変電所に生じる電力線直撃雷サージ過電圧の検討

正員 高見 潤 正員 成田知己 正員 岡部成光 (東京電力)

Study of Lightning-Surge Overvoltages at Substation due to Direct Lightning Strokes to Phase Conductors

Jun Takami, Member, Tomomi Narita, Member, and Shigemitsu Okabe, Member
(Tokyo Electric Power Company)

Lightning observations have been made to study the lightning phenomena on UHV designed transmission line. And many shielding failures not to be predicted by the conventional shielding theory have been observed.

This paper describes the study of lightning-surge overvoltages at substations caused by direct lightning strokes to phase conductors on transmission lines. The overvoltages were evaluated to compare with the overvoltages due to back flashover and the lightning impulse withstand voltage. The direct lightning current used for the calculation was set up by the analysis of a result of observation. And, this report explains effects of capacitance of a transformer and an arrester upon overvoltages at a primary terminal of a transformer. Transient calculations were performed by the EMTP.

キーワード: 変電所, 雷サージ過電圧, 遮へい失敗, 電力線直撃雷, EMTP

Keywords: substation, lightning-surge overvoltage, shielding failure, direct lightning stroke to phase conductor, EMTP

1. まえがき

今日, UHV 送電計画⁽¹⁾をはじめとする電力系統の高圧化・大容量化が進む中, 送変電設備のコスト低減を指向した合理的な絶縁設計が各方面で検討されている⁽²⁾。電力機器の絶縁設計で, 特に重要となるのが雷サージ電圧を正確に予測することである。変電所での雷過電圧解析は EMTP (Electro-Magnetic Transients Program) を用いて行われ, 雷撃条件は, 「変電所から見て第一鉄塔に雷撃し, 上相で逆フラッシュオーバーが発生してサージが変電所に侵入する場合」が標準とされている⁽³⁾。これは同じ発生頻度でみた場合, 逆フラッシュオーバー時に発生する侵入雷サージ過電圧が直撃雷時に比べて大きいとの評価によるものであるが, 直撃雷サージ過電圧に関しては詳細な検討例がまだ少ない。

近年, UHV 設計送電線 (一部 500kV 設計送電線) において, 落雷から変電所侵入サージにいたる系統を一貫した雷現象の観測が行われ⁽⁴⁾⁽⁵⁾, 遮へい失敗による電力線への直撃雷の発生が確認されている。直撃雷の原因として, UHV 設計送電線が山岳地を通過していることや, 従来の送電線よりも鉄塔高が高く相間距離も大きいことが考えられるが, 観測結果より従来の遮へい理論では説明できない遮へい失敗の発生も明らかになってきた⁽⁶⁾。これまでの直撃雷過電圧解析で用いられる想定直撃雷電流値には, Armstrong 氏と

Whitehead 氏が提案した遮へい理論 (A-W 理論)⁽⁷⁾に基づき算出した値が採用されているが, 従来の遮へい理論と観測結果で異なる傾向が見られ, 従来の想定直撃雷電流値よりも観測結果から求めた推定電流値の方が大きくなる結果⁽⁸⁾が得られている。

そこで本論文では, 観測結果より得られた想定直撃雷電流値を用いた EMTP 解析により, 直撃雷時に UHV 系統変電所内の GIS および変圧器に発生する過電圧について詳細な検討を行った。検討では, GIS および変圧器に発生する直撃雷過電圧波形を算出し, 逆フラッシュオーバー時および LIWV (雷インパルス試験電圧)⁽⁸⁾印加時の過電圧波形と相互比較することにより直撃雷を絶縁協調の観点から評価した。また, 最大発生電圧と雷撃電流または変圧器キャパシタンスの関係を示し, 最大過電圧発生メカニズムについても検討を加えた。なお, 解析には ATP-EMTP を用いた。

2. 解析条件

UHV 設計送電線と UHV 設計変電所を解析対象とした。図 1 に UHV 送電線の解析用回路を, 図 2 に UHV 変電所の解析用回路を示し, 表 1 に解析条件を記す⁽⁹⁾⁽¹⁰⁾。鉄塔モデルは 4 段モデルを使用し, UHV 鉄塔での実測に基づく定数を使用した⁽¹¹⁾。また, 解析結果に大きく影響する避雷器モデルは IEEE で提案されたモデル⁽¹²⁾を使用しており, その他

図 1 送電線の解析用回路

Fig. 1 Transmission line circuit for lightning surge analysis

図 2 変電所の解析用回路

Fig. 2 Substation circuit for lightning surge analysis

表 1 解析条件

Table 1 Conditions of calculations

雷撃現象	位置	直撃雷	第1鉄塔上相電力線
		逆フラッシュオーバ	第1鉄塔雷撃による上相逆フラッシュオーバ
	雷撃電流	直撃雷	36kA, 1/70 μ s ランプ波 変圧器過電圧解析では、この他に 10/70 μ s, 1/200 μ s ランプ波も使用
		逆フラッシュオーバ	200kA, 1/70 μ s ランプ波
	雷道インピーダンス		400 Ω
	交流位相		交流重畳電圧なし
送電線路	フラッシュオーバ		リーダ法に基づく非線形インダクタンスモデル ⁽¹³⁾
	送電線		8相 Semlyen モデル
	鉄塔		鉄塔 4 段モデル ⁽¹¹⁾ (定数は実測から決定), 接地抵抗 10 Ω
	引留鉄構		2 段モデル, 接地抵抗 4 Ω
	コロナ変歪		第一鉄塔雷撃では、影響が小さいと考えられ考慮しない
変電所	オール GIS 二重母線 4 ブスタイ方式 4 回線 4 バンク		
	回路	構成 I	引込み口遮断器開放
		構成 II	1 回線-1/4 母線-1 変圧器
	GIS		単相分布定数線路, 無損失線路 サージインピーダンス 91 Ω
	遮断器		投入時は, GIS と同等 解放時は, π 型キャパシタンス模擬
	変圧器		キャパシタンス模擬 内鉄型 16600pF - 2 次側短絡状態
	ブッシング		キャパシタンス模擬 300pF
	避雷器		急峻波特性を考慮したモデル ⁽¹²⁾ ($V_{10kA} = 1550$ kV)

の機器モデルは基本的に 500kV 以下系統における JEC LIWV 制定時の考え方⁽¹⁴⁾を踏襲し, UHV 機器の基本特性に合わせて定数を見直している⁽¹⁵⁾。

想定直撃雷電流値 36 kA は, 逆フラッシュオーバ解析での雷撃電流 200 kA と発生確率が同程度となる累積頻度 0.3%電流値を直撃雷の観測結果から算出したもので, 参考文献(6) による。なお, 36kA の直撃雷では一般に鉄塔アークホーンで順フラッシュオーバが発生するが, 第1鉄塔付近への直撃雷を想定した場合は変電所入口 GIS 端での負反射により, アークホーン間電圧が抑制されるため順フラッシュオーバが発生しないケースが考えられる。

変電所の回路構成について, GIS 過電圧解析では, GIS に高いサージ電圧が発生する回路構成 I を, また変圧器過電圧解析では, 変圧器端に高いサージ電圧が発生する回路構成 II を用いた。今回の解析では, 逆フラッシュオーバ時過電

(a-1) 直撃雷による発生過電圧

(a-2) 直撃雷による発生過電圧 (波頭部)

(b-1) 逆フラッシュオーバによる発生過電圧

(b-2) 逆フラッシュオーバによる発生過電圧 (波頭部)

図 3 GIS 発生過電圧

Fig. 3 Overvoltage waveforms on GIS

圧と直撃雷過電圧の相対評価を主たる目的とし, また現象を理解しやすくするため交流重畳電圧を考慮していない。従って, 発生過電圧は試験電圧検討時⁽⁹⁾より低い値となる。

3. 解析結果

GIS の送電線引込み口（ブッシング端）、引込み線中間点、引込み口遮断器端および変圧器一次端子に発生する電圧を EMTF 解析により求めた。

＜3.1＞ GIS に発生する過電圧 直撃雷および逆フラッシュオーバー時に、GIS に生じる過電圧を図 3 に示す。図 3 (a)より、直撃雷時の電圧波形は、避雷器の動作により立ち上がり部のスパイク状波形を除いて、ほぼ 1570 kV 一定値を示している。継続時間は侵入サージの波尾長に依存しており、図 3 (b)の逆フラッシュオーバー過電圧波形に比べ長い。直撃雷時の最大過電圧は引込み線中間点で発生しており、2073 kV を示している。引込み線の両端電圧は 1800 kV 程度であるが、わ

ずかに遮断器端電圧の方が低い。

一方、図 3 (b)では、逆フラッシュオーバー時の侵入サージ波形が短波尾長であることから、電圧波形は最初の立ち上がりから約 $4 \mu\text{s}$ 後には大きく低下する。最大過電圧は引込み口遮断器端で発生しており、電圧値は 2162 kV を示している。送電線引込み口および引込み線中間の過電圧は 1670 kV 程度である。

GIS の各過電圧検出箇所について、最大過電圧の発生条件をまとめると次のようになる。

- ・送電線引込み口では、直撃雷時に最大を示す。
- ・引込み線中間電圧では、直撃雷時に最大を示す。
- ・遮断器端電圧では、逆フラッシュオーバー時に最大を示す。
- ・過電圧最大値は、逆フラッシュオーバー時の遮断器端に発生している。

＜3.2＞ 変圧器に発生する過電圧 変圧器一次端子に現れる過電圧について検討する。図 4 に直撃雷時の雷撃電流波形を変化させた場合の発生過電圧を示す。

いずれの波形も、立ち上がり部でスパイク状波形が現れた後、避雷器の制限電圧とほぼ等しい一定値を示している。

過電圧の最大値は、スパイク状波形が現れたときに発生し、それぞれの波形を比較すると、標準波雷撃および長波尾雷撃の場合が高く、1830 kV である。これに対し、緩波頭雷撃では最大過電圧 1591 kV と低い値を示している。それぞれの

(a) 標準波雷撃 1/70 μs の場合

(b) 緩波頭雷撃 10/70 μs の場合

(c) 長波尾雷撃 1/200 μs の場合

図 4 直撃雷による変圧器過電圧

Fig. 4 Overvoltages at a transformer due to shielding failure

図 5 逆フラッシュオーバーによる変圧器過電圧

Fig. 5 Overvoltage at transformer due to back flashover

図 6 雷インパルス試験電圧波形

Fig. 6 Waveform of lightning impulse withstand voltage

最大過電圧を時刻 $10\mu\text{s}$ の電圧値で規格化すると、標準波雷撃および長波尾雷撃では 1.21 倍、緩波頭直撃雷では 1.08 倍である。時刻 $10\mu\text{s}$ の電圧値は避雷器の制限電圧とみなせるから、雷撃電流の波頭長が短い場合に高い過電圧が変圧器に発生していることがわかる。このスパイク状波形の発生メカニズムについては 4 章で検討する。

図 5 に逆フラッシュオーバー時の過電圧波形を、図 6 に雷インパルス試験電圧波形を示す。図 5 では、最大過電圧が最初のピーク時に発生しており、その値は 1520 kV である。また周期 $10\mu\text{s}$ 程度の早い振動が見られるが、減衰が大きく約 $100\mu\text{s}$ 後には、ほぼ零まで減衰している。

図 6 の雷インパルス試験電圧波形は、波高値 1950 kV、波頭長 $1.2\mu\text{s}$ 、波尾長 $50\mu\text{s}$ の二重指数関数で表される。直撃雷過電圧が、避雷器制限電圧 V_{10kA} 1550 kV 程度の高い電圧で継続時間が長いのに対し、試験電圧は減衰が大きく高電圧での継続時間が短い。このように雷インパルス試験電圧波形は、直撃雷過電圧波形と明らかに特徴が異なっている。

今回の検討では、変圧器の一次端子に発生する電圧を見てきたが、直撃雷時と逆フラッシュオーバー時では発生過電圧波形が異なることから、直撃雷による変圧器内部過電圧についても検討が必要になると考えられる。

変圧器過電圧について、解析結果のまとめを以下に示す。

- ・直撃雷による一次端子過電圧は、立ち上がり部スパイク状波形のピーク時に最大となる。
- ・逆フラッシュオーバー過電圧よりも、直撃雷過電圧の方が過酷となる可能性が示された。
- ・直撃雷過電圧波形は避雷器制限電圧での継続時間が長く、減衰が大きい逆フラッシュオーバー過電圧および雷インパルス過電圧波形とは特徴が異なっている。

〈3.3〉最大過電圧と絶縁協調 GIS および変圧器に発生する最大過電圧を表 2 にまとめた。GIS 過電圧での()内は逆フラッシュオーバー時の GIS 遮断器端過電圧 2162 kV で規格化したものである。また、変圧器過電圧での()内は逆フラッシュオーバー時過電圧 1520 kV による規格値を示す。

GIS の送電線引込み口および引込み線中間では、直撃雷過電圧が逆フラッシュオーバー過電圧を上回るが、どちらも逆フラッシュオーバー時の遮断器端過電圧以下である。一方、変圧器一次端子に関しては、直撃雷時に逆フラッシュオーバー過電圧を上回る過電圧が発生している。

これらの最大過電圧を基に絶縁協調について検討を加える。近年、絶縁合理化の検討が積極的に進められ、絶縁協調を検討する上で重要となる耐雷設計については、落雷時に系統に発生する過電圧をベースに試験電圧 (LIWV) が設定されている。わが国の雷サージ解析では電圧階級別に想定雷撃電流が規定されているが、これは逆フラッシュオーバーを条件とするものである。直撃雷過電圧の検討内容を絶縁協調の観点からまとめ、以下に記す。

表 2 最大過電圧

Table 2 Maximum overvoltages

検出箇所		直撃雷	逆フラッシュオーバ
GIS 過電圧 [kV]	送電線 引込み口	1823 (0.84)	1675 (0.77)
	引込み線 中間	2073 (0.96)	1654 (0.77)
	遮断器	1771 (0.82)	2162 (1.00)
変圧器 過電圧[kV]	一次端子	1830 (1.20)	1520 (1.00)

・GIS では、逆フラッシュオーバー時の引込み口遮断器端に最大電圧が発生しており、従来どおり逆フラッシュオーバー過電圧をベースに LIWV を設定するのが適当と考えられる。

・変圧器では、直撃雷時に最大電圧が発生しており、LIWV の設定には直撃雷過電圧についても詳細な検討を行う必要がある。

ただし、今回の検討では交流重畳電圧を考慮しておらず、結果を LIWV など耐雷設計に直接反映させることは不適当である。また、避雷器の雷過電圧に対する処理エネルギーは、引込み口遮断器解放時に最大になるが、図 3 の直撃雷過電圧発生時で 1.1 MJ 程度、逆フラッシュオーバー過電圧発生時では数 kJ であり、逆フラッシュオーバー時に比べ直撃雷時の処理エネルギーは大きくなっている。今後、雷撃位置などパラメータを変更させて検討を行う予定である。

4. 過電圧発生メカニズム

変電所には避雷器が配置されており、変電所内に発生する過電圧は一定値以下に抑制されるが、図 3、図 4 に見られるように GIS および変圧器端などでは発生電圧の波頭部にスパイク状の波形が現れ、避雷器制限電圧以上の過電圧を生じる現象が見られる。本章では、変圧器を中心にスパイク状波形の発生メカニズムについて検討する。なお、避雷器には IEEE モデル⁽¹²⁾⁽¹⁵⁾を使用し、変圧器はキャパシタンスで模擬している。

〈4.1〉GIS 過電圧発生メカニズム 回路構成 I において、図 3 より直撃雷時の最大過電圧は引込み線中間点に発生している。これは、波頭長が長く継続時間も長い直撃雷の場合、引込み線の両端に設置された避雷器によって送電線引込み口と遮断器端の過電圧は抑制され、引込み線中間点に反射波の重ね合わせにより最大過電圧が発生したものと考えられる。一方、侵入雷サージ波形の波頭部が急峻で継続時間が短くなる逆フラッシュオーバーの場合、遮断器端に設置された避雷器の急峻波特性により、一時的に避雷器制限電圧が上昇し、遮断器端に最大過電圧が発生したものと考えられる。

図7 変圧器一次端子電圧 — 直撃雷電流特性
Fig. 7 Overvoltage – lightning current characteristics

＜4.2＞ 変圧器過電圧発生メカニズム

＜4.2.1＞ 直撃雷電流特性 直撃雷電流波形を $1/70\mu\text{s}$ ランプ波とし、波高値を $0 \sim 40\text{kA}$ まで 2kA 毎に変化させた場合、変圧器一次端子に発生する電圧波形および最大電圧特性を図7に示す。電流波形以外の条件は、2章と同じである。図7より、直撃雷電流の大きさによって発生電圧は3つの領域に区分される。

・領域Ⅰ：電流 $0 \sim 12\text{kA}$ 付近

電圧はほぼ電流の大きさに比例して上昇する。電圧は雷撃点などからの反射によって階段状に上昇している。この電流領域では、最大値に至っても避雷器制限電圧には達していない。

・領域Ⅱ：電流 $12 \sim 17\text{kA}$ 付近

避雷器の動作により、電圧はほぼ一定となる。領域Ⅰで見られたような階段状の波形は見られなくなる。

・領域Ⅲ：電流 17kA 付近以上

避雷器の急峻波特性などにより、電圧の立ち上がり部にスパイク状波形が現れ、電流の上昇に伴いピーク値が高くなる。 35kA を越えると最大電圧値は飽和してゆく。直撃雷電流が 18.8kA 以上になると、逆フラッシュオーバ（雷撃電流 200kA ）過電圧 1520kV よりも高い電圧が発生している。

図8 試験回路
Fig. 8 Calculation circuit

図9 スパイク状波形ピーク電圧
Fig. 9 Peak value of overvoltage waveforms

＜4.2.2＞ スパイク状波形発生メカニズム 電圧波形立ち上がり部に現れるスパイク状波形は、変圧器の有するストレイキャパシタンスと避雷器の急峻波特性により生じていると考えられる⁽¹⁶⁾。避雷器の急峻波特性は動作時間遅れから生じる。そこで、図8に示す回路を用いて、変圧器キャパシタンスと避雷器急峻波特性の影響を解析により調べた。

ここでは、印加電流を 36kA 、 $1/70\mu\text{s}$ とし、変圧器はキャパシタンスで模擬して $0 \sim 20000\text{pF}$ まで変化させた。また、急峻波特性のない避雷器は一次の非線形抵抗で模擬している。スパイク状波形のピーク電圧を図9に示す。

図中の領域(A)は、変圧器のキャパシタンスによる電圧上昇を表す。この上昇は変圧器のキャパシタンスにより、変圧器端でのサージ到達後の電圧上昇に時間遅れが生じ、等価的に避雷器までの距離が長くなる現象に起因する。領域(B)は避雷器の急峻波特性による電圧上昇を表す。

領域(A)、(B)を 1629kV （変圧器キャパシタンスと避雷器の急峻波特性がないと仮定したときの電圧値）で規格化すると、内鉄型変圧器（ 16600pF ）の場合で領域(A)は 7.6% 、領域(B)は 5.2% 、外鉄型変圧器（ 5800pF ）の場合では領域(A)が 12.7% 、領域(B)は 5.2% であった。

特に外鉄型変圧器ではスパイク状波形発生の原因として、変圧器キャパシタンスの影響が大きい。外鉄型変圧器では、キャパシタンスと避雷器の急峻波特性によって、その影響がないと仮定した場合に比べ、約 18% 電圧が上昇している。

5. むすび

本論文では、観測結果から得られた想定直撃雷電流値を用いて GIS および変圧器一次端子に発生する過電圧を検討した。直撃雷過電圧は、逆フラッシュオーバ過電圧と比較し、最大値や波形が異なるだけでなく、GIS では最大過電圧の発生位置が異なるなどの違いが見られた。本論文での検討結果を要約し、以下に記す。

(1) 最大過電圧

- ・ GIS の最大過電圧は、逆フラッシュオーバ時の遮断器端に発生する。
- ・ GIS では、直撃雷時と逆フラッシュオーバ時で最大電圧の発生位置が異なる。
- ・ 変圧器の最大過電圧は、波形立ち上がり部スパイク状波形のピーク時に現れ、逆フラッシュオーバ時より直撃雷時の方が苛酷となる可能性が示された。

(2) 過電圧発生メカニズム

- ・ GIS では、継続時間が長い直撃雷の場合、引込み線の両端に設置された避雷器によって引込み線の両端の過電圧が抑制され、引込み線中間点に最大過電圧が発生するものと考えられる。継続時間が短く波頭部が急峻となる逆フラッシュオーバの場合には、遮断器端に設置された避雷器の急峻波特性により遮断器端に最大過電圧が発生していると考えられる。
- ・ 変圧器では、避雷器の急峻波特性と変圧器の有するキャパシタンスの作用により最大過電圧が発生する。内鉄型変圧器と外鉄型変圧器ではそれぞれの要因が影響する度合いが異なり、特に外鉄型変圧器でキャパシタンスの影響が大きい。

(3) 絶縁協調

- ・ GIS については、従来どおり逆フラッシュオーバ過電圧をベースに LIWV を設定するのが適当と考えられるが、変圧器については、直撃雷時に最大電圧が発生しており、LIWV の設定には直撃雷過電圧の詳細な検討が必要になる。

これまでは直撃雷に関するデータが少なく、評価が難しかったという面もあるが、現在は UHV 設計線路における直撃雷観測データの蓄積も進んでおり、直撃雷の様相が明らかになりつつある。今後も観測結果を活用し、交流重畳電圧を考慮するなど直撃雷に対する耐雷設計および絶縁協調について現行の耐雷設計値と慎重に比較しながら検討を進める予定である。

(平成 13 年 7 月 23 日受付, 平成 14 年 1 月 28 日再受付)

文 献

- (1) 山形, 「100 万 V 変電機器の開発はここまで進んだ」, 電学論 B, Vol.115, No.11, pp.1276-1283, 1995.
- (2) T. Watanabe et al., "Insulation Coordination for UHV System", CIGRE, 33-101, 1998.
- (3) 電力中央研究所, 「発変電所および地中送電線の耐雷設計ガイド」, 電中研報告, T40, 1995.
- (4) T. Narita et al., "Observation of Current Waveshapes of Lightning Strokes on Transmission Towers", IEEE Trans. on Power Delivery, Vol.15, No.1, pp.429-435, 2000.
- (5) 成田, 塩田, 山田, 岡部, 「UHV 設計送電線への雷撃現象の観測」, 電学論 B, Vol.121, No.8, pp.1052-1058, 2001.
- (6) 高見, 成田, 岡部, 「UHV 設計送電線における電力線直撃雷様相」, 電学論 B, Vol.122, No.3, pp.436-441, 2002.
- (7) H.R.Armstrong, E.R.Whitehead, "Field and Analytical Studies of Transmission Line Shielding", IEEE Trans., Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-87, No. 1, pp.270-281, 1968.
- (8) 試験電圧の合理化協同研究委員会, 「試験電圧の考え方と過電圧」, 電気学会技術報告, No.517, 1994.
- (9) 渡部, 船橋, 定梶, 「1000kV 変電機器の雷サージ解析手法と結果」, 電気学会開閉保護・高電圧合同研究会, SP-94-46, HV-94-117, 1994.
- (10) 雨谷, 「電力システムのパソコンシミュレーション」, オーム社, 1998.
- (11) T.Yamada, A.Mochizuki, J.Sawada, E.Zaima, T.Kawamura, A.Ametani, M.Ishii, S.Kato, "Experimental Evaluation of A UHV Tower Model for Lightning Surge Analysis", IEEE Trans. on Power Delivery, Vol.10, No.1, pp.393-402, 1995.
- (12) IEEE Working Group 3.4.11, "Modeling of Metal Oxide Surge Arresters", IEEE Trans. on Power Delivery, Vol.4, No.1, 1989.
- (13) 長岡, 「非線形インダクタンスを用いたフラッシュオーバモデル」, 電学論 B, Vol.111, pp.529-534, 1991.
- (14) 耐雷技術委員会発変電所分科会, 「発変電所侵入雷サージの美学的解析手法とその適用」, 電中研報告, T90068, 1991.
- (15) 中田他, 「1000kV 避雷器の開発」, 電気学会開閉保護・高電圧合同研究会, SP-94-71, HV-94-142, 1994.
- (16) 山村, 岡, 「変電所の衝撃電位分布とサージ模擬計算盤」, 電気学会雑誌, Vol.78, pp.206-212, 1958.

高 見 潤

(正員) 1997 年 3 月同志社大学大学院修士課程修了。同年 4 月, 東京電力(株)入社。現在, 技術開発研究所 絶縁技術グループ。主として送変電設備の絶縁協調に関する研究に従事。

成 田 知 巳

(正員) 1990 年 3 月東京理科大学大学院修士課程修了。同年 4 月, 東京電力(株)入社。現在, 技術開発研究所 絶縁技術グループ。主として送変電設備の過電圧解析・耐雷設計に関する研究に従事。

岡 部 成 光

(正員) 1986 年 3 月東京大学大学院博士課程修了。同年 4 月, 東京電力(株)入社。1992 年ミュンヘン工科大学客員研究員。現在, 技術開発研究所 絶縁技術グループ。工学博士。IEEE 会員。