

UHV 架空送電設備の雷撃被害推定に関する研究

成田知巳

目次

第1章 序論

1. 1	研究の背景	1
1. 1. 1	はじめに	1
1. 1. 2	送電設備の雷事故の実態	2
1. 1. 3	雷事故巡視の考え方	4
1. 1. 4	架空送電設備の雷害対策と課題	5
1. 1. 5	送電線の耐雷特性と課題	8
1. 2	研究の目的	9
1. 3	本論文の構成	10

第2章 UHV 架空送電用架空地線 OPGW500mm² の雷撃溶損特性評価

2. 1	はじめに	14
2. 2	OPGW500mm ² の概要	14
2. 3	直流アーク試験	16
2. 3. 1	試験方法および条件	16
2. 3. 2	試験結果	18
2. 3. 3	設計面からの検討	20
2. 4	実雷撃による損傷事例	22
2. 4. 1	損傷事例	22
2. 4. 2	直流アーク試験との比較	24
2. 5	まとめ	25

第3章 がいし間電圧の評価（その1）

～UHV2 回線雷事故解析事例～

3. 1	はじめに	27
3. 1. 1	損傷事例	27
3. 1. 2	事故時の電圧電流波形	28
3. 1. 3	落雷位置標定装置による標定結果	30
3. 2	過渡解析プログラム EMTP による解析	31
3. 2. 1	解析条件	31
3. 2. 2	解析結果	34
3. 2. 3	雷撃様相の推定	38
3. 3	まとめ	39

第4章 がいし間電圧の評価（その2）

～UHV 鉄構縮小モデルの雷サージ特性と EMTP モデル化～

4. 1	はじめに	4 1
4. 2	測定回路および測定方法	4 2
4. 2. 1	1/10 縮小鉄構	4 2
4. 2. 2	配置	4 2
4. 2. 3	測定箇所	4 2
4. 3	測定結果	4 5
4. 3. 1	印加角度	4 5
4. 3. 2	波頭長	4 5
4. 4	解析	4 7
4. 4. 1	モーメント法による解析	4 7
4. 4. 2	EMTP による解析	4 7
4. 4. 2. 1	従来モデルによる解析	4 7
4. 4. 2. 2	改良モデルによる解析	4 8
4. 4. 2. 3	解析に用いたパラメータ	5 4
4. 5	設計に与える影響検討	5 7
4. 6	まとめ	5 8

第5章 落雷位置標定装置（LPATS-T）のパフォーマンス評価

5. 1	はじめに	6 0
5. 2	システム概要	6 0
5. 2. 1	システム配置	6 0
5. 2. 2	標定原理	6 1
5. 3	システムの評価	6 5
5. 3. 1	電流観測システム概要	6 5
5. 3. 2	位置標定精度	6 9
5. 3. 3	雷撃電流値推定精度	7 1
5. 3. 4	電流波形と電界波形	7 2
5. 4	まとめ	7 6

第6章 UHV 架空送電線雷事故被害の推定手法

6. 1	はじめに	7 9
6. 2	送電線の雷事故率および被害率	8 0
6. 2. 1	送電線の雷事故件数	8 0
6. 2. 2	送電線の雷事故率	8 0
6. 2. 3	送電線の設備被害件数	8 1
6. 2. 4	電圧毎の送電設備の概要	8 2
6. 3	66kV 送電線雷事故被害の検討	8 4
6. 3. 1	現状分析	8 4

6. 3. 1. 1	落雷密度分布	8 4
6. 3. 1. 2	がいしの被害状況	8 4
6. 3. 1. 3	66kV 送電線の雷事故実績	8 4
6. 3. 1. 4	がいし連への耐雷強化方策	8 7
6. 3. 1. 5	雷事故巡視手順	8 7
6. 3. 2	送電設備の被害推定手法	8 9
6. 3. 2. 1	鉄塔	8 9
6. 3. 2. 2	架空地線	8 9
6. 3. 2. 3	電力線	8 9
6. 3. 3	がいし破損推定基準検討結果	9 0
6. 3. 3. 1	臨界通絡電圧による推定	9 0
6. 3. 3. 2	アーク電流とアーク継続時間の関係による推定	9 4
6. 3. 3. 3	事故様相	9 6
6. 3. 3. 4	鉄塔接地抵抗	9 6
6. 3. 3. 5	落雷の極性	9 6
6. 3. 3. 6	雷撃被害推定フローチャート	9 6
6. 3. 4	検証結果	9 7
6. 3. 5	66kV 送電線雷被害推定手法のまとめ	9 8
6. 4	UHV 架空送電線雷事故被害の検討	9 9
6. 4. 1	はじめに	9 9
6. 4. 2	現状分析	9 9
6. 4. 2. 1	UHV 架空送電線の雷事故実績	9 9
6. 4. 2. 2	がいし連への耐雷強化方策	9 9
6. 4. 2. 3	UHV 架空送電線の避雷装置	1 0 1
6. 4. 2. 4	UHV 架空送電線の雷事故巡視手順	1 0 1
6. 4. 3	UHV 架空送電線の被害推定手法	1 0 1
6. 4. 3. 1	鉄塔	1 0 1
6. 4. 3. 2	架空地線	1 0 1
6. 4. 3. 3	電力線	1 0 1
6. 4. 3. 4	がいし	1 0 2
6. 4. 4	がいし破損推定基準検討結果	1 0 3
6. 4. 4. 1	臨界通絡電圧による推定	1 0 3
6. 4. 4. 2	アーク電流とアーク継続時間の関係による推定	1 0 9
6. 4. 4. 3	事故様相	1 1 1
6. 4. 4. 4	鉄塔接地抵抗	1 1 1
6. 4. 4. 5	落雷の極性	1 1 1
6. 4. 4. 6	雷撃被害推定フローチャート	1 1 1
6. 4. 5	検証結果	1 1 2
6. 4. 6	UHV 架空送電線雷事故被害推定手法のまとめ	1 1 4
6. 5	まとめ	1 1 4

第7章 結論・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 1 1 6

謝辞・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 1 2 1

著者の主要発表論文・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 1 2 2

以上

第1章 序論

1.1 研究の背景

<1.1.1>はじめに

送電線・配電線・変電所などの電力設備は、山間部から市街地にわたる広範な地域に施設されており、常に屋外の自然現象にさらされている。なかでも雷は電力設備にとって最大の脅威であり、供給支障を伴う事故の最も大きな原因となっている。

そのような雷に対して、電力会社では電力を安定して供給するため、電力設備に様々な雷害対策を施し、雷事故の減少に取り組んできた[1]。例えば送電設備では遮へい角を減少した架空地線の採用や、避雷装置の適用[2]、また変電設備においては、酸化亜鉛形避雷器の適用により雷事故を極力防止している。配電設備では線路用避雷器の適用の他、機器に酸化亜鉛素子を内蔵することにより耐雷性を向上させている。なお、わが国の耐雷設計は電力中央研究所耐雷設計委員会を中心として調査研究が行われ、送変配電設備毎に「耐雷設計基準要綱」や「耐雷設計ガイドブック」がまとめられている[3]-[13]。

一方で、近年の高度情報化社会の進展により、商品としての電力にも一層の高品質が求められると共に、電力市場への競争原理の導入など、電力会社にも一層のコスト低減が求められている現状にある。

こうしたコスト低減に向け、設計を合理化する目的で高性能避雷器による変電機器の絶縁設計合理化などの検討や、雷データを収集・分析し耐雷設計合理化を図るべく、雷撃電流観測および落雷頻度のデータ蓄積などの雷研究が精力的に実施されている[14]-[15]。

一方、送電線の運用面のコスト低減方策として、落雷位置標定装置[16]による、雷事故巡視範囲の絞り込みなどの効率化が図られている。なお、送電線の雷事故が発生すると必ず雷事故巡視を実施している。巡視では、鉄塔に昇塔し、雷による送電設備被害の有無を確認している。

しかしながら、雷撃による送電設備の被害は軽微なもので1%程度、重大な被害は0.2%程度[17]であり、設備に被害がほとんど発生しないことから、雷事故巡視の効率化が求められている。

本研究は、設備運用面からのコストダウンを目的に、架空送電線、特に次期送電電圧として進められている UHV (1000 kV) 送電設備を主な対象として、雷事故時の設備被害状況を分析するとともに、給電情報、雷情報、設備情報などのデータより、設備被害推定手法を構築し、送電線の雷事故巡視を効率化することを動機として進められた。

本章では、研究の背景をなす雷事故や設備被害の実態、雷事故巡視の考え方および耐雷特性の概要・課題について説明し、研究目的と本論文の構成について述べる。

<1.1.2> 送電設備の雷事故の実態

送電線における供給支障を伴う事故の要因としては、雷によるものが最も多く、全事故件数のうち雷による事故が占める割合は、電圧・年度により異なるものの、送電線では25～64%[18]となっている。

図 1-1 に送電線の雷事故率（トリップ、1980 年から 2000 年までの 21 年間、全電力）を示す[8]。送電電圧が高い系統ほど、万が一事故が発生した場合に電力系統に与える影響が大きいため、絶縁レベルが高くなっており、雷事故率は減少する。

送電線へ雷撃すると、設備には十分な対策がされているものの、まれに設備被害が発生する場合がある。図 1-2 に送電線の設備被害件数を示す[8]。設備被害は、がいしおよび架空地線（図 1-2 では電力線含む）で発生しており、鉄塔に被害はない。図 1-3 にがいしの磁器部が欠けた事例を示す。がいしが最も被害が多い理由は、がいしが磁器製であることに対して、鉄塔や電線および架空地線は金属製であること、雷事故ではがいし付近でフラッシュオーバーすることが大きな要因であると推定される。設備被害の原因は次のように考えられる。

① 雷撃の大きなエネルギーによる鉄塔、電線および地線の被害。

（図 1-4 に架空地線の溶損事例を示す。）

② 雷撃により鉄塔の電圧が上昇し、電力線と鉄塔間を絶縁しているがいし間で逆フラッシュオーバーが発生し、その放電によるがいし被害。

③ 短絡・地絡電流によるがいし被害。

ただし、①については、電荷量が多い日本海沿岸の冬季雷はともかく、関東地方では被害が少ない。また、②、③でもがいし被害が発生しないようにがいしの保護装置であるアークホーンが設置されており、がいしの沿面放電による被害を防止している。また、がいし自体についても普通素地がいしから沿面放電に対して強化された耐アークがいしへ変更されつつある。特に UHV 架空送電線では全てが耐アークがいしとなっている。このように耐雷対策が強化されているため、落雷により設備被害を受けることは少ない。しかしながら、万が一設備被害が発生した場合には、社会への影響が大きいため、雷事故時には、事故巡視を実施しているのが現状である。

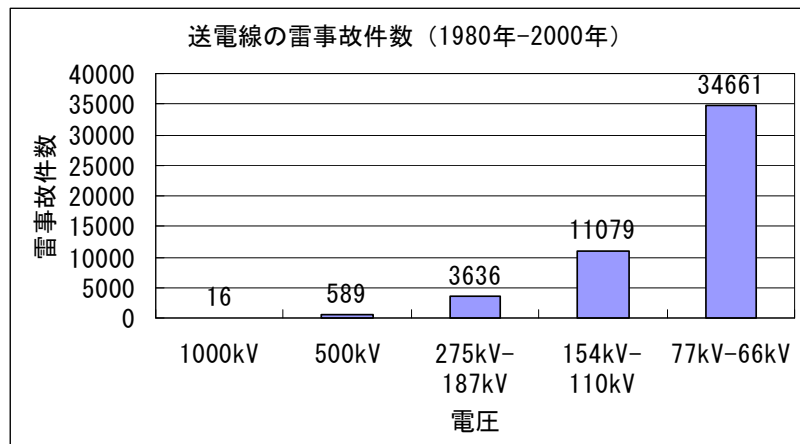


図 1-1 送電線の雷事故件数[8]

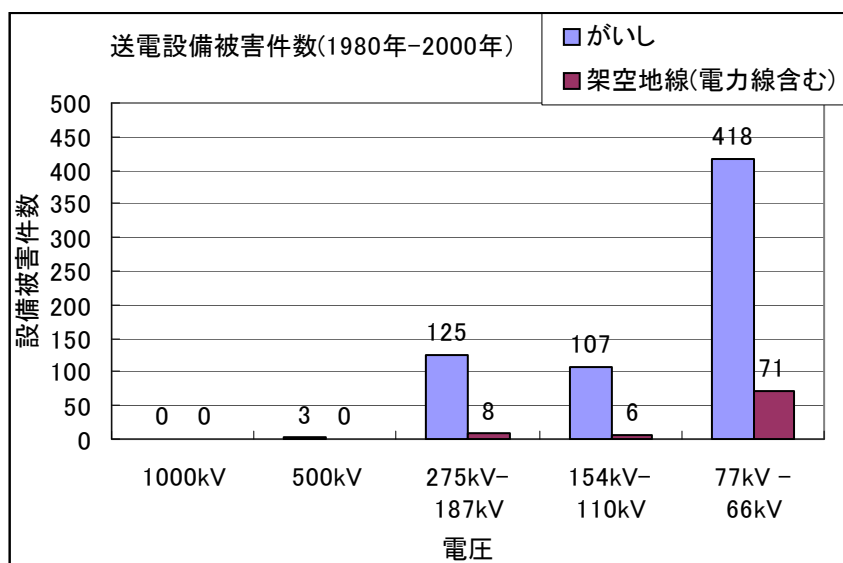


図 1-2 送電線の設備被害件数[8]



図 1-3 がいしの被害事例（笠欠け）



図 1-4 架空地線の被害事例（溶損）

<1.1.3> 雷事故巡視の考え方

架空送電線では、鉄塔への雷撃により鉄塔の電圧が上昇し、電力線と鉄塔間を絶縁しているがいし間で逆フラッシュオーバーが発生すること、または電力線への直撃雷によりがいし間でフラッシュオーバーすることにより、瞬間的に鉄塔と電線間で通電状態となり、地絡電流や短絡電流が流れる。図 1-5、図 1-6 に鉄塔への雷撃写真を示す。図 1-5 は、鉄塔への雷撃はあったものの雷事故には至らなかった事例である。また、図 1-6 は鉄塔への雷撃により逆フラッシュオーバーとなり、雷事故となった事例である。

送電線で雷事故が発生すると、変電所には、送電線事故を自動監視する保護継電器が設置されており、この地絡電流を検知することで送電線に事故があったと判断し、送電を自動しゃ断する。これにより事故停電が発生する。つぎに保護継電器により 66 kV 送電線では 10～12 秒後に、UHV 架空送電線では 1 秒後に自動再閉路する。再閉路が成功すれば運転が再開されるが、もし再閉路が失敗した場合は、最終しゃ断となり停電が継続して供給支障等の弊害が生ずる。なお、再閉路失敗の場合には、送電線に電線の断線などの大きな故障が考えられるため、速やかに現場出向しなければならない。

落雷による送電線事故が発生すると、送電線の保守を担当している部門では即時事故巡視を実施しているが、その目的は落雷によるがいし等への設備被害の有無を現場で行う目視確認である。関東地方では発雷頻度が多く、送電用避雷装置をある程度設置しているものの、多岐にわたる送電線系統に事故が多く発生することから、設備被害確認のための事故巡視に多くの時間を費やしている。

一方、送電設備は、耐雷対策が強化されているため、落雷により設備被害を受けることは少ない。従って、設備被害がないことをあらかじめ推定できれば、即時の事故巡視を回避し、至近の普通巡視に合わせて確認することにより、業務の効率化・簡素化がはかれるのではないかと考えられる。図 1-7 に送電線雷事故巡視のフローを示す。送電線への雷撃により電気事故が発生すると、自動的に再閉路となる。再閉路が失敗した場合には、落雷位置標定装置により落雷地点を推定し、即巡視に出発する。一方、再閉路が成功した場合には、同じく落雷位置標定装置により落雷地点を推定し、天候回復を待って、現地に行き、鉄塔に昇塔して、設備に不具合がないかを確認する。確認する送電設備は、がいしを中心に、鉄塔、電線、地線の 4 設備である。図 1-8 に雷事故巡視の概要を示す。



図 1-5 鉄塔への雷撃（事故無し）



図 1-6 鉄塔への雷撃（逆閃絡）

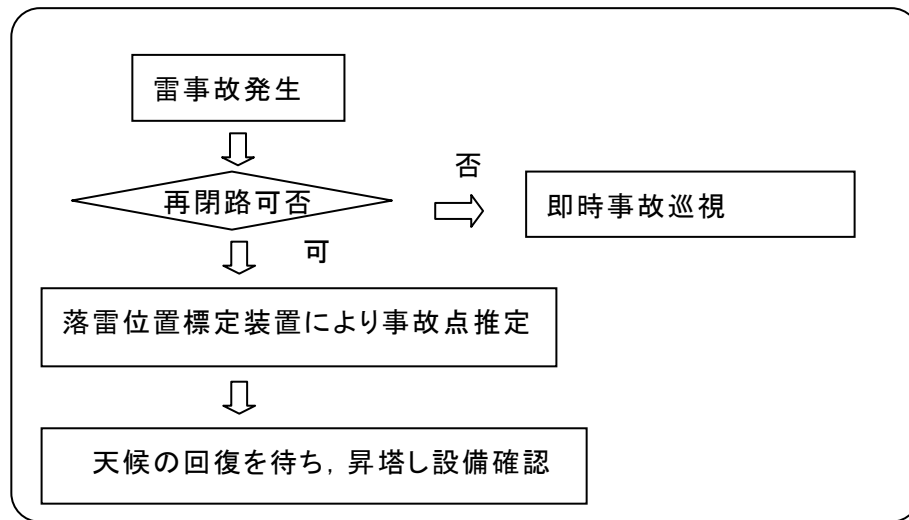


図 1-7 送電線雷事故巡視のフロー

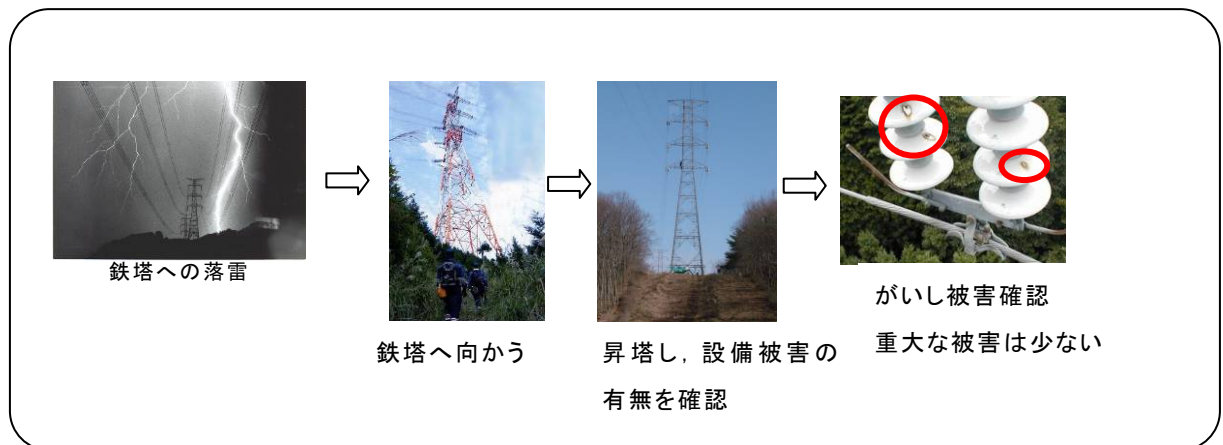


図 1-8 送電線雷事故巡視の概要

<1.1.4> 架空送電設備の雷害対策と課題

電力会社にとって、低廉な電力を安定して供給することは重要な課題である。そのため、電力会社では供給支障事故の最大要因である雷に対する様々な対策を施してきた。設備面の耐雷対策としては、「雷が極力侵入しないように設備を遮へいすること（雷遮へい）」、また「万一設備に侵入した場合、設備を極力破損させないこと（設備保護）」などを基本的な考え方として、電力系統の各設備で協調を図った合理的な雷害対策を実施している。

また、設備運用面では、送電線で雷による地絡事故が発生しても、遮断器動作により速やかに地絡事故箇所を系統から切り離し、再度遮断器を投入して当該線路を系統に復帰させる再閉路方式により、雷による被害を軽減する方策を取ることで、電力系統としての総合的な信頼度確保に努めている。

一方、電力市場の自由化時代を迎え、なお一層のコスト低減を図る必要があるため、耐雷設計の合理化を目指した雷研究も精力的に実施されている。また、電力設備の運用・保守業務支援という観点からは、落雷位置標定装置による雷観測を行っている。表 1-1 に送電設備の代表的な雷害対策を示す。

表 1-1 送電設備の雷害対策

雷害対策	目的
架空地線	電力線への直撃雷を防止する。 分流によりがいし間電圧を抑制する。
アークホーン	がいし沿面の放電による損傷を防止する。
避雷器	統流を抑制し、雷事故を防止する。
接地抵抗低減	がいし間電圧を抑制し、雷事故を防止する。

架空送電設備においては、架空地線の遮へい角減少による雷遮へい失敗率の低減、塔脚接地抵抗の低減による雷過電圧抑制、アークホーンの間隔拡大による逆フラッシュオーバ減少などの方策を実施することにより耐雷性の向上を図っている[1][6]。UHV 架空送電線の架空地線、アークホーン（インパルスホーン）をそれぞれ図 1-9、図 1-10 に示す。なお、諸外国におけるアークホーンの設定状況を表 1-2 に示す。調査した 18 ヶ国中、アークホーンを設置している国は 11 ヶ国、設置していないか一部設置している国は 7 ヶ国である[19]。日本では、市街地を通過する送電線が多いこと、高い電力品質が求められる事などから耐雷性を強化しており、アークホーンを設置している。

また、昭和 50 年代中頃以降、酸化亜鉛素子を用いた避雷装置の開発研究が行われ、その適用により一層の耐雷性の向上が図られている[2]。全国の避雷装置設置率は 66kV～77kV 送電線において 15.4 %であり[8]、ある程度雷事故を防止していると考えられる。

さらに、設備の安定運用に関しては、冬季雷による発生が予想される多相事故などの特異な送電線事故の防止策を検討するために、雷撃様相の把握が必要である。特に、昭和 50 年前後から原子力発電所が日本海沿岸に建設されるのに伴い、日本海沿岸特有の冬季雷の観測、研究が継続して行われている。

これまで 500 kV 送電線については、カメラを主体とした観測装置を 10 年間実施したが、電力線への遮へい失敗は観測されず、耐雷設計の妥当性が確認されてきた[20]。しかし、UHV 架空送電線については、従来の送電線と比較し、鉄塔高が 100 m を超えるなど大型鉄塔となっていること、2000 m 級の山岳地を通過していること、長距離を送電していること、さらに架空地線と電力線間の距離が大きいことなどの特徴があり、直撃雷の観測や変電所の評価、事故率計算の改良などの耐雷評価が進められている[21]-[25]。

一方、送電線への雷撃により、雷事故が発生した場合には、必ず事故巡視を実施しているが、設備対策が強化されていることから、設備被害はまれにしか発生しないため、設備被害推定手法の開発が望まれている。

表 1-2 アークホーンの有無（18 カ国の調査結果）[19]

アークホーン設置（11 カ国）	アークホーン無しまたは一部設置（7 カ国）
日本 オーストリア ベルギー デンマーク フィンランド フランス ドイツ イタリア スイス イギリス セルビア・モンテネグロ	アメリカ カナダ オーストラリア オランダ 南アフリカ スペイン スウェーデン

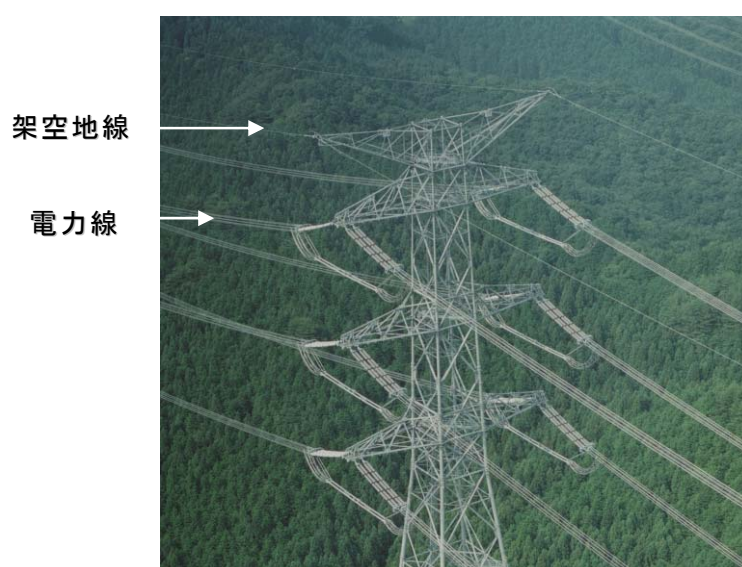


図 1-9 UHV 架空送電線の架空地線



図 1-10 UHV 架空送電線のアークホーン（インパルスホーン）

<1.1.5> 送電線の耐雷特性と課題

送電設備は、鉄塔、がいし、電線、架空地線から構成されている。それぞれの耐雷評価と課題を表 1-3 に示す。鉄塔・電力線を対象外とし、がいし・架空地線を検討対象とした。また、設備被害推定手法に必要な周辺技術の概要および課題を表 1-4 に示す。被害推定手法の構築には、落雷位置標定装置および EMTP の評価が必要である。

送電設備の絶縁設計面に着目すると、送電設備の設計は、雷サージでは決まっておらず、開閉サージで決まっている[1]。つまり、内部過電圧では絶縁破壊をさせないが、落雷などの外部過電圧による絶縁破壊は許容している。ただし、絶縁破壊となってもがいしが破損しないように保護装置であるアークホーンが設置されている。これにより、がいしの沿面放電によるがいしの破損を防止している。また、がいし自体についても普通素地がいしから、沿面放電に対して強化された耐アークがいしへ変更されつつある[2]。このように耐雷対策が強化されているため、落雷により設備被害を受けることは少ない。従って、設備被害がないことをあらかじめ推定できれば、即時の事故巡視を回避し、至近の普通巡視に合わせて確認することにより、業務の効率化・簡素化がはかれるのではないかと考えられる。

表 1-3 送電設備の耐雷評価および課題

送電設備	耐雷評価	課題
鉄塔	鉄のアンクル材または鋼管から構成されており、雷撃に対しては強く、被害は発生しない。 従って、本論文では被害推定の対象外とする。	特になし。
がいし	鉄塔、架空地線または電力線への雷撃によって、がいし間電圧が上昇し、がいし付近でフラッシュオーバーするため、磁器製であるがいしは、被害を受けやすい。ただし、アークホーンにより保護していること、普通がいしから沿面放電に対して強化された耐アークがいしへ変更されつつあることから、被害が減少している。なお、本論文でのがいし被害とは、雷撃によってがいし間でフラッシュオーバーし、がいしの表面にアーク痕が付着すること、がいしの笠欠けが発生することを意味する。	事故電流とその継続時間を用いた耐雷特性の評価が必要。 臨界通絡電圧によるがいし損傷の評価が必要。 (第 6 章)
電力線	架空地線があるため、雷撃を受けにくい。 従って、本論文では被害推定の対象外とする。	特になし。
架空地線	避雷のための電線であり、雷撃を受けやすいことから、直流アーク試験により耐雷特性を評価している。 なお、本論文での被害とは、雷撃により架空地線の素線に溶損が発生することや断線となることを示す。	雷撃を模擬した耐雷特性の把握が必要。 (第 2 章)

表 1-4 周辺技術の概要および課題

周辺技術	概要	課題
落雷位置標定装置	雷撃によって発生する電界波形を遠方で受信し、その到達時間差により落雷位置を推定するとともに、電界の大きさから電流を推定する装置である。	位置や電流値の精度評価の事例はほとんど無いため、装置のパフォーマンス評価が必要。(第 5 章)
過渡解析プログラム (EMTP) [26]-[34]	すべての回路素子を電流源と等価抵抗で置換し、この等価回路においてノード方程式を立て解くものであり、高精度に雷サージ過電圧を解析するためには、鉄塔、送電線などの模擬方法が重要である。	UHV 送電線での解析事例は少なく、がいし間電圧に適用できるか評価が必要。(第 3 章,第 4 章)

1.2 研究の目的

本研究の目的は、次期送電電圧である UHV (1000 kV) 架空送電設備について、コストダウンを目的として、送電線への雷撃によって発生する設備被害を給電情報、雷情報、設備情報など各種データを用いて分析し、被害の有無を推定する手法を開発し、雷事故巡視を大幅に効率化することである。

本研究で実施したのは、大きく次の 5 項目に分けられる。

- ・ **UHV 架空送電線用架空地線 OPGW500 mm² の雷撃溶損特性評価(第2章)**

UHV 送電用架空地線 OPGW500mm² の耐雷性能を評価するため、実験室での直流アーク試験を実施し、損傷の予測をするとともに機械的強度を評価した。その結果、負極性雷撃に対して設備被害が発生することはないが、正極性雷撃ではリスクがあることを明らかにした。

- ・ **がいし間電圧の評価(第3章)**

- ～UHV2 回線事故雷事故解析事例～

UHV 架空送電線である南いわき幹線において初めて発生した雷撃が原因と推定される 1L, 2L 同時逆フラッシュオーバー事故を EMTP により解析し、事故様相を推定した。その結果、UHV 送電線の 2 回線雷事故について、がいし間電圧を EMTP 解析することにより再現が可能であることを示した。

- ・ **がいし間電圧の評価(第4章)**

- ～UHV 鉄構縮小モデルの雷サージ特性と EMTP モデル化～

UHV 鉄構の雷サージ特性を測定し、EMTP モデルを構築した。その結果、UHV 鉄構のがいし間電圧を EMTP 解析することが可能であることを示した。

- ・ **落雷位置標定装置(LPATS)のパフォーマンス評価(第5章)**

サージ解析を実施する際に必要な雷撃電流値については、落雷位置標定装置を用いているが、解析に適用するには精度評価が必要であり、精度検証について述べた。

- ・ **UHV 架空送電設備被害の推定手法検討(第6章)**

現在の雷事故巡視手順、耐雷性能の分析および被害分析結果を示し、雷サージ解析手法により算出したがいし間電圧と臨界通絡電圧の関係、アーク電流とアーク継続時間、耐アークががいし・普通がいの別、事故様相、鉄塔接地抵抗および落雷の極性から設備被害の推定手法を初めて構築した。これにより、従来、全て実施していた雷事故巡視を効率化した。

1.3 本論文の構成

本論文では、このような背景の基に、UHV 架空送電設備の雷撃被害推定に関する研究成果についてまとめたものである。架空送電線は、山間部から市街地にわたる広範な地域に施設されており、常に屋外の自然現象にさらされている。なかでも雷は電力設備にとって最大の脅威であり、供給支障を伴う事故の最も大きな原因となっている。送電線への雷撃により雷事故が発生すると、設備点検のための雷事故巡視を実施しているが、設備被害はほとんど発生していないのが現状である。この雷事故巡視の効率化を目的として、設備情報や落雷情報などを活用して、雷撃による設備被害の推定手法を構築したものである。本論文で対象となる送電設備を図 1-11 に示す。送電設備は鉄塔、がいし、電線、地線で構成され、それぞれの評価を示す。なお、本論文は、7 章で構成される。

第 2 章では、UHV 架空送電線用に開発された架空地線 OPGW500 mm² について雷撃を模擬した直流アークによる耐雷試験により溶損特性を明らかにし、負極性雷撃によって架空地線の設備被害が発生することはないが、正極性雷撃については、素線切れや断線リスクが有ることを明らかにした。

第 3 章では、UHV 架空送電線である南いわき幹線において初めて発生した雷撃が原因と推定される 1L, 2L 同時逆フラッシュオーバー事故を EMTP により解析し、1L および 2L の架空地線 2 箇所には波高値 265kA、波頭長 2.5μs 程度の雷撃が同時にあり、事故が発生したことを推定した。また、2 回線雷事故について、がいし間電圧を EMTP 解析することにより再現が可能であることを示した。

第 4 章では、UHV 鉄構の雷サージ特性を測定し、EMTP モデルを構築した。1/10 に縮小した UHV 鉄構モデルを製作し、塔頂に雷インパルス電圧を印加することにより、鉄構の電力線中央位置電圧、電力線 2L 位置電圧および地線 2L 位置電圧を測定し、鉄構の応答特性を求めた。その結果、UHV 鉄構の雷サージ特性を測定するとともに EMTP モデルを提案した。その上で、UHV 鉄構のがいし間電圧を EMTP 解析することが可能であることを示した。

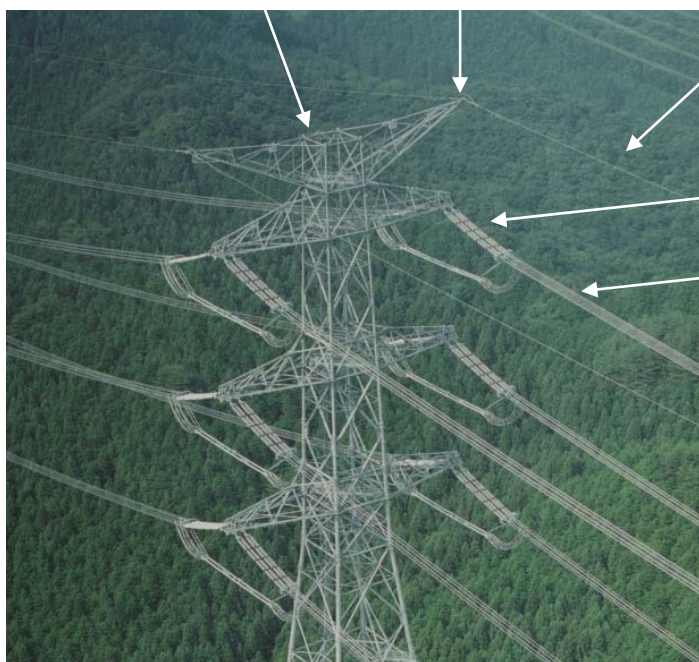
第 5 章では、がいし間電圧を解析するために必要な、落雷位置標定装置 LPATS-T の位置精度や電流精度について、直接観測結果との比較により評価し、EMTP 解析に適用が可能であることを示した。

第 6 章では、UHV 架空送電線への雷撃による設備被害の推定手法について論じた。雷により、がいしや架空地線が被害を受けることに着目し、耐雷特性から被害を推定する手法を見いだした。

第 7 章では、以上の研究成果をとりまとめると共に、今後の課題について論じた。

鉄塔の耐雷特性(対象外)

落雷位置標定装置の評価(第5章)



架空地線の雷撃溶損特性(第2章)

がいし間電圧の評価(第3章, 第4章)

電力線の耐雷特性(対象外)



設備被害推定手法(第6章)

図 1-11 雷撃による設備被害推定に必要な検討一覧

参考文献

- [1]小特集「雷－その発生・観測・災害防止に関する最近の話題」電気学会雑誌 110 巻 1 号, pp.1-25, 平成 2 年.
- [2]電気学会：「送電用避雷装置の開発状況と適用効果」技術報告(Ⅱ部)367 号, 平成 3 年
- [3]配電線耐雷設計要綱 電中研技研所報 Vol.13, No.4, 昭和 38 年.
- [4]架空送電線路の絶縁設計要綱 電気学会技術報告 1 部, 76 号, 昭和 41 年 10 月.
- [5]送電線耐雷設計要綱 電中研報告 71037, 1971 年 9 月.
- [6]架空送電線路の絶縁設計要綱 電気学会技術報告 2 部, 第 220 号, 昭和 61 年 5 月.
- [7]送電線耐雷設計ガイドブック 電中研報告 175031, 昭和 51 年 3 月.
- [8]送電線の耐雷設計ガイド 電中研総合報告 T72, 平成 15 年 2 月.
- [9]発電所耐雷設計基準要綱 電中研報告 64019, 昭和 39 年 9 月.
- [10]発電所耐雷設計ガイドブック 電中研報告 175034, 昭和 51 年 3 月.
- [11]発電所および地中送電線の耐雷設計ガイド 電中研総合報告 T40, 平成 7 年 12 月.
- [12]配電線耐雷設計ガイドブック 電中研報告 175030, 昭和 51 年 3 月.
- [13]配電線の耐雷設計ガイド 電中研総合報告 T69, 平成 14 年 2 月.
- [14] 鈴木秀夫, 「UHV 系統の絶縁協調」, 電気評論, 第 423 号 (第 85 巻第 9 号), pp.41-45, 平成 12 年 9 月.
- [15] T. Watanabe, Y. Yamagata, and E. Zaima, "Insulation Coordination for UHV System", *CIGRE Paper*, 33-101, 1998.
- [16]小野崎勝徳, 「東京電力の雷観測システム」, 鉄道と電気技術, Vol.14, No.8, pp.9-13 (2003)
- [17]成田知己, 山口節夫, 「66kV 送電線雷事故巡視の効率化検討」, 電気学会論文誌 B, Vol.127, No.5, pp.659-665, 2007.
- [18]耐雷設計委員会：「送電線雷事故統計-1980～93 年-」 電中研報告 T95805, 平成 7 年.
- [19] Protective device for insulator sets (HV and EHV transmission overhead lines), *ELECTRA* No.136, pp.23-26, June, 1991.
- [20]大内勝広, 菊池武彦, 小澤明夫, 田村栄久, 中田正紀, 「500kV 送電線を対象とした雷観測結果 (その 1)」, 電気学会論文誌 B, 117, No.12, pp.1561-1567, 1997.
- [21] T. Yamada, T. Narita, T. Shioda, S. Okabe and E. Zaima, "Observation and Analysis of Lightning Surges at Substations Connected with UHV Designed Transmission Lines", *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol.15, No.2, pp.675-683, 2000.
- [22] 高見潤, 成田知己, 岡部成光, 「UHV 設計送電線における電力線直撃雷様相」, 電気学会論文誌 B, Vol.122, No.3, pp.436-441, 2002.
- [23] 成田知己, 塩田徹, 山田剛史, 岡部成光, 「UHV 設計送電線への雷撃現象の観測」, 電気学会論文誌 B, Vol.121, No.8, pp.1052-1058, 2001.
- [24] 高見潤, 成田知己, 岡部成光, 「変電所に生じる電力線直撃雷サージ過電圧の検討」, 電気学会論文誌 B, Vol.122, No.7, pp.856-862, 2002.
- [25]S.Taniguchi, T.Tsuboi, S.Okabe, Y.Nagaraki, J.Takami and H.Ota : "Method of Calculating the Lightning Outage Rate of Large-sized Transmission Lines", *IEEE Trans. Dielectrics and Electrical Insulation*, Vol.17, No.4, pp.1276-1283, 2010.

- [26] T. Yamada et al. : "Experimental Evaluation of a UHV Tower Model for Lightning Surge Analysis", *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol.10, No.1, pp.393-402, 1995.
- [27] 日高邦彦, 佐々木三郎, 財満英一 : 「電力系統における絶縁協調の最近の動向」 電気評論, 第 423 号 (第 85 巻第 9 号), pp.10-14, 平成 12 年 9 月.
- [28] 河野照哉 : 「系統絶縁論」 コロナ社, 昭和 59 年 9 月.
- [29] 電力系統のサージ解析調査専門委員会 : 「電力系統における雷サージ解析の新手法」, 電気学会技術報告, 第 244 号, 昭和 62 年 3 月.
- [30] サージに対する絶縁協調調査専門委員会 : 「発変電所の雷サージ解析における各種パラメータとその影響」, 電気学会技術報告, 第 301 号, 平成元年 6 月.
- [31] 変電所における雷サージの新評価法調査専門委員会 : 「変電所における雷サージの新評価法」, 電気学会技術報告, 第 446 号, 平成 4 年 11 月.
- [32] 統計的雷サージ評価に基づく変電所絶縁設計調査専門委員会 : 「変電所統計的絶縁設計のための雷サージ評価手法」 電気学会技術報告, 第 566 号, 平成 7 年 10 月.
- [33] 雷サージ評価高度化のためのモデリング調査専門委員会 : 「雷サージ評価高度化のためのモデリング」, 電気学会技術報告, 第 704 号, 平成 10 年 11 月.
- [34] 電力系統の雷サージ解析体系化のための調査専門委員会 : 「電力システムの過渡現象と EMTP 解析」, 電気学会技術報告, 第 872 号, 平成 14 年 3 月.

第2章 UHV 架空送電用架空地線 OPGW500mm² の雷撃溶損特性評価

2.1 はじめに

UHV 送電システムが計画されており、既に UHV 設計の架空送電線は建設され、平成 4 年から 11 年にかけて 500 kV で運転を開始している[1]。その架空地線には運転時コロナノイズが発生しないように表面電位傾度が 14.8kV/cm 以下になるように開発した OPGW500 mm² (OPTical fiber composite overhead Ground Wire ; 光ファイバ複合架空地線, 断面積 500 mm²) が適用されている。OPGW は、鉄塔の最上部に架線され、電力線への直撃雷防止を図ると共に、電力系統の系統保護制御や設備自動化などの各種情報伝達の高速度大容量化を目的として、架空地線内部に光ファイバが挿入されている。光ファイバによる通信方式は、静電および電磁誘導の影響を受けず、かつ、低損失で大容量伝送が可能であるなどの種々の特長を有している。

UHV 送電用架空地線 OPGW 500mm² の実用化にあたっては、雷撃時における溶損特性を把握する必要がある。しかし、雷撃を模擬した直流アークでの架空地線の溶損特性については、GSW70 mm², AW70 mm² の試験[2] や OPGW 60mm², OPGW 120 mm² の試験[3] があるが、OPGW500 mm² については、これまで検討された例は無かった。

本章では、OPGW500 mm² の実験設備での直流アーク溶損試験の結果および実雷での観測結果[4] [5]により雷撃溶損特性の評価を行った。

2.2 OPGW500mm² の概要

OPGW500mm² の断面を図 2-1 に示す。OPGW500 mm² は、素線の直径が 4.2 mm のアルミ覆鋼線 30 本から構成される外層と中層の 2 層と 3.62 mm 相当の台形素線 8 本の内層から構成され、外層は導電率(IACS: International Annealed Copper Standard 標準軟銅の導電率を 100 %とした場合の値)40 %のタイプである。OPGW500 mm² の中心部には、アルミパイプとその内部にスペーサにより固定された光ケーブル (光ファイバ 30 芯) より構成される光ユニット (OP ユニット) が内装されている。OP ユニットに内装される光ファイバの仕様を表 2-1 に示す。光ファイバは多量な情報伝達に対処するため、シングルモードが採用されている。

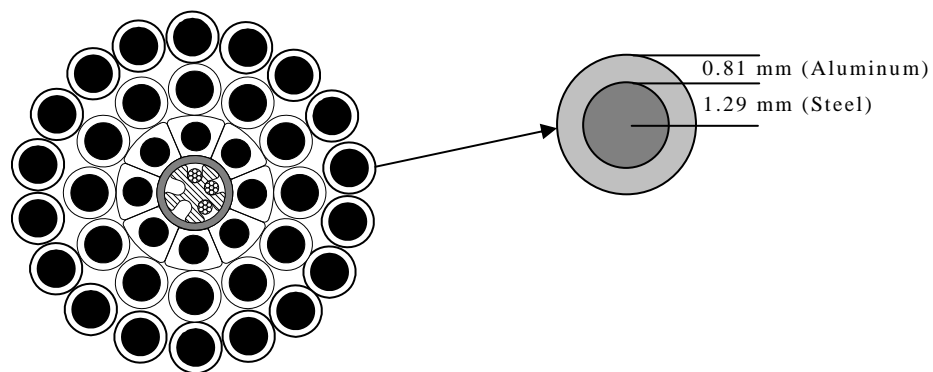


図 2-1 OPGW500 mm² の断面図

表 2-1 光ファイバの仕様

モード	シングルモード型
伝送損失	< 0.8 dB/km
モードフィールド径	10 μ m
クラッド径	125 μ m

2.3 直流アーク試験

雷撃による溶損特性を評価するには、雷撃を模擬する必要があるが、実際の雷撃では試験することが困難であるため、実験室内で直流アークによる試験を実施した。雷撃を模擬した直流アークでの架空地線の溶損特性については、GSW70 mm²、AW70 mm²の試験[2]や OPGW60 mm²、OPGW120 mm²の試験[3]があり、いずれの電線も通常の雷電荷量 40C 程度では素線溶断は発生しない。最大 200C を想定しても素線溶断は 3 本程度以下である。また、正極性の電荷量 300～350C 程度から、断線リスクが発生する。なお、これらの試験は、ギャップ長が 5 cm と短くアークジェットの影響を排除出来ない試験となっている。

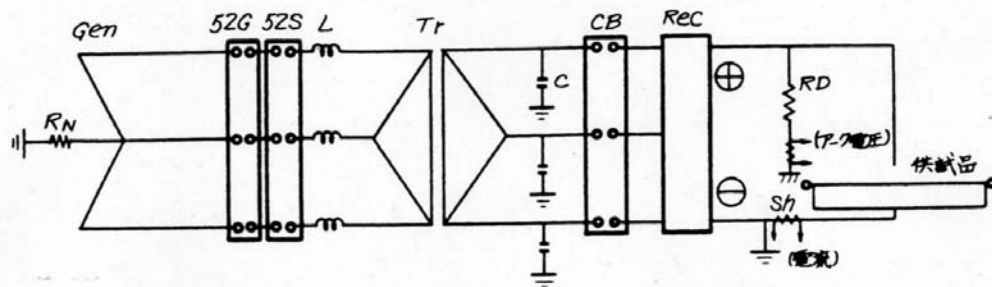
UHV 送電線の架空地線に実際に使用している OPGW500 mm²の直流アーク試験についても上記の地線と同様にアークジェットの影響があり、より多く溶ける側（設備にとっては過酷側）の試験となる。

なお、2000 年にアークジェットの影響を受けにくい試験方法が提案[6]されており、最新の AC150 mm²代替電線の開発[7]では、この試験方法が採用されている。

<2.3.1>試験方法および条件

OPGW500 mm²の送電系統への適用時の雷撃アークを想定し、15 kV 2500 MVA の短絡発電機を用いた 3 相全波整流電流による試験回路にて直流アーク試験を実施した。この試験回路を図 2-2 に、試験配置を図 2-3 に、試験条件を表 2-2 に示す。

供試 OPGW500 mm²は負極側とし、その両端から各々帰路導体を接続し、分流器を介して接地した。一方、対向電極は、10 mm φ の鉄棒を用い正極側へ接続し、アークによる溶融物が OPGW500 mm²に残存しないように下方 45 度に設置した。発弧は、OPGW500 mm²と対向電極間にヒューズを張って行った。なお、試験効率を上げるため、同一の OPGW500 mm²について発弧点を変更して 3～6 回実施した。試験時の OPGW500 mm²の初期張力は、アーク発生時に OPGW500 mm²の揺れが生じない程度の約 9,800 N とした。また、電線通過電荷量は、100～900 クーロンとした。この試験から電荷量と損傷の程度の関係性を求めた。



Gen… 15kV 2500MVA短絡発電機
 52G… 保護遮断器
 52S… 投入開閉器
 RN… 中性点抵抗
 L… 限流リアクトル
 Tr… 変圧器 (15/12kVまたは15/24kV)

CB… 遮断器
 Sh… 分流器
 ReC… 整流装置 (三相全波整流)
 C… キャパシタ (0.1 μ F)
 RD… 抵抗分圧器

図 2-2 直流アーク試験回路

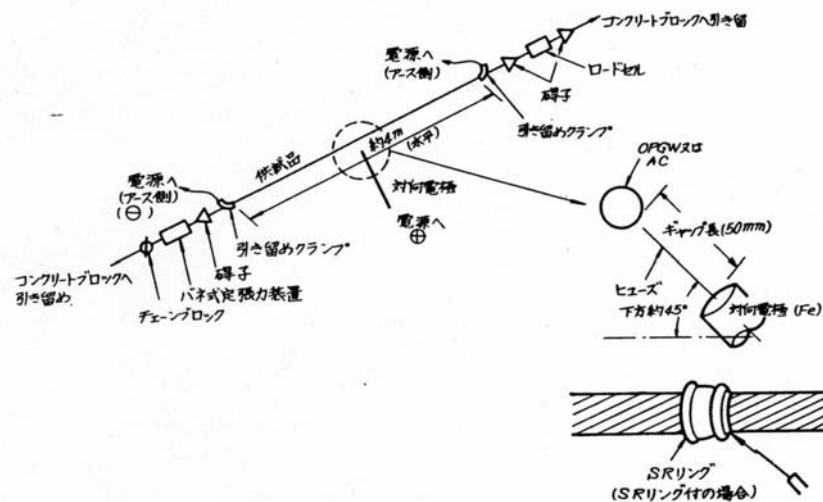


図 2-3 直流アーク試験配置

表 2-2 試験条件

供試線	OPGW500 mm ²
電線電圧	DC 1.5～3 kV
アーク電流	DC 4～30 kA
アーク時間	40～50 ms
通過電荷量	100～900 A・s
ギャップ長	50 mm
供試線初期張力	9,800 N

<2.3.2>試験結果

試験の発弧状況写真を図 2-4 に示す。OPGW500 mm² に対して電極から直流アークを印加すると表面の素線が溶損し，上向きにアークジェットが観測された。図 2-5 に直流アークによる素線溶損の様相例を示す。この例では，OPGW500 mm² に対して通過電荷量は 222 クーロンとなり，外層素線が 6 本溶損した。

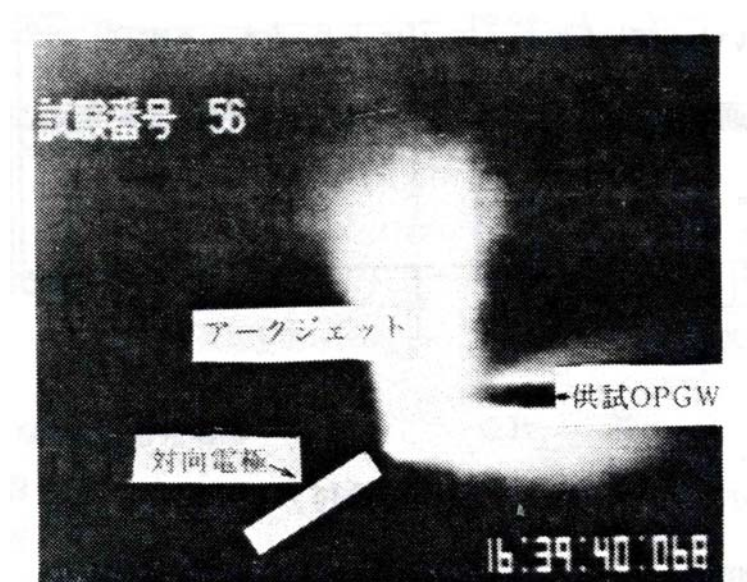


図 2-4 直流アーク試験時の発弧状況例（アークジェット）



図 2-5 直流アークによる素線溶損の様相例
(通過電荷量 222 クーロン，外層素線が 6 本溶損)

試験の通過電荷量と溶損本数の関係、通過電荷量と溶損重量の関係をそれぞれ図 2-6、図 2-7 に示す。図 2-6 の縦軸は、溶損本数と溶断本数を合計した値を用いた。通過電荷量が増えるに従い、溶損・溶断本数は増える傾向があった。通過電荷量は、500 クーロンまでは外層のみの損傷し、700 クーロンより大きくなると内層まで影響した。また、900 クーロンまで通信回線に影響はなかった。なお、直流アーク試験では、アークジェットにより溶損量は多くなる。

図 2-7 の横軸は図 2-6 と同様に通過電荷量とし、縦軸は、溶損重量とした。通過電荷量が増えるに従い、溶損重量は増える傾向があった。なお、重量は、外中層の合計とした。OPGW500 mm² 溶損量特性として、評価が過酷側（同じ電荷量でも溶損量が多くなる側）になるように原点を通る直線とした。この結果、通過電荷量と OPGW500 mm² の素線溶損量との関係は、73 クーロン/g となった。

次に、図 2-8 に通過電荷量と溶断本数の関係を示す。素線 1 本を溶断させる電荷量を評価するために完全に溶断したケースのみのデータを用いた。素線 1 本を溶断させるのに必要な通過電荷量の下限値は、375 クーロン/本となった。

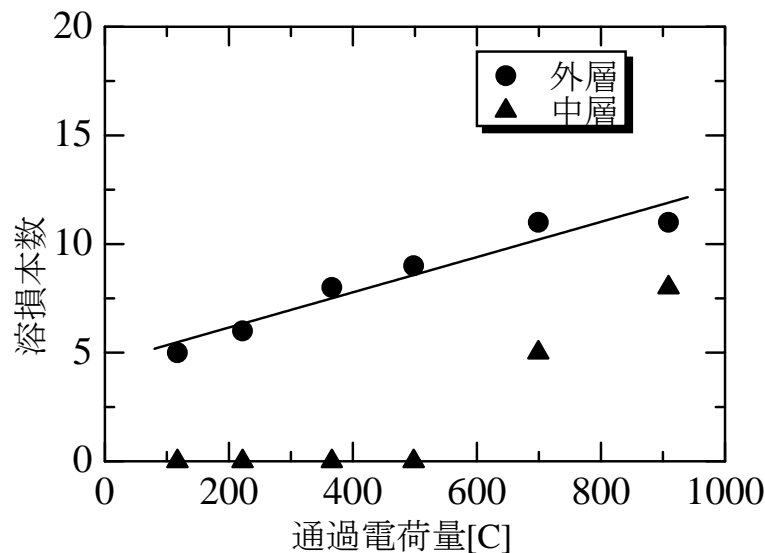


図 2-6 通過電荷量と溶損本数

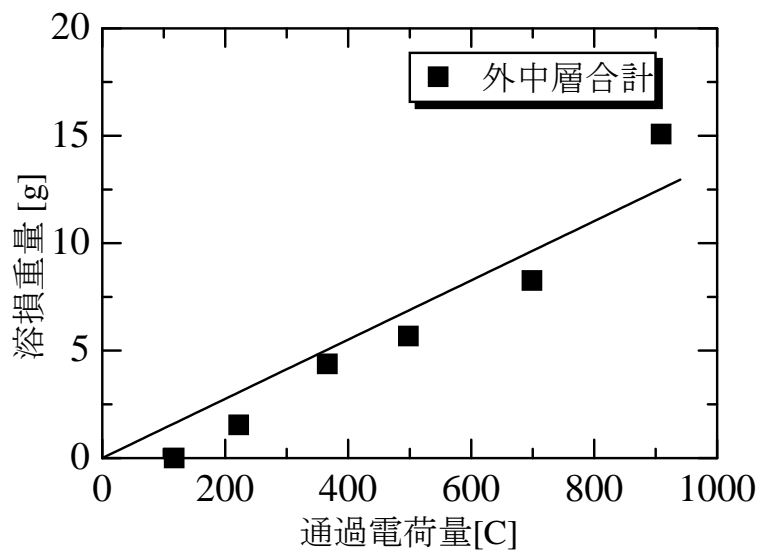


図 2-7 通過電荷量と溶損重量

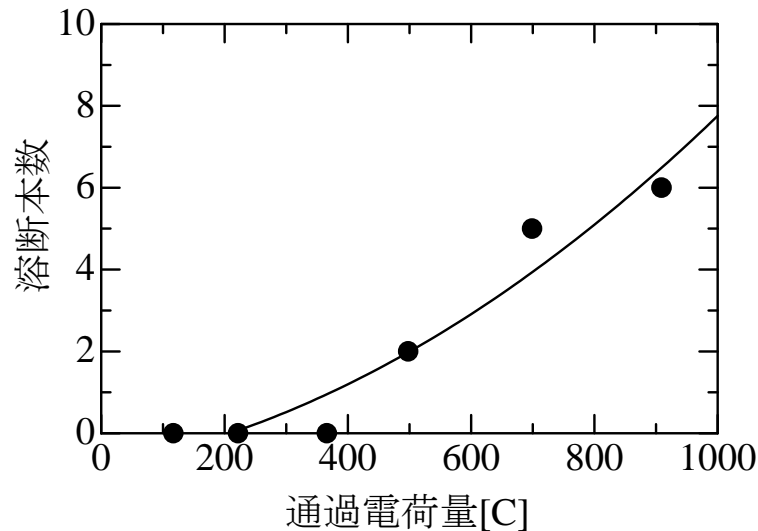


図 2-8 通過電荷量と熔断本数

<2.3.3>設計面からの検討

設計で想定する最大の放電電荷量を国際電気標準会議(IEC) 62305-1 (2010) (JIS Z9290-4 雷保護) [8]における正極性雷放電の 5 % 値である 350 クーロンとし、その際の損傷の予測を検討した。表 2-3 に電荷量の一覧を示す。その結果、図 2-8 の関係を用いて雷撃の全エネルギーが熔断のために使われたと仮定しても、素線熔断は最大 1 本程度と推定される。なお、この場合でも OP ユニットの溶損には至らないと考えられる。

次に、アークによる電線の強度低下の影響を検討した。直流アーク試験により溶損した電線は、熔断しなくても強度が低下することから、文献[7]における直流アーク試験時の電荷量と破断荷重の関係から強度残存率を導き、その残存率により OPGW500 mm² の強度を評価した。まず、文献[7]のアーク電荷量と破断重量の関係を図 2-9 に示す。強度残存率は、AC150 mm² (素線径 3.2 mm, 19 本) の場合、破断荷重は、0 C では 95 kN, 350 C では 70 kN となり、残存率は約 73 % となる。次に、図中の案 2 電線 (外層：素線径 4.0 mm, 9 本, 内層：素線径 2.66 mm, 7 本) の場合、破断荷重は、0 C では 95 kN, 350 C では 85 kN となり、残存率は約 89 % となる。AC150 mm² も案 2 電線もアルミ覆鋼より線であり、材質は OPGW500 mm² と同じ素線を使用している。OPGW500 mm² は、案 2 電線よりも太い素線径 (素線径 4.2 mm, 30 本) を採用しており、より線構成からも熱容量の小さい AC150 mm², 案 2 電線に比べてアークによる強度低下は小さいと推定される。

そこで、最も厳しい側 (強度低下が大きい側) の評価として、上記電線と同様の残存率と仮定して強度を評価した。

まず、350 C では、最大 1 本の素線熔断が想定されることから、素線構成 30 本のところ、29 本として、OPGW500 mm² の強度を設定した。

次に、基準張力は 64,680 N であり、素線 29 本での OPGW500 mm² の強度は 298,800 N であることから、OPGW500 mm² の安全率は、 $298,800 \text{ N} / 64,680 \text{ N} = 4.6$ となり、要求される基準である安全率 2.5 を確保できる。

さらに、上記の残存率 73 % および 89 % を適用すると $298,800 \text{ N} \times 0.73 = 218,124 \text{ N}$, $298,800 \times 0.89 = 265,932 \text{ N}$ となる。その際の安全率はそれぞれ $218,124 \text{ N} / 64,680 \text{ N} = 3.4$, $265,932 \text{ N} / 64,680 \text{ N} = 4.1$

となり、いずれも安全率 2.5 以上を確保できる。従って、OPGW500 mm²は十分な安全率を確保しており、実用上十分な雷撃溶損特性を有していると判断される。

なお、OPGW500 mm²に対する通過電荷量 900 クーロンの試験時に、OP ユニットの溶損が発生し、光ファイバの断心に至ったケースを除いて、各試料共、伝送損失変動および符号誤り率の異常は認められず、実用上十分な光伝搬特性を有しているものと判断される。

表 2-3 雷電流パラメータ

国際電気標準会議(IEC) 62305-1(2010) (JIS Z9290-4 雷保護) [8]

パラメータ	値			
	95%	50%	5%	
電荷量 [C]	1.3	7.5	40	負極性雷放電
	20	80	350	正極性雷放電

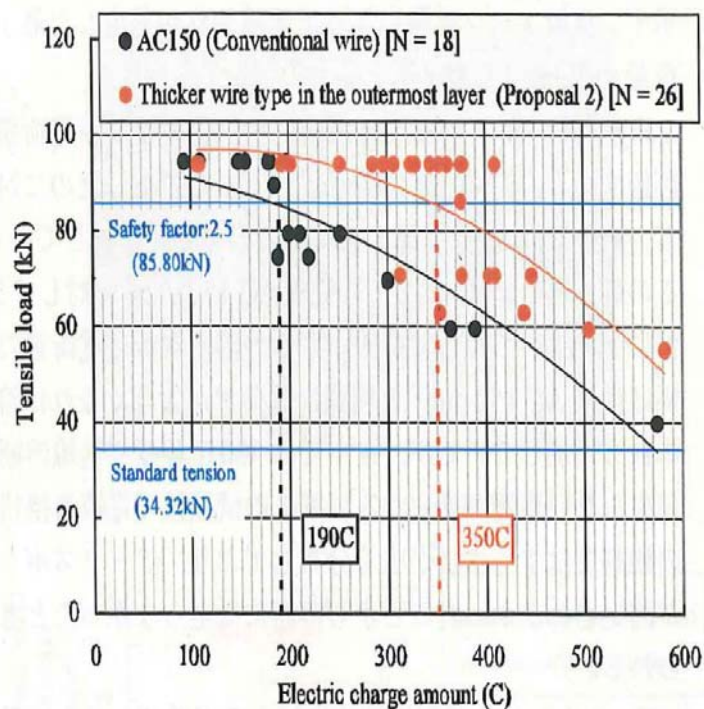


図 2-9 通過電荷量と破断荷重の関係[7]

2.4 実雷撃による損傷事例

UHV 架空送電線である南いわき幹線への実際の雷撃により 1L, 2L の同時逆フラッシュオーバが初めて発生したこと[5]から、その現象の解析および評価をした。

まず, UHV 南いわき幹線で架空地線への雷撃により発生した 2 相逆フラッシュオーバ現象, 事故の際に損傷した OPGW500 mm², 落雷位置標定装置(フランクリンジャパン社が運用する広域 LLS(以下 JLDN))[9]データおよび自動オシロ装置の波形データについて述べる。特に, 架空地線に損傷が発見されたことから, 2.3 節の直流アーク試験データと比較・検討した。

<2.4.1>損傷事例

2006 年 11 月 4 日に UHV 南いわき幹線の No.268 の 1L 中相, 2L 中相でフラッシュオーバが発生した[5]。場所は, 関東平野北部, 栃木県鹿沼市の標高 600 m 程度の丘陵地である。なお, No.269 ではいずれの相もフラッシュオーバしなかった。JLDN では正極性で推定電流波高値が 265 kA と大電流の雷撃が観測された。点検の結果, 南いわき幹線 No.268 ~269 間の架空地線 OPGW500 mm²において, 1L, 2L にそれぞれ雷撃と推定されるアーク痕が発見された。いずれも被害が新しく, 今回の事故の雷撃と推定される。図 2-10 に被害位置を示す。184 m 離れた 2 箇所へ同時に独立した雷放電路が存在したとは考えにくいこと, JLDN の標定結果が 1 データしか無いことから今回の雷放電路上部は一つで, 雷放電路下部が分岐して 2 箇所と同時に雷撃を生じたと推定される。

1L および 2L の架空地線の被害状況をそれぞれ図 2-11, 図 2-12 に示す。1L の被害は約 15 mm×15 mm であり, 素線 3 本に約 1/3 程度の溶損があった。溶損の重量は, 構造, 面積, 深さから推定して約 0.9 g であった。また, 2L の被害は, 約 20 mm×20 mm であり, 素線 4 本に約 1/3 程度の溶損があった。溶損の重量約 1.7 g であった。従って, 溶損重量は, 1L, 2L 合計で約 2.6 g であった。なお, 通信障害などの通信回線の被害は無かった。

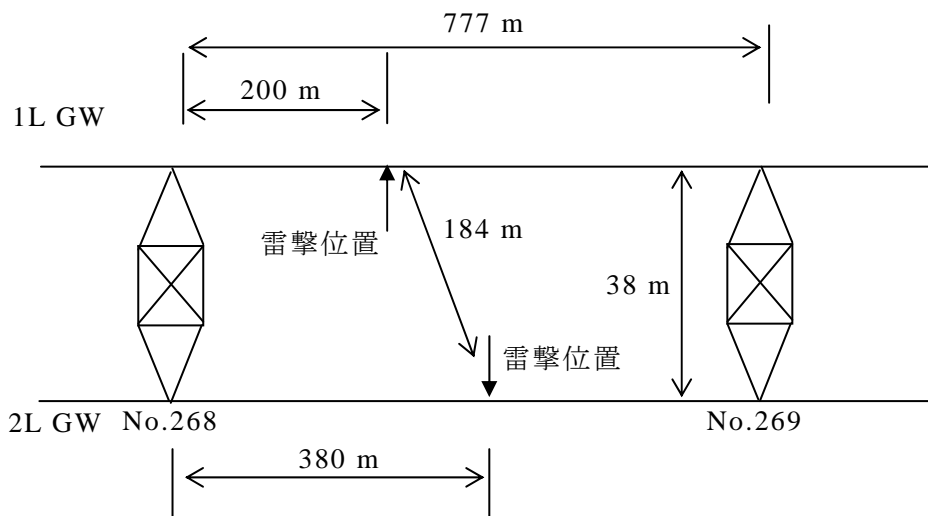




図 2-11 OPGW500 mm² の被害状況(1L)



図 2-12 OPGW500 mm² の被害状況(2L)

<2.4.2> 直流アーク試験との比較

2. 3 節の直流アーク試験結果を用いて、素線の溶損重量から、雷撃電流の電荷量の上限值を推定した。これを表 2-4 に示す。実雷撃での溶損重量 1L : 0.9 g, 2L: 1.7 g に<2.3.2>で求めた電荷量と溶損重量の関係である 73 クーロン/g を適用すると、電荷量は 1L, 2L それぞれ 66 クーロン, 124 クーロン, 合計 190 クーロンと推定され、350 クーロンは超えてない可能性が高いが、4 本の素線が損傷した。

表 2-4 雷撃電流の推定電荷量

	溶損重量[g]	電荷量[C]
1L	0.9	66
2L	1.7	124
合計	2.6	190

2.5 まとめ

UHV 送電用架空地線 OPGW500 mm² の雷撃溶損特性を評価するため、実験室での直流アーク試験を実施し、電荷量を推定した。さらに機械的強度を評価した。

次に、UHV 架空送電線である南いわき幹線において雷撃が原因と推定される架空地線 OPGW500 mm² の損傷が発生したことから、雷事故被害を検証した。

主な結果を次に示す。

- (1) 実雷撃に比べ過酷側となるアーク試験である直流アーク試験を実施した結果、通過電荷量と OPGW500 mm² の素線溶損量との関係は、73 クーロン/g となった。また、素線 1 本を溶断させるのに必要な通過電荷量の下限値は、375 クーロンとなった。
- (2) 設計で想定する最大放電電荷量を IEC 62305-1(2010) における正極性雷放電の 5 % 値である 350 クーロンとし、雷撃の全エネルギーが溶断のために使われたと仮定すると、素線溶断は最大 1 本程度と推定された。
- (3) アークによる電線強度の低下を評価した結果、350 クーロンでも安全率 2.5 を十分に確保できた。
- (4) UHV 架空送電線で初めての 1L, 2L 同時逆フラッシュオーバー事故により架空地線である OPGW500 mm² の素線が溶損し、その重量は 1L, 2L それぞれ 0.9 g, 1.7 g であった。直流アーク試験の 73 クーロン/g を実雷撃の溶損量に適用すると 1L, 2L それぞれ 66 クーロン, 124 クーロンと推定された。350 クーロンは超えてない可能性が高いが、4 本の素線が損傷した。
- (5) 通過電荷量 900C でも OPGW500 mm² に挿入されている光ファイバには全く影響を与えず、正常に通信できる状態であった。

以上から OPGW500 mm² は、雷撃に対して十分な溶損性能を有していると判断できる。負極性雷撃については、5% 値である 40C に対して架空地線 OPGW500 mm² の設備被害が発生することはないため、本論文における雷撃による被害推定手法の検討の対象外とする。

なお、正極性の雷撃については、素線切れや断線リスクが有ることから、第 6 章の被害推定において推定条件に加えることとする。

参考文献

- [1] T. Watanabe, Y. Yamagata and E.Zaima : "Insulation Coordination for UHV System", *CIGRE Paper*, 33-101, 1998.
- [2] 砂辺欣也, 三谷 弘 : 「直流アークによる架空地線の素線溶断特性」, 電力中央研究所報告 183517, p.4 , 昭和 59 年 2 月.
- [3] 泉 邦和, 藤井克幸, 大森純一郎 : 「多心光ファイバ複合架空地線(OPGW)の短絡電流および直流アーク特性」, 電力中央研究所報告 W86511, p.22, 昭和 61 年 10 月.
- [4] 成田知己, 三塚洋明, 谷口 栄, 磯崎正則: 「UHV 送電用架空地線 OPGW500mm² の耐雷性能評価」, 電気学会電力・エネルギー部門大会, No.465, 平成 19 年.
- [5] 成田知己, 太田浩, 財満英一, 石井勝, 「雷による UHV 送電線 2 回線事故の事例解析」, 電気学会論文誌 B, Vol.133, No.8, pp.685-689, 2013.
- [6] Y.Goda and S.Yokoyama : "Investigation on OPGW Melting Characteristics by Lightning", CRIEPI Report, W99520 (2000) (in Japanese)
合田 豊, 横山 茂 : 「雷による OPGW の素線溶損特性」, 電力中央研究所報告 W99520, 2000.
- [7] 谷口 栄, 長良木宣巳, 高見 潤, 岡部成光, 齊藤寿幸, 長野宏治, 合田 豊 : 「大型送電線用の耐雷架空地線の開発」, 電学論 B, Vol.131, No.4, pp.383-389, 2011.
- [8] 国際電気標準会議(IEC) 62305-1 (2010) (JIS Z9290-4 雷保護)
- [9] M.Ishii, M.Saito, F.Fujii, J.Hojo, M.Matsui, N.Itamoto and K.Shinjo : "LEMP from lightning discharges observed by JLDN ", *IEE of Japan Trans. Power and Energy*, Vol.125-B, No.8, pp.765-770, 2005.

第3章 がいし間電圧の評価(その1)

～UHV2回線雷事故解析事例～

3.1 はじめに

送電線へ雷撃により，がいし間の電圧が上昇し，がいし付近でフラッシュオーバーが発生し，雷事故になる場合がある。がいしは磁器製であり，がいし付近でアークが発生することから，がいしが被害を受ける可能性がある。このがいし被害を推定するには，雷撃時にがいし間に発生する電圧を精度良く解析することが重要である。送変電設備の雷サージ解析には，主に過渡解析プログラム EMTP[1]が用いられているが，UHV 送電線での解析事例は少ない。

そこで，本章では，UHV 架空送電線である南いわき幹線への実際の雷撃により 1L，2L の同時逆フラッシュオーバーが初めて発生したこと[2]から，その現象の EMTP 解析および評価により，がいし間電圧の解析が可能であることを示す。また，次章の第4章において，UHV 鉄構のがいし間電圧を EMTP を用いて解析する。

まず，UHV 南いわき幹線で架空地線への雷撃により発生した 2 相逆フラッシュオーバー現象，事故の際に損傷した OPGW500 mm² の状況，落雷位置標定装置(フランクリンジャパン社が運用する広域 LLS(以下 JLDN))[3]データおよび自動オシロ装置の波形データについて述べる。次に，過渡解析プログラム EMTP を用いて，現象の再現を試み，がいし間電圧が解析可能であることを示す。

<3.1.1>損傷事例

2006 年 11 月 4 日に UHV 南いわき幹線の No.268 の 1L 中相，2L 中相でフラッシュオーバーが発生した[2]。場所は，関東平野北部，栃木県鹿沼市の標高 600 m 程度の丘陵地である。なお，No.269 ではいずれの相もフラッシュオーバーしなかった。JLDN では正極性で推定電流波高値が 265 kA と大電流の雷撃が観測された。点検の結果，南いわき幹線 No.268～269 間の架空地線 OPGW500 mm² において，1L，2L にそれぞれ雷撃と推定されるアーク痕が発見された。いずれも被害が新しく，今回の事故の雷撃と推定される。図 2-10 に被害位置を示す。184 m 離れた 2 箇所へ同時に独立した雷放電路が存在したとは考えにくいこと，JLDN の標定結果が 1 データしか無いことから今回の雷放電路上部は一つで，雷放電路下部が分岐して 2 箇所に同時に雷撃を生じたと推定される。

1L および 2L の架空地線の被害状況をそれぞれ図 2-11，図 2-12 に示す。

<3.1.2>事故時の電圧電流波形

雷事故発生時に約 140 km 離れた南いわき開閉所において自動オシロ装置にて商用周波数(50 Hz)の電圧波形，電流波形が観測された。事故時刻は，<3.1.3>で示す落雷位置標定装置による標定結果とほぼ一致した。1L，2L とともに中相が 20 時 24 分 18.380 秒で地絡している。中相の電圧波形は，交流位相の 270 度すなわち負極性のピーク時にプラス方向に変化していることから，正極性の雷撃が中相の逆フラッシュオーバを引き起こした事が分かる。なお，この正極性雷撃は，JLDN の推定雷撃電流極性と一致する。その他の上相，下相の波形は，波高値はあまり変化しないが，中相の影響により波形に歪みが現れている。

次に，電流波形は，1L，2L とともに地絡直後に中相に大きな地絡電流が発生している。なお，上相，下相は歪んでいるものの波高値に大きな変化はない。従って，1L および 2L の中相が地絡したと推定される。

なお，図 3-1, 図 3-2 に No.268 1L 中相のアース側ホーンおよびライン側ホーンのアーク痕を示す。地絡電流約 4 kA が 2 サイクル程度流れた結果，付いたアーク痕である。

以上から雷事故は 1L および 2L とともに中相にほぼ同時に発生し，事故発生時の中相の商用周波数の交流位相は約 270 度(Sine)であったことが分かった。



図 3-1 アーク痕 (No.268 1L 中相アース側ホーン)



図 3-2 アーク痕 (No.268 1L 中相ライン側ホーン)

<3.1.3>落雷位置標定装置による標定結果

東京電力(株)の落雷位置標定システムは、観測点が密で精度の高い IMPACT を適用している。しかし、今回の EMTP 解析においては、波頭長のデータを用いることから、波頭長が得られる広域の落雷位置標定システムである JLDN データを用いた。雷事故発生時における JLDN の標定時間、推定波頭長および推定波高値を表 3-1 に示す。また、参考として南いわき開閉所において観測された時刻を表 3-1 中に示す。南いわき開閉所における事故検出時間と JLDN はほぼ同時であり、同一の雷撃と推定される。雷撃電流波頭長は、JLDN から約 9 ～ 12 μ s と推定された。なお、JLDN により推定される波頭長は波高値に対して 0 - 100 %を推定するものである。

表 3-1 落雷位置標定装置の出力データ

システム	時間 (h : m : s)	波頭長	波高値
JLDN[3]	20:24:18.3795850	9～12 μ s	+265kA
南いわき開閉所における 事故検出時間	20:24:18.380		

3.2 過渡解析プログラム EMTP による解析

<3.2.1>解析条件

本事例について過渡解析プログラム EMTP を用いて、雷撃により事故が再現できるか解析した。解析条件を表 3-2 に示す。また、図 3-3 にノードマップを示す。

電力線と鉄塔間は、高抵抗 ($10^{10}\Omega$) で接続し、その間の電圧をがいし間電圧としている。また、架空地線と鉄塔間は低抵抗 (1Ω) で接続している。さらに、図 3-3 での No.267 の左側、No.270 の右側の電力線は、マッチング抵抗を介して接地されており、反射波がない状態としている。

本事例は、損傷が 2 箇所にあることから、架空地線 2 箇所への同時雷撃により逆フラッシュオーバーが発生したと推定した。

雷撃は、電流源で模擬し、 0.1Ω の低抵抗で架空地線に接続した。雷撃電流波高値は、+100 kA ~ +200 kA として解析パラメータとした。解析では図 3-3 に示すように独立した電流源を 2 つ設定しており、下限値 100kA は合計で 200 kA となる。この値で波頭長を $1\mu\text{s}$ とすると UHV では逆 F.O. に相当する値となる。解析の対象となる 2 相の逆 F.O. はさらに大きな波高値が予想されることから、100 kA を下限とし、また、100kA の倍として 200 kA (合計 400 kA) を上限とした。

また、波頭長は $1\mu\text{s}$ ~ $5\mu\text{s}$ として解析パラメータとした。さらに、電線の溶損量から電荷量が 100 クーロン以上と推定されることから、波尾長は $500\mu\text{s}$ とした。ホーン間隔 6.3 m の負極性雷インパルス 50 %フラッシュオーバー電圧は、3,655 kV であり、No.268 および No.269 の 1L および 2L の中相については、がいし間電圧がこの電圧に達した場合にフラッシュオーバーすると推定した。多相フラッシュオーバーモデルの検討は各所で検討されているが、今回の解析においては、適用しなかった。これは今後の課題である。なお、この負極性雷インパルス 50 %フラッシュオーバー電圧としたのは、正極性の雷撃電流が鉄塔塔頂に落雷したため、アース側が正極性で電力線側が負極性になることからである。

表 3-2 解析条件

雷撃点	2 点 (図 2-10 および図 3-3 に示す)
雷撃電流	+100 kA～+200 kA (解析パラメータ)
波形	ステップ波と仮定
波頭長	1 μ s～5 μ s (解析パラメータ)
波尾長	500 μ s
雷道インピーダンス	400 ohm
アークホーン間距離	6.3 m (No.268, No.269)
雷インパルス 50% フラッシュオーバ電圧	$V = 550 d + 190 \text{ kV} = 550 \times 6.3 \text{ m} + 190 \text{ kV} = 3,655 \text{ kV}$
送電線モデル	8 相, J.MARTI Model[4][5] ACSR810 mm ² ×8 導体 素線間隔 : 40cm
鉄塔モデルおよび高さ	UHV 鉄塔 4 段モデル[6] 116 m (No.268), 126 m (No.269)
鉄塔の接地抵抗	No.267: 6.8 ohm No.268: 5.7 ohm No.269: 2.3 ohm No.270: 2.3 ohm
架空地線	OPGW500 mm ²
経間長	No.267-268 : 578 m No.268-269 : 777 m No.269-270 : 483 m
雷撃時の交流電圧位相	270°(sine) (中相)

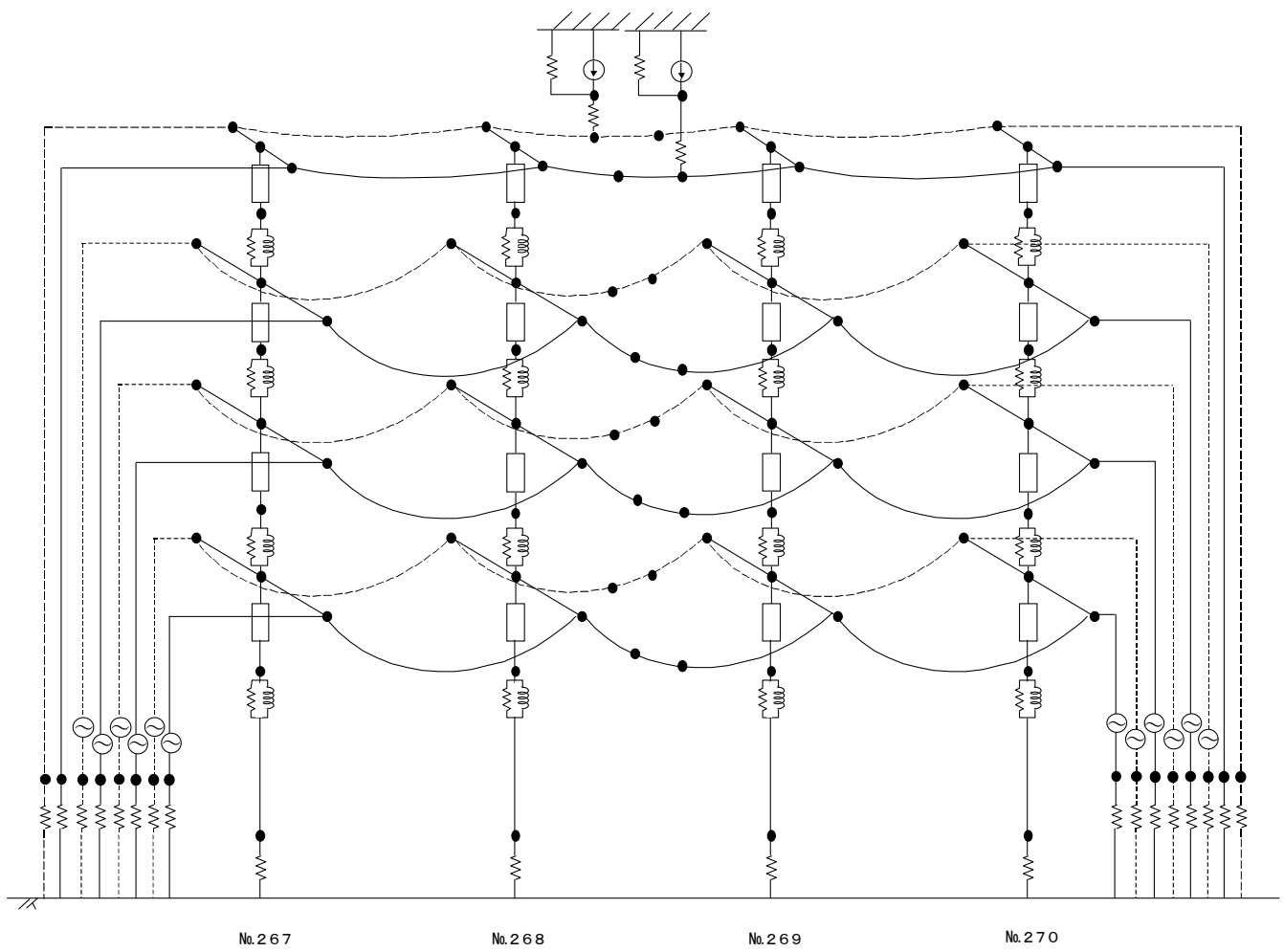


図 3-3 EMTP ノードマップ

<3.2.2>解析結果

1L の架空地線，2L の架空地線に雷撃が同時に発生したと仮定し，波高値および波頭長は，同条件として解析を実施した。図 3-4 から図 3-9 に波高値および波頭長を変化させた場合の No.268 および No.269 の上相，中相，下相のがいし間電圧分布図を示す。

送電線の相配列および雷事故時の位相角を表 3-3 に示す。ここで，この雷事故時には偶然，1L,2L の上相，中相，下相はそれぞれ同一の電圧となる。従って，以下の議論においては，1L, 2L の区別はしない。また，フラッシュオーバー電圧 FOV 3,655 kV を超えた場合には，フラッシュオーバーしたと推定した。

波頭長が 1 μ s から 5 μ s へ長くなるほど No.268, 269 とともに上相，中相，下相いずれもがいし間電圧が小さくなる傾向があった。なお，波頭峻度により No.268, No.269 の電圧の大小関係が若干異なるが，これは，鉄塔や接地による反射波の影響によるものである。

図 3-7 の波高値 130 kA では，波頭長 1 μ s では No.268 の上相，中相，No.269 の上相，中相，下相がフラッシュオーバーした。波頭長 2 μ s では No.268 の中相，No.269 の中相がフラッシュオーバーした。また，波頭長 3 μ s では，No.268, 269 のいずれの相もフラッシュオーバー電圧に達し無かった。今回の事故は No.268 の中相だけがフラッシュオーバーし，No.269 はフラッシュオーバーしなかったが，これを再現できるのは波頭長 2.5 μ s の場合であった。なお，中相がフラッシュオーバーするのは，事故時の運転電圧の位相が 270° (Sine) となり対地電圧が高くなるためである。なお，JLDN から推定された波頭長は 9 μ s～12 μ s であり波高値の 0%-100%の値であることから 2.5 μ s の波頭長としても矛盾はない。この理由は，JLDN の推定波頭長は 9 μ s～12 μ s であるが，波頭の 0 %-100 %の値であり，緩やかな立ち上がり部分やピークに達する部分を含めた値であるのに対して，EMTP 解析で用いた波頭は 0 %-100 %が一定の立ち上がりの波形であることから JLDN の波頭長よりも解析での波頭長の方が短くなるためである。たとえば，図 5-15 に示す電流波形の波頭部分は，ゆっくり立ち上がりその後，急峻となる，さらにピークに近くなると波形はなだらかになっている。このように実際の電流は急峻な部分が少ないことから，EMTP と実際の電流の波頭長に差が生じる。

今回の事故のように No.268 の中相が 2 相ともにフラッシュオーバーし，No.269 がフラッシュオーバーしない事例を再現出来る組合せを表 3-4 に示す。波高値，波頭長が，(120 kA, 2 μ s)，(130 kA, 2.5 μ s)，(150 kA, 3 μ s)，(200 kA, 4.5 μ s) の組み合わせで再現することが出来た。なお，これらの電流波高値は，JLDN 推定電流値のバラツキの範囲内にある。

表 3-3 雷事故時の交流位相角

	1L	2L
上相	赤相 (150 度)	黒相 (30 度)
中相	白相 (270 度)	白相 (270 度)
下相	黒相 (30 度)	赤相 (150 度)

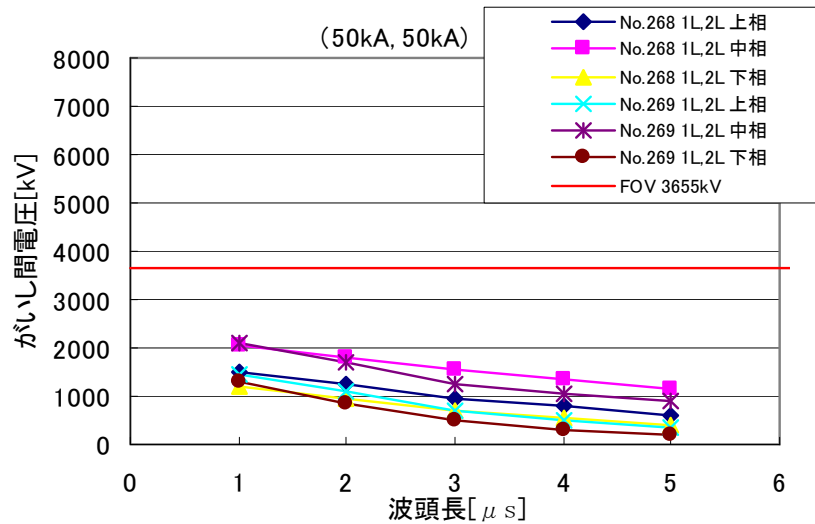


図 3-4 波頭長をパラメータとしたがいし間電圧(50 kA)

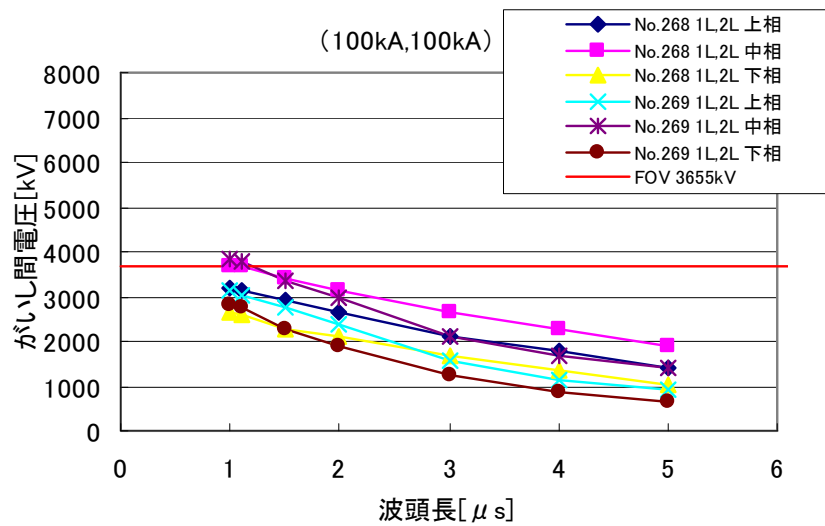


図 3-5 波頭長をパラメータとしたがいし間電圧(100 kA)

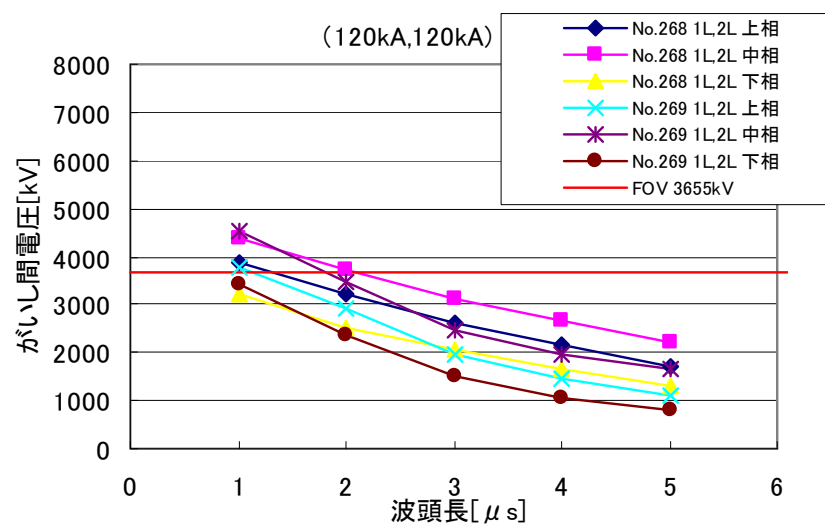


図 3-6 波頭長をパラメータとしたがいし間電圧(120 kA)

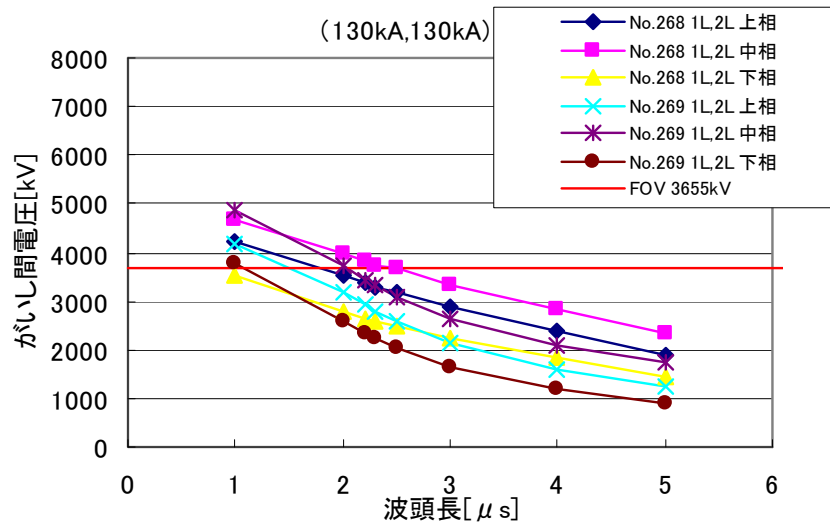


図 3-7 波頭長をパラメータとしたがいし間電圧(130 kA)

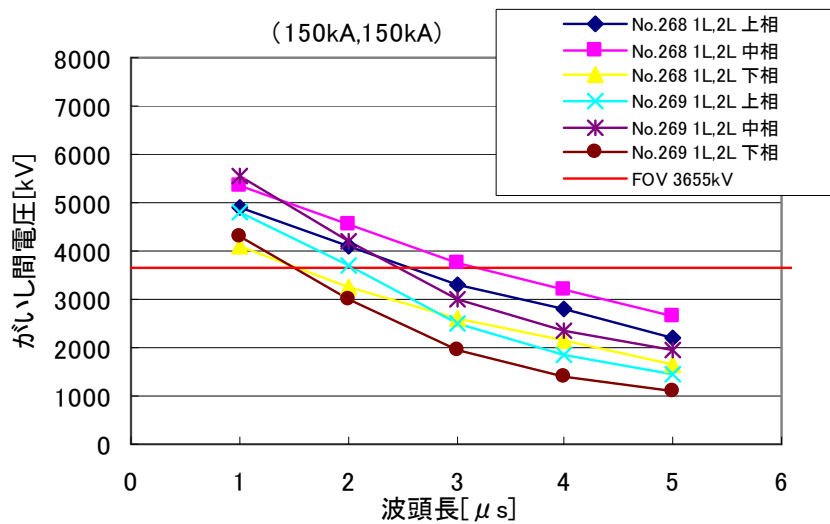


図 3-8 波頭長をパラメータとしたがいし間電圧(150 kA)

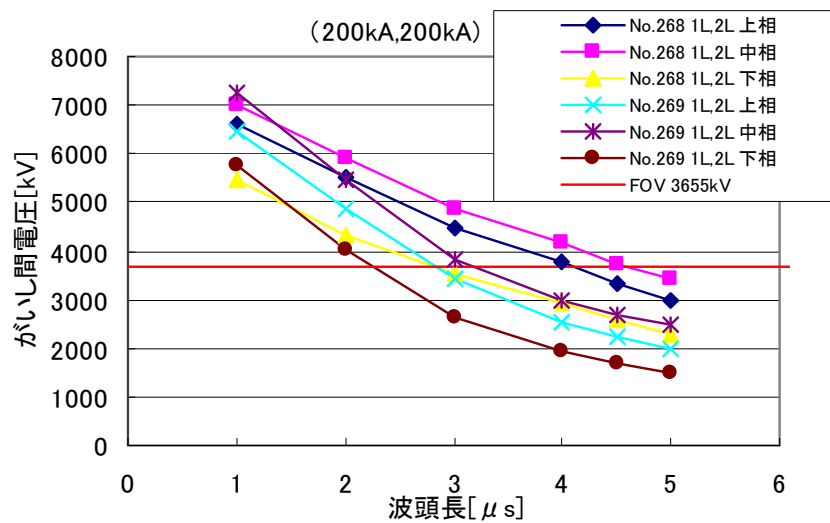


図 3-9 波頭長をパラメータとしたがいし間電圧(200 kA)

表 3-4 再現可能な条件（雷撃点 2箇所）

雷撃電流波高値		波頭長
1L	2L	
120 kA	120 kA	2.0 μ s
130 kA	130 kA	2.5 μ s
150 kA	150 kA	3.0 μ s
200 kA	200 kA	4.5 μ s

<3.2.3>雷撃様相の推定

EMTP 解析の結果から 2 箇所への同時雷撃の場合に事故を再現することが出来た。184 m 離れた 2 箇所へ同時に独立した雷放電路が存在したとは考えにくいこと、JLDN の標定結果が 1 データしか無いことから今回の雷放電路上部は一つで、雷放電路下部が分岐して 2 箇所に同時に雷撃を生じたと推定される。雷撃電流が片方の放電路に集中せずほぼ均等に流れている理由は、図 3-10 に示す文献[7]の大気中自由アークの電界電流特性において、雷で一般的な 1 kA より大電流領域で右上がりとなっており、電流が大きくなれば電圧が増加すなわち抵抗が大きくなるため、分岐の一方に電流が集中せずにバランスされるためと推定される。つまり、負荷の dV/dI が正であり、電源インピーダンスが一定であれば、並列な負荷への電流分布は安定して流れることになる。なお、1L, 2L に均等に電流が流れたと仮定してるが、溶損量には 2 倍程度の差が生じている。この原因の一つは、一定時間は均一に電流が流れたが、電流が 1 kA 以下となり均一の条件ではなくなった後、一方の雷撃だけが継続した結果、生じた差であると推定される。

以上から今回の事象は、1L および 2L の 2 箇所に波高値 265 kA, 波頭長 2.5 μ s 程度の雷撃が同時にあり、2 相の逆フラッシュオーバー事故が発生したと推定するのが最も妥当である。

なお、雷事故計算については、近年、各種観測結果や実験結果から導いた最新の雷遮へいモデルを活用した送電線雷事故率計算手法[8][9][10]が開発されており、特に UHV 架空送電線での事故様相が良く再現されている。今回の事象については、波高値、波頭長ともに計算で設定している分布から乖離するものではなかった。

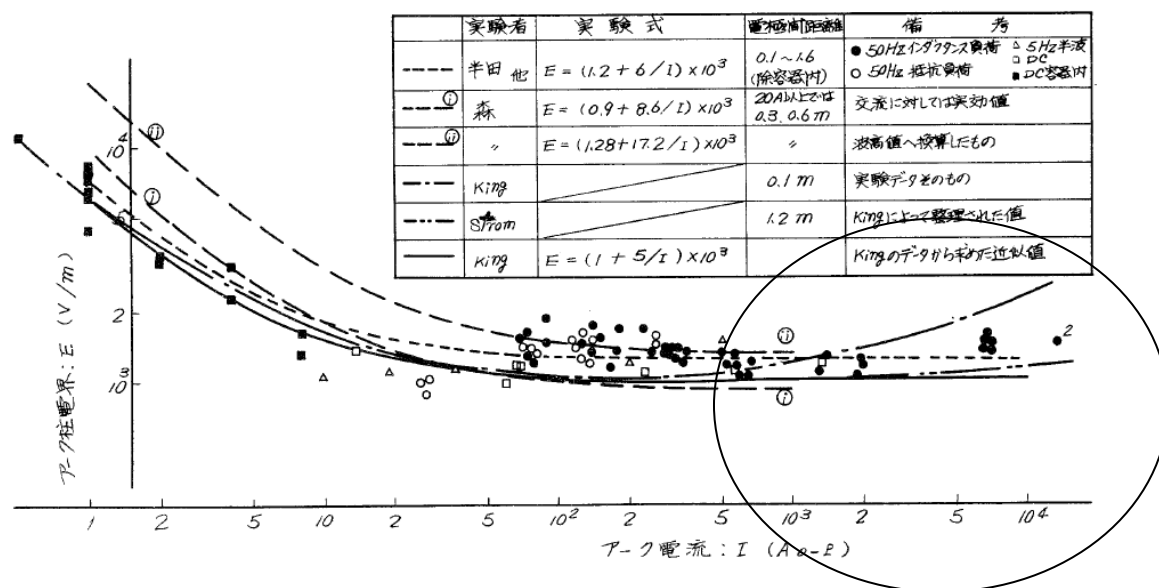


図 3-10 大気中自由アークの電界電流特性[7]

3.3 まとめ

UHV 架空送電線である南いわき幹線において雷撃が原因と推定される 2 相逆フラッシュオーバーの現象分析および EMTP 解析を実施した。

主な結果を次に示す。

- (1) UHV 架空送電線で初めての 1L, 2L 同時逆フラッシュオーバー事故により架空地線である OPGW500 mm² が損傷した。
- (2) オシロ波形が観測され, 1L, 2L の中相がほぼ同時にフラッシュオーバーしており, 位相が 270 度付近で正極性雷撃が侵入したと推定された。
- (3) JLDN では, 正極性の 265 kA 程度の電流波高値が推定された。
- (4) 184 m 離れた 2 箇所へ同時に全く独立した雷放電路が存在したとは考えにくいこと, JLDN の標定結果が 1 データしか無いことから, 雷放電路上部は一つで, 雷放電路下部が分岐して, 1L, 2L の架空地線の 2 箇所に同時に雷撃があり, 2 相の逆フラッシュオーバー事故が発生したと推定される。なお, JLDN データ及び EMTP 解析から, その雷撃電流値の総和は波高値 265 kA, 波頭長 2.5 μ s 程度と推定するのが妥当である。

以上から UHV 送電線の 2 回線雷事故について, がいし間電圧を EMTP 解析することにより再現が可能であることを示した。

参考文献

- [1] 電力系統の雷サージ解析体系化のための調査専門委員会：「電力システムの過渡現象と EMTP 解析」，電気学会技術報告，第 872 号，平成 14 年 3 月。
- [2] 成田知己，三塚洋明，谷口 栄，磯崎正則：「UHV 送電用架空地線 OPGW500mm² の耐雷性能評価」，電気学会電力・エネルギー部門大会，No.465，平成 19 年。
- [3] M.Ishii, M.Saito, F.Fujii, J.Hojo, M.Matsui, N.Itamoto and K.Shinjo : “LEMP from lightning discharges observed by JLDN “, *IEE of Japan Trans. Power and Energy*, vol.125-B, No.8, pp.765-770, 2005.
- [4] J.R.Marti : “Accurate Modeling of Frequency-dependent Transmission Lines in Electromagnetic Transient Simulations”, *IEEE Trans. Power Appar. & Syst.*, PAS-101, No.1, 147, 1982.
- [5] 成田知己，山田剛史，岡部成光：「UHV 設計送電線の雷サージ伝搬特性とモデル化」，電気学会論文誌 B, Vol.121, No.9, pp.1163-1168, 2001.
- [6] T.Yamada, A.Mochizuki, J.Sawada, E.Zaima, T. Kawamura, A.Ametani, M.Ishii and S.Kato : ”Experimental Evaluation of a UHV Tower Model for Lightning Surge Analysis”, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol.10, No.1, pp.393-402, 1995.
- [7] 半田 栄：「気中アークから見た高速度再閉路に関する検討」，電中研総合報告 111, 1982.
- [8] S.Taniguchi, T.Tsuboi, S.Okabe, Y.Nagaraki, J.Takami and H.Ota : “Method of Calculating the Lightning Outage Rate of Large-sized Transmission Lines”, *IEEE Trans. Dielectrics and Electrical Insulation*, Vol.17, No.4, pp.1276-1283, 2010.
- [9] J. Takami and S. Okabe : “Observational Results of Lightning Current on Transmission Towers”, *IEEE Trans. Power Delivery*, Vol. 22, pp. 547-556, 2007.
- [10] S. Okabe and J. Takami : “Evaluation of Improved Lightning Stroke Current Waveform Using Advanced Statistical Method”, *IEEE Trans. Power Delivery*, Vol. 24, No. 4, pp. 2197-2205, 2009.

第4章 がいし間電圧の評価(その2)

～UHV 鉄構縮小モデルの雷サージ特性と EMTP モデル化～

4.1 はじめに

第3章では、EMTPを用いてUHV送電線の雷事故解析を実施し、がいし間電圧を解析することにより雷撃様相を明らかにした。本章では、UHV鉄構でのがいし間電圧を実測するとともにEMTP解析を実施し、UHV鉄構のがいし間電圧をEMTP解析することが可能であることを示した。

将来の長距離大容量送電方式として、UHV(1000 kV)送電計画が進められている[1][2][3]。送電線については、既に南北ルートとして、UHV設計の西群馬幹線(約168 km, 一部500 kV設計)と南新潟幹線(約110 km, 一部500 kV設計)がそれぞれ平成4年4月、平成5年10月に500 kVで運転を開始した。また、東西ルートとして、北栃木幹線および南いわき幹線(現：東群馬幹線：約44km, 一部500 kV設計, 南いわき幹線：約195 km, 一部500 kV設計)が平成11年から全線で500 kV運転を開始した。変電所については、機器の実証試験が進められており、絶縁設計の合理化が図られている。変電所の絶縁設計において、送電線から変電所に侵入する雷サージを精度よく解析することは、絶縁設計の合理化や、避雷器の最適配置を行う上で重要である。これらの雷サージ解析には主にEMTP(Electro- Magnetic Transient Program)を代表とする回路シミュレータが用いられている[3]。しかし、EMTPを用いて雷サージ解析を行うには、鉄塔、電線および変電所などを回路に置き換えるいわゆるモデル化が簡単にできないという問題がある。

UHV設備の過電圧解析に用いるEMTPモデルについては鉄塔モデル[4]、送電線モデル[5][6]などが提案されているが、変電所における引き込み口の鉄構については、詳細に検討した事例はない。現在のUHVの絶縁設計における鉄構モデルは分布定数を上下に分けたサージインピーダンス130 Ω, 90 Ωの2段モデルが用いられている[3]。しかしながら、実際の鉄構は、高さ50 mに対して横幅112 mと横幅の方が長く、計算モデルとは大きく異なっている。そのため、送電線から変電所へ侵入する雷サージ過電圧にも無視出来ない変化が生じる可能性がある。従って、適切な絶縁設計を行うためには、鉄構の雷サージ応答特性を把握し、EMTPモデルの妥当性を明らかにする必要がある。

これまでに鉄構の雷サージ応答特性については、電中研塩原試験場で高さ33 mの門型鉄塔の鉄塔インピーダンスを測定し、条件がほぼ同じ普通の鉄塔サージインピーダンスの約60%であるというデータから上部220 Ω, 下部150 Ωに0.6を乗じて上部130 Ω, 下部90 Ωとした経緯がある[7][8]。

ここで用いた鉄塔のサージインピーダンス220 Ω, 150 Ωは500 kV関西電力奥吉野線7号鉄塔(高さ62.8 m, 500 kV 2回線懸垂型鉄塔)で実測をもとに算出した値である[8]。UHV鉄構については実測結果が無いため、前述の130 Ω, 90 Ωを使用している。

そこで、本章では、UHV鉄構の10分の1のスケールモデルを製作し、インパルス印加試験により、雷サージの応答特性を明らかにするとともに、UHV鉄構のEMTPモデルを構築した。さらに、近年雷サージ解析に適用されつつある数値解析手法のひとつであるTWTDA(Thin Wire Time Domain Analysis)[9][10]でも検証した。

4.2 測定回路および測定方法

＜4.2.1＞1/10 縮小鉄構

UHV 設計送電線は既に建設が完了しているが、UHV 鉄構は建設前であり実設備で測定することは出来ない。そこで 10 分の 1 縮小設備を製作し、試験を実施した。実際の鉄構の高さは 50 m を予定していることから、5 m の高さの鉄構を屋外に構築した。鉄構構造図を図 4-1 に示す。部材は主にアングル材（L50×4：幅 50 mm，厚さ 4 mm）を用いて組み立てた。脚の間隔は 5.6 m とし、3 脚で構成させた。1 脚の垂直材はアングル材 4 本で構成し、高さ 3.7 m までは間隔を 0.25 m とし、高さ 3.7 m から 5.0 m までは 4 角錐とした。水平材の高さは 3.7m，アングル材 4 本で構成し、間隔を 0.25 m とした。斜材は垂直，水平材とも構築した。なお，垂直材のアングル材は基礎の関係で地下 1.0 m まで埋設されている。また，通常の鉄構と同様にコンクリート材を基礎とした。なお，接地抵抗については，音羽電機工業(株)製サージインピーダンス計（OIT-13 型:発生電圧 5 kV，波頭長 0.5 μ s 直角波インパルス）を使用し，サージ領域での接地抵抗を測定した。鉄構建設後に測定したことから，3 脚の合成抵抗となり，抵抗値は 16 Ω であった。

今回の実験および検討は，1/10 の縮小であるが，電磁気的な縮小モデルでは，長さと同時間は同じ比率で縮小され，インピーダンス，分流比は不変である[11][12]。

＜4.2.2＞配置

実測配置図，写真をそれぞれ図 4-2，図 4-3 に示す。パルス発生器（以下 PG）を中央の脚の塔頂に設置し，塔頂から印加した。また，PG の電流印加線は垂直に 25 m 延ばし，その後，水平方向に 30 m，さらに地上に向かって垂直に 30 m 下げ，地上付近で抵抗を用いてインピーダンスをマッチングさせた。電圧測定線は測定箇所から電流印加線および鉄構水平材と直角方向に地上に平行に 30m 延ばし，その後地上に向かって垂直に 3.7 m 下げ，地上付近で抵抗を用いてインピーダンスをマッチングさせた。このようにそれぞれ直角に配置することにより誘導の影響を極力小さくした。なお，電流印加線および電圧測定線は直径 1 mm の銅線を用いた。また，電流印加線や電圧測定線は高さ 40 m のバケット車 2 台および絶縁ロープを用いることにより配置した。

＜4.2.3＞測定箇所

印加電流は中央脚塔頂の(a)印加位置で測定した。電圧測定箇所は(b)電力線中央位置，(c)電力線 2L 位置，(d)地線 2L 位置とした。位置を図 4-1 に示す。なお，(b)電力線中央位置と電圧測定線間の電圧を電力線中央位置電圧，(c)電力線 2L 位置と電圧測定線間の電圧を電力線 2L 位置電圧，(d)地線 2L 位置と電圧測定線間の電圧を地線 2L 位置電圧と呼ぶことにする。また，誘導による影響を極力低減するため，E/O，O/E 変換器 SONY Tektronix A6904S(光ファイバアイソレーションシステム，周波数帯域 100 MHz)を用いた。電圧測定プローブは SONY Tektronix P5100 型（立ち上がり 1.75 ns 以下）を用い，電流測定にはピアソン社製の CT4100 モデル(立ち上がり 10 ns)を使用した。

PG はインピーダンス 20 k Ω の Velonex 社製 model-360 を用い，鉄構の頂上に印加した。印加波形は，波頭長 20 ns または 100 ns，波尾長 3 ms のステップ波電圧 2500 V，電

流値 1 A とした。記録にはデジタルレコーダ SONY Tektronix TDS544A 型 (500 MHz, 4ch) を用いた。サンプリング時間は 0.4 ns, 測定時間は 0~300 ns とした。

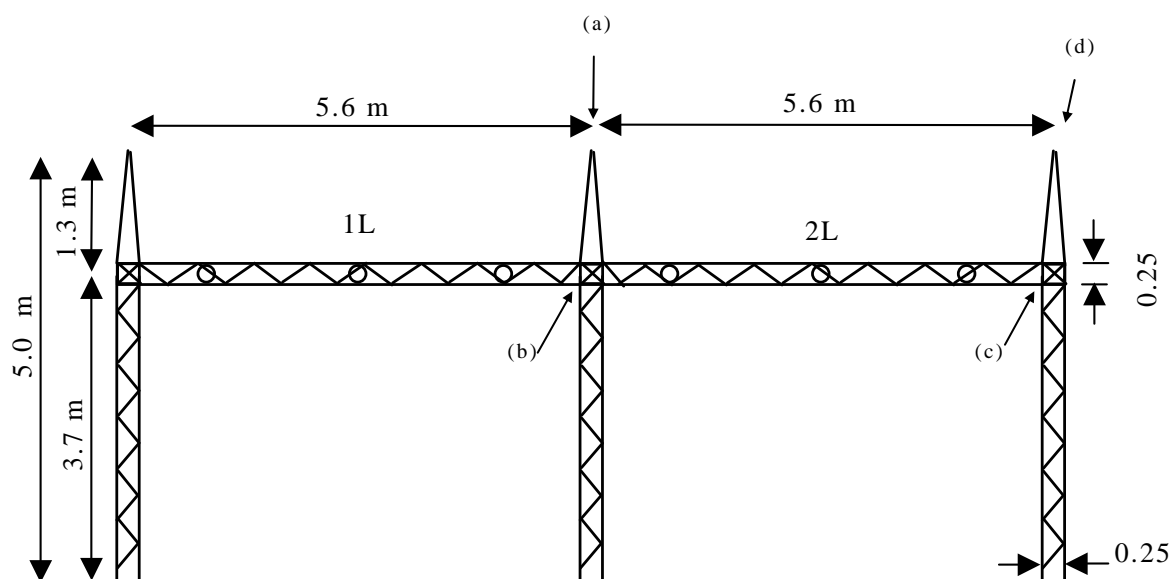


図 4-1 鉄構構造図

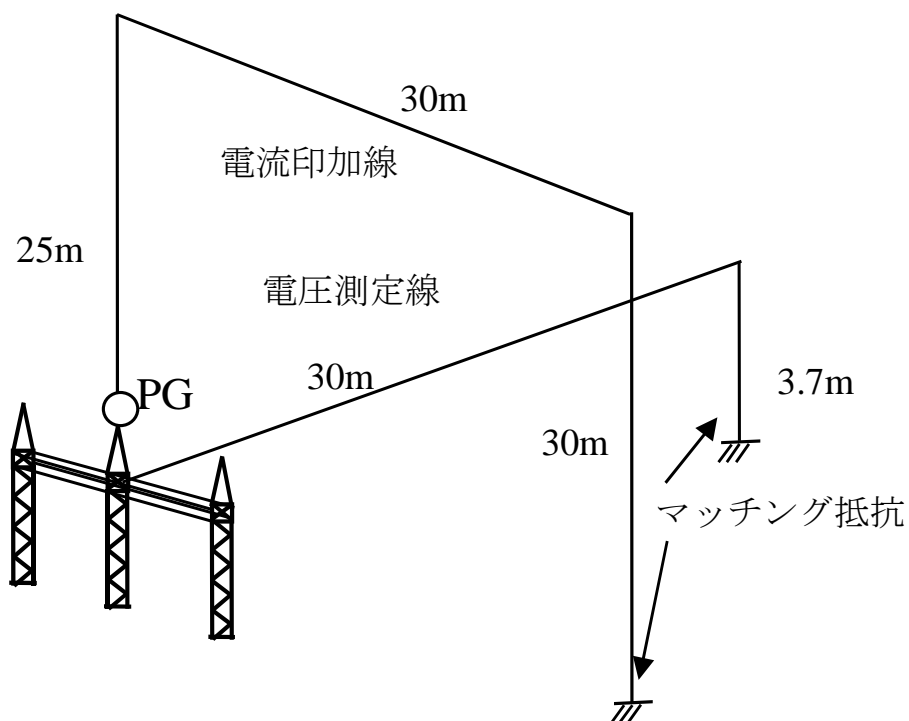
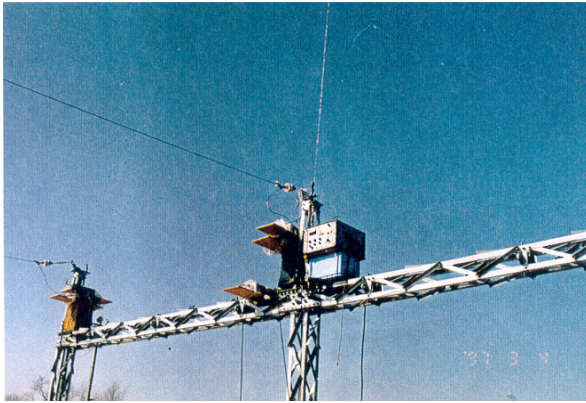


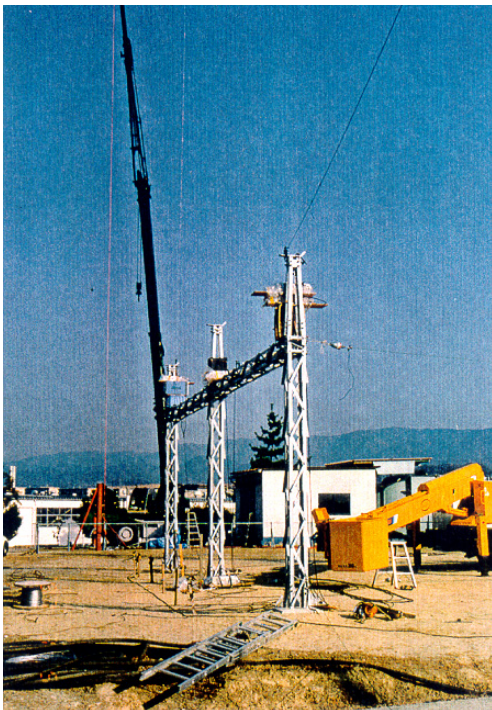
図 4-2 実測配置図



(a) 印加点



(b) 印加点



(c) 配置 (移動中)



(d) 配置 (移動中)

図 4-3 測定写真

4.3 測定結果

＜4.3.1＞印加角度

PG を用いて 1 A のランプ波(20 ns / 3 ms)を鉄構中央塔頂に印加し、電力線 2L 位置電圧波形を測定した。電流波形を図 4-9(a)に示す。図 4-4 のように電流印加線の印加角度を大地に対して 0, 30, 60, 90 度と変化させて、電力線 2L 位置電圧を測定した。印加線は鉄構水平材の方向に倒していった。結果を図 4-5 に示す。方向は鉄構水平材を直線方向にした。0 度から 90 度になるに従い、正極性の第一ピークが大きくなり、鉄塔を対象に石井らが数値解析により算出した結果[13]と同様の傾向となった。これは、電流印加線上の電流による電磁界の影響によるものである。また、波形は立ち上がりから約 25 ns で地上からの負反射によりピークが現れている。

＜4.3.2＞波頭長

PG を用いて 1A のランプ波(波頭長 20ns または 100ns)を鉄構中央塔頂に印加し、(a) 印加電流、(b)電力線中央位置電圧、(c)電力線 2L 位置電圧、(d)地線 2L 位置電圧を測定した。波頭長 20 ns, 100 ns を印加した結果をそれぞれ図 4-9, 図 4-10 に示す。なお、図 4-10(d)地線 2L 電圧は測定データがない。図 4-10 よりも図 4-9 の方がいずれの電圧も高くなっている。また、波頭長 20 ns の図 4-9(b)電力線中央位置電圧は、ピークが 2 つあり、最初の 25ns のピークは鉄構中央の脚からの反射波により現れ、2 つめのピークである 75ns 付近のピークは、鉄構の左右の脚からの反射波により発生している。しかし、波頭長 100 ns の図 4-10(b)は波頭長が長いため、2 つのピークは埋もれている。図 4-9(b)の波高値 68 V に対して図 4-9(c)の波高値は 72 V と(c)の方が大きくなっている理由は、(b)のピークが 2 つに分かれていることによるものと思われる。これに対して、図 4-10 の(b)のピークは 47 V, (c)は 33 V となっており、ピークが 1 つであるため、(b)が(c)よりも大きくなっている。

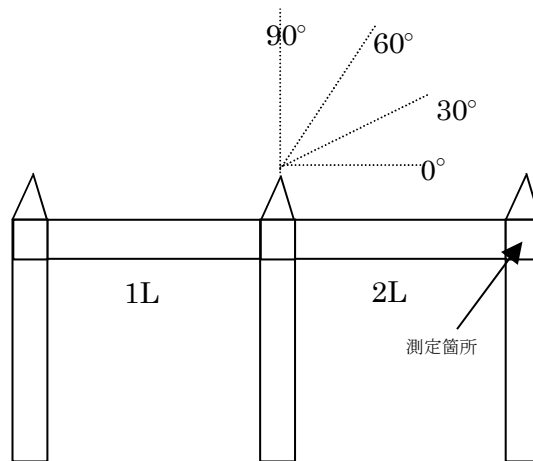


図 4-4 電流印加角度

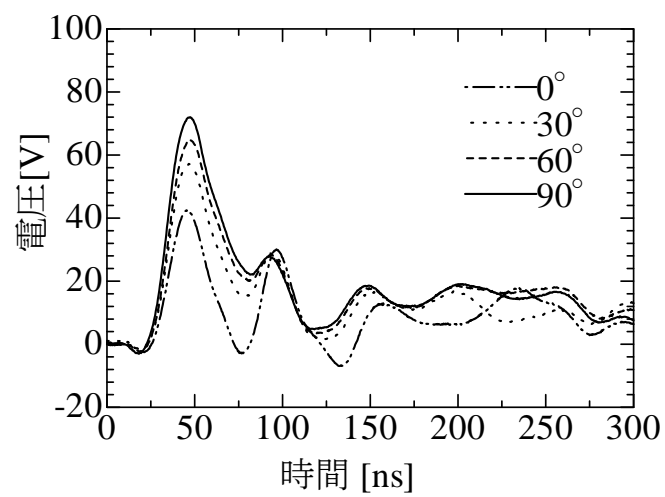


図 4-5 鉄構の電力線 2L 位置電圧（測定）

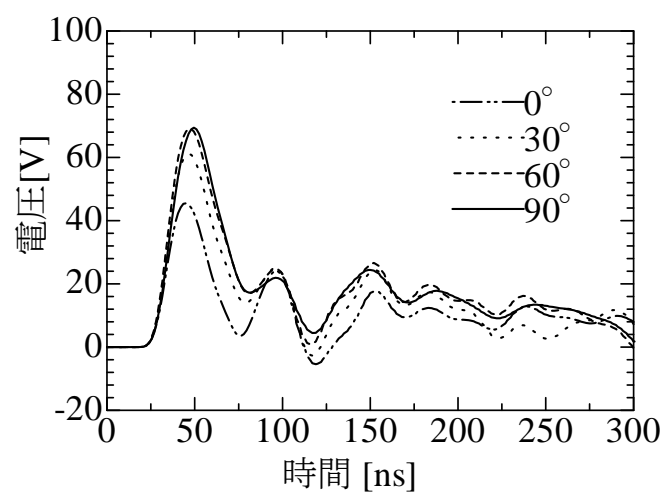


図 4-6 鉄構の電力線 2L 位置電圧(TWTDA 解析)

4.4 解析

測定結果に基づき、数値電磁界解析法の一つであるモーメント法による解析および EMTP による解析を実施した。

＜4.4.1＞モーメント法による解析

数値電磁界解析手法のひとつである TWTDA (Thin Wire Time Domain Analysis) はモーメント法で電磁界を計算する手法である[9][10]。時間領域では電磁波の空間伝搬を遅延ポテンシャルで扱い、導体上の境界条件を満足するように外部電界から導体要素電流を求める。ただし、導体上の電流連続の式については差分法を使用し、また時間に関しても差分法を使用する。この方法は Miller ら[9]によって完成され、アンテナ解析や EMC, EMP 解析に使用されており、鉄塔の解析にも適用されている[10]。この TWTDA を用いて鉄構の電力線 2L 位置電圧を解析した。

解析条件は、鉄構の全ての部材を細線で模擬し、線の太さ 0.001 m、セグメント長 0.08 m、入力電圧 2000 V、波頭長 20 ns、波尾長 400 μ s、電源負荷 2000 Ω 、電圧測定用抵抗 1×10^{12} Ω とした。なお、実測では電流源を用いたが、TWTDA では電圧源しか適用出来ないため、電流が 1 A となるように電圧源 2000 V に対して電源負荷 2000 Ω を適用した。解析波形を図 4-6, 4-9, 4-10 に示す。実測をほぼ再現することが出来た。従って、TWTDA は鉄構の雷サージ解析にも適用が可能であることが分かった。ただし、TWTDA は膨大なメモリを使用するため、現時点では、送電線から変電所まで全てを解析することが必要な変電所の耐雷設計の評価を実施出来ないため、EMTP を補う役割となる。

＜4.4.2＞EMTP による解析

＜4.4.2.1＞従来モデルによる解析

従来の EMTP 鉄構モデルは架空地線電圧と電力線電圧を求めるため分布定数の異なる 2 つの線路を接続した 2 段モデルを用いている。これを図 4-7 に示す。また、図 4-1 の (a)(b)(c)(d) に相当する位置を図 4-7 中に示す。ここで、R と L は次のように導いた。

$$R_1 = -2 \times Z_1 \times \ln \sqrt{0.8}, \quad R_2 = -2 \times Z_2 \times \ln \sqrt{0.8}$$

ここで、 $Z_1=130$ Ω 、 $Z_2=90$ Ω であることから、 $R_1=29.0$ Ω 、 $R_2=20.1$ Ω とした。また、 $L_1=R_1 \times 2H/v$ 、 $L_2=R_2 \times 2H/v$ 、 $H=5$ m、 $v=300$ m/ μ s であることから、 $L_1=0.251$ μ H、 $L_2=0.495$ μ H とした。このモデルを用いて今回の鉄構サージ特性の測定データを解析した結果を図 4-9 および図 4-10 に実測された波形と共に示す。印加電流波形は波頭長 20 ns および 100 ns とした。

図 4-9 の入力電流波頭長 20 ns において、TWTDA では測定された電圧波形をほぼ再現できるが、EMTP の 2 段モデルでは (b) 電力線中央位置電圧、(c) 電力線 2L 位置電圧、(d) 地線 2L 位置電圧ともに波形は再現できない。これは、鉄構の 2 段モデルは鉄構の横幅を考慮していないことから、左右の脚からの反射を再現することが出来ないためである。また、100 ns でも TWTDA では、ほぼ再現できる。しかし、2 段モデルでは、(b) 電力線中央位置電圧、(c) 電力線 2L 位置電圧はほぼ再現できるものの、(d) 地線 2L 位置電圧は、波高値が大きくなり、再現することが出来ない。以上より従来から用いられている EMTP の 2 段モデルでは鉄構の雷サージ応答を再現することは困難であることが分

かった。なお、地下 1.0 m までアングル材があることから、線路 Z_{l2} の長さを $2.5 \text{ m} + 1.0 \text{ m} = 3.5 \text{ m}$ とした。

＜4.4.2.2＞改良モデルによる解析

UHV 変電所の鉄構は高さ 50 m にくらべ横幅が 112 m と長く、解析する際には横幅を考慮するのが望ましい。そこで従来の 2 段モデルに横方向の分布定数を加えたモデルを検討した。これを図 4-8 に示す。また、図 4-1 の(a)(b)(c)(d)に相当する位置を図 4-8 中に示す。ここで、 R と L は次のように導いた。

$$R_1 = -2 \times Z_1 \times \ln \sqrt{0.8}, \quad R_2 = -2 \times Z_2 \times \ln \sqrt{0.8}$$

ここで、 $Z_1 = 220 \, \Omega$ 、 $Z_2 = 220 \, \Omega$ であることから、 $R_1 = R_2 = 49.1 \, \Omega$ とした。

また、 $L_1 = R_1 \times 2H / v$ 、 $L_2 = R_2 \times 2H / v$ 、 $H = 5 \text{ m}$ 、 $v = 300 \text{ m} / \mu\text{s}$ であることから、 $L_1 = L_2 = 1.64 \, \mu\text{H}$ とした。

図 4-8 の等価回路の値を用いて EMTP 解析した結果を図 4-9 および図 4-10 に示す。従来の 2 段モデルでは実測に合わないが、横方向に分布定数回路を加えた改良モデルを用いて解析すると実測波形を再現することが出来た。特に波頭長 20 ns の図 4-9(b)電力線中央電圧の実測では 25 ns での大地からの反射によるピークおよび左右の脚からの反射による 75 ns での第 2 ピークが現れているが、従来の 2 段モデルでは第 2 ピークが再現出来ない。今回改良したモデルではこの第 2 ピークを含む波形全体を再現することが出来た。

なお、地下 1.0 m までアングル材があることから、分布定数 Z_2 の長さを $3.7 \text{ m} + 1.0 \text{ m} = 4.7 \text{ m}$ とした。ここで用いたサージインピーダンス $Z_1 = 220 \, \Omega$ 、 $Z_2 = 220 \, \Omega$ 、 $Z_3 = 140 \, \Omega$ の数値根拠は次節で記述する。

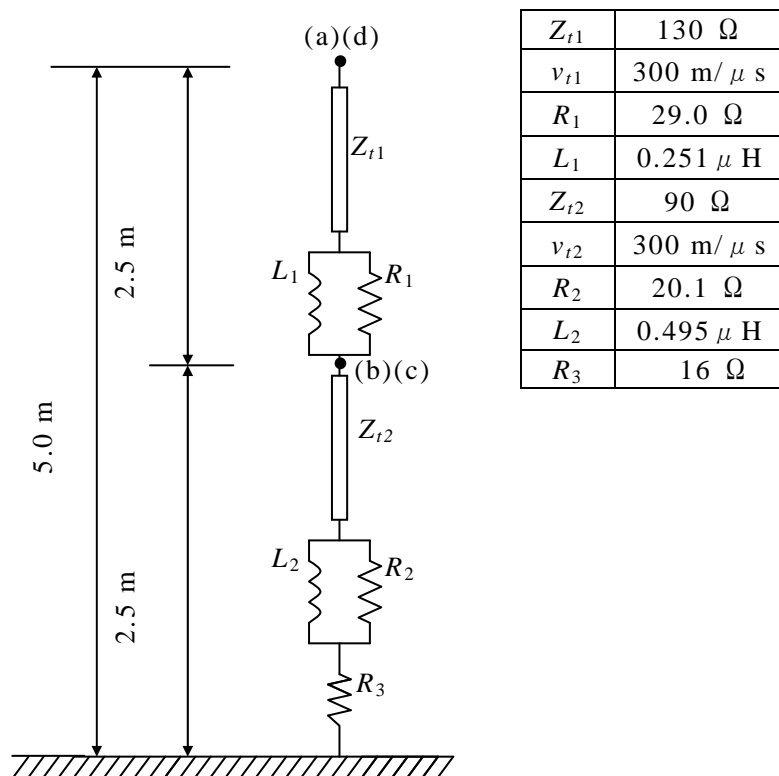


図 4-7 鉄構従来モデル

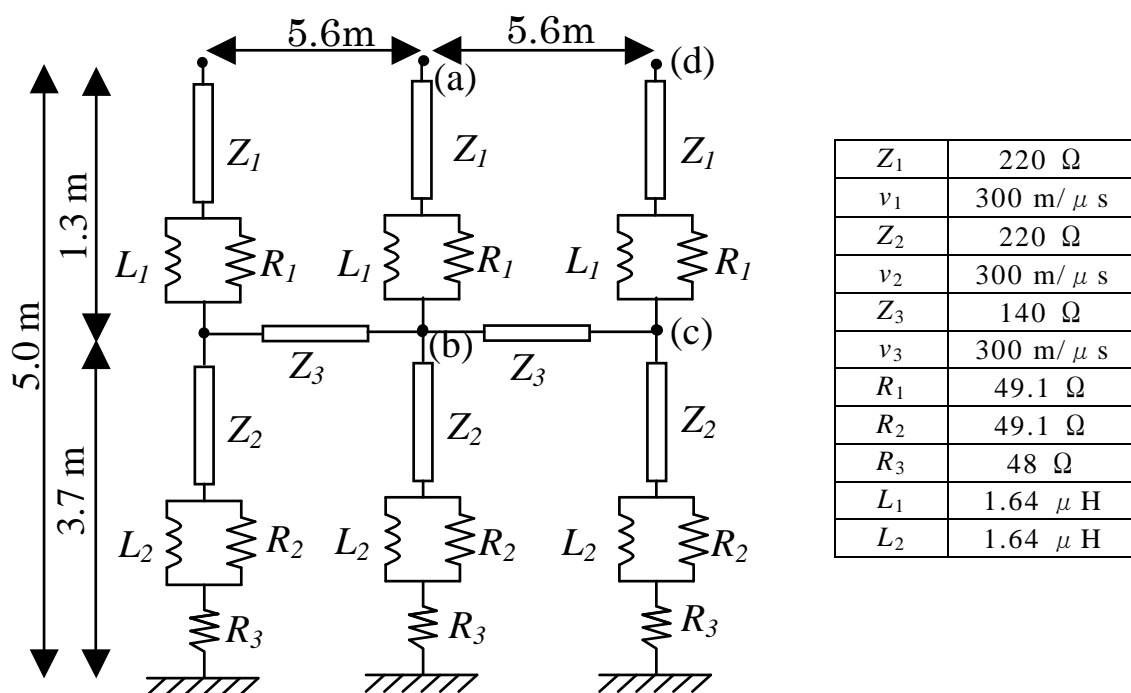
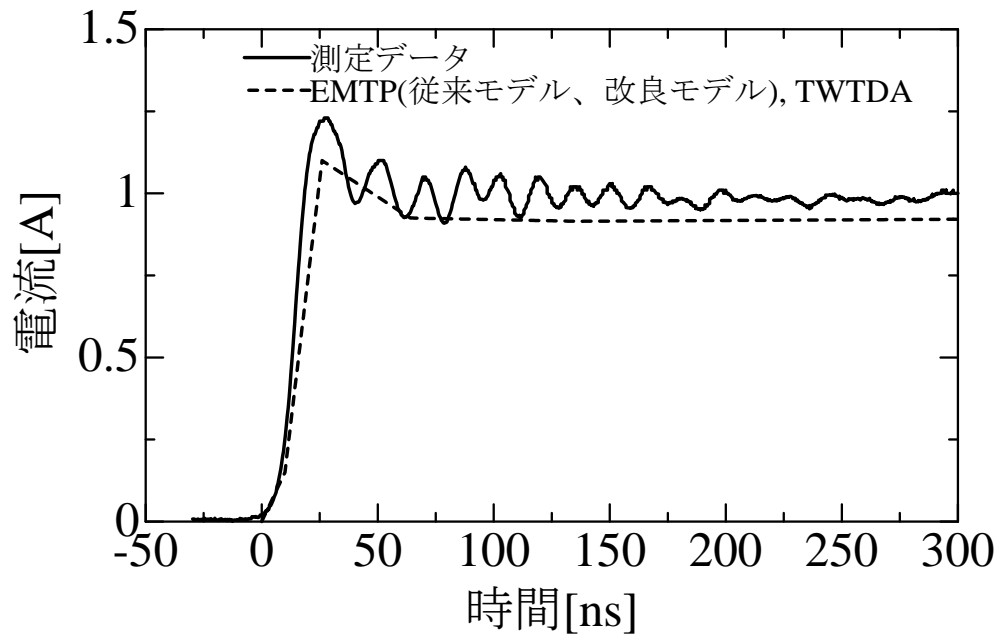
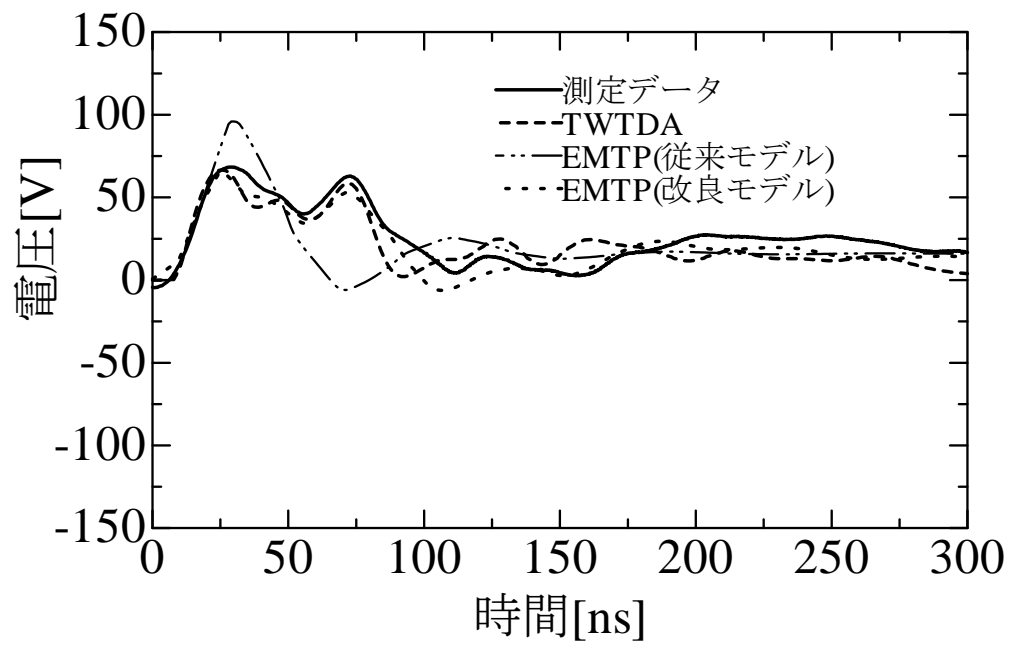


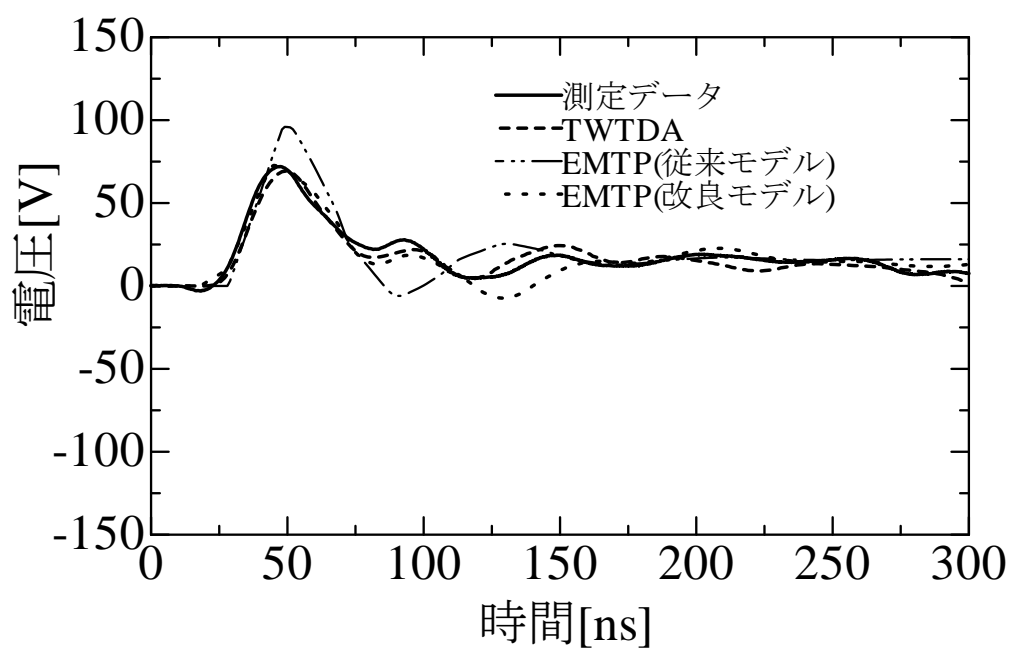
図 4-8 鉄構改良モデル



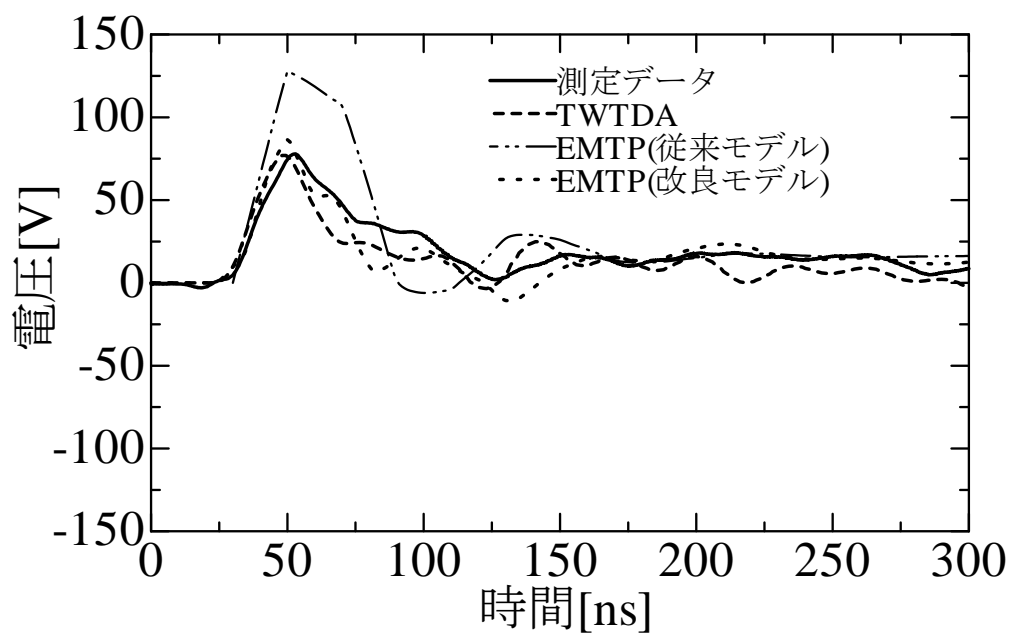
(a)入力電流



(b)電力線中央位置電圧

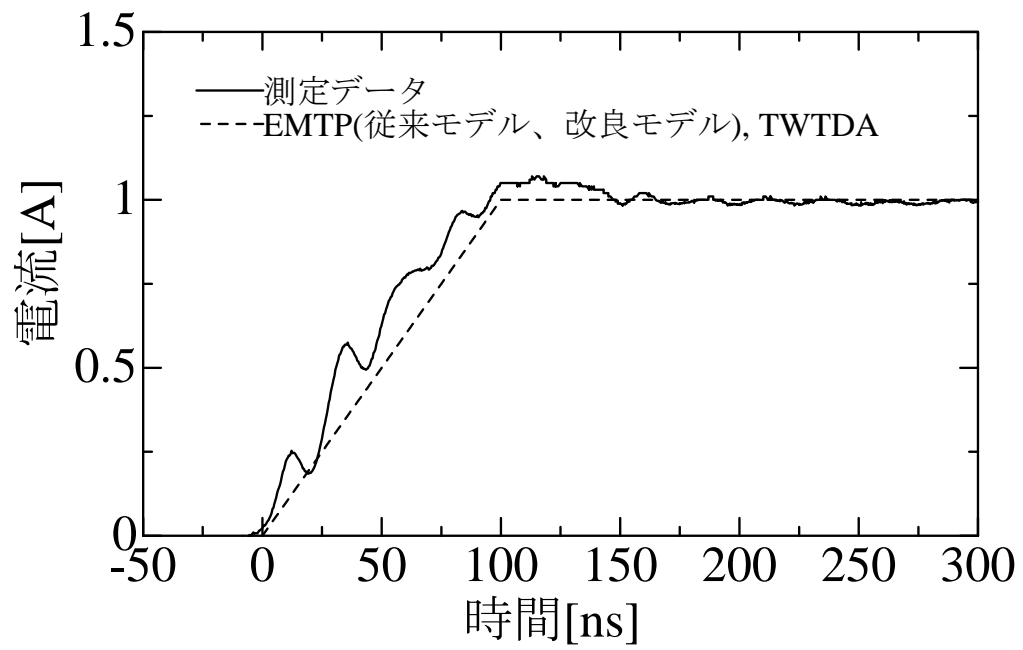


(c)電力線 2L 位置電圧

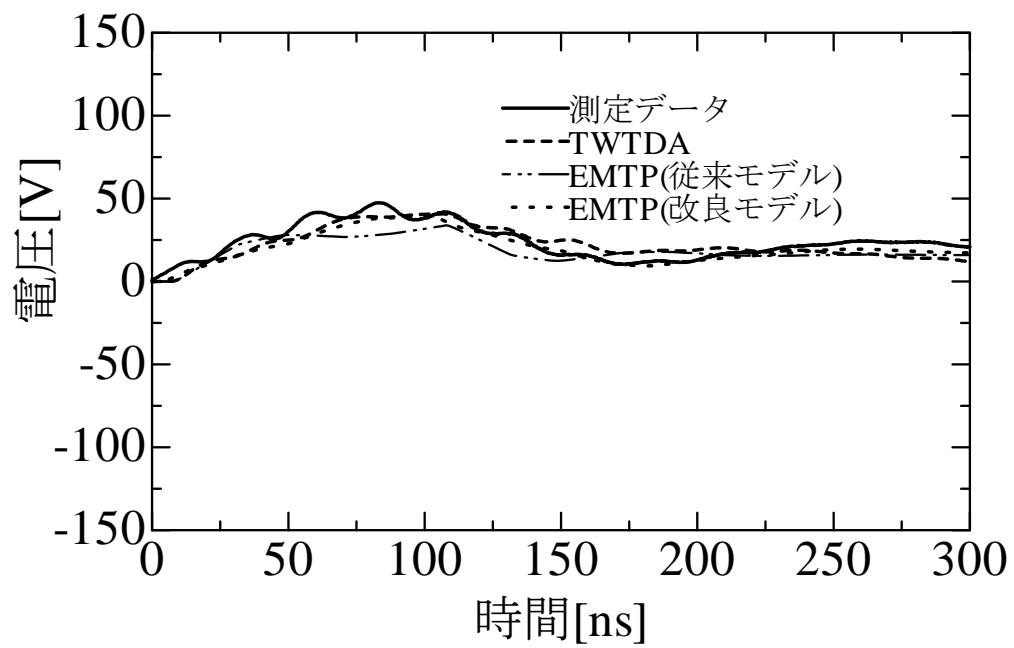


(d)地線 2L 位置電圧

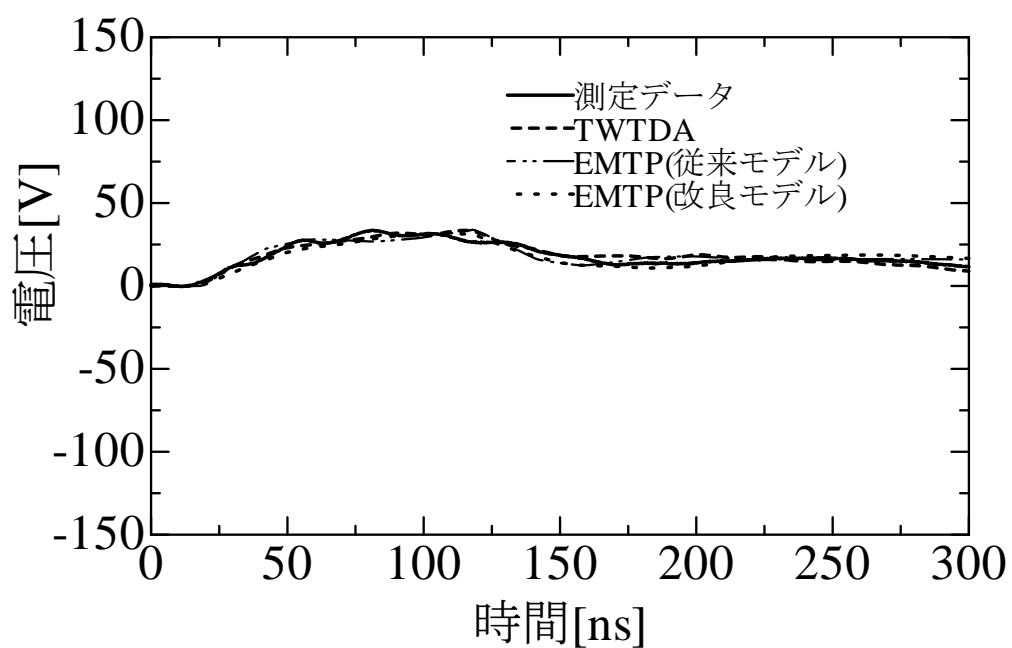
図 4-9 鉄構サージ応答特性 (波頭長 20ns)



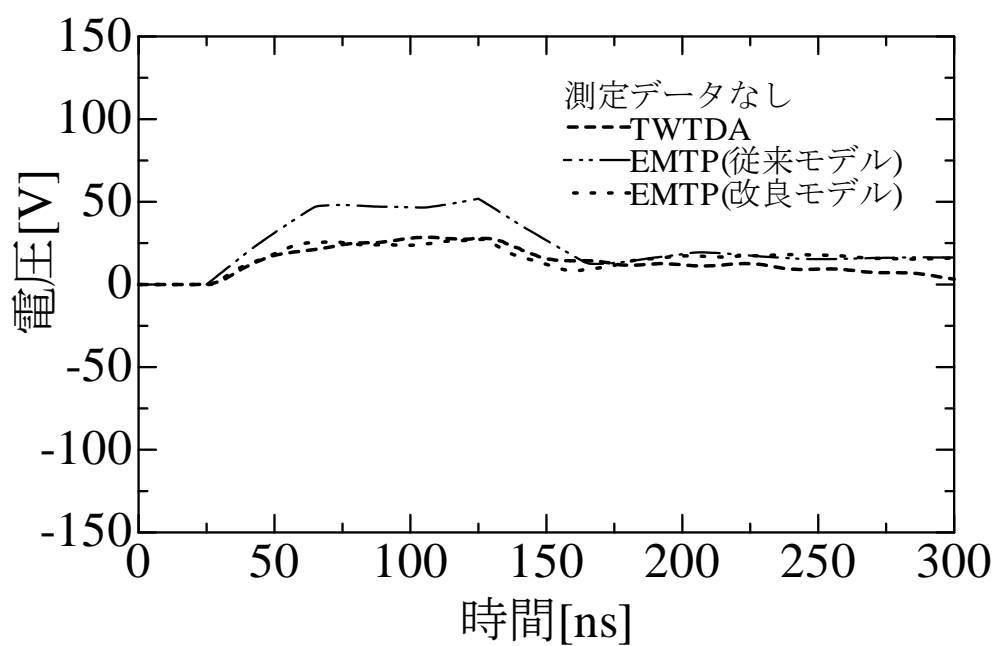
(a)入力電流



(b)電力線中央位置電圧



(c)電力線 2L 位置電圧



(d)地線 2L 位置電圧

図 4-10 鉄構サージ応答特性 (波頭長 100ns)

<4.4.2.3>解析に用いたパラメータ

改良モデルで用いた鉄構のサージインピーダンス $Z_1=220\ \Omega$, $Z_2=220\ \Omega$, $Z_3=140\ \Omega$ について、その導出過程を本節で示す。まず、EMTP 解析により Z_1 , Z_2 , Z_3 をパラメータとして改良モデルで波高値を算出し、実測波高値と合う値を求めた。次に、今回の測定は 1/10 縮小モデルであることから、他の寸法におけるサージインピーダンスを推定するため、TWTDA 解析により初期の等価インピーダンスを水平材、垂直材の分流比から求めた。

(1) Z_1 , Z_2 , Z_3 をパラメータとした EMTP 解析

Z_1 , Z_2 , Z_3 の値をパラメータとし、実測結果のピーク値を比較することにより、最適な値を求めた。解析条件は以下のとおり。まず、 Z_1 と Z_2 は垂直のほぼ同一形状であるため同じ値と仮定し $Z_1=Z_2$ とした。また、パラメータの範囲を Z_1 , Z_2 については、 $100\ \Omega$ から $300\ \Omega$ まで $20\ \Omega$ 毎とし、 Z_3 は $80\ \Omega$ から $200\ \Omega$ まで $20\ \Omega$ 毎とした。比較対象である実測波形は、図 4-9 の(b)「電力線中央位置電圧」の対地電圧波形を用い、第一ピーク(25 ns)を V_1 とし、鉄構の左右方向からの反射波から影響を受ける第二ピーク(75 ns)を V_2 とした。この V_1 , V_2 を用いることにより、鉄構全体の応答に対応することが可能となる。

V_1 と V_2 の EMTP 解析値および解析パラメータ Z_1 , Z_2 , Z_3 の関係を図 4-11 に示す。また、実測値である $V_1=68\ \text{V}$, $V_2=59\ \text{V}$ を図中に点線で示す。まず、 V_1 の解析値は、 Z_1 や Z_2 が大きくなると Z_1 や Z_2 が鉄構本体のサージインピーダンスであることから、 V_1 も大きくなる。また、 Z_3 が大きくなると、横方向への分流が少なくなるため、 V_1 も大きくなる傾向がある。つぎに V_2 の解析値は、 Z_1 , Z_2 が大きくなると大きくなるが、 Z_3 が大きくなると、 V_2 は小さくなる、これは、鉄構の横方向からの反射波が大きくなるため、打ち消し合うためと推定される。

V_1 の実測値である $68\ \text{V}$ となる組み合わせは $Z_1=Z_2=220\ \Omega$, $Z_3=140\ \Omega$ の他にたとえば $Z_1=Z_2=140\ \Omega$, $Z_3=180\ \Omega$ など多数ある。 V_2 も同様に実測の $59\ \text{V}$ となる Z_1 , Z_3 の組み合わせは多数ある。しかし、 V_1 , V_2 ともに実測と合う組み合わせは $Z_1=Z_2=220\ \Omega$, $Z_3=140\ \Omega$ だけである。従って、1/10 縮小実験の実測値を今回提案した EMTP モデルで再現するには、 $Z_1=Z_2=220\ \Omega$, $Z_3=140\ \Omega$ が最適値であることが分かった。

(2) TWTDA を用いた Z_2 , Z_3 の算出

サージインピーダンス Z_2 , Z_3 の値は、図 4-8 における(b)点での水平方向および大地方向への分流比により、決定されることから、この分流比を TWTDA により求めた。解析条件は、入力電圧 $2000\ \text{V}$, 波頭長 $20\ \text{ns}$, 波尾長 $400\ \mu\text{s}$, 電源負荷 $2000\ \Omega$, 線の太さ $0.001\ \text{m}$, セグメント長 $0.08\ \text{m}$ とした。鉄構の寸法は、1/10 縮小モデルを基本として、2~10 倍と変化させた。縦材、横材とも 4 本で構成されているため、その間隔も 2~10 倍とした。また、分流を求める時間は、分流点に到達してから、大地から反射が戻らなく、かつ波頭長 $20\ \text{ns}$ 以下の条件である $5\ \text{ns}$ とした。

その結果、計算点へ雷サージが到達してから $5\ \text{ns}$ 後の左右方向の分流比は、 0.76 であった。

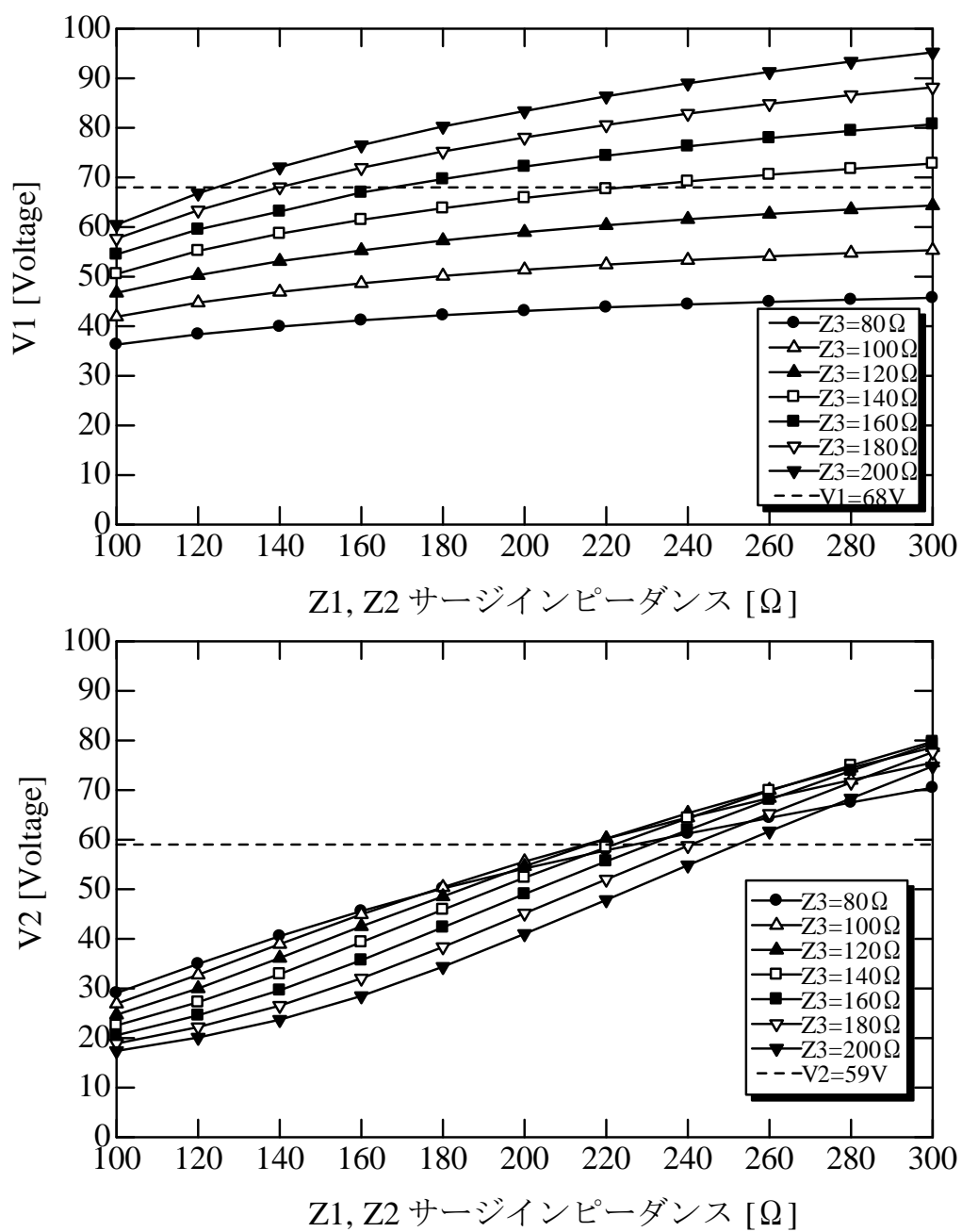


図 4-11 EMTP から求めた鉄構サージインピーダンス

つぎに、 Z_2 、 Z_3 と水平方向の分流比の関係式(1)からサージインピーダンス Z_2 、 Z_3 を求めた。

$$\text{水平方向の分流比} = \frac{i_3 \times 2}{i_3 \times 2 + i_2} = \frac{Z_2}{Z_2 + Z_3/2} \dots (1)$$

その結果、1/10 縮小モデル(高さ 5 m)では $Z_2=220 \Omega$ 、 $Z_3=140 \Omega$ であり、実際の高さ 50 m でも、分流比に変化がないため、 $Z_2=220 \Omega$ 、 $Z_3=140 \Omega$ となる。

なお、 $Z_3=140 \Omega$ は一般的な水平材の一般的な算出式⁽⁸⁾である、次式から求めた $Z=225 \Omega$ とは異なっている。

$$Z = 60 \left(\ln \frac{2h}{r} \right) \dots (2)$$

この差異の理由は(2)式が TEM 波に関する式であるためであると考えられる。また、今回の鉄構のように水平材、垂直材の組み合わせにより構成されている形状の場合、相互の誘導を考慮しなければならないため、算出式との差が生じる。

4.5 設計に与える影響検討

鉄構の従来モデルおよび改良モデルが用いて, UHV 変電所過電圧値に与える影響について, 文献[14]の UHV モデル系統の回路条件で GIS 引き込み口電圧を計算した。

主な解析条件は次のとおりである。

- ・ 送電線：8 相の周波数モデル (Semlyen model)
- ・ 鉄塔：4 段モデル 文献[15]
- ・ 回路 I (引き込み口の遮断器「開」)
- ・ フラッシュオーバーモデル：リーダモデル 文献[16]
- ・ 線路引き込み回路の避雷器を 2 台設置する避雷器配置
- ・ 避雷器：IEEE Working Group [17]推奨モデル
- ・ 雷撃点：変電所からの第一鉄塔 (200kA, 1/70 μ s)
- ・ 鉄構モデル (従来モデルおよび改良モデル)

○計算結果

計算波形を図 4-12 に示す。鉄構モデルに従来の 2 段モデルを用いて計算すると最大値は 2,635 kV となる。また, 鉄構モデルに今回改良したモデルを用いて計算すると最大値は 2,446 kV と従来モデルよりも小さくなる。従って, 高精度の改良モデルで計算しても, 誤差は 10% 以下で, しかも従来モデルは安全側であり, 設計上は簡易な従来モデルで行っても問題ない。

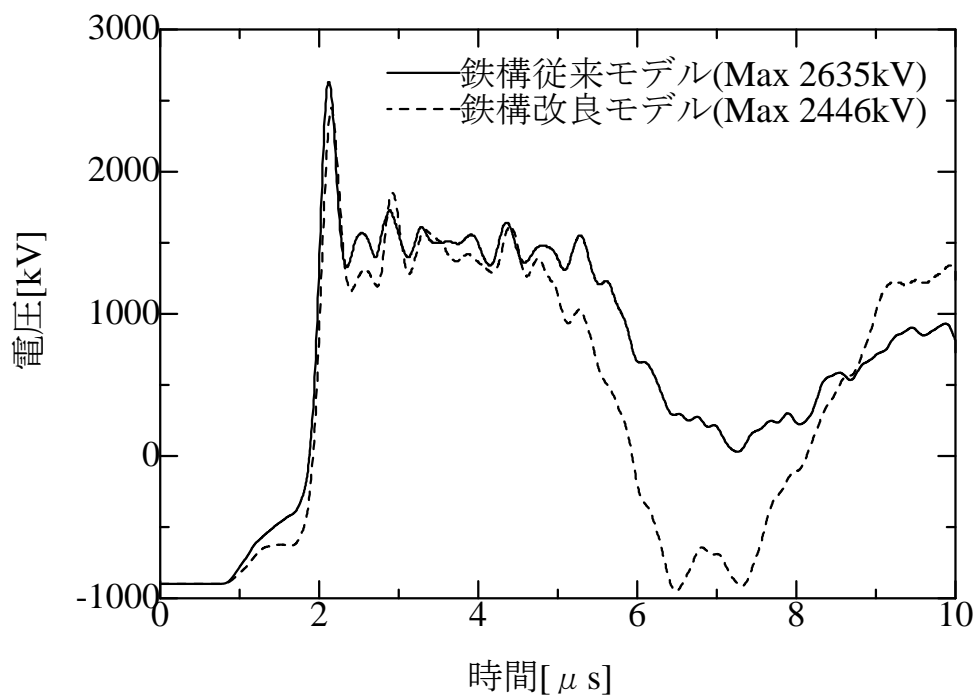


図 4-12 UHV 変電所入り口における雷サージ過電圧波形

4. 6 まとめ

変電所の絶縁設計を適切に行うため、UHV 鉄構の雷サージ特性を測定し、EMTP モデルを構築した。1/10 に縮小した UHV 鉄構モデルを製作し、塔頂に雷インパルス電圧を印加することにより、鉄構の電力線中央位置電圧、電力線 2L 位置電圧および地線 2L 位置電圧を測定し、鉄構の応答特性を求めた。その結果、UHV 鉄構の雷サージ特性を測定するとともに EMTP モデルを提案し、数値解析手法でも妥当性を示した。

主な結果を次に示す。

- (1) 電圧印加角度を 0 度から 90 度まで変化させたところ、電力線 2L 位置電圧は大きくなった。これは、印加線と鉄構の結合によるものであり、従来の結果とほぼ一致した。
- (2) 波頭長 20 ns および 100 ns の印加波形で鉄構の各点の電圧を測定したところ、波頭長 20 ns の場合、電力線中央位置電圧波形は、左右の脚からの反射によりピークが 2 つ現れているが、波頭長 100 ns の電力線中央電圧位置波形は、ピークが 1 つになった。
- (3) 数値電磁界解析手法（モーメント法）を用いることにより、波頭長 20 ns, 100 ns とともに鉄構の応答特性をほぼ再現することができた。
- (4) EMTP を用いて解析したところ、従来の 2 段モデルでは、波高値および波形を再現することは出来なかった。
- (5) 波形を再現するため、従来の 2 段モデルに水平方向の分布定数を加えたモデルを構築した。パラメータ解析を実施し、実測波形を再現できる組み合わせは、 $Z_1=220\ \Omega$ 、 $Z_2=220\ \Omega$ 、 $Z_3=140\ \Omega$ となった。
- (6) 鉄構モデルに従来の 2 段モデルの最大値は 2,635 kV であるが、今回改良したモデルを用いて計算すると最大値は 2,446 kV と従来モデルよりも小さくなる。従って、高精度の改良モデルで計算しても、誤差は 10% 以下で、しかも従来モデルは安全側であり、設計上は簡易な従来モデルで行っても問題ない。

以上から UHV 鉄構のがいし間電圧を EMTP 解析することが可能であることを示した。

参考文献

- [1] 山形芳文：「100 万 V 変電機器の開発はここまで進んだ」, 電気学会論文誌 B, 115, No.11, pp.1276-1283, 1995.
- [2] 武部俊郎：「100 万 V 送電線 ー環境への優しさとコスト低減を目指してー」, 電気学会論文誌 B, Vol.116, No.11, pp.1325-1330, 1996.
- [3] T. Watanabe et al. : "Insulation Coordination for UHV System", *CIGRE*, 33-101, 1998.
- [4] T. Yamada et al. : "Experimental Evaluation of a UHV Tower Model for Lightning Surge Analysis", *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol.10, No.1, pp.393-402, 1995.
- [5] 成田知己, 山田剛史, 岡部成光：「UHV 設計送電線の雷サージ伝搬特性とモデル化」, 電気学会論文誌 B, Vol.121, No.9, pp.1163-1168, 2001.
- [6] 成田知己, 岡部成光：「UHV 設計送電線のコロナ放電を伴う雷サージ伝搬特性」, 電気学会論文誌 B, Vol.122, No.2, pp.307-313, 2001.
- [7] 門型鉄塔の鉄塔サージインピーダンスと逆フラッシュオーバの事故率予測 電中研報告 176039, 昭和 52 年 4 月.
- [8] 電力系統のサージ解析調査専門委員会：「電力系統における雷サージ解析の新手法」, 電気学会調査専門委員会, II 部, No.244, 1987.
- [9] E.K.Miller, A.J.Poggio and G.J.Burke : "An Integro-Difference Equation Technique for the Time-Domain Analysis of Thin Wire Structures", *Journal of Computational Physics* Vol.12, pp.24-48, 1973.
- [10] 加藤正平, 望月 東, 成田知己, 財満英一：「TWTDA を適用した雷サージ解析プログラムの開発とその機能」, 電気学会高電圧研究会資料, HV-94-131, pp.149-158, 1994.
- [11] Abetti. P.A. : "Transformer Models for the Determination of Transient Voltages", *Power Apparatus and Systems, Part III. Transactions of the American Institute of Electrical Engineers*, Vol.72, pp.468-480, (1953)
- [12] Fisher. F.A., Anderson. J.G., Hagenguth. J.H. : "Determination of Lightning Response of Transmission Lines by Means of Geometrical Models", *Power Apparatus and Systems, Part III. Transactions of the American Institute of Electrical Engineers*, Vol.78, pp.1725 - 1734, (1959)
- [13] 石井 勝, 馬場吉弘：「直接法で評価される鉄塔単体のインピーダンス」, 電気学会論文誌 B, Vol.117, No.6, pp.478-487, 1997.
- [14] T. Watanabe, Y. Yamagata and E.Zaima : "Insulation Coordination for UHV System", *CIGRE Paper*, 33-101, 1998.
- [15] T. Yamada et al. : "Experimental Evaluation of a UHV Tower Model for Lightning Surge Analysis", *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol.10, No.1, pp.393-402, 1995.
- [16] T. Shindo et al. : "A New Calculation Method of Breakdown Voltage-Time Characteristics of Long Air Gaps", *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol.107, No.6, pp.1556-1563, 1985.
- [17] IEEE Working Group 3.4.11.: "Modeling of Metal Oxide Surge Arresters", *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol.7, No.1, pp.302-309, 1992.

第5章 落雷位置標定装置(LPATS-T)のパフォーマンス評価

5.1 はじめに

送電設備への雷撃を遠方で観測できる装置の一つに落雷位置標定装置 (LPATS-T) がある。設備被害を推定するには、その装置の位置標定精度や電流推定精度などのパフォーマンス評価が必要である。本章では、直接観測したデータとの比較によって、その根拠となる落雷位置標定装置のパフォーマンス検証結果を示す。

東京電力では、落雷位置標定装置として、1990 年に LPATS-III (Lightning Position And Tracking System) を導入、さらに性能を向上させた LPATS-T (version TEPCO) を米国 GAI 社と共同開発し、1996 年より運用していた[1][2][3][4]。LPATS-T は複数(最低 3 局以上)の受信局への電磁波の到達時間差から、落雷位置と推定される電磁波の発生源を標定するシステムである。落雷標定データはリアルタイムで社内に配信され、雷発生時の的確な系統運用、雷事故巡視の省力化、雷事故原因の解明などに活用されている。また長期間の統計データは、合理的な雷対策設計の基礎資料となる。落雷位置標定装置の性能については、これまでに理論的には多くの検討がなされているが、実際の落雷の位置や電流値と標定結果を比較して精度評価を行った例は未だに少ない[5]。本章では、500 kV 送電線の鉄塔頂でロゴスキーコイルにより観測された鉄塔雷撃電流波形データと LPATS-T の標定データを比較することにより、位置標定精度、雷撃電流値推定精度などを評価した結果を示す。なお、東京電力の LPATS-T システムは、2005 年から雷放電による電磁波の到達方向から検出する交会法と到達時間差法を組み合わせた LLS システムに置き換わっている[6]。

5.2 システムの概要

<5.2.1>システム配置

システムは、6 局の受信局(RR: Remote Receiver)と解析局(CA: Central Analyzer)で構成された。図 5-1 に受信局 RR1~RR6 の配置を示す。受信局は関東地方を囲むようにして、200km 前後の間隔で 5 局を配置し、中心付近に 1 局を加えて合計 6 局で構成された。表 5-1 に局間の距離を示す。図 5-2, 図 5-3, 図 5-4 にそれぞれシステム構成図、受信局 (RR) および受信アンテナ・GPS アンテナを示す。RR は静電アンテナにより、雷撃により発生した電磁波パルスの垂直電界成分を受信する。その強さがしきい値を越えるとトリガがかかり、時刻、波形がピークに達するまでの時間、電界のピーク値などを測定する。その後、測定データを独自の通信網を使って CA に伝送する。受信局間の時刻の同期を保つために GPS (Global Positioning System) が用いられており、RR 間の相対的な時刻同期精度は 50 ns 以下である。なお、以前の LPATS-III では、VLF 放送波により時刻の同期をしていた[1]。また、トリガがかかってから、つぎのトリガが可能になるまでの不感時間(デッドタイム)は、約 600 μ s である。電界波形は、周波数帯域 0.4 kHz ~ 0.8 MHz の電界を 14 bit, 1024 word のデータとしてデジタル処理される。なお、サンプリング時間間隔は 0.1 μ s である。

<5.2.2>標定原理

CAはRRから送られてきた情報から、3局以上のRRがほぼ同時に電磁波を受信したことを確認すると、到達時間差方式(TOA)により、落雷位置を計算する。到達時間差方式による落雷位置標定装置の概念図を図5-5に示す。位置の標定原理は次の通りである。

まず、雷放電に伴って、電磁波が放出され、2つの受信局で受信すると、それぞれの局には雷撃点からの距離により電磁波の到達する時間差が生ずる。次に2つの受信局への電磁波の到達時間差が分かると、これを満たす雷撃点の軌跡として1本の双曲線が得られる。最後に3つの受信局で受信すれば、2本の双曲線が得られ、その交点として雷撃点が得られる。

また、電界波形から抽出されたパラメータに基づき、落雷と雲放電の判別を行う。さらに、電磁波の伝搬距離と強さから雷撃電流値を推定する。電界値から電流値への変換には、伝送線路モデル[7]の下記の式を適用した。

$$I = (2 \pi d / \mu_0 v) \times E \quad (1)$$

ここで、 d ：雷撃点と受信点の距離[km]、 μ_0 ：透磁率 $4\pi \times 10^{-7}$ [H/m]、 v ：雷撃電流の進行速度 (1×10^8 [m/s]を適用)。位置および電流の標定計算は雷撃毎に行う。

なお、日本の電力会社が採用しているGAI社およびその後身のVaisala社の交会法と到達時間差法を組み合わせたLLSにおける電流推定では、現在は伝送線路モデルの式は使用せず、フロリダでのロケット誘雷実験における負極性後続帰還雷撃電流波高値の直接測定値と、同時測定された遠方の電磁界波高値の測定値の間の換算係数を直接求めて使用している[5][8]。どちらの換算方式でも電流値と電磁界強度の間の線形関係を仮定しており、現在Vaisala社が使用している換算係数は、伝送線路モデルの式では $v = 1.1 \times 10^8$ [m/s] 程度に相当する。これは、現在のVaisala社の交会法と到達時間差法を組み合わせたLLSが同じ雷撃を観測した場合の電流推定値より、LPATS-Tは10%ほど大きい電流値を出力していたことを意味する。

なお、これまでの諸報告では、電流値と電磁界強度の関係には互いに20%程度までの差があり[5]、その範囲内の差異はあまり問題にされていない。このため本章では、当時のLPATS-Tの出力をそのまま使用する。

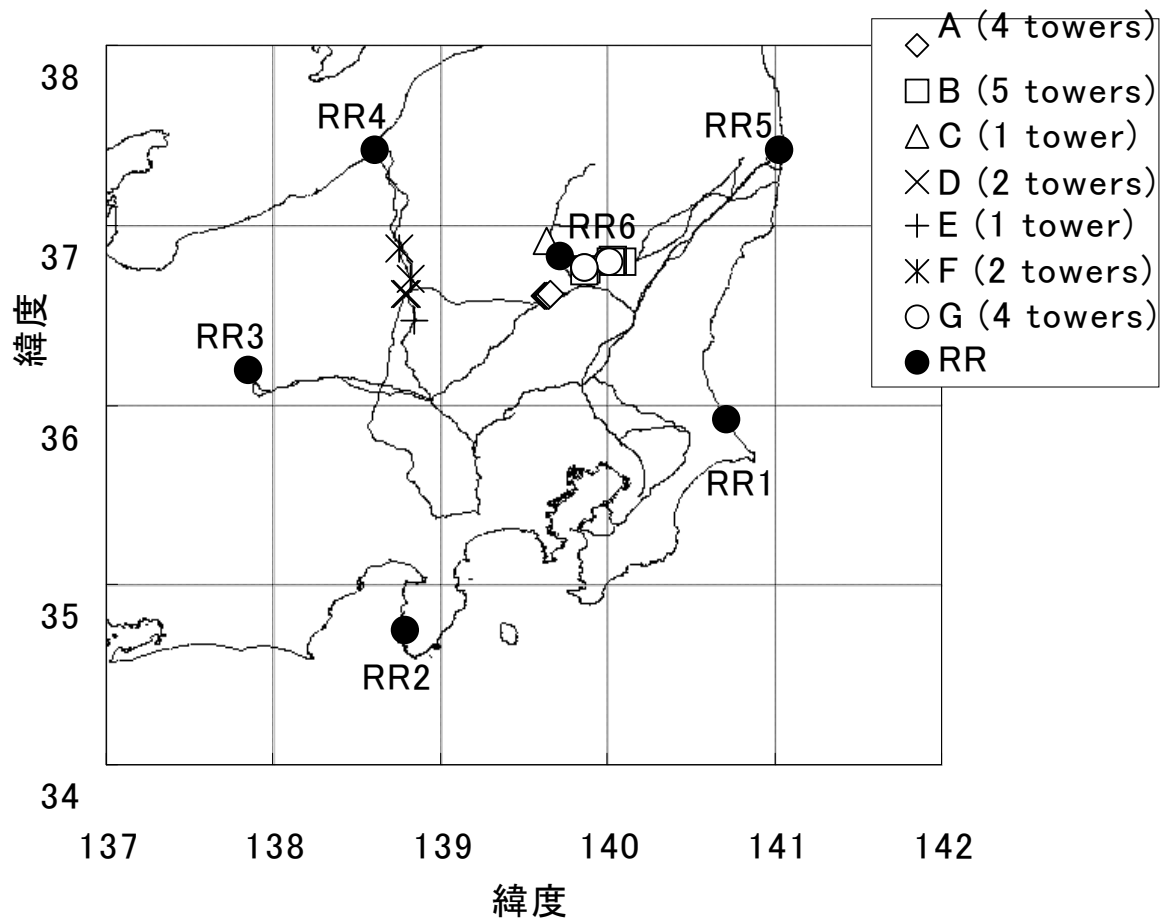


図 5-1 システム配置（A～Gは雷撃電流波形が測定された鉄塔位置）

表 5-1 受信局(RR)間の距離

RR's	[km]	RR's	[km]	RR's	[km]
1-2	217	2-3	181	3-5	314
1-3	259	2-4	297	3-6	181
1-4	251	2-5	358	4-5	214
1-5	169	2-6	245	4-6	119
1-6	134	3-4	152	5-6	134

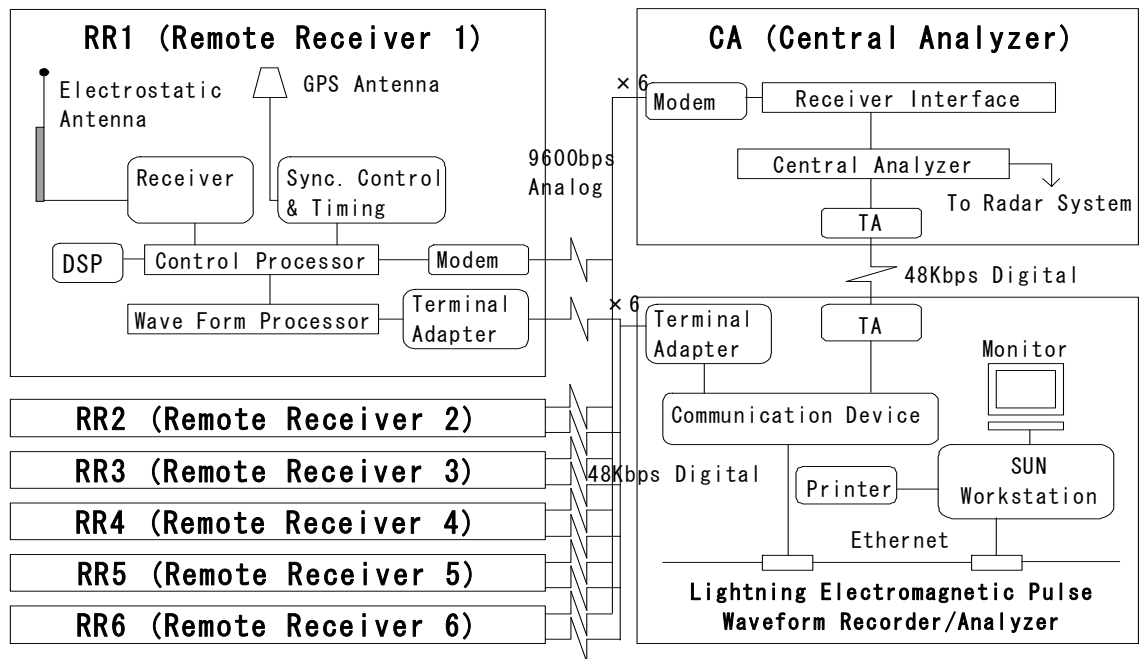


図 5-2 システム構成図



図 5-3 受信局(RR)



図 5-4 受信アンテナ，GPS アンテナ

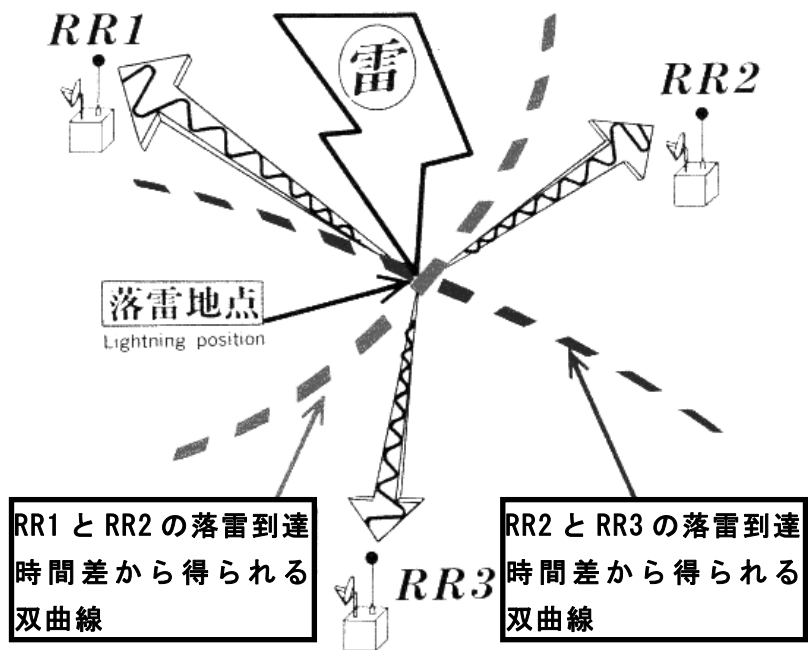


図 5-5 到達時間差方式による落雷位置標定の概念図

5.3 システムの評価

<5.3.1>電流観測システム概要

LPATS-T の位置推定精度および電流推定精度を評価するために 500 kV 送電鉄塔において直接雷撃電流を観測し、落雷位置、電流波高値および電流波形を取得した[9][10]。図 5-1 の A～G (7 つの異なった送電線) に観測位置を示す。観測したエリアは、年間雷雨日数 (IKL)30 日以上で雷事故の多い、栃木県、群馬県および新潟県である。標高は 150 m～1500 m 程度、鉄塔の高さは、平均 90 m (60 m～140 m) である。なお、鉄塔の位置については、GPS により確認している。電流観測システムは、送電鉄塔の塔頂に設置した 2.5 m のロッドにロゴスキーコイルをセットしたものであり、ロッドへの雷撃電流を測定する。測定電流範囲は $\pm 10 \text{ kA} \sim \pm 300 \text{ kA}$ (トリガーレベル $\pm 9 \text{ kA}$)、分解能は 0.6 kA、サンプリング時間は 0.1 μs 、デッドタイムは 18 秒である。また、トリガ時刻は、GPS で管理され、精度は $\pm 20 \text{ ms}$ である。なお、本電流観測システムは、常に電流を観測し、メモリーに蓄積しておき、トリガーレベル以上の雷撃があるとそのデータを記録する方式であり、デッドタイムが大きく記録時間も短いことから、トリガのかかるきっかけとなった電流パルスしか記録されないため、それに続く後続雷撃があったとしてもその電流波形は記録されない。なお、多重雷の後続雷撃の電流パルスでトリガがかかったとしても、負極性帰還雷撃電流波形の特徴はよく知られている[11]ため、第一雷撃と後続雷撃の識別は容易である。図 5-6 に観測システムの概要、図 5-7,5-8 に観測システムの写真を示す。

観測装置の評価は、直線性、立ち上がり応答特性および周波数特性について実施した。なお、試験はアナログ出力および A/D 変換器も含め実施した。

直線性試験を図 5-9 に示す。試験電流波形は 4/10 μs を用いた。印加電流 I_p はピアソン CT を用いて測定した。100kA 以下は 1 ターンで試験し、100kA 以上は電流の発生が困難であるため、3 ターンで試験した。印加電流 I_p に対して測定電流 I_r は 1 ターンの場合 0.91, 0.96 と小さく測定されるものの 10% 以内の精度であった。また、3 ターンは 1.08, 1.06 と 1 ターンに比べ大きく測定されるものの 1 ターンと同様に 10% 以内の精度であった。従って、印加電流 $\pm 300 \text{ kA}$ に対して、正負とも線形性があり、 $\pm 10\%$ 以内の精度で測定ができる。なお、実際の観測は 1 ターンで実施している。

次に、周波数特性については、正弦波にて 1MHz までの周波数特性を測定した。試験回路を図 5-10 に示す。C と L を調整して、印加波形の振動周波数を変化させた。図 5-11 に示すように 1MHz まで $\pm 3 \text{ dB}$ の範囲に入っており、雷撃電流を測定するのに十分な特性となっている。Gain は I_o / I_i を意味している。ここで、 I_o : 測定電流、 I_i : 印加電流である。従って、Gain 0[dB] は $I_{o_peak} = I_{i_peak}$ となる。

以上により LPATS-T の雷撃標定位置、推定電流値および波形データと実雷撃の照合が可能であることを確認した。

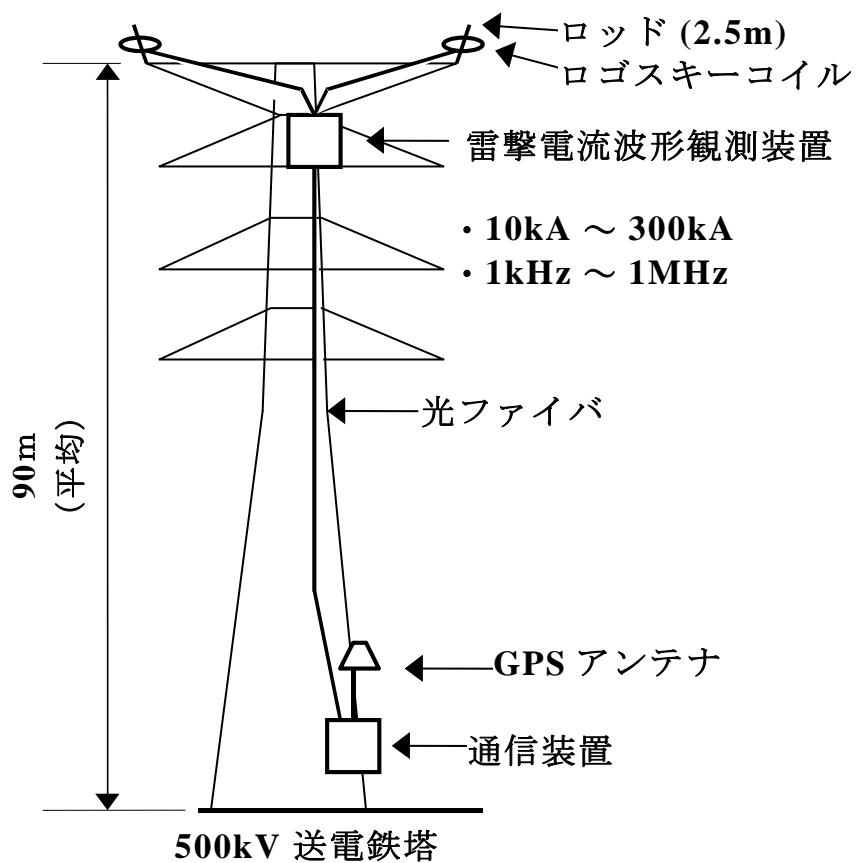


図 5-6 鉄塔雷撃電流波形観測装置[10][11]

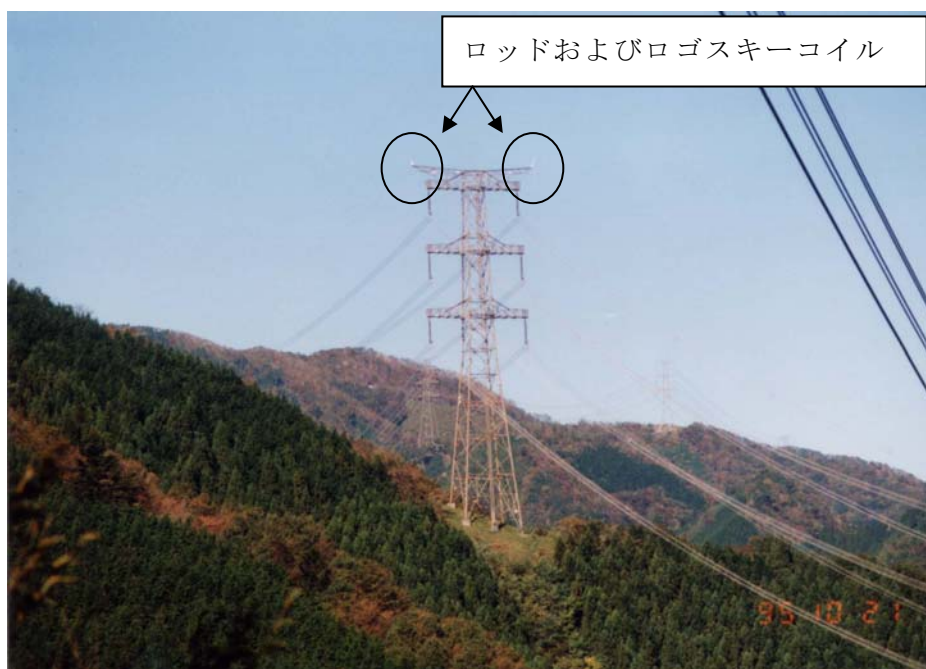


図 5-7 観測システム写真 (全景)



図 5-8 観測システム写真（鉄塔塔頂部拡大）

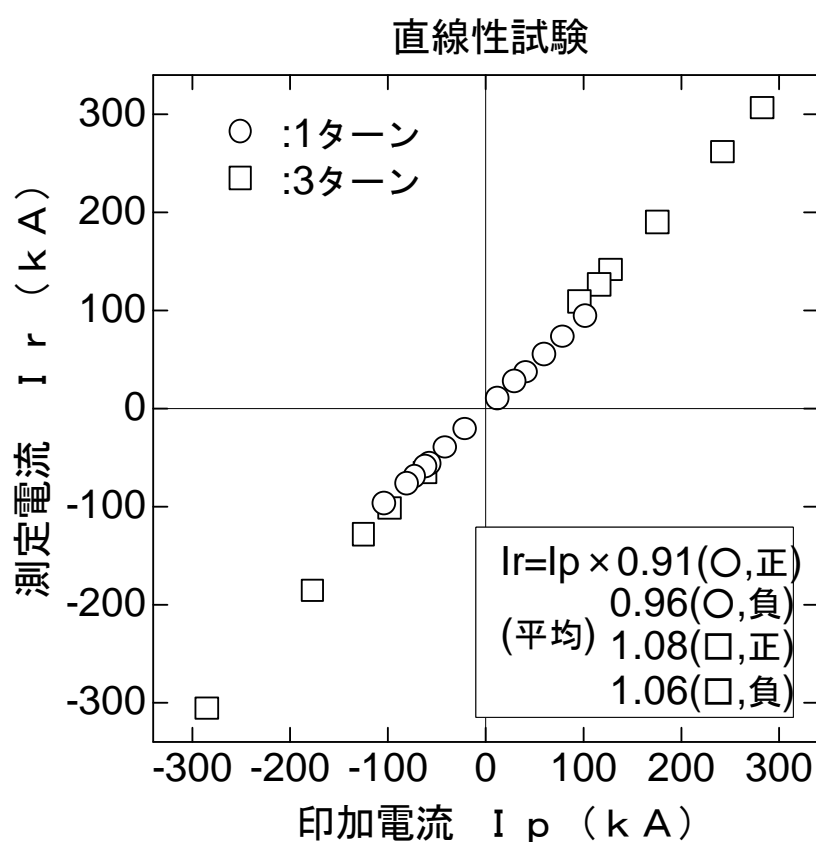


図 5-9 直線性試験

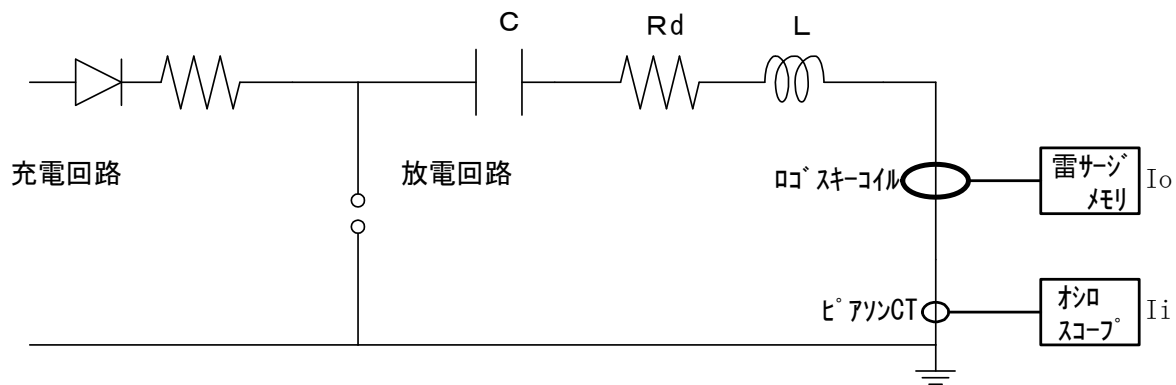


図 5-10 電流測定装置の周波数特性試験回路

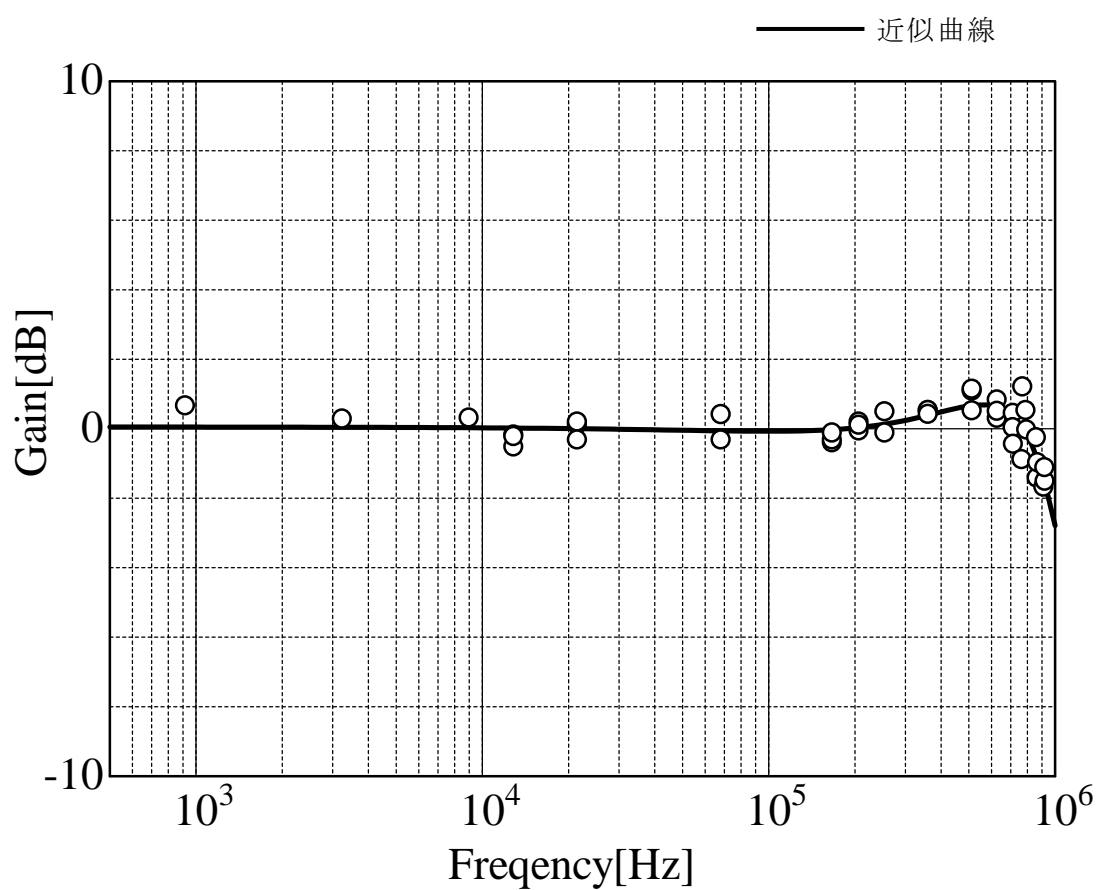


図 5-11 電流測定装置の周波数特性

<5.3.2>位置標定精度

1996年から1999年までの4年間に観測された鉄塔雷撃位置データとLPATS-T 標定位置データについて照合出来た40データについて評価した。なお、40データはすべて夏季の負極性第一雷撃であった。図5-12に40データの標定位置について、実際の落雷位置を基準点としてLPATS-T 標定位置のプロットを示す。データは送電線(A~G)および標定に使われたRRの組み合わせ毎に分類した。例えば、A(1,4,5):12とは、A送電鉄塔への雷撃であり、標定に使用したRRはRR1,RR4,RR5の3局、データ数12を示す。B,Gについては、送電鉄塔の位置が非常に近いことから、図5-12ではまとめて表示した。A:北栃木幹線(南いわき幹線), B:新しいわき線, C:下郷線, G:南いわき幹線で観測された雷撃に対する標定位置は、実際の雷撃位置と比較して、平均的に東の方向へ約500mずれる傾向が見られる。この地域の鉄塔雷撃に対する標定位置の系統的なずれは、雷撃位置とRR4の間の山岳地形による伝搬時間の遅れが大きく影響しているためと考えられ、補正方法が提案されている[12]。

図5-13に標定誤差(実際の雷撃位置と標定位置の距離)の分布を示す。横軸に誤差を0-0.1km, 0.1km-0.2kmと0.1km毎に区切って度数分布を示した。35個(88%)のデータが実際の雷撃位置から1km以内に標定された。標定誤差の最大値、平均値、中央値は、それぞれ、1789m, 624m, 585mであった。TOAによる位置標定精度は電磁波到達時刻精度で決まり、LPATS-TのGPSによる時刻精度は既に、交会法と到達時間差法を組み合わせたLLSと同レベルである。電磁界波形にもとづく到達時刻決定法により、精度に若干の差異が生じるが、大地の電気的特性に影響される地上波の伝搬時間遅れ補正がない場合のVaisala社のLLSの位置標定誤差は、ほぼ時刻精度で決定され、2000年代でも0.5km前後[13]で、LPATS-Tも同程度である。

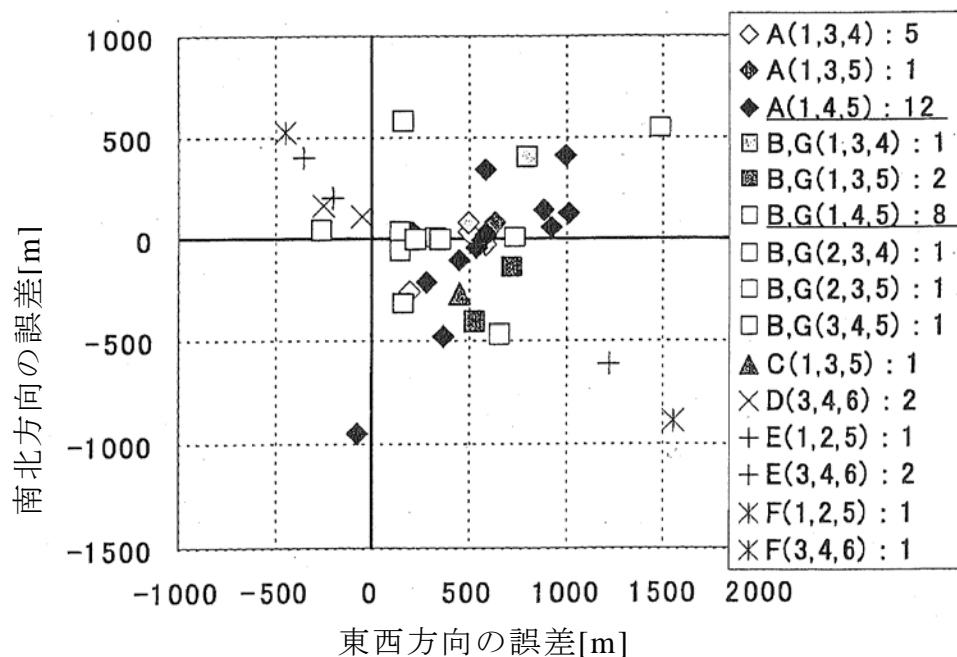


図5-12 LPATS-Tによる位置標定の誤差

(A~Gは、図5-1のA~Gに対応する。括弧の中の数字は、位置標定に使われたRRの番号)

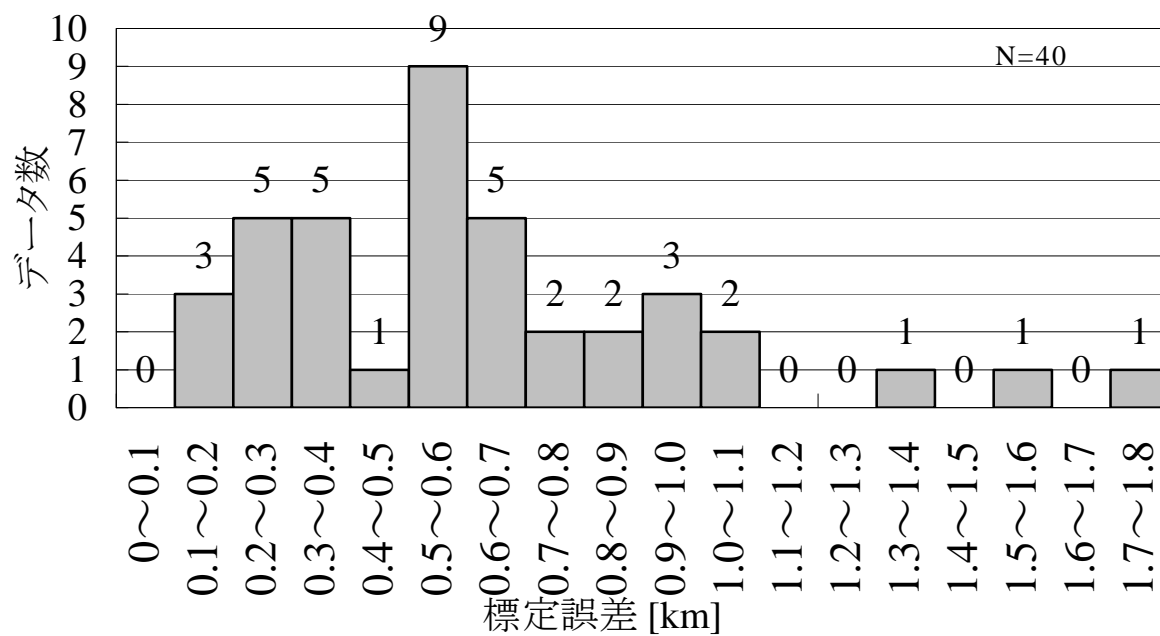


図 5-13 标定誤差のヒストグラム

<5.3.3>雷撃電流値推定精度

位置標定精度評価では 40 データが照合出来たが、電流推定精度評価では、送電線の雷事故解析や巡視の対象となりうる実際の電流波高値の絶対値が 20kA 以上の 23 データを照合した。23 データは全て負極性第一雷撃である。鉄塔雷撃電流波高値と LPATS-T の雷撃電流推定値の関係を図 5-14 に示す。電流値は絶対値で表示している。

雷撃電流と放射される電磁界の関係については、ロケット誘雷や独立した高い鉄塔を用いた実験や観測[5]などの報告があるが、まとまったデータはダートリーダまたはダートステップトリーダが先行する負極性後続雷撃の性質をもつ雷撃に関するもののみである。それに対して、今回の雷撃は、全てが負極性の第一雷撃であること、関東地方の夏季雷であることから、ステップトリーダが先行する負極性第一雷撃であり、これだけまとまったデータが取得されたのは世界最初である。しかも負極性第一雷撃のパラメータは耐雷設計の基本となるため、このデータ群はきわめて重要な意義をもつ。

40 kA 未満の電流値の LPATS-T による雷撃電流推定値は、真値を基準に見ると、後続雷撃電流に関するデータ[5]にくらべてばらつきが大きい。40 kA 以上のデータ数は少ないが、この電流領域の電流と電磁界の同時観測データ自体、後続雷撃、第一雷撃を問わず、これまで皆無に近かった。図 5-14 によれば、100 kA 超の電流領域まで、電流と電磁界の間の線形性は、ほぼ保たれていることがわかる。また、図 5-14 中に示した回帰直線の傾きは 0.85 であることから、(1)式からのずれも 20%程度で、これは従来の電磁界と電流値の関係に関する諸報告[5]の変動の範囲内である。しかし、Vaisala 社が現在使用している換算式では、電流値が(1)式より約 10%低く評価されるので、第一雷撃の電流値推定には異なる係数を使用することを検討する余地がある。

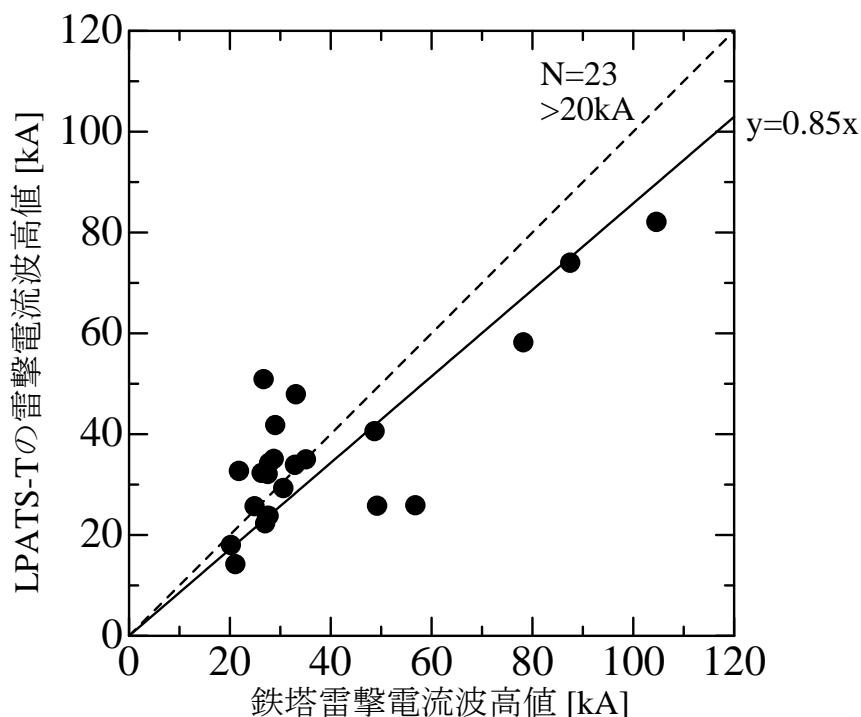
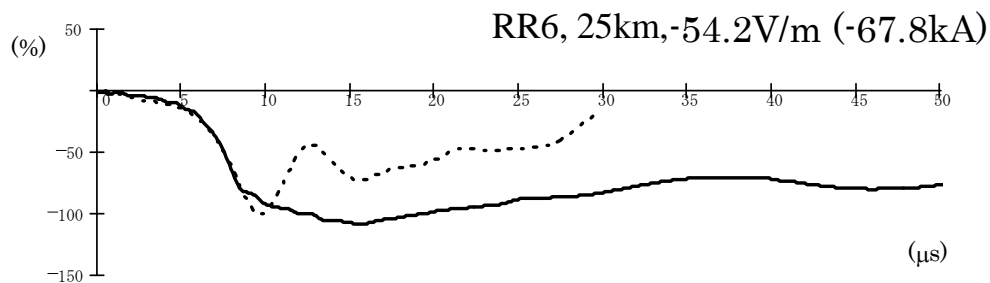
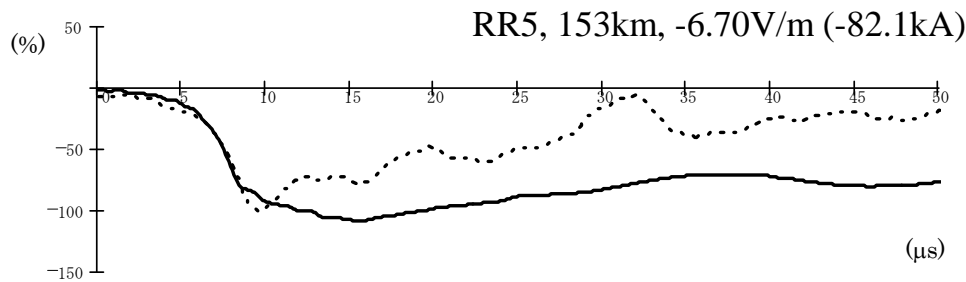
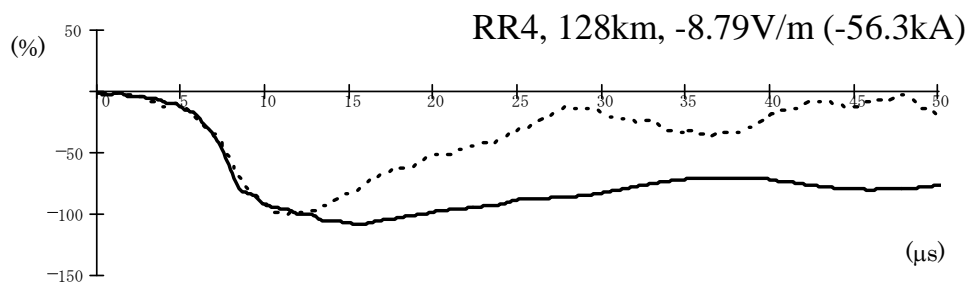
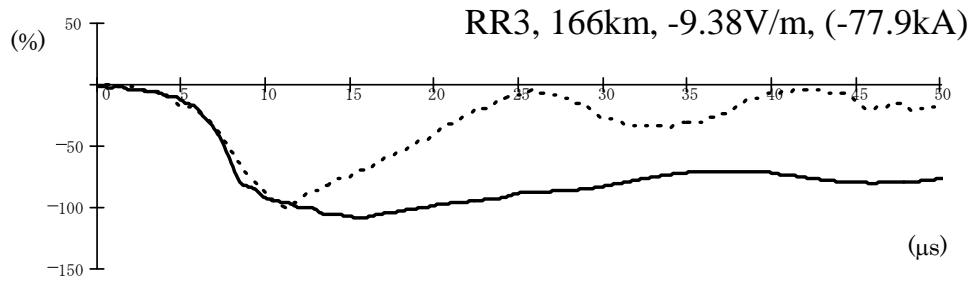
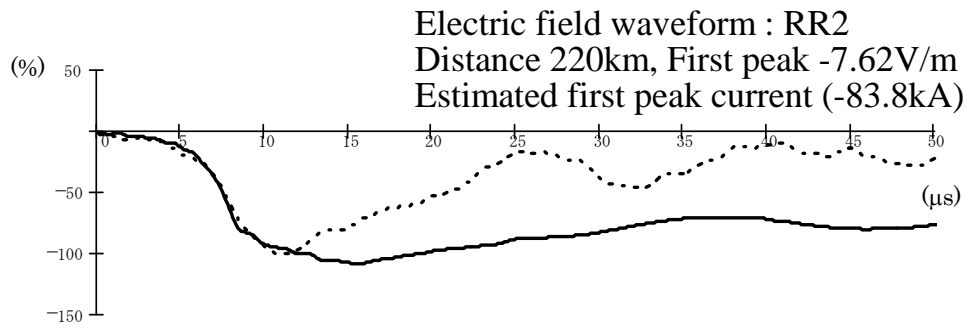


図 5-14 鉄塔雷撃電流波形観測の電流値と LPATS-T による雷撃電流推定値の関係

<5.3.4>電流波形と電界波形

図 5-1 および図 5-2 に示す RR1 から RR6 まで 6 局の受信局において、1999 年に観測された負極性第一雷撃の鉄塔電流波形と電界波形の同時観測例 3 組を図 5-15～図 5-17 に示す。なお、この 3 組はランダムに選んだものであり、他の波形についても電流と電界の波頭部分はほぼ同様の傾向であった。実線は、鉄塔雷撃電流波形を示し、点線は、異なる RR で記録された電界波形を示す。電流波形の縦軸は第一ピークを 100% として規格化している。また、電界波形の縦軸は、電流の波頭に重ね合わせている。

電界波形のピークは電流の立ち上がり部分の急激な上昇が緩やかな変化に転じる部分に対応しており、本章での電流ピーク値は、この時刻の値である。電界波形の立ち上がり部分は、電流波形の立ち上がり部分とほぼ相似になっている。従って、LPATS-T で観測された電界パルスの波頭長を送電線の雷事故解析などに適用することが可能である。電流波形と電磁界波形の相似性が保たれるのは、帰還雷撃の伝送線路モデル[7]が成立する範囲に限られ、それが帰還雷撃電流の波頭部分に限られることはよく知られている。



Tower current: 1999/8/20 14:19:32 at line A

First peak -104.6kA

図 5-15 同時に観測された雷撃電流波形（実線）と電界波形（点線）の例

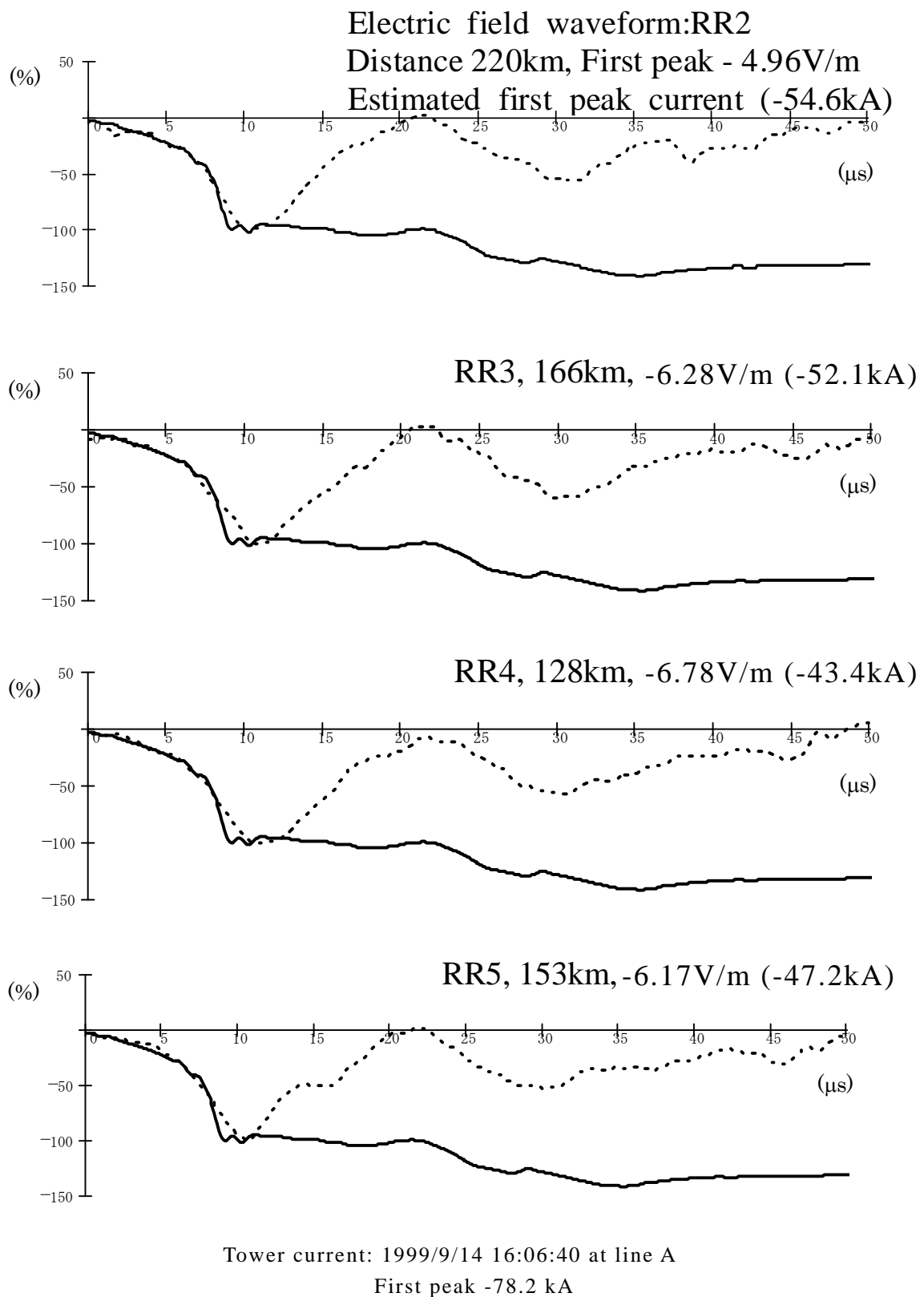


図 5-16 同時に観測された雷撃電流波形（実線）と電界波形（点線）の例

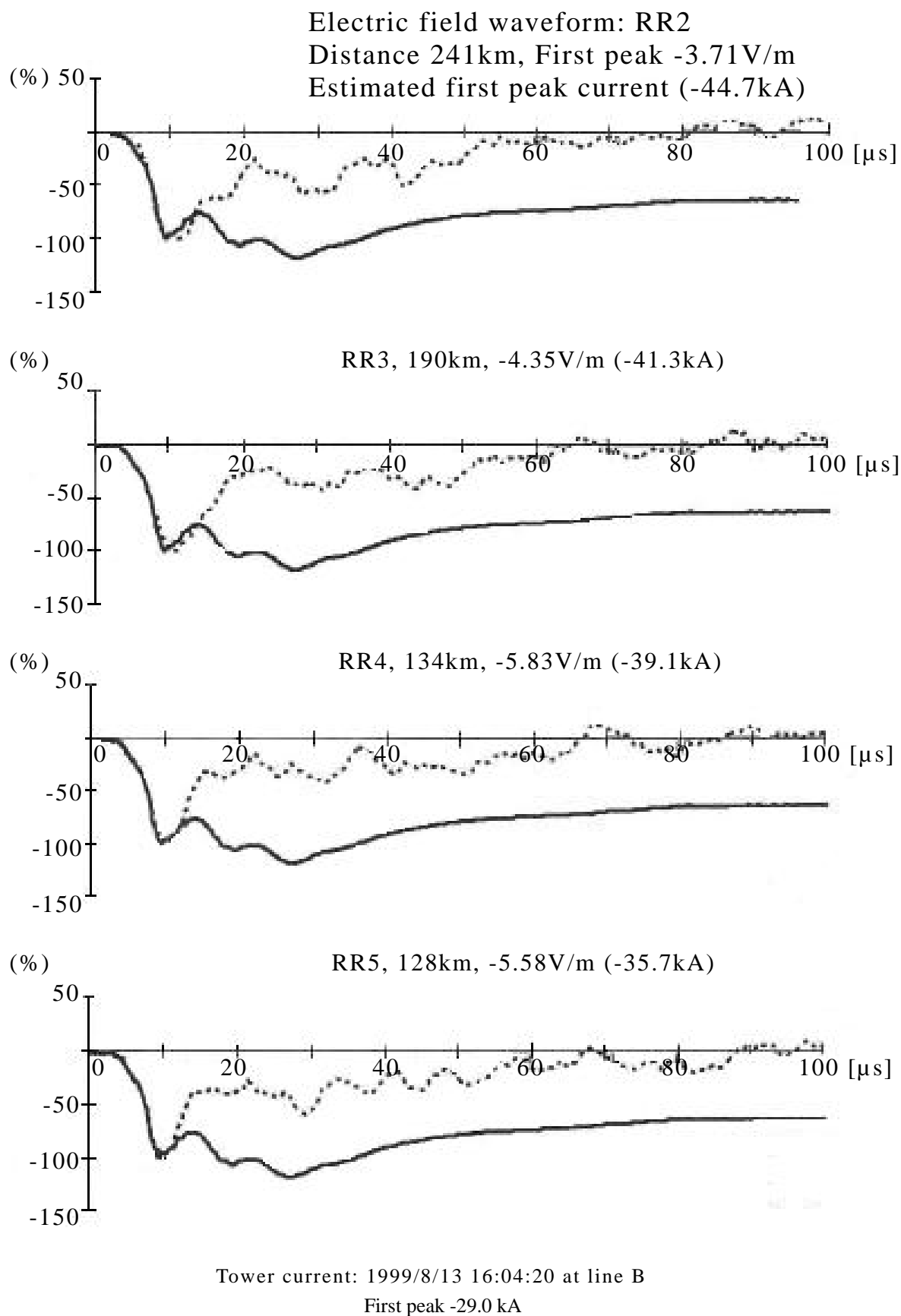


図 5-17 同時に観測された雷撃電流波形（実線）と電界波形（点線）の例

5.4 まとめ

500 kV 送電鉄塔への雷撃電流直接観測結果との比較により、電磁波による雷放電位置標定装置 LPATS-T の位置標定精度や雷撃電流値推定精度などのパフォーマンス評価を実施した。比較した雷撃はすべて負極性第一雷撃であった。主な結果を次に示す。

- (1) 位置標定誤差は、40 例の比較結果から、平均約 600 m であった。多地点の電磁波受信局の時刻同期に GPS を使用する TOA 方式の雷放電位置標定システムとしては平均的な数値である。
- (2) 受信電界強度から推定した電流ピーク値は、ばらつきが大きいものの、40 kA を超える大電流領域では、電界ピークと電流ピークの間にはほぼ線形性が保たれていることがわかった。この電流領域で線形性が確認されたのは世界最初である。負極性第一雷撃電流について、この線形性が確認されたのも、同じく世界最初である。電磁界からの電流推定値と電流実測値の間には平均して 20% ほどの差があったが、これは先行研究におけるばらつきの範囲内である。電磁界からの電流推定式は、比較的小電流の負極性後続帰還雷撃の観測結果では検証されているが、それを大電流領域の負極性第一雷撃に適用することは不合理ではない。
- (3) 電界波形の波頭部分は、電流波形の立ち上がり部分とほぼ相似であった。帰還雷撃の伝送線路モデル[7]が成立している場合、電流波形と電磁界波形は相似になる。これまで後続雷撃の波頭部分では、それが成立することが検証されているが、ステップトリダが先行する負極性第一雷撃の立ち上がり部分においても、伝送線路モデルが成立していると考えられる。

以上の結果から、LPATS-T の位置標定精度が平均 600m であること、送電線の平均径間長が 300m 程度であることから、鉄塔 1 基または 2 基に限定できる。また、20% 程度の電流推定精度が期待できることから、事故の有無の推定が可能である。従って、LPATS-T のデータは、送電線への雷撃位置を遠方から標定し、がいし間電圧を解析できる精度を有していることが分かった。

参考文献

- [1] E. Zaima, A. Mochizuki, N. Fukiyama, J. Hojo and M. Ishii : " Observation of Lightning by Time-of-Arrival Type Lightning Location System (LPATS)", *IEE of Japan Trans. Power & Energy*, Vol.116, No.9, pp.1033-1038 (1996) (in Japanese)
財満英一, 望月東, 吹山直樹, 北条準一, 石井勝:「到来時間差方式の雷放電位置標定システム (LPATS) による雷放電の観測」, 電気学会論文誌 B, 116 巻 9 号 (1996)
- [2] M. Ishii, T. Shindo, T. Aoyama, N. Honma, S. Okabe and M. Shimizu : "Lightning Location System in Japan and their Applications to Improvement of Lightning Performance of Transmission Lines", *39th CIGRE Session*, Paris, No.33-201 (2002)
- [3] M. Ishii, J. Hojo, T. Yamamoto, E. Zaima, J. Sawada and N. Fukiyama : "Observation of Radiation from Lightning Discharges by LPATS", *15th Int. Aerospace and Ground Conf. on Lightning and Static Electricity*, Atlantic City, 31 (1992)
- [4] T. Shioda, N. Fukiyama, T. Narita and T. Yamada : "Improvement of Time-of-Arrival Type Lightning Location System (LPATS)", *1997 National Convention Record, IEE Japan*, No.1720 (1997) (in Japanese)
塩田徹, 吹山直樹, 成田知己, 山田剛史:「雷放電位置標定システム(LPATS)の改良」, 平成 9 年電気学会全国大会, 1720 (1997)
- [5] G. Diendorfer, K. Cummins, V. A. Rakov, A. M. Hussein, F. Heidler, M. Mair, A. Nag, H. Pichler, W. Shultz, J. Jerauld and W. Janischewskyj : "LLS-Estimated Versus Directly Measured Currents Based on Data from Tower-Initiated and Rocket-Triggered Lightning", *Proc. 29th Int. Conf. on Lightning Protection (ICLP)*, Uppsala, 2-1-1 (2008-6)
- [6] K. Onozaki : "Lightning Observation System at TEPCO", *Railway and Electrical Engineering*, Vol.14, No.8 , pp.9-13 (2003) (in Japanese)
小野崎勝徳,「東京電力の雷観測システム」, 鉄道と電気技術, Vol.14, No.8 , pp.9-13 (2003)
- [7] M. A. Uman, D. K. McLain and E. P. Krider : "The Electromagnetic Radiation from a Finite Antenna", *Am. J. Physics*, Vol. 43, pp.33-38 (1975)
- [8] K. L. Cummins, M. J. Murphy, E. A. Bardo, W. L. Hiscox, R. B. Pile and A. E. Pifer : "A Combined TOA/MDF Technology Upgrade of the U.S. National Lightning Detection Network", *J. Geophys. Res.*, Vol.103, No.D8, pp.9035-9044 (1998)
- [9] T. Narita, T. Yamada, A. Mochizuki, E. Zaima and M. Ishii : "Observation of Current Waveshapes of Lightning Strokes on Transmission Towers", *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol.15, No.1, pp.429-435 (2000)
- [10] J. Takami and S. Okabe : "Observational Results of Lightning Current on Transmission Towers", *IEEE Trans. Power Delivery*, Vol. 22, pp. 547-556 (2007)
- [11] V.A. Rakov and M.A. Uman : "Lightning - Physics and Effects", Cambridge University Press (2003)

- [12] S. Taniguchi, T. Narita, S. Okabe and E. Zaima : ” Advanced Lightning Location Correction of LPATS-T by Geographical Parameters”, *IEE of Japan, Trans. Power & Energy*, Vol.123, No.6, pp.786-791 (2003) (in Japanese)
谷口栄, 成田知己, 岡部成光, 財満英一 : 「地形の影響を考慮した LPATS-T 標定位置の補正に関する検討」, 電気学会論文誌 B, Vol.123, No.6, pp.786-791 (2003)
- [13] A. Nag, S. Mallick, V. A. Rakov, J. S. Howard, C. J. Biagi, J. D. Hill, M. A. Uman, D. M. Jordan, K. J. Rambo, J. E. Jerauld, B. A. DeCarlo, K. L. Cummins and J. A. Cramer : “Evaluation of U.S. National Lightning Detection Network Performance Characteristics Using Rocket-Triggered Lightning Data Acquired in 2004-2009”, *J. Geophys. Res.*, Vol. 116, D02123, pp. 1-8 (2011)

第6章 UHV 架空送電線雷事故被害の推定手法

6.1 はじめに

送電線への雷撃により雷事故が発生すると、設備点検のための事故巡視を実施しているが、設備被害はほとんど発生していないのが現状である。そこで、送電設備の中で最も被害を受けやすいがいしの被害推定手法を構築することにより、即時の事故巡視を回避し、至近の普通巡視で補完する手法を検討した。

架空送電線では、鉄塔への落雷により鉄塔の電圧が上昇し、電力線と鉄塔間を絶縁しているがいし間で逆フラッシュオーバーが発生すること、または電力線への直撃雷によりがいし間でフラッシュオーバーすることにより、瞬間的に鉄塔と電線間で通電状態となり、地絡電流が流れる。変電所には、送電線事故を自動監視する保護継電器が設置されており、この地絡電流を検知することで送電線に事故があったと判断し、送電を自動しゃ断する。これにより事故停電が発生する。つぎに保護継電器により 66 kV 送電線では 10～12 秒後に、UHV 架空送電線では 1 秒後に自動再閉路する。再閉路が成功すれば運転が再開されるが、もし再閉路が失敗した場合は、最終しゃ断となり停電が継続して供給支障等の弊害が生ずる。なお、再閉路失敗の場合には、送電線に電線の断線などの大きな故障が考えられるため、速やかに現場出向しなければならない。

落雷による送電線事故が発生すると、送電線の保守を担当している部門では即時事故巡視を実施しているが、その目的は落雷によるがいし等への設備被害の有無を現場で行う目視確認である。関東地方では発雷頻度が多く、送電用避雷装置をある程度設置しているものの、多岐にわたる送電線系統に事故が多く発生することから、設備被害確認のための事故巡視に多くの時間を費やしている。なお、本章で検討した設備被害は、目視で分かるレベルを示しており、鉄塔への雷撃による塗装の剥がれ等は対象としていない。

一方、送電設備の絶縁設計面に着目すると、送電設備の設計は、雷サージでは決まっておらず、開閉サージで決まっている[1]。つまり、内部過電圧では絶縁破壊をさせないが、落雷などの外部過電圧による絶縁破壊は許容している。ただし、絶縁破壊となってもがいしが破損しないように保護装置であるアークホーンが設置されている。これにより、がいしの沿面放電によるがいしの破損を防止している。また、がいし自体についても普通素地がいしから、沿面放電に対して強化された耐アークがいしへ変更されつつある[2]。このように耐雷対策が強化されているため、落雷により設備被害を受けることは少ない。従って、設備被害がないことをあらかじめ推定できれば、即時の事故巡視を回避し、至近の普通巡視に合わせて確認することにより、業務の効率化・簡素化がはかれるのではないかと考えられる。

そこで、本章では、まず最初に絶縁強度が低く、雷事故被害の多い 66 kV 送電線の被害の実態を分析し、給電情報、雷情報、設備情報などから、がいしへの設備被害有無推定手法を検討した後、絶縁強度が高く被害の少ない UHV 架空送電線への適用について検討した。なお、送電線のがいし破損については、実験レベルでがいし笠欠け特性などが報告されている[2]が、雷事故時におけるがいし破損については、昭和 30 年代に東北電力において検討した事例[3]があるものの、詳細に検討された事例はほとんどない。

6.2 送電線の雷事故率および被害率

日本全国にある送電線の電圧毎の雷事故率や設備被害率および設備の違いを示す。

<6.2.1>送電線の雷事故件数

日本全国にある送電線の雷事故件数[4]を図 6-1 に示す。データは 1980 年から 2000 年までの 21 年間に 1000 kV から 66 kV までの送電線において発生した雷事故件数を示したもので、電圧が小さくなるに従い雷事故件数は多くなる。具体的には 77 kV-66 kV の 34661 件に比べて UHV は 16 件と少ない。これは、66 kV の方が UHV よりも絶縁強度が低いためである。ただし、UHV 送電線は 1992 年から運転を開始している。

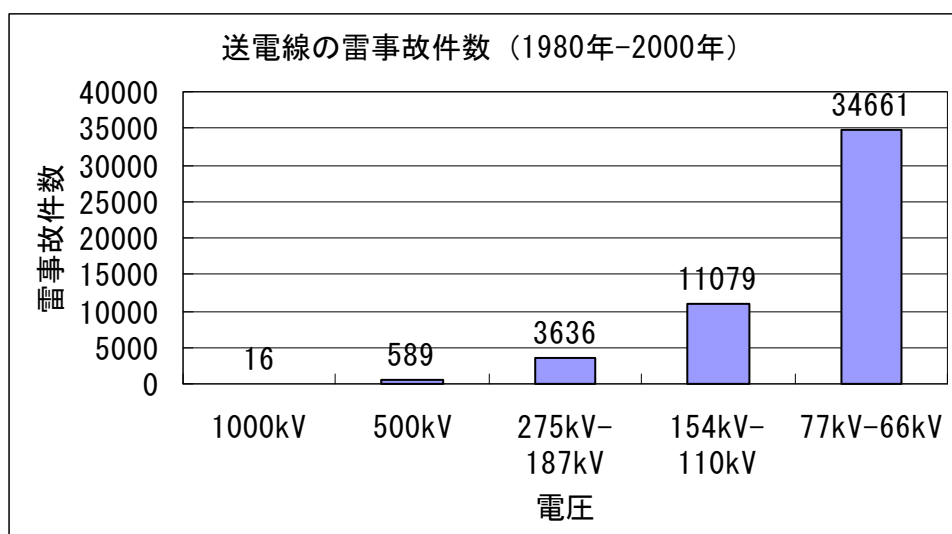


図 6-1 送電線の雷事故件数（1980 年-2000 年）[4]

<6.2.2>送電線の雷事故率

日本全国にある送電線の雷事故率[4]を図 6-2 に示す。データは 1980 年から 2000 年までの 21 年間に 1000 kV から 66 kV までの送電線において発生した雷事故件数を 1 年、亘長 100 km あたりの件数に換算したものである。雷事故件数と同様に電圧が小さくなるに従い雷事故率は多くなる。77 kV-66 kV の 4.58 件/ 100 km 年に比べて UHV は 0.51 件/ 100 km 年と少ない。

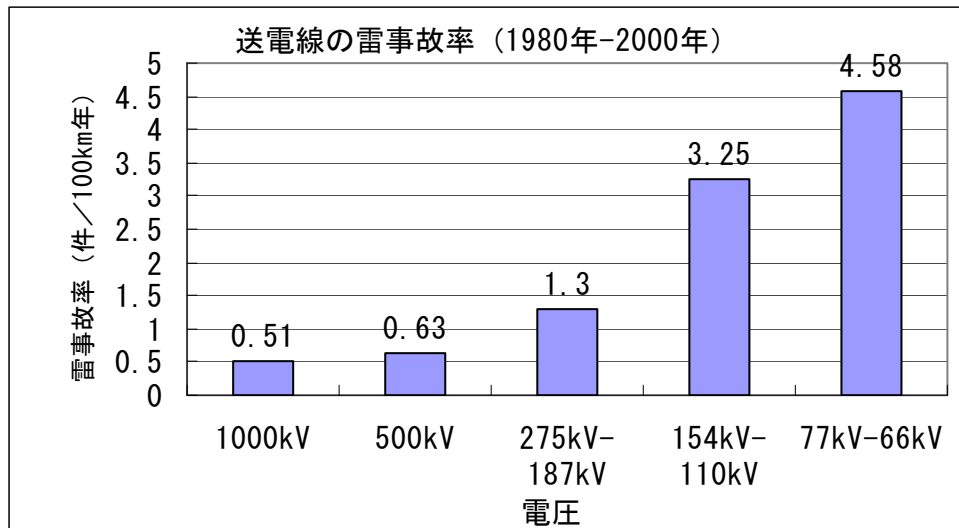


図 6-2 送電線の雷事故率（件/100 km 年）[4]

<6.2.3>送電線の設備被害件数

日本全国にある送電線の設備被害件数[4]を図 6-3 に示す。データは 1980 年から 2000 年までの 21 年間に 1000 kV から 66 kV までの送電設備で発生したがいいし被害および電線被害（架空地線を含む）を示したものである。なお、鉄塔に被害は無い。

電線よりもがいいしの方が被害を受ける件数が多い。これは、がいいしが磁器製であるのに対して電線は金属製であること、雷事故の場合、がいいし付近でフラッシュオーバーすることが大きな要因であると推定される。

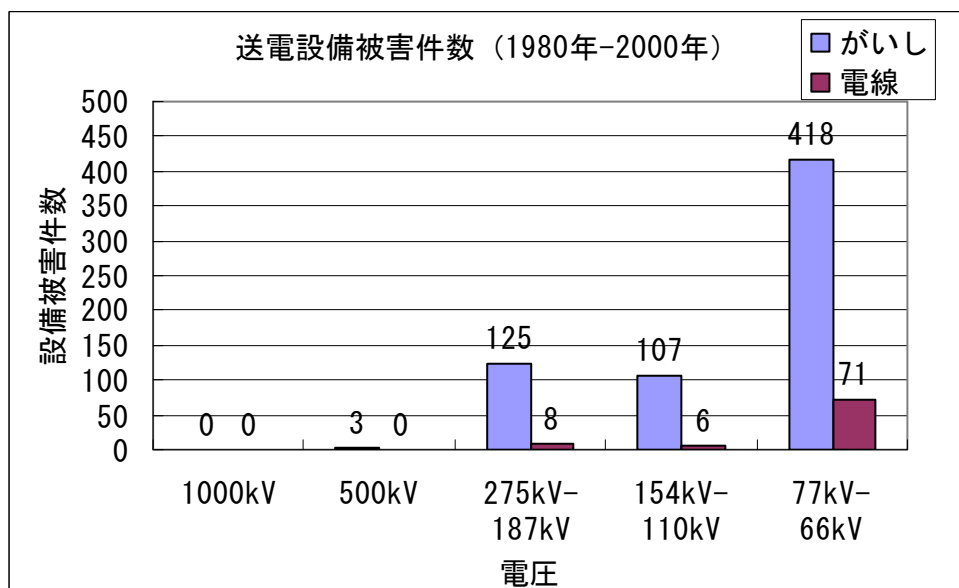


図 6-3 送電線の設備被害件数[4]

<6.2.4>電圧毎の送電設備の概要

送電設備は、鉄塔、がいし、電線および地線で構成されており、電圧が異なっても基本的構造はほぼ同じとなっている。66 kV から 1000 kV までの代表的な鉄塔の構造を図 6-4 に示す。電圧が異なっても L 型鋼材や鋼管材で構成されており、雷に対する強度に大きな違いは無い。次に、送電線に適用されている代表的な懸垂がいしを表 5-1 に示す。懸垂がいしは笠状の磁器絶縁層の両側に連結用金具を接着したがいしで、複数個を連結して送電線の絶縁支持に使用されている。電圧に対する違いは個数の違いであり、雷撃に対する強度に大きな違いは無い。

送電線に適用されている電線は、主に ACSR 線が用いられている。ACSR 線とは、鋼心アルミより線のことを示し、比較的導電率の高い硬アルミ線を引張強度の高い亜鉛メッキ鋼線の周囲により合わせたものである。表 6-2 に電線の主な種類および適用電圧を示す。電圧毎の主な違いは、素線の本数の違いであり、雷撃に対する強度は主に素線の直径および本数に依存する。

表 6-3 に地線の主な種類および適用電圧を示す。基本的な構成は同じであり、電圧毎の主な違いは、素線の本数の違いであり、雷撃に対する強度は主に素線の直径および本数に依存する。

以上から、送電設備は電圧によって基本的設備に違いが無いことから、雷事故および被害の多い 66 kV にて雷事故被害を分析することにより、上位の電圧までの推定が可能と考えられる。

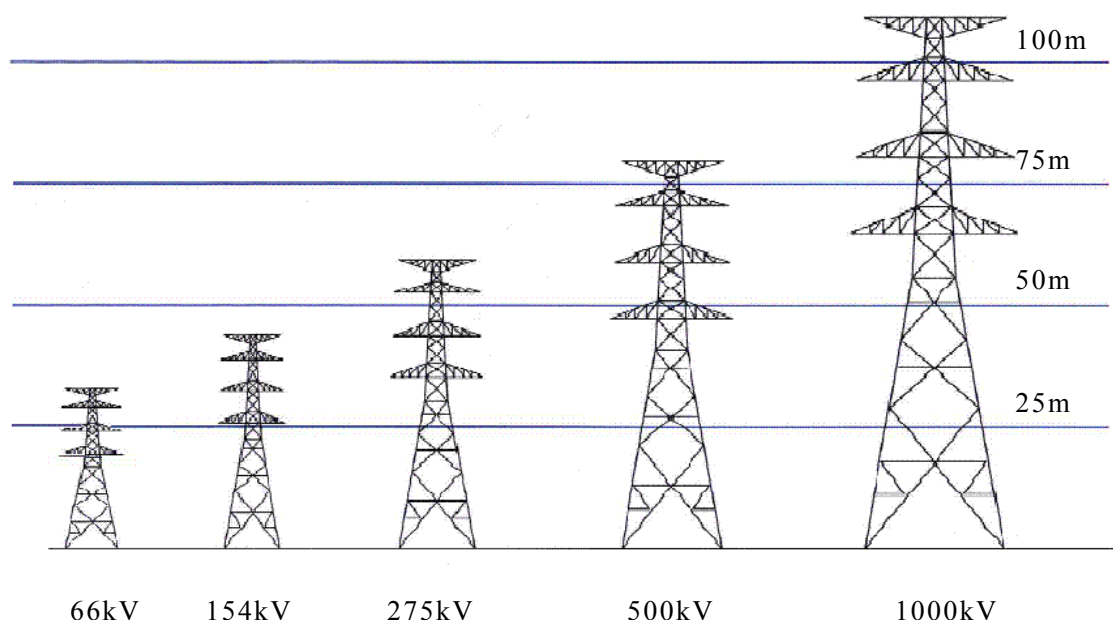


図 6-4 送電鉄塔の主な種類

表 6-1 懸垂がいし

種類	高さ	直径	主な適用電圧
250 mm クレビス型	146 mm	254 mm	66 kV, 154 kV
250 mm ボールソケット型	146 mm	254 mm	15 4kV
280 mm ボールソケット型	170 mm	280 mm	275 kV, 500 kV
320 mm ボールソケット型	195 mm	300 mm	275 kV, 500 kV, 1000 kV
340 mm ボールソケット型	205 mm	340 mm	500 kV, 1000 kV
380 mm ボールソケット型	240 mm	380 mm	500 kV, 1000 kV

表 6-2 電線の主な種類

種類	より線構成 素線数／素線径		外径 mm	重量 kg/km	主な適用電圧
	アルミ	鋼			
ACSR 160	30/2.6	7/2.6	18.2	732	66 kV, 154 kV
ACSR 240	30/3.2	7/3.2	22.4	1,110	66 kV, 154 kV
ACSR 410	26/4.5	7/3.5	28.5	1,673	66 kV, 154 kV, 275 kV, 500 kV
ACSR 610	54/3.8	7/3.8	34.2	2,320	66 kV, 154 kV, 275 kV, 500 kV, 1000 kV
ACSR 810	45/4.8	7/3.2	38.4	2,700	275 kV, 500 kV, 1000 kV
ACSR 940	54/4.8	7/3.2	40.3	3,056	1000 kV

※より線構成 30/2.6, 7/2.6 とは 2.6mm の鋼線 7 本に 2.6mm のアルミ線 30 本をよりあわせた電線を示す。

表 6-3 地線の主な種類

種類	より線構成 素線数／素線径	外径 mm	重量 kg/km	主な適用電圧
OPGW 60	8/3.2	11.4	454	66 kV, 154 kV
OPGW 290	12/4.5	22.5	1,445	275 kV, 500 kV
OPGW 500	30/4.2	29.4	2,431	1000 kV
AC 70	7/3.5	10.5	436	66 kV, 154 kV
AC 260	7/4.2	21.0	1,240	275 kV, 500 kV

※OPGW とは光ファイバ複合架空地線を示す。

※※素線は OPGW および AC 線共にアルミ覆鋼より線を採用している。

6.3 66 kV 送電線雷事故被害の検討

<6.3.1>現状分析

66 kV 送電線の雷事故被害の実態を把握するため、落雷密度、被害状況、事故統計、設備対策および雷事故巡視の実態について分析した。

<6.3.1.1>落雷密度分布

落雷位置標定装置（IMPACT, LPATS-T[5]）により関東地方における平成 8 年から 15 年の落雷密度を算出した。その結果を表 6-4 に示す。T 県の落雷密度は 4.9 個／km² 年とこの中では最も頻度が高かった。これは、年間雷雨日数 IKL の県内平均値と同様の結果であった。

<6.3.1.2>がいしの被害状況

雷によるがいしの被害は大きく分けて次の 2 種類ある。まず、表面アーク痕などの軽微な被害であり、これを図 6-5 に示す。絶縁低下はほとんど生じないため、当面の電力の供給には問題ない。次に、がいしがヒビ割れ、欠けなどの破損状態となり、絶縁低下を起こす被害であり、これを図 6-6 に示す。破断の危険性もある重大な被害であり、迅速に取り替え作業を実施する必要がある。

<6.3.1.3>66 kV 送電線の雷事故実績

T 県における過去 8 年間（平成 8 年度～15 年度）の 66kV 送電線雷事故実績を表 6-5 に示す。亘長 987km あたりの雷事故総数は 631 件、年間平均事故件数は 81.3 件であり、そのうち、がいしに設備被害があった件数は 6 件であった。従って、設備被害率は約 1 %であった。このうち送電に支障をきたすような重大な被害であるがいし損壊は 1 回発生し、その割合は 0.2 %であった。なお、D 地域の統計は、平成 8 年～平成 14 年の 7 年間とした。

表 6-4 関東地方の落雷密度分布

都県	落雷個数 [Num／year]	落雷密度 [Num／km ² year]	IKL
T	54,420	4.9	31
G	60,889	3.9	29
I	50,389	3.1	23
S	39,221	4.6	25
C	22,569	1.3	15
To	18,666	3.5	22
K	12,695	1.8	18
Y	15,040	1.7	22



図 6-5 がいし被害（軽微）

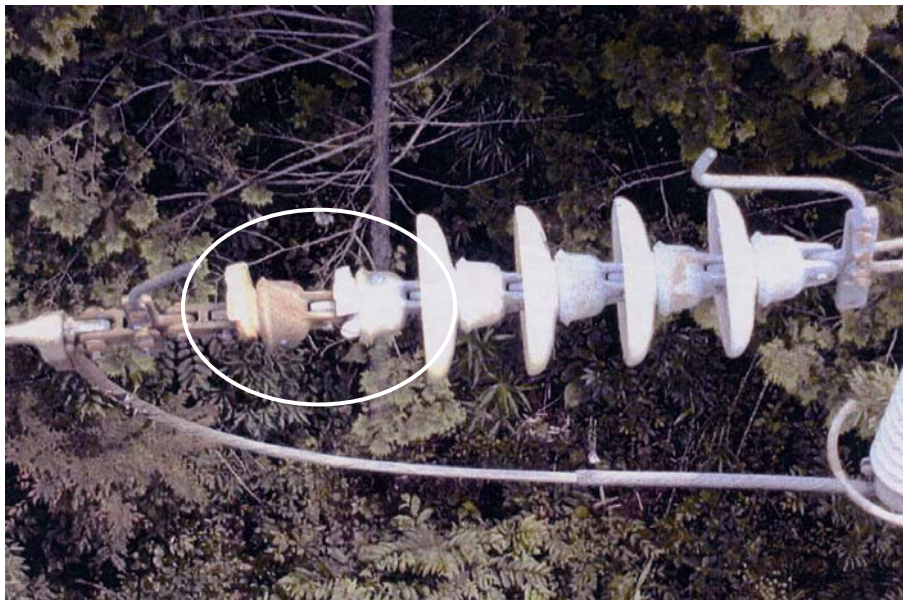


図 6-6 がいし被害（重大）

表 6-5 T 県における 66 kV 送電線雷事故

エリア	送電線 亘長 [km]	雷事故数 [回/年]	雷事故率 [回/100 km-年]	がいし被害 [回]		被害率 [%]
				軽微	重大	
A	176.5	23.38	13.24	4	0	2.14
B	130.7	8.25	6.31	1	0	1.52
C	305.4	30.25	9.90	0	0	0.00
D	374.7	19.43	5.18	0	1	0.74
Total	987.3	81.30	8.23	5	1	0.95

<6.3.1.4>がいし連への耐雷強化方策

がいし本体の耐雷対策としては、耐アークがいしがある。昭和 53 年（1978 年）以前のがいしは現在「普通素地がいし」と呼ばれているが、雷によりがいしが破損するケースがあったことから、昭和 53 年（1978 年）以降はアーク電流に強い耐アーク素地がいしを採用している[2]。普通がいし、耐アークがいしをそれぞれ図 6-7, 図 6-8 に示す。なお、普通素地がいしが白色に対して、耐アークがいしの色はライトグレーを採用している。現在、この 2 種類のがいしが 66 kV 送電線に混在しており、その割合は普通がいし 20%, 耐アークがいし 80%程度である。

つぎに、がいしの沿面放電がなければ、がいしが破損することがないため、がいし沿面放電を防止する装置として、アークをアークホーン間に移行することによりがいしを保護するアークホーンを設置する耐雷対策がある。

がいし連は図 6-7 に示す懸垂装置、図 6-8 に示す耐張装置があり、懸垂装置はアークホーンが両側に設置されているのに対して、耐張装置は上側だけに設置されている。このアークホーンの設置形態の違いにより、アークホーンへ移行する電圧「臨界通絡電圧」が異なる特徴がある。なお、このアークホーン間の放電は、耐雷設計の成功を意味している。

<6.3.1.5>雷事故巡視手順

まず、雷事故のメカニズムを概説する。送電線に落雷があると、雷撃電流が塔体を流れて、最終的には鉄塔と電力線間の絶縁体部分であるがいし間電圧が上昇し、フラッシュオーバーする。このことで瞬間的に鉄塔と電線間で通電状態となり、地絡電流が流れる。変電所には、送電線事故を自動監視する保護継電器が設置されており、事故があった場合、送電を自動しゃ断する。

ここで、再閉路が成功すれば運転が再開されるが、もし再閉路が失敗した場合は、最終しゃ断となり、停電が継続して供給支障等の弊害が生ずる。

つぎに、雷事故巡視について述べる。送電線の雷事故巡視が発生すると、自動しゃ断後、再閉路する。再閉路失敗の場合には、送電線に電線の断線などの大きな故障が考えられるため、速やかに現場出向となる。しかし、再閉路成功の場合は、事故様相、事故区間標定システム、落雷位置標定システムおよび電流・電圧波形などの事故情報を収集し、落雷地点を概ね想定した後、天候回復を待って翌日などに事故巡視を実施している。この事故巡視では、鉄塔に昇塔し、アークホーンのアーク痕を探すと同時に目視により設備被害の有無を確認している。

T 県では過去 9 年間（平成 8 年度～16 年度）において、雷事故による再閉路失敗は 671 事例中、1 度も発生していない。これは、適切な耐雷設計、がいし損傷防止施策事故から雷事故の 99 % 以上は、アークホーン間の放電による耐雷設計の成功となっていることによるものと推定される。

従って、設備がほとんど壊れないことから事故巡視に多くの時間を費やすのは非効率であり、収集した事故データを見て、事故巡視要否を推定できれば、業務効率化に有効であると考えられる。



図 6-7 耐雷対策（懸垂：普通素地がいし）

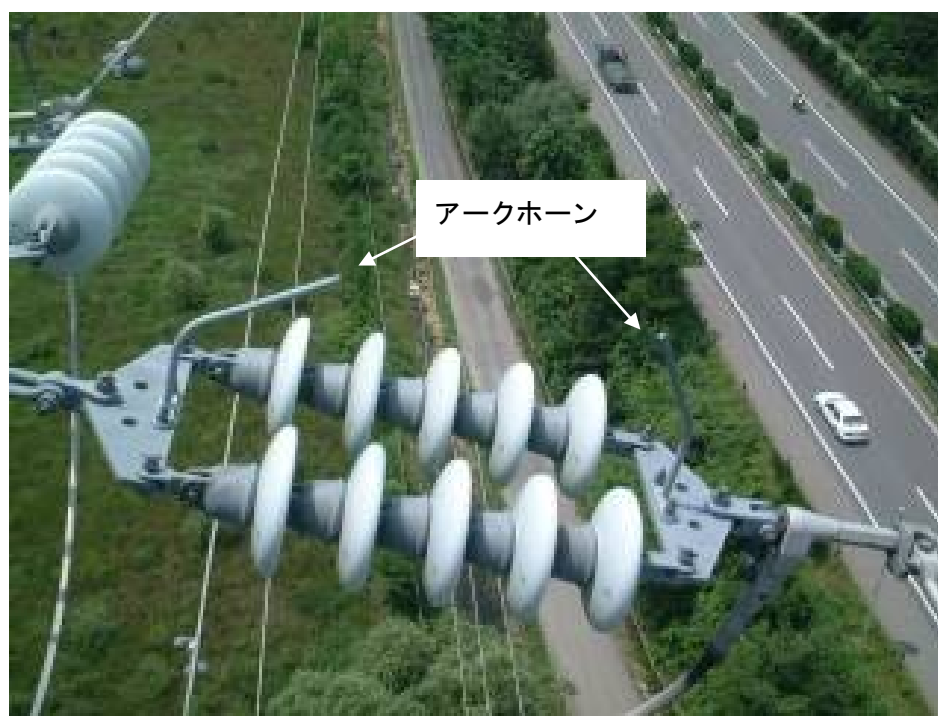


図 6-8 耐雷対策（耐張：耐アーク素地がいし）

<6.3.2>送電設備の被害推定手法

送電設備は大きく分けて鉄塔、架空地線、電力線およびがいしで構成されている。送電線の雷事故巡視では、設備被害の有無を確認しているが、巡視を省略する場合、どの設備が最も被害を受けやすいかということを考え、その設備が被害を受けると推定された場合には、巡視に行くことにすれば、その他の設備被害については見逃すことがなくなると考えた。

<6.3.2.1>鉄塔

アングルや鋼管で構成されていることから、雷撃電流や続流によって被害を受けることはほとんどない。また、鉄塔よりも架空地線や電力線やがいしの方が被害を受けやすいことから、鉄塔の検討は実施しなかった。

<6.3.2.2>架空地線

夏季の架空地線への直撃雷では、雷撃の電荷量が小さいため、ほとんど素線切れなどの被害を生じない。しかし、まれに雷撃の電荷量が大きい場合には、最外層の素線が切れる場合がある。素線切れを起こす電荷量は、GSW70で100クーロン、AW70で50クーロン[6]であり、OPGW55やOPGW120では、30クーロンまで1本も素線切れしない[7]。従って、夏季雷の30クーロンを基準に考えた。この30クーロンの発生確率は、文献[8]によると3%であり、これに相当する雷撃電流波高値は、文献[9]の耐雷設計ガイドブック推奨曲線から100kAとなる。

今回のがいし被害推定手法では、雷撃電流が100 kAを超える領域では、がいしの臨界通絡電圧を超えるため、がいしの被害有りとして推定していること<6.3.3.1>から、がいしの被害推定手法により損傷を発見できると推定される。また、冬季雷に多い正極性の雷撃はクーロン量が大きい傾向[10]があり、設備被害となる可能性があるため、すべて巡視を実施することとした。

<6.3.2.3>電力線

66 kV 送電線では、電力線への直撃雷はほとんど発生しないが、仮に発生したとしても、雷遮へいモデルから考えると雷撃電流は小さく、架空地線と同様にがいしの方が被害が発生しやすいため、がいしの被害推定手法により損傷を発見できると推定される。

また、地絡電流により被害を受ける可能性もあるが、文献[11]により、電線毎に瞬時許容電流と時間の関係が決められており、HDCC55では、例えば0.4秒で11.7 kA、ACSR160では例えば1.0秒で12.9 kAであり、時間と電流の関係となっている。その曲線と比較して図 6-12,6-13 に示したがいしの笠欠け特性は低くなっており、がいしの被害を推定することによりカバーできる。

以上から送電線の雷事故被害の推定手法として、がいしの被害推定を基準とした。

<6.3.3>がいし破損推定基準検討結果

がいし沿面での放電，アークエネルギー，その他の3つの基準を設定し，そのいずれかに該当する場合には，がいし破損の可能性があると推定した。

ここで，適用したデータは予め用意出来るデータと事故発生時に得られるデータがある。予め用意出来るデータは，送電設備データ（鉄塔地上高，電線種類，電線配列，鉄塔接地抵抗など），設備の特性データ（臨界通絡電圧，がいしの笠欠特性など）があり，事故発生時に得られるデータには，IMPACT（落雷位置標定装置）による推定電流波高値，事故電流，事故継続時間，雷撃電流の極性，地絡相数などがある。

検討したデータは，平成8年から平成15年の8年間のT県Aエリア，H16年のT県およびG県全体の事故データとした。計N=178件，設備被害11件である。

<6.3.3.1>臨界通絡電圧による推定

雷サージによるがいし間電圧予測値から，がいし沿面への放電の有無を推定する。まず，雷サージによるがいし間電圧値 V を計算して，臨界通絡電圧値 V_0 との大きさを比較する。ここで，臨界通絡電圧値 V_0 とは，がいし沿面でフラッシュオーバーが発生するか，アークホーン間でフラッシュオーバーするかの境界の電圧値であり，この概念図を図6-9に示す。臨界通絡電圧よりも大きければがいし沿面で放電し，小さければアークホーン間で放電する。従って，がいし間電圧値 V の方が臨界通絡電圧値 V_0 よりも大きい場合は，がいし沿面にフラッシュオーバーが生じ，がいし損傷となる可能性がある[2]。

がいし間電圧の計算条件は，次の通りとした。まず，落雷地点は鉄塔塔頂部とした。これは，同じ雷撃電流波高値では，架空地線への落雷よりも鉄塔塔頂部への落雷の方ががいし間電圧が大きくなり，厳しめに評価できることによる。つぎに，鉄塔のサージインピーダンスは 100Ω とした[12]。また，雷撃電流波高値は落雷位置標定装置(IMPACT, LPATS-T)の推定電流波高値を用いた。

さらに接地抵抗は建設当時の実測データとし，架空地線の本数は設備実体に合わせて1または2とし，架空地線のサージインピーダンスは(1)式により求めた。

$$Z = 60 \left(\ln \frac{2h}{r} \right) [\Omega] \cdots \cdots (1) \text{式} \quad [12]$$

ここで， h ：地上高[m]， r ：電線半径[m]

図6-10はアークホーン効率 (I/I_0) と臨界通絡電圧値の関係[2]を示したもので，アークホーン効率と50%雷インパルスフラッシュオーバー電圧から臨界通絡電圧を求めることができる。ここで，アークホーン効率とは，アークホーン間隔 l とがいし連長 l_0 との比を示しており，この値を小さくするほどがいし沿面で放電する確率は少なくなるが，そのためにはがいし連を長くする必要がある。

一般にアークホーン効率は75%を適用していること[2]，50%負極性雷インパルスフラッシュオーバー電圧 V_{50} は(2)式から求められることから，臨界通絡電圧が算出できる。

$$V_{50} = 580d + 190 [\text{kV}] \cdots \cdots (2) \text{式} \quad [9]$$

ここで， d ：アークホーン間隔[m]

臨界通絡電圧値の具体的な算出方法は次のとおり。図 6-10 のアークホーン効率 75%と耐雷ホーン懸垂および耐雷ホーン耐張がクロスする臨界通絡電圧／50%雷インパルスフラッシオーバ電圧[%]を求める。その結果、耐雷ホーン懸垂、耐雷ホーン耐張はそれぞれ 350%、260%倍となる。つぎに、(2)式において $d=0.56\text{ m}$ であることから、 $V_{50}=514\text{ kV}$ となる。以上から臨界通絡電圧は、懸垂装置では、 $514\text{ kV} \times 3.5\text{ 倍} \div 1,700\text{ kV}$ 、耐張装置では、 $514\text{ kV} \times 2.6\text{ 倍} \div 1,300\text{ kV}$ となる。懸垂装置と耐張装置では、臨界通絡電圧が違っているが、懸垂装置は両側にアークホーンが設置されており、がいしへの沿面放電が起こりにくいことから電圧値が高いが、耐張装置はアークホーンが片側のみに設置されていることから、懸垂装置よりも沿面放電が起こりやすいことによる。

臨界通絡電圧による推定基準を実際の送電線雷事故に適用した結果を図 6-11 に示す。雷撃電流とがいし間電圧および被害の有無を示しており、事故総数 178 件のうち設備被害が発生したケースは 11 件であった。ただし、がいしへの被害を推定できたのは 11 件中 2 件 (18%)と少なかった。なお、基準に達しない 8 件の被害は他の推定基準で全てカバー出来ている。設備被害が臨界通絡電圧よりも小さい値でも発生している理由は、標定雷撃電流値にばらつきが多いこと、50%フラッシオーバでありばらつきがあること、沿面放電してもがいしが損傷するか分からないこと等が考えられる。従って、がいし間の臨界通絡電圧だけでは推定は困難であり、他の方策も必要である。

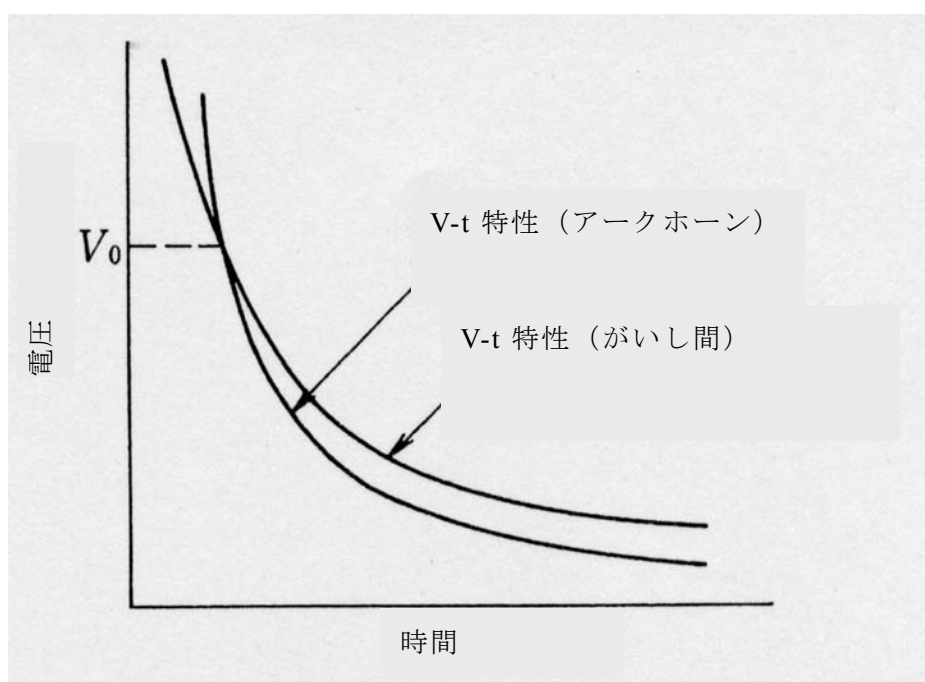


図 6-9 臨界通絡電圧の概念[2]

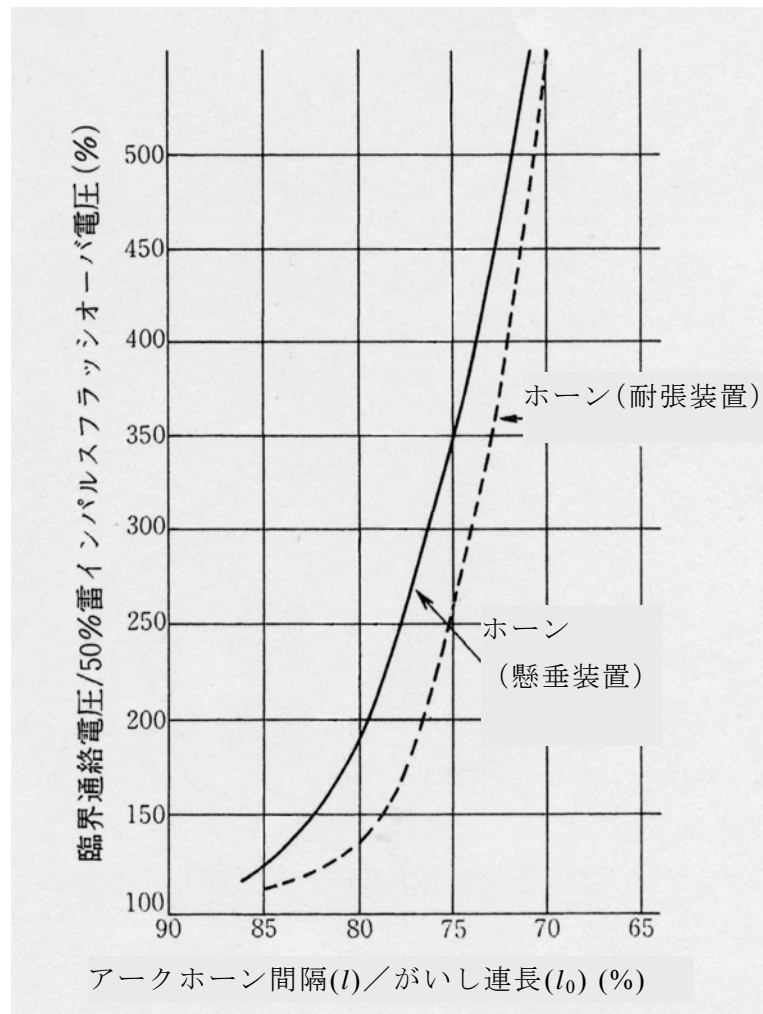


図 6-10 ホーン効率 (l/l_0) と臨界通絡電圧値の関係[2]

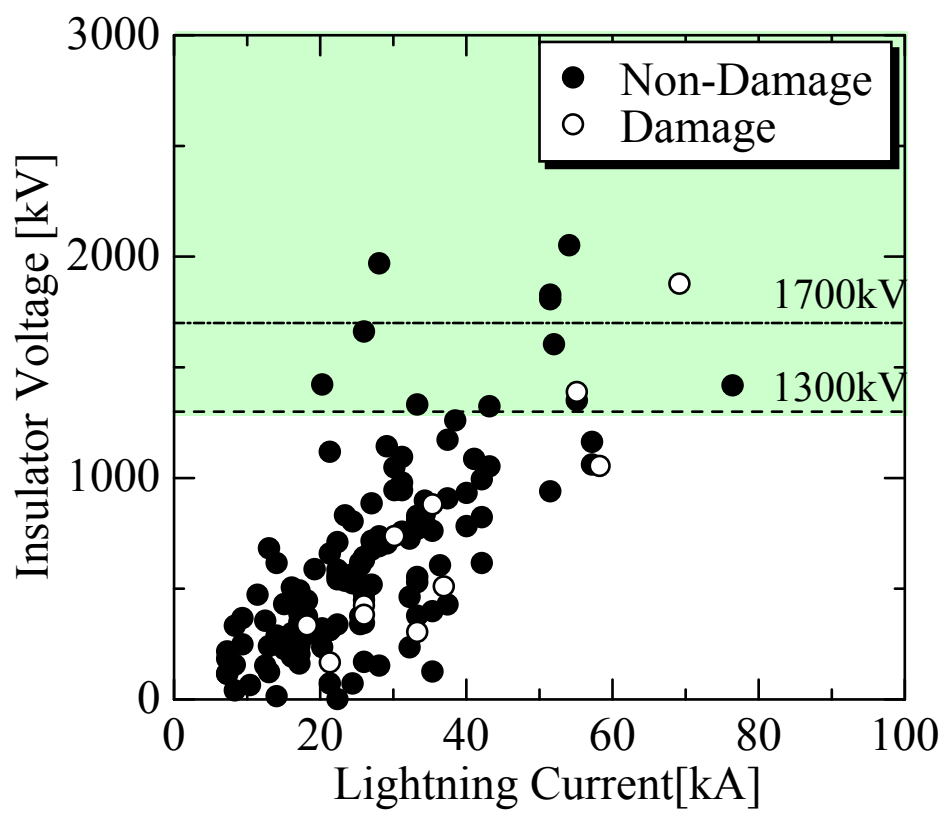


図 6-11 がいし間電圧とがいし被害の関係

<6.3.3.2>アーク電流とアーク継続時間の関係による推定

がいし沿面放電してもがいしが必ずしも被害を受けないことから、がいしの破損は雷撃によりがいし間のフラッシュオーバーが発生し、その後がいし沿面に続流が流れることによるエネルギーが原因と考えた。そこで、アーク電流とアーク継続時間からがいしの笠欠けの有無を推定した。がいし破損の境界値を決め、境界値を超過する場合には、欠け、割れ、ヒビなどのがいし損傷を招く可能性があり、事故巡視を実施すると推定する。66 kV 送電線で主に使用する 250 mm クレビス形懸垂がいしのうち、がいし素地を普通と耐アークに分別して境界値を設定した。この境界値は、文献[2]のがいし笠欠け曲線によって定めた。なお、アーク電流値は、零相電流値、短絡電流値のうち大きい値を適用し、アーク継続時間は、事故継続時間 (Ft) を適用した。なお、照合対象とした 178 件のうち、22 件はアーク電流、アーク継続時間のいずれかのデータが不足しており、推定の対象外とした。

・耐アークがいし

耐アークがいしが適用されている線路での雷事故総数は 120 件であった。そのうち、がいしに被害があったのは、8 件であり、被害率は 6.7%であった。図 6-12 にがいし笠欠け境界曲線と設備被害有無の分布にがいし被害の有無をプロットしたものを示す。がいし笠欠け曲線よりも大きい領域や曲線の範囲外でがいしの被害があったのは、8 件中 5 件であった。推定できない 3 件については、他の基準で全てカバー出来ている。がいし被害の大部分が表面アーク痕であり、笠欠けではなかったことが考えられる。なお、曲線の範囲外は、すべて被害ありと推定した。

・普通がいし

普通がいしが適用されている線路での雷事故総数は 36 件であった。そのうち、がいしに被害があったのは、3 件であり、被害率は 8.3 %であった。従って、耐アークがいしに比べて被害率は高い。これは、がいし笠欠け曲線と同様の傾向である。図 6-13 にがいし笠欠け境界曲線と設備被害有無の分布にがいし被害の有無をプロットしたものを示す。がいし笠欠け曲線よりも大きい領域や曲線の範囲外でがいしの被害があったのは、3 件中 3 件であり、普通素地がいしは全数推定できた。なお、曲線の範囲外は、すべて被害ありと推定した。

以上から境界曲線を超過または曲線の範囲外となった雷事故において、がいし被害が推定できたのは 11 件中 8 件(73 %)であった。従って、<6.3.3.1>がいし間の臨界通絡電圧による推定、<6.3.3.2>アーク電流とアーク継続時間の関係による推定を組み合わせても、全数を推定することは出来なかった。

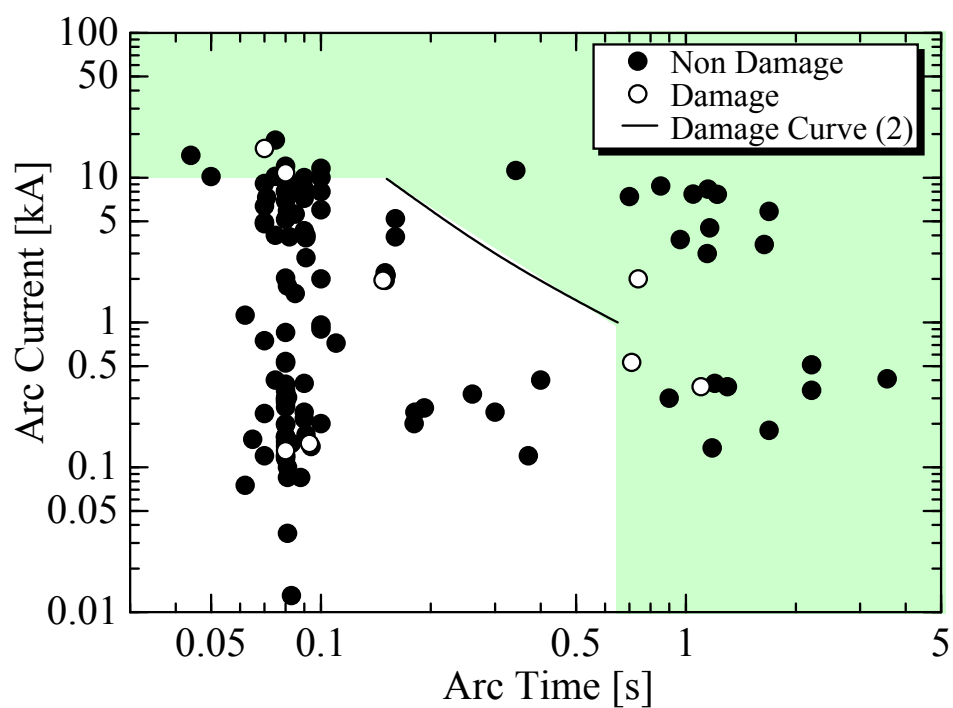


図 6-12 笠欠け境界曲線と設備被害有無の分布(耐アーク)

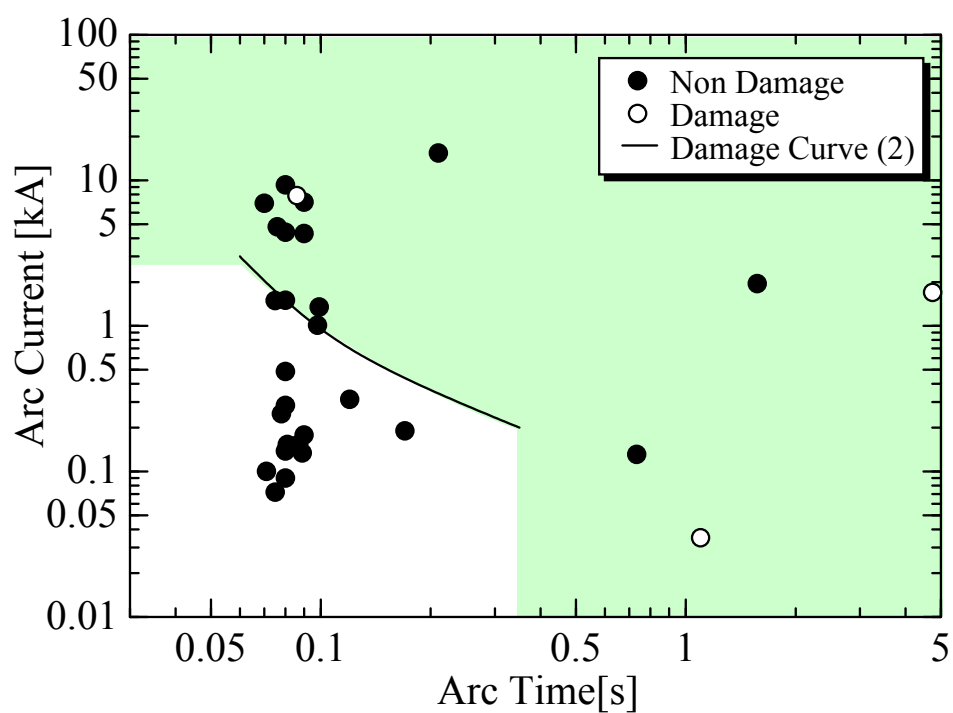


図 6-13 笠欠け境界曲線と設備被害有無の分布(普通がいし)

<6.3.3.3>事故様相

がいし間の臨界通絡電圧による推定<6.3.3.1>において、計算に用いた雷撃電流は落雷位置標定装置の値を用いた。しかし、推定値と実測値は、図 5-14 に示すように、20%程度の電流推定精度が期待できるものの、ばらつきが大きい。つまり、落雷位置標定装置の推定電流が小さい場合でも実際の雷撃電流は大きい場合がある。そこで、実際に発生した事故様相が複数の相で地絡している場合には、雷撃電流が大きいことに着目した。雷撃電流が大きいほど地絡相数が多くなることから、1 回線あたり 3 線地絡以上の場合には、がいし被害ありと推定した。

<6.3.3.4>鉄塔接地抵抗

鉄塔接地抵抗は、建設時に測定しているが、建設後 50 年以上経過している鉄塔も多い。従って、当時の接地抵抗値が変化し、大きくなっている可能性もある。鉄塔の接地抵抗値は、<6.3.3.1>ががいし間の臨界通絡電圧による推定において計算に用いており、接地抵抗が大きい場合には、がいし間電圧が高くなる傾向にある。そこで、接地抵抗が 10 Ω 以上の鉄塔については、がいし間電圧への影響が大きいため、がいし被害ありと推定した。

<6.3.3.5>落雷の極性

T 県における過去 8 年間（平成 8 年度～15 年度）、G 県における過去 1 年間（平成 16 年度）の 66 kV 送電線雷事故データでは、正極性の落雷によりがいしが破損した事例はないが、正極性の落雷は一般に電荷量が大きいため[10]、がいしが破損する懸念があり、新たな推定基準として追加した。

<6.3.3.6>雷撃被害推定フローチャート

雷撃被害推定フローチャートを図 6-14 に示す。基準を超えた場合に被害ありと判定し、巡視を実施する。

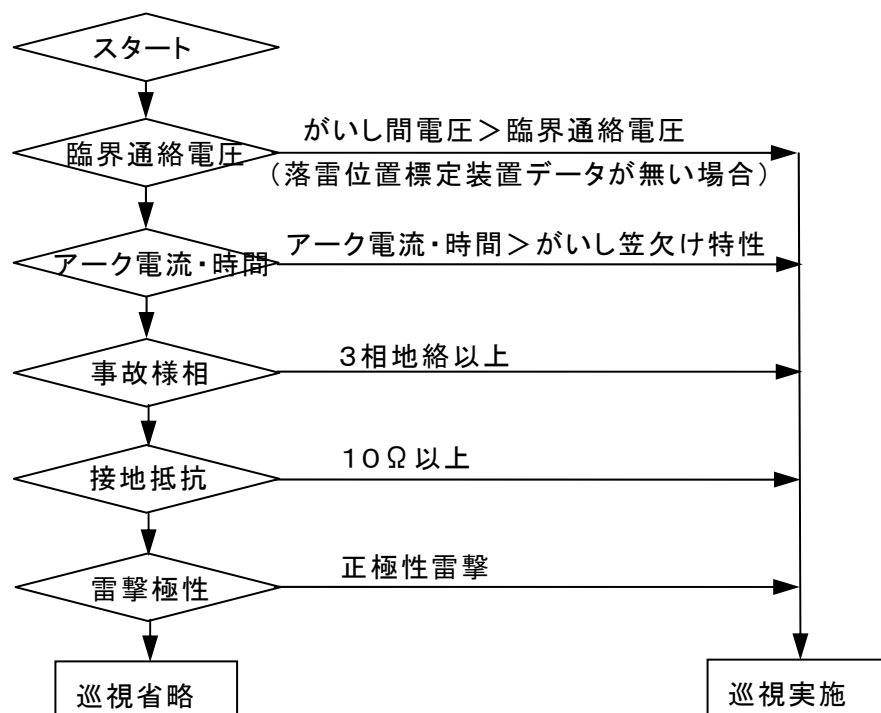


図6-14 雷撃被害推定フローチャート

<6.3.4>検証結果

前節「がいし破損判断基準」に基づき T 県と G 県の雷事故実績(T 県：8 年間，G 県：1 年間) のうち，事故の多かった線路について，事故巡視要否を推定した結果を表 6-6 に示す。5 つの推定基準のうち 1 つでも該当すれば被害有りと推定した。178 件の検証中，設備被害回数は 11 回であったが，推定基準によるがいし被害の見逃しはなかった。また，この検討による雷事故巡視の即時巡視率は 65 %となり，残りの 35 %については，至近の普通巡視で実施することにより，従来と比較して大幅に業務の平準化が可能となった。なお，検証した 175 件は，全て事故巡視しており，被害の有無を確認しているデータである。

推定基準毎の設備被害有無推定結果を表 5-7 に示す。基準 2 が最も多く，11 件中 8 件であった。これは，がいし笠欠け特性であり，被害の推定には有効な推定基準であることが分かった。また，重大な被害であるがいし損壊の事例は，基準 2,3 の両方で捕捉できた。

以上の検討結果から，再閉路失敗時は即時事故巡視するが，成功した場合には，今回作成した推定基準によりがいし被害を推定し，被害がないと推定された場合には，雷事故巡視の即時実施を省略することが可能となった。

表 6-6 過去の雷事故での設備被害有無推定結果

データ数	巡視		省略率	設備被害	見逃し
	実施	省略			
178	115	63	35%	11	0

表 6-7 設備被害有無推定結果

No.	推定基準					被害内容
	<1> 臨界 通絡電圧	<2> アーク 電流・時間	<3> 事故様相	<4> 接地抵抗	<5> 落雷極性	
1		○	○			アーク痕
2	○					釉薬剥離
3		○	○			損壊
4		○		○		釉薬剥離
5		○				アーク痕
6	○					アーク痕
7				○		アーク痕
8		○				アーク痕
9		○	○			アーク痕
10		○	○			アーク痕
11		○	○	○		アーク痕
Total	2	8	5	3	0	

<6.3.5>66 kV 送電線雷被害推定手法のまとめ

雷事故時の 66 kV 送電線のがいし被害状況を分析し、特徴を明らかにするとともに、雷データ、設備データなどから、がいしの被害有無推定方法について検討を行った。

主な結果を次に示す。

- (1) 平成 8 年度～15 年度の 8 年間の 66 kV 送電線雷事故は、亘長 987 km あたり雷事故総数は 631 件、年間平均事故件数は 81.3 件であった。がいしの設備被害は 6 件であったが、がいしが破損した重大な被害は 1 回しか発生していなかった。
- (2) がいし間の臨界通絡電圧と雷事故時の推定電圧を比較することにより、がいし損傷を推定した結果、事故数 178 中、がいしへの被害 11 件のうち、推定できたのは 2 回と少なかった。これは、標定雷撃電流値にばらつきが多いこと、沿面放電してもがいしが損傷しないことが原因として推定される。
- (3) アーク電流とアーク継続時間からがいしの笠欠けの有無を推定した結果、耐アークがいしでは、がいしの被害 8 件のうち 5 件が推定できた。推定出来ない 3 件は、被害が表面アーク痕であり、笠欠けではなかったためと推定される。普通がいしでは、がいしの被害 3 件のうち 3 件が推定できた。
- (4) その他の推定基準として、落雷位置標定装置の推定電流の精度を補完する意味で、1 回線あたり 3 線地絡以上の場合には、がいし被害ありと推定した。また、鉄塔接地抵抗は、建設時に測定するため、接地抵抗値が変化している可能性があることから、10 Ω 以上を事故巡視の対象とした。さらに、平成 8 年度～15 年度の 66 kV 送電線雷事故データでは、正極性の落雷によりがいしが破損した事例はないが、正極性の落雷は一般に電荷量が大きいため、がいしが破損する懸念があり、新たな推定基準として追加した。
- (5) 今回作成したがいし破損判断基準に基づき T 県と G 県の雷事故実績(T 県：9 年間、G 県：1 年間) のうち、事故が多かった線路について、事故巡視要否を推定した結果、178 件の検証中、設備被害回数は 11 回であったが、作成した推定基準によるがいし被害の見逃しはなかった。
- (6) この検討による雷事故巡視の即時巡視率は 65 %となり、残りの 35%は至近の普通巡視で確認することにより、業務の平準化が可能であることが分かった。

軽微な被害を含めた設備被害率は約 1 %であり、理想的には、巡視の省略率を 99% としたいが、今回の手法では 35 %にとどまった。なお、平成 17 年度から T 県において、試験適用しており、平成 17 年度は、66 kV 送電線の雷事故 58 件のうち、巡視が省略できたケースは 30 件あり、52 %の効率化となった。

なお、本検討は安全側に（被害有りと多く推定するように）臨界通絡電圧を超えるケースを被害有りとしたが、がいしの耐アーク性能が向上していることから、臨界通絡電圧を推定手法から外すなどで更なる合理化の余地がある。

以上から 66 kV 送電線において雷事故被害の推定手法が検証できたことから、次に UHV 架空送電線へ適用する。

6.4 UHV 架空送電線雷事故被害の検討

<6.4.1> はじめに

66 kV 送電線における雷事故時の設備被害の推定手法を考案したことから、その手法が UHV 架空送電線へ適用できるか検討した。66 kV 送電線と UHV 架空送電線の基本的構成は、鉄塔、がいし、電線および架空地線であり同様であるが、それぞれ大きさや構成、耐雷特性およびアークホーンなどの形状などが異なっている。なお、雷事故メカニズムは、UHV 架空送電線でも 66 kV 送電線と同様であり、鉄塔、架空地線および電力線へ落雷すると、がいし間の電圧が上昇し、フラッシュオーバーすることにより事故となる。

66kV 送電線と同様に UHV 架空送電線の耐雷特性、給電情報、雷情報および設備情報などから、設備被害推定手法について検討した。なお、UHV 架空送電線の設備損傷については、実験レベルでがいし笠欠け特性などが報告されている[13]が、実際の設備において雷事故時の設備被害については、検討された事例は無い。

<6.4.2> 現状分析

<6.4.2.1>UHV 架空送電線の雷事故実績

UHV 架空送電線の過去 14 年間（平成 6 年度～19 年度）の雷事故実績を表 6-8 に示す。雷事故総数は 32 件、年間平均事故件数は 2.3 件であり、そのうち、設備被害があったのは、架空地線の一部が溶損した 1 件だけである。設備被害があった架空地線の溶損 1 件の詳細は、第 2 章による。なお、送電に支障をきたすような重大な被害は 1 件もなかった。これらは、適切な耐雷設計、設備損傷防止施策から雷事故のほとんどは、アークホーン間の放電による耐雷設計の成功となっていることによるものと推定される。なお、近年の観測により、UHV 架空送電線では鉄塔雷撃よりも電力線直撃雷による事故が多い[14]。

表 6-8 UHV 架空送電線雷事故（平成 6 年度～19 年度）

雷事故 件数	鉄塔 被害	電力線 被害	架空地線 被害	がいし被害数		被害率 [%]
				軽微	重大	
32	0	0	1	0	0	3%

<6.4.2.2>がいし連への耐雷強化方策

UHV 架空送電線ではがいし本体の耐雷対策として、66 kV 送電線と同様にアーク電流に強い耐アークがいしが適用されている[13]。また、沿面放電がなければ、がいしが破損することがないため、がいし沿面放電を防止する装置として、アークをアークホーン間に移行することによりがいしを保護するアークホーンを設置する耐雷対策を実施している。

UHV 架空送電線のがいし連は図 6-15 に示す懸垂装置、図 6-16 に示す耐張装置があり、懸垂装置のアークホーンは、がいしの両側に設置されている。それに対して、耐張装置のアークホーンは、ジャンパ線の中央と鉄塔アーム間にインパルスホーンが設置されており、がいし間ではフラッシュオーバーしないようになっている。このアークホーンの設定形態の違いによりアークホーンへ移行する電圧「臨界通絡電圧」が異なる特徴がある。なお、このアークホーン間の放電は、耐雷設計の成功を意味している。

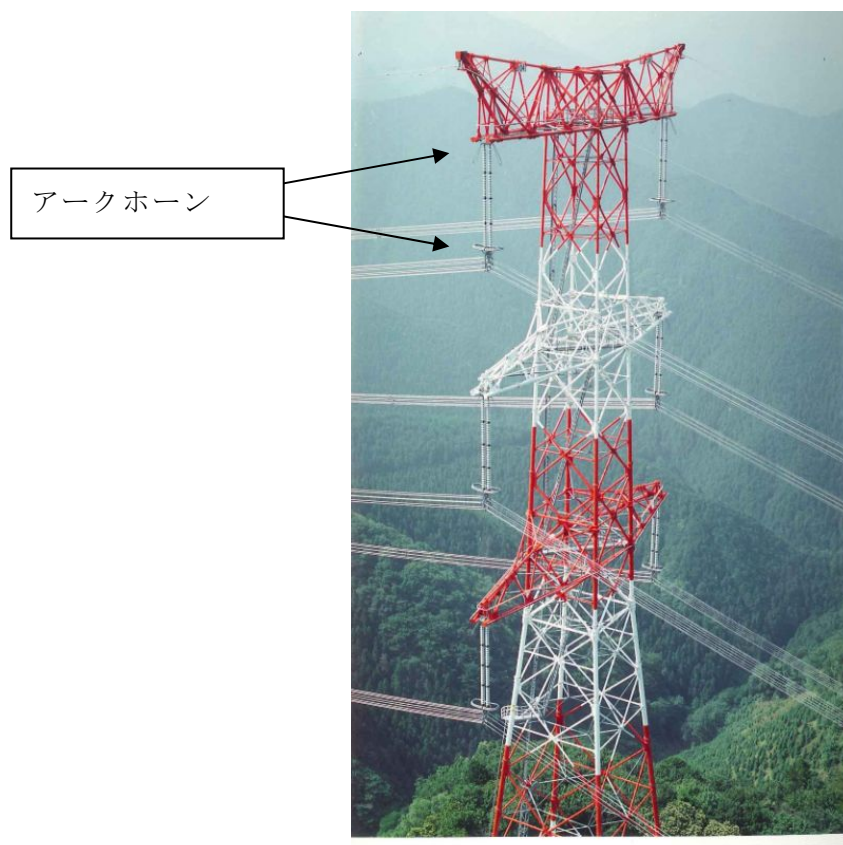


図 6-15 UHV 架空送電線のアークホーン（懸垂装置）

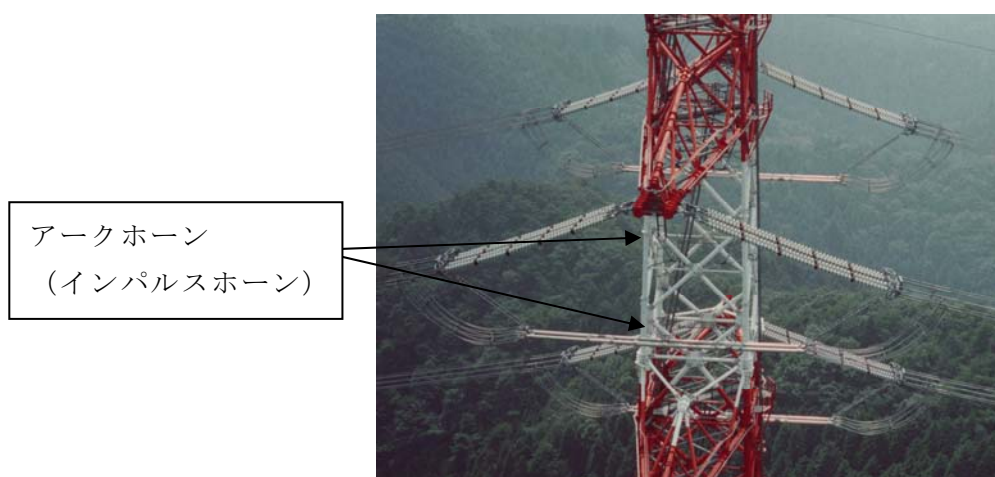


図 6-16 UHV 架空送電線のアークホーン（耐張装置）

<6.4.2.3>UHV 架空送電線の避雷装置

66 kV 送電線には、落雷による電気事故防止のため、アークホーン的位置に避雷装置内蔵のアークホーンが設置されつつあるが、UHV 架空送電線用の避雷装置は、大型となってしまうこと、絶縁強度が高く雷事故の頻度が少ないなどの理由から適用されていないのが現状である。

<6.4.2.4>UHV 架空送電線の雷事故巡視手順

雷事故巡視は、設備被害の有無を確認するため、66 kV 送電線の雷事故と同様に実施している。しかし、設備にほとんど被害が無いことから、収集した事故データから設備被害の有無を推定できる手法の検討が望まれている。

<6.4.3> UHV 架空送電線の被害推定手法

66 kV 送電線と同様に UHV 架空送電線の設備は大きく分けて鉄塔、がいし、電線および架空地線で構成されている。送電線の雷事故巡視では、設備被害の有無を確認しているが、巡視を省略する場合、どの設備が最も被害を受けやすいかということを考え、その設備が被害を受けると推定された場合には、巡視に行くことにすれば、その他の設備被害については見逃す可能性は低くなると考えた。

<6.4.3.1>鉄塔

鉄塔は、鉄製の L 型アングルや鋼管で構成されていることから、雷撃電流そのもののエネルギーや地絡時の続流によって被害を受けることはほとんどない。また、鉄塔よりも架空地線や電力線やがいしの方が被害を受けやすいことから、鉄塔の検討は実施しなかった。

<6.4.3.2>架空地線

66 kV 送電線と同様に電力線への直撃雷を防止するため、架空地線を設置している。UHV 架空送電線は、66 kV 送電線とは異なり、A-W 遮へいモデル[15]を適用し、負の遮へい角度とすることにより、より一層の電力線への直撃雷の防止を図っている。また、66 kV 送電線に適用されている架空地線よりも UHV 架空送電線の架空地線は太く、耐アーク性能が良い。

夏季の架空地線への直撃雷では、雷撃の電荷量が小さいため、素線切れなどの被害はほとんど生じない。しかし、まれに雷撃の電荷量が大きい場合には、最外層の素線が切れる場合がある。これまでの直流アークでの試験の結果、UHV 架空送電線で用いられている架空地線 OPGW500 mm²では、375 クーロンまで 1 本も素線切れしない[16]。通常、電荷量が多い場合は、大電流であり、後述するがいし臨界通絡電圧を超えるため被害を発見できると考えられる。なお、冬季雷に多い正極性の雷撃はクーロン量が多い傾向[10]があることから、正極性の落雷の場合には、設備被害ありと推定した。

<6.4.3.3>電力線

電力線への直撃雷は、雷遮へいモデル[15]から考えると雷撃電流が小さく、電力線の被害よりも磁器であるがいしの方が被害が発生しやすいことから、がいしの被害推定手法に

より損傷を発見できると推定される。

なお、地絡電流により被害を受ける可能性もあるが、66 kV 送電線に適用されている電線よりも UHV 架空送電線の電力線は太く、耐アーク性能が良い。地絡時の遮断時間も 66 kV の約 1 秒に対して UHV 架空送電線は約 0.05 秒と短く、66 kV よりも損傷する確率は低い。

<6.4.3.4>がいし

66 kV 送電線と同様に UHV 架空送電線のがいしは磁器であり、送電線を構成する製品の中でもっとも雷の被害を受けやすいことから、次節で詳細に検討した。

以上から 66 kV 送電線と同様に UHV 架空送電線の雷事故巡視の省略検討基準として、がいしの被害推定を基準とした。

<6.4.4> がいし破損推定基準検討結果

66 kV 送電線と同様にがいし沿面での放電，アークエネルギー，事故様相，鉄塔接地抵抗および落雷の極性の 5 つの基準を設定し，そのいずれかに該当する場合には，がいし破損の可能性があると推定した。

<6.4.4.1>臨界通絡電圧による推定（推定基準 1）

66 kV 送電線と同様に UHV 架空送電線の雷事故時のがいし間電圧が臨界通絡電圧値を越える場合，がいしの沿面を放電するため，がいし被害の可能性があると推定した。ただし，UHV 架空送電線の臨界通絡電圧値に関しては，UHV 架空送電線にはアルミナ含有磁器である耐アーク碍子を適用したこと，遮断器が高速化されたことおよびホーン間隔が長いことため雷事故率が小さくなることから，通常のホーン設計であれば，がいしで沿面放電することは考えにくいということから，一部試験を省略していることがあり，過去の試験データ[17]からその値を推定し，本論文では，表 6-9 とした。雷撃の極性，電力線直撃雷，鉄塔雷撃，耐張装置，懸垂装置で数値が異なっており，耐張装置では，正極性の電力線直撃雷および負極性鉄塔雷撃では，3,400 kV であり，正極性の鉄塔雷撃および負極性の電力線直撃雷では 4,998 kV である。なお，懸垂装置では電力線直撃雷，鉄塔雷撃ともにデータがなかった。

表 6-9 UHV 架空送電線の臨界通絡電圧[17]

	雷撃極性	電力線直撃雷	鉄塔雷撃
耐張装置	正	3,400 kV	4,998 kV
	負	4,998 kV	3,400 kV
懸垂装置	正	試験データがないため検討不可	試験データがないため検討不可
	負	試験データがないため検討不可	試験データがないため検討不可

臨界通絡電圧と比較するためのがいし間電圧の計算は、過渡解析プログラム EMTP[12] 用い、計算条件は表 6-10、ノードマップは図 6-17 のとおりとした。

まず、雷撃位置については、UHV 架空送電線の変電所侵入サージの観測結果[14]から鉄塔塔頂雷撃または電力線直撃雷とした。次に、鉄塔モデルは、UHV4 段モデル[18]を用い、サージインピーダンスは $120\ \Omega$ とした。また、送電線モデルは、UHV 架空送電線モデル[19]を用いた。さらに、雷撃電流波高値は落雷位置標定装置(IMPACT, LPATS-T)の推定電流波高値を用いた。波頭長は、落雷位置標定装置では分からないため、より厳しめ（被害の見逃しが無くなる）に $1\ \mu\text{s}$ とした。接地抵抗は建設当時の実測データとし、架空地線の本数は設備実体に合わせて 2 とした。

表 6-10 EMTP 解析条件

雷撃位置		直撃雷（径間中央の電力線への雷撃）
		鉄塔雷撃（鉄塔頂部への雷撃）
鉄塔モデル		UHV4 段モデル[18]
送電線モデル		UHV 架空送電線モデル(J.MARTI モデル)[19] 送電線の両端をマッチング
雷撃電流	波高値	落雷位置標定装置での推定値
	波形	ランプ波
	波頭長	$1\ \mu\text{s}$
	波尾長	$70\ \mu\text{s}$
フラッシュオーバ		なし
接地抵抗値		建設時の実測データ

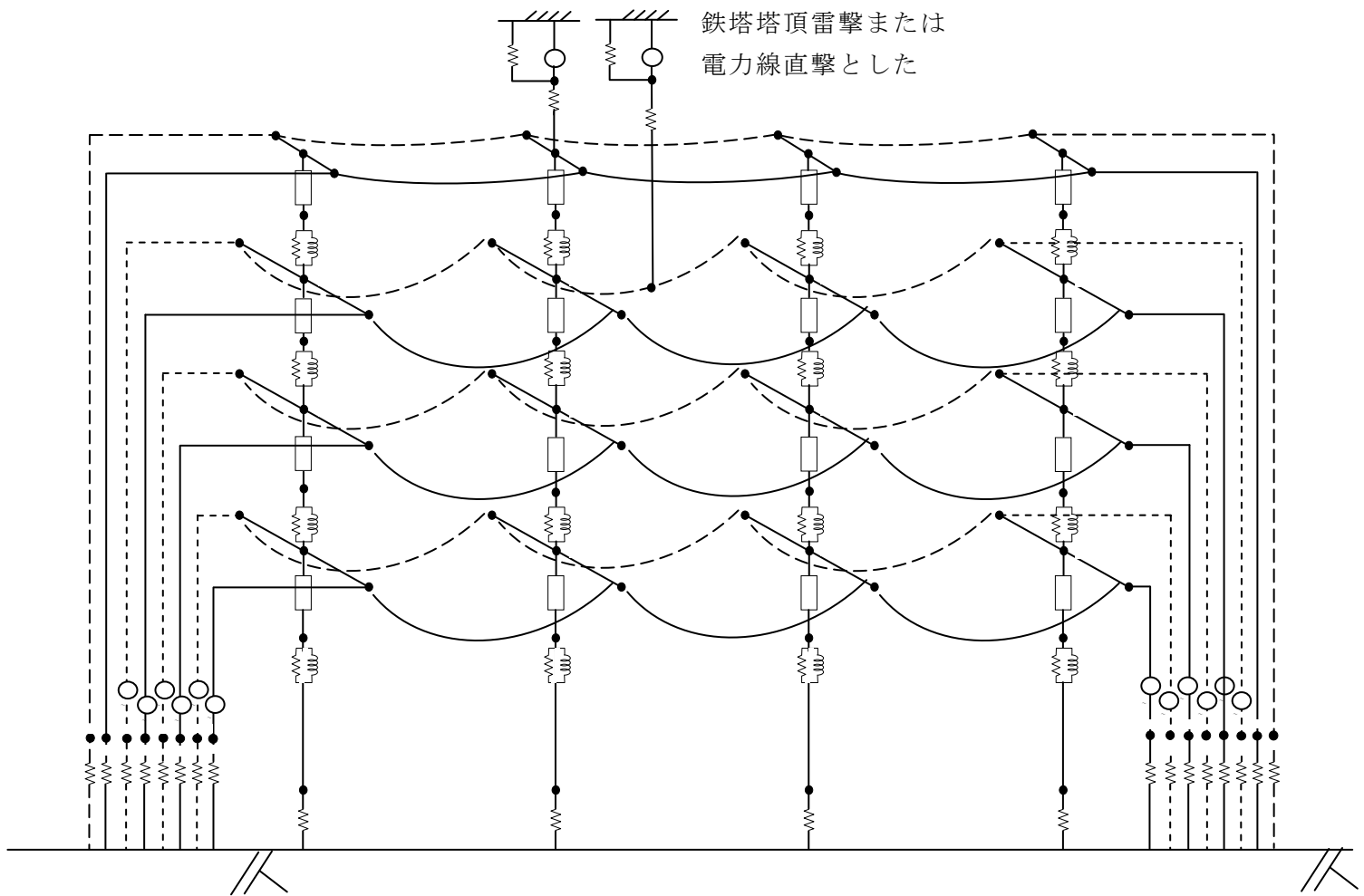


図 6-17 EMTP ノードマップ

臨界通絡電圧を用いた推定基準 1 を実際の送電線雷事故に適用した結果を表 6-11 に示す。また、雷撃電流とがいし間電圧の関係を図 6-18 に示す。

検討データは、前述の 14 年間（平成 6 年～19 年）の雷事故 32 件を用いた。落雷位置標定装置で推定した雷撃電流波高値を用いて EMTP 解析によりがいし間電圧を求め、臨界通絡電圧と比較した。被害有無の推定基準は、臨界通絡電圧よりもがいし間電圧が大きい場合および臨界通絡電圧が不明な懸垂装置の場合には、被害ありと推定した。事故総数 32 件のうち設備被害がありと推定したケースは 32 件中、11 件（34 %）であるが、実際の被害は、架空地線の素線切れ 1 件であった。設備被害を多めに推定している理由は、臨界通絡電圧を 4,989 kV としたが、これ以上の試験データがないため下限値である 4,989 kV としたこと、IMPACT の推定電流にばらつきがあること、IMPACT データが無いケースは、計算および推定不能であったことから被害ありと推定していること、沿面放電してもがいしが損傷するケースは少ないこと、波頭長を厳しめ（がいし間電圧が大きくなる方向）の $1\mu\text{s}$ としたことなどが考えられる。

以上から、がいし間の臨界通絡電圧によるがいし被害の推定手法は、有効と考えられるが、十分とは言えないことから、他の方策も必要である。

表 6-11 推定基準 1（臨界通絡電圧）

No.	碍子間電圧 [kV]	臨界通絡電圧推定に 必要な事故様相			基準となる 臨界通絡電圧[kV]	推定 基準 1 ※ 3
		耐張 懸垂	雷撃 極性	電力線 鉄塔		
1	※ 1	耐張	不明	電力線	※ 1	○
2	※ 1	耐張	不明	電力線	※ 1	○
3	-2,915	耐張	負	電力線	-4,998	
4	2,200	耐張	正	電力線	3,400	
5	-1,839	耐張	負	電力線	-4,998	
6	-1,296	耐張	負	電力線	-4,998	
7	-2,437	耐張	負	電力線	-4,998	
8	-3,050	耐張	負	電力線	-4,998	
9	-1,146	耐張	負	電力線	-4,998	
10	-2,611	耐張	負	電力線	-4,998	
11	-2,699	耐張	負	電力線	-4,998	
12	-2,804	耐張	負	電力線	-4,998	
13	-2,144	耐張	負	電力線	-4,998	
14	-5,306	懸垂	負	電力線	※ 2	○
15	-3,149	耐張	負	電力線	-4,998	
16	※ 1	耐張	不明	電力線	※ 1	○
17	-3,360	耐張	負	電力線	-4,998	
18	-1,961	耐張	負	電力線	-4,998	
19	-1,836	耐張	負	電力線	-4,998	
20	-2,283	耐張	負	電力線	-4,998	
21	-7,048	懸垂	負	電力線	※ 2	○
22	※ 1	耐張	不明	電力線	※ 1	○
23	-3,706	耐張	負	電力線	-4,998	
24	-1,730	懸垂	負	電力線	※ 2	○
25	※ 1	耐張	不明	電力線	※ 1	○
26	-1,978	耐張	負	電力線	-4,998	
27	※ 1	懸垂	不明	電力線	※ 1	○
28	-2,159	耐張	負	電力線	-4,998	
29	-4,671	耐張	負	電力線	-4,998	
30	3,655	懸垂	正	鉄塔(地線)	※ 2	○
31	-2,913	耐張	負	電力線	-4,998	
32	※ 1	耐張	不明	電力線	※ 1	○

（注意）

※ 1：IMPACT データが無いことから，計算および推定不能。

※ 2：懸垂装置のため基準データ無し。

※ 3：碍子間電圧が基準となる臨界通絡電圧を越えた場合は，被害有りと推定し，○とした。また，懸垂装置は，基準となる臨界通絡電圧が無い場合，被害有りと推定し，○とした。

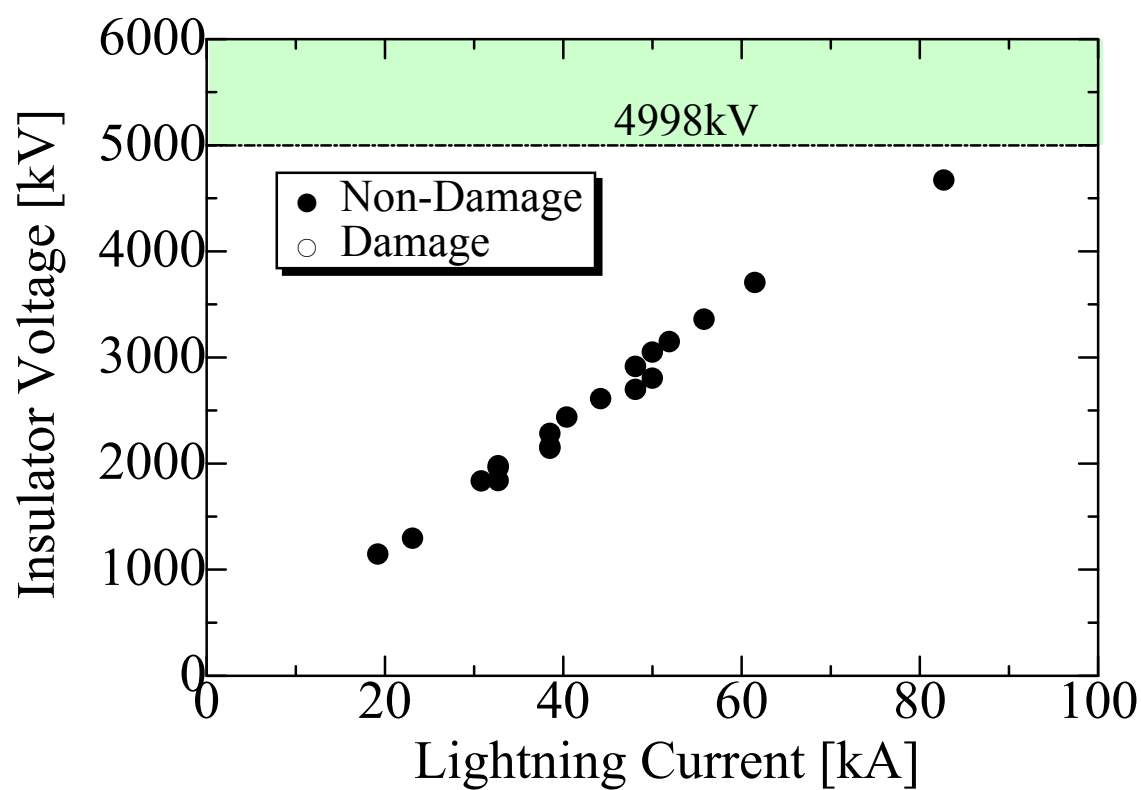


図 6-18 雷撃電流波高値とがいし間電圧の関係

<6.4.4.2>アーク電流とアーク継続時間の関係による推定（推定基準2）

UHV 架空送電線に主に適用され、42t および 54t の耐アークがいしの耐アーク特性[13]を図 6-19 に示す。ここで、笠欠け曲線よりも外側（アーク時間やアーク電流が大きい側）ががいし被害有りの領域である。なお、この特性は笠欠けを対象にしており、がいしを沿面放電し、笠欠けしなかった事例は含まれていない。

雷事故の大部分は、アークホーン間のフラッシュオーバーだが、がいし沿面を放電する場合もまれにある。ただし、雷撃電流ががいしの沿面を放電してもがいしが必ずしも被害を受けないことから、がいしの破損は雷撃によりがいし間のフラッシュオーバーが発生し、その後にがいし沿面に続流が流れることによるエネルギーが原因と考えた。そこで、アーク電流とアーク継続時間からがいしの笠欠けの有無を推定した。がいし破損の境界値を決め、境界値を超過する場合には、欠け、割れ、ヒビなどのがいし損傷を招く可能性があると判断する。なお、UHV 架空送電線で主に使用する 42 t または 54 t の懸垂がいしのがいし素地は 66 kV とは異なり、耐アークの素地しかない。この境界値は、文献[13]のがいし笠欠け曲線によって定めた。なお、アーク電流値は事故電流とし、アーク継続時間は、事故継続時間（Ft）を適用した。

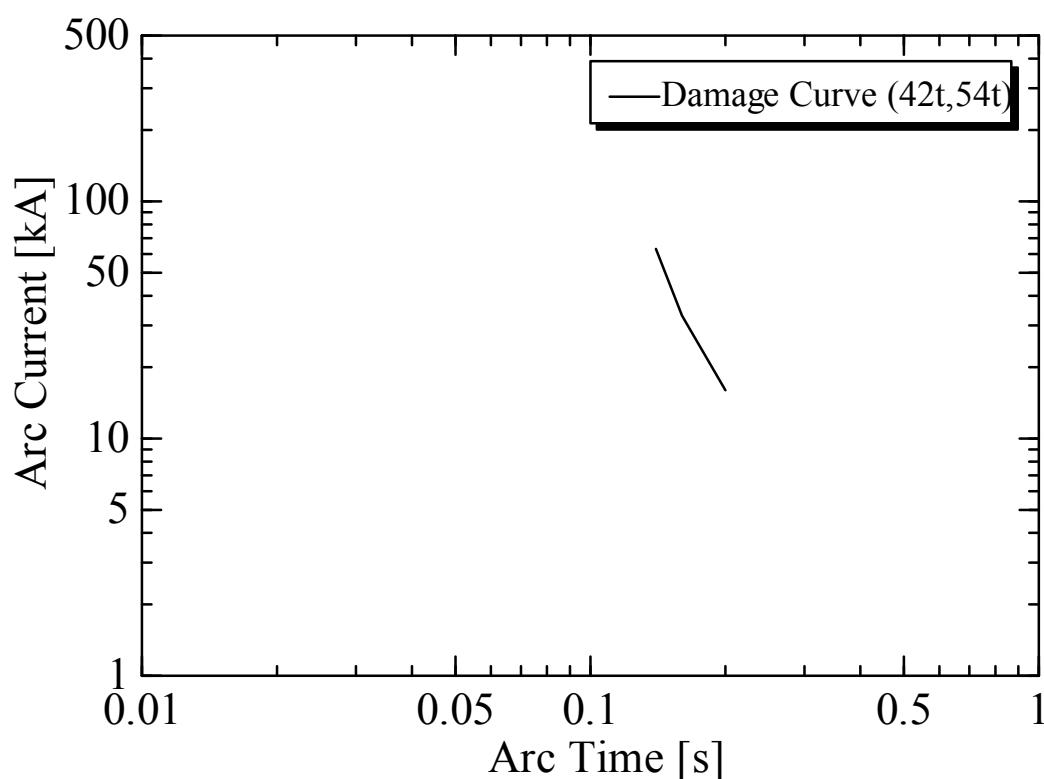


図 6-19 笠欠け境界曲線と設備被害有無の分布(耐アーク) [13]

検討データは、前述の 14 年間（平成 6 年～19 年）の雷事故 32 件を用いた。図 6-20 にがいし笠欠け境界曲線と雷事故データをプロットしたものを示す。雷事故の 32 件は、いずれも $0.04\text{ s} \sim 0.06\text{ s}$ の間にあり、アーク電流も 50 kA 以下であり、被害なしの範囲内であった。また、懸垂装置、耐張装置ともに同様の結果であった。なお、曲線の範囲外は、設備被害があると推定した。

実際の雷事故においてがいしに被害があったのは、1 件もなかったことから、この判断基準は有効であると推定される。

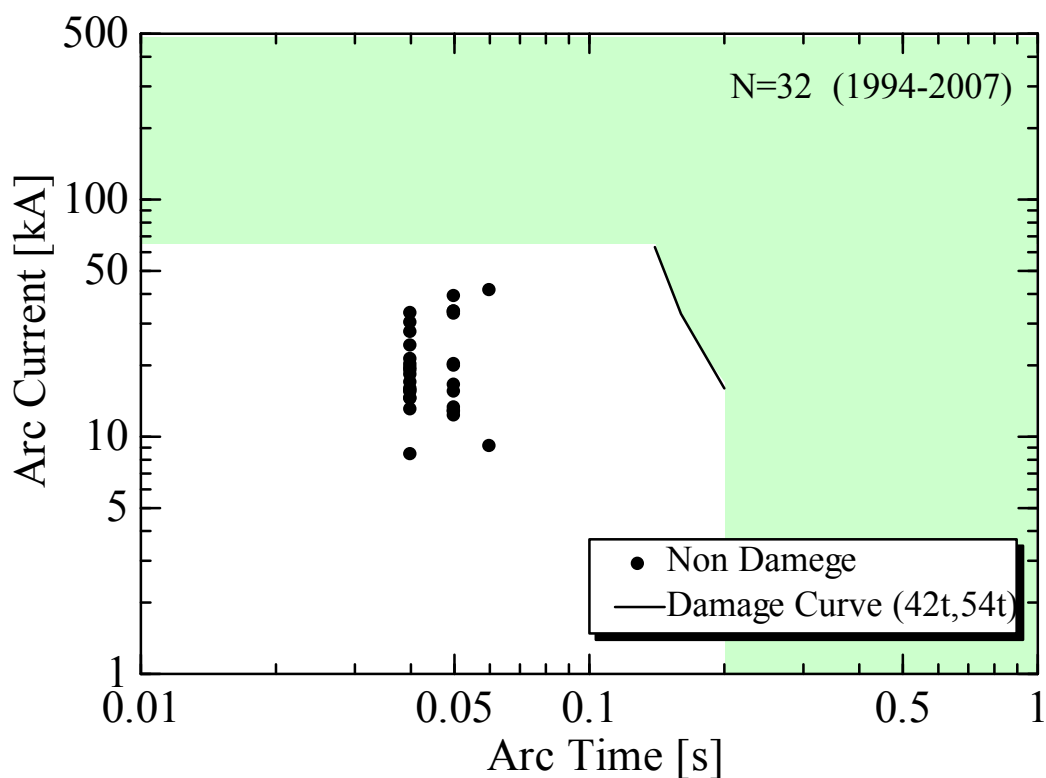


図 6-20 笠欠け境界曲線と設備被害有無の分布(耐アーク)

<6.4.4.3>事故様相（推定基準3）

66kV 送電線と同様に、1 回線あたり 3 線地絡以上の場合には、雷撃電流が大きいと推定されることから、がいし被害有りとした。

その結果、基準は、3LG 以上だが、N=32 件のデータの内訳は、2LG が 1 件、その他はすべて 1LG であり、対象となるケースは無かった。

<6.4.4.4>鉄塔接地抵抗（推定基準4）

66 kV 送電線と同様に 10 Ω 以上の鉄塔については、がいし被害ありと推定した。

その結果、基準は、接地抵抗 10 Ω 以上であるが、N=32 のうち、10 Ω 以上は 3 件（11.0 Ω 、16.2 Ω 、13.0 Ω ）あるが、いずれも設備被害はなかった。

<6.4.4.5>落雷の極性（推定基準5）

66kV 送電線と同様に正極性の落雷は、電荷量が多い場合があることから、がいし被害ありと推定した。

その結果、N=32 のうち、2 件が正極性の雷撃であった。1 件は、+19 kA であるが設備被害は無かった。もう 1 件は、+265 kA であり、がいしに被害は無かったものの、架空地線に素線切れがあり、設備被害となった。従って、雷撃電流が正極性の場合に被害有りとして推定でき、推定基準が有効であった。

<6.4.4.6>雷撃被害推定フローチャート

雷撃被害推定フローチャートを図 6-21 に示す。基準を超えた場合に被害有りと判定し、巡視を実施する。なお、UHV 送電線の懸垂装置については、臨界通絡電圧の試験データが無い場合、安全側に被害有りとした。

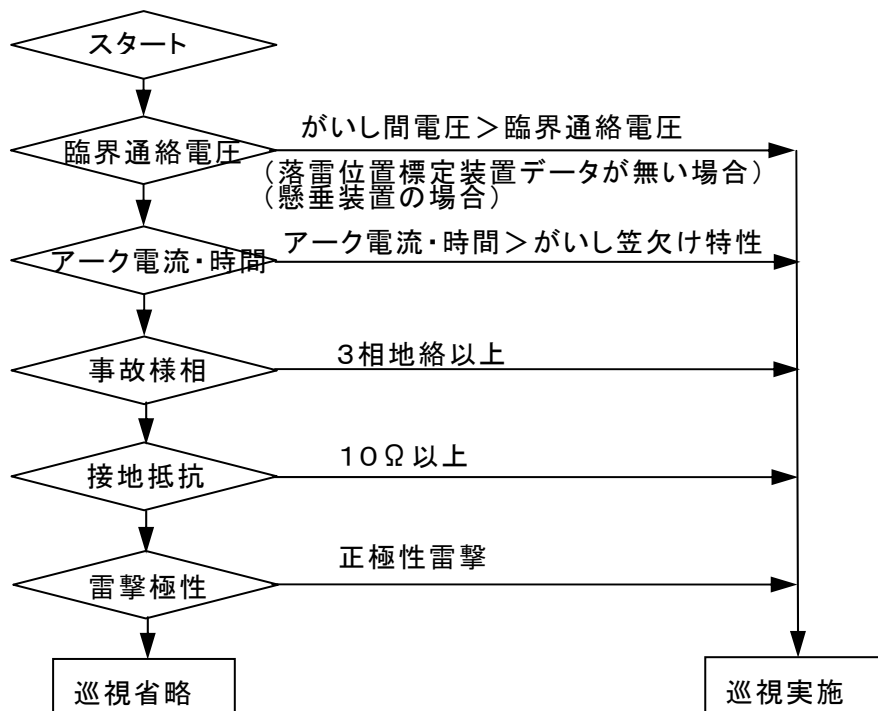


図 6-21 雷撃被害フローチャート

<6.4.5> 検証結果

がいし破損推定基準である 5 項目に対する設備被害有無推定結果を表 6-12 に示す。5 つの推定基準のうち 1 つでも該当すれば被害有りと推定した。表 6-13 に 32 件の推定結果を示す。実際の設備被害回数は架空地線に 1 回、がいしは 0 回であったが、推定基準による設備全体の被害の見逃しはなかった。また、この推定基準で設備被害無しと推定したケースは 56%となり、残りの 44%については、被害ありと推定したことから、雷事故巡視は 56%削減できることが分かった。

設備被害のあった架空地線のケースを被害ありと推定したのは、推定基準 1 の臨界通絡電圧および推定基準 5 の雷撃が正極性のケースであった。被害の実態は、正極性の大電流雷撃で架空地線に被害があったことから、被害の推定には有効な推定基準であることが分かった。

以上の検討結果から、今回作成した設備被害推定基準は UHV 架空送電線にも適用可能であることが分かった。

表 6-12 設備被害有無推定結果

No.	推定基準					被害推定	実際の被害状況	備考
	<1> 臨界 通絡電圧	<2> アーク 電流・時間	<3> 事故様相	<4> 接地抵抗	<5> 落雷極性			
1	○					被害あり	なし	
2	○					被害あり	なし	
3						なし	なし	◎
4				○	○	被害あり	なし	
5						なし	なし	◎
6						なし	なし	◎
7						なし	なし	◎
8						なし	なし	◎
9						なし	なし	◎
10				○		被害あり	なし	
11						なし	なし	◎
12						なし	なし	◎
13						なし	なし	◎
14	○					被害あり	なし	
15						なし	なし	◎
16	○					被害あり	なし	
17						なし	なし	◎
18						なし	なし	◎
19						なし	なし	◎
20				○		被害あり	なし	
21	○					被害あり	なし	
22	○					被害あり	なし	
23						なし	なし	◎
24	○					被害あり	なし	
25	○					被害あり	なし	
26						なし	なし	◎
27	○					被害あり	なし	
28						なし	なし	◎
29						なし	なし	◎
30	○				○	被害あり	地線に被害	
31						なし	なし	◎
32	○					被害あり	なし	
計	11	0	0	3	2	14	1	18

(注) 備考に◎としたのは、被害推定および実際の被害ともに「なし」のケース

表 6-13 過去の雷事故での設備被害有無推定結果

データ数	巡視		省略率	設備被害	見逃し
	実施 (被害ありと推定)	省略 (被害なしと推定)			
32	14	18	56%	1	なし

<6.4.6> UHV 架空送電線雷事故被害推定手法のまとめ

66 kV 送電線のがいし被害状況推定手法を UHV 架空送電線に適用した。

主な結果を次に示す。

- (1) 66 kV 送電線で作成したがいし破損推定基準に基づき UHV 架空送電線の雷事故 32 件の設備被害推定手法を適用した結果、32 件の検証中、設備被害回数は架空地線に 1 回あったが、作成した判断基準による被害の見逃しはなかった。
- (2) 臨界通絡電圧と雷事故時の推定がいし間電圧を比較することにより、がいし損傷を推定した結果、臨界通落電圧を超えるケースはなく、被害も無かった。ただし、事故数 32 件中、がいしへの被害は無かったものの、被害有りと推定したのは 11 件と多かった。これは、IMPACT データが無かったこと、懸垂装置の臨界通絡電圧データが無かったこと、沿面放電してもがいしが損傷することは稀であることなどが原因として推定される。なお、がいしの耐アーク性能が良いため、臨界通絡電圧を超えても被害が無い可能性があり、被害推定率の向上にはこの基準の更なる検討が必要である。
- (3) アーク電流とアーク継続時間からがいしの笠欠けの有無を推定した結果、32 件の雷事故について全て「被害無し」と推定し、実際に被害も無かった。
- (4) その他の推定事項として、落雷位置標定装置の推定電流の精度を補完する意味で、1 回線あたり 3 線地絡以上の場合には、がいし被害ありと推定したが、該当するケースは無く、被害も無かった。
- (5) 鉄塔接地抵抗は、10 Ω 以上の基準で推定したところ、32 件中、3 件あったが、被害は無かった。
- (6) 正極性の落雷は 32 件中、2 件あったが、がいしが破損した事例はないが、架空地線の被害は 1 件推定した。
- (7) この検討による雷事故巡視の即時巡視率は 44 % となり、残りの 56 % は至近の普通巡視で確認することにより、業務の平準化が可能であることが分かった。

UHV 架空送電線の設備被害はこれまでの 14 年以上の運用の結果、がいし被害は 0 件、架空地線は軽微な被害が 1 件のみであり、設備被害はほとんどなかった。これはホーン間隔が 5.9 m または 6.3 m と絶縁強度が高いことから雷事故が少なく、なおかつ耐雷性能に優れた耐アークがいし、架空地線によるものが大きいと推定される。以上から UHV 設備は十分な耐雷性能を有していると言える。

6.5 まとめ

雷事故被害の多い 66 kV 送電線の被害の実態を分析し、給電情報、雷情報、設備情報などから、がいしへの設備被害有無推定手法を検討した後、絶縁強度が高く被害の少ない UHV 架空送電線への適用について検討した。その結果、66 kV および UHV 架空送電線において各種情報から雷事故被害を推定できることが分かった。なお、本手法は既に 66kV および 154kV 送電線に適用され、大幅な業務の効率化となっている。

参考文献

- [1] 「架空送電線路の絶縁設計要綱」電気学会技術報告 2 部, 第 220 号, p.13, 昭和 61 年 5 月.
- [2] 「送電用がいし装置」, 電気協同研究, 第 34 巻 第 2 号, p.77, 昭和 53 年 9 月.
- [3] 「碍子の耐アーク性能」, 電気協同研究, 第 17 巻 第 2 号, p.15, 昭和 36 年 10 月.
- [4] 「送電線の耐雷設計ガイド」, 電中研総合報告 T72, 平成 15 年 2 月.
- [5] T.Shioda, T.Narita, E.Zaima and M.Ishii, "Performance Evaluation of LPATS-T at TEPCO", *Proceeding of 25th International Conference on Lightning Protection (ICLP)*, 18-22, pp.170-175, 2000.
- [6] 「直流アークによる架空地線の素線溶断特性」, 電力中央研究所報告 183517, p.4 ,昭和 59 年 2 月.
- [7] 「多心光ファイバ複合架空地線(OPGW)の短絡電流および直流アーク特性」, 電力中央研究所報告 W86511, p.22, 昭和 61 年 10 月.
- [8] K. Berger, R. B. Anderson and H. Kroeninger : "Parameters of Lightning Flashes", *Electra* No.41, pp.23-27, July 1975.
- [9] 送電線耐雷設計ガイドブック 電力中央研究所報告 175031, 昭和 51 年 3 月.
- [10] 「日本海沿岸における冬季雷性状」, 電力中央研究所総合報告 T-10, 1989.
- [11] 「裸線許容電流の計算基準」, 日本電線工業会規格(JCS), 0374, pp.20-22, 2003.
- [12] 電力系統の雷サージ解析体系化のための調査専門委員会 : 「電力システムの過渡現象と EMTP 解析」, 電気学会技術報告, 第 872 号, 平成 14 年 3 月.
- [13] 「UHV 級送電用碍子等の耐アーク性能」, 電力中央研究所報告 78003, 昭和 56 年 9 月.
- [14] J.Takami and S.Okabe : "Characteristics of Direct Lightning Strokes to Phase Conductors of UHV Transmission Lines", *IEEE Trans. Power Del.*, vol.22, No.1, pp.537-546, Jan 2007.
- [15] H.R.Armstrong and E.R.Whitehead : "Field and Analytical Studies of Transmission Line Shielding", *IEEE Transactions on Power Apparatus and System*, PAS-87, No.1, pp.270-281, 1968.
- [16] 「1000kV 送電用光ファイバ複合架空地線(OPGW)の短絡電流および直流アーク試験」, 電力中央研究所報告 W88508, p.30, 昭和 63 年 11 月.
- [17] 「187kV～1,100kV の交流架空送電線の電氣的設計ハンドブック」電力中央研究所総合報告 T02, 昭和 61 年 12 月.
- [18] T. Yamada, A. Mochizuki, J. Sawada, E. Zaima, T. Kawamura, A. Ametani, M. Ishii and S. Kato : "Experimental Evaluation of a UHV Tower Model for Lightning Surge Analysis", *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol.10, No.1, pp.393-402, 1995.
- [19] 成田知巳, 山田剛史, 岡部成光: 「UHV 設計送電線の雷サージ伝搬特性とモデル化」, 電気学会論文誌 B, Vol.121, No.9, pp.1163-1168, 2001.

第7章 結論

本論文は、UHV 架空送電設備の雷撃被害推定に関する研究成果についてまとめたものである。架空送電線は、山間部から市街地にわたる広範な地域に施設されており、常に屋外の自然現象にさらされている。なかでも雷は電力設備にとって最大の脅威であり、供給支障を伴う事故の最も大きな原因となっている。送電線への雷撃により雷事故が発生すると、設備点検のための雷事故巡視を実施しているが、設備被害はほとんど発生していないのが現状である。この雷事故巡視の効率化を目的として、設備情報や落雷情報などを活用して、雷撃による設備被害の推定手法を構築した。

活用したデータは、架空送電設備を構成している鉄塔、がいし、電線および架空地線の種類や耐雷特性などを基本とし、雷撃を遠方から観測しその位置や電流波高値を推定できる落雷位置標定装置を用いて、設備の被害有無を推定した。

まず、設備被害の実態を調査し、架空送電設備の中で、鉄塔や電線は、その耐雷特性から雷撃による被害を受けることは無いことから、検討から除外した。次に、UHV 架空送電設備の中で最も雷撃を受ける架空地線 OPGW500mm²について、雷撃を模擬した直流アーク試験を実施し、耐雷特性を明らかにした。その結果、正極性の雷撃を除き、被害を受けにくいことから、検討から除外した。従って、架空送電設備の中で、雷撃による被害を受ける、がいしに焦点を合わせ、被害推定手法を構築した。

雷事故の際に、がいし付近でフラッシュオーバーすることから、がいし被害を精度良く分析するため、がいし間に発生する過電圧を精度良く解析することが重要である。送電設備の雷サージ解析には、EMTP が用いられているが、UHV 送電線での解析事例は少ない。そこで、南いわき幹線を対象に実雷による雷サージ解析を実施し、がいし間電圧の解析に活用できることを示した。また、送電線および変電所の間に位置する UHV 鉄構についても EMTP で解析し、がいし間電圧が求められることを示した。

次に、がいし間電圧の EMTP 解析に欠かせない遠方から雷撃を推定できる落雷位置標定装置の雷撃電流推定値および位置標定精度の評価について、実際の雷撃と比較することによりパフォーマンス検証を実施し、十分な精度で活用出来ることを示した。特に第一雷撃での電流評価は世界でも例がない。

最後に、過去のがいし被害の分析、EMTP によるがいし間電圧の解析および系統事故情報の分析により、設備被害を見逃すことがない雷撃被害推定手法を構築した。

架空送電設備への雷撃による雷事故が発生した場合には、国内の電力会社は設備の健全性確認のため、雷事故巡視を実施している。今回の研究で得られた被害推定手法は、東京電力における雷事故巡視に既に適用され、大幅な合理化に結びついている。

以下、得られた結果について述べる。

(1) UHV 送電用架空地線 OPGW500mm² の雷撃溶損特性評価 (第2章)

UHV 送電用架空地線 OPGW500mm² の耐雷性能を評価するため、実験室での直流アーク試験を実施し、損傷の予測をするとともに機械的強度を評価した。また、実雷撃事例を示し、電荷量を推定した。

主な結果を次に示す。

- ① 直流アーク試験を実施した結果、通過電荷量と OPGW500mm² の素線溶損量との関係は、73 クーロン/g となった。また、素線 1 本を溶断させるのに必要な通過電荷量の下限値は、375 クーロンであることを示した。
- ② 設計で想定する最大放電電荷量を IEC 62305-4 における正極性雷放電の 5% 値である 350 クーロンとし、雷撃の全エネルギーが溶断のために使われたと仮定すると、素線溶断は最大 1 本程度と推定された。
- ③ アークによる電線強度の低下を評価した結果、350 クーロンでも安全率 2.5 を十分に確保できた。
- ④ UHV 架空送電線で初めての 1L, 2L 同時逆フラッシュオーバー事故により架空地線である OPGW500 mm² の素線が溶損し、その重量は 1L, 2L それぞれ 0.9 g, 1.7 g であった。直流アーク試験の 73 クーロン/g を実雷撃の溶損量に適用すると 1L, 2L それぞれ 66 クーロン, 124 クーロンと推定された。350 クーロンは超えてない可能性が高いが、4 本の素線が損傷した。
- ⑤ 通過電荷量 900C でも OPGW500 mm² に挿入されている光ファイバには全く影響を与えず、正常に通信できる状態であった。

以上から OPGW500 mm² は、雷撃に対して十分な溶損性能を有していると判断できる。負極性雷撃の 5% 値である 40C に対しては、雷撃によって架空地線 OPGW500 mm², OPGW60 mm² および OPGW120 mm² の設備被害が発生することはないため、本論文における雷撃による被害推定手法の検討の対象外とする。

なお、正極性の雷撃については、素線切れや断線リスクが有ることから、第 6 章の被害推定において推定条件に加えることとする。

(2) がいし間電圧の評価 (その 1) (第3章)

～UHV2 回線雷事故解析事例～

UHV 架空送電線である南いわき幹線において初めて発生した雷撃が原因と推定される 1L, 2L 同時逆フラッシュオーバー事故を EMTP により解析し、1L および 2L の架空地線 2 箇所波高値 265kA, 波頭長 2.5μs 程度の雷撃が同時にあり、事故が発生したことを推定した。

主な結果を次に示す。

- ① UHV 架空送電線で初めての 1L, 2L 同時逆フラッシュオーバー事故により架空地線である OPGW500 mm² が損傷した。

- ② オシロ波形が観測され、1L, 2L の中相がほぼ同時にフラッシュオーバーしており、位相が 270 度付近で正極性雷撃が侵入したと推定された。
- ③ JLDN では、正極性の 265 kA 程度の電流波高値が推定された。
- ④ 184 m 離れた 2 箇所へ同時に全く独立した雷放電路が存在したとは考えにくいこと、JLDN の標定結果が 1 データしか無いことから、雷放電路上部は一つで、雷放電路下部が分岐して、1L, 2L の架空地線の 2 箇所に同時に雷撃があり、2 相の逆フラッシュオーバー事故が発生したと推定される。なお、JLDN データ及び EMTP 解析から、その雷撃電流値の総和は波高値 265 kA, 波頭長 2.5 μ s 程度と推定するのが妥当である。

以上から UHV 送電線の 2 回線雷事故について、がいし間電圧を EMTP 解析することにより再現が可能であることを示した。

(3) がいし間電圧の評価 (その 2) (第 4 章)

～UHV 鉄構縮小モデルの雷サージ特性と EMTP モデル化～

変電所の絶縁設計を適切に行うため、UHV 鉄構の雷サージ特性を測定し、EMTP モデルを構築した。1/10 に縮小した UHV 鉄構モデルを製作し、塔頂に雷インパルス電圧を印加することにより、鉄構の電力線中央位置電圧、電力線 2L 位置電圧および地線 2L 位置電圧を測定し、鉄構の応答特性を求めた。その結果、UHV 鉄構の雷サージ特性を測定するとともに EMTP モデルを提案し、数値解析手法でも妥当性を示した。

主な結果を次に示す。

- ① 電圧印加角度を 0 度から 90 度まで変化させたところ、電力線 2L 位置電圧は大きくなった。これは、印加線と鉄構の結合によるものであり、従来の結果とほぼ一致した。
- ② 波頭長 20 ns および 100 ns の印加波形で鉄構の各点の電圧を測定したところ、波頭長 20 ns の場合、電力線中央位置電圧波形は、左右の脚からの反射によりピークが 2 つ現れているが、波頭長 100 ns の電力線中央電圧位置波形は、ピークが 1 つになった。
- ③ 数値電磁界解析手法 (モーメント法) を用いることにより、波頭長 20 ns, 100 ns とともに鉄構の応答特性をほぼ再現することができた。
- ④ EMTP を用いて解析したところ、従来の 2 段モデルでは、波高値および波形を再現することは出来なかった。
- ⑤ 波形を再現するため、従来の 2 段モデルに水平方向の分布定数を加えたモデルを構築した。パラメータ解析を実施し、実測波形を再現できる組み合わせは、 $Z_1=220 \Omega$, $Z_2=220 \Omega$, $Z_3=140 \Omega$ となった。
- ⑥ 鉄構モデルに従来の 2 段モデルの最大値は 2,635 kV であるが、今回改良したモデルを用いて計算すると最大値は 2,446 kV と従来モデルよりも小さくなる。従って、より精緻な計算を実施するのであれば改良モデルを用いることが望ましいが、従来モデルの方が設計面で厳しめに計算が可能であった。

以上から UHV 鉄構のがいし間電圧を EMTP 解析することが可能であることを示した。

（４）落雷位置標定装置（LPATS-T）のパフォーマンス評価（第５章）

500 kV 送電鉄塔への雷撃電流直接観測結果との比較により、電磁波による雷放電位置標定装置 LPATS-T の位置標定精度や雷撃電流値推定精度などのパフォーマンス評価を実施した。比較した雷撃はすべて負極性第一雷撃であった。

主な結果を次に示す。

- ① 位置標定誤差は、40 例の比較結果から、平均約 600 m であった。多地点の電磁波受信局の時刻同期に GPS を使用する TOA 方式の雷放電位置標定システムとしては平均的な数値である。
- ② 受信電界強度から推定した電流ピーク値は、ばらつきが大きいものの、40 kA を超える大電流領域では、電界ピークと電流ピークの間にほぼ線形性が保たれていることがわかった。この電流領域で線形性が確認されたのは世界最初である。負極性第一雷撃電流について、この線形性が確認されたのも、同じく世界最初である。電磁界からの電流推定値と電流実測値の間には 20% ほどの差があったが、これは先行研究におけるばらつきの範囲内である。電磁界からの電流推定式は、比較的小電流の負極性後続帰還雷撃の観測結果では検証されているが、それを大電流領域の負極性第一雷撃に適用することは不合理ではない。
- ③ 電界波形の波頭部分は、電流波形の立ち上がり部分とほぼ相似であった。帰還雷撃の伝送線路モデルが成立している場合、電流波形と電界波形は相似になる。これまで後続雷撃の波頭部分では、それが成立していることが検証されているが、ステップトリガーが先行する負極性第一雷撃の立ち上がり部分においても、伝送線路モデルが成立していると考えられる。

以上の結果から、LPATS-T の位置標定精度が平均 600m であること、送電線の平均径間長が 300m 程度であることから、鉄塔 1 基または 2 基に限定できる。また、20% 程度の電流推定精度が期待できることから、事故の有無の推定が可能である。従って、LPATS-T のデータは、送電線への雷撃位置を遠方から標定し、がいし間電圧を解析できる精度を有していることが分かった。

（５）UHV 架空送電線雷事故被害の推定手法（第６章）

送電線へ雷撃すると、設備には十分な対策がされているものの、まれに設備被害が発生する場合がある。万が一設備被害が発生した場合には、社会への影響が大きいため、雷事故時には、即時に事故巡視を実施しているのが現状である。そこで、雷事故時の設備被害状況を分析するとともに、給電情報、雷情報、設備情報などから、設備被害有無推定手法を開発した。まず、雷事故の多い 66kV 送電線において検証し、次に UHV 架空送電線に適用した。

主な結果を次に示す。

- ① 臨界通絡電圧、アーク電流とアーク継続時間、雷撃の極性などの新たな推定基準を提案した。
- ② 今回作成したがいし破損推定基準に基づき、事故巡視要否を推定した結果、178 件の検証中、設備被害回数は 11 回であったが、作成した推定基準によるがいし被害の見逃し

はなかった。

- ③ この検討による 66kV 送電線の雷事故巡視の即時巡視率は 65%となり、残りの 35%は至近の普通巡視で確認することにより、業務の平準化が可能であることが分かった。
- ④ UHV 架空送電線の雷事故 32 件の設備被害推定手法を適用した結果、32 件の検証中、設備被害回数は架空地線に 1 回あったが、作成した推定基準による被害の見逃しはなかった。
- ⑤ この検討による UHV 送電線の雷事故巡視の即時巡視率は 44%となり、残りの 56%は至近の普通巡視で確認することにより、業務の平準化が可能であることが分かった。

以上から、今回提案した送電設備被害推定手法が有効であることが明らかとなり、実際の巡視に適用することが可能となった。

本論文では雷撃による UHV 架空送電設備の被害推定手法を構築した。この手法により、これまで 100%実施していた雷事故巡視を大幅に効率化することが出来た。今後は、さらなる分析により被害推定手法の精度向上が望まれる。本研究の成果が、今後の電力系統の耐雷評価の一助となることを期待する。

謝辞

本研究論文の執筆・審査にあたり主査として懇切丁寧な御指導，御鞭撻を賜りました東京大学大学院工学系研究科教授日高邦彦博士に深く御礼申し上げます。また，同大学の石井勝名誉教授には長年に亘り多くの有益な御指導，御助言を頂くとともに，本論文を取り纏める機会を与えて頂きました。さらに，大崎博之教授，古関隆章教授，熊田亜紀子准教授，ならびに電力中央研究所の新藤孝敏博士には，様々な観点から幅広い視野での細部にわたる貴重なご助言を賜りました。ここに深謝の意を表します。

本研究は，東京電力株式会社の技術開発センターおよび工務部の研究として行われたもので，研究の遂行および論文の作成にあたり，種々ご高配を賜りました技術統括部技術開発センターの望月東所長，岡部成光博士，高見潤博士，工務部の熊谷努部長には，終始有益なご指導・ご鞭撻を頂きました。ここに感謝の意を表します。

また，技術開発センターに在籍された技術統括部の財満英一博士，山田剛史博士，荻窪支社の吹山直樹氏，福島本部の塩田徹氏，神奈川支店の谷口栄博士には本研究を遂行するにあたり有益な御指導・御助言・御協力を頂きました。ここに深く感謝します。

さらに，工務部送電技術担当の菊池武彦氏，磯崎正則氏，太田浩氏ならびに栃木支店の山口節夫氏には終始にわたり実務的なご指導とご鞭撻を頂きました。ここに深謝の意を表します。

一方，雷サージ解析において有益な御指導・ご助言を頂きました同志社大学の雨谷昭弘教授，東洋大学の加藤正平教授，電力中央研究所の本山英器博士，野田琢博士には心より感謝申し上げます。

最後に現職場の猪苗代電力所長の土堂広一氏には，日常業務の輻輳する中，論文執筆についてのご配慮と多大なるご支援を賜りました。

上記以外にも多くの方々にご協力頂きました。関係者の皆さまに心より感謝致します。

著者の主要発表論文

【学会誌論文】

- [1] 成田知己, 太田浩, 財満英一, 石井勝, 「UHV 鉄構縮小モデルの雷サージ特性と EMTP モデル化」, 電気学会論文誌 B, Vol.133, No.9, pp.716-722, 2013.
- [2] 成田知己, 塩田徹, 財満英一, 石井勝, 「落雷位置標定装置(LPATS-T)のパフォーマンス評価」, 電気学会論文誌 B, Vol.134, No.5, 2014. (掲載決定)
- [3] 成田知己, 山口節夫, 「66kV 送電線雷事故巡視の効率化検討」, 電気学会論文誌 B, Vol.127, No.5, pp.659-665, 2007.
- [4] 成田知己, 太田浩, 財満英一, 石井勝, 「雷による UHV 送電線 2 回線事故の事例解析」, 電気学会論文誌 B, Vol.133, No.8, pp.685-689, 2013.
- [5] T. Narita, H. Ota, E.Zaima and M. Ishii, "Efficiency Evaluation of Lightning Fault Inspection in UHV Transmission Lines", *WILEY European Transactions on Electric Power*, 投稿中

【国際会議論文】

- [6] T.Shioda, T.Narita, E.Zaima and M.Ishii, "Performance Evaluation of LPATS-T at TEPCO", *Proceeding of 25th International Conference on Lightning Protection (ICLP)*, 18-22, pp.170-175, 2000.

【関連する発表論文】

(IEEE 論文誌)

- [7] T. Narita, T. Yamada, A. Mochizuki, E.Zaima and M. Ishii, "Observation of Current Waveshapes of Lightning Strokes on Transmission Towers", *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol.15, No.1, pp.429-435, 2000.
- [8] T. Yamada, T. Narita, T. Shioda, S. Okabe and E. Zaima, "Observation and Analysis of Lightning Surges at Substations Connected with UHV Designed Transmission Lines", *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol.15, No.2, pp.675-683, 2000.
- [9] P.Chowdhuri, J.G.Anderson, W.A.Chisholm, T.E.Field, M.Ishii, J.A.Marines, M.B.Marz, J.McDaniel, T.R.McDermott, A.M.Mousa, T.Narita, D.K.Nichols and T.A.Short, "Parameters of Lightning Strokes", *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol.20, No.1, pp.346-358, 2005.

(電気学会 論文誌)

- [10] 加藤正平, 前崎恒司, 成田知己, 山田剛史, 財満英一, 里周二, 「直交導体間のサージ誘導特性と静電容量」, 電気学会論文誌 A, Vol.118-A, No.5, pp.553-558, 1998.
- [11] 山田剛史, 成田知己, 塩田徹, 岡部成光, 財満英一, 「UHV 設計送電線における電力線直撃雷の観測」, 電気学会論文誌 B (研究開発レター), Vol.119-B, No.5, pp.663-634, 1999.
- [12] 成田知己, 塩田徹, 山田剛史, 岡部成光, 「UHV 設計送電線への雷撃現象の観測」, 電気学会論文誌 B, Vol.121, No.8, pp.1052-1058, 2001.
- [13] 加藤正平, 滝波力, 成田知己, 財満英一, 「反復法による二重指数関数インパルス波の決定」, 電気学会論文誌 A, Vol.121-A, No.2, pp.116-121, 2001.
- [14] 成田知己, 山田剛史, 岡部成光, 「UHV 設計送電線の雷サージ伝搬特性とモデル化」, 電気学会論文誌 B, Vol.121, No.9, pp.1163-1168, 2001.
- [15] 成田知己, 岡部成光, 「UHV 設計送電線のコロナ放電を伴う雷サージ伝搬特性」, 電気学会論文誌 B, Vol.122, No.2, pp.307-313, 2002.
- [16] 高見潤, 成田知己, 岡部成光, 「UHV 設計送電線における電力線直撃雷様相」, 電気学会論文誌 B, Vol.122, No.3, pp.436-441, 2002.
- [17] 高見潤, 成田知己, 岡部成光, 「変電所に生じる電力線直撃雷サージ過電圧の検討」, 電気学会論文誌 B, Vol.122, No.7, pp.856-862, 2002.
- [18] 雨谷昭弘, 安達和利, 成田知己, 「1100kV 送電線におけるサージ波形伝搬特性の検討」, 電気学会論文誌 B, Vol.123, No.4, pp.513-519, 2003.
- [19] 谷口栄, 成田知己, 岡部成光, 財満英一, 「地形の影響を考慮した LPATS-T 標定位置の補正に関する検討」, 電気学会論文誌 B, Vol.123, No.6, pp.786-791, 2003.

(国際会議論文)

- [20] S.Kato, T.Narita, T.Yamada and E.Zaima, "Simulation of Electromagnetic Field in Lightning to Tall Tower", *IEE Conference Publications High Voltage Engineering, 11th International Symposium*, Vol.2, No.467, pp.59-62, 1999.

(電気学会 全国大会)

- [21] 成田知己, 吹山直樹, 望月東, 「カメラ観測によるLPATS標定精度の検証」, 電気学会全国大会, 1301,1994.

- [22] 加藤正平, 望月東, 成田知己, 財満英一, 「数値電磁界解析による鉄塔逆フラッシュオーバーの解析」, 電気学会全国大会, No.7, pp.203-204, 1995.
- [23] 前崎恒司, 加藤正平, 望月東, 財満英一, 成田知己, 「架空地線と引き込み鉄構の変電所侵入雷サージへの影響」, 電気学会全国大会, No.7, 115, 1996.
- [24] 塩田徹, 成田知己, 吹山直樹, 山田剛史, 「雷放電位置標定システム (LPATS) の改良」, 電気学会全国大会, No.7, pp.38-39, 1997.
- [25] 成田知己, 山田剛史, 菊池武彦, 中田正紀, 福田淳治, 「UHV 送電線への雷撃様相観測」, 電気学会全国大会, 397, 1997.
- [26] 加藤正平, 成田知己, 山田剛史, 財満英一, 「数値電磁界解析による放送鉄塔雷撃時の電磁界解析」, 電気学会全国大会, 126, 1997.
- [27] 山田剛史, 塩田徹, 成田知己, 岡部成光, 佐藤重勝, 「UHV設計送電線における雷観測システムについて」, 電気学会全国大会, 1716, 1998.
- [28] 塩田徹, 成田知己, 山田剛史, 岡部成光, 「UHV 送電線直撃雷と開閉所侵入サージの同時観測例」, 電気学会全国大会, 1718, 1998.
- [29] 成田知己, 「154kV 送電線への多重雷解析結果」, 電気学会全国大会, 1659, 1999.
- [30] 加藤正平, 成田知己, 山田剛史, 財満英一, 「フラッシュオーバーモデルを取り入れた数値電磁界解析による雷サージ解析」, 電気学会全国大会, No.7, 145, 1999.
- [31] 平井崇夫, 滝波力, 成田知己, 山田剛史, 「配電設備直撃雷の観測および解析」, 電気学会全国大会, No.7, 3103, 2000.
- [32] 滝波力, 平井崇夫, 成田知己, 山田剛史, 「実規模配電設備を用いた雷サージ波形の測定と解析」, 電気学会全国大会, No.7, 3278, 2000.
- [33] 成田知己, 山田剛史, 岡部成光, 園田敏雄, 「UHV 設計送電線の雷サージ伝搬特性(No.1) ～雷サージ電圧波形の測定結果～」, 電気学会全国大会, 7-110, 2001.
- [34] 宮崎忠臣, 鈴木智幸, 道本光一郎, 岡部成光, 成田知己「レーダエコーと雷撃事故との対応」, 電気学会全国大会, 7-2816, 2001.
- [35] 塩田徹, 成田知己, 山田剛史, 岡部成光, 財満英一「LDAR による雷撃進展様相の観測」, 電気学会全国大会, 7-2820, 2001.

- [36] 成田知己, 岡部成光, 「UHV 設計送電線の雷サージ伝搬特性(No.2) ～雷サージ電圧波形の解析結果～」, 電気学会全国大会, 7-109, 2001.
- [37] 高見潤, 塩田徹, 成田知己, 岡部成光, 「UHV 設計送電線における電力線直撃雷の観測」, 電気学会全国大会, No.7-008, 2001.
- [38] 岡部成光, 成田知己, 「UHV 設計送電線への雷撃現象の観測例」 電気学会全国大会シンポジウム, Vol.1, S3-3, pp.435-438, 2001.
- [39] 谷口栄, 高田徹, 成田知己, 岡部成光, 「大型送電線路の縮小モデルによる雷遮へい効果の検討」 電気学会全国大会, Vol.7, p.32, 2002.
- [40] 成田知己, 岡部成光, 「カメラを用いた雷撃の吸引距離に関する検討」, 電気学会全国大会, 29, 2002.

(電気学会 電力・エネルギー部門大会)

- [41] 成田知己, 山田剛史, 望月東, 水本州彦, 脇島宏朗, 藤岡博文, 「鉄塔雷撃電流波形の観測 (その1) 観測システムの開発」 電気学会電力・エネルギー部門大会, 432, 1995.
- [42] 加藤正平, 望月東, 成田知己, 財満英一, 「数値電磁界解析による変電所侵入雷サージの研究」, 電気学会電力・エネルギー部門大会, No.6, pp.413-414, 1995.
- [43] 前崎恒司, 加藤正平, 成田知己, 山田剛史, 望月東, 里周二, 「交差導体間のサージ誘導特性」, 電気学会電力・エネルギー部門大会, pp.470-471, 1996.
- [44] 成田知己, 山田剛史, 望月東, 水本州彦, 脇島宏朗, 藤岡博文, 「鉄塔雷撃電流波形の観測結果 (平成7年度)」 電気学会電力・エネルギー部門大会, 452, 1996.
- [45] 成田知己, 中田正紀, 山田剛史, 福田淳治, 菊池武彦, 「UHV 送電線への雷撃様相観測」, 電気学会電力・エネルギー部門大会, No.8, pp.588-589, 1997.
- [46] 吹山直樹, 酒井祐之, 山田剛史, 塩田徹, 成田知己, 「耐雷設計データベースの開発」, 電気学会電力・エネルギー部門大会, pp.625-626, 1997.
- [47] 加藤正平, 成田知己, 山田剛史, 財満英一, 「直交導体間のサージ誘導特性」, 電気学会電力・エネルギー部門大会, pp.561-562, 1997.
- [48] 成田知己, 山田剛史, 藤岡博文, 松岡正憲, 「鉄塔雷撃電流波形の耐雷設計パラメータ」 電気学会電力・エネルギー部門大会, 385, 1997.

- [49] 小林直, 加藤正平, 成田知己, 山田剛史, 財満英一, 「高構造物雷撃時の電磁界解析」, 電気学会電力・エネルギー部門大会, No.8, pp.559-560, 1997.
- [50] 加藤正平, 成田知己, 山田剛史, 財満英一, 「UHV 線路における鉄塔直撃雷サージの数値電磁界解析」, 電気学会電力・エネルギー部門大会, No.9, pp.244-245, 1998.
- [51] 成田知己, 山田剛史, 塩田徹, 岡部成光, 「長距離伝搬雷サージ解析における分波現象の検討」, 電気学会電力・エネルギー部門大会, 368, 1998. (論文発表賞)
- [52] 山田剛史, 成田知己, 塩田徹, 岡部成光, 「UHV設計送電線における侵入雷サージの解析」 電気学会電力・エネルギー部門大会, 369, 1998.
- [53] 成田知己, 山田剛史, 藤岡博文, 松岡正憲, 「鉄塔雷撃電流波形の耐雷設計パラメータ(その2)」 電気学会電力・エネルギー部門大会, 565, 1999.
- [54] 高橋章郎, 成田知己, 山田剛史, 「長距離伝搬雷サージ解析のための送電線モデルの検討」 電気学会電力・エネルギー部門大会, 567, 1999.
- [55] 山田剛史, 成田知己, 塩田徹, 高橋章郎, 「UHV 設計送電線における侵入雷サージの解析(その2)」 電気学会電力・エネルギー部門大会, 569, 1999.
- [56] 加藤正平, 成田知己, 山田剛史, 財満英一, 「二重指数関数インパルス波の決定法の考察」, 電気学会電力・エネルギー部門大会, No.10, pp.622-623, 1999.
- [57] 加藤正平, 滝波力, 平井崇夫, 成田知己, 「数値電磁界解析法による配電線誘導雷の解析」, 電気学会電力・エネルギー部門大会, No.11, pp.258-259, 2000.
- [58] 平井崇夫, 滝波力, 成田知己, 「配電設備直撃雷の観測および解析(その2)」, 電気学会電力・エネルギー部門大会, pp.247-248, 2000.
- [59] 長谷川勲, 加藤正平, 滝波力, 平井崇夫, 岡部成光, 成田知己, 「分岐線路のサージ特性」, 電気学会電力・エネルギー部門大会, No.12, pp.255-256, 2001.
- [60] 成田知己, 山田剛史, 岡部成光, 「UHV設計送電線のコロナ放電を伴う雷サージ伝搬特性」 電気学会電力・エネルギー部門大会, 359, 2001.
- [61] 高見潤, 成田知己, 岡部成光, 「直撃雷による変電所侵入雷サージ過電圧の一検討」 電気学会電力・エネルギー部門大会, 360, 2001.

- [62] 加藤正平, 滝波力, 平井崇夫, 成田知己, 岡部成光, 「配電線誘導雷の数値電磁界解析」, 電気学会電力・エネルギー部門大会, pp.279-280, 2001.
- [63] 加藤正平, 滝波力, 平井崇夫, 成田知己, 岡部成光, 「サージ解析のための雷道モデル」, 電気学会電力・エネルギー部門大会, pp.273-274, 2001.
- [64] 谷口栄, 成田知己, 岡部成光, 「吸引距離をパラメータとしたUHV設計送電線路の雷遮へいに関する検討」 電気学会電力・エネルギー部門大会, pp.410-411, 2002.
- [65] 成田知己, 谷口栄, 三塚洋明, 磯崎正則, 「UHV送電用架空地線OPGW500mm²の耐雷性能評価」 電気学会電力・エネルギー部門大会, 465, 2007.

(研究会・その他)

- [66] 加藤正平, 望月東, 成田知己, 財満英一, 「TWTDAを適用した雷サージ解析プログラムの開発とその機能」, 電気学会開閉保護研究会, SP-94, No.45-60, pp.149-158, 1994.
- [67] 前崎恒司, 加藤正平, 望月東, 財満英一, 成田知己, 「数値電磁界解析による変電所侵入雷サージの研究」, 日本シミュレーション学会 計算電気・電子工学シンポジウム, pp.213-216, 1995.
- [68] 前崎恒司, 加藤正平, 望月東, 財満英一, 成田知己, 「変電所侵入雷サージの研究」, 電気学会放電研究会, ED-95, pp.105-114, 1995.
- [69] 加藤正平, 望月東, 成田知己, 財満英一, 「数値電磁界サージ解析法への非線形スイッチの導入と応用」, 日本シミュレーション学会 計算電気・電子工学シンポジウム, No.15, pp.183-186, 1995.
- [70] 加藤正平, 成田知己, 山田剛史, 財満英一, 「高構造物雷撃時の電磁界の解析」, 計算電気・電子工学シンポジウム, No.17, pp.173-176, 1996.
- [71] 前崎恒司, 加藤正平, 成田知己, 山田剛史, 財満英一, 「数値電磁界解析による交差導体間のサージ誘導特性」, 日本シミュレーション学会 計算電気・電子工学シンポジウム, No.17, pp.169-172, 1996.
- [72] T.Yamada, T.Narita, H.Ota, K.Saito, E.Zaima, T.Ohashi and H.Hirako, "Field Experience of Line Arresters in TEPCO", *NGK Rev. Overseas*, pp.58-59, 1997.
- [73] 加藤正平, 成田知己, 山田剛史, 財満英一, 「高構造物雷撃時の電磁界解析」, 電気学会高電圧研究会, HV-97, No.77-93, pp.61-66, 1997.

- [74] 加藤正平, 成田知巳, 山田剛史, 財満英一, 「径間雷撃による雷サージ発生の解析」, 日本シミュレーション学会 計算電気・電子工学シンポジウム, No.18, pp.145-148, 1997.
- [75] 加藤正平, 成田知巳, 山田剛史, 財満英一, 「二重指数関数インパルス波の決定法の考察」, 電気学会放電研究会資料, pp.19-24, 1999.
- [76] 加藤正平, 成田知巳, 山田剛史, 財満英一, 「反復法を使用したインパルス波形決定法」, 日本シミュレーション学会 計算電気・電子工学シンポジウム論文集 pp.191-194, 1999.
- [77] 成田知巳, 平井崇夫, 「最近の雷研究と耐雷対策の現状」 OHM, Vol.87, No.8, pp.45-52, 2000.
- [78] 山吹功一, 長岡直人, 雨谷昭弘, 成田知巳, 山田剛史, 財満英一, 「1100kV送電線における磁界検出型サージ波形非接触測定法のフィールドテスト」, 同志社大学理工学研究報告, Vol.42, No.2, pp.94-99, 2001.
- [79] 成田知巳, 「雷研究と耐雷対策の現状について」, 第55回電力気象全国大会, pp.33-41, 2001.
- [80] 道本光一郎, 花田隆, 鈴木智幸, 宮崎忠臣, 岡部成光, 成田知巳, 平井崇夫, 「関東地方における夏季雷雲下の車両による電界観測」日本気象学会大会, 274, 2001.
- [81] 道本光一郎, 鈴木智幸, 宮崎忠臣, 岡部成光, 成田知巳, 平井崇夫, 「関東地方における夏季雷雲下の車両による電界観測（続報）」, 日本気象学会大会, 245, 2002.

以上