送電線鉄塔の雷撃逆フラッシュオーバの予測解析における電流波頭長の検討

正員 有働 龍夫 (電中研)

正員 松原 廣治 (電中研)

Examination of Lightning Wave Front Times Which are Adequate on the Estimation of Backflashover of Transmission Line Towers

Tatsuo Udo, Member, Hiroji Matsubara, Member (Central Research Institute of Electric Power Industry)

キーワード：雷撃電流，波頭長，超高圧送電線，鉄塔逆フラッシュオーバ，事故実績，EMTP

1. まえがき

送電線の雷害事故の解析や予測の研究は、永い歴史があって、現在は耐雷設計基準委員会が昭和46年、51年にまとめた要綱など⁽¹⁾⁽²⁾を基礎として、これに改良を加えた方法⁽³⁾が多く使われている。1950年代以降、国内外で雷撃電流波形の観測が行われ、また1960年代後半以降、日本で500 kV二回線送電線が多数建設されて、高さ60～80 mの送電線の雷害事故実績が明らかになってきた⁽⁸⁾⁽¹¹⁾。

送電線の雷撃逆フラッシュオーバの発生を予測する際に想定する雷撃電流波頭長は、AIEE方式⁽⁴⁾、ほか⁽¹⁶⁾では4 μsを推奨し、また前記要綱など⁽¹⁾⁻⁽³⁾⁽⁹⁾では2 μsを多用し、EPRIの設計指針⁽¹⁰⁾は0.75～2.5 μs(電流で変化)を推奨している。波頭長2 μsと4 μsでは送電線の逆フラッシュオーバ発生率の予測計算に大きな差異を生ずる。一方、Bergerらの実測⁽⁸⁾で、雷撃電流が大きくなるほど累積50%波頭長が長くなることが明瞭となった。

また、著者らは日本で多用されている計算方式⁽²⁾⁽³⁾では、架空地線上に落雷点分散している実態を等価的に1/3～1/4が鉄塔頂に集中落雷し、残りは逆フラッシュオーバに関与しないと仮定しており、これは再吟味を要すると考えた。また、USAで発表されたEPRIの設計指針⁽¹⁰⁾の中で、雷撃電流波形を等価的なRAMP波に換算する計算方式は改良の余地がある。本論文では、この計算精度を上げ我が国の

275～500 kV二回線垂直配列送電線の事故実績を解析した結果、大電流領域(70～150 kA)では雷撃電流波頭長を4 μs程度で代表させれば、逆フラッシュオーバ事故実績と整合することがわかった。

2. 雷害事故実績からの検討

表1～表3に500 kV垂直二回線送電線の雷害事故統計⁽⁷⁾⁽⁸⁾⁽¹¹⁾を引用する。夏期雷地域(表1)においては、一線地絡、多相地絡ともに上、中、下相にほぼ一様に分布している。このことは逆フラッシュオーバの起

表1 500 kV二回線垂直配列、高高絶縁送電線の雷害事故実績⁽¹¹⁾

Table 1. Lightning performance of 500 kV double-circuit, balanced insulation transmission lines.

地 絡 相			件 数
一回線内にとどまる	1線地絡	上 相	10
		中 相	15
		下 相	16
		不 明	14
	多線	上 中	1
		中 下	1
		上 下	1
二回線にまたがる。	上 下	1	
	中 中	3	
	5 線	2*	

日本海側の500 kV送電線を除く。

1966年2月～1982年3月。延べ10,577 km・年。

*12月に発生。上上中中下。

表 2 500 kV 二回線垂直配列不平衡絶縁送電線の雷害事故実績⁽⁸⁾⁽¹¹⁾

Table 2. Lightning performance of 500 kV double circuit, unbalanced insulation transmission lines.

期 間		'66~'82	'80~'85
観測線路 km・年		2945.9	1741.6
地絡相		件 数	件 数*
一回線内にとどまる。	上 相	3 (H) + 14 (L)	7 (L)
	中 相	4 (H) + 15 (L)	1 (H) + 8 (L)
	下 相	10 (L)	6 (L)
	不 明	11	
	上中相	2 (L)	
	中下相	3 (L)	
	上下相	2 (L)	1 (L)
二回線にまたがる。	上中下	1 (H & L)	
	中中相	1 (H & L)	1 (H & L)
	上上中下	1 (H & L)	

H: 高絶縁側, L: 低絶縁側

* 全部夏期

表 3 500 kV 垂直二回線配列鉄塔の塔脚接地抵抗値と事故件数(8線路)冬期雷を含む⁽¹¹⁾

Table 3. The distribution of tower footing resistance of eight 500 kV double circuit lines.

接地抵抗(Ω)	鉄塔基数(基)	事故件数(件)
0~5	339	23 (5)
6~10	665	27 (5)
11~15	90	1 (1)
16~20	16	1
21~25	4	1 (1)
26~30	2	1 (1)
>31	2	0
不明		13 (2)

() 内は二回線にまたがる事故件数で内数

こりやすさが上, 中, 下相でほぼ同等であることを示している。次に, 不平衡絶縁 500 kV 送電線(表 2)の事故統計から, 遮へい失敗(導体直撃)によるフラッシュオーバー発生率を推論した。不平衡絶縁線路では 1 線逆フラッシュオーバーは低絶縁側に発生するはずであるから, 表 2 の中で高絶縁側(H で示す)の 1 線地絡は遮へい失敗であると推測される。表 2 の左側の欄では, 2,945.9 km・年あたりで 7 回, すなわち 0.23 回/100 km・年, 右側の欄では 1,741.6 km・年あたりで 1 回, すなわち 0.06 回/100 km・年であり, 4 倍の差がある。観測対象の線路こう長, 年数が十分でないこと, また総事故数も左側の欄は 2.31 回, 右側の欄は 1.38 回/100 km・年であって, 観測期間中の発雷に差があると考えられる。左右両欄を加重平均すれば

表 4 275 kV 二回線垂直配列, 高高絶縁送電線の雷害事故実績(架空地線 2 条)⁽²⁾

Table 4. Lightning performance of 275 kV double-circuit, balanced insulation transmission lines.

遮へい角	上相に対し 中相に対し	14~19° 17~25°	6~13° 12~16°
一回線にとどまる。	上 相 の み	6	10
	中 相 の み	22	18
	下 相 の み	3	2
	上相を含む 中相を含む 下相を含む	0 1 1	5 3 2
二回線にまたがる。	上相を企む 中相を含む 下相を含む	4 4 1	6 6 7
全事故率 100 km・年		1.54	0.96

0.17 回/100 km・年となる。不平衡絶縁送電線は, 雷雨の発生が平均的よりかなり多い場所に建設されていることを考慮して, 表 1 の中に含まれる遮へい失敗は $(0.06 \sim 0.23) \times 2$ (両側回線) を根拠として, $0.2 \sim 0.3$ 回/100 km・年であろうと推定した。従って, 表 1 の中で逆フラッシュオーバー発生は $(0.61 - 0.2 \sim 0.3) = 0.41 \sim 0.31$ 回/100 km・年と推定される。

不平衡絶縁線路の逆フラッシュオーバーは, 表 2 の左側から(総事故 68 件) - (高絶縁側 1 線地絡 7 件の 2 倍) = 54 件を 2945.9 km・年で除した 1.8 回/100 km・年と, 表 2 の右欄から(総件数 24 件) - (高絶縁側 1 線地絡 1 件の 2 倍) = 22 件を 1741.6 km・年で除した 1.3 回/100 km・年が発生実績と推定される。

表 4 に 275 kV 垂直二回線配列送電線の雷害事故統計を引用する⁽²⁾。1 線地絡は中相の事故率が上相, 下相に比べて著しく高い。一方, 多線地絡は上・中相にはほぼ同等に発生している。この統計から見て, 上・中相の逆フラッシュオーバーの発生しやすさは同等であり, 中相で 1 線地絡が多発しているのは, 遮へい失敗に起因するものであると推論できる。表 4 で, 中相の 1 線逆フラッシュオーバー発生率を上相と同等であるとすると, 表 4 の左欄の全逆フラッシュオーバー発生率は(1 線逆フラッシュオーバー 15 件と多線逆フラッシュオーバー 7 件)0.89 回/100 km・年と推論される。表 4 の右欄では, 同様に全逆フラッシュオーバー発生率は(1 線逆フラッシュオーバー 22 件と多線逆フラッシュオーバー 19 件)0.80 回/100 km・年と推論される。

また, 1980~85 年の全国統計⁽⁸⁾によると, 275 kV 2 回線送電線の雷害事故率は 0.79 回/100 km・年(架空地線 1 条の区間も含む)である。この中から架空地

線1条の区間(全調査対象の14%)を除き、かつ遮へい失敗による1線地絡を推定して除くと、逆フラッシュオーバー発生率は約0.64回/100km・年と推論される。

3. 事故率予測計算との対比

鉄塔逆フラッシュオーバーを発生させるに足る雷撃電流は次式で計算できる⁽¹⁾⁽²⁾。

$$I_L = \frac{k/\alpha \cdot V - E_p}{(K - C)Z_r} \dots \dots \dots (1)$$

ここで、

I_L : 鉄塔逆フラッシュオーバーが発生する平均電流。

Z_r : 塔頂に単位のサージ電流が侵入したときに塔頂の電位上昇を与える等価インピーダンス。

K : 上, 中, 下腕金の電位上昇と塔頂電位上昇の比。塔頂の波形と, 上, 中, 下腕金電位の波形は相似ではない⁽¹⁴⁾。

C : 架空地線(2~3条一括)と本線との結合率。衝撃コロナにより C が増大する。 C の増大は逆フラッシュオーバーを減少させることとなる。井上の実規模実験⁽¹³⁾を参照すれば、架空地線の電位が1.8 MV あたりで C が2~3%増大, 1 MV あたりで C が約1.5%増大する。本論文では、逆フラッシュオーバー発生率が若干過大に算定される傾向があっても論旨に差し支えないこと、また架空地線2条と本線の間のコロナによる C の増大について実規模実験結果がないことなどから、コロナによる C の増大に詳しく立入らないで、表6の $(K - C)$ を想定した。

E_p : 雷撃瞬時の交流電圧値。275~500 kV 垂直配列送電線は、線下地表面の静電誘導電圧を緩和するため逆相配列を採用していることが多い。このため、交流の二相の電圧のうち雷と逆極性で電圧が大きいほうの相が逆フラッシュオーバーを発生しやすい。 A と C' が上相, C と A' が下相のとき, A または A' 相が支配要因である位相は $1/6\pi \sim 7/6\pi$ で

$$\sqrt{2}/\sqrt{3} \cdot E \frac{1}{\pi} \int_{1/6\pi}^{7/6\pi} \sin \theta d\theta = 0.55\sqrt{2}/\sqrt{3} \cdot E$$

残りの時間は C または C' 相が支配要因となるので

$$\begin{aligned} \sqrt{2}/\sqrt{3} \cdot E \frac{1}{\pi} \int_{7/6\pi}^{13/6\pi} \sin(\theta - 4/3\pi) d\theta \\ = 0.55\sqrt{2}/\sqrt{3} \cdot E \end{aligned}$$

B, B' 相は平均すると0となる。従って, E_p とし ては, $0.55\sqrt{2}/\sqrt{3} \cdot E$ を採用した。

α : 気象条件による絶縁耐力低下係数。表1は夏期雷による事故が大部分であるので、気温上昇と送電線経過地の平均的な標高を考えて, $\alpha=1.1$ と仮定した。

k : 上, 中, 下相のがいし間に加わる電圧波形に対するフラッシュオーバー電圧の(標準インパルスをもととしたときの)上昇係数。本論文では、フルスケールギャップによる実験結果を引用して下記を用いた⁽¹²⁾。2×5 μs 波には1.25, 4×10 μs 波には1.18, 6×20 μs 波には1.12。

V : がいい装置の1×50 μs 波に対する50%フラッシュオーバー電圧(表6に V の例を示す)。

鉄塔逆フラッシュオーバーの発生を解析するには、厳密には鉄塔を4段モデルで、電線を多相モデルで構成し、上, 中, 下相のがいし間に加わる電圧波形を求めなければならないが、鉄塔の塔脚接地抵抗、高さ、鉄塔内サージ伝搬特性、雷撃点などにより膨大な組合せがあることになる⁽¹⁴⁾。本論文は、事故統計を説明できる雷撃電流波頭長を論ずることを目的としているので、必要かつ十分な範囲で計算を行うこととする。

〈3・1〉 鉄塔電位上昇の計算 波頭長6 μs まで計算するため、図1のように6径間を含むモデル送電線で、RAMP 波が塔頂に侵入したときの塔頂電位上昇をEMTP⁽²⁰⁾で計算し図2~図3に示す。鉄塔サージインピーダンスは100 Ω, 塔脚接地抵抗は5~30 Ω とした。鉄塔内サージ伝搬速度は鉄塔内サージ減衰との

表5 鉄塔高さに対する補正係数の試算
Table 5. Height correction factor from 66 kV Kinugawa Line to 275 and 500 kV lines.

	H_s	W	R	$2R + W$	比
鬼怒川線	15.3	5.7	86	178	1.00
275 kV	35.7	8.5	144	297	1.67
500 kV	65.7	21	209	440	2.47

波頭長6 μs まで計算するため、雷撃鉄塔の両側3径間を含めた。鉄塔、架空地線のサージ伝搬損失を模擬するため、片道伝搬後の波高値を減衰分だけ低減させている

図1 鉄塔頂電位上昇計算回路
Fig. 1. A model circuit adopted for calculation of the tower top voltage rise.

組合せが Z_r を支配するので、両者を個別に論ずることは本論文で必要ではない。一例として図2で、 $R_T=10\Omega$ 、 $T_f=2\mu s$ のとき、高さ70mの鉄塔において次の組合せはいずれも同一の $Z_r(36.7\Omega)$ を与える。

サージ伝搬速度 210 m/ μs 、減衰片道 0.248

240 0.270

280 0.289

〈3・2〉がいし間電圧と塔頂電圧の比 鉄塔が高くなることは、下腕金と大地間の距離が増すことを意味するから、(1)式のうちで K 、 C とともに増すことになる。かつ、腕金のサージ電位上昇波形は塔頂の波形と相似ではないので⁽¹⁴⁾、本論文では $(K-C)$ が最も大きい相において表6のようになるものとして計算した。〈4・2〉節に詳述するように、多数の実測や解析

RAMP波、波尾長 ∞ 、波頭長は2, 4, 6 μs 。 $R_T=10\Omega$ 。
サージ伝搬速度 210 m/ μs で表示

図2 鉄塔内のサージの減衰と、鉄塔頂電位上昇を与えるインピーダンス $Z_r(\Omega)$

Fig. 2. Relations between the calculated tower top voltage rise (Z_r) and attenuation of surge current along the steel tower, dependent on wave front time.

例は大部分この範囲にあるが、多少この範囲を超えても本論文の目的には差し支えない。

〈3・3〉雷撃電流の累積頻度 IKLは毎年、また数十年周期で大幅に変動する⁽¹⁾。本論文では、昭和20年代後半から30年代前半に鬼怒川線でIKLが30~35、昭和40年代後半から50年代に500kV、275kV線路のある地域の平均が15~20⁽²⁾、500kV不平衡絶縁線路のある地域は平均より若干高く20~25⁽²⁾であったと仮定した。対地雷撃数は文献(6)においてIKLに比例する説と、IKLの1.3乗に比例する説とが並記されている。鬼怒川線、超高压以上のある地域の平均、500kV不平衡絶縁地域の落雷

図2と同条件で R_T を5, 10, 20, 30 Ω に変化させた

図3 塔脚接地抵抗と鉄塔頂電位上昇を与えるインピーダンス $Z_r(\Omega)$

Fig. 3. Relations between the calculated tower top voltage rise (Z_r) and tower footing resistance (R_T).

表6 逆フラッシュオーバー発生頻度の計算に採用したパラメータ

Table 6. Parameters adopted for the study of backflashover probability.

電圧 (kV)	線路絶縁方式	50% V (kV)	鉄塔高さ サージ伝搬 速度	波頭長 (μs)	鉄塔内減衰	塔脚接地抵抗			
						$R_T=10\Omega$		$R_T=20\Omega$	
						$K-C$	Z_r	$K-C$	Z_r
500	平衡	2,170	70 m	2	0.27	0.53	36.7	0.55	40.0
				4	0.18	∩	25.0	∩	29.4
	不平衡	1,620	240 m/ μs	6	0.09	0.58	17.3	0.60	22.3
275	平衡	1,250	40 m	2	0.15	0.48	27.3	0.51	32.2
				4	0.10	∩	19.0	∩	24.2
			210 m/ μs	6	0.05	0.56	14.1	0.59	19.7

表 7 試算に採用した雷撃電流累積頻度分布
Table 7. Cumulative probability of lightning current adopted for the calculation.

雷撃電流 (kA)	落雷数/年・100 km	
	AIEE	鬼怒川線
49.5 超	6.22	7.2
63.4 超	3.11	4.9
81.6 超	1.55	2.6
111.0 超	0.62	1.25
134 超	0.31	0.70
158 超	0.16	0.45

頻度の比は(i)IKLの上の比(1:0.57:0.71), (ii)IKLの下(1:0.5:0.66), (iii)IKLの上の1.3乗の比(1:0.48:0.65), (iv)IKLの下(1:0.41:0.59)で四者はいずれも大きな差がないので, 四者を算術平均すると, 1:0.49:0.65となる。これから, 表6の鬼怒川線頻度に比して全国平均は1/2, 不平衡絶縁500 kVは平均2/3を仮定して事故発生率を予測した。

〈3・4〉 雷撃点の分布 鉄塔頂に半数, 径間中央に半数がそれぞれ集中して落雷するものと仮定した(〈4・3〉節に詳述する)。

〈3・5〉 雷撃頻度の鉄塔高補正 鬼怒川線は鉄塔高さが16 mであるので, 500 kV線路(鉄塔高さ70 m)の雷撃頻度に換算するために, Erikssonの方法⁽⁶⁾を使用した。これは, 送電線に対する下向き雷撃の頻度が $(2R+W)$ に比例するものとしている。

ここで, R : 等価吸引半径 $16.3 H_s^{0.61}$ (m), H_s : 送電線の有効高さ。鉄塔の高さから電線のたわみ度の2/3を差し引いたもの, W : 送電線路の実効幅(m)

鉄塔高補正係数は表5のように試算される。

表6のようなパラメータを用いて, 逆フラッシュオーバーを発生させるに足る電流を計算した。数値の例を下記に示す。

500 kV, 鉄塔高70 m, 塔脚接地抵抗10 Ω ,
平衡高絶縁, 波頭長2 μ sで107 kA, 4 μ sで151 kA, 6 μ sで189 kA
275 kV, 鉄塔高40 m, 塔脚接地抵抗10 Ω ,
平衡絶縁, 波頭長2 μ sで91 kA, 4 μ sで115 kA, 6 μ sで136 kA

これらの電流値と表7の雷撃電流頻度分布から, 逆フラッシュオーバー発生頻度を計算した結果を図4~図5に示す。表3から500 kV送電線で雷害事故が発生した鉄塔の大部分は, 塔脚接地抵抗が10 Ω 以下であった。図4から, 事故実績をよく説明できる雷撃電流波

図 4 波頭長と逆フラッシュオーバー発生率の関係(500 kV, $R_T=10 \Omega$)

Fig. 4. Relations between wave-front time and the calculated probability of back-flashover, compared with actual performance of 500 kV double circuit lines.

図 5 波頭長と逆フラッシュオーバー発生率の関係(275 kV, 平衡絶縁)

Fig. 5. Similar characteristics to Fig.4 for 275 kV lines.

頭長は約 $4\ \mu\text{s}$ (RAMP 波表示) である。275 kV 送電線は、塔脚接地抵抗が $10\sim 20\ \Omega$ の間に分布している⁽¹⁶⁾ ので事故実績をよく説明できる雷撃電流波頭長は、図 5 から約 $3.5\sim 4\ \mu\text{s}$ である。

4. 採用したパラメータの検討

〈4・1〉 鉄塔高さの補正係数 〈3・5〉節のように 500 kV で 2.47 を採用した。最も小さいものは、 $H^{0.5}$ に比例とする説⁽²⁾ で 2.03 となり、最も高いものは $(W+4H_s^{1.09})$ に比例するとする説⁽¹⁰⁾ で 4.65 になる。逆フラッシュオーバー発生率の計算値が本論文の試算より $4.65/2.43\approx 2$ 倍も大きくなると、波頭長 $2\ \mu\text{s}$ ではますます説明しにくい。

〈4・2〉 本論文で採用した $(K-C)Z_r$ の妥当性

(1) 式の分母は $(K-C)Z_r$ である。500 kV 実規模送電線で最近実測された結果⁽¹⁴⁾⁽¹⁸⁾ と本論文の方式で計算した値との比較を図 6 に示す。文献(14)の実測値は本論文の方法による計算値とほぼ一致する。文献(18)の実測値は計算値より約 10% 低い。文献(18)の著者らは実測値と鉄塔の各種モデルによる解析の比較を試み、その著者らが最も適切であるとした 4 段鉄塔モデルによる $(K-C)Z_r$ の計算値は実測値を約 5% 上回っている。本論文の方式による計算結果は、文献(18)の著者らの解析とよく一致している。これらの実測との対比から、本論文で採用した $(K-C)Z_r$ は妥当な値であると考ええる。

275 kV 送電線において、架空地線を取付けた状態

図 6 ホーン間電圧の実測値と計算値の比較 (架空地線 2 条, $240\ \text{m}/\mu\text{s}$)

Fig. 6. Comparison of field test results and estimated surge voltage across an insulator string.

の実測値がないが、鉄塔単体の実測値が多数あるので⁽¹⁾、鉄塔サージインピーダンスは $100\ \Omega$ 、伝搬速度は $210\ \text{m}/\mu\text{s}$ とし、伝搬損失は 500 kV 鉄塔の伝搬損失を高さ比例になるものと推論して計算した。

〈4・3〉 落雷点の分布 鉄塔から離れた架空地線

上に落雷があったときは、至近鉄塔頂の電位上昇は、鉄塔頂直撃の場合に比べて小さくなる。雷撃点と鉄塔頂の距離 (L) と、同一雷撃電流に対する鉄塔頂電位上昇の関係を図 7 の計算回路で求めた。鉄塔高さ 80 m (伝搬速度 $240\ \text{m}/\mu\text{s}$) と 40 m (同 $210\ \text{m}/\mu\text{s}$)、架空地線 1 条でそのサージインピーダンスは $500\ \Omega$ 、架空地線上のサージ減衰は $0.15/350\ \text{m}$ 、雷撃電流波頭長は $2, 4, 6\ \mu\text{s}$ 、RAMP 波とした。その結果を図 8 に示す。鉄塔高、波頭長、鉄塔内サージ減衰のパラメー

波頭長 $6\ \mu\text{s}$ まで計算するため雷撃径間の両側 4 径間を含めた。
図 7 架空地線径間落雷のときの至近鉄塔頂電位上昇計算回路

Fig. 7. A model circuit to calculate the tower top voltage rise when a lightning stroke hit the shielding wire.

図 8 架空地線径間落雷点の位置と鉄塔頂電位上昇の相対値 (塔頂雷撃のときを 1 とする)

Fig. 8. Relation between the tower top voltage rise and the distance from the tower to the hit point on the shielding wire.

- A: 架空地線上に均等に落雷
 B: 全雷撃の1/2が鉄塔頂に、残り1/2は径間中央に集中して落雷
 C: 全雷撃の1/2が鉄塔頂に集中して落雷し、残りは鉄塔逆フラッシュオーバーに関与しないと仮定

図9 雷撃点の分布の仮定と逆フラッシュオーバー事故率計算値との関係

Fig. 9. The comparison of back-flashover probabilities which are calculated under three different assumptions on the distributions of lightning stricken points along the shielding wire.

タの変化があっても、ほぼ類似の傾向を示す。架空地線上に均等に落雷があると仮定したときの鉄塔逆フラッシュオーバー発生率を A とする。架空地線と鉄塔頂の全落雷の1/2が鉄塔頂に集中し、残り1/2は径間中央に集中して落雷したものと仮定したときの鉄塔逆フラッシュオーバー発生率を B とする。

適切な比は鉄塔逆フラッシュオーバーが発生する最小雷撃電流値と採用する雷撃電流頻度分布によって変化するが、図9のように、鬼怒川線頻度のとき B/A はおよそ1.1となる。実際は架空地線上に均等に落雷するのではなく、電線のたわみ度のため鉄塔近辺のほうがやや密になるとする考え方⁽¹⁰⁾もあるので、本論文で図9の B を採用して試算したことは適切であると考えられる。

雷撃電流の平均波頭長を $2\mu\text{s}$ と仮定した計算値と事故実績を合わせるために〈4・1〉〜〈4・3〉節を調整して希望の事故率に合わせることもできないわけではないが、次章の実測結果と著しいかい離を生ずることになる。

5. 雷撃電流波形の実測結果との対比

独立高鉄塔で夏期雷を実測し、かつ上向きのリーダを伴う落雷を分別しているものは Berger の San Salvatore の実測⁽⁵⁾ である。

Berger の実測結果を Anderson らが解析した結果⁽⁶⁾ は、負極性第一雷撃について

$$S_{30} = 3.2 I^{0.25} (\text{kA}/\mu\text{s}) \quad (\sigma_{s/I} = 0.61)$$

$$S_m = 3.9 I^{0.55} (\text{kA}/\mu\text{s}) \quad (\sigma_{s/I} = 0.54)$$

$$I(50\%) = 31.1 \text{ kA}, \quad I(5\%) = 68.5 \text{ kA}$$

負極性第二雷撃以降については図10の注参照。

ここで、 S_{30} : 波高値の30%と90%の点を結ぶ直線の傾斜 ($\text{kA}/\mu\text{s}$), S_m : 波頭部の最大の電圧上昇率 ($\text{kA}/\mu\text{s}$)

超高圧以上の送電線で逆フラッシュオーバーを発生させるには、第二雷撃以降は電流値が小さすぎる。第一雷撃は、電流値が大きくなるほど波頭長が長くなり、100 kA では S_{30} が $10.1 \text{ kA}/\mu\text{s}$ にすぎない。

Berger の実測結果による代表的波形は図11右上のようなもので、CIGRE 波と称される⁽⁶⁾⁽¹⁴⁾。CIGRE 波の規約波頭長は $1.67 T_{30}$ である。

鉄塔頂電位上昇を与えるインピーダンス Z_r を CIGRE 波と RAMP 波で比較したものが図11であり、CIGRE 波と同等の Z_r を与える RAMP 波の波頭長は、CIGRE 波の $1.0 \sim 0.75$ である。雷撃電流 100 kA では、図10から S_{30} は $10.1 \text{ kA}/\mu\text{s}$ 、従って CIGRE 波の規約波頭長は $9.9 \mu\text{s}$ 、これと同等の Z_r を与える RAMP 波の波頭長は図11から $6 \mu\text{s}$ よりは大きい。

Berger らの実測を総括すれば、(i) 電流波頭長は電流波高値と密接な相関があり、電流が大きくなると波頭長が長くなる、(ii) $70 \sim 150 \text{ kA}$ というような大電流については、平均的な波頭長は等価 RAMP 波で $7 \sim 8 \mu\text{s}$ となるはずである。

Berger らの実測は、電流波頭長と電流波高値は顕著な相関が認められるから、電圧が低い ($66 \sim 110 \text{ kV}$ など) 送電線の逆フラッシュオーバーは電流波頭長 $2 \mu\text{s}$ と仮定すればよく説明できるとする経験に基づけば、超高圧以上の送電線で逆フラッシュオーバーを発生させる電流領域 (70 kA 以上) では、中心的な波頭長は $2 \mu\text{s}$ よりかなり長いはずである。仮に第4章で論述したようにパラメータを組み合わせて超高圧以上でも波頭長 $2 \mu\text{s}$ で整合させても、それは Berger らの実測によって示された雷撃電流値と電流波頭長に著しい相関がある事実と整合しない。

6. 波頭長が $2 \mu\text{s}$ であると仮定した文献と異なる結論を得た原因

文献(2)、(3)は、鉄塔逆フラッシュオーバーに関与する雷撃比率を過小に見積もっている。文献(2) p. 208には、雷撃電流波頭長を $2 \mu\text{s}$ に固定して雷害事故率計算値を逆フラッシュオーバー事故実績と整合させるために

図 10 Berger の雷撃電流と波頭しゅん度実測値

Fig. 10. Relation between the wave-front steepness (S_{30} , S_m) and lightning current amplitude, measured by Berger.

$Z_1 = 7.5 \text{ m}$, $220 \text{ } \Omega$, $Z_2 = Z_3 = 14.5 \text{ m}$, $220 \text{ } \Omega$
 $Z_4 = 43 \text{ m}$, $150 \text{ } \Omega$, サージ伝搬速度 $300 \text{ m}/\mu\text{s}$
 $L_1 = 5.35 \text{ } \mu\text{H}$, $L_2 = L_3 = 10.34 \text{ } \mu\text{H}$
 $L_4 = 17.74 \text{ } \mu\text{H}$, $R_1 = 10.09 \text{ } \Omega$, $R_2 = R_3 = 19.5 \text{ } \Omega$
 $R_4 = 33.5 \text{ } \Omega$, $R_T = 10 \text{ } \Omega$, 鉄塔高 79.5 m , 径間 350 m , 電線八相セミアンモデル⁽¹⁹⁾
 信頼時間 $11.7 \text{ } \mu\text{s}$

図 11 CIGRE 波と RAMP 波による塔頂電位上昇の差

Fig. 11. Comparison of the tower top voltage rise caused by RAMP waves and CIGRE waves.

は、鉄塔頂への雷撃比率を 1/3 とし、残りは鉄塔逆フラッシュオーバーに関与しないと仮定することが必要であるとしている。文献(3)では鉄塔頂への雷撃比率を 25% とし、残りは鉄塔逆フラッシュオーバーに関与しないと仮定している。ちなみに文献(1)では鉄塔頂へ 50%, 文献(9), (10)では鉄塔頂へ 60% とし、残りは逆フラッシュオーバーに関与しないと仮定している。この見解の差は、本稿の図 7~図 9 のように、サージの往復反射の計算結果で解明した。そのうえ、鉄塔近辺は径間中央よりも架空地線地上高がたわみ度相当分だけ高いから、図 9 の計算結果よりも更に鉄塔頂落雷頻度が高くなる傾向があろう。従って、〈4.3〉節の結果または文献(1), (9), (10)の仮定のほうが、文献(2), (3)の仮定より合理的である。

文献(10)では、雷撃電流波頭の最大 dI/dt と同一しゅん度の RAMP 波を使えば実用上十分であるとしている〔文献(10)p. 550〕。例えば、電流の波頭しゅん度は 50 kA で約 $30 \text{ kA}/\mu\text{s}$, 100 kA で約 $50 \text{ kA}/\mu\text{s}$, 200 kA で約 $70 \text{ kA}/\mu\text{s}$ を適切であるとしている(同 p. 552)。すなわち、この文献では図 10, 図 11 の S_m とほぼ同一しゅん度の RAMP 波を使えば実用上等価であるとしている。例えば、図 10 において電流 50 kA に対応する最大波頭しゅん度 (S_m) は約 $30 \text{ kA}/\mu\text{s}$, S_{30} は $8.5 \text{ kA}/\mu\text{s}$ であるから、規約波頭長は約 $5.8 \mu\text{s}$ である。図 11 から、規約波頭長約 $5.8 \mu\text{s}$ の CIGRE 波と同等の Z_r を与える RAMP 波の波頭長を外挿すると約 $4 \mu\text{s}$ となる。すなわち、電流 50 kA に対応する RAMP 波の波頭長は $4 \mu\text{s}$ とすべきところを文献(10)は $50 \text{ kA} \div 30 \text{ kA}/\mu\text{s} = 1.6 \mu\text{s}$ と想定していることになる。しゅん度を過大誤認すれば、それを使って計算した逆フラッシュ発生率は過大になるはずであるが、USA においては超高压以上の送電線の大部分は水平配列一回線送電線であり、鉄塔高さが低いこと、鉄塔上半部の構造が 2 脚になっているために垂直二回線配列鉄塔に比べて鉄塔インピーダンスの影響が小さく、事故実績と計算値との間に顕著な差が出る要因となっていない可能性が大きい。

文献(9)は、上記の文献(10)の結果を引用し波頭長 $2 \mu\text{s}$ を適切であるとしている。

7. 結 言

著者らの論旨を要約すれば次のとおりである。

(1) 鉄塔逆フラッシュオーバーの予測計算に採用している仮定中に、EMTP で正確に解明できる事項がある。日本においては、架空地線上の落雷の全数の 1/3 ~ 1/4 が鉄塔頂に集中落雷して残り (2/3 ~ 3/4) は鉄塔

逆フラッシュオーバーに関与しないと仮定している計算例が多いが、これは半々のほうが適切である。

また、USA では雷撃電流波頭部の最大しゅん度 (S_m) と同一しゅん度の RAMP 波を使って逆フラッシュオーバーを解析すれば実用上十分であるとしている計算方式があるが、規約波頭長に対応するしゅん度 S_{30} (波高値の 30% と 90% の点を結ぶ直線のしゅん度) の (1~1.4) 倍を採用することが適切である。図 10 から、雷撃電流 50~100 kA の範囲では、 S_m は (4~4.8) S_{30} である。従って、 S_m と同一しゅん度の RAMP 波を使うことは (4~4.8)/(1~1.4)、すなわち 2.5~4 倍過大なしゅん度の RAMP 波を使ったことに相当する。

(2) 著者らは、EMTP を使用して、日本の 500 kV および 275 kV 垂直二回線配列送電線の事故率を解析した結果、雷撃電流を RAMP 波で代表させたときには 70~150 kA で波頭長を約 4 μ s と仮定すれば計算値が実績と整合することがわかった。

(3) 最近の独立高塔頂における雷撃電流実測結果⁽⁵⁾によると電流波高値と波頭長は密接な相関があり、雷電流値が大きくなるほど波頭長が長くなることを示している。275~500 kV 送電線に逆フラッシュオーバーを発生させるに足る電流は 70 kA 以上で、このような大電流領域の波頭長は上記の実測によれば数 μ s 以上の長波頭である。これらの独立高鉄塔頂の実測結果から見ても、平均波頭長を 2 μ s 程度と仮定している解析法⁽¹⁾⁻⁽³⁾⁽⁹⁾⁽¹⁰⁾は見直すべきものとする。

(4) 雷撃電流は各種の波頭長のものが混在するので、全数を平均的な単波頭長で代表させるよりは多数の代表的な波頭長の集合として取扱うほうが合理的であることはいうまでもない⁽¹⁵⁾。また雷撃電流波頭長は波高値と密接な相関があるので、波高値の範囲を多数に区分してその区分ごとに波頭長を論ずるべきである。電流の大小にかかわらず全雷撃を一括して統計処理すると、小さい電流に特有の短い波頭長が、大きい電流のときにも起こりうるというような、あり得ない組み合わせを取込んだ計算をすることになる恐れがある⁽¹⁷⁾。

本論文に引用した資料は、電力中央研究所送配電部鈴木俊男部長、井上敦之専門役、佐々木三郎 絶縁研究室長、同所塩原実験場岸嶋 勇場長、同所赤城試験センター青島好英課長そのほか多数の方々から頂戴した。銘記して厚くお礼を申し上げる。

(平成元年 7 月 11 日受付、同 2 年 5 月 8 日再受付)

文 献

- (1) 耐雷設計基準委員会：「送電線耐雷設計基準要綱」，電力中研報告，71037(昭 46)

- (2) 耐雷設計基準委員会：「送電線耐雷設計ガイドブック」，同上，175031(昭 51)
- (3) 井上：「送電線雷害事故率予測計算法」，同上，T 87089(昭 63)
- (4) AIEE Committee：「A Method of Estimating Lightning Performance」，*AIEE Trans. Power Apparatus Syst.*, PAS-69, 1187(1950)
- (5) K. Berger, R. Anderson: & "H. Kröninger; "Parameters of Lightning Flashes", *Electra*, No.41, 23(1975)
- (6) R. Anderson & A. Eriksson; "Lightning Parameters for Engineering Application", *ibid.*, No.69, 65(1980)
- (7) 雷害事故調査委員会：「15 箇年(昭和 40~54 年度)の送電線雷害事故の集計」，電力中研委員会報告，18002, 36(昭 56)
- (8) 耐雷技術委員会：「送電線雷害事故統計(昭和 55~59 年度)」，同上，T 86803(昭 62)
- (9) IEEE-WG：「A simplified method for estimating lightning performance」，*IEEE Trans. Power Apparatus Syst.*, PAS-104, 919(1985)
- (10) J. J. La Forest, et al.: "Transmission Line Reference Book p.552 (1982) Elec. Power Research Inst.
- (11) 沢田・鈴木，他：「187 kV~1000 kV の交流送電線の電氣的設計ガイドブック」，電力中研総合報告，T 02, 65(昭 61)
- (12) 岸嶋・熊谷：「鉄塔逆フラッシュオーバーの事故様相に関する実験」，電力中研研究報告，177066(昭 53)
- (13) 井上：「複導体架空送電線路における高電圧進行波の減衰変わり特性」，電学論 B, 97, 757(昭 52-12)
- (14) 電力系統のサージ解析調査専門委：電力系統における雷サージ解析の新技术」，電気学会技報(II 部)，No.244(昭 62)
- (15) J. Clayton, & F. Young: "Estimating Lightning Performance of Transmission Lines", *AIEE Trans. Power Apparatus Syst.*, PAS-83, 1102(1964)
- (16) 川合：「送電線の不平衡絶縁の設計指針」，電力中研報告，電力 63014, 34(昭 38)
- (17) J. G. Anderson: "Monte Carlo Computer Calculation of Transmission Lines", *AIEE Trans. Power Apparatus Syst.*, PAS-80, 414(1961)
- (18) 松原，他：「500 kV 新いわき線の雷サージ特性」，電力中研依頼報告，T 88503(昭 63)
- (19) 絶縁設計合理化専門委：「絶縁設計の合理化」，電気協同研究，44, No. 3, 3, 26(昭 63)
- (20) 日本 EMTP 委員会：Electro Magnetic Transmission Program Theory Book(昭 62)

有働 龍夫 (正員)

大正 14 年 9 月 15 日生。昭和 24 年 3 月東京大学第二工学部電気工学科卒業。電力中央研究所において高電圧試験，送電線路絶縁の研究に従事。同所電力技術研究所長，理事を経て現在は特別顧問。工学博士。57 年電気学会東京支部長，41, 48, 49 年同編修理事。44 年電力賞，29, 37, 58 年進歩賞，同 39 年論文賞受賞。IEEE フェロー。

松原 廣治 (正員)

昭和 26 年 1 月 14 日生。46 年 3 月八戸工業高等専門学校卒業。同年 4 月(財)電力中央研究所入所，現在に至る。主として，電力系統の過電

圧解析の研究に従事。