

# 大形回転電機絶縁の複合劣化と寿命予知

## Multi-Factor Ageing Characteristics and Life Evaluation of Large Rotating Machine Insulations

大形回転電機に合成レジン絶縁が採用されて既に四半世紀が経過した。それ以前のコンパウンド絶縁に比較して、絶縁の耐久性が飛躍的に向上しているとはいえ、運転開始後20年以上になる発電機、電動機に対して、起動・停止の頻度が増加するなどの、より過酷な稼動条件が強いられている。そのため、適切な方法により巻線の残存絶縁耐力を推定し、絶縁破壊事故に至る前により優れた絶縁方式に更新することが重要になってきている。

本稿は、まず長年月運転したレジン絶縁巻線の絶縁破壊試験データを解析し、複合ストレス劣化の傾向を把握する。次にこの知見を基にして、新しい絶縁劣化診断の手法とそれを適用するタイミングについて述べる。

松延謙次\* *Kenji Matsunobu*  
 安芸文武\*\* *Fumitake Aki*  
 門谷建蔵\*\*\* *Kenzō Kadotani*

### 1 緒言

最近の大形回転電機の高電圧固定子コイルの絶縁技術の進歩は目覚ましく、構成材料及び製造方式の両面で著しい改良がなされた<sup>1)</sup>。特に、レジンの改良が有効であった<sup>2)</sup>。歴史的に見ると熱可塑性のアスファルトコンパウンドから熱硬化性の不飽和ポリエステルレジン、エポキシレジンへと変遷してきた。固定子コイルは、遭遇する各種ストレス(電氣的、機械的、化学的など)によって絶縁劣化を生じ、突然絶縁破壊を生じてその機能を停止してしまうことがある。この絶縁劣化は、回転電機の運転寿命を決定する最も重要な因子の一つである。信頼性のある運転を確保するため、絶縁劣化の過程をあらかじめつかみ、日常の流れの中で絶縁寿命の的確な予測を行ない、タイムリーに、しかも経済的に巻線の絶縁更新の時期を決めることが大切である。

コンパウンド絶縁巻線については、長い研究の結果、電力中央研究所が中心となり昭和42年に作成した「発電機巻線絶縁劣化判定基準<sup>3)</sup>」があり、絶縁劣化の判断に広く用いられている。しかし、合成レジン絶縁コイルに関しては、コンパウンド絶縁コイルに比べて絶縁特性が著しく向上し、絶縁破壊事故も著しく減ったことや、劣化判定の因子として何が有効なのかが分かりにくかったこともあって、有効な絶縁劣化判定基準がまだ確立されていない。しかし、少しずつ有効な判定法を見いだそうとして努力がなされてきている<sup>4),5)</sup>。日立製作所も、稼動中の大形回転電機のレジン絶縁巻線の絶縁更新タイミングを知るための、非破壊絶縁診断に基づく劣化判定基準案と、運転経歴から余寿命を推定する手法について発表した<sup>6)</sup>。その後、積み重ねた実測データを基により正確な推定ができるように検討したので、その結果を本論文で述べる。

全体の構成は大きく三つに分ける。

最初に、多年にわたり運転された誘導電動機固定子巻線の経験的な絶縁劣化データを、実際の劣化の傾向を明らかにするために検討した。実際に運転している間の絶縁劣化に対する各ストレス(熱的、機械的、電氣的)の関数として位置づける。熱ストレスと同じように、機械的ストレスが大きく影響することが明らかになった。熱的ストレスは運転年数に対応し、機械的ストレスは起動・停止の回数に対応している。

次にタービン発電機の実機から抜きとったサンプルコイル

の絶縁破壊電圧を、運転履歴による残存絶縁破壊電圧を推定するための経験式を出すために解析した。

最終的に非破壊絶縁診断に対する判断のUp to Dateした考え方を述べる。

### 2 絶縁劣化診断方法

コイル絶縁層が各種ストレスを受ける場合、レジンの熱劣化、微小ボイド、吸湿などは、絶縁層の全体にわたり均一に生ずる「定常劣化」である。課電に伴う部分放電ないしは起動・停止に伴う熱応力などにより、微小ボイドがき裂や層はがれに発展する。これはストレスが特に大きい部分に局所的に生じ「異常劣化」と称してよい。

絶縁劣化を診断するための非破壊試験での測定値は、現在までに数多く知られている。一方で、診断すべき劣化内容は三つに大別できる。表1は、一般的な絶縁診断のための測定値と診断内容との相関性を示すものである。これにより、診断内容に従って測定値のほうも3群に大別できる。これらの

表1 絶縁診断のための測定値 診断内容との相関性は、表中○印はかなり良いを、△印はあるを、短線はほとんどないを示し、診断内容と診断の可能性について、測定値を3群に分けることができる。

一般的な符号	一般的な定義	診断内容と相関性		
		吸湿、レジンの劣化	微小ボイド	局所異常劣化
$\tan \delta_0$	ベース(普通2kV)の誘電正接	○	—	—
$C_0$	ベースの静電容量	○	—	—
$R$	絶縁抵抗	○	—	—
$PI$	成極指数	○	—	—
$\Delta \tan \delta$	定格電圧Eの $\tan \delta_E - \tan \delta_0$	—	○	—
$\Delta C/C_0$	静電容量増加率 $(C_E - C_0)/C_0$	—	○	—
$V_i$	$1 \times 10^{-9}C$ の部分放電発生電圧	—	△	△
$P_{i1}, P_{i2}$	交流電流試験の電流急増点	—	○	—
$\Delta I$	電流増加率, $\approx \Delta C/C_0$	—	○	—
$m, \gamma$	AIA(自動絶縁特性解析装置)の値	—	○	△~○
$Q_{max}$	常規電圧 $E/\sqrt{3}$ の最大放電電荷	—	△	○
$\Sigma QN$	累積放電量	—	○	△

\* 日立製作所日立工場 工学博士 \*\* 日立製作所日立工場 \*\*\* 日立化成工業株式会社山崎工場

表2 従来の絶縁劣化判定基準 コンパウンド絶縁発電機巻線(定格電圧6.6kV)に対する基準である。

ステップ	測定値	判定基準値
①	PI	<1.5ならば吸湿しているので、乾燥し、 $\geq 1.5$ にしてから②へ。
②	PI <sub>2</sub>	<Eならば不合格、E以下に現われなければ③へ。
③	$\Delta \tan \delta$	$\leq 6.5\%$
	$\Delta I$	$\leq 8.5\%$
	Qmax	$< 1 \times 10^{-8} C$

3項目のうち2項目パスすれば合格とする(すなわち、絶縁破壊電圧は2E+1kV以上であると推定される)。

区分けされた測定値の間では、それぞれ良い相関性のあることが実験と理論の両面から確認されている<sup>7)</sup>。したがって、各群からそれぞれ一つの測定値を選ぶことにより、三つの診断内容のすべてを把握できるといえる。

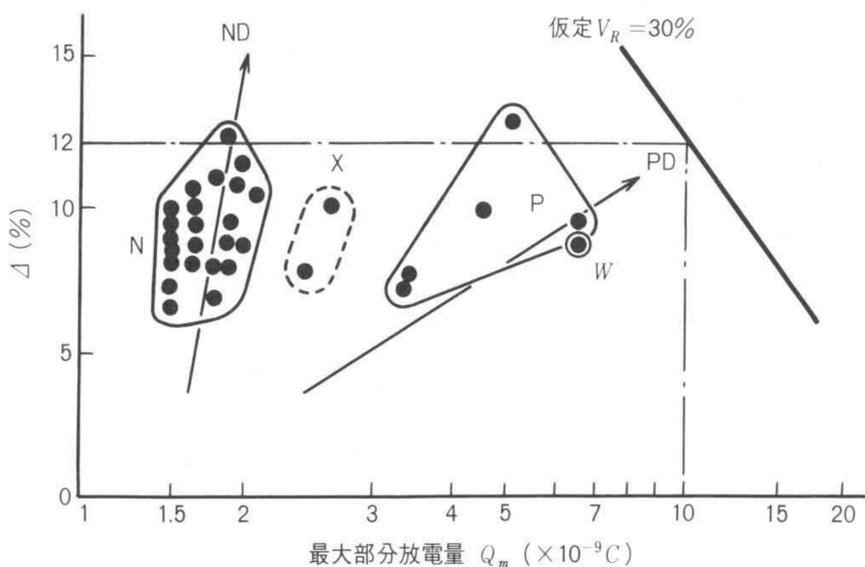
コンパウンド絶縁の発電機巻線の絶縁劣化判定基準の一例を表2に示す<sup>3)</sup>。同表ステップ③の3項目のうち、電流増加率 $\Delta I$ の代わりに静電容量増加率 $\Delta C/C_0$ を用いることにすると $\Delta \tan \delta$ と $\Delta C/C_0$ の間には極めて良い相関関係があるので<sup>8)</sup>、これを一つにまとめて、新たに $\Delta (= \Delta \tan \delta + \Delta C/C_0)$ を用いることにして、新しい絶縁診断法を提案してきた<sup>6)</sup>。

### 3 電動機巻線の実機劣化データの解析

絶縁劣化の傾向と絶縁破壊電圧の推定値を一目で分かるようにしたD. Mapの中で、X軸は $\log Q_m$ に対し、 $Q_m$ は常規電圧(=定格電圧/ $\sqrt{3}$ )での最大部分放電の大きさ(クーロン単位)であり、Y軸は $\Delta$ (定格電圧での誘電正接の増加分 $\Delta \tan \delta$ と静電容量の増加分 $\Delta C/C_0$ の和)に対する。残存絶縁破壊電圧を $V_R$ とし、その後の検討結果を考慮すると次式となる。

$$V_R(\%) = 100 - 2(\Delta - 0.8) - 58 \log \frac{Q_m}{1.5 \times 10^{-9}} \dots (1)$$

$V_R$ のある値が式の中で仮定されると、 $Q_m$ と $\Delta$ との間の関係はX-Yのグラフの傾斜として表わせる。この表現を「 $\Delta$ と $\log Q_m$ マップ」と呼び、D. Mapと名付けた。ここでDは、Dischargeの頭文字Dを意味する。図1にD. Mapの一例を示す。16年間運転したB種6.6kV定格のポリエステル・マイカフレーク絶縁の誘導電動機コイル30本のものをプロットした。このマップで、コイルは大きく三つの群に分かれている。N(23コイル)は正



注：略語説明ほか  
 ND(正規劣化の方向) X(部分劣化が進展しているコイル)  
 PD(部分劣化の方向) W(巻線としての測定値)  
 N(正規又は均一に劣化したコイル)  $\Delta = \Delta \tan \delta + \Delta C/C_0$   
 P(著しい部分劣化を示すコイル)

図1 D. Mapの一例 16年間運転したB種6.6kV定格の不飽和ポリエステル・マイカフレーク絶縁の誘導電動機の30本のコイルから得たD. Mapの例を示す。

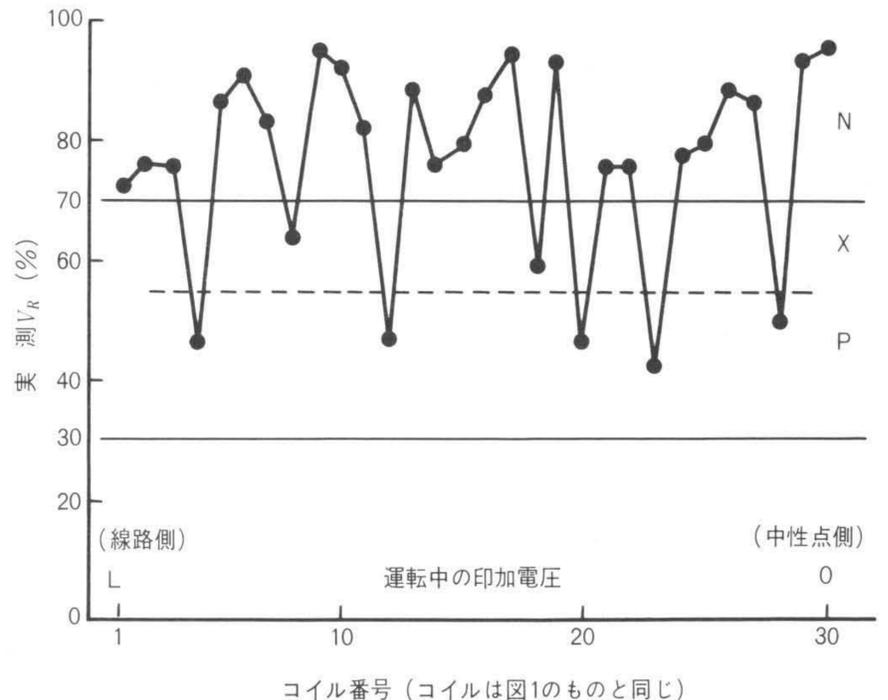
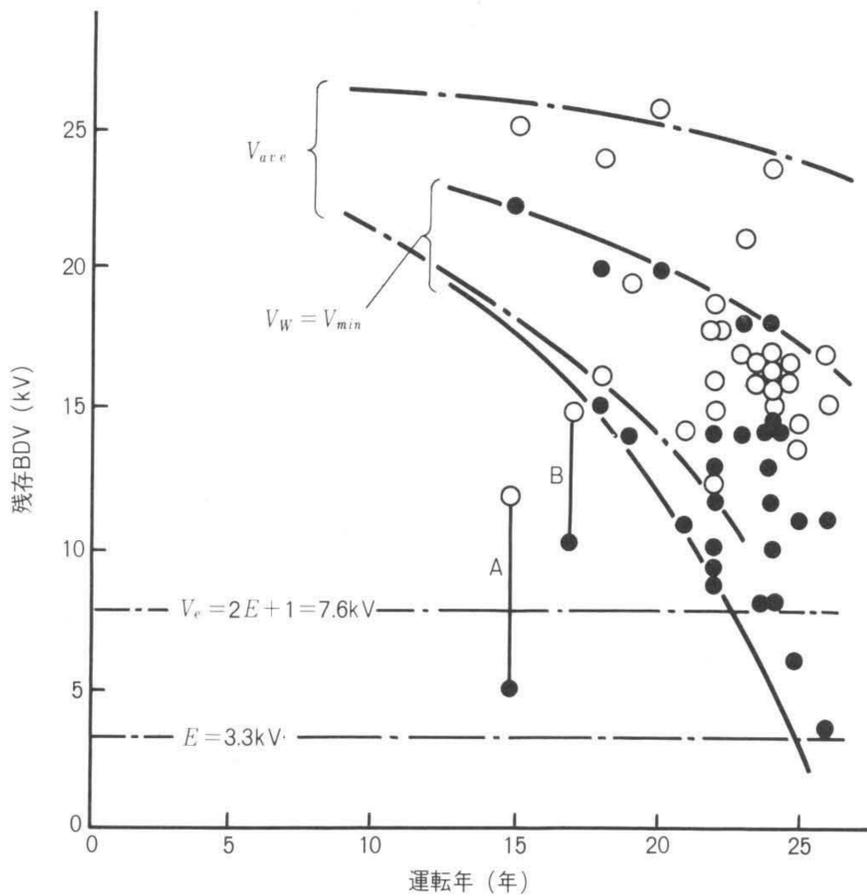


図2 誘導電動機の使用コイルの $V_R$ 特性 1台の機械の中で線路側から中性点側に配置されているコイルの16年間使用後の残存絶縁破壊電圧測定例を示す。部分劣化(P)コイルは、コイルの位置には無関係である。

規又は均一劣化したコイル、P(5コイル)は著しい部分劣化をもっているもの、X(2コイル)は部分劣化が進行中のものである。NDは正規劣化の方向を示し、PDは部分劣化の方向を示すものとする。Wは巻線として測定したプロットを示し、 $Q_m$ は全コイルの中での最高を、 $\Delta$ は全コイルの平均を示すものとする。通常巻線絶縁更新の推奨時期は、初期耐圧試験値(2E+1)又は(2E+3)kVまで $V_R$ が減じたときとしており、それは当初の短時間絶縁破壊電圧値の約30%に相当している。図1には $V_R=30\%$ に対する傾斜が示されている。 $\Delta$ が約12%に増加し、何本かのコイルが著しい部分劣化を示しているかもしれない巻線の $V_R$ が約30%になったときが、巻線絶縁更新の推奨時期である。多年にわたる定期的な保守試験でのデータをD. Mapにプロットするのが望ましい。そうすることによって、その機械のコイル絶縁の劣化の傾向や劣化の速度が分かるとともに、それぞれの時点での残存絶縁破壊電圧 $V_R$ が予想される。

図2は、運転中の印加電圧と $V_R$ の分布を示す。図1で用いた30本のコイルに線路側から中性点側へその位置により番号を付け、測定結果の $V_R$ をプロットしてある。同図中のN, P, Xは図1で説明したものと同一である。図2から部分劣化コイルは、コイルの位置には無関係である。すなわち、運転中の印加電圧には関係のないことが明らかである。

更に、溶剤形熱硬化ワニスとマイカフレーク絶縁の3.3kV定格の15年以上運転した誘導電動機のコイルの劣化傾向を解析した<sup>9)</sup>。29台の機械が巻線と抜取りコイルの両方で試験された。図3に残存破壊電圧と運転年数の関係を示す。 $V_{ave}$ と $V_{min}$ (又は $V_m$ )は平均的コイルと最悪コイルのそれぞれの破壊電圧である。各々の機械で $V_{min}$ は $V_{ave}$ より必ず低く、両者共運転年数とともに減少してきている。一般にコイルの絶縁は20年以上の運転に耐えるが、特定のもの、同図中のAとBではひどく劣化している。 $V_e$ は巻線絶縁更新の時期である。また $V_{min}$ と $V_{ave}$ の関係を図4に示した。すべての巻線の平均の $V_{min}$ は $V_e$ まで低下しており、巻線グループの中の最悪の巻線の $V_{min}$ は定格電圧Eまで劣化しているかもしれない。それは将来の運転に対しては非常に危険である。 $V_{ave}$ が約15kV(又は当初の60%)にまで低下したとき、 $V_{min}$ は $V_e$ (又は当初の30%)まで低下するかもしれない。図1, 2からNコイルが70%まで低



注：略語説明  $V_{ave}$  (巻線から10本ないし12本抜き取ったコイルの平均値)  
 $V_W$  or  $V_{min}$  (巻線として測定した値)

図3 運転年に対する残存絶縁破壊電圧の一例 29台のB種, 3.3kV 溶剤ワニス・マイカ絶縁誘導電動機コイルの残存絶縁破壊電圧の実測値を示す。図中A, Bは、特に劣化のひどいものを示す。

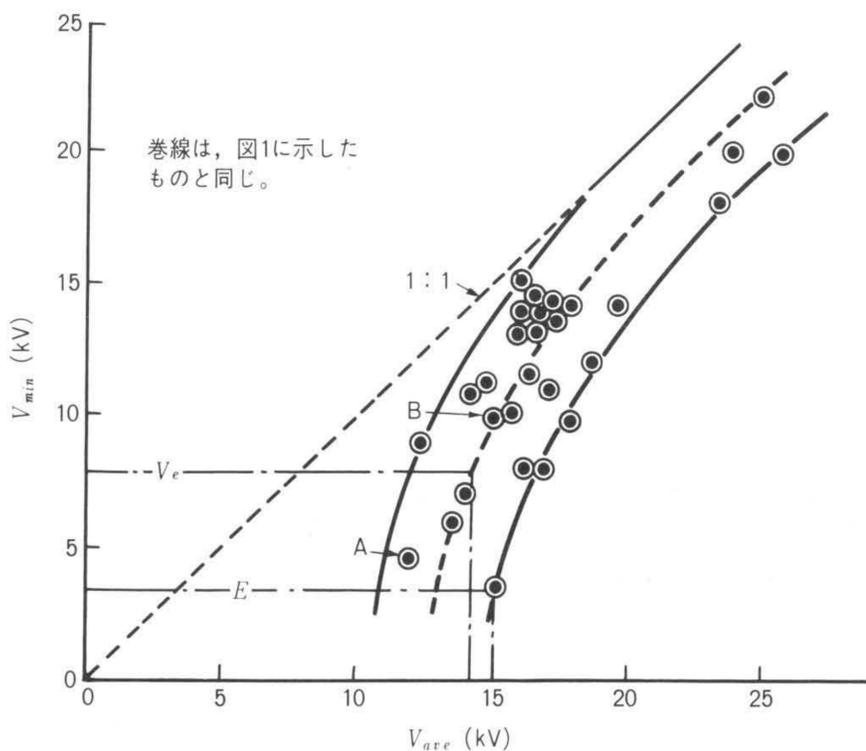


図4  $V_{ave}$ と $V_{min}$ の関係(一例) 16年間運転したB種6.6kV定格の不飽和ポリエステル・マイカ絶縁の誘導電動機コイルの平均破壊電圧 $V_{ave}$ と、最低破壊電圧 $V_{min}$ の関係について一例を示す。図中A, Bは特に劣化がひどいものを示す。

下したとき、Pコイルは約30%まで低下するかもしれないことが明らかである。

表3に各ストレスの作用についてまとめた。劣化の第1段階では熱的ストレスが最も影響を与え、小さいボイドの全量が増加する。次に大きな層はく離又はクラックなどの部分劣化が機械的ストレスの作用で大きくなってゆく。電氣的(電圧)ストレスは、これらの段階ではあまり影響しない。残存破壊電圧が低下した後にだけトリッキングやコロナ侵食が影響してくる。

#### 4 タービン発電機のサンプリングコイルの絶縁破壊試験データの解析

もう一つのマップである“NY Map”を、長く運転したタービン発電機の固定子コイルの残存破壊電圧の推定のために提案する。“Y”は運転年数を、“N”は起動・停止の回数を示している。表4に、数年運転しているポリエステル樹脂含浸のフレックマイカ絶縁の巻線から、数本取り出したサンプリングコイルの絶縁破壊電圧特性を示す。各々の発電機は異なった運転履歴をもっている。絶縁破壊電圧特性はそれに応じて解析した。運転年数はすべての発電機に対してあまり変わらないが、起動・停止回数が大いに異なる。起動・停止回数が増すにつれて、実測 $V_R$ は低下し、絶縁破壊の位置がスロット内からスロット外へと移っている。図5は実測 $V_R$ 値とスロット外での絶縁破壊の頻度の関係を示している。この場所が移行するメカニズムは先報<sup>10)</sup>で報告してある。

表4のデータから次のような経験式が最小自乗法を加味し導出できる。

$$V_R(\%) = 100(1 - 8.75 \times 10^{-3} Y)(1 - 6.4 \times 10^{-5} N) \dots(2)$$

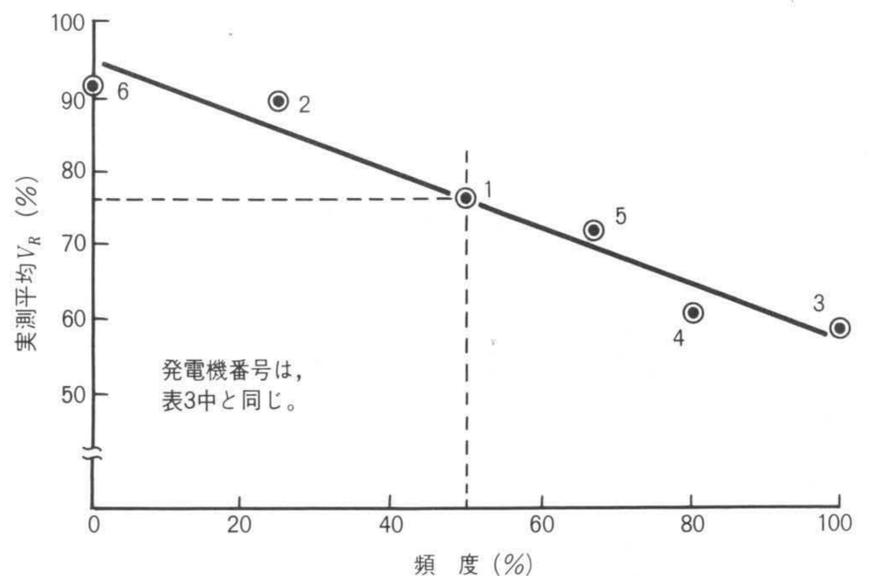


図5 実測 $V_R$ とスロット外破壊の頻度の関係 機械の起動・停止回数の大きいものでは、残存絶縁破壊電圧 $V_R$ を測定すると値が低下するとともに、絶縁破壊の位置がスロット内からスロット外へと移ってくる。

表3 運転中の絶縁劣化での各ストレスの作用 劣化のステップ1では熱的ストレスが最も影響を与え、次に機械的ストレスによってそれが進展する。これらの後に電氣的ストレスが影響してくる。

ステップ	ステップ1	ステップ2	ステップ3
$V_R$ の低下で表現した劣化の程度	初期値100%から約70%まで	約70%から約30%まで	約30%からEまで、更には $\frac{E}{3}$ あるいは絶縁破壊まで
最も影響するストレス	熱(温度)	機械的応力	電界及び応力
絶縁劣化のメカニズム	● レジンのぜい化 ● 微小ボイドが多数発生する。	● 巻線内に部分的に大きな層はく離やクラックが生ずる。	● トリッキングやコロナ侵食が進み、絶縁有効距離が短縮される。
非破壊測定によつての劣化検出, $\Delta$ , $Q_m$	● $\Delta$ は約12%まで増加する。 ● $Q_m$ の変化は小さい。	● $Q_m$ が約 $1 \times 10^{-8} C$ まで増加する。 ● $\Delta$ は少し増加する。	$Q_m$ と $\Delta$ はかなり増加( $\Delta$ は $\sum n Q_m$ での $n$ の増加により、主に増加する。)

表4 運転中のタービン発電機コイルの特性例 10年～16年間運転した不飽和ポリエステル樹脂絶縁のコイルを実機から数本抜き取り、残存絶縁破壊電圧を実測した例を示す。

項目		発電機番号					
		1	2	3	4	5	6
定格電圧(kV)		13.2	15.0	13.2	13.2	15.0	18.0
出力(MVA)		92	160	92	92	160	192
運転歴	運転年(年)	16.4	13.6	10.9	12.3	15.0	12.4
	起動・停止回数(回)	1,721	350	4,214	5,211	1,011	230
サンプルコイルの数(本)		8	8	3	25	3	3
実測BDV V <sub>R</sub> (%)	平均値	75.8	88.9	58.3	60.4	71.7	91.7
	標準偏差	14.1	5.7	13.7	14.3	14.9	2.1
BDの位置	スロット内(%)	50	75	0	20	33	100
	スロット外(%)	50	25	100	80	67	0
(2)式による計算値V <sub>R</sub>		76.2	86.1	66.1	59.5	81.8	87.8

図6に標準偏差付の実測V<sub>R</sub>と計算V<sub>R</sub>の関係を上式を用いてプロットした。両者はかなりよく一致していることが分かる。標準偏差は劣化プロセスによって増すように思われる。サンプルコイルの平均V<sub>R</sub>が約70%に低下したときに、巻線中のコイルの中でいちばん悪いコイルのV<sub>R</sub>は約30%まで低下すると考えられる。図7に“NY Map”の一例を示す。X軸は運転年数Yを、Y軸は起動・停止回数Nを示す。V<sub>R</sub>のある値を(2)式で仮定すると、NとYの関係はX-Y軸上の線弧で示すことができる。同図では種々の仮定V<sub>R</sub>に対して線弧がひかれ、それに6台の発電機の運転履歴をプロットしてある。NY Mapでのプロットで、70%ラインに達したときには精密な絶縁診断試験を実施することが必要であると考えられる。

(2)式から絶縁破壊電圧の年低下率は約0.9%と想定され、1,000回の起動・停止回数当たりの低下の割合は6.4%と想定される。前者の低下の割合は水車発電機にも適用が可能と考えられるが、後者の低下の割合はコイルの長さが著しく異なるので、当てはまらなくなるようである。起動・停止のヒートサイクルによる機械的ストレスは、コイル、コア長が長いほ

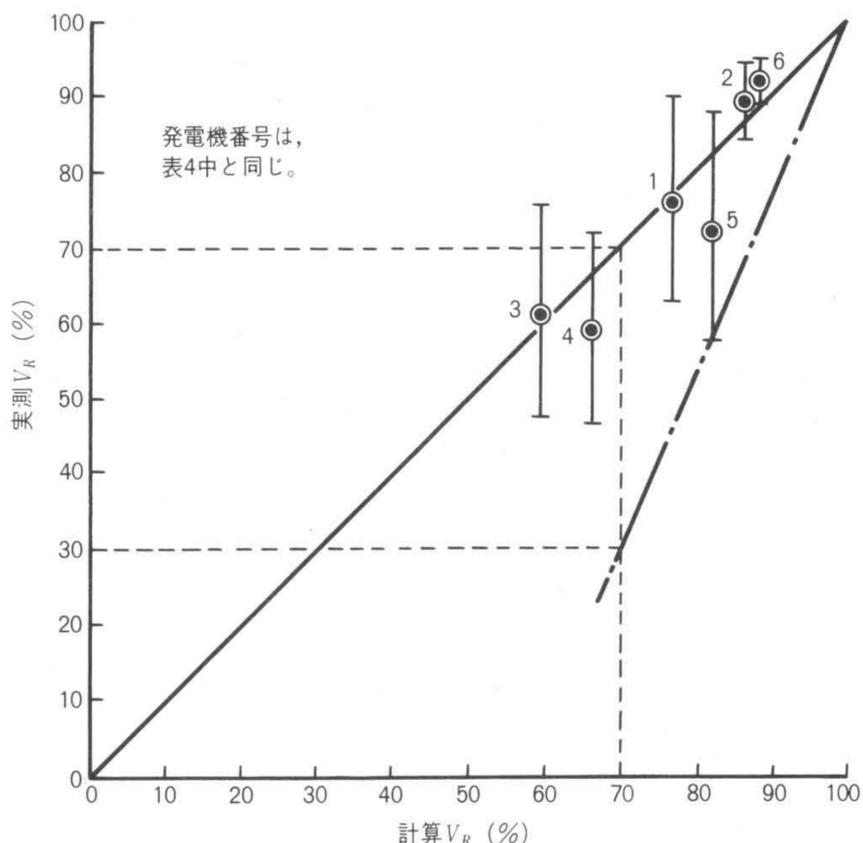


図6 計算V<sub>R</sub>と実測V<sub>R</sub>の関係 運転年Yと起動・停止回数NからV<sub>R</sub>(%) = 100(1 - 8.75 × 10<sup>-3</sup>Y)(1 - 6.4 × 10<sup>-5</sup>N)で算出した計算V<sub>R</sub>と実測したV<sub>R</sub>との関係を示した。両者はかなりよく一致している。

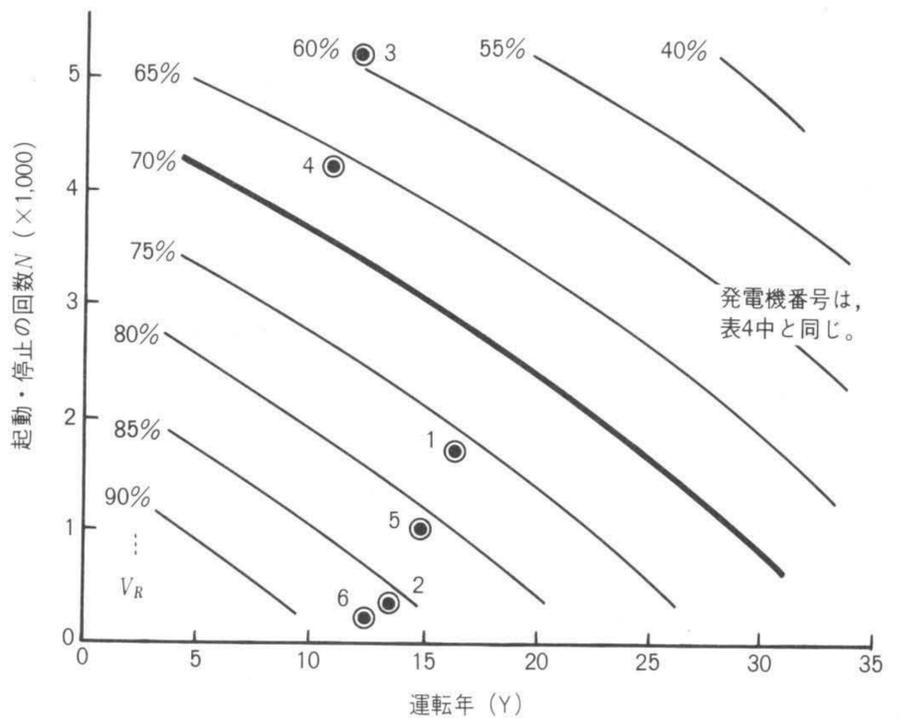


図7 NY Mapの例 残存破壊電圧V<sub>R</sub>を仮定して起動・停止回数Nと運転年Yを求めて、各V<sub>R</sub>に対して線弧を求めたものである。70%ラインに達したときには、精密な絶縁診断試験を実施することが必要と考える。

ど顕著になる。別に水車発電機用のNの係数を求めるため、水車発電機巻線からサンプルコイルをとり、データの集積を図っている。最近マイカレジンコイルの熱的・電氣的の複合ストレスに対する新しい「V-t特性の表現」を提案した<sup>11)</sup>。そのカーブから正常の温度、電圧下で運転されるコイルの絶縁の寿命を推定できる。

### 5 “D. Map”の改訂

(1)式(これからD. Mapが考え出されたのであるが)で1.8%と1.5 × 10<sup>-9</sup>Cは、当初のコイルのΔとQ<sub>m</sub>の平均値である。この式は主として運転した誘導電動機、水車発電機のコイルと強制劣化モデルコイルのデータから導出した。それらのコイルはレーベル転位をもっていなかったため、今回はレーベル転位をもつ大形の発電機コイルにも適する式にするために改訂を試みた。図8に、レーベル転位をもつコイルの断面を示す。コイル辺周方向一括ではなく、エッジ部分と腹部に別々に電極を設置して測定する<sup>12)</sup>。一般に絶縁破壊は、導体束の端部から始まり腹部へ進む<sup>12)</sup>。図9にV<sub>R</sub>対Q<sub>m</sub>特性の一例を示す。Q<sub>m</sub>は腹部とエッジ部の両方を別々に測定した。全体の電極によって測定したQ<sub>m</sub>値は大きいほうの値となる。初期コイルでは腹部からエッジ部でのQ<sub>m</sub>が大きいだが、劣化コイルでは反対になる<sup>12)</sup>。レーベル転位をもつ実際のコイルの平均Q<sub>m</sub>は、かなり大きな偏差をもっており、約3.5 × 10<sup>-9</sup>Cである。そのため、(1)式は5 × 10<sup>-9</sup>C以下のQ<sub>m</sub>に対しては適用できない。図10はQ<sub>m</sub>が5 × 10<sup>-9</sup>Cを超えたときにだけV<sub>R</sub>を推定できるようにした“D. Map”の改訂版である。Δが9%のときV<sub>R</sub>は80～50%であり、Δが12%のときV<sub>R</sub>は70～30%である。V<sub>R</sub>は5 × 10<sup>-9</sup>Cを超えるQ<sub>m</sub>の測定によって想定される。電極の腹部分で測定したQ<sub>m</sub>値に対しては、(1)式は5 × 10<sup>-9</sup>C以下のQ<sub>m</sub>に対しても適用できる。しかし、電極を分離して測定することは、実際の発電機巻線では不可能に近いので、V<sub>R</sub>は60%以上に対しては評価できない。

“NY Map”は、V<sub>R</sub>が約70%まで低下する時期を推定するために用いる。そのときには非破壊診断試験を導入し、V<sub>R</sub>が70%から30%へ低下する時期を評価するのに、改訂版の“D. Map”を用いる。

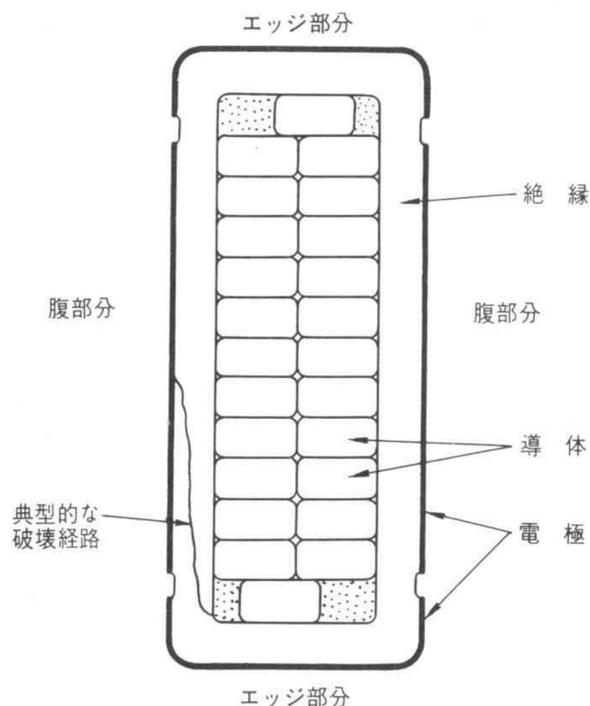


図8 分離した電極をもつコイルの断面 レーベル転位をもつ1ターンコイルで $Q_m, \Delta$ を測定するに当たり、コイル辺周方向を一括して電極にする通常の場合に対して、特に腹部とエッジ部分に分けて電極として測定してみた。測定結果は図9に示すとおりである。

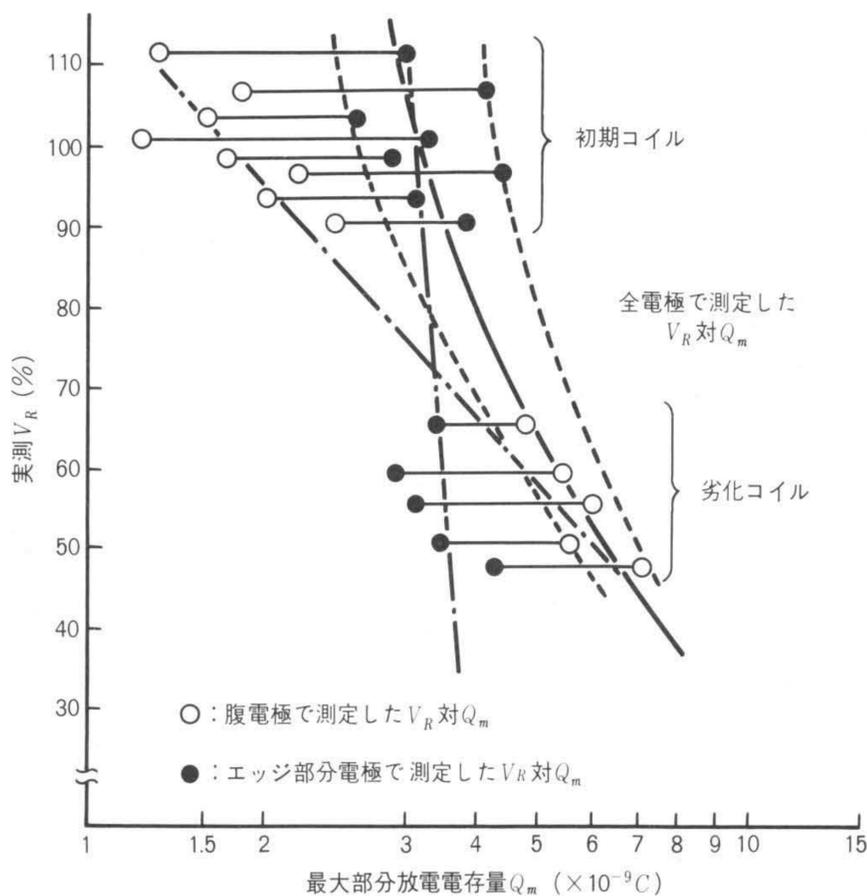


図9 11kV定格発電機巻線の $V_R$ 対 $Q_m$ 特性の一例 分割した電極で測定した結果は、初期コイルではエッジ部分電極のもの、劣化コイルでは腹電極で測定したものが $Q_m$ が大きい。全電極で測定すると大きいほうの値となる。

## 6 結 言

以上、レジン絶縁巻線のコイル抜取りテスト、更には絶縁更新の時期を知るための二つの方法について紹介した。

### (1) NY Map法

回転機の運転経歴(起動・停止回数 $N$ と運転年数 $Y$ )を基にして、残存絶縁耐力 $V_R$ を推定する手法で、 $V_R$ 推定値が70%(初期を100%とする。)以下になったら、コイル抜取り試験を実施すべきと考える。

### (2) D. Map法

今回新しくレーベル転位をもつ通常のコイルにも適用できる改訂版のD.Mapを提案した。これは(1)式で $Q_m$ の値に制限を設け、 $5 \times 10^{-9}C$ を越えた場合にだけ適用することにしたものである。

まず $\Delta$ を測定して、12%以上のものに対してD. Mapを適用し判断してコイル抜取りテストを行ない、より詳細な診断を

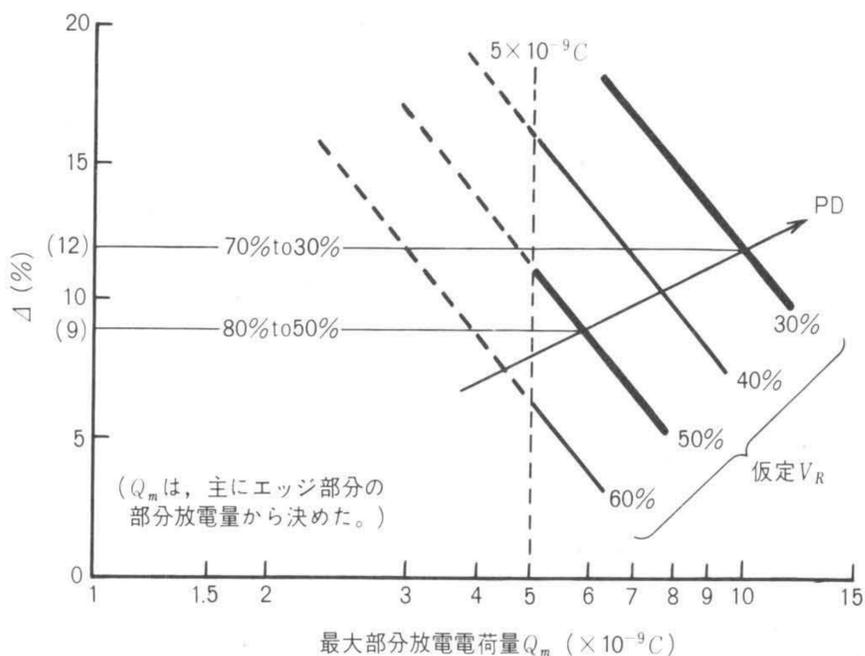


図10 改訂したD.Map 従来の式は、 $5 \times 10^{-9}C$ 以下の $Q_m$ 値に対しては適用できないことが分かったので、 $5 \times 10^{-9}C$ を超える $Q_m$ 値に対しても $V_R$ を推定できるようにした“D.Map”の改訂版である。

行なうべきと考える。

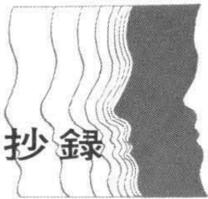
運用に当たっては、二つの方法を併用して総合的な判断をするのがよい。

なお以上の二つの方法は、前回に比べて具体的な事例も少し増したが、まだ最終的な手法にまで確立されていないので、今後も運転中の大形回転機の絶縁劣化診断を数多く行ない、その適用性を確認してゆきたい。

また、これらのデータの採取に平素から御協力をいただいている電力会社の関係各位、及び電動機ユーザーの各位に対して深謝する次第である。

## 参考文献

- 1) 安芸, 外: 大形回転機絶縁の動向, 日立評論, 58, 11, 865~870(昭51-11)
- 2) K. Matsunobu, et al.: Reliability Study of High Voltage Windings for Large Rotating Machinery, IEEE Conf. Rec. 1980 Inter. Sym. Elect. Insul., 65~67(June 1980)
- 3) 発電機巻線絶縁劣化判定基準委員会: 発電機巻線絶縁劣化判定基準, 電力中央研究所技術研究所報告No.67001(昭42-4)
- 4) 松下, 外: 高圧回転機の絶縁診断, 富士時報, 55, 116~122(昭57-2)
- 5) 平林, 外: 高電圧発電機絶縁の経年変化, 三菱電機技報, 54, 26~30(昭55-3)
- 6) 門谷, 外: 高圧回転機コイルの絶縁診断と寿命予知, 日立評論, 63, 3, 191~196(昭56-3)
- 7) 東林, 外: 回転機巻線の絶縁劣化診断, 電気学会絶縁材料研究会資料, EIM-78-74(昭53-12)
- 8) 門谷: 回転機マイカ・レジン絶縁コイルの絶縁劣化診断方法の一考察, 電気学会論文誌A, 100, 528~534(昭55-9)
- 9) K. Kadotani, et al.: A Proposal for Insulation Diagnosis of 3 kV Motor Stator Windings, IEEE Trans. Elec. Insul., EI-18, 1, p.59, February 1983
- 10) Y. Kako, et al.: Multi-stress Degradation of Insulation Systems for High Voltage Rotating Machines, 1982 CIGRE Paper 15-02, September 1982
- 11) K. Kadotani, et al.: New Voltage-endurance Curves for Combined Thermal and Electrical Ageing of Coil Insulation, IEEE Trans. Elec. Insul., EI-18, 1, p.58, February 1983
- 12) K. Kadotani, et al.: Capability of Insulation Diagnosis for Mica-Resin Insulated Wall, IEEE Trans. Elec. Insul., EI-15, 6, p.481, December 1980



## BWR発電所における自動超音波探傷システムの概要

日立製作所 杉山 栄・成瀬明輔

日本機械学会誌 87—783, 174—179 (昭59-2)

原子力発電所の構造物・機器の健全性は、ISI(Inservice Inspection: 供用期間中検査)によって確認されている。このISIは、検査範囲、方法、頻度などを詳細に定めたASME(American Society for Mechanical Engineers)コードSec.XI, 又は日本電気協会規程JEAC-4205に準拠して実施されているが、これまでは検査員による手動探傷に依存することが多かった。手動探傷では、検査員の放射線被ばく低減の課題があり、更には探傷データの採取、評価などの所要時間の短縮という課題があった。近年、このような状況から、自動探傷装置の開発が国内外で活発化し、現在は多くの発電所で自動探傷装置を採用している。

筆者らは、BWR(沸騰水型原子炉)発電所を例にとり、ISIの概要と自動超音波探傷システムについて述べるとともに、併せて新しい技術開発の動きについても紹介した。

ISIの現状に関する報告例は、(1)検査所要工数、放射線被ばく線量共に80%強は超音波探傷検査が占めること、(2)放射線被ば

く線量の割合は原子炉压力容器と配管で約90%になること、などを述べている。したがって、压力容器及び配管を対象とした超音波探傷検査の自動化が重点的に進められている。自動化する上での課題は次の二つに大別される。

### (1) 探触子の走査の自動化

小形・軽量化、被検体への着脱の簡便な探触子走査装置の開発

### (2) データ採取・処理の自動化

データの整理法、欠陥の大きさの推定法の開発

探触子走査装置は検査対象によっていろいろ異なった形をしているが、幾つかの例を掲載した。例えば、探触子の位置決めを確実にこなうことに特徴のある軌道上走行形として、压力容器胴体用装置、ノズル用装置、配管用装置などを示した。特に、胴体用装置の場合は縦方向と周方向の交点にターンテーブルを設置した軌道を採用したので、压力容器の周溶接線と縦溶接線の探傷が容易にできる。

データ処理では、探触子の走査で得られた超音波エコー信号をインディケーション(欠陥)ごとに分類、整理することが探傷結果を評価する上で重要である。欠陥ごとの分類法の実例として下記の2例がある。

(1) 被検体を小さな立方体に細分し、相隣る立方体にエコー源が存在すれば、これらは同一の欠陥と解釈する方法。

(2) エコー信号のビーム路程の変化が探触子の移動距離などで定まる範囲内であれば、同一欠陥からのエコー信号と解釈する方法。

以上のような分類の後、データ処理装置からエコー包絡線図、欠陥位置の断面図及び平面図などを出力する。

超音波探傷に関する研究開発は、欠陥大きさの定量化、欠陥と他の反射体との識別、アレイ探触子や電磁超音波などの新探触子の応用、などにますます指向している。これらの具体例として、ホログラフィー技術、周波数分析法などを紹介した。

## 自然冷却変圧器の巻線内油流分布

日立製作所 山口雅教・熊坂隆夫・他1名

電気学会論文誌B, 103—8, 539—546 (昭58-8)

自然冷却変圧器の冷却特性改善のためには、変圧器内を流れる油の循環流量、巻線内油流分布など、油流特性の解明が巻線温度上昇の解明と並んで重要な課題である。従来の自然冷却変圧器の冷却特性に関する論文は、与えられた構造のパラメータと温度上昇特性との関係を整理したものが多く、油流特性を測定したものが少なかった。この理由は、自然冷却のように遅い流れの場合、被測定系に影響を与えず流量及び局所的な流速を測定することが難しいことにあった。一方、最近流速測定に使用されているレーザ流速計は、非接触で局所的な流速を測定することができる。筆者らは、これを用いて巻線内の油流分布の測定を行なった。使用したモデルは巻線部、配管部、ラジエータ部から構成される自然冷却変圧器モデルである。このモデルの特徴は、巻線部の前面及び後面と配管の一部がアクリル板製となっており、レーザ流速計による流速測定ができるようになっている点である。

実験としては、(1)巻線部の発熱量を一定として自然循環させた場合、(2)自然循環と同程度の低流量を強制送油し、送油量及び発熱量を変化させた場合、について巻線内油流分布の測定を行なった。

以上のような測定法及びモデルにより、巻線内油流分布に関し次のことが分かった。(1)巻線部を発熱させない場合、油流分布は巻線入口及び出口付近で流量が多く、中央部で少なくなるU字形となる。一方、巻線部を発熱させると、入口側水平油道の流量が増大し、出口側水平油道の流量が減少する傾向を示す。この理由は、巻線の発熱により巻線入口側と出口側の垂直油道に油温差が生じ、このため両垂直油道間に自然循環駆動力が発生するためである。(2)流量の増大に伴い上述の自然循環駆動力の効果が小さくなり、巻線部の発熱の有無に関係なく出口付近の水平油道の流量が増大し、発熱させた場合の油流分布は発熱させない場合のものに近づく。

一方、前記の巻線内油流分布を説明する計算法としては、従来の強制冷却変圧器の巻線内油流分布計算法をベースとし、前記の巻線内に生じる自然循環駆動力を考慮して、自然冷却時にも適用できるように拡張した。すなわち、巻線垂直油道の圧力損失を求める次式を導入した。

$$R = \gamma \lambda l v^2 / 2 g D + \gamma \beta \Delta \theta l$$

ここに  $\gamma$ : 比重量,  $\lambda$ : 管摩擦損失係数,  $l$ : 管路長,  $v$ : 流速,  $g$ : 重力加速度,  $\beta$ : 油の膨脹率,  $\Delta \theta$ : 油温差

上式で第1項は通常の強制送油で用いられる項であり、第2項は巻線の発熱により生じる巻線内の自然循環駆動力を表わしている。第2項により、発熱時の入口付近の水平油道での流量の増大を説明することができる。本計算法による計算結果は、モデルによる測定結果とよく一致し、本計算法が自然冷却変圧器の油流分布計算法として妥当なものであることが分かった。