UDC 621.315.22.017.7: 621.315.61.015.5
620.193.918.2

論文

48-B 75

電力ケーブルの熱破壊現象の解析

日立電線株式会社 安藤 順夫

1. ま え が き

大都市の増大する電力需要をまかなうため、各電力会社において超高圧大容量地中送電線路の建設が進められている。送電電圧が高くなるにつれて、ケーブルの絶縁厚が厚くなり熱抵抗が増すだけでなく、誘電体損の発熱効果が大きくなり、また、系統運用上全負荷電流に近い負荷電流が連続して流れることが多くなっている。このため、わずかな発熱量の増加や熱的条件の変化により許容温度を越え、また、それが原因となって絶縁体の劣化あるいは絶縁破壊を生ずる危険性が増してきているといえる。

したがって、今後のわが国の超高圧あるいは超超高圧ケーブル系統の信頼性を高めるためには、ケーブルの電氣的、機械的破壊現象以外に熱を原因とした破壊現象についても十分検討しておく必要がある。

熱的な原因による絶縁破壊現象についてはすでに多くの研究が行なわれ、その理論も 1930 年代に確立されているが、実際のケーブルの熱破壊には多く要因が関係し、場合によっては最終的には電氣的破壊が生ずることも考えられ、熱破壊理論をそのまま適用することは必ずしも妥当ではない。しかし、熱的な原因が極端な温度上昇、絶縁体の劣化あるいは破壊を引き起すのであれば、熱破壊理論を導入することはケーブルの熱的信頼性と使用限界を考察するうえで有効なものとなる。

このような観点から、筆者は熱破壊の基礎方程式を直接電子計算機で解き、理論的に熱破壊条件を検討しまた、各種のケーブルの高温状態での交流破壊試験を行ない、実験的に熱破壊現象の確認を試みた。さらにこれらの結果をもとに超高圧ケーブル系統の熱破壊発生の可能性を考察した。

2. 電力ケーブルの熱破壊理論

〈2・1〉 基本方程式 熱破壊の基本は電圧と電流が加えられた状態で、ケーブル内での発生熱量がケーブル外への放散熱量よりも大きくなれば、内部に蓄えられる熱量が累積的に増加し、熱的な平衡を保てなくなり急激な温度上昇を生じ絶縁破壊に至るというもので、一般にその条件は次式によって表わされる。

$$W \geq H \dots\dots\dots (1)$$

$$\partial W / \partial T \geq \partial H / \partial T \dots\dots\dots (2)$$

ここに、 W ：発生熱量、 H ：放散熱量である。

熱破壊の臨界条件は、(1)、(2)式を解けば求められる。しかし、次節に示すように(1)式のみを扱うことによってその条件を求めることができるので、以下では(1)式についてのみ検討する。

ケーブル絶縁体内の W と H はそれぞれ次式で表わされる。

$$W = \sigma (\text{grad } V)^2 \dots\dots\dots (3)$$

$$H = -\text{div}(k \text{ grad } T) \dots\dots\dots (4)$$

ここに、 σ ：絶縁体の導電率(u/cm)、 k ：絶縁体の熱伝導度($\text{W}/(^{\circ}\text{C}\cdot\text{cm})$)、 V ：絶縁体内の電位(V)、 T ：絶縁体内の温度($^{\circ}\text{C}$)

である。(1)式を等式に置き換え、(3)、(4)式を用いると

$$\text{div}(k \text{ grad } T) + \sigma (\text{grad } V)^2 = 2 \dots\dots\dots (5)$$

となる。一方、電位 V に関しては次式が成立する。

$$\text{div}(2\pi f \epsilon \text{ grad } V) = 0 \dots\dots\dots (6)$$

ただし、 f ：印加電圧の周波数(Hz)、 ϵ ：絶縁体の誘電率

(5)、(6)式を円筒座標(r, θ, z)で表示し、ケーブルの長さ方向(z)と円周方向(θ)では電位や温度が変化しないものと考え、 $\partial V / \partial z, \partial T / \partial z, \partial V / \partial \theta, \partial T / \partial \theta$ が 0 となって半径方向の成分のみが残る、

Analysis of Thermal Breakdown of Power Cables. By N. ANDO, Member (Hitachi Cable, Ltd.).
安藤順夫：正員，日立電線株式会社研究所

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(k r \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \sigma \left(\frac{\partial V}{\partial r} \right)^2 = 0 \quad \dots\dots\dots (7)$$

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(2\pi f \varepsilon r \frac{\partial V}{\partial r} \right) = 0 \quad \dots\dots\dots (8)$$

となる。

ここで、絶縁体の導電率と複素誘電率の間には

$$\begin{aligned} \sigma &= [j2\pi f \varepsilon] \text{ の実数部} \\ &= [2\pi f \varepsilon' (j + \tan \delta)] \text{ の実数部} \\ &= 2\pi f \varepsilon' \tan \delta \quad \dots\dots\dots (9) \end{aligned}$$

の関係が成立つ。ただし

$$\begin{aligned} \varepsilon &= \varepsilon' - j\varepsilon'' : \text{絶縁体の複素誘電率,} \\ \tan \delta &= \varepsilon''/\varepsilon' \ll 1 : \text{絶縁体の誘電正接} \end{aligned}$$

ケーブルの熱平衡が保たれるような温度範囲では、 $\tan \delta$ の項は非常に小さいので1に対して無視すると

(8)式は

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(2\pi f \varepsilon' r \frac{\partial V}{\partial r} \right) = 0 \quad \dots\dots\dots (10)$$

となり、電位分布は ε' (キャパシタンス成分) のみで定まることになる。絶縁体が均質な材料で構成されている ($\varepsilon' = \text{一定}$) とし、(10)式を解くと

$$V = V_0 \ln(r/r_0) / \ln(r_i/r_0) \quad \dots\dots\dots (11)$$

が得られる。(9)、(11)式を(7)式に代入すると、

$$\begin{aligned} \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(k r \frac{\partial T}{\partial r} \right) + 2\pi f \varepsilon' \tan \delta \\ \times \{V_0/r \ln(r_0/r_i)\}^2 = 0 \quad \dots\dots\dots (12) \end{aligned}$$

が得られる。ここに、

$$\begin{aligned} r_i : & \text{絶縁体内半径(cm), } r_0 : \text{絶縁体外半径} \\ & \text{(cm), } V_0 : \text{導体とシース間に加る電圧(V)} \end{aligned}$$

である。

導体側とシース側のある与えられた境界条件のもとで、(12)式を解けば絶縁体の平衡温度が求まることになる。ところが、内、外部の境界条件や絶縁体内の誘電損失は温度の関数となるため簡単に解くことはできない。このため、従来はいくつかの仮定を置いて(12)式の解析的な解を求めることが試みられている。^{(1)~(3)}

〈2・2〉 熱平衡温度および熱破壊条件の計算

種々の仮定を置いて(12)式を解析的に解いても実際に有効な解が得られないのではないかと考え、筆者は計算機を用いて、微分方程式の解法の一つである Runge-Kutta-Gill 法により(12)式を数値的に解いてみた。

計算のフローチャートを第1図に示した。導体側の境界条件は、導体温度 T_c を仮定することにより次式で与えられる。

$$T|_{r=r_i} = T_c \quad \dots\dots\dots (13)$$

第1図 熱平衡温度計算フローチャート

Fig. 1. Flowchart for calculating the balanced temperature of cable.

$$\frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=r_i} = W_c / (2\pi r_i k) \quad \dots\dots\dots (14)$$

$$W_c = I^2 R_c \{1 + 0.00393(T_c - 20)\} \quad \dots\dots\dots (15)$$

ここに、 T_c : 導体温度($^{\circ}\text{C}$), W_c : 導体発生損失(W/cm), I : 導体電流(A), R_c : 20°C における導体抵抗(Ω/cm)

である。

また、外部熱条件としてはケーブルシースの温度あるいは、ケーブル防蝕層や周囲土じょうなどの熱抵抗ならびに土じょう基底温度などによって与えられる。

第1図のフローチャートから明らかなように、ケーブル定数、電圧、電流および外部熱条件が与えられたとき、ケーブル導体温度を仮定し、(13)~(15)式により内部の境界条件を計算した後、(12)式により絶縁体内の発熱量と温度を求める。その結果、得られた絶縁体最外層(ケーブルシース)の温度や全発熱量を与えられた外部境界条件と比較し、両者が一致するまで導体温度を仮定しなおしてくり返し計算を行えば、内部、外部境界条件を満たす熱平衡温度が求められる。これが模式図として第2図に示されている。与えられた条件により発熱 W と外部温度 T_{s0} が定まり、これに対し、導体温度 $T_{c1}, T_{c2}, \dots$ と順次仮定することにより、 T_{s0} を満たす T_{ca} が求まる。

ところが、 W と T_{s0} が与えられたときには、導体温度を $T_{c3}, T_{c4}, \dots$ と増加させ、 T_{cr} に達するとそれ以上 T_{s0} に増してもこれに対応した外部温度は T_{sr} より低い T_{s5} となり、 T_{s0} を満たす T_{ca} が求まらなくなる。すなわち熱不平衡状態となり、ケーブルは熱破壊することになる。また、 T_{cr} が熱破壊の臨界状態に相当する。このようにして、先に述べたように(2)式を用いることなく(1)式のみで熱破壊条件を求めること

第2図 熱平衡, 不平衡状態の模式図

Fig. 2. Diagram of thermal stability and instability.

ができる。この理由は第2図から明らかなように、発生熱が温度上昇とともにこう配を増しながら増加するため、仮定する導体温度を低い側から徐々に高温へ変化させることにより臨界点 T_{cr} を求めることができるからである。なお、導体温度を高温側から低温側へ変化させた場合には、第2図 T_{s5} に相当する見かけの熱平衡状態を求めることがあり、この点注意を要する。

3. ケーブル絶縁体の特性

(3・1) 誘電率及び誘電正接の温度と電界依存性

基本方程式(12)には、ケーブル絶縁体の特性を表わす項目として ϵ' と $\tan \delta$ が含まれている。本節ではこれらの温度と電界への依存性を検討する。

誘電率 ϵ' 現在実用化されている高圧あるいは超高圧油浸紙絶縁ケーブルの誘電率は、ここで取り扱っている温度や電界の範囲内では一定値であるとみなせる。これは 66kV～500kV の低油圧 OF ケーブルや高油圧パイプ形 OF ケーブル(以下おのおの OF ケーブル、POF ケーブルと略称する)について、室温～約 150°C、 $E_0 \sim 2E_0$ (E_0 =運転時の対地電圧)の範囲で実測され、確認されている。

誘電正接 $\tan \delta$ OF ケーブルや POF ケーブルの誘電正接は電圧とともに多少大きくなる傾向にありこれは、しゃへい層として使用されるカーボンブラック紙や油の粘度に関係している。しかし、後述のようにここでは運転電圧の 1.5 倍以下という限られた範囲を対象としていること、また、その電圧依存性がケーブルの温度上昇や電圧の印加によりしだいに消滅する傾向にあることなどを考えると、誘電正接の電圧依存性は無視することができる。

一方、誘電正接の温度依存性は大きく、その実測結果の一例が第3図に示されている。油浸紙絶縁のケーブルの誘電正接は一般に 60～80°C 付近で最小値をと

第3図 各種ケーブルの誘電正接の温度依存性

Fig. 3. Dependency of power factor on cable temperature.

り、その後温度上昇とともに急増する。このことは材料の特性からも裏づけられている。

誘電正接の温度依存性については、古くから実測とその理論づけが試みられており熱破壊の検討に必要な高温での特性として

$$\tan \delta = a + b e^{-\alpha/T_k} \dots\dots\dots (16)$$

a, b, α : 定数, T_k : 温度(°K)

などの近似式が考えられている。⁽⁴⁾ 筆者はさきに常温から 150°C 程度までの誘電正接を表わす式として

$$\tan \delta = A e^{-\alpha(1/T_k - 1/273)} + B e^{\beta/T_k} \dots\dots (17)$$

A, B, α, β : 定数, T_k : 温度(°K)

を示した⁽⁵⁾が、本報告でも当式を用いた。なお、当式が、油浸紙ケーブルの誘電正接を表わすよい近似式であることは次節に示されている。

(3・2) 誘電正接の温度依存性の実測 高温まで

の誘電正接の温度依存性を明確にするため、第1表に示した4種のケーブルを用いて、その実測を行なった。試料はすべて長期の実負荷試験後のケーブルからとられたもので、構造と実負荷試験条件の概略が第1

第1表 試験に用いたケーブルの構造と劣化条件

Table 1. Structures and aging conditions of tested cables.

ケーブル種類	構 造			劣化条件***	
	導体外径 (mm)	絶縁厚* (mm)	絶縁外径 (mm)	課電条件	加熱条件
66kV 200mm ² POF	17.0	5.5**	28.0	25.4 (66)	80～120 (60)
77kV 400mm ² OF	30.6	8.0	46.6	68 (23)	100～130 (5)
154kV 600mm ² OF	36.2	12.5	61.2	133 (29)	100～120 (25)
230kV 507mm ² POF	26.9	24.0	74.9	159 (110)	90～100 (95)

(注) * 導体、絶縁体しゃへい層各 0.15mm を含む。

** 通常の 66kV POF ケーブルの絶縁厚は約 7.5mm である。

*** 課電条件は課電電圧 (kV) と () 内の日数で、加熱条件は温度 (°C) と () 内の日数で表示してある。

第2表 各種ケーブルの(17)式の諸定数と
比誘電率

Table 2. Constants of approximate equation
(17) for four cables.

ケーブル種類	A	B	$\alpha(^{\circ}\text{C})$	$\beta(^{\circ}\text{C})$	ϵ'
66kV POF	1.49×10^{-10}	4.87×10^{-4}	15,800	500	3.3
77kV OF	9.50×10^{-8}	4.65×10^{-4}	10,920	493	3.7
154kV OF	6.32×10^{-8}	6.74×10^{-4}	9,660	421	3.7
230kV POF	3.72×10^{-6}	4.58×10^{-4}	6,700	523	4.0

表中に記されている。なお、このうち 66kV POF ケーブルは、22kV SL ケーブルの1心を取り出し、鉛被をはぎ鋼管内に引き入れ、真空脱気後絶縁油を充てんしたもので、実質的には 66kV POF ケーブルに近い性能を持つためこのように呼称した。

各ケーブルの誘電正接の実測値は第3図中の各点で示されている。この実測結果を(17)式に対応させ、求めた定数が第2表の A, B, α, β であり、(17)式はそれぞれ第3図の曲線で表わされる。実測値と近似式はよく一致している。したがって、ケーブルにより各定数は異なるが、(17)式により誘電正接の温度依存性を近似してもよいといえよう。なお、第2表中には次章の計算で使用する各ケーブルの誘電率も併記した。

4. 熱破壊条件の理論計算と実験的検討

〈4・1〉 熱平衡温度と熱破壊条件の計算

各ケーブルで得られた特性と第3表の電圧、電流条件によりケーブルの熱平衡温度を求めた。なお、第3表の条件は後述の破壊試験の条件と関連しており、印加電圧は電氣的破壊の先行を押えるため、常規対地電圧の0.7~1.5倍以下とした。また、絶縁体の熱伝導度は別途行なったケーブルの温度上昇試験結果から、 $0.00182 \text{ W}/(^{\circ}\text{C}\cdot\text{cm})$ とした。

計算結果は第4図のとおりである。第4図はケーブル絶縁体最外層 (OF ケーブルでは金属シース、POF

第3表 熱破壊条件の計算結果と試験結果の比較

Table 3. Calculated results compared with experimental results for thermal breakdown of cables.

ケーブル種類	通電電流 (A)	印加電圧 (kV)	ケーブルシース温度 ($^{\circ}\text{C}$)	
			計算結果	試験結果
66kV POF	0	25.4	175	170
77kV OF	0	66.6	164	167 160* 162*
154kV OF	0	133	159	162
230kV POF	200	153	154	130

(注) * 試験の詳細は 4.2.3 に記されている。

第4図 熱平衡時の導体温度計算結果

Fig. 4. Calculated conductor temperature in thermal stable condition.

ケーブルでは絶縁しゃへい層)の温度を変えた場合、熱平衡状態の導体温度がどのように変化するかを示している。絶縁体最外層の温度上昇に伴ない、絶縁体内部にも温度上昇が生じるが、これが誘電体損の増加をもたらし、その結果導体温度が急上昇することが明らかである。そして、ある温度 T_{ir} を越えるともはや熱平衡が成り立たなくなり、ケーブルは熱破壊を生ずることになる。

このようにして求めた各ケーブルの各条件における T_{ir} が先の第3表中に記されている。なお、同表中には後述の熱破壊実験の結果も併記されている。

〈4・2〉 熱破壊の実験的検討

前節の理論計算により、実験的に熱破壊を発生させ得ると判断されたため、さきの4種のケーブルを用いて高温下での交流長時間破壊試験を実施した。

(1) 課電、通電条件は計算時と同じ第3表のとおりとし、ケーブルシース温度を 120°C 程度からしだいに上昇させた。その様子が第5図に示されており、絶縁破壊を生じた時点での温度が熱破壊条件として第3表にまとめられている。なお、先の誘電正接測定時を含めてケーブル温度は周囲に巻きつけられた発熱線の電流により調整され均一に加熱された。

(2) 破壊ケーブルの解体調査 破壊後の試料ケ

第5図 交流破壊試験時のケーブルシース温度

Fig. 5. Cable sheath temperature during AC breakdown tests.

ケーブルを解体し、詳細に観察した。その結果を4種のケーブルに共通した現象としてまとめると次のとおりである。

絶縁体の変色 破壊孔を中心に、長さ方向 5~20 cm の範囲の絶縁体は他の部分と比べて濃褐色に変色しており、その中心に直径 5~15 mm の破壊孔が、導体からシース側に向けて炭化した孔となっていて残っている。なお、230 kV POF ケーブルの場合には、破壊点の両側約 2 m の箇所にも同様の変色部が見られた。

絶縁体の劣化 破壊点付近の絶縁紙は著しい熱劣化を受けており、耐析強度は 1,900~2,000 が 1,000~1,100 に、また平均重合度は、1,100 が 900 程度に落ちている。

導体の変色 上記絶縁体の変色部分に対応して、50~100 cm にわたって導体の変色が見られる。また POF ケーブルでは、外部しゃへい層の銅テープの変色も生じている。

その他 個人差にもよるが、筆者の経験範囲では破壊点周辺では、砂糖のこげた、あるいは蒸し焼きにしたような匂いがしており、普通の交流破壊点のような酸性的な匂いは感じられない。

以上の観察結果から破壊の最終段階まで完全な熱破壊であったか、あるいはガス状態の電氣的破壊であったかは明確でないが、高温状態のもとでの誘電体損の増加がより一層の温度上昇を引き起こし、比較的短時間に油及び油浸紙が急激に劣化あるいは分解し、絶縁破壊に至ったものであるといえる。

(3) 破壊時の特異現象 交流破壊試験中に「電圧変動」と「ガス発生」という二つの特異な現象が見られたので、これらについて簡単に記しておく。

一定電圧を課電した状態でケーブル温度をしだいに上昇させていったが、破壊の 15~30 分前から課電電圧が低下する傾向をみせ、たびたび変圧器の一次電圧を上げ、発生電圧を一定に保つ必要があった。また、このとき、後述の方法でケーブル内のガス量を測定したところ、かなり多量のガスが発生していることが確認された。この現象をさらに検討するため 77 kV OF ケーブルを用いて追加試験を行なった。

電圧変動 普通のケーブル破壊試験時には、破壊と同時に変圧器の電圧が急に低下するのみで、破壊の前にそれを予告するような電圧の低下は見られない。

試験に用いた変圧器は第6図の等価回路に示したように直列共振形であり、共振点からのずれにより発生電圧は低下する。ケーブル内のガス発生と関連してケーブルの静電容量が変化すれば、このような現象が生じることになり、この点を確認するためリアクトルの

E_p : 電源電圧, E_s : 試料に加わる電圧
 C : 試料ケーブルのキャパシタンス
 L : 可変リアクトル, R : 回路レジスタンス

$$E_s = \frac{E_p}{\omega C \sqrt{R^2 + \left(\omega L - \frac{1}{\omega C}\right)^2}}$$

第6図 直列共振形試験用変圧器の等価回路

Fig. 6. Equivalent circuit of series resonant type testing transformer.

第7図 電源電圧を一定とした場合の試料に加わる電圧の変化

Fig. 7. Change of applied voltage on sample cable under constant source voltage

インダクタンス L を共振状態の L_{cr} より大きくした場合と小さくした場合で電圧変動を測定した。変圧器一次電圧を一定として放置したところ、第7図のような結果が得られた。 $L \approx 1.05 L_{cr}$ の場合は、共振からずれる方向で電圧は低下する一方であるが、 $L \approx 0.95 L_{cr}$ の場合は、一度共振状態となり電圧が上昇しその後、低下している。このことから、今回の破壊試験では破壊前に静電容量が増加しているといえる。

なお、第6図の等価回路で抵抗分が増加しても電圧が低下するが、この場合には $L \geq L_{cr}$ いずれの場合にも電圧が低下することになり第7図と矛盾する。

ケーブル内のガス発生 ケーブルが絶縁破壊を生じたときには、ケーブル内に多少のガスが発生することは広く知られている。しかし、今回の試験では破壊前に多量のガスが発生しており、その詳細を知るためガス量の時間変化を測定した。ガス量は約2時間ごとに測定され、課電電圧、ケーブルシース温度とともに第8図に示されている。

ガス量の測定方法と意義は付録Iに記されている。

有効試料長 8 m の A, B 2 試料とも初期約 2 cc のガス量が、前述の電圧変動が生じた直後 110 あるいは 130 cc に急増していた。そして、電圧をしゃ断するかあるいはケーブル温度を下げることによりガス量は半分以上に減少したが、再課電あるいは温度上昇により破壊を生じた。破壊後のガス量はそれぞれ 150, 115 cc であった。

第 8 図 高温下での交流破壊試験中のケーブルシース温度ならびにガス量の変化

Fig. 8. Change of cable temperature and gass volume during AC breakdown test under high temperature.

これらの追加検討から、高温状態で交流電圧を印加すると、絶縁破壊に達する前にケーブルの静電容量が増加し、また、絶縁体中にガスが発生し、その後破壊に至ることが明らかになった。

しかし、静電容量増加の原因、静電容量の増加とガス発生との結びつき、また、ガス発生が破壊前の部分放電によるのかあるいは絶縁油の沸騰によるのかという点は未解決の問題で、今後電力ケーブルの電氣的破壊とも関連させ検討したい。

〈4.3〉 熱破壊の計算結果と実験結果の比較 計算から求めた熱破壊条件と試験の結果得られた条件は第 3 表により比較することができる。

66kV POF, 77kV OF, 154kV OF の 3 種のケーブルでは両結果が比較的良好に一致しているのに対し 230kV POF ケーブルではかなり大きい差が生じている。この原因は 3 種のケーブルでは 150°C 付近までの誘電正接を測定し、これを計算に用いているのに対し 230kV POF ケーブルの場合には 100°C までの実測値をそのまま延長して用いた点にあり、高温での誘電正接がわずかに異なるだけで実験値と一致する計算値が得られる。⁽⁵⁾

以上の理論計算と破壊試験により、運転電圧程度の課電電圧の下でも、高温状態ではケーブルは熱的な絶縁破壊を生じ、また、その条件はケーブルの高温度までの誘電正接値を用いることにより理論的に計算可能であることが判明した。

5. 破壊条件の計算法

熱破壊条件の計算法としては、ここに示した以外に 2, 3 の簡易な方法があるので、相互の比較を行ってみた。まず、結果を第 4 表に示しておく。なお、以下の方法は導体電流による発熱がある場合には、かなり計算が複雑になるので、試験結果のうち 230kV POF

第 4 表 熱破壊条件の計算方法の違いによる結果の比較

Table 4. Comparison between calculation results of thermal breakdown by several methods.

ケーブル種類	印加電圧 (kV)	ケーブルシース温度 (°C)				
		実験値	本文の計算法	計算法 (1)	計算法 (2)	計算法 (3)
66kV POF	25.4	170	175	155	151	155
77kV OF	66.6	167	164	144	145	149
154kV OF	133	162	159	130	130	139

ケーブルは除外した。第 4 表の 3 種の方法とも、実験値および筆者の得た結果とはかなり違った結果を与えている。

計算法 (1) は、誘電正接の温度依存性を $\tan \delta = \tan \delta_0 \exp(T/T_0)$ ($\tan \delta_0, T_0$: 定数) で近似し、(1) 式を解析的に解いたものであり、⁽¹⁾ この近似式が、高温とくに 130°C 以上での誘電正接の増加の傾向をうまく近似できないため誤差を生じると考えられる。

計算法 (2), (3) はほぼ同一の方法であるが誘電正接の温度依存性を示す近似式、(16) 式の温度として、導体温度を用いるか、絶縁体平均温度を用いるかの点で異なっている。いずれも導体あるいは絶縁体内部の一点で集中した発熱が生じ、外部へは一定の熱抵抗を経て放散されるとみなして熱平衡が取り扱われている。⁽⁴⁾⁽⁶⁾ 現実には絶縁体各部で発熱が生じ、それぞれ異なった熱抵抗を経て外部に放散されているので、これが誤差の原因になっていると思われる。したがって絶縁体平均温度を用いた (3) の方法のほうが、導体温度を用いた (2) の方法より誤差を小さくしている。今回の検討ではケーブル自体の熱抵抗のみで熱破壊を生ずる場合を取り扱ったが、実際に地中に布設され、周囲土壌の熱抵抗が温度上昇の主体を占めるような場合には、絶縁体内の集中発熱と外部への一定の熱抵抗という考えが成り立ち、(2), (3) の方法も簡便で有効な方法となろう。

以上の種々の計算法の比較により、前述の計算機を用いた解法が熱破壊条件を求める際の一般的方法として有効であることが確認された。ただし、(1)~(3) の方法も、ケーブルを運転するという点からは安全側の結果を導き、計算が簡便であるという利点を持つので実用的な方法であろう。

6. 実布設ケーブルにおける熱破壊発生の可能性

前章までの検討はケーブルの外部熱条件としてケーブルシース温度をとり、理論計算値と実験値の比較を

行なったものであった。外部熱条件として周囲土じょう温度、土じょう熱抵抗、布設条件などを与えれば、実布設ケーブルの熱破壊条件を検討することができる。すでに、275kV 管路布設 OF ケーブル系統を対象に、実系統における熱破壊発生の可能性を検討し、土じょう基底温度 25°C、土じょう固有熱抵抗 120°C・cm/W、3 回線布設の下では熱破壊の発生する可能性のあることを明らかにした。⁽⁵⁾ さらに類似の理論計算を追加し、275kV POF ケーブルの場合には、3 心が同一パイプ内に密接して布設されること、パイプの鉄損があることなどの理由により、土じょう固有熱抵抗が 100°C・cm/W 程度でも熱破壊の可能性のあることを見出した。

現実にはケーブルのサイズあるいは許容電流を決める際には、超高压ケーブルの許容温度 80~85°C を基準にしており、簡単に熱破壊が生ずるとは思われない。

その理由として、理論計算値は完全に温度飽和した状態での熱平衡を問題にしており、そこに達するまでには土じょう埋設ケーブルの温度時定数、数箇月のさらに数倍の時間を要し、その間、全負荷あるいは過負荷が継続することはありえないこと、また、第 8 図に示したように数日程度の期間であれば、許容温度 80°C をはるかに上まわる 150°C 程度の高温状態でも運転電圧程度の電圧には十分耐えること、また、わが国では一般に地下水が豊富なため、急激な土じょう熱抵抗や周囲温度の上昇が考えられないこと、などがあげられる。

しかし、イギリスの超高压ケーブル系統では周囲土じょうの乾燥により土じょう熱抵抗が増加し、熱破壊によるケーブル事故が生じたといわれており、今後我が国でも超高压ケーブル系統の増加につれてそのような問題を生ずる危険性は皆無ではない。したがって、単に許容温度を満たすか否かということだけでなく、周囲の熱条件の変化やケーブルの劣化を考慮した設計を行なう必要がある。

また、同じ観点から強制冷却ケーブル系統の熱的特性あるいは運転条件を十分検討しておかねばならない。さらに、(3)式で表わされるように誘電体積は電圧の二乗に比例して増加するため、500kV 級超超高压ケーブルでは熱破壊の危険性が增大することが確実であり、よりいっそうの注意が必要である。

7. む す び

絶縁物の熱破壊現象を取り扱うことは材料の面からはとくに新しい問題ではなく、また、電力ケーブルへの適用もすでに各方面で行なわれている。しかし、熱破壊の理論をケーブルに適用し、その厳密解を求めるとともに実験的にケーブルの熱破壊を発生させその現象を解析することにより多くのことが見出された。

その主なものは以下のとおりである。

(1) 高温度まで実測された誘電正接の温度依存性を用い、熱平衡の極限として厳密に理論計算すれば、実験値とほぼ一致する熱破壊条件を求めることができる。

(2) ケーブル熱破壊前には、静電容量の増加とケーブル内での多量のカス発生が見られる。しかし、その機構はまだ解明されておらず、今後、電気的破壊と関連させ検討を要する問題である。

(3) 熱破壊条件の理論計算法としていくつかがあり、仮定や簡易化のため多少の誤差を伴うが、目的によっては簡便な方法として利用できる。

(4) 我が国の実系統において熱破壊を生ずる危険性は少ない。しかし、その可能性は皆無ではない。

今後の超高压あるいは超超高压ケーブル系統では単に許容温度が満たされるか否かという点だけでなく熱的に安定か否かも十分検討し、地中送電系統の信頼性を増す必要がある。その際に今回の解析、実験結果が役だつものと信じられる。

終わりに、本研究を実施するにあたりご指導、ご協力頂いた日立電線(株)研究所 沼尻主任研究員、日高工場絶縁線設計部 依田部長、同電力ケーブル部比企野部長ならびに関係各位に厚くお礼申し上げます。

(昭和 47 年 9 月 25 日受付、同 48 年 7 月 4 日再受付)

文 献

- (1) S. Whitehead: Dielectric Phenomena III 226 (1932)
- (2) L. G. Brazier, et al.: J. I. E. E. 27, 104 (1936)
- (3) H. Heumann: Archiv für Electrotechnik XL 7 398 (1952)
- (4) 坂本・深川: 昭46電気四学会連大 No. 200
- (5) 安藤・沼尻・依田: 昭42電気学会東京支部大会 366
- (6) 細川・菊池・江野渥: 昭46電気四学会連大 No. 202

付 録

I. ケーブルのガス量測定 OFケーブルは完全に油の充てんされた状態で本来の性能を発揮する。製造後あるいは工事後のケーブルは約 $1\text{ kg/cm}^2\cdot\text{G}$ 程度で加圧後密封され、その後、終端を大気圧に開放したときに押出される油の量が測定される。この値はさらに単位長さ、断面積、圧力あたりの数値（ガス定数という）に換算され、OFケーブルの脱気状態をチェックする数値として使用されている。

ケーブル中にガスが全くなければケーブルシースの弾性によってきまるところごく微量の油が押出されるだけであるが、もしガスが混入しているとガスの圧力低下による膨脹分の油が押出されることになる。加圧圧力を

$1\text{ kg/cm}^2\cdot\text{G}$ とし、大気圧の下で開放したときに押出される油量は、ケーブル中に混入しているガス量の大气圧状態での体積の $1/2$ に相当する。本文中のガス量はこのような考えの下で測定されたものである。

課電加熱中のケーブルは、大形の圧力タンクに接続され、多少の温度変化や膨脹収縮があっても、常時 $1\text{ kg/cm}^2\cdot\text{G}$ に保たれ、課電停止直後ケーブルと圧力タンク間のバルブを閉じ、 $1\text{ kg/cm}^2\cdot\text{G}$ で密封し、さらに別にケーブルに取り付けたバルブを開放して押出される油量を測定している。したがって、課電停止による温度降下のためケーブルは若干収縮しているので、測定されるガス量は課電中よりも多少少くなると思われる。