20 MVA 級の一次側の短絡電流は 1 本当たり 389 A であるので、これと等価にするためには 2 MVA 級の%インピーダンスを 2 MVA 基準で 4.5%となる。それを考慮し、20 MVA 級と同等の巻線寸法とし、2 MVA 級の%インピーダンスを上げることを検討した。%インピーダンスを上げるためには、後述する 2.3.5-2 節の(2-3)式からわかるように、 α 間距離を大きくすることや磁束通路数を減らすことである。検討の結果、磁束通路数を 1 にして、細かい調整は α 間距離で行うことで 4.5%に設定が可能になることが判明した。表 2.3.5-1 に 2 MVA 級超電導変圧器と 20 MVA 級実用超電導変圧器の主な仕様を、図 2.3.5-1 に 66 kV /6.9 kV 三相 2 MVA 級超電導変圧器の巻線配置を、図 2.3.5-2 に線材の I_c とロードラインを示す。2 MVA 級変圧器では、フィラメント分割線材の適用を想定したため 20 MVA 級で使用した特性より低くしている。また、負荷率が低くなっているが、これは 2 MVA 級変圧器として最適化したものではなく、20 MVA 級変圧器の巻線体格に準じたことや短絡電流を合わせたことに起因している。

表 2.3.5-1 66 kV/6.9 kV -2 MVA 変圧器モデル及び実用 20 MVA 変圧器の仕様

諸元	2MVA 変圧器モデル	20MVA 超電導変圧器(実用器)
相数、結線	3 ϕ 、Y-Y	3 ϕ 、Y-Y
定格電圧	66 kV/6.9 kV	66 kV/6.9 kV
定格電流	17.5 A/167.4 A	175 A/1674 A
%インピーダンス	4.5 % (2 MVA 基準)	15 % (20 MVA 基準)
巻線層数	8 層/2 層	8 層/2 層 (二次巻線は一次巻線の内外に配置)
ターン数	1033 (129.1 \times 8 層)/108(54 \times 2 層)	1033 (129.1 \times 8 層)/108(54 \times 2 層)
V/N	36.9	36.9
導体構成	1 本/8 並列(4 重 2 並)	3 並列(3 重)/24 並列(12 重 2 並)
線材断面寸法	5.3 mm \times 0.25 mm (0.1 mm 安定化銅と絶縁込)	5.3 mm \times 0.25 mm (0.1 mm 安定化銅と絶縁込)
線材長	9.6 km/1.5 km(合計 11.1km)	19.3 km/16.3 km(合計 35.6 km)
鉄心重量	8.0 t	7.2 t

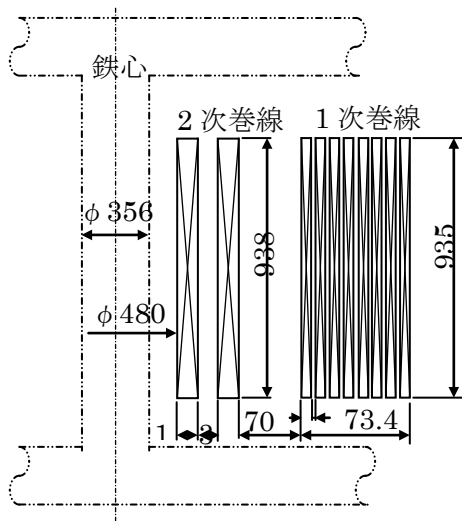


図 2.3.5-1 66 kV/6.9 kV 三相 2 MVA 級超電導変圧器の巻線配置

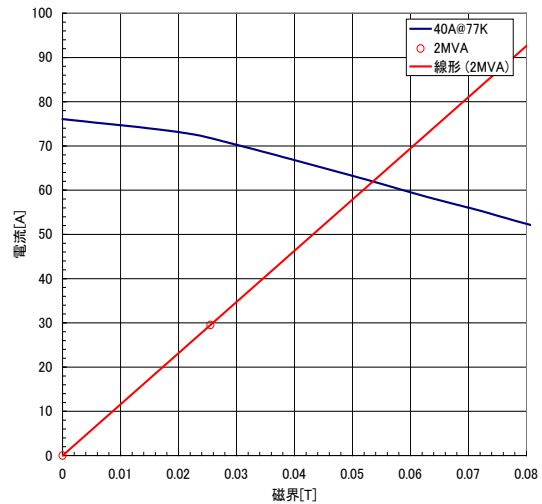


図 2.3.5-2 Y 系超電導線材の I_c とロードライン

この巻線仕様に基づき磁界解析を行った。その結果の磁束線図を図 2.3.5-3 に、磁界分布を図 2.3.5-4 に示す。方法や条件は 2.3.5-2 節と同一のため本節では省略する。図 2.3.5-5 に短絡電流解析結果を示す。この結果、短絡電流は $3,592 A_{rms}$ となり、超電導線 1 本あたりでは $449 A_{rms}$ になり、温度は短絡後 0.2 s で 173 K となり、これらは 20 MVA 級超電導変圧器の結果 (2.3.5-2 節) とほぼ一致した。

これらの成果から、2 MVA 級超電導変圧器本体の設計検討ができた。この変圧器用の冷却容器と冷却システムについて検討した結果を図 2.3.5-6 に示す。

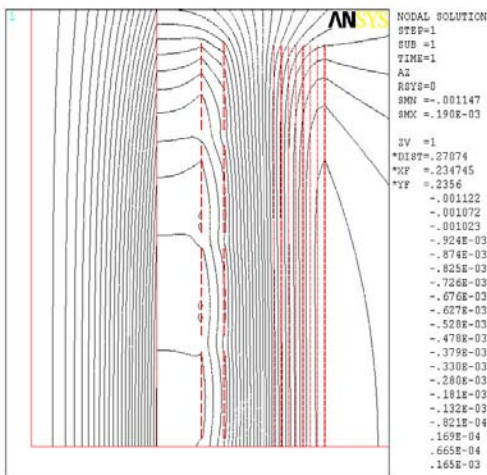


図 2.3.5-3 磁束線図

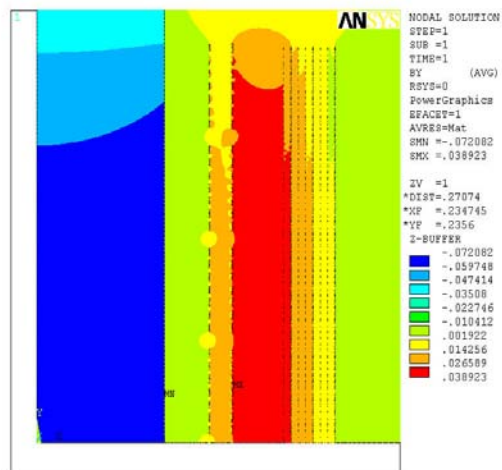


図 2.3.5-4 磁界分布

[T]

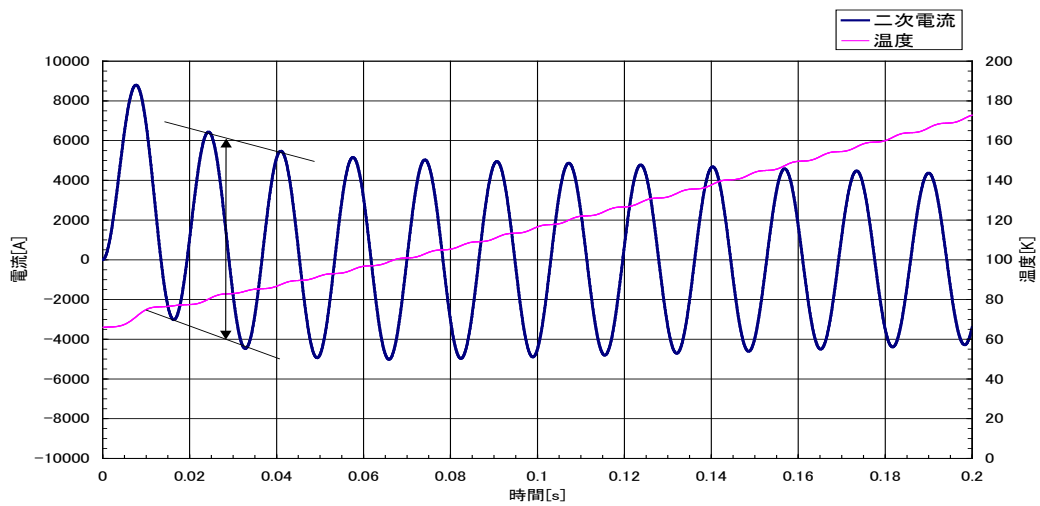


図 2.3.5-5 2 MVA 級超電導変圧器(%IZ=4.5%)の短絡電流と温度(二次側電流)

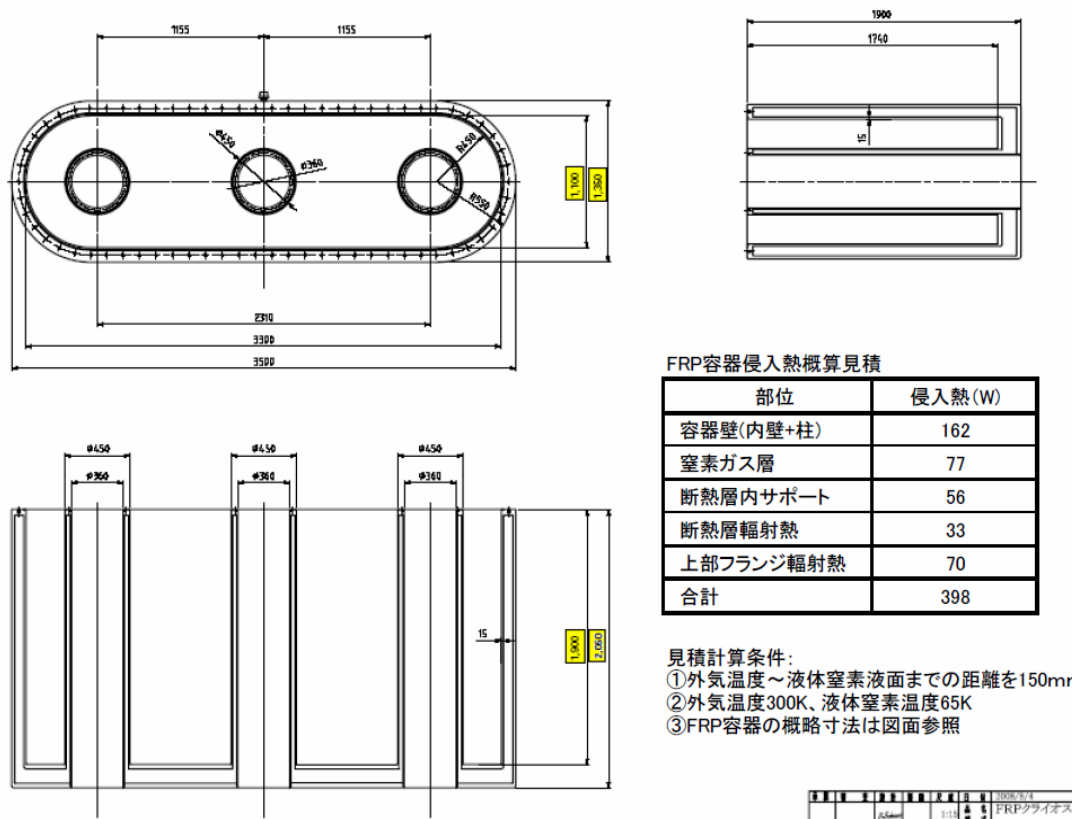


図 2.3.5-6 2 MVA 級超電導変圧器の冷却容器検討結果

(2) 2 MVA 級超電導変圧器試験の検討

前項で試作した 66 kV /6.9 kV -2 MVA 級超電導変圧器モデルの試験について、課通電試験について、以下のとおり検討した。

表 2.3.5-2 2 MVA 級超電導変圧器の課通電試験

試験項目		概要
受入試験 (変圧器単体)	絶縁抵抗*	・ 絶縁抵抗計で一次及び二次のアース間、一次～二次間の絶縁抵抗値を測定。
	巻線抵抗*	・ 一次及び二次巻線に直流通電により、電流電圧特性を測定。
	変圧比	・ 一次側に電圧を印加し、一次及び二次側の端子電圧から変圧比を測定。
	短絡インピーダンス及び負荷損	・ 短絡インピーダンス：一次側を短絡し、二次側に低電圧の定格周波数・定格電流を通電し、二次側端子電圧から測定。 ・ 負荷損一次側を短絡し、二次側に定格電流まで通電し、キャンセル法で負荷損を測定。
	無負荷損及び無負荷電流	・ 一次側を開放し、二次側に定格電圧を印加し無負荷損と無負荷電流を測定。
	短時間交流耐電圧 (誘導/加圧)	・ 誘導試験：一次側を開放し、鉄心、フレーム等を接地し、二次側に 22 kV (定格周波数の 2 倍) を 1 分間印加。 ・ 加圧試験：鉄心、フレーム等を接地し、二次側には 140 kV 及び二次側に 22 kV を 1 分間印加。
	雷インパルス	・ 二次巻線、鉄心、フレーム等を接地し、一次側からインパルス電圧 (全波、350 kV _{peak}) を印加
システム試験 (冷却装置と組合せ)	冷却特性試験	・ 冷却装置を定格運転し、室温の超電導変圧器に、冷媒注入を開始して所定の液面、温度に至る時間の測定。
	定格通電試験	・ 浸入熱、導体交流損失等の全損失相当熱負荷による温度上昇を測定。冷却装置を定格運転し、冷媒温度が定格状態後に一次巻線を短絡し、二次巻線に電圧を印加し、一次巻線に規定電流を通電し負荷損を供給。冷媒温度が定常状態になり、温度変化が規定値内に到達で試験終了。

*は室温でも実施。

2.3.5-2 20 MVA 級超電導変圧器の設計検討 (九州電力)

(1) 超電導変圧器の設計

66 kV /6.9 kV -20 MVA 級配電用変圧器の設計は、2.3.5-1 節に示す目標に向けて、次のとおり設計検討を進めた。① 定格 66kV の耐電圧や機器構成に起因する技術、電流に起因する巻線構成、冷却システム技術は 2 MVA 級の設計結果 (実証後) と前述で得られた要素技術の開発成果を反映する。②損失低減技術に関しては、一般変圧器の設計技術も導入する。③ 鉄損を低減するため鉄心は内鉄形とし室温空間に配置し、巻線は絶縁面から一層毎に GFRP 巻枠を使用する円筒巻線とする。④設計検討の結果に基づき、超電導変圧器の特徴であるコンパクト性、高効率性等の既存機器に対する技術的な優位性を纏める。

最終的には、2 MVA 級超電導変圧器モデルの試験結果に基づきその設計技術を反映するが、2 MVA モデルも設計段階であるため、現段階では、既存油入変圧器を基に、コンパクト性、高効率性等から 20 MVA 級変圧器の設計を進めた。20 MVA

級配電用変圧器の基本仕様を 2.3.5 節の表 2.3.5-1 に示す。

変圧器巻線の線材の I_c 値は 100 A~150 A/5 mm-w(@77 K,s.f.)として、一次巻線は 3 本並列、二次巻線は 24 本並列導体化とした。設計に当たっては、1 ターン電圧 (V/N) をパラメータにして超電導変圧器の高さ寸法、重量などを計算した。この%インピーダンス (線抵抗と漏れリアクタンスのベクトル和) を 15 %とし、巻線抵抗は無視できるほど小さいので(2-1)式で与えられる。ここで、P : 一脚当たりの変圧器容量、 α : 一次・二次巻線間間隔、 d_1, d_2 : 一次及び二次巻線の幅、 f : 周波数、 l_m : 一次及び二次巻線長さの算術平均長、 q : 漏れ磁束通路数、V/N : 1 ターン当たりの電圧、 h : 巻線高さ、 k : 磁束通路高さ(巻線高さ)に対する補正係数 ($k \doteq 1 - (\alpha + d_1 + d_2) / (\pi h)$)である。

$$\%IZ = 0.395 \frac{Pl_m [\alpha + (d_1 + d_2) / 3] 2f}{q (V/N)^2 \cdot h/k 100} \quad (2-1)$$

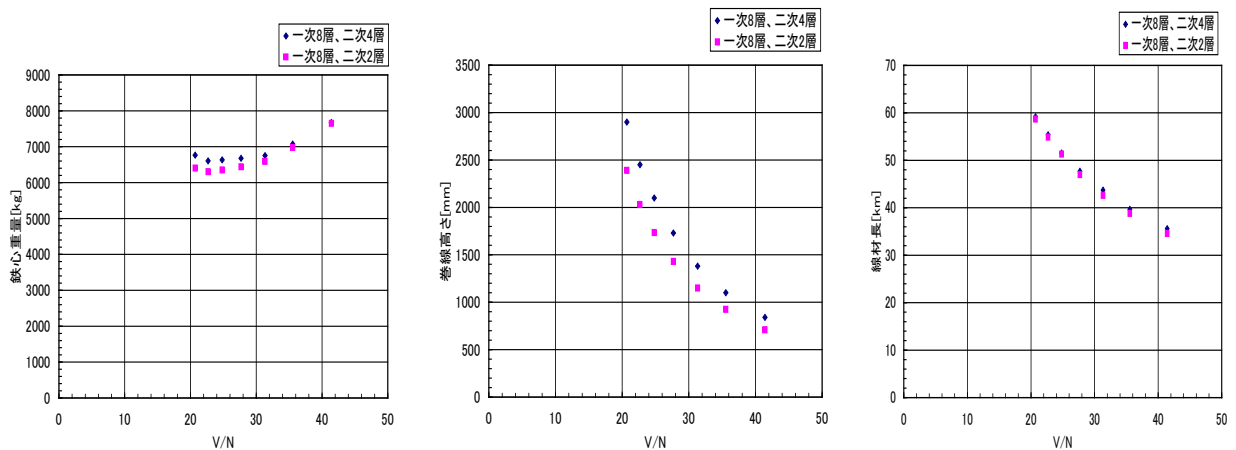
また、V/N は(2-2)式で、%IZ は(2-3)式で与えられる。ここで、B : 鉄心の磁束密度、S : 鉄心断面積である。(2-1)式に(2-2)式を代入し、P、 f 、 k などのほぼ一定とみなせる係数を K とする。

$$V/N = 4.44 fBS \quad (2-2) \quad \%IZ = K \frac{l_m (\alpha + (d_1 + d_2) / 3)}{qB^2 S^2 h} \quad (2-3)$$

図 2.3.5-9 に、 α 間距離はこれまでの研究実績から 50 mm、鉄心の磁束密度は 1.5 T とし、一次巻線の層数を 8 層、二次巻線を 4 層としたときの巻線配置図を示す。図 2.3.5-8 に、鉄心重量、巻線高さ及び線材長の V/N 依存性を示す。鉄心重量は 25 V/N 付近で最も小さくなる。これに対し、巻線高さとは線材長は V/N と逆比例の関係になる。

鉄心を室温配置にすると電気絶縁材料の低温容器 (一般的に GFRP) が必要となり、経済的に製造できる高さは約 2 m が限界である。液体窒素の変温層と窒素ガス空間は約 0.5 m の高さになる。この結果からは 40 V/N 付近の場合のみ、経済的に製造できる範囲となる。また、巻線高さを低くするには、(3)式から α 間を小さくすることが有効であるが絶縁上から限界がある。

そのため、磁束通路数を 2 に増やす検討を行い、巻線高さや鉄心重量を低減することが可能となった。鉄心重量、巻線高さ及び線材長の V/N 依存性を図 2.3.5-8 に、磁束通路数 2 での鉄心重量、巻線高さ及び線材長の比較表を図 2.3.5-7 に示す。巻線高さは二次巻線数 2 層の方が小さいこと、鉄心重量と線材長は二次巻線数による影響は殆どないこと、から二次巻線を 2 層とした。また、一次巻線は 8 層、V/N は巻線高さが 1000 mm 以下となる 1 ターン電圧を 35~40 V/N とした。



(a) 鉄心重量比較 (b) 巻線高さ比較 (c) 線材長比較
 図 2.3.5-7 一次巻線を 8 層で二次巻線を 2 層と 4 層とした比較

磁束通路数を 2 とし、一次巻線を 8 層、二次巻線を 2 層としたとき鉄心重量、巻線高さ及び線材長の V/N 依存性を図 2.3.5-8 に、巻線配置を図 2.3.5-9 に示す。

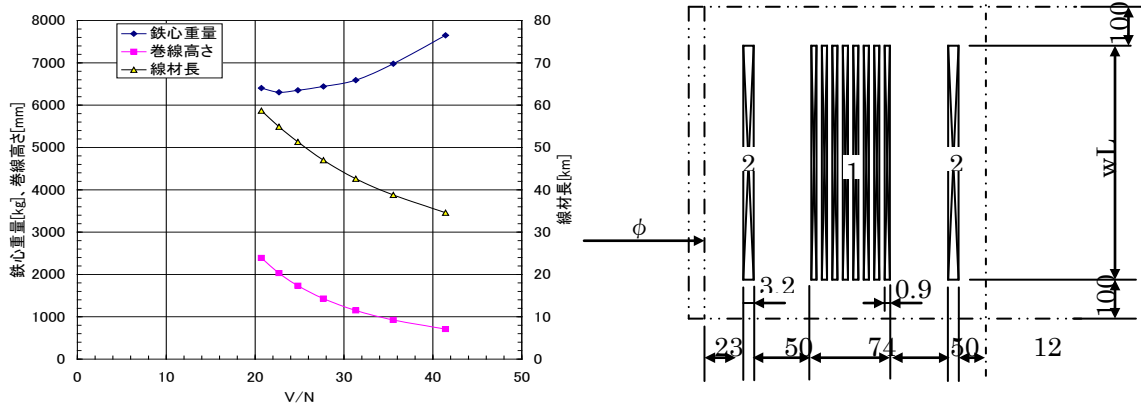


図 2.3.5-8 鉄心重量、巻線高さ及び鉄心重量、巻線高さ及び線材長の V/N 依存性 (磁束通路数 2、一次巻線 8 層、二次巻線 2 層)

図 2.3.5-9 巻線配置図(磁束通路数 2、一次巻線 8 層、二次巻線 2 層)

次に、巻線仕様を決めて磁界解析を行った。二次巻線の電流は $1674 A_{rms}$ (ピーク電流は $2,367 A$) で、線材垂直方向の磁界を $0.1 T$ とし $66 K$ での線材 I_c 値から素線 24 本の並列導体となり、素線の電流分流を均等にする転位が必要である。24 本並列導体を 2 並べ 12 重ねで構成すると、11 箇所転位部 (1 層当たり 129.1 ターン) にて各々の素線が全ての半径方向位置を経験することになる。これらを基に、20 MVA 級超電導変圧器の基本設計を行った。図 2.3.5-10 に巻線配置図を示す巻線仕様を基に磁界解析を行った。図 2.3.5-11 に Y 系超電導線材の I_c とロードラインを、図 2.3.5-12a に磁束線図を図 2.3.5-12b に磁界分布を示す。

$$L = \frac{V \times \%IZ}{2 \cdot \pi \cdot f \cdot I} = \frac{6900 \times 0.15}{2 \cdot \pi \cdot 60 \cdot 1673} = 1.641 \times 10^{-3} \quad [H]$$

と求められる。図 2.3.5-13 に示す回路の回路方程式を解いて、電流 I を求めると、

$$I = \frac{V_0}{\sqrt{R^2 + (\omega L)^2}} \times \left\{ \sin(\omega \cdot t + \phi) - e^{-\frac{R}{L}t} \cdot \sin \phi \right\} \quad \text{但し、} \quad \phi = \tan^{-1} \left(\frac{R}{\omega L} \right) \quad (2-4)$$

となる。上式で、 $V_0 = 6,900 \times \sqrt{2} = 9,758$ [V]となる。一方、巻線を断熱と仮定したときの熱平衡式は(2-5)式となる。(2-4)式と(2-5)式を連立させて解くことにより、電流値と温度を求める。

$$\rho(T) \cdot \frac{l}{S} \cdot I(t, T)^2 = l \cdot S \cdot \gamma \cdot C_p(T) \frac{dT}{dt} \quad (2-5)$$

なお、今回の解析は次の条件で実施した。① 超電導線の構成材（基板、中間層、超電導層、銀層、安定化材）の温度は一樣とする。② 液体窒素への熱伝達は考慮しない。③ 投入位相は 0° (電圧 0 V) とし最も厳しい条件とする。④ 電気抵抗に寄与する構成材は安定化材と銀層とし、超電導層と基板には電流が流れないこととする。⑤ 熱容量に寄与する構成材は、安定化材、銀層、基板 ($t=0.1$ mm) とする。⑥ 短絡継続時間は、配電系統で実際に設定されている 0.2 s とする。

20 MVA 器の短絡解析結果を図 2.3.5-14 に示す。2 次側換算の定格短絡電流(単純換算値)は、 $1,674 \text{ A}/0.15 = 11,160 \text{ Arms}$ となり、超電導線 1 本あたり 465 Arms/枚 となり、波高値で $658 \text{ A}_{\text{peak}}$ に相当する。具体的には、短絡電流 11,160 A、最大到達温度 194.7 K、第 1 波波高値 7,587 A、第 12 波波高値 14,159 A、対定格電流倍率 5.98 倍、1 次巻線単位長さ当りのエネルギー 287 J/m、2 次巻線単位長さ当りのエネルギー 410 J/m、1 次 2 次平均単位長さ当りのエネルギー 343 J/m となった。

また、本解析の温度上昇は 195 K であることから（超電導線の I_c が劣化温度は 600°C 程度）、 I_c 劣化の可能性は殆どないと考えられる。

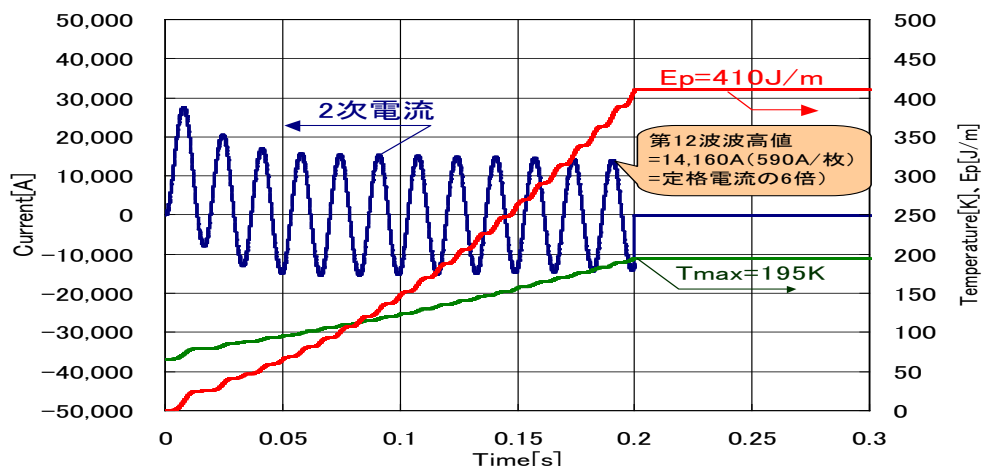


図 2.3.5-14 短絡電流解析結果(二次側電流、温度、単位長の発生エネルギー)

(2) 20 MVA 級変圧器の特性検討

66 kV/6.9 kV-20 MVA 級超電導変圧器の設計検討から、既存油入変圧器に対する軽量性、高効率性等の特性について検討した。現在、基礎検討の段階であるが、その検討結果を表 2.3.5-3 に、66 kV/6.9 kV-20 MVA 級配電用超電導変圧器の概念図を図 2.3.5-15 に示す。

検討の結果、効率面では、超電導変圧器は保冷容器や電流リードなどの熱侵入があるものの、既存変圧器の銅損に対して超電導変圧器の交流損失が極端に小さくなり、さらに超電導変圧器は鉄損を低減する設計ができることから、冷却動力を考慮しても油入変圧器の 16 % (約 1/6) となる。また、鉄心の低減などから変圧器本体の重量は 54 % となる。なお、冷却システムのサイズを検討中であるため、冷却システムを含む重量とコンパクト性は今後検討する予定である。

表 2.3.5-3 66 kV/6.9 kV-20 MVA 級超電導変圧器と既存油入変圧器の特性比較

	YBCO 変圧器	油入変圧器
線材	Y 系超電導線材	Cu
冷却システム	ガスクール液体窒素 (巻線)	油冷却
損失	16 % ($\leq 1/6$)	100 %
銅損/交流損失	3 % (交流損失)	91 % (銅損)
鉄損	5 %	9 %
熱侵入	8 % (保冷容器・電流リード)	—
効率	99.9 %	99.4 %
重量 (変圧器本体)	54 % (約 1/2)	100 %

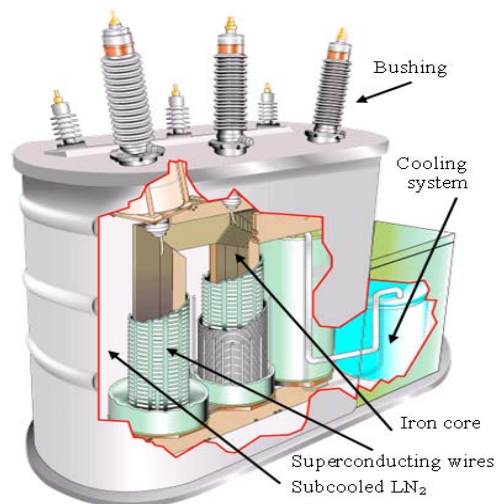


図 2.3.5-15 66 kV/6.9 kV-20 MVA 級配電用超電導変圧器の概念図

2.3.5-3 2 MVA 級超電導変圧器モデル検証のまとめ

(1) 2 MVA 級超電導変圧器モデルの設計検討

- ・ 66 kV/6.9 kV-2 MVA 級変圧器モデルは 20 MVA 級変圧器の実用機との相

関性（耐電圧や機器構成に起因する技術（変圧器のブッシング、鉄心、巻線構成等）は極力実機相当とした）を反映して、巻線技術や限流機能試験の成果を基に設計検討を行った。

- ・ 巻線構成における線材並列数は一次 1 本：二次 3 本とし、%インピーダンスは限流機能を考慮して 2 MVA 基準で 3 %とし、磁界解析や短絡電流解析から巻線構成や CuNi 厚さ 0.2 mm 等とした。
- ・ 同変圧器モデルの交流損失低減や耐電圧特性等を検証する課通電試験の基本計画を策定した。

(2) 20 MVA 級超電導変圧器の設計検討

- ・ 最終的には、2 MVA 級変圧器モデルの試験結果を反映する予定であるが、現段階では、既存油入変圧器を基に、超電導変圧器の特長であるコンパクト性、高効率性等から、巻線構成を主体に 20 MVA 級変圧器の設計検討を行った。
- ・ 概略の設計結果を既存油入変圧器と比較し、損失は冷却動力を考慮しても油入変圧器の 16 % (約 1/6) で、鉄心の低減などから変圧器本体（冷却システム除く）の重量は 54 % となることを得た。
- ・ 今後、冷却システムを含む特徴の検討、要素技術やシステムの試験結果の反映、超電導変圧器のトータルコストの算定を行う予定である。