自然条件下における汚損がいし温度差 ならびにフラッシュオーバー確率の検討

河 村 達 雄
石 井 勝

東京大学
東京大学

1. はじめに

送電線の絶縁設計に際し、考慮の対象となる事故原因としては、自然雷、開閉サージ、がいし汚損などがある。がいし汚損による事故が事故統計中に占める割合は決して多くはないが、送電電圧の上昇とともにその重要性は増々高まってきているといえよう。

がいし類の汚損によるフラッシュオーバーには、汚損物の付着とその湿潤が必要であるが、双方とも気象条件と密接な関連を持つことは周知の事実であり、その関係を定量化できれば汚損によるフラッシュオーバーに直接影響する種々の因子を気象情報から間接的には握ることが可能となる。その先駆的な試みは既に SD グループなど⁽¹⁾⁽²⁾によってなされている。

本論文は気象条件が汚損物の湿潤に与える影響、およびそれに基づく単一懸垂がいし連のフラッシュオーバー確率を時系列として推定するプログラムによる計算結果とその応用、問題点について述べたものである。

2. 気象条件がフラッシュオーバー電圧低下に及ぼす影響

汚損に起因するフラッシュオーバーは、第1図の過程を経て発生するものと考える。ここで、I、IIと名づけ

第1図 汚損によるフラッシュオーバーまでの過程

Fig. 1. Flashover process caused by pollution.

Study on the Temperature Difference and Flashover Probability of Polluted Insulators under Natural Condition. By Tatsuo Kawamura, Member & Masaru Ishii, Member (Institute of Industrial Science, University of Tokyo)

河村達雄: 正員, 東京大学生産技術研究所
石井 勝: 正員, 東京大学生産技術研究所

た過程は時間的に並行に進行することも起こり得る。この2者の特徴づけるのは地域的な条件が影響する度合いであって、Iはその影響が極めて大きいのにに対し、IIは気象条件のみに支配され、地域条件に影響されない。

気象条件とIの過程の関連については、現在の耐汚損設計の方針が、想定される最大塩分付着密度を対象としているため多くの研究が行なわれているが^{(2)~(5)}、前述のように地域条件が大きく影響するという特徴から各地における観測が不可欠であり、この過程の完全な解明にはなお時間が必要であろう。IIの過程については人工汚損がいしによる研究結果から、その屋外における状態を推定することが可能と考えられる。

汚損層の湿潤の度合いは、降水時と霧の存在時を除き、相対湿度 (H_1) および温度差に依存することが知られており^{(6)~(9)}、その理論計算も行なわれているが、実際に問題となる高相対湿度領域において H_1 とフラッシュオーバー電圧の関係を定量的に明らかにするには、実験的な方法によらざるを得ない。

第2図は塩分付着密度 0.09 mg/cm^2 、との付着密

第2図 フラッシュオーバー電圧と相対湿度の関係

Fig. 2. Relation between flashover voltage and relative humidity.

度 0.16 mg/cm^2 の汚損円筒絶縁物（磁器製， $10 \text{ cm}\phi$ ，高さ 45 cm ）に関する実験結果で，等価霧中フラッシュオーバー電圧を単位としたフラッシュオーバー電圧 (F) と，がいし表面付近の相対湿度 (H_2) の関係を示したものである。図中の直線は $F=5(H_2-74.5)^{-0.37}$ で表わされる。 H_2 は温度差の影響を定量的に評価するために導入した量で，次式により計算される。

$$H_2 = H_1 \times P(T_a)/P(T_s) \dots \dots \dots (1)$$

ここで， $P(x)$: $x^\circ\text{C}$ における飽和水蒸気圧，

T_s : がいし表面温度， T_a : 気温(いずれも $^\circ\text{C}$)

図中に記入した数字は(1)式による換算を行なう前の温度差である。同図より温度差があまり大きくない範囲では，(1)式の適用が可能と思われるが，実際の温度差はこの程度までを考えれば十分なことが次章で示される。

塩分付着密度 0.1 mg/cm^2 以下の実がいしのフラッシュオーバー電圧と相対湿度の間の定量的な関係を得ている例は少い。第2図中に 250 mm 標準懸垂がいし(以後 250 S と略す)に関する実験結果⁽⁶⁾ (塩分付着密度 0.025 mg/cm^2 ，とのこ 40 g/l) を示したが，両者はよく一致する。この関係は塩分付着密度 0.1 mg/cm^2 程度まで成立している。

空气中に雨，霧などの水滴が存在するときには，同じ相対湿度で水滴が存在しない場合と比較して汚損面の湿潤状態が異なってくることが予想され，事実フラッシュオーバー電圧が影響を受けることを示す例がある⁽¹⁰⁾。

ここでは霧状態における 250 S のフラッシュオーバー電圧として，図中に示した新井氏による値を採用するがこの値は図中の直線上では $H_2=115\%$ の点に相当している。

以上により，人工汚損の懸垂がいしについては，その相対湿度，温度差とフラッシュオーバー電圧の関係が実用上第2図によって表わされると考えて良いと思われる。

3. 温度差の成因とその影響

温度差は汚損層の湿潤に大きく影響するため，自然条件下において発生する温度差の実態を知ることが極めて重要であるが，限られた実測値しか得られていない現状⁽¹¹⁾⁽¹²⁾ では，それを定量的に予測する必要がある。

温度差に関与するがいしの熱収支としては，空気との間の熱伝達，夜間の放射冷却，支持金具を介しての熱伝導，日中の太陽よりの放射，水蒸気の凝結時の潜熱，課電がいしの漏れ電流によるジュール熱などが考えられるが，後3者はがいし温度を上昇させる方向に

のみ働き，支持金具よりの熱伝導は，送電線鉄塔上における程度の地上高があれば地表温度の影響は無視できるので重要ではない。ここでは主として，常に存在する空気との間の熱伝達と，がいし表面温度を低下させる夜間の放射冷却を対象にして解析を行なう。

〈3・1〉 予備的考察および実験 まず，熱伝達のみを考える。単位時間にがいしに流入する熱量は

$$dQ/dt = -\alpha_i S_c T \dots \dots \dots (2)$$

ここで， Q : がいしに流入する全熱量， α_i :

がいし表面と空気との間の平均熱伝達率，

S_c : がいし全表面積， T : 温度差($T_s - T_a$)

がいしの熱伝達率を無限大と仮定すると， $dQ = cWdT$ の関係から，温度差に関して次式が成立する。

$$dT/dt = -(\alpha_i S_c / cW) T = -AT \dots (3)$$

ここで， c : がいし比熱， W : がいし重量

A は同一がいしについては α_i のみに依存し，両者は比例関係にある。 A が一定という条件のもとでは，(3)式による T の直角波応答は

$$T = \varepsilon^{-t/\tau} \dots \dots \dots (4)$$

τ は熱的な時定数で， A の逆数である。

以上の予備的考察のもとに，屋外で実際に生じる空気とがいしとの間の熱伝達について解明するため，次の実験を行なった。

α_i は主として風速に依存すると考えられるので，清浄な 250 S を暖めてから，一定温度の高電圧実験室(天井高 13 m) に搬入し，床上 1.5 m の高さにつり下げて，一定風速のもとでその下面の表面温度を連続測定した。支持物よりの熱伝導の影響を少なくするためつり下げには $1.5 \text{ mm}\phi$ のビニール線を使用し，風は水平方向より当て，風速は熱線風速計により測定した。表面温度の測定に用いた Cr-Ar 熱電対の測温接点は，がいし下面のひだに接着した厚さ 0.05 mm の銅箔に $0.3 \text{ mm}\phi$ の熱電対素線を半田づけしたもので素線は 30 cm にわたってがいし表面をはわせてから空气中に立上らせている。

第3図に，測定された温度差と経過時間の関係を示す。風速 $u=0 \text{ m/s}$ のデータのみは，清浄ながいし3

第3図 実測された温度差の時間変化

Fig. 3. Measured time variation of temperature difference.

個連を冷却してから実験室に搬入し、床上3mにつり下げたときの中央のがいしのもので、このとき温度は露点以上であったため、がいしに結露は生じていない。これらの配慮は後出の自然対流の影響を検討するためである。このときの風速は、5cm/s以下で、正確な測定は困難であった。

〈3・2〉 実験結果の検討 前節の実験のように、流体の相変化を伴わない熱伝達には強制対流熱伝達と自然対流熱伝達がある。

まず、強制対流熱伝達の場合、その局所的な熱伝達率 α は流れが層流の場合は一般に $\alpha \propto Re^{0.5}$ 、乱流の場合 $\alpha \propto Re^{0.8}$ となる。一例として最も単純な、流れに平行に置かれた幅が無大、奥行 d 、表面温度一様な平板の層流における平均熱伝達率 α_m の理論式⁽¹³⁾は

$$\alpha_m = 0.664 Re^{1/2} Pr^{1/3} \lambda_g / d \dots \dots \dots (5)$$

ただし、 $Re = \rho u d / \mu$ 、 $Pr = c_p \mu / \lambda_g$ 、 ρ ：流体

の密度、 u ：流速、 μ ：流体の粘性係数、 c_p ：

流体の定圧比熱、 λ_g ：流体の熱伝導率

したがって、一定温度の空気とがいしの間の層流熱伝達では、その α_i は風速 u のみに依存し、 $\alpha_i \propto u^{0.5}$ となる。

強制対流が無視できる状態では自然対流が支配的である。実際に問題となる数℃の温度差のもとでは層流のみを考えればよいが、その場合は一般に

$$\alpha_m \propto (Gr_l \times Pr)^{1/4} \lambda_g / l \dots \dots \dots (6)$$

ただし、 $Gr_l = g l^3 \beta |T| / \nu^2$ 、 g ：重力加速度、

l ：物体の特性長さ、 β ：流体の体膨張率、 ν ：

流体の動粘性係数

となる。空気と平板の場合に実験的に求められた比例係数は0.25~0.56程度となり、水平板では上・下面で非対称となる⁽¹³⁾。

がいしの熱伝導率 λ_i が有限であることによる影響を検討するには、次の熱伝達方程式(7)を(8)式の境界条件のもとで解き、(3)式の解と比較する必要がある。

$$\partial \theta / \partial t = a \nabla^2 \theta \dots \dots \dots (7)$$

ただし、 $a = \lambda_i / c \gamma$ 、 c ：比熱、 γ ：比重量、 θ ：

物体内部温度と気温との差

$$[\lambda_i \partial \theta / \partial n + \alpha T]_{\text{surface}} = 0 \dots \dots \dots (8)$$

(8)式は表面において成立し、 $\partial / \partial n$ は表面の法線方向への微分を表す。(7)式を実際のがいしについて解くのは困難なので、厚さ1cmの磁器平板について(7)式を1次元化して適用し、板内部の初期温度分布が一樣で $t=0$ で気温がステップ状に変化した場合の表面温度の時間変化の計算結果を第4図に示す。定数

第4図 半無限磁器平板の表面温度の時間変化
Fig. 4. Time variation of surface temperature of porcelain semiinfinite plane.

第5図 熱的時定数と風速の関係
Fig. 5. Relation between thermal time constant and wind velocity.

は $\lambda_i = 0.15 \text{ cal/cm} \cdot \text{min} \cdot \text{K}$ 、 $c = 0.2 \text{ cal/g} \cdot \text{K}$ 、 $\gamma = 2.4 \text{ g/cm}^3$ ⁽¹⁴⁾、 α は(5)式において、常温、 $d = 20 \text{ cm}$ 、 $u = 2 \text{ m/s}$ における値として、 $2.4 \times 10^{-2} \text{ cal/cm}^2 \cdot \text{min} \cdot \text{K}$ を使用した。図中には(3)式を同じ条件で解いた結果も点線で示すが、両式の解のこう配は等しく、値の差は3%である。一般に α が大きくなるほどその差は大きくなる。

以上より、前節の実験の範囲では(3)式により解析を行なっても大きな誤差は生じないことが明らかになった。第3図の温度差の時間変化を(4)式で近似し、算出した τ の値と風速との関係を第5図に示す。図中に示した点線は $\tau = 17 u^{-1/2}$ の線であるが、 $0.6 \text{ m/s} \leq u \leq 4.2 \text{ m/s}$ の範囲の実験値はこの直線によく適合しており、層流熱伝達における1/2乗則で説明される。

自然対流の影響は風速によらず常に存在するが⁽¹³⁾、(6)式より $l = 25 \text{ cm}$ 、比例係数を0.4として、自然対流のみの α_m は $2 \times 10^{-3} |T|^{1/4} \text{ cal/cm}^2 \cdot \text{min}$ 、さらに250Sについてはこの α_m と $S_c = 2.3 \times 10^3 \text{ cm}^2$ 、 $c = 0.2 \text{ cal/g} \cdot \text{K}$ 、 $W = 5.5 \text{ kg}$ という定数から(3)式により $A = 4 \times 10^{-3} |T|^{1/4} \text{ min}^{-1}$ を得る。この数値の実験的な検証は、実験の精度から困難であるが、第5図に示したこの実測値中の最大値においては、自然対流の影響があらわれている。以上より同図中に実線で表わした次の250Sに関する A の実験式を得る。 u は m/s、

$$A = 1/\tau = 0.056 u^{1/2} + 0.004 |T|^{1/4} \dots (9)$$

強制対流の影響を表わす $u^{1/2}$ の項の係数 0.056 は、(5)式による α_m と、250 S の諸定数から(3)式の関係によって算出される値 0.05 にきわめて近く、(9)式の妥当性を示している。なお、実験値のない強風領域では、乱流の影響などから(9)式では誤差を生じることには留意する必要がある。

以上より熱伝達の影響は、気温と風速から(9)式と(3)式を用いて定量的に評価できることが判明した。異なる種類のがいしについても、同様にして(9)式に相当する関係式を得ることが可能である。

〈3・3〉 放射冷却の影響 夜間の放射冷却によりがいしから奪われる熱量は、がいし上面からの放射と大気からの放射の差である。水平な黒体面と大気との間の単位面積、単位時間あたりの放射量の差は夜間放射 R_N と呼ばれる。その実験式の一例として、Brunt によるものを示す⁽¹⁵⁾。

$$R_N = \sigma T_s^4 (1 - a - b\sqrt{e}) \quad (10)$$

ここで、 $\sigma = 0.813 \times 10^{-10} \text{ cal/cm}^2 \cdot \text{min} \cdot \text{K}^4$,

T_s : 表面温度 (K), $a = 0.51$, $b = 0.066$, e :

地上付近の水蒸気圧 (mb)

雲が存在するときの放射量 R_m は

$$R_m = (1 - Nk) R_N \quad (11)$$

N : 雲量 ($0 \leq N \leq 1$), k : 雲高による定数⁽¹⁶⁾

放射と熱伝達を考慮したときの、がいしの熱流に関する方程式は次のようになる。

$$dQ/dt = -(\alpha_i S_c T + R_m S_r) \quad (12)$$

ここで、 S_r : 夜間放射に関して、がいしと等価な水平黒体面の面積 (付録参照)

(3)式の導出と同様にして、次式が成立する。

$$dT/dt = -(AT + R_m S_r / cW) \quad (13)$$

$A = (1/\tau)$ が一定ならば、 T の直角波応答は

$$T = (R_m S_r / \alpha_i S_c) (1 - e^{-t/\tau}) \quad (14)$$

(14)式より、放射冷却によりがいしの温度が低下して定常値に達するまでの時間は、前節で得られた熱的時定数 τ に依存することがわかる。定常値 T_0 は、直接測定される量である τ を使用して書直すと、

$$T_0 = R_m S_r / \alpha_i S_c = R_m S_r \tau / cW \quad (15)$$

以上により、夜間の放射冷却による温度差と気象条件とを定量的に関係づけることができた。すなわち、 T_0 はがいし近傍の風速、水蒸気圧、雲の状態に影響される。また、霧中では気中の水滴が長波長の放射源となるので、がいしの放射冷却は起こりにくくなる。

R_m の春季における実測値として、平均値 0.10, 最大値 $0.12 \text{ cal/cm}^2 \cdot \text{min}$ がある⁽¹⁶⁾。また、汚損がいしにとって苛酷な条件となる高相対湿度時には、 R_N は

第 6 図 放射冷却による温度差と風速の関係

Fig. 6. Relation between wind velocity and temperature difference due to nocturnal radiation.

低温の方でより大きな値をとり、 $6 \sim 10^\circ \text{C}$, $H = 100\%$ では、(10), (11)式より R_m の最大値は $0.14 \text{ cal/cm}^2 \cdot \text{min}$ となる。懸垂つりの 250 S について、前出の c , W と $S_r = 4.5 \times 10^2 \text{ cm}^2$ という定数を用いて、(9), (15)式により、2例の R_m 値に対して風速と放射冷却による温度差の関係を算出した結果を第 6 図に示す。

温度差の最大値は理論上は $u = 0$ において生ずるが T_0 に比例する τ の実験値の最大値は(9)式による $u = 0$ における値の $1/3$ 程度であり、屋外ではさらに小さな τ の値しか取り得ないと思われる。気象研究所の高橋氏の観測によれば、普通の風速計では無風とされる状況でも、風速 0.2 m/s 以下の状態が $2 \sim 3$ 分継続した後、 $0.5 \sim 1 \text{ m/s}$ の風が数分続くという状態の繰返しで、しかも海岸付近では海陸風のため、このような状態は朝夕の風のときにしか生じないということである。温度差が T_0 に達するには(14)式より 3τ 程度の時間を必要とするが、そのような長時間にわたって、 $u = 0$ の状態が継続することは起こり得ないことが以上より明らかである。

実際に生じ得る温度差の最大値は、風速 0 m/s と、 0.5 m/s の状態が数分おきに繰り返される状況における値を考えれば十分で、このとき瞬間風速の $1/2$ 乗の平均値に基づいて算出される第 5 図、第 6 図における u に相当する値は 0.1 m/s となり、 $R_m = 0.14 \text{ cal/cm}^2 \cdot \text{min}$ についてのこのときの値 2.0°C が 250 S において、放射冷却により生じ得る最大の温度差と考えられる。塩害が問題となる海岸付近では、夜間の晴天時は陸風が存在するため、さらに小さな温度差しか生じない。現在までに観測された放射冷却による温度差の最大値は 0.8°C ⁽¹²⁾で、上記の結論を裏づけている。

〈3・4〉 気温の変化により生じる温度差 気温が変化すると(3)式に従って、過渡的な温度差が生ずる

が、日射の存在しないときに観測される温度差は大部分がこの機構によるものである。この影響を評価するには汚損層の吸湿の時間特性も、あわせて考察する必要がある。温度差がない場合⁽⁶⁾や、塩分の吸湿を考えず温度差と結露の関係について検討した例⁽⁸⁾は有るが、両者を同時に扱っている例はまだ無い。

水溶液表面から気中への水分の蒸発速度は、その水蒸気圧と気中の水蒸気圧との差に比例することから、塩分の吸湿の基礎方程式は次のようになる。

$$\frac{dn_1}{dt} = K \left\{ \frac{H_1}{100} P(T_a) - P(T_s) \left(1 - \frac{in_2}{n_1 + in_2} \right) \right\} \quad (16)$$

ただし、 n_1, n_2 : 1cm²あたりのそれぞれ水分、
塩分のモル数、 K : 比例定数、 i : Van't Hoff
の定数で、濃度の関数、 H_1 (%)

$T_a = T_s = \text{一定}$, かつ、 $i = \text{一定}$ のときの(16)式は富永氏⁽⁶⁾によって解かれている。 $T_a \neq T_s$, i を濃度の関数として、同式を数値的に解いた結果の例を第7図に示す。条件は、 $T_a = \text{一定}$, K は富永氏による塩分付着密度 0.16mg/cm², $T_a = 18^\circ\text{C}$ における値を使用し、 τ は富永氏の実験条件から25分とした。なお、不溶解物自体の吸湿量は、この程度の重汚損領域では塩分の吸湿量にくらべてかなり小さいため⁽⁷⁾, この計算においては考慮していない。過渡的な温度差の効果は T を(3)式により評価するのが安全側となるが、第7図におけるように吸湿速度が大きい場合は水蒸気の凝結時の潜熱が無視できず、このとき T は次式により評価される。

$$dT/dt = -T/\tau - (ScQ_L/cW)(dw_1/dt) \quad (17)$$

ただし、 Q_L : 水蒸気凝結時の潜熱(常温で約 580cal/g), w_1 : 吸湿密度($18 \times 10^3 n_1$ mg/cm²)

結果は吸湿密度 w_1 で表示する。第7図に示したのは、気温 18°C, $H_1 = 95\%$ のふんい気中に、温度差 T

第7図 吸湿密度の時間変化

Fig. 7. Time variation of moisture absorption density.

°Cの平等汚損がいしを搬入した場合に相当する。比較のため、温度差が一定値を保った場合、および T が(4)式に従う場合の結果も示す。

(16)式の解は、 H_1 が100%未満の場合は、吸湿量に最大値が存在するが、100%以上では吸湿量は単調に増加する。しかし何れの場合も吸湿量が過大となれば塩分の流下などから、(16)式の適用は不適当となる。吸湿量が過大とならない30分後の値によって過渡的な温度差の効果を検討すると、第7図に示した $H_1 = 95\%$ の例では、初期値 2.5°Cで潜熱を無視した場合は、 $T = 1.2^\circ\text{C}$ が継続したことに相当し、また潜熱を考慮した場合は、同じく $T = 0.5^\circ\text{C}$ が継続したことに相当し、このときの熱的時定数は同一風速下で約10分となる。以上より、気温のステップ状変化により生じる温度差の効果は放射冷却よりもかなり小さいことが明らかである。

〈3・5〉 まとめ 熱伝達と放射冷却に関する検討の結果、夜間の晴天時における事故は地表の放射冷却による霧の発生によるものと考えられ、温度差そのものは主たる事故原因とはなりにくいことが理論的に明らかになった。

4. 汚損がいしのフラッシュオーバー確率

前章までに述べたことにより、平等汚損がいしのフラッシュオーバー電圧は人工汚損試験による最低フラッシュオーバー電圧を基準にとることにより、塩分付着密度と必要な気象条件から推定できるが、自然汚損がいしは同一の塩分付着密度のものを同じ条件下で試験してもそのフラッシュオーバー電圧は人工汚損試験時より、はるかに大きくばらつく。その原因は汚損の不等性や汚損物の組成によるものと思われるが、この同一の塩分付着密度におけるフラッシュオーバー電圧の分布の存在から、がいしのフラッシュオーバー危険度については確率的に考えざるを得ない。

自然汚損がいしのフラッシュオーバー電圧に関しては、250Sについては以前から多くのデータが存在するが文献(4), (17)より得た塩分付着密度 0.03mg/cm²以上の108個のデータについて、中島氏の実験式⁽³⁾による最低フラッシュオーバー電圧(U)に対する倍数の分布を整理したのが第8図である。文献(4)で採用したのは東京電力による千葉、川崎における3か月曝露時のデータである。結果は正規分布でよく近似され、 $V_{50\%} = 1.62U$, $V_{5\%} = 1.22U$ と、文献(1)で採用している軽汚損時の分布にかなり近いものとなっている。

現在のところ、汚損フラッシュオーバー危険度の評価を行なっている例⁽¹⁾⁽¹⁸⁾では、確率分布については上述の

第 8 図 自然汚損がよいのフラッシュオーバー電圧の分布

Fig. 8. Distribution of flashover voltage of naturally polluted insulators.

分布を重視しており、しかも推定される U の値よりも低い課電電圧のもとで、第 8 図に類する分布を外そうしてフラッシュオーバー確率値を算定している。これに対する第 1 の問題点として、がよいのフラッシュオーバー確率を変動させる原因は第 8 図の分布のみではない点がある。気象条件からの塩分付着密度の推定は、風速、風向、降雨量から実験式によって行なうのが一般的であるが、実験式の導出のもとになったデータは、その式の表わす曲線の下下にかなりばらつくのが普通である⁽³⁾⁽¹⁹⁾。すなわち、同一地点で同一の気象データのもとでも、実際の塩分付着密度は、分布をもつことになる。

第 2 の問題点として、自然汚損がよいについては U を下回るフラッシュオーバー電圧をもつ例は報告されていない点がある。すなわち、第 8 図の分布が $V/U=1.0$ より左側では意味を持たないということで、気中ギャップのインパルス電圧に対するフラッシュオーバー確率とは異なり、この種の絶縁では条件により変化するフラッシュオーバー電圧の最低値が存在することを示唆していると思われる⁽²⁰⁾。したがって、第 8 図の分布をそのまま低印加電圧時に適用し、機械的に算出した確率値は確率値として扱う限りは余り意味のないものとなる。

ある時刻におけるがよいし一連の真のフラッシュオーバー確率 P は、第 8 図の分布から導かれる印加電圧 E 、塩分付着密度 m におけるフラッシュオーバー確率 $p(E, m)$ 、および気象データからの塩分付着密度の推定値 M に対する実際の m の分布 $f(M, m)$ より、印加電圧 E のもとでは次式より与えられる。第 9 図にこの関係を示す。

$$P(E, m) = \int_0^{\infty} f(M, m) p(E, m) dm \dots (18)$$

第 9 図 フラッシュオーバー確率の意味

Fig. 9. Concept of flashover probability.

p は E により定まるある m の値 m_0 以下では零になると考えられるので、(18)式の積分範囲は実際には (m_0, ∞) となる。また、文献(1)、(18)は $f(M, m) = \delta(M)$ として扱っていることに相当する。

有限個の地点で得られる気象データから、広範囲に位置するがよいの汚損フラッシュオーバー確率を推定する場合には、場所により気象条件、塩分付着密度、すなわち f, p が変化する。対象地域内で f, p の関数形が不変の場合は、全がよいし連のフラッシュオーバー確率は、個々の点の M の値 M_i より次式で与えられる。

$$P_N = 1 - \prod_i \{1 - P(M_i)\} \dots (19)$$

5. フラッシュオーバー確率の推定

本章では 250 S の単一がよいし連のフラッシュオーバー確率 P の具体的な推定法について述べる。基本的には第 1 図の手順に従って、気象条件、印加電圧に対する P の関係を、一つの系における入出力の関係としてとらえる考え方によっている⁽¹⁾。

内容について簡単に述べると、確率算定プログラムも第 1 図と同じく I、II の部分が分離されているので I の塩分付着密度 m の推定にはどのような方式を用いてもよい。本章のプログラムにおける I の部分は、詳細な気象データの得られている武山におけるがよいし連の P 算定のため、地域性の強い塩分付着と風速の関係には同地における(風速)³と塩分付着密度の関係を⁽¹⁹⁾、地域性が薄いと思われる雨洗効果については文献(3)の 250 S 下面における降雨量と付着塩分流出率の関係を使用した。このプログラムによれば、数か月 に及ぶ長期間にわたって計算を行なうことが可能である。

II における湿潤条件に影響する気象条件としては、相対湿度、雨霧の有無、温度差、気温のみを考慮した。当面は重汚損領域でも第 2 図を適用している。温度差には実測値を使用した、それが得られていない場合は第 3 章で述べたところにより、 $T=0$ としても大きな誤差は生じない。 m の分布 $f(M, m)$ について

第 10 図 フラッシュオーバー確率算定の流れ図

Fig. 10. Flow chart to compute flashover probability.

第 11 図 確率値と最低フラッシュオーバー電圧の計算結果

Fig. 11. Calculated flashover probability and lowest flashover voltage.

は、これを推定するデータが不足しているため、今までと同様にデルタ関数として扱っている。

第 10 図に本計算手法の流れ図を示す。計算の対象には武山の 500kV 課電曝露試験場における 250 S の最短連である、相間 525kV 課電 18 個連を選んだ。これについては課電電圧 16.8kV/個が U より高くなる時間帯が生ずるため、算出される確率値は十分意味を持つものである。計算された確率値は時系列として出力される。

一例として、昭和 46 年 9 月の 29 号台風時における上述のがいし連の P 、および同期間の U の計算値を第 11 図に示す。塩分付着密度の初期値は、それ以前 1 か月間の気象データより第 10 図の I の部分の手順で算定した値である。図中にはフラッシュオーバー発生時刻もあわせて示す。

ここで注意しておきたいのは、算出される確率値はある時刻におけるフラッシュオーバー確率であって、その限りではがいし連数が複数の場合、その時刻における全体のフラッシュオーバー確率 P_N も、個々の確率値 P_i

から $P_N = 1 - \prod (1 - P_i)$ という式に従って推定できるが、一定期間における事故率を直接知ることはできない点である。その理由はインパルス電圧とは異なり、ストレスとして作用する電圧が持続するため、この種の問題の扱いには、たとえば単位時間あたりのフラッシュオーバー確率を考えることが提案されている⁽²¹⁾が、その際には結果が単位時間幅の選び方に影響されることが必要である。汚損については一定条件下でのフラッシュオーバー確率密度の時間変化が判明すればこのような扱いが可能だが、試験法の点など未解決の問題が多く、一定期間における事故率の実験結果からの演繹的な推定は、現状ではきわめて困難である。なおこれが可能となっても第 9 図の考え方はそのまま適用される。

6. 検 討

第 11 図に示したように、確率算定値のピークとフラッシュオーバー発生時刻は良く一致しており、対応する確率値それ自身も妥当な値となっている。この算定値と実際の現象の良好な一致は、本手法の妥当性を示すものである。

この手法を実際の送電線に適用する際には、がいし 1 個あたりの分担電圧がかなり低く設計されているため、第 10 図の手順に従って機械的に計算される確率値は最低フラッシュオーバー電圧を下回る課電電圧のもとでの値となって、フラッシュオーバー危険度をあらわす一種の指数としての意味しか持たなくなるという問題点があり、意味のある確率値を算出するためには第 4 章で述べた分布 f が必要となる。しかし、分布 f は地域条件により影響される関数なので、それを求めるのはかなり困難な作業となる。一方で、算出される指数としての確率値は、汚損フラッシュオーバー危険度を示す指数として扱うことが可能な情報を含んでいると考えられる。実際の事故とこの数値の間の関連は、過去の事故の解析を通じて定量化することができる。ただしこの関係は f の地域依存性や対象地域の広がりから、やはり若干の地域依存性を持つことには注意する必要がある。

本手法による確率算定値の用途については、上述の事故との関連から送電線の耐汚損設計に有益なデータを提供できることは当然で、さらに系統の危険時における電圧低減といった対策の判断への一助にできる可能性がある。電圧低減によるフラッシュオーバー確率の変化を第 11 図中に示すが、10% の低減によりかなりの効果が認められる。また、この方式ならば m が高い値を示す期間を通じて電圧を低減させておく必要はな

くなる。

7. む す び

(1) がいしにおいて、温度差の生じる機構を定量的に解明し、その安全側の値は他の気象条件から推定できることを明らかにした。

(2) 温度差が汚損面の湿潤に与える影響を定量的に明らかにした。

(3) 送電線鉄塔上の 250 S については放射冷却により発生し得る最大の温度差は 2°C、通常は 1°C 程度までである。他種の送電線用がいしについても大きな差は無いものと思われる。

(4) 自然条件下における標準懸垂がいしの汚損によるフラッシュオーバー確率を気象データから推定するプログラムを作成し、その計算結果と実績の良好な一致から、本手法の妥当性が明らかとなった。

(5) 同種の計算手法の問題点を明らかにし、さらに本論文における計算手法の応用について論じた。

今後は等価塩分付着密度の推定方式の確立が望まれる。また本論文の考え方を他種のがいしに拡張するため、特に人工汚損試験法の確立によるデータの集積が望まれる。塩雪害の扱いも今後の課題である。

終わりに、種々ご討論を賜った徳島大学伊坂勝生氏、データの提供および測定にご協力頂いた超高压電力研究所 武山研究所の関係者の方々に厚くお礼申し上げます。なお、本研究は文部省試験研究費、本所臨時事業費の補助により行なわれたものである。

(昭和 49 年 5 月 2 日受付、同 50 年 8 月 27 日再受付)

文 献

- (1) T. Kawamura, et al.: IEEE paper 71CP 650-PWR
- (2) 杉村, 他: 九電研究期報 39, p. 25 (昭 48-3)
- (3) 塩害対策専門委員会: 電気協同研究 20, 2 (昭 39-4)
- (4) 送電機能研究委員会: 500 kV 送変電設備の耐塩害設計 (昭 44-3)
- (5) 千秋, 他: 電研技報 73020 (1973-9)
- (6) 富永: 電学誌 85, 128 (昭 40-1)
- (7) 河村・伊坂: 電気学会論文誌 93-B, 426 (昭 48-9)
- (8) 新井: 電研依頼報告 68098 (昭 44-3)
- (9) 河村, 他: 昭 46 電気学会全国大会 No. 931
- (10) K. Berger & P. Chawdhuri: J. Franklin Inst. 294, p. 385 (1972)
- (11) 河村・伊坂・大平: 昭 47 電気学会全国大会 No. 940
- (12) 宮川: 電研技報 73071 (昭 49-2)
- (13) Giedt (横堀・久我訳): 基礎伝熱工学(第 3 版) (昭 48) (丸善)
- (14) 理科年表 (昭 49) (丸善)
- (15) 山本: 大気放射学 (昭 25) (岩波)

- (16) 千秋: 電研技報 70069 (昭 46-2)
- (17) 汚損がいし特性研究会: がいし汚損度評価方法に関する調査報告書 (昭 43-3)
- (18) 河村・石井: 昭 48 電気学会全国大会 No. 1096
- (19) 500 kV 送電実証試験研究委員会: 500 kV 送変電設備の実証試験(その 2) (昭 47-4)
- (20) 河村・石井: 放電研究 55, p. 69 (昭 49-3)
- (21) L. O. Barthold, & L. Paris: CIGRE SC 33 33-69 (SC) 11 (1969)

付 録

S_r の算出法 放射伝熱において形態係数 ϕ_{ij} は j によってさげられる i の放射量の、 i の全放射量に対する割合として定義され、 i, j の位置関係により定まる。 i, j が等温の場合には、 $\phi_{ij} A_i = \phi_{ji} A_j$ (A_i, A_j はそれぞれの全放射量) が成立する。すなわち、 j が存在するときには、 i が放射により失う熱量は、 j が存在しないときに対して $(1 - \phi_{ij})$ 倍となる。放射が等方性をもつときには、付第 1 図において ϕ_{ij} は(付 1)式で与えられる。ここで $d\omega$ は微小面 j が微小平面 i に対して張る立体角である⁽¹³⁾。

$$\phi_{ij} = d\omega \cos \theta / \pi \dots\dots\dots (付 1)$$

夜間放射に関して、がいしと等価な水平黒体面の面積 S_r は次式により算出される。

$$S_r = \varepsilon \int_S (1 - \phi) dS \dots\dots\dots (付 2)$$

ここで、 ε : がいし表面の放射率、 $\int_S dS$: がいし全表面にわたる積分、 ϕ : がいし表面上の各点における形態係数

常温の不導体の ε は 1 に近く、磁器表面では 0.96 である。また、不導体の放射の方向性は、ほぼ等方的である⁽¹³⁾。250 S の断面を直線と放物線で近似し、懸垂つりのがいし連の中央のがいしについて、 $\varepsilon=1$ として(付 1)、(付 2)式により算出した S_r の値は $4.4 \times 10^2 \text{ cm}^2$ 、文献(13)に示された不導体面の放射の異方性を取入れて、(付 2)式により算出した値は $4.5 \times 10^2 \text{ cm}^2$ で、放射の等方性を仮定しても問題は無いことがわかる。

付第 1 図 放射伝熱における形態係数の決定
App. Fig. 1. Decision of geometrical factor in radiative heat transfer.