架空配電線におけるフラッシュオーバーモデルの一検討

正員 浅野健太郎* 正員 宮里 健司*
 正員 原 一彦** 正員 下村 哲朗***
 正員 堀之内雄作****

Study of Flashover Model on Overhead Distribution Lines

Kentaro Asano*, Member, Kenji Miyazato*, Member, Kazuhiko Hara**, Member,
 Tetsuro Shimomura***, Member, Yusaku Horinouchi****, Member

We have carried out analysis of lightning surge on overhead distribution lines by using EMTP. We made a model for electric breakdown of a 14 m concrete pole with impulse voltage (rise time: $2\mu\text{s}$) applied to the outer surface at the top of the concrete pole. We found that the transient impedance of the breakdown increased linearly before the breakdown and decreased exponentially after the breakdown. The measured voltage and current waveforms correspond to the calculated waveforms by regarding the impedance of the breakdown as resistance. Also we examined the impedance of flashover of an insulator with impulse voltage applied to the lines. The transient impedance of flashover is expressed approximately by the formula: $Z(t) = A \times \exp(-(t - t_0)/\tau)$, ($A = 1500 \sim 5000$, $\tau = 3 \times 10^{-8} \sim 5 \times 10^{-8}$ sec, t : time, t_0 : starting time of flashover).

キーワード: コンクリート柱, 配電用がいし, フラッシュオーバー, サージインピーダンス, 配電線

Keywords: concrete pole, insulator, flashover, surge impedance, overhead distribution lines

1. はじめに

配電系統の雷サージ解析においては, 送電系統と同様に EMTP (Electromagnetic Transients Program) が用いられる事が多い⁽¹⁾⁽²⁾。筆者らも, 詳細な機器の解析モデル⁽³⁾を用いて, EMTP により直撃雷及び誘導雷に対する解析

を行い, 配電系統の効果的な耐雷対策を検討している。配電線への雷撃により, 配電用がいしにてフラッシュオーバーが発生し, コンクリート柱 (以下「コン柱」と記す) に過電圧がかかった場合, コン柱外面と内部鉄筋間に絶縁破壊が発生し, 電流がコン柱の内部鉄筋を通じて大地に流出するとの報告がある⁽⁴⁾。上記解析にて, 配電用がいしのフラッシュオーバーは電圧スイッチによる模擬⁽⁵⁾が一般的であり, フラッシュオーバー部のインピーダンスは考慮されない場合が多い。また, コン柱はサージインピーダンス⁽⁶⁾⁽⁷⁾又はインダクタンス⁽⁸⁾で模擬されるが, 上記絶縁破壊部のインピーダンスに対する解析モデルを検討した報告は見られない。

本報告では, 関西電力 (株) 山崎実験センターの実規模配電設備で衝撃電圧 (波頭長: $2\mu\text{s}$) を印加した試験を行い, 配電用がいしのフラッシュオーバー部及びコン柱の絶縁破壊部のインピーダンスを調べた。これをサージインピーダンス模擬のコン柱モデルを用いた解析結果と比較し, 上記インピーダンスに対する解析モデルを検討した。

2. コンクリート柱モデルの検討

〈2・1〉モデルの考え方 まず, 従来論文に示されたコン柱モデルに基づき, 本解析で用いるコン柱モデルを検討した。図 1 に示す様に, 鉄筋コンクリート柱はコンクリー

* 関西電力 (株) 研究開発室電力技術研究所
 〒661-0974 尼崎市若王寺 3 丁目 11 番 20 号
 Kansai Electric Power Co., Inc., Power Engineering R&D Center

3-11-20, Nakoji, Amagasaki 661-0974

** 三菱電機 (株) 交通システム事業所
 〒661-8661 尼崎市塚口本町 8-1-1
 Mitsubishi Electric Corporation, Transportation Systems Center

8-1-1, Tsukaguchi-Honmachi, Amagasaki 661-8661

*** 三菱電機 (株) 社会 e ソリューション事業所
 〒652-8555 神戸市兵庫区和田崎町 1-1-2
 Mitsubishi Electric Corporation, Public-Use e-Solution Center

1-1-2 Wadasaki-cho, Hyogo-ku, Kobe 652-8555

**** ティーエム・ティーアンドディー (株) 変電 R&D センター
 〒661-8661 尼崎市塚口本町 8-1-1
 TM T&D Corporation, T&D Research & Development Center

8-1-1, Tsukaguchi-Honmachi, Amagasaki 661-8661

図 1 鉄筋コンクリート柱の構成

Fig.1. Configuration of the reinforced concrete pole.

表 1 全長 14 m コン柱の寸法

Table 1. Physical dimensions of the 14 m concrete pole.

reinforced concrete pole (14A)	item		spec
	height		11.6m
	diameter	top	190mm (152mm)
		bottom	345mm (307mm)

() : part of the reinforcing bars

トの内部に鉄筋を有した構造であり、内部鉄筋は垂直方向にのびる主鉄筋（円形に配置）と、それを束ねる用心鉄筋で構成される。このため、内部鉄筋に電流が流れた場合、雷サージ領域において内部鉄筋は一本の導体と見なされる。文献(9)によれば、コン柱は地上に現れている部分（以下「地表部」と記す）を垂直サージインピーダンスで、地下埋設部分（以下「地中部」と記す）を接地抵抗により表現される。よって、本解析では、コン柱のサージインピーダンスとして、文献(6)の(6)式に従い、下記(1)式を使用した。

$$Z(t) = 60 \left(\ln \frac{\sqrt{2}vt}{r} - 2 \right) \dots \dots \dots (1)$$

t : 時間, v : サージ伝播速度, r : 垂直導体の半径

上記(1)式は半径が同一な円筒に適用されるが、コン柱は元口へ至る程径が大きくなる円錐構造のため、(1)式の垂直導体の半径 r として等価半径 r_e を用いた。この際、文献(10)の(3)式に従い、下記(2)式を使用した。また、コン柱の高さは、文献(7)の様に全長を用いる場合もあるが、本解析では地上部の高さ($h=11.6$ m)を用いた。表1に、全長14mのコン柱の寸法を示す。表の値によれば、頂部半径 $r_T=0.076$ m、地表面の下部半径 $r_B=0.154$ mであり、

図 2 サージ特性測定回路

Fig.2. Measuring circuit for a surge response.

図 3 コン柱頂部の電圧と電流波形

Fig.3. Voltage and current waveforms at the top of the concrete pole.

等価半径 r_e は0.122 mであった。

$$r_e = r_T^{1/3} \cdot r_B^{2/3} \dots \dots \dots (2)$$

r_e : 等価半径, r_T : 頂部半径, r_B : 下部半径

〈2・2〉 急峻方形波発生装置 (PG) を用いた検討 図2に測定回路を示す。コン柱を大地に垂直に立て、地中部を接地した。頂頭部にてコンクリートを剥がし、この部分の内部鉄筋にPGから電流を注入してコン柱頂頭の対地電圧波形を測定した。この際、PGをコン柱頂頭近傍に配置した。この測定波形を本節の(3)式から求めた電圧 $V(t)$ と比較し両者が等しくなる時のコン柱のサージインピーダンスを求めた。電圧は電圧プローブ (TEKTRONIX 製, P6139A)、電流は電流検出器 CT (PEASON 製, MODEL-2877) を用いて測定し、デジタルオシロスコープ (TEKTRONIX 製, TDS754D) によりデータ収集を行った。

図3の太線は、内部鉄筋に電流を注入した際に測定したコン柱頂部の電圧と電流波形を示す。また、細線で(3)式から求めた電圧波形を併記する。本測定では、コン柱に注入された電流は立ち上がり時間が40 nsと長く、完全なステップ波ではなかったため、文献(6)の(2)式に従い、電圧 $V(t)$ を算定した。この際、(3)式の $Z(t)$ には(1)式を、 $I(t)$ には図3に示す電流値を用いた。また、図から電圧が最大となる時刻を読み取り、この時刻でコン柱高さの2倍の値(23.2 m)を割ってサージ伝搬速度 $v=270$ m/ μ sを求

めた。

$$V(t) = \frac{d}{dt} \int_0^t Z(t-\tau) \cdot I(\tau) d\tau \dots\dots\dots (3)$$

$Z(t)$: サージインピーダンス, $I(t)$: 注入電流

等価半径 r_e を用いた場合の計算結果は電圧ピーク時では測定値と一致したが、立上がり部では測定値より多少小さくなった。また、図中に頂部半径 r_T を用いた場合の結果も示すが、立上がり部の波形は r_e を用いた場合よりこの場合の方が一致した。以上の結果より、立上がり部の不一致は電圧印加の初期にて導体の半径を過大に見積ったためであり、 $Z(t)$ を正確に表すには、導体半径を時間的に変化させる必要がある事が分かった。電圧ピーク値は等価半径を用いた場合の方が測定値と一致するので、この場合のサージインピーダンスを本解析で用いる事にした。(1) 式により、電圧ピーク時 ($t = 2h/v$) の値 (Z_M) を求めると 216 Ω となった。

〈2・3〉 衝撃電圧発生装置 (IG) を用いた検討 EMTP 解析では、〈2・1〉節の (1) 式で示した時間変化するインピーダンスを取り扱う事ができない。このため、文献 (10) では、大地に平行な線路に対する分布定数回路モデルでコン柱を模擬し、サージインピーダンスとして上記 Z_M を用いた簡易的な解析手法が検討され、ほぼ良い一致が得られている。本節では、まず、コン柱頂頭に衝撃電圧を印加した場合に上記解析手法が適用できるかについて調べた。この際、コン柱外面と内部鉄筋間にて絶縁破壊 (breakdown) が発生しないように、〈2・2〉節と同様にコン柱頂頭部の内部鉄筋に電圧を印加した。絶縁破壊部のインピーダンスは考慮せずに、コン柱は、地表 (G.L.) 上の地表部をサージインピーダンス Z_p で、地中部を接地抵抗 R_g で模擬した。次に、絶縁破壊を発生させた場合の試験を行い、絶縁破壊部のインピーダンスに対する解析モデルを検討した。この際、頂頭部のコン柱外周に接して金属製バンドを設け、このバンドに電圧を印加した。上記 Z_p と R_g に加えて、絶縁破壊部のインピーダンスを考慮した。図 4 に測定回路を示す。コン柱は大地に垂直に立て、地中部を接地した。電圧は抵抗分圧器を、電流は電流検出器 CT (PEASON 製, TYPE-110A) を用いて測定した。出力信号を電気-光変換装置 E/O (TEKTRONIX 製, A69T04) と光ファイバーにより遠方に設置したオシロスコープ (図 2 と同型) へ伝送した。

まず、図 5 の黒丸は、IG 充電電圧が 430 kV で、コン柱外面と内部鉄筋間にて絶縁破壊が発生しない場合のコン柱頂頭の電圧と電流波形の測定値を示す。図中の太線は図 6 の解析回路による計算結果である。〈2・2〉節から $Z_p = Z_M = 216 \Omega$, $V = 270 \text{ m}/\mu\text{s}$, $h = 11.6 \text{ m}$ とした。 R_g (12.6 Ω) は、図 5 にて電流が定常となった時の電圧と電流の比率から求めた。計算結果は、測定値と同様にコン柱のサージインピーダンスに起因する短い周期の電圧振動が見られ、電圧値もほぼ一致した。

図 4 衝撃電圧印加特性測定回路

Fig. 4. Measuring circuit for an impulse voltage response.

図 5 コン柱頂部の電圧と電流波形 (絶縁破壊なし)

Fig. 5. Voltage and current waveforms at the top of the pole when no breakdown occurred.

図 6 コン柱外面へ衝撃電圧を印加した場合の解析回路

Fig. 6. Circuit for analysis with impulse voltage applied to the outer surface at the top of the pole.

以上により、上記解析手法は衝撃電圧に対する試験結果に適用できると判断されたので、次に、絶縁破壊部のインピーダンスの解析モデルを検討した。図 7 の黒丸は、IG 充電電圧が 430 kV で、絶縁破壊が発生した場合のコン柱頂頭の電圧と電流波形の測定値を示す。電圧印加から約 0.45 μs

後に絶縁破壊が発生し、頂部の電圧が急激に低下する様子が伺える。図中の太線は解析結果である。この際、電圧印加から絶縁破壊の発生までの間において、コン柱外面と内部鉄筋間のキャパシタンスの影響が考えられるが、以下の関係式により、測定した電圧と電流の比率（＝電圧/電流）

図7 コン柱頂部の電圧と電流波形（絶縁破壊あり）

Fig. 7. Voltage and current waveforms at the top of the pole when a breakdown occurred.

図8 絶縁破壊部のインピーダンスに対する近似関数

Fig. 8. Approximate function of the impedance of breakdown of the pole.

図9 コン柱頂頭の電圧波形（絶縁破壊あり）（IG 充電電圧：710kV と 1040kV）

Fig. 9. Voltage waveforms at the top of the pole when a breakdown occurred (IG charging voltage: 710kV and 1040kV).

からインピーダンスを推定した。

絶縁破壊部のインピーダンス

＝絶縁破壊が発生した場合の（電圧/電流）

－絶縁破壊が発生しない場合の（電圧/電流）

結果として、図8に示す様に、インピーダンスは電圧印加から絶縁破壊の発生（ $t_p = 0.45 \mu s$ ）までの時間領域を直線関数で、その後は一定値（ $R_p = 4.5 \Omega$ ）に漸近する指数関数（時定数： $\tau_p = 0.15 \mu s$ ）により近似できた。このインピーダンスを抵抗で模擬した場合に計算値と測定値がよく一致した。

図8に、IG 充電電圧を430kVから1040kVへ増加させた時の絶縁破壊部のインピーダンスを表す近似関数を示す。IG 充電電圧が大きくなるにつれて、絶縁破壊直前に流れる電流（ I_p ）が増え、その時のインピーダンスが極端に減少する様子が伺える。IG 充電電圧が710kVで、 $t_p = 0.35 \mu s$ 、 $I_p = 120 A$ 、 $\tau_p = 0.1 \mu s$ 、 $R_p = 2 \Omega$ であり、また、1040kVで、 $t_p = 0.35 \mu s$ 、 $I_p = 225 A$ 、 $\tau_p = 0.6 \mu s$ 、 $R_p = 4 \Omega$ であった。また、図9の●と▲は、IG 充電電圧が710kVと1040kVにおけるコン柱頂頭の電圧波形の測定値であるが、図8に示す近似関数による計算結果とほぼ良い一致が得られた。

3. 配電用がいしのフラッシュオーバーの検討

IG からの衝撃電圧を配電線に印加し、配電用がいしにてフラッシュオーバーを発生させた場合の試験を行い、フラッシュオーバー部のインピーダンスに対する解析モデルを検討した。図10に解析回路を示す。配電線を地上高さ7.0mに架線し、通常の配電線と同様に、がいしを金属製支持体に取り付け、この支持体を金属バンドでコン柱に固定した。フラッシュオーバー部の電圧はいしの配電線側（図中A点）とコン柱側（図中B点）の電位差より、また、フラッシュオーバー部の電流はIG 出力端（図中C点）と整合抵抗部（図中D点）の電流差より求めた。

図11に、IG 充電電圧が1040kVの場合に測定したフ

図10 配電用がいし間フラッシュオーバーの解析回路

Fig. 10. Circuit for analysis of the flashover of an insulator.

図 11 フラッシュオーバー部の電圧と電流波形

Fig. 11. Measured voltage and current of flashover.

図 12 フラッシュオーバー部のインピーダンス

Fig. 12. The impedance of flashover.

ラッシュオーバー部の電圧と電流波形を示す。がいしへの印加電圧が約 100 kV に達した時点でフラッシュオーバーが発生した。図 12 に、図 11 から求めた IG 充電電圧が異なる場合のフラッシュオーバー部のインピーダンスを示す。横軸の原点はフラッシュオーバーの発生時刻を示す。●と▲は IG 充電電圧が 710 kV, ■は 1040 kV での値であり、インピーダンス $Z(t)$ は下記 (4) 式により近似的に表す事ができた。

$$Z(t) = A \exp \frac{-(t-t_0)}{\tau} \dots\dots\dots (4)$$

A : 初期抵抗, t_0 : フラッシュオーバー発生時刻, τ : 時定数

ところで、送電線のリーダーモデル (ギャップ長 6 m) では、ファイナルジャンプ相のインピーダンスを約 $16 \mu\text{H}$ のインダクタンスで模擬する⁽¹¹⁾。これから仮に $2.7 \mu\text{H}/1 \text{ m}$ とし、また、がいしのフラッシュオーバー部の長さをがいし長の半分の 25 mm とした場合、フラッシュオーバー部のインダクタンスは $0.07 \mu\text{H}$ となる。図 11 の電流波形から、フラッシュオーバー直後の電流増加率は約 $2 \text{ kA}/\mu\text{s}$ であり、上記インダクタンスにより生ずる電圧は 0.14 kV となる。この値は実測値と比べてかなり小さいため、電圧へのインダクタンスの寄与は無視できると考えた。よって、本解析では、フラッシュオーバー部のインピーダンスを抵抗で模擬した。

図 13 の (a) と (b) に、がいしのコン柱側 (図 10 B 点) の電圧における測定値と解析結果を比較した結果を示す。解

(a) CASE1

(b) CASE2 and CASE3

図 13 がいしのコン柱側の電圧波形

Fig. 13. The voltage at point B in Fig. 10.

図 14 配電線電圧とフラッシュオーバー部の電流波形

Fig. 14. The line voltage and current of flashover at point A in Fig. 10.

析では、CASE1: がいしのフラッシュオーバー部のインピーダンス及び図 8 に示すコン柱外面と内部鉄筋間の絶縁破壊部のインピーダンスを無視した場合 (フラッシュオーバーを電圧スイッチで模擬)、CASE2: がいしのフラッシュオーバー部のインピーダンスを考慮するが、絶縁破壊部のインピーダンスを無視した場合、CASE3: フラッシュオーバー部及び絶縁破壊部のインピーダンスを共に考慮した場合の 3 つのケースを実施した。この際、(4) 式にて $A = 5000 \Omega$, $\tau = 0.03 \mu\text{s}$ とし、絶縁破壊部のインピーダンスは、図 8 の 1040 kV の場合を用いた。また、コン柱の Z_M は、がいし設置点の地上高 7.0 m (等価半径 0.136 m) に対する値 (179Ω) を使用した。CASE2 はフラッシュオーバー後の電圧は単調に減少

するが、CASE3は電圧がピークに至る様子が見られ、測定値と最も一致した。また、図14に、配電線電圧(図10 A点)とフラッシュオーバー部の電流を示す。CASE3に対する計算結果はフラッシュオーバー後もほぼ測定値と一致するのが分かる。

なお、フラッシュオーバー発生前に先駆放電が見られるが電流値が数10Aと小さい。これがフラッシュオーバー後の現象に及ぼす影響は少ないと考え、本解析では先駆放電を考慮しなかった。

4. まとめ

以下に、本論文により得られた結論をまとめる。

(1) 衝撃電圧(波頭長: $2\mu\text{s}$)に対して、コンクリート柱の外面と内部鉄筋間にて絶縁破壊が発生する場合のコンクリート柱モデルは、従来のサージインピーダンスと接地抵抗に加えて、絶縁破壊部のインピーダンス特性を考慮する必要がある。本解析では、この特性を絶縁破壊発生までは直線的に増加し、その後、一定値に漸近する指数関数で近似した。上記インピーダンスを可変抵抗で模擬した場合に実測値と計算値がよく一致した。

(2) 衝撃電圧に対して、配電用がいしにてフラッシュオーバーが発生した場合もインピーダンス特性を考慮する必要がある。本解析では、これを指数関数で近似した。上記インピーダンスを可変抵抗で模擬し、かつ上記(1)に示したコンクリート柱の絶縁破壊部の解析モデルを用いた場合に実測値と計算値が最もよく一致した。なお、フラッシュオーバー部のインピーダンスが抵抗のみで模擬出来る理由は、相導体とがいし間の距離が25mmと短く、インダクタンスが無視できるためと考えられる。

ここで、従来解析では、フラッシュオーバー部のインピーダンスを考慮せずに、電圧スイッチによる模擬で十分実測値と一致している場合もある⁽¹²⁾。CSAE1(電圧スイッチ模擬)でフラッシュオーバー発生後の波形が一致しない理由は、試験にて配電線とコンクリート柱のインピーダンスが同程度であったためである。解析では、フラッシュオーバー部にかかるはずの電圧がコンクリート柱にかかるため、実測より過大な電圧がコンクリート柱に印加される。

最後に、実験に協力頂いた(株)関西テックの方々に厚くお礼申し上げます。

(平成14年11月21日受付, 平成15年5月30日再受付)

文 献

- (1) K. Michishita, T. Suzuki, and T. Shimomura: "Analysis of Lightning-Induced Voltage Taking Account of Finite Ground Conductivity by Using EMTF", *T. IEE Japan*, Vol.120-B, No.6, pp.899-904 (2000-6) (in Japanese)
道下幸志・鈴木太一・下村哲朗:「有限な大地伝率を考慮した誘導電現象のEMTFによる解析」, 電学論B, 120, 6, pp.899-904 (2000-6)
- (2) T. Sahara, N. Shibayama, A. Ishida, and S. Sekioka: "Calculation of Lightning Overvoltages on Power Distribution Line Considering the Combination of Grounding System—Lightning Induced Surges—", *Proc. of 2001 Annual*

- Conference of Power & Energy Society, IEEJ*, 361, pp.275-276 (2001-8) (in Japanese)
佐原利臣・柴山直幹・石田篤志・関岡昇三:「配電線における接地形態を考慮した雷過電計算—誘導電サージ—」, 平13年電気学会電力・エネルギー部門大会, 361, pp.275-276 (2001-8)
- (3) T. Noda, H. Nakamoto, and S. Yokoyama: "A Pole-type Distribution Transformer Model for Electromagnetic Transient Studies", *T. IEE Japan*, Vol.120-B, No.8/9, pp.1098-1105 (2000-8/9) (in Japanese)
野田 琢・中本 博・横山 茂:「過渡現象解析のための配電用柱上変圧器モデル」, 電学論B, 120, 8/9, pp.1098-1105 (2000-8/9)
- (4) N. Fujiwara, T. Yoneyama, Y. Hamada, T. Yokota, A. Asakawa, T. Shimomura, K. Yamaoka, and S. Ishibe: "Lightning Overvoltage Protective Effect of Distribution Line Arresters", *T. IEE Japan*, Vol.115-B, No.11, pp.1284-1290 (1995-11) (in Japanese)
藤原信行・米山 司・濱田義之・横田 勤・浅川 聡・下村哲朗・山岡浩一・石田新治:「配電用避雷器の雷過電抑制効果」, 電学論B, 115, 11, pp.1284-1290 (1995-11)
- (5) 「配電線の雷撃応答特性」, 電気学会技術報告, No.678, pp.46-48 (1998-5)
- (6) T. Hara, O. Yamamoto, M. Hayashi, and C. Uenosono: "Empirical Formulas of Surge Impedance for Single and Multiple Vertical Cylinder", *T. IEE Japan*, Vol.110-B, No.2, pp.129-137 (1990-2) (in Japanese)
原 武久・山本 修・林 宗明・上之園親佐:「垂直導体および垂直複導体サージインピーダンスの実験式」, 電学論B, 110, 2, pp.129-137 (1990-2)
- (7) K. Yamamoto, Z. Kawasaki, K. Matsuura, S. Sekioka, and S. Yokoyama: "Surge Impedances of Concrete Pole and Grounding Lead Wire in Distribution Line by a Scale Model Technique", *T. IEE Japan*, Vol.119-B, No.7, pp.861-870 (1999-7) (in Japanese)
山本賢司・河崎善一郎・松浦慶士・関岡昇三・横山 茂:「縮小モデルによる配電線コンクリート柱および接地線のサージインピーダンスの検討」, 電学論B, 119, 7, pp.861-870 (1999-7)
- (8) 諸岡泰成・中本 博:「柱上変圧器の雷害対策」, OHM, Vol.85, No.7 pp.60-65 (1998-7)
- (9) S. Sekioka: "A study on Lightning-Surge Analysis Model of Concrete Pole and Grounding Lead Wire in Distribution Line (part2)", *Proc. of 1999 Annual Conference of Power & Energy Society, IEE Japan*, 559, pp.579-580 (1999-8) (in Japanese)
関岡昇三:「配電線コンクリート柱および接地線の雷サージ解析モデルに関する一検討(その2)」, 平成11年電気学会電力・エネルギー部門大会, 559, pp.579-580 (1999-8)
- (10) T. Hara, O. Yamamoto, M. Hayashi, T. Nagai, and Y. Sono: "Empirical Formulas of Surge Impedance for Pole-Type Transmission Tower", *T. IEE Japan*, Vol.111-B, No.1, pp.17-23 (1991-1) (in Japanese)
原 武久・山本 修・林 宗明・永井敏雄・園井康夫:「ボール形鉄塔のサージインピーダンスの実験式」, 電学論B, 111, 1, pp.17-23 (1991-1)
- (11) 「電力系統における雷サージ解析の手法」, 電気学会技術報告(II部), No.224, p.28 (1987-3)
- (12) A. Asakawa, S. Yokoyama, and Y. Hashimoto: "Development of Analytical Method for Outage Ratio due to Lightning on Power Distribution Lines", *T. IEE Japan*, Vol.114-B, No.10, pp.1050-1058 (1994-10) (in Japanese)
浅川 聡・横山 茂・橋本洋助:「雷による配電線フラッシュオーバー発生率算定手法の開発」, 電学論B, 114, 10, pp.1050-1058 (1994-10)

浅野 健太郎 (正員) 1971年2月4日生まれ。1993年名古屋工業大学電気情報工学科卒業。同年関西電力(株)入社。2000年より同社総合技術研究所(2003年の組織改正により電力技術研究所へ移行)に勤務。主として、配電系統の電力品質に関する研究に従事。

宮 里 健 司 (正員) 1957年7月2日生まれ。1980年大阪大学工学部電気工学科卒業。同年関西電力(株)入社。2001年より同社総合技術研究所主幹。現在、お客さま本部ネットワーク技術高度化推進グループチーフマネジャー。

下 村 哲 朗 (正員) 1948年4月9日生まれ。1972年東京大学電気工学科卒業。同年三菱電機(株)入社。現在、同社社会eソリューション事業所システムインテグレーション部に所属。電力システム関連技術開発に従事。1992年電気学会論文賞受賞。

原 一 彦 (正員) 1956年7月26日生まれ。1981年九州大学電気工学専攻修了。同年三菱電機(株)応用機器研究所入社。1996年同社系統変電・交通システム事業所開発部、現在、同社交通システム事業所交通システムエンジニアリング部に所属。主として、放電応用機器やウラン濃縮用銅蒸気レーザーシステム開発、電力系統解析に従事。

堀之内 雄 作 (正員) 1950年1月1日生まれ。1968年4月三菱電機(株)入社。現在、ティーエム・ティーアンドディー(株)変電R&Dセンターに出向。主として、電力系統解析、電力機器の開発に従事。