A Distribution Line Model for Lightning Overvoltage Studies

Susumu Matsuura Member (CRIEPI, s-matsu@criepi.denken.or.jp)

Taku Noda Member (CRIEPI, takunoda@criepi.denken.or.jp)

Akira Asakawa Member (CRIEPI, asa@criepi.denken.or.jp)

Shigeru Yokoyama Senior Member (CRIEPI, yokoyama@criepi.denken.or.jp)

Keywords: distribution lines, direct lightning stroke, lightning overvoltage, EMTP, modeling

1. Abstract

The authors have previously clarified the surge response of a distribution line by pulse tests using a reduced-scale distribution line model (Fig. 1). In this paper, first, the results of the pulse tests are simulated in the EMTP using a conventional model which represents a distribution pole by a single lossless distributed-parameter line model, and comparisons with the test results show that transient overvoltages generated at the insulators cannot accurately be reproduced by the conventional model. This indicates that a special treatment is required to represent the transient response of a distribution pole and wires. Then, this paper proposes new EMTP models of the pole and wires which can reproduce the transient overvoltages at the insulators.

2. Main Results

This paper proposes two EMTP models, one for without a ground wire and the other for with a ground wire. The parameter values of the proposed models can be determined based on a pulse test result. Figure 2 shows the latter proposed model. The following components are included in the model: (1) C_p and C_g : capacitances that simulate the time response of the voltage rises of the pole and the ground wire, (2) R_p and L_p : RL parallel circuit that represents an initial high value of the footing impedance, (3) e_1 , e_2 , and e_3 : controlled voltage sources that represent the time variation of coupling between the ground wire and the phase wires.

The calculated insulator voltages obtained using the proposed models are compared with the measured ones (Fig. 3). It is clear that the calculated results reasonably agree with the measured results.

Fig. 1. Experimental setup

Fig. 2. Proposed EMTP model of a distribution line

(a) Measured results

(c) Calculated results

Fig. 3. Comparison between measured insulator voltages and calculated ones obtained by the proposed model

雷サージ解析のための配電線モデル

正員 松浦 進* 正員 野田 琢*
正員 浅川 聡* 上級会員 横山 茂*

A Distribution Line Model for Lightning Overvoltage Studies

Susumu Matsuura*, Member, Taku Noda*, Member, Akira Asakawa*, Member, Shigeru Yokoyama*, Senior Member

Recently, the focus of lightning protection measures for distribution lines has moved from a nearby lightning stroke to a direct lightning stroke. Studies of direct lightning stroke countermeasures are generally carried out by digital simulations using the EMTP (Electro-Magnetic Transients Program). Thus, components of a distribution line must be modeled appropriately in the EMTP for accurate simulations.

The authors have previously clarified the surge response of a distribution line by pulse tests using a reduced-scale distribution line model. In this paper, first, the results of the pulse tests are simulated in the EMTP using a conventional model which represents a distribution pole by a single lossless distributed-parameter line model, and comparisons with the test results show that transient overvoltages generated at the insulators cannot accurately be reproduced by the conventional model. This indicates that a special treatment is required to represent the transient response of a distribution pole and wires. Then, this paper proposes new EMTP models of the pole and wires which can reproduce the transient overvoltages at the insulators. The parameter values of the proposed models can be determined based on a pulse test result.

キーワード：配電線，直撃雷，雷過電圧，EMTP，モデル化

Keywords: distribution lines, direct lightning stroke, lightning overvoltage, EMTP, modeling

1. はじめに

6.6kV 高圧架空配電線（以下，単に「配電線」と記す）における雷事故の原因は，主に誘導雷と直撃雷に大別される。誘導雷については古くから様々な検討⁽¹⁾⁽²⁾がなされ，その耐雷対策は一通り完成されたといえる。近年，配電線の耐雷対策の対象は直撃雷に移行してきており，EMTP (Electro-Magnetic Transients Program) を用いた雷サージ解析により，架空地線や避雷器の耐雷効果に関する検討⁽³⁾⁽⁴⁾，避雷器の焼損に関する検討⁽⁵⁾⁽⁶⁾，避雷器の接地合理化に関する検討⁽⁷⁾⁽⁸⁾等が行われている。

配電線の直撃雷に関するこれまでの研究^{(3)~(8)}では，波頭長が数 μs の緩やかな雷電流に対する検討が主であり，急峻な雷電流に対する検討はなされていなかった。実際の雷電流波頭部の波形には，前半は緩やかに立ち上がり後半は急峻に立ち上がるものが多く観測されており⁽⁹⁾，直撃雷により峻度の大きな雷電流が配電線に流入する場合が想定され

る。急峻な雷電流が配電線に流入した場合，雷電流が電柱を往復伝搬する $0.1\mu\text{s}$ 程度の短い時間領域において電柱の過渡応答による過電圧が発生し，停電を招くスパークオーバを生じる可能性が高くなる。より効果的な耐雷設計を確立していくためには，この短時間領域も含めて配電線の雷過電圧を正確に算定する必要がある。しかしながら，この短時間領域では，雷電流により生じる電柱近傍の電磁界がいまだ形成の過程にあることから，配電線の過渡応答（すなわち，電柱近傍の電磁界形成に伴って電柱頂部の電位が上昇していく現象等）を電気回路論にて正確に取り扱うことができない。これまでのEMTP解析で使用されてきた配電線モデル⁽⁴⁾（以下，「従来モデル」と記す）では，高圧電線，架空地線および電柱を分布定数線路にて模擬しており，短時間領域の現象を考慮に入れていなかった。短時間領域の現象を正確に再現するには，マクスウェル方程式を直接数値的に解く数値電磁界解析手法の適用が有効な手段として考えられる⁽¹⁰⁾が，数値電磁界解析手法は計算量が膨大になるという問題点がある。このため，雷事故率計算のように多数回の繰り返し計算を行う場合には，数値電磁界解析手法ではなく，EMTPを用いた電気回路論に基づく解析のように計算時間の短い手法が求められている。本来電

* (財) 電力中央研究所 電力技術研究所
〒240-0196 横須賀市長坂 2-6-1
Electric Power Engineering Research Lab., CRIEPI
2-6-1, Nagasaka, Yokosuka 240-0196

気回路論では説明できない電磁界形成に伴う配電線の過渡応答を等価回路を用いて模擬することにより、短時間領域における配電線の雷過電圧を電気回路論の枠内で算定することが可能となる⁽¹¹⁾。これにより、短時間領域における配電線の過渡応答を汎用的な解析ツールである EMTP に組み込むことができ、耐雷設計上最も重要となる高圧電線と高圧腕金の間に発生する電圧（以下、「碍子間電圧」と記す）を EMTP 解析にて算定できることの実用上のメリットは大きい。

筆者らは文献(12)において、配電線の縮小モデルを用いたサージ実験（以下、「縮小モデル実験」と記す）を行い、短時間領域における配電線のサージ特性を定量的に明らかにした。本論文では、まず、縮小モデル実験の測定結果と従来モデルを用いた EMTP 解析による計算結果の比較を行い、従来モデルの課題を整理する。次に、従来モデルの課題を踏まえ、短時間領域においても実用的に十分な精度が得られる新たな配電線 EMTP 解析モデルを提案する。尚、本論文では、DCG 版 EMTP の最新版である EMTP-RV/EMTPWorks⁽¹³⁾ を解析ツールとして使用している。

2. 短時間領域における配電線のサージ特性と従来モデルの課題

〈2・1〉 縮小モデル実験の概要 ここでは、筆者らが実施した縮小モデル実験⁽¹²⁾の概要を述べる。実験回路の配置を Fig. 1 に示す。大地面を模擬した銅板上に、縮尺 6.3 分の 1 の配電線の縮小モデルを製作した。我が国における電柱の主流である鉄筋コンクリート柱のサージ特性は円筒の金属導体で近似的に評価できる⁽¹⁴⁾ ことから、鉄筋コンクリート柱を長さ 2 m、直径 35 mm のアルミパイプで模擬した。縮小モデル実験では、次の代表的な 2 ケースの配電線についてサージ特性の把握を行った。1 つ目のケースは、電柱に高圧電線 3 条のみを架線した配電線（以下、「架空地線が

ない配電線」と記す）であり、2 つ目は、高圧電線 3 条と架空地線 1 条を架線した配電線（以下、「架空地線がある配電線」と記す）である。遠方に設置したパルス発生器により急峻波電流を発生させ、Fig. 1 に示すように同軸ケーブルを通して鉛直上方から電柱頂部に注入し、電柱頂部と零電位線の間に発生する電圧（以下、「柱頂電位」と記す）および碍子間電圧を測定した。電流注入箇所では、同軸ケーブル心線と電柱頂部の間に 540 Ω の抵抗を直列に挿入しており、同軸ケーブルの金属シースが雷道の模擬となる⁽¹⁵⁾。模擬雷道のサージインピーダンスは 400～500 Ω 程度[†]であり、挿入抵抗 540 Ω および同軸ケーブルのサージインピーダンス 50 Ω と合わせて、電柱からみた雷道側のサージインピーダンスはほぼ 1 kΩ となる。この値は、近年、観測結果より得られた雷道インピーダンスの値に相当する⁽¹⁶⁾。

〈2・2〉 従来モデルの課題 従来モデル⁽⁴⁾では、高圧電線および架空地線を多相の分布定数線路モデル^{††}で模擬しており、電柱を単相の無損失分布定数線路モデルで模擬している。この従来モデルを用いた EMTP 解析により、前述の縮小モデル実験を再現した結果について述べる。Table 1

Table 1. Calculation conditions.

Item	Conditions	
[Distribution line]		
Phase wires	Copper wire	
	Diameter	1.8 mm
	Height	1.875 m
	Conductor spacing	70 mm, 148 mm
Ground wire	Copper wire	
	Diameter	1.0 mm
	Height	2.0 m
Line model	Lossless CP-LINE model	
[Concrete pole]		
Surge impedance	267 Ω (Distribution line without a ground wire)	
	302 Ω (Distribution line with a ground wire)	
Propagation speed	300 m/μs	
Grounding resistance	0 Ω	
Line model	Lossless CP-LINE model	
[Lightning current]		
Current waveform	$i_0\{1-\exp(-t/\tau_i)\}$, $\tau_i = 1.1$ ns	
Lightning channel impedance	1,040 Ω	
Ground resistivity	$1.69 \times 10^{-8} \Omega \cdot m$	

Fig. 1. Experimental setup.

[†] 雷道を模擬して雷撃点より垂直に立ち上げた導体のサージインピーダンスについては、これまでに詳しい検討がなされていない。仮に、雷撃点より水平に架線した模擬雷道を想定した場合、そのサージインピーダンスは 450 Ω となることから、垂直な模擬雷道のサージインピーダンスは 400～500 Ω 程度と考えられる。尚、以降の計算においては 450 Ω を用いている。

^{††} EMTP-RV⁽¹³⁾ の分布定数線路モデルには、ある周波数での表皮効果のみを再現する CP-LINE モデルと表皮効果の周波数特性を再現する FD-LINE モデルがある。雷サージ解析では、約 10 kHz 以上の周波数領域を解析対象としており、この領域では線路定数がほぼ一定値に収束することから、周波数特性の模擬は重要ではない。本論文では、計算原理が簡単で高速な CP-LINE モデルを用いている。

に、主な計算条件を示す。電柱のサージインピーダンスには、縮小モデル実験より得られた値⁽¹²⁾を用いており、注入電流は次式で与える電流 $i(t)$ の電流源と雷道インピーダンスを模擬する抵抗の並列回路により模擬している。

$$i(t) = i_0 \{1 - \exp(-t/\tau_i)\} \cdots \cdots \cdots (1)$$

ただし、 i_0 : $i(t)$ の収束値、 τ_i : $i(t)$ の時定数

波頭長約 3 ns で立ち上がるステップ状の電流（以下、「ステップ電流」と記す）を注入したときの碍子間電圧の測定結果と計算結果を Fig. 2 に示す。同図 (a) には架空地線がない配電線の結果を、(b) には架空地線がある配電線の結果を示している。尚、注入したステップ電流波形を再現する τ_i は 1.1 ns となる。本論文では、比較のため、以降に示す電圧および電流波形を注入電流収束値 1 A 当たりに換算して表示することとする。

Fig. 2(a) では、ピーク値はほぼ一致しているが、ピーク値前後の波形が一致していない。ピーク値前では、計算結果よりも測定結果の方が緩やかに上昇している。これは、電柱近傍の電磁界が球面状に形成していくことにより、柱頂電位が注入電流の立ち上がりよりも緩やかに上昇していくためである。一方、単一サージインピーダンスの分布定数線路モデルで電柱を模擬している EMTP 解析では、注入電流の立ち上がりに比例して柱頂電位は上昇する。ピーク値後では、計算結果よりも測定結果の方が緩やかに減少している。これは、前述の電位が緩やかに形成していく現象に加えて、電柱に注入されたサージ電流が大地面で反射するのときに見かけ上高い接地抵抗値を示すためであり、大地面に対する配置が電柱と同じ垂直である送電鉄塔のサージ特性に関する研究^{(17)~(20)}においても同様な現象が報告されている。

Fig. 2(b) では、Fig. 2(a) の差異に加え、ピーク値も一致していない。ピーク値は、計算結果よりも測定結果の方が大きい値を示している。これは、実現現象において碍子間電圧を抑制する架空地線の効果（すなわち、架空地線と高压電線の結合により、架空地線を通る電流が高压電線の電位を持ち上げる効果）が計算よりも小さいためである⁽²⁰⁾。縮小モデル実験にて架空地線電位と高压電線電位の測定結果から求めた結合率は、時間の経過に伴って上昇する過程を経てから一定値に収束する傾向を示しており、初期の値は TEM (Transverse Electro-Magnetic) 波仮定の値よりも小さい⁽¹²⁾。一方、EMTP における分布定数線路モデルでは、TEM 波の電磁界分布を仮定した計算を行うため、瞬時に架空地線と高压電線の結合が形成される。

以上を要約すると、従来モデルでは、次に示す①~③の現象が考慮されていない。

- ① 電柱近傍の電磁界形成に伴って、柱頂電位が注入電流よりも緩やかに上昇していく現象。
- ② 電柱に注入されたサージ電流が大地面で反射するのときに見かけ上高い接地抵抗値を示す現象。

(a) Distribution line without a ground wire.

(b) Distribution line with a ground wire.

Fig. 2. Comparison between measured insulator voltages and calculated ones obtained by the conventional EMTP model.

- ③ 架空地線と高压電線の結合が時間の経過に伴って緩やかに形成していく現象。

尚、Fig. 2 では、計算結果よりも測定結果の方が 1.0 ns 程度遅く立ち上がっている。この理由を次に示す。(i) 従来モデルでは、注入電流がほぼ傾き i_0/τ_i で立ち上がる。これに対して、実際の注入電流は傾き 0 から徐々に立ち上がるため、測定結果にはこの立ち上がり遅れ約 0.4 ns の影響が入る。(ii) 従来モデルでは、高压電線と電柱頂部間の電圧を碍子間電圧として計算しており、計算結果は注入電流と同時に立ち上がる。これに対して、実際の碍子間電圧は高压電線と高压腕金間の電圧であり、測定結果は電柱頂部と高压腕金間の伝搬時間約 0.5 ns が経過した後に立ち上がる。

3. 配電線 EMTP 解析モデルの提案

〈3・1〉 提案モデルの概要 第 2 章で整理した従来モデルの課題を踏まえ、新たな配電線 EMTP 解析モデルを提案する。Fig. 3 に提案モデルを示す。提案モデルは、耐雷設計上最も重要となる碍子間電圧 V_{i1} , V_{i2} , V_{i3} をできるだけ正確に再現するように構築される。図中では、電柱の左右両側に配置される架空地線、高压電線をまとめて右側に示している。本論文では、架空地線がない配電線の計算を行うための「提案モデル A」と架空地線がある配電線の計算を行うための「提案モデル B」の 2 種類を提案する。提案モデルでは、電柱頂部および架空地線にキャパシタンスを付加することで〈2・2〉節の現象①を、電柱の定常接地抵抗と直列に RL 並列回路を付加することで現象②を、架空地線と高压電線の結合率の時間特性を模擬する電圧源を付加

(a) Model A (without a ground wire)

(b) Model B (with a ground wire)

Fig. 3. Proposed EMTP models of a distribution line.

することで現象③を考慮している。提案モデルのパラメータは、配電線のサージ実験結果を基に設定する。以下、縮小モデル実験を例にとり、数値例も合わせてモデル化手順を示す。以降の〈3・2〉～〈3・4〉節で示すモデルパラメータは縮小モデルに対する数値である。

〈3・2〉 電柱のモデル 電柱のモデルは、基本部分を従来の単相の無損失分布定数線路モデルとしており、これに本節で述べる新たな回路が付加されている。尚、提案モデル A, B における無損失分布定数線路モデルのサージインピーダンス Z_{pa} , Z_{pb} は、各々、架空地線がない配電線および架空地線がある配電線のサージ実験より得られる電柱のサージインピーダンス値とする。

〈3・2・1〉 電柱の電位上昇の表現 電柱頂部の電位は、時間の経過に伴って緩やかに上昇する。この特性を近似的に表現するため、キャパシタンス C_p を電柱頂部に並列接続する⁽¹¹⁾。 C_p の値は、架空地線がない配電線にステップ電

Fig. 4. Approximation of the pole-top voltage waveform by (2) (without a ground wire).

流を注入したときの柱頂電位の測定波形から決定する。縮小モデル実験を例にとり、 C_p の決定方法について述べる。架空地線がない配電線にステップ電流を注入したときの柱頂電位の測定波形を Fig. 4 に示す。ここで、注入電流を (1) 式とすると、無損失分布定数線路モデルとキャパシタンス C_p の組み合わせでモデル化された電柱の柱頂電位 $v(t)$ は、次式で与えられる (付録 1 参照)。

$$v(t) = v_0 \left\{ 1 - \frac{\tau_i}{\tau_i - \tau_a} \exp\left(\frac{-t}{\tau_i}\right) + \frac{\tau_a}{\tau_i - \tau_a} \exp\left(\frac{-t}{\tau_a}\right) \right\} \dots\dots\dots (2)$$

ただし、 v_0 : $v(t)$ の収束値、 τ_a : モデルの時定数

注入したステップ電流波形を (1) 式で最小二乗近似すると、 $\tau_i = 1.3 \text{ ns}$ と求まる。 τ_i を用いて、Fig. 4 の柱頂電位ピーク値までの立ち上がり部分を (2) 式で最小二乗近似すると、 $\tau_a = 3.6 \text{ ns}$ が得られる。尚、 v_0 の値は架空地線がない配電線の実験にて得られた電柱のサージインピーダンス Z_{pa} ($= 267 \Omega$)⁽¹²⁾ としている (本論文では、全ての波形を注入電流収束値 1 A 当たり規格化しているため、サージインピーダンス値がそのまま電位上昇値になる)。Fig. 4 には、この近似結果も合わせて示す。最終的に C_p は次式で決定できる。

$$C_p = \tau_a / Z_{pa} = 13 \text{ pF} \dots\dots\dots (3)$$

さて、このような電位上昇波形の変歪を模擬する方法はこれまでもいくつか検討されている。例えば、文献 (21) では、周波数特性をもたせた線路により表現する周波数依存鉄塔モデルが提案されている。このモデルは数値ラプラス変換と最小二乗法による近似を駆使した手法であり、モデルパラメータの決定過程が非常に煩雑となる。一方、提案モデルは単純な RC 並列回路により表現する手法であるが、Fig. 4 に示すように波頭部の変歪を十分に精度良く再現している。また、モデルパラメータについても測定波形から直接的に決定できる。よって、提案モデルは周波数依存鉄塔モデルよりも実用的に有用であるといえる。

〈3・2・2〉 接地インピーダンスの表現 電柱に注入されたサージ電流が大地面で反射するとき、見かけ上高い接地抵抗値を示す。提案モデルでは、この現象を模擬する手法として、送電鉄塔の塔脚接地インピーダンスを模擬する

Fig. 5. Waveform of the current flowing into the pole.

ために考案された手法⁽¹⁹⁾⁽²⁰⁾を用いる。定常接地抵抗を表す抵抗 R_f と、大地面反射時の見かけ上の高い接地抵抗値を模擬する抵抗 R_p とインダクタンス L_p の並列回路により、電柱の接地インピーダンス特性を模擬する。これにより、電柱の接地抵抗は、反射初期に示す高い接地抵抗値 $Z_f = R_f + R_p$ から、時間の経過に伴って R_f に収束していく。文献(19)では、架空地線を有する送電線の鉄塔塔頂にステップ電流を注入したときの鉄塔に流入する電流波形より Z_f を求める次式が示されている。

$$\frac{I_{p2}}{I_{p1}} = 1 - \frac{Z_f - Z_{tw}}{Z_{tw} + Z_f} \cdot \left(1 - \frac{Z_{es} - Z_{tw}}{Z_{tw} + Z_{es}} \right) \dots \dots \dots (4)$$

ただし、 I_{p1} : 大地面からの反射波が到達する前の電流波高値、 I_{p2} : 大地面からの反射波が塔頂で反射した後の電流波高値、 Z_{tw} : 鉄塔のサージインピーダンス、 Z_{es} : 鉄塔からみた雷道インピーダンスと架空地線のサージインピーダンスの等価的な合成インピーダンス

鉄塔を電柱に置き換え、(4)式を配電線に適用する。縮小モデル実験を例にとり、 Z_f の値を求める。Fig. 5 に、架空地線がある配電線にステップ電流を注入したときの電柱に流入する電流波形を示す。同図より、 $I_{p1} = 0.45 \text{ A}$ 、 $I_{p2} = 0.74 \text{ A}$ が得られる (I_{p2} の値は、時刻 15 ns ~ 17.5 ns の部分と時刻 17.5 ns ~ 25 ns の部分を直線にて最小二乗近似し、その交点より求めた)。 Z_{tw} の値は、架空地線がある配電線の実験にて得られた電柱のサージインピーダンス Z_{pb} ($\approx 302 \Omega$)⁽¹²⁾ とする。 Z_{es} は、電柱からみた雷道側のインピーダンス Z_l ($= 1,040 \Omega$) と実験より得られた架空地線のサージインピーダンス Z_g ($= 495 \Omega$)⁽¹²⁾ を用いて次式より求まる。

$$Z_{es} = \frac{Z_l Z_g / 2}{Z_l + Z_g / 2} = 200 \Omega \dots \dots \dots (5)$$

最終的に、各値を(4)式に代入すると、 $Z_f = 91 \Omega$ と求まる。縮小モデル実験では、大地面に抵抗を介さずに直接接続していることから、 $R_f = 0 \Omega$ である。これより、 R_p は次の値となる。

$$R_p = Z_f - R_f = 91 \Omega \dots \dots \dots (6)$$

L_p の値は、係数 k と電柱内のサージ伝搬時間 $\tau_p = l/c$ (l : 地上部分の電柱長さ、 c : 光速) を用いて、次式で決定できる。

$$L_p = k \tau_p R_p \dots \dots \dots (7)$$

k の求め方については、〈3・4〉節にて述べる。尚、地上部分の電柱長さ l は τ_p に含まれることから、 k は l によらない係数となる。

〈3・2・3〉 高圧腕金電位の表現 碍子間電圧は、高圧腕金電位 (すなわち、高圧腕金の取り付け位置における電柱の電位) と高圧電線電位の差である。従って、碍子間電圧を正確に再現するためには、高圧腕金電位を正確に模擬する必要がある。電柱頂部よりも低い位置に取り付けられている高圧腕金の電位は、柱頂電位よりも低下する。これは、電柱頂部よりも雷電流の到来が遅れ、大地面からの反射波の到来が早くなることに加えて、〈2・2〉節で述べたように、電柱頂部や高圧腕金の電位が電磁界の形成に伴って緩やかに上昇していくことに起因する。一般的な高圧 1 回線の配電線では、電柱頂部と高圧腕金の間隔は 1 m 以下であり、柱頂電位と高圧腕金電位の差異は僅かである[†]。これより、柱頂電位と高圧腕金電位を等しい値と見なして、Fig. 6(a) に示すように電柱を 1 段の無損失分布定数線路モデルと電柱の電位上昇の時間特性を表現するキャパシタンス C_p の組み合わせ (以下、単に「1 段モデル」と記す) で模擬しても差し支えない。一方、配電線が分岐する等の理由により、電柱頂部と高圧腕金の間隔が 1 m よりも長くなる場合、柱頂電位と高圧腕金電位の差異は大きくなる。このため、1 段モデルを用いた碍子間電圧の計算結果は測定結果と一致しなくなる。そこで、Fig. 6(b) に示すように無損失分布定数線路モデルを 2 つに分割し、柱頂電位と高圧腕金電位の差異を表現する抵抗 R_a とインダクタンス L_a の並列回路を加えた「2 段モデル」により、電柱を模擬する。本論文では、電柱頂部と高圧腕金の間隔 $l_1 = 1 \text{ m}$ を目安として、1 段モデルと 2 段モデルを使い分けることとする^{††}。Fig. 6 中のカッコ内は、提案モデル B に対するパラメータを表している。2 段モデルのパラメータの決定方法を以下に示す。

提案モデル A における R_a の値は、架空地線がない配電線にステップ電流を注入したときの柱頂電位ピーク値 V_t ($= Z_{pa}$) と碍子間電圧ピーク値 V_i より、次式で決定する (V_t 、 V_i は、注入電流収束値 1 A 当たりに換算した値)。

$$R_a = V_t - V_i \dots \dots \dots (8)$$

L_a の値は、前節と同様、 k と τ_p を用いて次式で決定できる。尚、本節の RL 並列回路と前節で述べた接地の RL 並列回路は、いずれも時間の経過に伴って電柱近傍の電磁界が形成していくことに起因する現象を模擬する回路であるこ

[†] 縮小モデル実験では、架空地線がない配電線の柱頂電位と碍子間電圧の差異が僅かであった⁽¹²⁾。架空地線がない配電線では、雷電流による高圧電線電位の上昇はほとんどないと考えられるため、碍子間電圧 $\approx$ 高圧腕金電位と見なせる。

^{††} 2 段モデルは、モデルの構成要素が多いというデメリットがある。加えて、1 段モデルよりも時間刻みが細くなるため、計算時間が増加する。従って、本論文では基本形として 1 段モデルを推奨する。1 段モデルで近似できない場合のみ、2 段モデルを用いる。

Fig. 6. Proposed models of a distribution pole.

とから、同じ時定数とした。

$$L_a = k\tau_p R_a \dots\dots\dots (9)$$

2 段の無損失分布定数線路モデルのサージインピーダンス Z_{p1} , Z_{p2} は、次式より求める。

$$Z_{p1} = Z_{pa}, \quad Z_{p2} = Z_{pa} - R_a \dots\dots\dots (10)$$

また、地上部分の電柱長さ l と高压腕金上下部分の電柱長さ l_1 , l_2 には、 $l = l_1 + l_2$ の関係がある。

一方、架空地線がある配電線では、架空地線と高压電線の結合により高压電線電位が上昇することから碍子間電圧 $\neq$ 高压腕金電位となる。このため、(8) 式より提案モデル B における R_a' の値を求めることができない。そこで、提案モデル A の R_a と提案モデル A, B における電柱のサージインピーダンス Z_{pa} , Z_{pb} を用いて、次式より決定する。

$$R_a' = \frac{R_a Z_{pb}}{Z_{pa}} \dots\dots\dots (11)$$

また、提案モデル B におけるその他のパラメータは、次式より求める。

$$L_a' = k\tau_p R_a', \quad Z_{p1}' = Z_{pb}, \quad Z_{p2}' = Z_{pb} - R_a' \dots\dots\dots (12)$$

〈3・3〉 架空地線、高压電線のモデル 架空地線、高压電線のモデルとして、提案モデル B のみに付加する回路について述べる。尚、提案モデル A における高压電線のモデルは従来どおり多相の分布定数線路モデルのみでよい。

〈3・3・1〉 架空地線の電位上昇の表現 架空地線の電位は、時間の経過に伴って上昇する過程を経てから TEM 波仮定の値に収束していく。提案モデル B では、電柱頂部に接続する C_p に加えて、この特性を近似的に表現するキャパシタンス C_g を架空地線と並列に接続する。架空地線がある配電線にステップ電流を注入したときの柱頂電位の測定波形から C_p と C_g の合成キャパシタンス $C_t (= C_p + C_g)$ を求め、これより C_g の値を決定する。縮小モデル実験を

Fig. 7. Approximation of the pole-top voltage waveform by (2) (with a ground wire).

例にとり、 C_g の決定方法について述べる。架空地線がある配電線にステップ電流を注入したときの柱頂電位の測定波形を Fig. 7 に示す。注入したステップ電流波形を (1) 式で最小二乗近似すると、 $\tau_i = 1.4 \text{ ns}$ と求まる。ここで、(2) 式の τ_a を τ_b に置き換えて考え、 τ_i を用いて Fig. 7 の柱頂電位ピーク値までの立ち上がり部分を (2) 式で最小二乗近似すると、 $\tau_b = 2.9 \text{ ns}$ が得られる。Fig. 7 には、この近似結果も合わせて示す。次に、架空地線がある配電線の電柱のサージインピーダンス Z_{pb} と架空地線のサージインピーダンス Z_g の合成インピーダンス Z_t は、実験より得られた値 ($Z_{pb} = 302 \Omega$, $Z_g = 495 \Omega$) ⁽¹²⁾ を用いて次式より求める。

$$Z_t = \frac{Z_{pb} Z_g / 2}{Z_{pb} + Z_g / 2} = 136 \Omega \dots\dots\dots (13)$$

これより、 C_t は次式で決定できる。

$$C_t = \tau_b / Z_t = 21 \text{ pF} \dots\dots\dots (14)$$

最終的に、〈3・2・1〉節にて決定した $C_p = 13 \text{ pF}$ を用いて、 C_g は次の値となる。

$$C_g = C_t - C_p = 8 \text{ pF} \dots\dots\dots (15)$$

〈3・3・2〉 碍子間電圧を補正する電圧源 架空地線がある配電線の碍子間電圧を従来モデルにより計算すると、Fig. 2(b) に示すような計算結果と測定結果の差異が生じる。これは、〈2・2〉節で述べたように、EMTP における分布定数線路モデルでは架空地線と高压電線の結合が瞬時に形成されるのに対して、実現象では時間の経過に伴って緩やかに結合が形成していくためである。この碍子間電圧の差異を補正するため、提案モデル B では、Fig. 3(b) に示すように電圧源 e_1 , e_2 , e_3 を各相の高压電線の先端に接続する^{†(11)}。これらの電圧源の値は、架空地線に電流が流入したとき瞬時に生じる TEM 波仮定の結合を打ち消して、時定数 τ_c で徐々に結合が形成するように設定する。Fig. 3(b) に示すように、各相の高压電線電位 V_{p1} , V_{p2} , V_{p3} を入力として、次式の時定数 τ_c をもつ伝達関数 $G(s)$ の応答を求め、これと

[†] EMTP-RV ⁽¹³⁾ より以前のバージョンでは、Fig. 3(b) に示すようにノード間に電圧源を接続することが不可能である。このような場合には、理想変圧器を用いてノード間の電圧を設定する等の工夫が必要となる。

Fig. 8. Relationship between k and performance index.

逆位相の電圧を e_1, e_2, e_3 として発生させる。

$$G(s) = 1 - \frac{1}{1 + \tau_c s} \quad \dots\dots\dots (16)$$

架空地線がある配電線では、垂直導体である電柱と水平導体である架空地線と高圧電線の現象が混在して観測されることから、配電線のサージ実験結果を用いて τ_c を直接的に決定することは難しい。このため、 τ_c の決定方法については、〈3・2・2〉節で述べた k の決定方法と合わせて〈3・4〉節にて述べる。

〈3・4〉 k と τ_c の決定方法 ここまでで、 k と τ_c を除いた提案モデルのパラメータを決定できた。 k と τ_c の値は、これらの値を変化させながら提案モデルを用いた EMTP 解析を行い、碍子間電圧の計算結果と測定結果の差異が最も小さくなる条件にて決定することとする。尚、送電鉄塔のモデル化に関する研究⁽¹⁹⁾⁽²⁰⁾においても、一部試行錯誤によるモデルパラメータの決定過程がとられている。しかしながら、本論文にて提案するモデルでは、縮小モデル実験より得られる k と τ_c を実規模配電線における k と τ_c (τ_c は時間領域のパラメータであるため、縮尺の逆数を乗じて実規模に換算する必要がある) として用いることが可能であり、今後、試行錯誤の過程を経ずにモデルパラメータを一意に決定することができる。これは、縮小モデル実験が、我が国における標準的な高圧 1 回線の配電線をできるだけ正確に再現して実施したサージ実験であり、縮尺 6.3 分の 1 の配電線では、実規模配電線に生じるサージ現象と同様なサージ現象が 6.3 分の 1 に短縮されたタイミングで生じるためである。

まず、架空地線がない配電線の測定結果と提案モデル A を用いた計算結果から k の値を求める。碍子間電圧波形のピーク値および時刻 $4\tau_p$ (2 往復伝搬時間) の値について、計算結果と測定結果の差分を求めて 2 乗し、その総和を評価値とする。縮小モデル実験では、注入電流の波頭長 T_f をステップ状から、16 ns (0.1 μ s), 32 ns (0.2 μ s), 48 ns (0.3 μ s) と変化させており、全ての注入電流に対する評価値を総計した。尚、カッコ内は実規模換算の波頭長の値である。 k を変化させたときの評価値の変化を Fig. 8 に示す。これより、 $k = 0.9$ と求まる。

次に、架空地線がある配電線の測定結果と提案モデル B を用いた計算結果から τ_c の値を求める。尚、 k は前述で求

Fig. 9. Approximation of the phase wire voltage waveform by Eq. (17) (without a pole).

Fig. 10. Relationship between τ_c and performance index.

めた値を用いる。ここで、EMTP 解析の計算量を少なくするため、架空地線と高圧電線のみ状態における高圧電線電位の測定結果から、目安となる時定数 τ_c' を求める。Fig. 1 の実験配置にて、電柱を取り除き架空地線と高圧電線のみ状態とし、架空地線にステップ電流を注入したときの高圧電線電位の測定波形を Fig. 9 に示す。注入電流を (1) 式とすると、分布定数線路モデルとキャパシタンス C_g の組み合わせでモデル化された架空地線との結合により生じる高圧電線電位 $v_{pn}(t)$ は、次式で与えられる (付録 2 参照)。尚、添え字 $n = 1, 2, 3$ は、高圧電線の 3 相それぞれを表現している。

$$v_{pn}(t) = v_{pn0} \left\{ 1 - \frac{\tau_i^2}{(\tau_i - \tau_g)(\tau_i - \tau_c')} \exp\left(\frac{-t}{\tau_i}\right) + \frac{\tau_g^2}{(\tau_i - \tau_g)(\tau_g - \tau_c')} \exp\left(\frac{-t}{\tau_g}\right) - \frac{\tau_c'^2}{(\tau_i - \tau_c')(\tau_g - \tau_c')} \exp\left(\frac{-t}{\tau_c'}\right) \right\} \dots\dots\dots (17)$$

ただし、 $v_{pn0} : v_{pn}(t)$ の収束値、 $\tau_g (= C_g Z_g)$: 架空地線モデルの時定数

注入したステップ電流波形を (1) 式で最小二乗近似すると、 $\tau_i = 1.5$ ns と求まる。 τ_i を用いて、Fig. 9 の高圧電線電位を (17) 式で最小二乗近似すると、 $\tau_c' = 6.1$ ns が得られる。Fig. 9 には、この近似結果も合わせて示す。得られた τ_c' の値を目安として、 τ_c を変化させたときの評価値の変化を Fig. 10 に示す。これより、 $\tau_c = 7.0$ ns と求まる。尚、 τ_c が τ_c' よりも約 15% 大きな値となったことについては、電柱

Table 2. Estimated model parameters of an actual- scale distribution line.

Item			Conditions
Model A	Concrete pole	Z_{pa}	267 Ω
		C_p	82 pF
	Grounding resistance	R_p	91 Ω
		L_p	3.4 μ H
Model B	Concrete pole	Z_{pb}	302 Ω
		C_p	82 pF
	Ground wire	C_g	50 pF
	Phase wires	τ_c	44 ns
	Grounding resistance	R_p	91 Ω
		L_p	3.4 μ H

の存在により電磁界が散乱され、架空地線と高圧電線の結合の形成が更に緩やかになったためと考えられる。

〈3・5〉 実規模配電線のモデルパラメータ 以上で、配電線の縮小モデルを用いたサージ実験結果より、配電線 EMTP 解析モデルのパラメータを全て決定することができた。〈3・2〉～〈3・4〉節に示したモデルパラメータは縮小モデルに対する数値であることから、ここでは、実規模の配電線を想定した場合にどの程度の数値となるかをみることにする。縮小モデル実験の時間軸を 6.3 倍とすることで等価的に原寸の配電線における結果と考えることができることから、縮小モデルに対して求めた時定数 τ_a , τ_b , τ_c , τ_p を 6.3 倍する。これより、実規模の配電線に対するキャパシタンス C_p , C_g およびインダクタンス L_p は 6.3 倍された数値となる。Table 2 に、縮小モデルの装柱で考えた場合の実規模配電線のモデルパラメータを示す。尚、電柱のサイズや装柱等が変われば、モデルパラメータの決定に必要なデータを取得するために、配電線のサージ実験を改めて行う必要がある。また、実験に代えて、近年、雷サージ解析に用いられるようになってきた数値電磁界解析手法を適用することも有効な手段と考えられる⁽¹⁰⁾。

4. 提案モデルを用いた EMTP 解析

〈3・2〉～〈3・4〉節で決定したモデルパラメータ値を用いた提案モデルにより、縮小モデル実験を再現する。縮小モデル実験における電柱頂部と高圧腕金の間隔は、実規模に換算すると約 1 m であり、電柱モデルには 1 段モデルを用いた。主な計算条件は、Table 1 のとおりである。

〈4・1〉 提案モデル A による計算結果 架空地線がない配電線において、注入電流の波頭長 T_f を変化させたときの碍子間電圧を計算する。測定結果および提案モデル A を用いた計算結果を各々 Fig. 11, Fig. 12 に示す。Fig. 12(b) の計算結果では、Fig. 2(a) に見られた碍子間電圧ピーク値前後の差異がなくなり、Fig. 11(b) の測定結果を良く再現している。

〈4・2〉 提案モデル B による計算結果 架空地線がある配電線において、注入電流の波頭長 T_f を変化させたとき

(a) Injected current

(b) Insulator voltage

Fig. 11. Measured results of the distribution line without a ground wire.

(a) Injected current

(b) Insulator voltage

Fig. 12. Calculated results using Model A (without a ground wire).

の碍子間電圧を計算する。測定結果および提案モデル B を用いた計算結果を各々 Fig. 13, Fig. 14 に示す。Fig. 14(c) に示す碍子間電圧の計算結果では、Fig. 2(b) に見られた碍子間電圧ピーク値の差異がなくなり、Fig. 13(c) の測定結果を良く再現している。ただし、ステップ電流を注入したときのピークが早い時刻で出ている。これは、本来一体となって生じている〈2・2〉節で述べた①～③の現象を別々に

(a) Currents at various positions for step-current injection

(b) Injected current

(c) Insulator voltage

Fig. 13. Measured results of the distribution line with a ground wire.

模擬していることにより、立ち上がり部分で③の現象（架空地線と高压電線の結合が緩やかに形成していく現象）を模擬する電圧源の影響が強めに出了ためと考えられる。すなわち、立ち上がり部分で高压電線の電位上昇が必要以上に緩やかとなり、結果として、柱頂電位と高压電線電位の差分である碍子間電圧が大きくなっている。しかしながら、ステップ電流を注入したときの測定結果と計算結果は全体として極端に違わないこと、並びに、実用的な波頭長である $T_f = 16$ ns 以上の計算結果は測定結果を再現していること等から、提案モデルは実用的に十分な解析精度を有しているといえる。

5. おわりに

本論文では、筆者らが実施した縮小モデル実験にて得られた知見を基に、従来モデルでは算定できなかった短時間領域における配電線の碍子間電圧を正確に再現できる新たな EMTP 解析モデルを提案した。提案モデルは、急峻な雷電流に対して実用的に十分な解析精度を有している。今後

(a) Currents at various positions for step-current injection

(b) Injected current

(c) Insulator voltage

Fig. 14. Calculated results using Model B (with a ground wire).

は、提案モデルと碍子のスパークオーバのモデルとの組み合わせについて検討を行いたい。

(平成 19 年 11 月 21 日受付, 平成 20 年 4 月 12 日再受付)

文 献

- (1) S. Yokoyama: "Analytical and Corroborative Study on Over-voltages Induced on Power Distribution Line Due to Nearby Lightning Strokes", CRIEPI Report, No.123 (1986) (in Japanese)
横山 茂:「配電線誘導雷現象の解析とその実証」, 電中研総合報告, No.123 (1986)
- (2) Subcommittee for Power Distribution Systems, Lightning Protection Design Committee: "Guide of Lightning Protection Design for Power Distribution Lines", CRIEPI Report, No.T69 (2002) (in Japanese)
耐雷設計委員会 配電分科会:「配電線耐雷設計ガイド」, 電中研総合報告, No.T69 (2002)
- (3) Y. Imai, T. Matsuura, K. Itoh, S. Ishibe, M. Azuma, and T. Shimomura: "Protective Effects of Surge Arresters on Power Distribution Lines against Direct Lightning Hits to Overhead Ground Wire", *T. IEE Japan*, Vol.111-B, No.6, pp.619-627 (1991-6) (in Japanese)
今井康友・松浦達吉・伊東和美・石辺信治・東 正弘・下村哲朗:「架空地線直撃雷に対する配電用避雷器の保護効果」, 電学論 B, **111**, 6, pp.619-627 (1991-6)
- (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・石辺信治：「配電用避雷器の雷過電圧抑制効果」，電学論 B, **115**, 11, pp.1284-1290 (1995-11)

- (5) K. Nakada, T. Yokota, S. Yokoyama, A. Asakawa, M. Nakamura, H. Taniguchi, and A. Hashimoto: "Energy Absorption of Surge Arresters on Power Distribution Lines due to Direct Lightning Strokes—Effects of an Overhead Ground Wire and Installation Position of Surge Arresters—", *IEEE Trans. Power Delivery*, Vol.12, No.4, pp.1779-1785 (1997-10)
- (6) H. Sugimoto, A. Asakawa, S. Yokoyama, and K. Nakada: "Evaluation of Installing Two Sets of Distribution Surge Arresters in Parallel on a Single Pole as a Method for Preventing Distribution Surge Arrester Damages", *T. IEE Japan*, Vol.121-B, No.6, pp.795-802 (2001-6) (in Japanese)
杉本仁志・浅川 聡・横山 茂・中田一夫：「配電用避雷器の並列施設による避雷器雷焼損防止策の検討」，電学論 B, **121**, 6, pp.795-802 (2001-6)
- (7) T. Miyazaki, S. Okabe, K. Aiba, T. Hirai, and J. Yoshinaga: "A Study on the Practical Grounding System in Power Distribution Lines", *IEEJ Trans. PE*, Vol.127, No.2, pp.424-431 (2007-2) (in Japanese)
宮崎 輝・岡部成光・饗場 潔・平井崇夫・吉永 淳：「設備実態を考慮した配電線接地設計の検討」，電学論 B, **127**, 2, pp.424-431 (2007-2)
- (8) T. Miyazaki, S. Okabe, K. Aiba, T. Hirai, and J. Yoshinaga: "A Lightning Surge Analysis for the Rationalization of the Grounding System in Power Distribution Lines", *IEEJ Trans. PE*, Vol.127, No.2, pp.432-440 (2007-2) (in Japanese)
宮崎 輝・岡部成光・饗場 潔・平井崇夫・吉永 淳：「配電線接地合理化に向けた雷過電圧解析」，電学論 B, **127**, 2, pp.432-440 (2007-2)
- (9) T. Narita, T. Yamada, A. Mochizuki, E. Zaima, and M. Ishii: "Observation of Current Waveshapes of Lightning Strokes on Transmission Towers", *IEEE Trans. Power Delivery*, Vol.15, No.1, pp.429-435 (2000-1)
- (10) Special Issue: "Recent Development and Future Prospects of Technologies on Lightning Surge Analysis", *IEEJ Journal*, Vol.126, No.10, pp.654-673 (2006-10) (in Japanese)
電気学会誌特集記事：「雷サージ解析技術の現状と将来展望」，電学誌, **126**, 10, pp.654-673 (2006-10)
- (11) T. Noda: "A Tower Model for Lightning Overvoltage Studies Based on the Result of an FDTD Simulation", *IEEJ Trans. PE*, Vol.127, No.2, pp.379-388 (2007-2) (in Japanese)
野田 琢：「FDTD 解析の結果に基づく雷サージ解析用鉄塔モデル」，電学論 B, **127**, 2, pp.379-388 (2007-2)
- (12) S. Matsuura, T. Noda, A. Asakawa, and S. Yokoyama: "An Experimental Study of Surge Characteristics of a Distribution Line Using a Reduced-Scale Model", *IEEJ Trans. PE*, Vol.128, No.1, pp.226-234 (2008-1) (in Japanese)
松浦 進・野田 琢・浅川 聡・横山 茂：「縮小モデルを用いた配電線のサージ特性に関する実験的検討」，電学論 B, **128**, 1, pp.226-234 (2008-1)
- (13) <http://www.emtp.com/>
- (14) 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)
- (15) M.A.A. Wahab and I. Matsubara: "Surge Impedance of Mono-Pole Tower", *Technology Reports of the Osaka University*, Vol.37, No.1876, pp.97-104 (1987-3)
- (16) Investigating R&D Committee on Lightning Parameters for Insulation and Protection Designs of Power Systems: "Lightning Parameters for Insulation and Protection Designs of Power Systems", *IEEJ Technical Report*, No.1033 (2005) (in Japanese)
電力設備のための雷パラメータ選定方法調査専門委員会：「電力設備のための雷パラメータの選定法」，電気学会技術報告, No.1033 (2005)
- (17) W.A. Chisholm and W. Janischewskyj: "Lightning Surge Response of Ground Electrodes", *IEEE Trans. Power Delivery*, Vol.4, No.2, pp.1329-1337 (1989-4)
- (18) S. Kato, R. Elarbi, A. Mochizuki, and E. Zaima: "Surge Response Analysis of Tower Grounding by Numerical Electromagnetic Field Analysis", *T. IEE Japan*, Vol.115-B, No.8, pp.970-977 (1995-8) (in Japanese)
加藤正平・Rajab Elarbi・望月 東・財満英一：「鉄塔接地サージ特性の数値電磁界解析」，電学論 B, **115**, 8, pp.970-977 (1995-8)
- (19) Y. Baba and M. Ishii: "Tower Models for Fast-Front Lightning Currents", *T. IEE Japan*, Vol.120-B, No.1, pp.18-23 (2000-1)
- (20) Y. Baba and M. Ishii: "Numerical Electromagnetic Field Analysis on Lightning Surge Response of Tower with Shield Wire", *IEEE Trans. Power Delivery*, Vol.15, No.3, pp.1010-1015 (2000-7)
- (21) N. Nagaoka: "A Development of Frequency-Dependent Tower Model", *T.*

IEE Japan, Vol.111-B, No.1, pp.51-56 (1991-1) (in Japanese)

長岡真人：「周波数依存鉄塔モデルの開発」，電学論 B, **111**, 1, pp.51-56 (1991-1)

付 録

1. 電柱の過渡応答の模擬

提案モデルでは，電柱の過渡応答を RC 並列回路により模擬しており， RC 並列回路に発生する電圧が提案モデルの柱頂電位に相当する。(1) 式で与えられる RC 並列回路に注入される電流をラプラス変換し， $\tau_a = RC$ とすると発生電圧として次式を得る。

$$V(s) = V_0 \left\{ \frac{1}{s} - \frac{\tau_i}{(\tau_i - \tau_a)(s + 1/\tau_i)} + \frac{\tau_a}{(\tau_i - \tau_a)(s + 1/\tau_a)} \right\} \dots\dots\dots (付 1)$$

(付 1) 式を逆ラプラス変換することにより，(2) 式が得られる。

2. 高圧電線の過渡応答の模擬

提案モデル B では，電柱と同様，架空地線の過渡応答も RC 並列回路により模擬している。 RC 並列回路を app. Fig. 1 に示す。提案モデル B の架空地線を通る電流は，図中の $i_2(t)$ に相当する。架空地線と高圧電線の結合により，この $i_2(t)$ が高圧電線の電位を持ち上げることになる。 RC 並列回路に注入される電流 $i_1(t)$ を (1) 式で与え， $\tau_g = RC$ として $i_2(t)$ をラプラス変換すると次式を得る。

$$I_2(s) = \frac{I_0}{s(1 + \tau_g s)(1 + \tau_i s)} \dots\dots\dots (付 2)$$

(付 2) 式に $Z_m/(1 + \tau_c' s)$ を乗じることにより，時定数 τ_c' で立ち上がる高圧電線電位として次式を得る。

$$V_{pn}(s) = \frac{V_{pn0}}{s(1 + \tau_g s)(1 + \tau_i s)(1 + \tau_c' s)} = V_{pn0} \left\{ \frac{1}{s} - \frac{\tau_i^2}{(\tau_i - \tau_g)(\tau_i - \tau_c')(s + 1/\tau_i)} + \frac{\tau_g^2}{(\tau_i - \tau_g)(\tau_g - \tau_c')(s + 1/\tau_g)} - \frac{\tau_c'^2}{(\tau_i - \tau_c')(\tau_g - \tau_c')(s + 1/\tau_c')} \right\} \dots\dots (付 3)$$

ただし， $V_{pn0} = Z_m I_0$ (Z_m ：架空地線と高圧電線の相互サージインピーダンス)

最終的に，(付 3) 式を逆ラプラス変換することにより，(17) 式が得られる。

app. Fig. 1. RC parallel circuit.

松 浦 進

(正員) 1971 年 5 月 12 日生。1994 年 3 月慶応義塾大学理工学部電気工学科卒業。同年 4 月北陸電力(株)入社。2005 年 4 月(財)電力中央研究所出向。現在、同所電力技術研究所主任研究員。主として、配電系統の雷防護、絶縁協調に関する研究に従事。

浅 川 聡

(正員) 1960 年 4 月 19 日生。1985 年 3 月慶応義塾大学大学院電気工学専攻修士課程修了。同年 4 月(財)電力中央研究所入所。現在、同所電力技術研究所上席研究員。主として、配電系統の雷防護、絶縁協調に関する研究に従事。

野 田 琢

(正員) 1969 年 7 月 4 日生。1997 年 3 月同志社大学大学院工学研究科電気工学専攻博士後期課程修了。同年 4 月(財)電力中央研究所入所。現在、同所電力技術研究所主任研究員。2001～2002 年カナダ、トロント大学客員研究員。2005～2008 年同志社大学大学院客員教授兼任(連携大学院)。博士(工学)。電力系統の過渡現象解析手法に関する研究に従事。2008 年電気学会論文賞受賞。IEEE

Senior Member。

横 山 茂

(上級会員) 1947 年 3 月 5 日生。1969 年 5 月東京大学工学部電子工学科卒業。同年 6 月(財)電力中央研究所入所。現在、同所首席研究員。2001～2007 年九州大学客員教授兼任。工学博士。主として、電力設備、建築物、風力発電設備の雷防護、絶縁協調に関する研究に従事。2001 年電気学会副会長。IEC TC81(雷保護)国内委員長。電気学会評議員。電気学会論文賞、著作賞、業績賞受賞。

IEEE Fellow。