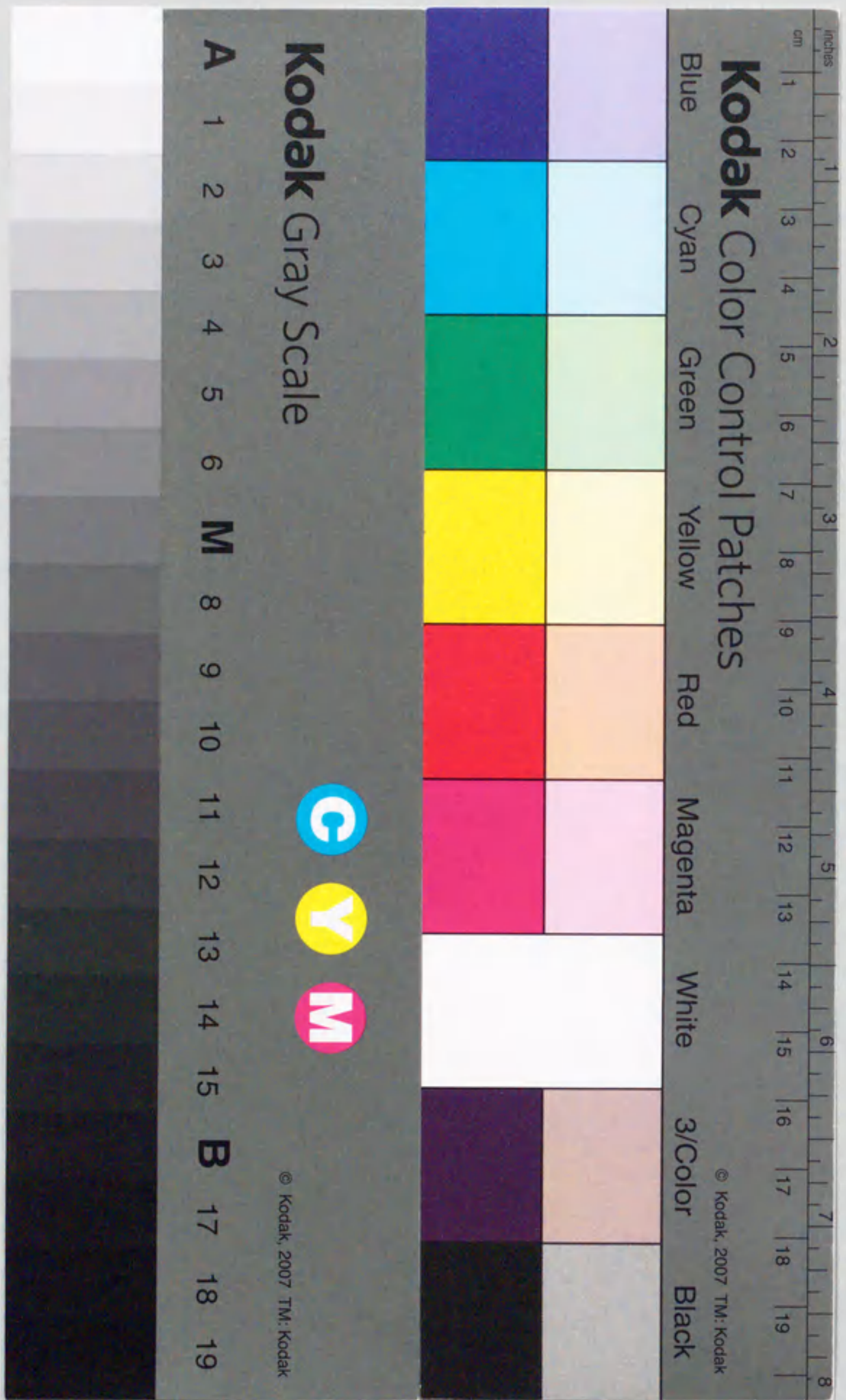


報告番号 第 5406 号

変電所侵入雷サージの実態と 雷サージ解析手法に関する研究

植田 俊明



①

変電所侵入雷サージの実態と
雷サージ解析手法に関する研究

植 田 俊 明

目次

第1章 緒論	1
1.1 まえがき	1
1.2 変電所絶縁協調手法の変遷	2
1.3 耐雷設計の基本となる雷特性	6
1.4 避雷器の基本特性および応用	8
1.5 発変電所での侵入雷サージ測定	11
<1.5.1> 500kV気中絶縁開閉所の事例	12
<1.5.2> 500kVガス絶縁変電所の事例I	12
<1.5.3> 500kVガス絶縁変電所の事例II	14
1.6 EMTPによる雷サージ解析手法の現状	16
<1.6.1> EMTPによる雷サージ解析	16
<1.6.2> フラッシュオーバモデル	16
<1.6.3> 変圧器モデル	18
1.7 本研究の目的および内容	20
<1.7.1> 本研究の目的	20
<1.7.2> 本研究の内容および本論文の構成	21
第1章の文献	24
第2章 77kV変電所侵入雷サージの実測	28
2.1 まえがき	28
2.2 観測装置の仕様と測定方法	29
<2.2.1> 観測箇所	29
<2.2.2> 送電線における測定	29
<2.2.3> 富之保変電所における測定	33
<2.2.4> 福野変電所における測定	37
<2.2.5> 変圧器における測定	37
2.3 波形種類	40

<2.3.1> 測定波形数	40
<2.3.2> 誘導雷	42
<2.3.3> 逆フラッシュオーバ雷	45
2.4 まとめ	50
第2章の文献	51
第3章 変電所侵入雷サージの特徴	54
3.1 まえがき	54
3.2 電圧波高値と波頭長, 波尾長の分布	54
3.3 実フィールドでの避雷器電圧-電流特性	61
3.4 変圧器巻線の電位振動	64
3.5 地絡故障時の電力線位相	66
3.6 変電所等価侵入キャパシタンス	69
3.7 まとめ	72
第3章の文献	73
第4章 フラッシュオーバモデルの検討	74
4.1 まえがき	74
4.2 アークホーンのフラッシュオーバモデル	75
<4.2.1> リーダ進展モデル	75
<4.2.2> 非線形インダクタンスモデル	79
<4.2.3> 非線形素子組合せモデル	81
4.3 送電用避雷装置のフラッシュオーバモデル	84
4.4 実測と解析結果との比較検討	87
4.5 まとめ	93
第4章の文献	94

第5章 侵入雷サージからみた送電用避雷装置の効果	95
5.1 まえがき	95
5.2 送電用避雷装置動作時の測定波形	95
<5.2.1> 雷撃電流が小さい場合	97
<5.2.2> 雷撃電流が大きい場合	97
5.3 誘導電圧を考慮した解析手法	100
<5.3.1> 誘導電圧の考慮	100
<5.3.2> 実測結果との比較	103
5.4 送電用避雷装置による変電所過電圧低減効果	107
<5.4.1> 解析条件	107
<5.4.2> 各種設置方法による相違	109
<5.4.3> 変電所避雷器の影響	111
5.5 まとめ	114
第5章の文献	115
第6章 変圧器移行電圧の測定と解析モデル	116
6.1 まえがき	116
6.2 移行電圧の測定	117
<6.2.1> 測定方法	117
<6.2.2> 測定結果	117
<6.2.3> 結果の考察	117
6.3 解析モデルの検討	121
<6.3.1> 解析モデルの提案	121
<6.3.2> 実測結果と解析結果の比較	124
<6.3.3> 各種巻線配置変圧器への適用	129
6.4 まとめ	133
第6章の文献	135

第7章 周波数特性を考慮した変圧器移行電圧モデル	136
7.1 まえがき	136
7.2 CIGREモデルを基本とした変圧器移行電圧モデル	136
7.3 移行電圧の周波数特性	138
<7.3.1> 周波数特性の測定	138
<7.3.2> インパルスによる移行電圧	142
7.4 周波数特性を考慮した解析モデルの検討	142
<7.4.1> 漏れインダクタンスの周波数特性	142
<7.4.2> 鉄損抵抗の周波数特性	145
<7.4.3> 周波数特性を考慮した解析モデル	149
<7.4.4> 提案モデルの誤差について	150
7.5 まとめ	153
第7章の文献	154
第8章 総括	155
8.1 まえがき	155
8.2 本研究で得られた知見	155
<8.2.1> 77kV変電所侵入雷サージの実測	155
<8.2.2> 変電所侵入雷サージの特徴	156
<8.2.3> フラッシュオーバーモデルの検討	157
<8.2.4> 侵入雷サージからみた送電用避雷装置の効果	157
<8.2.5> 変圧器移行電圧の測定と解析モデル	158
<8.2.6> 周波数特性を考慮した変圧器移行電圧モデル	159
謝辞	161
本研究に関連した研究業績	162

第1章 緒論

1.1 まえがき

近年、情報化社会の到来により、オフィスや家庭にもコンピュータが数多く導入され、インターネットや携帯電話など情報伝達方法の多様化が進められている。また生活の快適さを要求するため、クーラなどの導入が飛躍的に増加し、さらにはオール電化住宅などが出現するなど、それらの電源としての電力への依存性はますます強まっており、その安定供給すなわち適正な経済性の基での供給信頼性向上に対する社会的要請がますます強くなってきている。

電力系統故障の主な原因に雷があるが、近年の雷観測技術の向上と送変電技術開発の進展により故障率は年々低減されている。しかしながら、特に154kV以下の低位系の電圧階級において、雷は依然として電力系統故障の第一原因を占めており⁽¹⁾⁽²⁾、その対策は重要である。一方、変圧器など発変電所機器の雷による障害はその亘長による違いなどから送電線故障に比べて少ないが、ひとたび故障となると停電が長時間に及ぶ可能性がありその影響は大きい。そのため、発変電所機器の耐雷設計思想として、想定雷撃電流以下の雷による故障を極力低減する基本方針が電力中央研究所の発変電所耐雷設計に関する報告書⁽¹⁾⁽³⁾などにまとめられ適用されている。しかしながら、確率的事象を含む自然雷現象に対して無限の対策を行うことは不可能であり、今後は適正な経済性の基での耐雷対策、すなわち絶縁協調の合理化を行うことが必要となってきている。

そこで本論文では発変電所の効果的な耐雷対策を実施するために、実際の発変電所に侵入する雷サージの長期観測や、変圧器移行電圧試験などを通して、それらの特徴を明らかにするとともに、過渡現象解析プログラム(EMTP:Electromagnetic Transients Program)^{(4)~(7)}による雷サージ解析のシミュレーション技術の高度化を行い、変電所絶縁設計技術に反映させることを目的としたものである。

1.2 変電所絶縁協調手法の変遷

絶縁協調とは、図1.1に示すような変電所内の各機器、設備の絶縁の強さに関して技術上、経済上ならびに運用上からみて、最も合理的な状態になるように協調を計ることであり、系統の運転電圧、過電圧と保護装置の特性を基礎に幅広い条件が考慮される。すなわち、変電所の各部に侵入あるいは発生する雷サージや開閉サージ、短時間過電圧などの種々の過電圧を変電所に設置される避雷器などにより適切なレベルに抑制し、一方、これら各種過電圧に対する各機器の絶縁特性を考慮して、変電所内各部の機器の絶縁強度を電圧階級に応じた適切なレベルに選定することである。

具体的に雷サージに対する絶縁協調を例にとると、ある電圧階級の避雷器の保護レベル、機器の試験電圧レベル、機器絶縁強度の実力値は図1.2に示すような関係となっている。すなわち、機器絶縁強度の実力値は、経年劣化などの要素を考慮し、試験電圧値に対してある裕度を有している。裕度は大きければ大きいほど安全であるが、経済性を考慮して適切なレベルとする必要がある。また避雷器の保護レベルを下げる事ができれば、試験電圧を下げる事が可能となり、結果的に機器絶縁強度を低減でき、機器の縮小化や信頼性向上などの合理的設計を行うことができる。

我が国では主に電力中央研究所がとりまとめ役となって、絶縁協調の具体的な手法を検討してきた。下記に主な変遷を示す。

- (1) 変電所の絶縁設計において重要な耐雷設計については、電力中央研究所の耐雷設計基準委員会発変電分科会において昭和31年10月より、発変電所の雷害事故を極力低減するという基本的思想のもと、耐雷設計をいかに行うべきか全国大で研究が進められ、この成果が昭和39年9月に「発変電所耐雷設計基準要項」⁽³⁾としてまとめられた。この基準要項では従来の保護ギャップに代わり、特性の向上した避雷器をベースとした絶縁協調の考え方が提案された。
- (2) その後、ケーブルやガス絶縁開閉装置を採用する発変電所の増加に対応し、これらを採用した発変電所の絶縁協調について上記分科会で検討され、こ

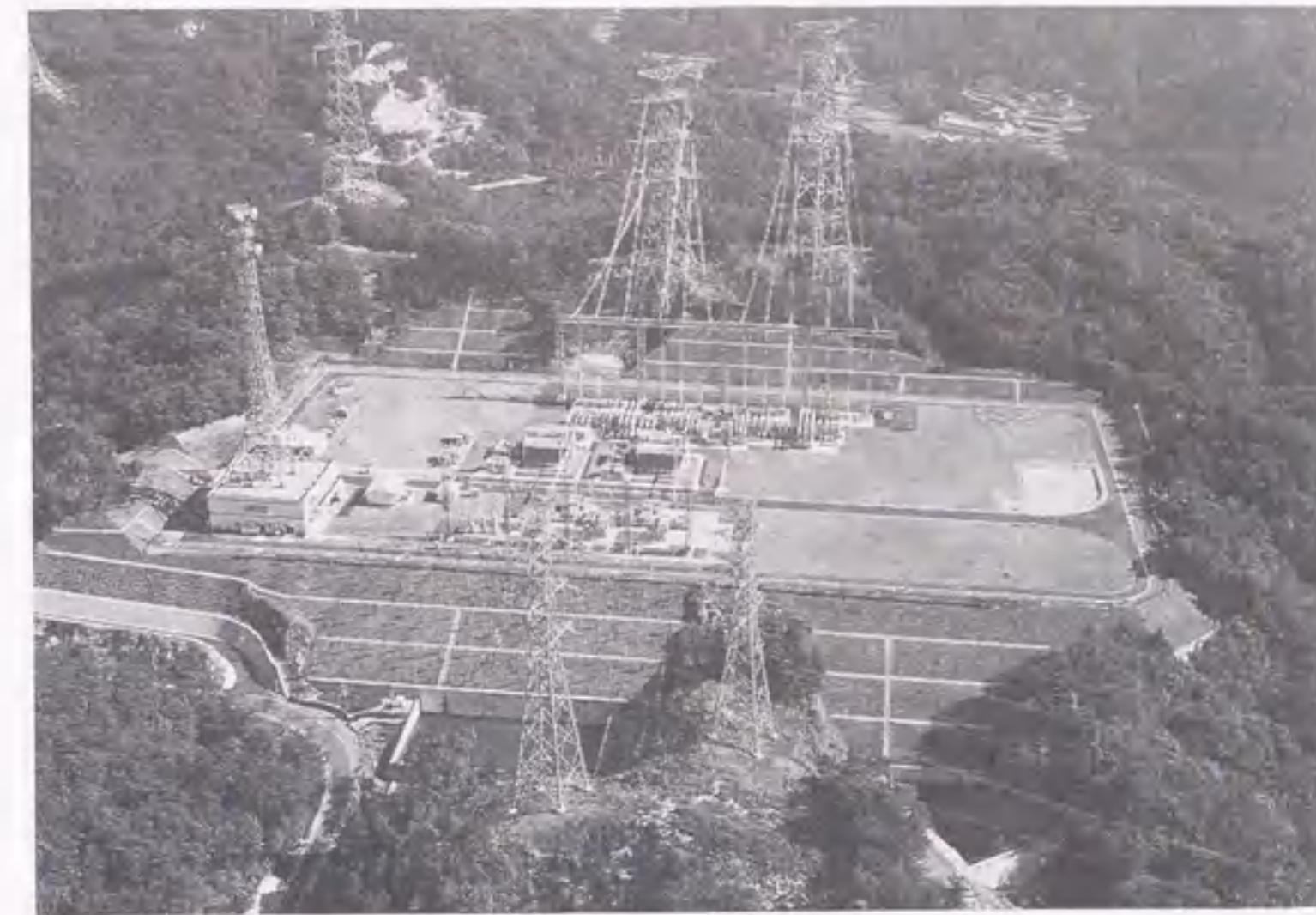


図1.1 変電所の外観（500kVガス絶縁変電所）

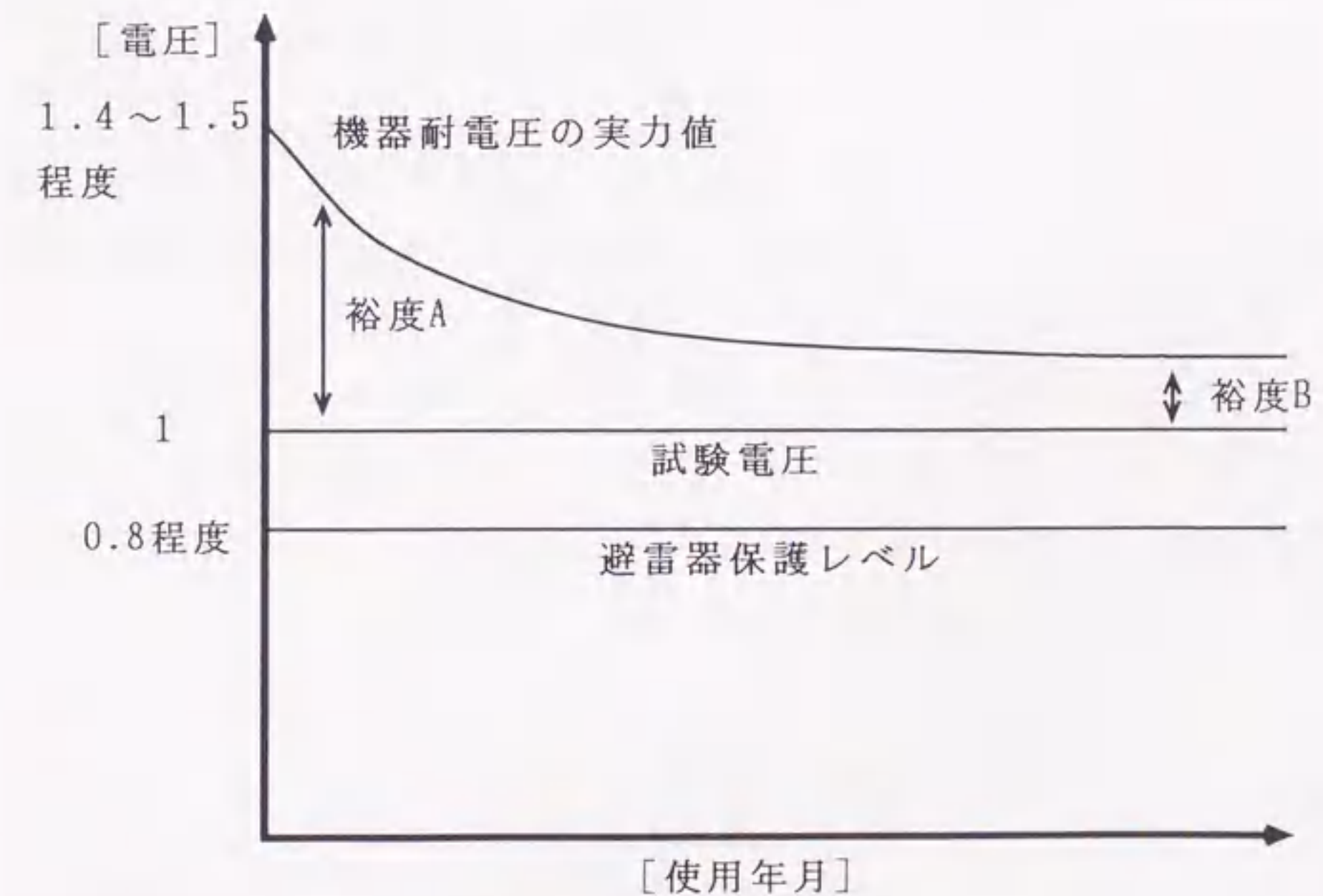


図1.2 絶縁協調の概念

の成果は昭和51年3月に「発変電所耐雷設計ガイドブック」⁽⁸⁾としてとりまとめられた。ここでは、耐雷設計の基準となる想定雷撃電流が電圧階級別に提案され、設備の事故確率をある許容水準以内になるように設計する考え方が導入された。また、初めてデジタル手法による雷サージ解析が実施され、ケーブルやガス絶縁変電所における絶縁協調の基本的考え方が提案された。

(3) 最近では、500kV系統までの酸化亜鉛形避雷器の実用化、EMTPに代表される過電圧解析手法の進歩、各種データの蓄積など、著しい耐雷設計技術上の発展があった。これを受けて、電気学会の調査専門委員会や電気協同研究会⁽⁹⁾において、解析や絶縁の合理化に関する検討が行われた。さらに、昭和61年7月に設置された耐雷技術委員会においても、EMTPを用いた雷過電圧の解析手法が検討され、その結果が「発変電所侵入雷サージの実用的解析手法とその適用」⁽¹⁰⁾として平成3年6月に発表された。この手法は平成元年4月からの試験電圧標準特別委員会における検討にも採用され、これにより絶縁設計の合理化を加味して試験電圧標準JEC-193-1974がJEC-0102-1994へと改訂され、275kV、500kV系統の試験電圧が低減された。一方海外では、IEC TC28でPublication 71(Insulation Co-ordination)の改訂が実施されている。

このような国内外の変化に対応するため、平成3年7月に設置された耐雷設計委員会の発変電分科会において「発変電所および地中送電線の耐雷設計ガイド」⁽¹¹⁾が平成7年12月に発表された。これは、従来の「基準要項」と「ガイドブック」を新たに見直して統合し、さらに解析技術の進歩を考慮して雷過電圧解析とその結果について加筆する方針で編集したものであり、従来記載されていなかった交直変換所の耐雷設計なども言及されている。これら発変電所の耐雷設計に関連する主な事項の変遷を表1.1⁽¹¹⁾に示す。

以上のような変遷を経て雷サージに対する絶縁協調技術は現在に至っているが、その解析手法の裏付けとなる実際の発変電所に侵入する雷サージの実測データは極めて不足しており、今後、変電所絶縁協調を合理化し経済性を追求す

表1.1 発変電所の耐雷設計に関する事項の変遷⁽¹¹⁾

年	1950	1960	1970	1980	1990
最高系統 公称電圧	15kV (AC) 1952	275kV (AC) 1973		500kV (AC) 1979, 1980 1993	
発変電所 絶縁方式		気中絶縁	ガス絶縁機器の実用化 1968	ガス絶縁	
絶縁設計の 主対象とな る雷サージ	遠方の雷撃	近傍の雷撃			第一鉄塔雷撃, 逆フラッシュオーバー
避雷器関係 等	1943 避雷装置専門委員会 研究調査報告書 (避雷器)	1954 JEC-131 (避雷器)	1963 JEC-156………定格電圧を設定 (避雷器) 特別動作試験を設定 (避雷器)	1978 JEC-203 (避雷器)	1984 JEC-217 (酸化亜鉛形避雷器) 1995 JEC-212 (ガス絶縁タンク形避雷器)
関連規格	1944 JEC-106 (雷撃電圧試験 (変圧器雷撃電圧 試験標準規格) 試験標準規格)	1964 JEC-164 (試験電圧標準) JEC-193 (試験電圧標準)	1974 JEC-158-1964………現在の公称電圧と最高電圧を規定 (標準電圧) (JEC-158-1970で公称電圧500kVを追加)	1975 66kV系統に使用 500kV系統に使用 酸化亜鉛形避雷器	1994 JEC-0102 (試験電圧標準) JEC-2300-1994 (交流避雷器) JEC-2200-1995 (ガス絶縁開閉装置)
雷サージの 主要解析手 法	手計算, アナログコンピュータ	サージ計算機	EMTPの導入	デジタル計算機	
耐雷設計委 員会関係 (発変電 所関係)	1956 耐雷防止委員会報告 絶縁協調用保護キャップ取組要項 1954	1964 発変電所耐雷設計基準要項 1969 絶縁協調用保護キャップ取組要項 1963	1976 発変電所耐雷設計ガイドブック 1971 電力設備の耐雷事故実態報告 (電力中央研究所報告)	1991 発変電所侵入雷サージの 実用的解析手法とその適用 1995 発変電所および地中送電 線の耐雷設計ガイド	

るために、変電所侵入雷サージの実測データの蓄積が強く望まれている。さらにこれらの実測データを基とした雷サージ解析手法のより一層の高度化、高精度化も求められている。

1.3 耐雷設計の基本となる雷特性

合理的な絶縁協調に基づく耐雷設計を行う上で必要となる基本的な雷特性について簡単に述べる。雷については古くから研究がなされており、現在までに各種の雷性状が明らかになりつつある^{(11)~(14)}。

日本で観測される雷は大きく分けて2種類ある。一つは夏季の強い日射により地表付近の空気が熱せられて発生する積乱雲により発生する雷(夏季雷)で、日本において発生する雷の大部分がこれに属する。雷雲中では電荷が分離し、上部に+電荷、下部に-電荷が集中し、その結果、夏季雷の極性は90%以上が負極性であり、正極性は10%程度である。もう一つは冬の日本海沿岸で発生する冬季雷と呼ばれるもので、日本海からの強い季節風により発生する雷雲によるものである。冬季雷の特徴は正極性雷撃が多いこと、上向き雷撃が多いこと、放電電荷量が多いことなどである。これは図1.3に示すように、夏季雷に比べ雲底が低いことや季節風により雷雲が傾いていることなどが原因と考えられているが、詳細については現在各所で研究中である。

確率論に基づいた耐雷設計を行うためには、どの程度の電流の雷がどのくらいの頻度で発生するかを知る必要がある。国内外で測定された雷撃電流波高値の累積頻度分布を図1.4⁽¹⁵⁾⁽¹⁶⁾に示す。これらの曲線の差異は少なく、我が国では文献(1)などに示される推奨曲線(平均値 $\mu=26\text{kA}$ 、標準偏差 $\sigma=0.325$)が耐雷設計に用いられている。変電所耐雷設計ではこの曲線を用いて各電圧階級での想定雷撃電流波高値における事故率が推定できる。各電圧階級での想定雷撃電流波高値は、ほぼ第1鉄塔フラッシュオーバー電流程度に設定されており、雷撃電流波形については、過去の観測事例から過酷側の波形として波頭長 $1\mu\text{s}$ 、半波尾長 $70\mu\text{s}$ のランプ波($1/70\mu\text{s}$)が選定されている。

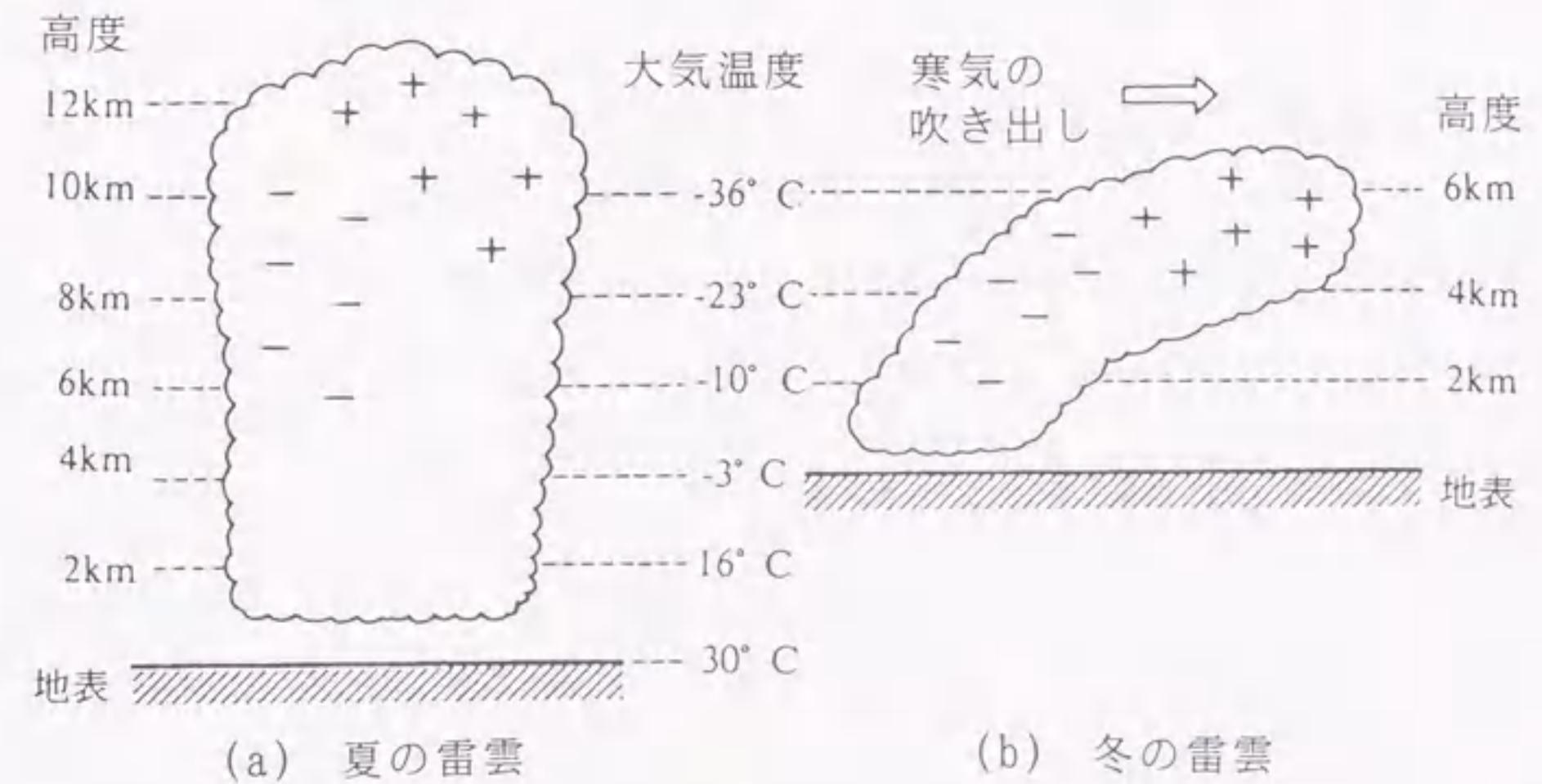


図1.3 夏と冬の雷雲電荷分布と雷雲形状の比較⁽¹²⁾

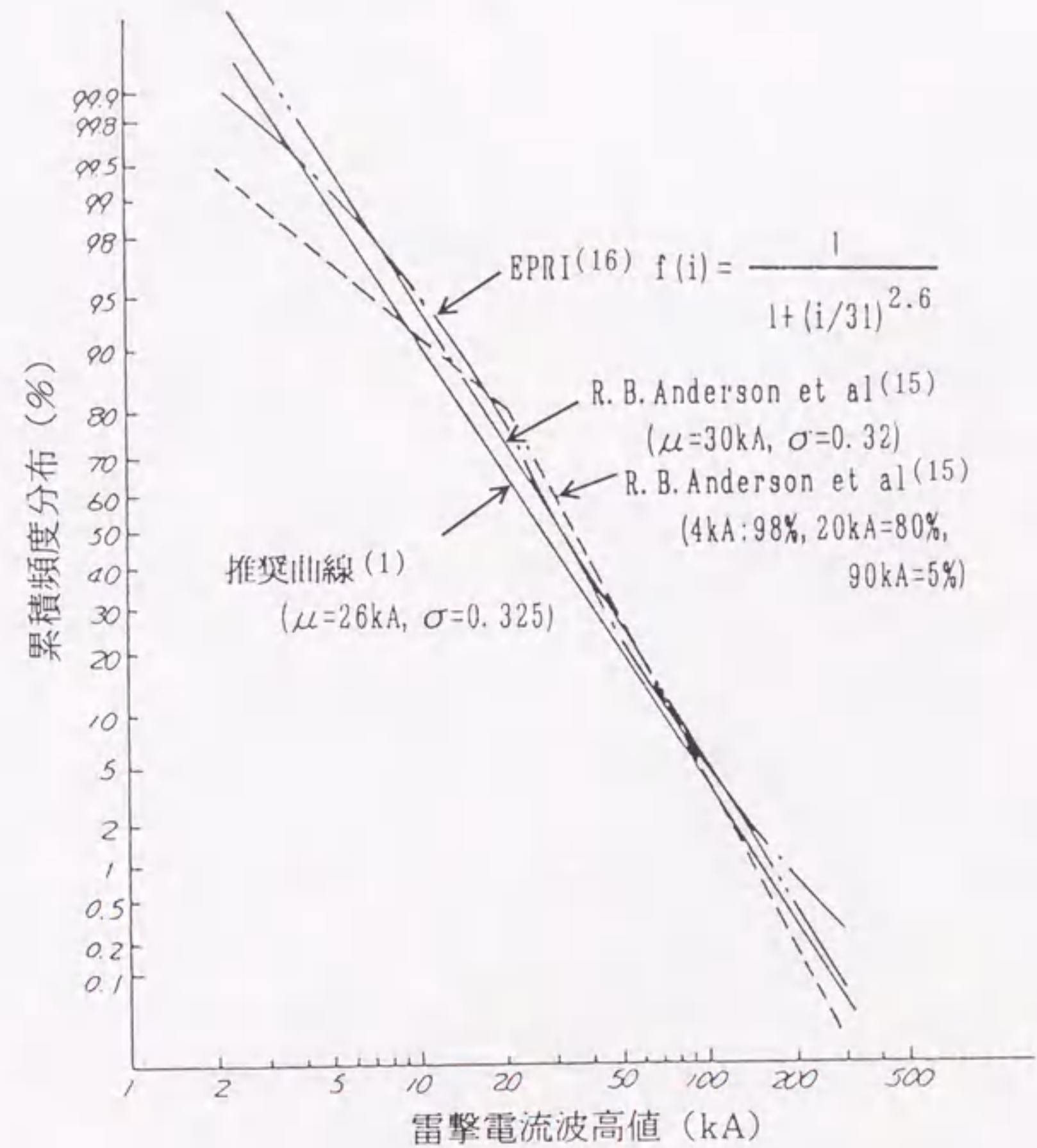


図1.4 各種の雷撃電流波高値累積頻度分布

1.4 避雷器の基本特性および応用

避雷器は電力系統で発生する過渡的な過電圧（雷サージ、開閉サージ、短時間過電圧など）を制限し、遮断器や変圧器などの機器を保護する役目を果たしており、発電所における絶縁協調において中心的な役割を担っている。

避雷器は1930年に弁形避雷器が我が国で初めて発電所に適用された⁽¹¹⁾。その後、直列ギャップと特性要素である炭化ケイ素(SiC)からなる弁抵抗避雷器が主流となったが、各種の保護性能がギャップの放電特性に依存するため、これ以上の性能向上は期待できなかった。1970年代以降、酸化亜鉛(ZnO)を特性要素に用いた酸化亜鉛形避雷器⁽¹⁷⁾が開発された。ZnO素子は図1.5に示すようにSiC素子と比較し小電流域から大電流域まで平坦な電圧-電流(V-I)特性を有するため、常時の対地電圧から抵抗体を絶縁しておく目的の直列ギャップが不要となり、直列ギャップに起因する従来形避雷器の弱点が解決された。酸化亜鉛形避雷器の従来形のギャップ付避雷器に比較したメリットとしては、無統流のため多重雷にも対処可能、耐汚損性能が優れている、素子自体の放電耐量が優れているので重責務避雷器として適用可能、急峻波サージに対する保護特性の向上、小型・軽量、構造簡易などが挙げられる。

酸化亜鉛形避雷器の特性のうち急峻波サージに対するV-I特性、すなわち急峻波応答特性は耐雷設計上重要な特性である。上でも述べたように、酸化亜鉛避雷器はギャップがないため従来形避雷器に比べて急峻波に対する保護特性は改善されているが、それでも標準的な波頭長 $8\mu\text{s}$ の電流波形に比べて、波頭長 $1\mu\text{s}$ の電流波形では避雷器制限電圧波形の波頭部分にスパイク状の突起（オーバシュート）が発生し、図1.6に示すように制限電圧が約6%上昇することが知られている⁽¹⁷⁾。これはZnO素子固有の物理特性によるものと表皮効果によるものと考えられているが、詳細についてはまだ不明である。このZnO素子自体の急峻波特性以外に実際に変電所に避雷器を設置した場合は、図1.7に示すように接地線や動作回数計などのインダクタンスにより、急峻波サージによる制限電圧上昇が起こることが考えられる⁽¹⁸⁾。この避雷器付属品による急峻波特性については十分な検討がなされておらず、実測データの蓄積による現象解明

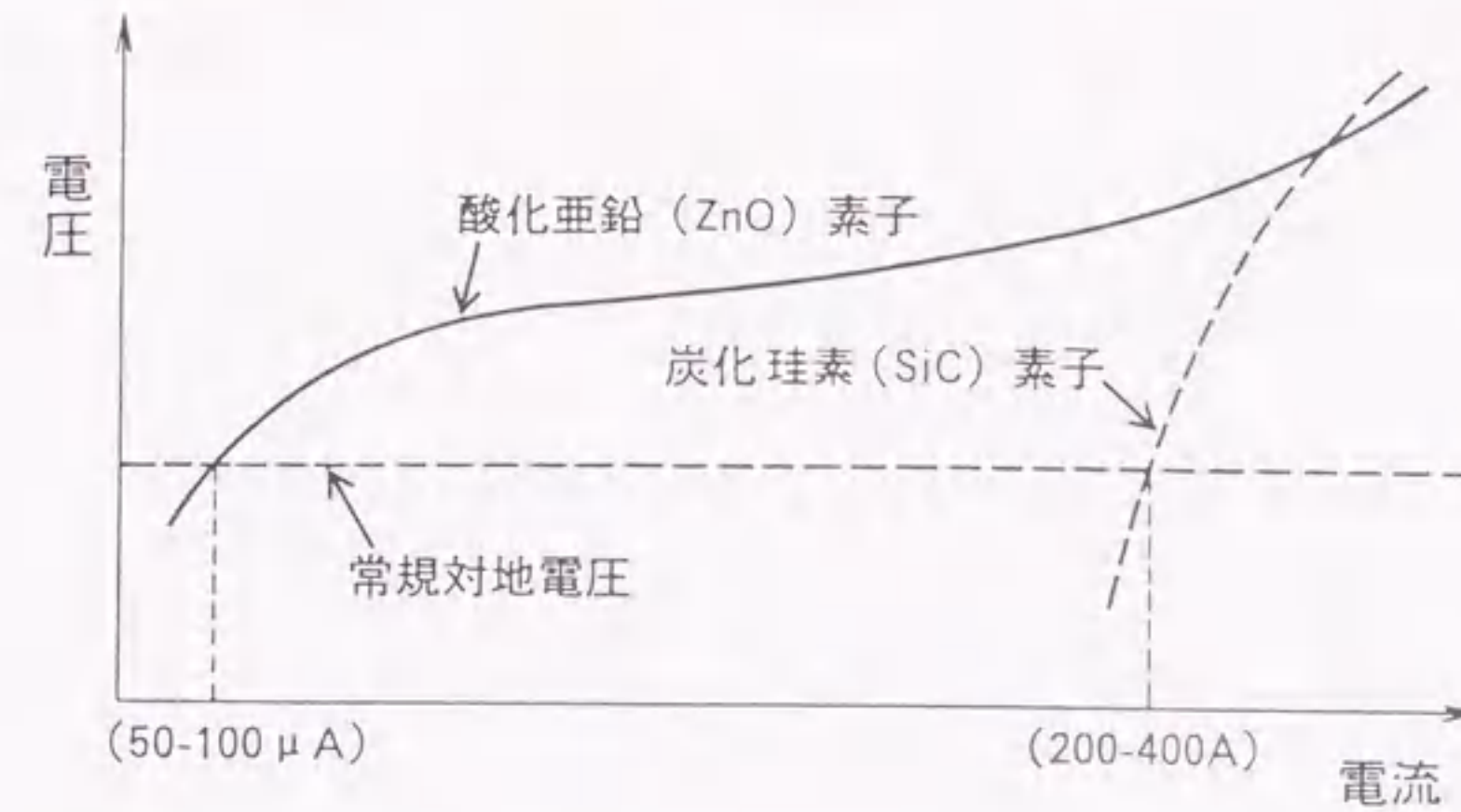


図1.5 酸化亜鉛素子と炭化珪素素子の電圧-電流特性の比較

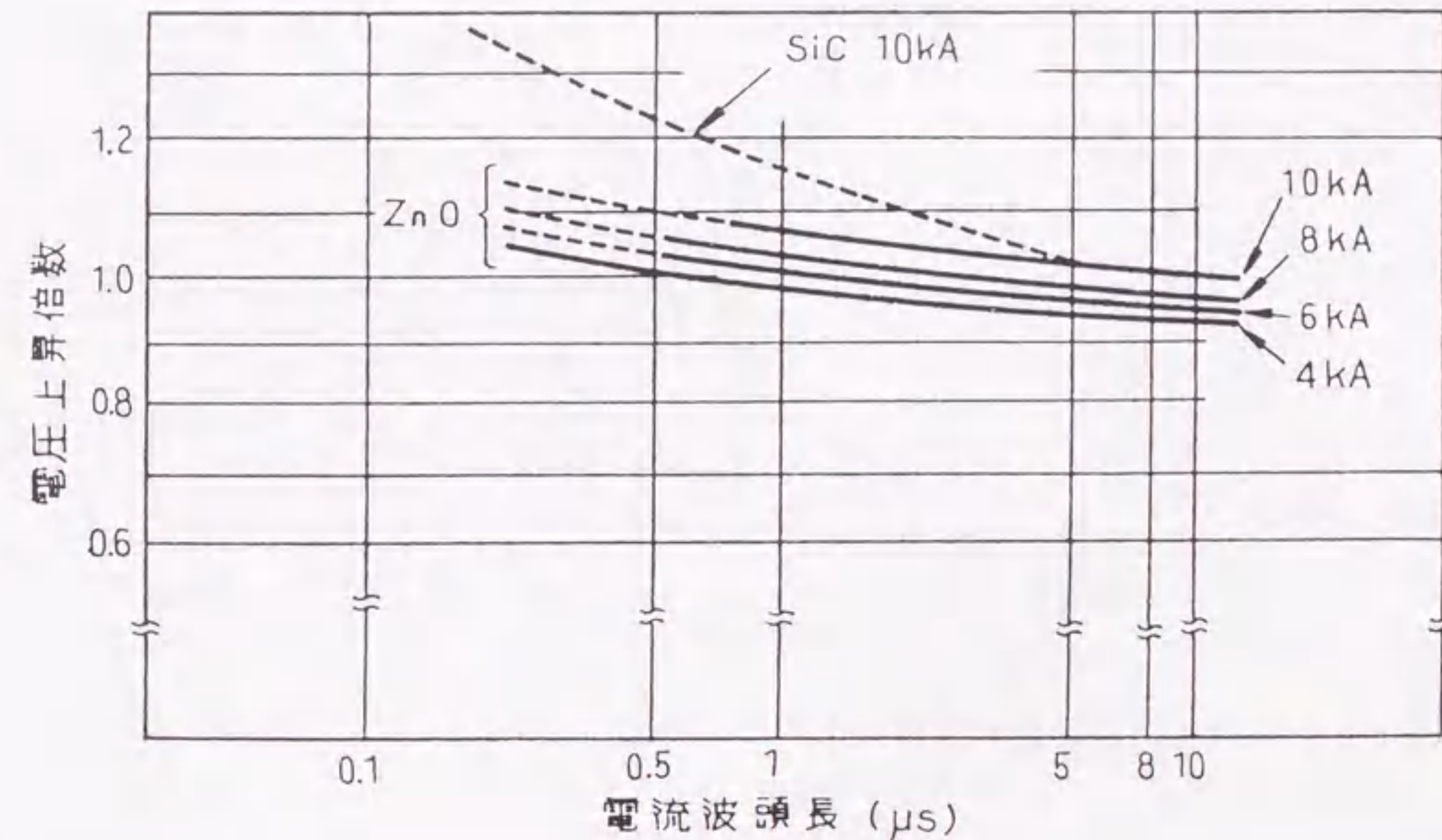


図1.6 避雷器の急峻波電流に対する応答特性

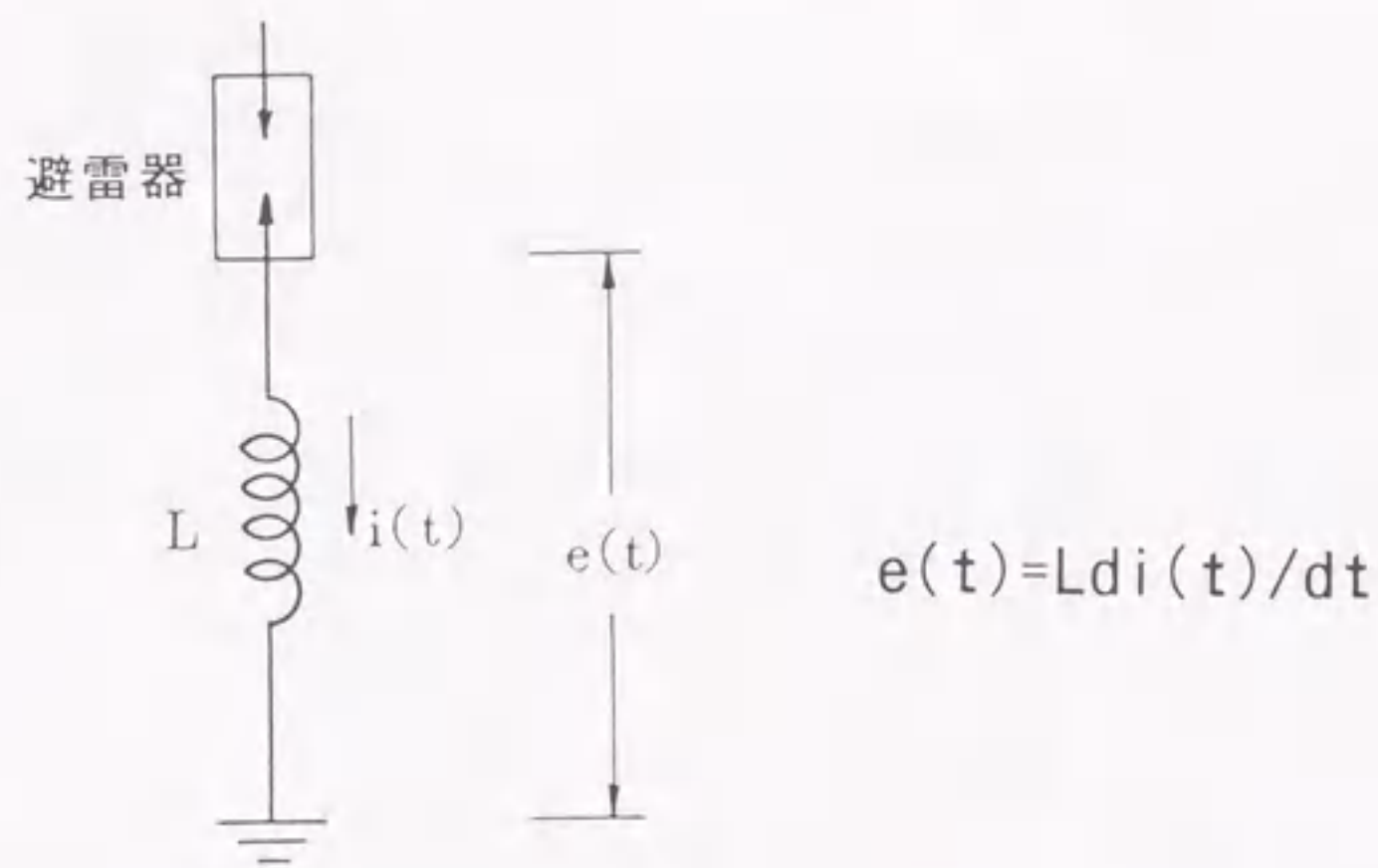


図1.7 避雷器接地線インダクタンスにより生ずる電圧

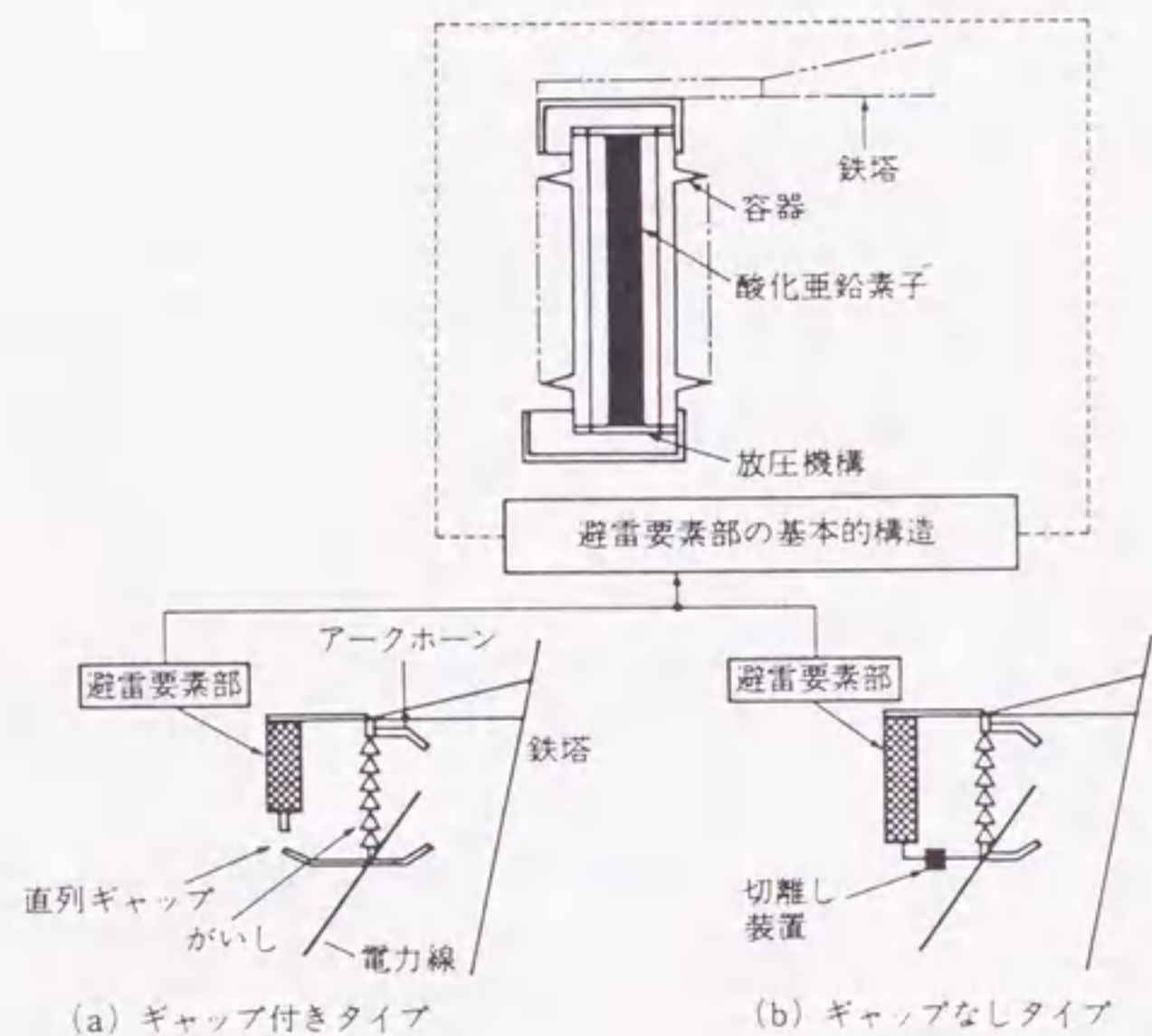


図1.8 送電用避雷装置の概念図

が必要である。

近年、ZnO素子を適用し送電線故障を防止する送電用避雷装置が開発された⁽¹⁹⁾。本装置は図1.8に示すように鉄塔のアークホーンと並列にギャップ付またはギャップなしのZnO素子を取り付けたものであり、動作原理としては雷撃時に ZnO素子側に雷撃電流を流すことによりアークホーンの高電圧フラッシュオーバを防ぎ、さらに交流電圧による続流をZnO素子により瞬時に抑制することで送電線故障となることを防止する。設置方法としては、通常2回線併架してある送電線の1回線のみを送電用避雷装置を取り付け、ルート断となる2回線同時故障の防止を図っている。ギャップ付きとするか、ギャップなしとするかについては、過大な直撃雷サージによりZnO素子が短絡状態になった時に永久地絡とさせない理由から、ギャップ付きとするのが主流となっている。

送電用避雷装置を設置した場合に、変電所へ侵入する雷サージについては、従来より変化することが予想されるが、その過電圧の抑制効果などは十分に検討されておらず、今後、データを蓄積し過電圧抑制効果の程度を検討することが必要である。

1.5 発電所での侵入雷サージ測定

変電所絶縁設計や耐雷対策に関する検討を行う上で、送電線や変電所で発生する雷サージの実態を把握することは重要なことである。しかしながら雷は自然現象であり、確率的な現象であるため、期待するような結果を得るためには、測定場所の選択や測定システムの構成、性能などが重要となる。変電所における侵入雷サージ測定装置として、雷サージのような高周波現象を記録するためにセンサからディジタイザまでの測定系の周波数帯域は少なくとも数MHz程度を必要とし、多重雷や交流成分も合わせて測定しようとする数Hzから数MHzまでの広い周波数帯域が必要である。さらに変電所は厳しい電磁環境下にあるために伝送系の耐ノイズ対策が不可欠であるうえ、遠方の無人変電所での観測を考慮すると、自動観測システムであることが望ましい。近年のデジタル計

測技術や光応用技術の進歩により、これらの要求性能を満たすシステムが開発され、各所で変電所（発電所、開閉所も含む）侵入雷サージの測定が行われるようになった。その結果、送電線や変電所で発生する雷サージの実態が明らかになりつつある^{(20)~(22)}。以下に主な測定システムについて述べる。

<1.5.1> 500kV気中絶縁開閉所の事例^{(23)~(25)}

関西電力では500kV開閉所（京北開閉所）に侵入雷サージの測定システムを設置し1992年から測定を開始している。測定システムの構成を図1.9に示す。電圧波形の測定は線路用コンデンサ型計器用変圧器(LPD)のフォルトロケータ用として設けられているコンデンサ(C)分圧器を用いる方法と、LPD近傍に設置したアンテナセンサを用いる方法の2通りで行う。また避雷器の放電電流は接地線のサージCTにより測定する。電気所内の信号伝送には光ファイバを使用している。波形ディジタイザのサンプリング速度は高速・低速の2モードである。データ解析部では各センサからの信号をディスプレイもしくはプリンタに出力するほか、LPDの出力電圧から集中定数等価回路を用いた雷サージ入力波形推定、およびアンテナセンサの出力の3相相互の干渉を考慮した波形補正演算を行う。測定は雷撃の多い京北開閉所の山城北線1Lおよび若狭幹線（里）2Lで実施されている。これまでに数例の雷サージの測定例が報告⁽²⁴⁾されている。

<1.5.2> 500kVガス絶縁変電所の事例 I^{(26) (27)}

東京電力では3箇所の500kV GIS変電所（新榛名変電所：H，新しいわき開閉所：I，柏崎刈羽原子力発電所：K）に侵入雷サージ測定システムを設置し，1987年から1992年まで測定を行い計176件の波形データが得られている。各電気所とも年間雷雨日数(IKL:Isokeraunic Level)の高い地域にあり，K電気所は冬季雷，H,I電気所は夏季雷が多い。サージ電圧は線路引込口付近のGIS絶縁スペーサを利用したC分圧器により測定する。測定結果を極性，波高値，原因別に分類した結果を図1.10に示す。原因に関しては誘導雷または直撃雷が約90%を占めている。そのほか，雷による逆フラッシュオーバ，遮断器投入，断路器再点弧サージが得られている。極性に関しては正極性が圧倒的に多い。これは誘導雷サージが大部分を占めているためである。波高値としては，900kV（約2pu）

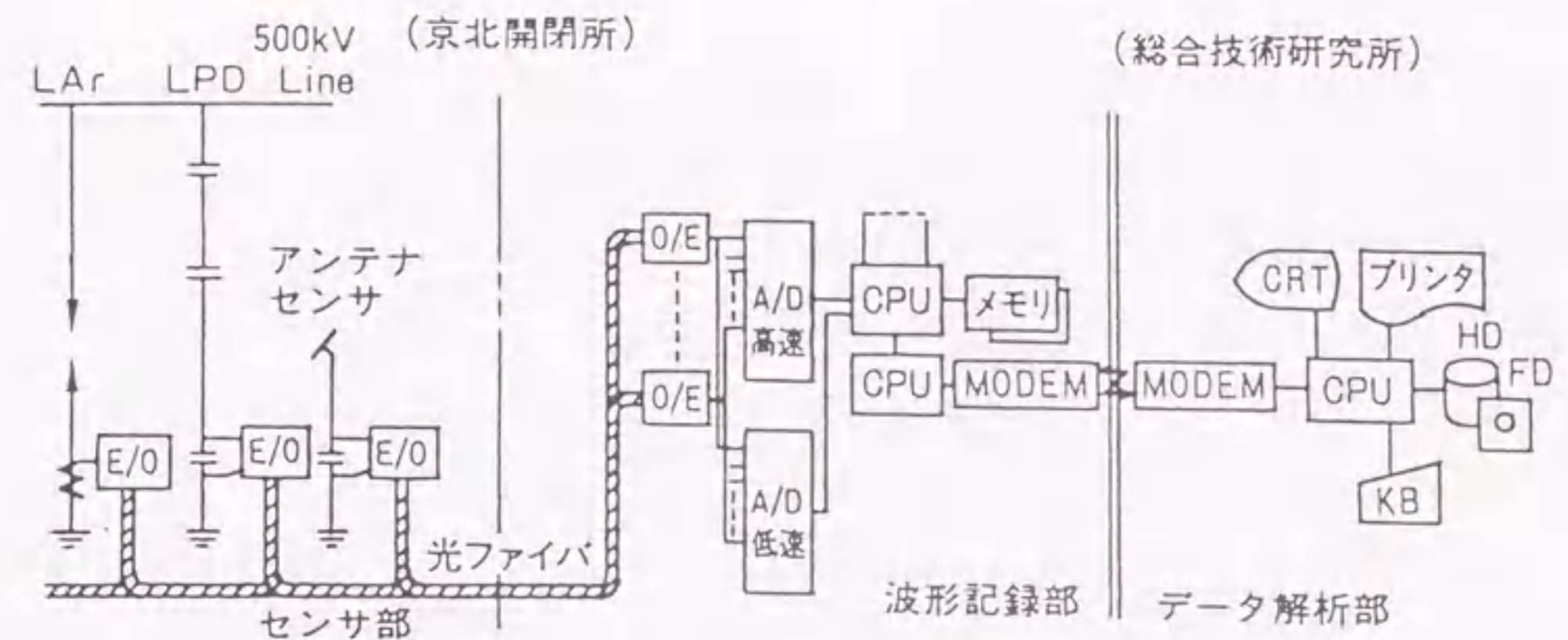


図1.9 変電所侵入雷サージ測定システム（関西電力）

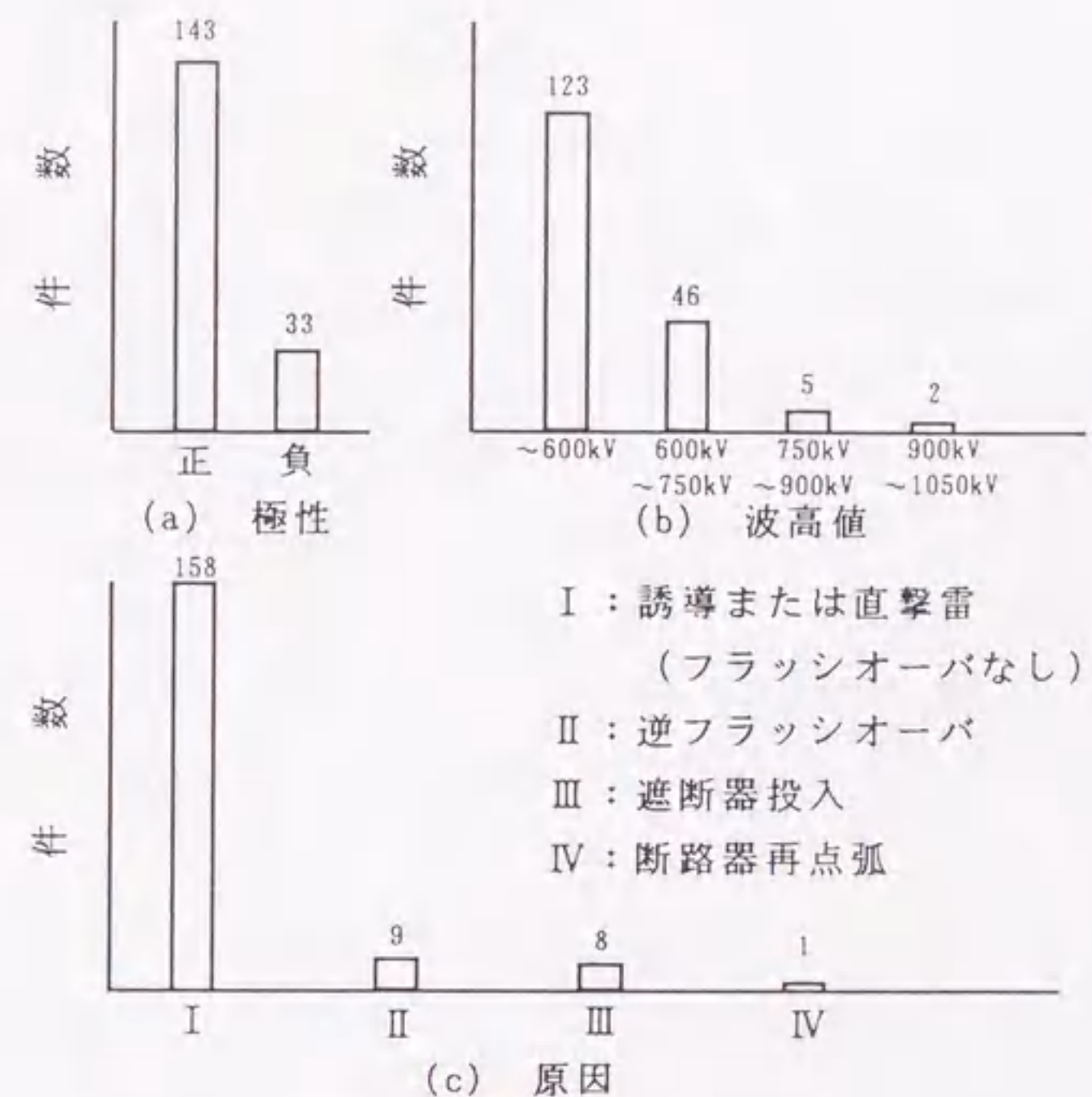


図1.10 侵入雷サージ測定結果（東京電力）

を越えたものは誘導雷による1009kVと逆フラッシュオーバによる908kVの2例であった。図1.11に示す逆フラッシュオーバ雷の観測例では、線間波と対地波のサージ伝搬速度の相違により、誘導相である赤、白相は地絡相である黒相に対して振幅が約半分で極性が逆になる様子が捉えられている。EMTPによる解析結果を同じく図1.11に示すが、地絡相と誘導相の関係がよく再現されている。約10 μ sの周期で階段状に波形が変化しているのは、K電気所構内の0Fケーブル内の往復伝搬のためである。実測波形は解析波形に対してなまった形状をしているが、これは解析では考慮していないサージ伝搬中のコロナ変歪の影響と考えられる。

<1.5.3> 500kVガス絶縁変電所の事例II⁽²⁸⁾⁽²⁹⁾

九州電力では500kVガス絶縁変電所（新熊本変電所）に侵入雷サージ測定システムを設置し、1988年から1990年まで測定を行った。測定システムの構成は東京電力のシステムとほぼ同様である。1988年に観測を開始して以来、6件の侵入雷サージを観測した。このうち送電線路事故として遮断器がトリップしたケースは3件であった。雷撃相の電圧極性はすべて負極性であり、夏季雷の特徴が現れている。また、電圧値は最大でも1000kV相当となっており、波頭長は6.6~26.5 μ s、波尾長は13.3~170 μ sであった。観測波形例を図1.12(a)に示す。これは1989.7.19に観測された逆フラッシュオーバ波形（青相F.0.）である。観測波形の反射から求められる値（6.75km=45 μ s \times 300m/ μ s \div 2）はフォルトロケータによる雷撃距離にほぼ一致している。図1.12(b)にEMTP解析波形を示す。雷撃地点に4.5/9.0 μ s、-67kAの雷撃があり、逆フラッシュオーバが発生したものと仮定した場合であり、観測波形と比較的良く一致した結果となっている。

以上、主な変電所侵入雷サージ測定システムの構成や測定結果について述べたが、500kV系統の測定がほとんどであり、逆フラッシュオーバ雷が主体となる77kV系統など低位系での測定データが不足している。またこれらの測定では変電所内での測定のみで鉄塔での雷撃電流測定がリンクされていないため、雷撃電流の推定が難しく、EMTP解析の妥当性の評価が困難である。よってこれらの点を考慮した変電所侵入雷サージ測定が必要である。

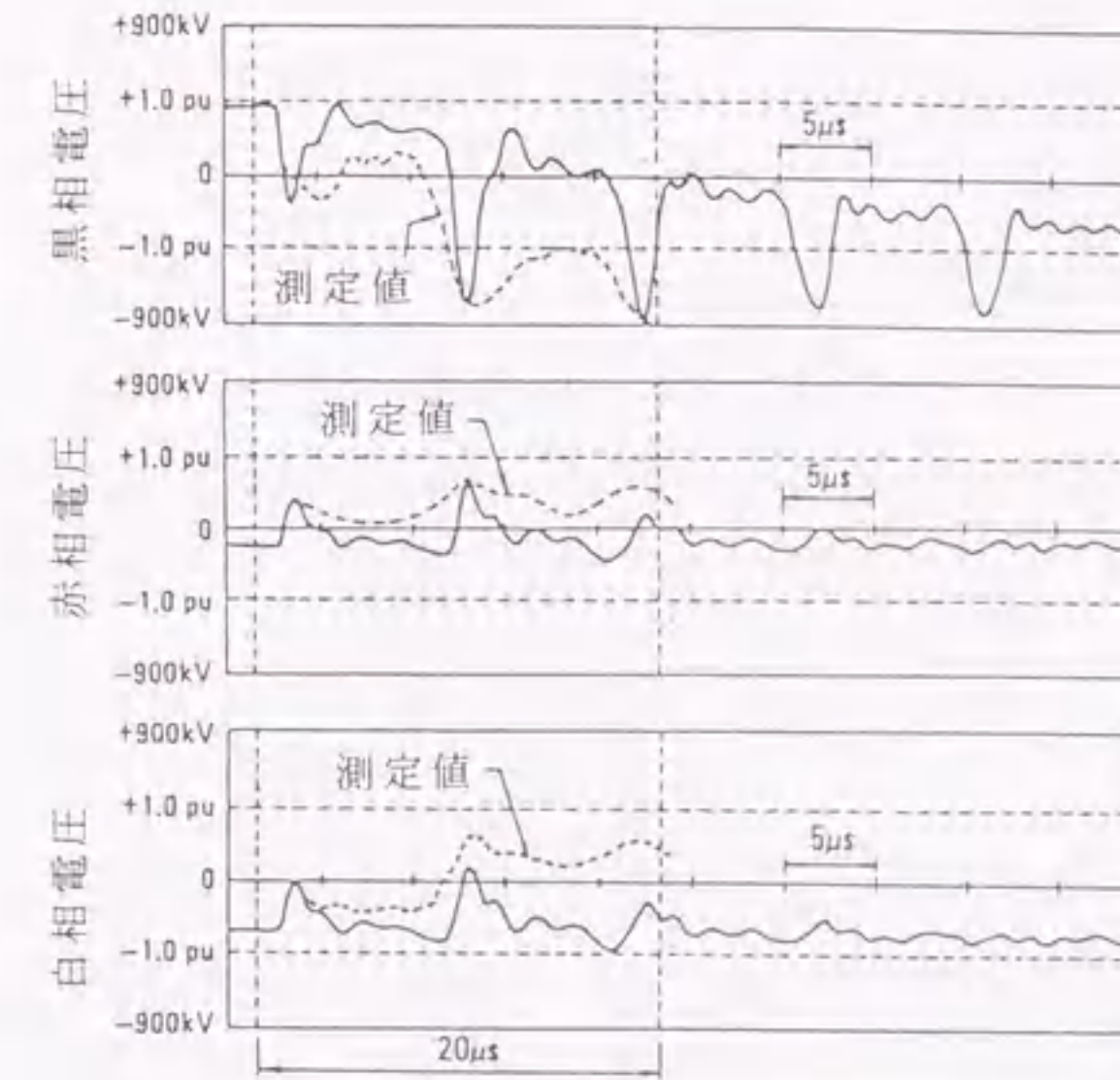


図1.11 測定波形とEMTP解析との比較（東京電力）

相名	(a) 観測波形	(b) 解析波形
W (白相)	<p>[1W] TRGLV = 20X MAX = 3000kV +PEAK = 4.01kV -PEAK = -4.8kV</p>	
R (赤相)	<p>[1R] TRGLV = 20X MAX = 3000kV +PEAK = -2.60kV -PEAK = -6.62kV</p> <p>時間差: 約 6 μs</p>	
B (青相)	<p>[1B] TRGLV = 20X MAX = 3000kV +PEAK = 2.12kV -PEAK = -6.62kV</p> <p>第1反射: 約 45 μs</p>	

図1.12 測定波形とEMTP解析との比較（九州電力）

1.6 EMTPによる雷サージ解析手法の現状

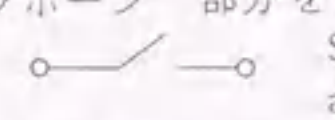
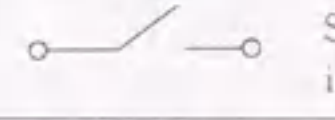
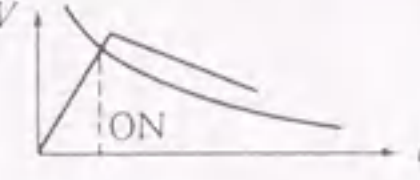
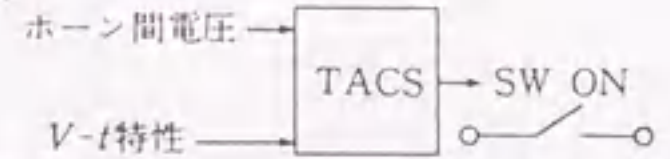
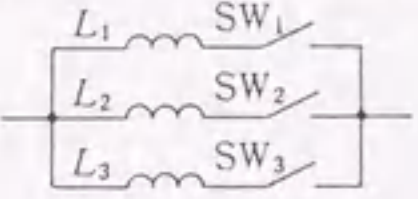
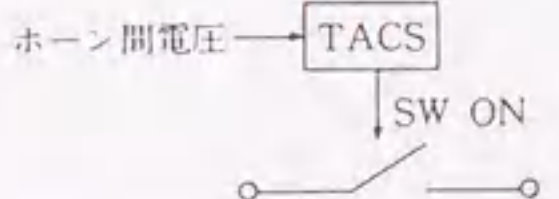
<1.6.1> EMTPによる雷サージ解析

電力系統での雷サージ解析にはEMTP(Electromagnetic Transients Program)というプログラムが用いられる場合が多い。EMTPは米国エネルギー省ボンネビル電力庁(BPA)にて開発された汎用過渡現象解析プログラム⁽³⁰⁾である。当初、電力系統の定常および過渡現象の解析を目的として開発されたが、現在では制御系シュミレーション言語であるTACS⁽³¹⁾やMODELS^{(32)~(35)}を用いることにより半導体回路、制御系あるいは機械系などを含む電気・電子回路の解析に多方面で利用されている^{(6) (7)}。我が国では発電所の絶縁協調など耐雷設計を検討するには対象となる発電所(母線、遮断器、避雷器、変圧器など)と送電線(鉄塔、架空地線、電力線、接地抵抗など)を等価な電気回路モデルで模擬して、最も過酷な雷撃条件(例えば第一鉄塔雷撃)を想定し、各電圧階級ごとに決められた想定雷撃電流⁽⁸⁾波形での解析を行うのが一般的である。これら雷サージ解析に用いる各機器のモデリングについては各所で検討がなされている。例えば電気学会では電力系統のサージ解析関係の電気学会調査専門委員会があり、雷サージ解析に関する検討結果が集約され技術報告としてとりまとめられてきた^{(21) (36)~(38)}。以下に種々の雷サージモデルのうち最も重要なフラッシュオーバーモデルと変圧器モデルを例にとり、現在までに提案されている代表的なモデルについて述べる

<1.6.2> フラッシュオーバーモデル

雷サージ解析を行う上で、鉄塔アークホーンのフラッシュオーバーの模擬は重要であり、現在までに表1.2に示すような様々なモデルが提案されている⁽³³⁾。簡単なモデルとしては雷撃と同時にアークホーンを短絡させる短絡モデルや、ある電圧設定値にてスイッチを閉じる電圧スイッチモデルがある。またアークホーンギャップのV-t特性を考慮したモデルとしてV-t特性とホーン間電圧を重ね合わせ、交差した時間でフラッシュオーバーさせるV-t交差モデルやV-t特性とホーン間電圧との比較をTACSで自動的に行う模擬方法などがある。

表1.2 アークホーンのフラッシュオーバーモデル

モデル	概要	備考
短絡モデル	アークホーン部分を $t=0$ で短絡  SW ON at $t=0$	モデルは最も簡単、過電圧値が高めに出る傾向がある
電圧スイッチモデル	アークホーンを電圧スイッチで模擬 スイッチ間電圧が設定値より大きくなるとオンにする  SW ON if $V > V_{set}$	電圧設定値として、 $t=1\mu s$ 値や、 V_{50} 値を使用
V-t交差モデル	V-t特性とホーン間電圧を比較してスイッチオンする 	V-t特性が必要(補間、外挿により求める)
TACSによるV-t模擬	V-t特性を対数関数や折れ線で近似。TACSでホーン間電圧とV-t特性を比較してスイッチオン 	
リーダモデル	予備計算でホーン間電圧を計算、これをもとに放電前駆電流を考慮したホーン間インピーダンスの時間変化を求め、複数のインダクタンスの値とスイッチのオン時間を求めて本計算を行う(2折れ線模擬、3折れ線模擬) 	予備計算が必要
非線形インダクタンスフラッシュオーバーモデル	上記リーダ法をもとにリーダ進展時のアークホーン等価インピーダンス変化の近似式を導出、非線形インダクタンスで表現する。スイッチのタイミングはTACSで制御する 	

近年、放電前駆電流を考慮したホーン間インピーダンスの時間変化を複数のインダクタンスとスイッチにて模擬するリーダモデル^{(39)~(41)}が実用化されている。リーダモデルはリーダ進展を厳密に計算したモデルとして信頼性が高いが、V- τ 交差モデルと同様に、定数決定のための予備計算が必要である。したがって、このモデルによる多重フラッシュオーバの解析は煩雑となる。この難点を解消するために、アークホーン等価インピーダンスの変化を非線形インダクタンスで表現する新しいアークホーンフラッシュオーバモデルが提案された⁽⁴²⁾。その他、積分法によるモデル^{(43)~(46)}や短波尾波雷インパルス電圧に対するモデル⁽⁴⁷⁾など多重フラッシュオーバ解析に適したモデルが提案されている。これらのモデルのうち良く用いられるリーダモデルや非線形インダクタンスモデルはギャップ長が1m以上の長いアークホーンに対するモデルであり、ホーン間ギャップが65cmと短い77kV系統に対する多重フラッシュオーバモデルについての検討が不足している。さらに近年、77kV系統で設置が進んでいる送電用避雷装置の動作を詳細に模擬するフラッシュオーバモデルの確立も望まれている。

<1.6.3> 変圧器モデル

変圧器巻線の等価回路は図1.13に示したようにインダクタンス、キャパシタンスの直並列回路から構成され⁽¹¹⁾、さらに飽和効果や漂遊損なども考慮する必要がある。しかし、そのためには変圧器のインピーダンスの周波数特性を始め、各種特性を把握する必要がある。詳細な実測データ及び構造データを必要とする。また、周波数特性は各変圧器ごとに異なるため、対象とする変圧器ごとにモデル構造を変えることになり、実際的でない。そのため国内においては従来、集中キャパシタンス（対地静電容量）単独で変電所内の変圧器を模擬してきた。静電容量単独による変圧器模擬は、雷サージの周波数領域に対しては変圧器は容量性素子として振る舞うとの考え方によるものである。現状のサージ解析においては変圧器の一次電圧に応じて代表的な静電容量の値が示されている⁽⁹⁾。海外では過渡計算における電力機器モデリングに関するCIGREガイドブック⁽⁴⁸⁾において、低周波(0.1Hz)から超高周波(50MHz)までを4つの領域に分け、各領域毎に変圧器モデルを提案している。その他、CIGRE以外の周波数依存性を考慮した変圧器モデルとして、例えばアドミッタンスの周波数依存特性

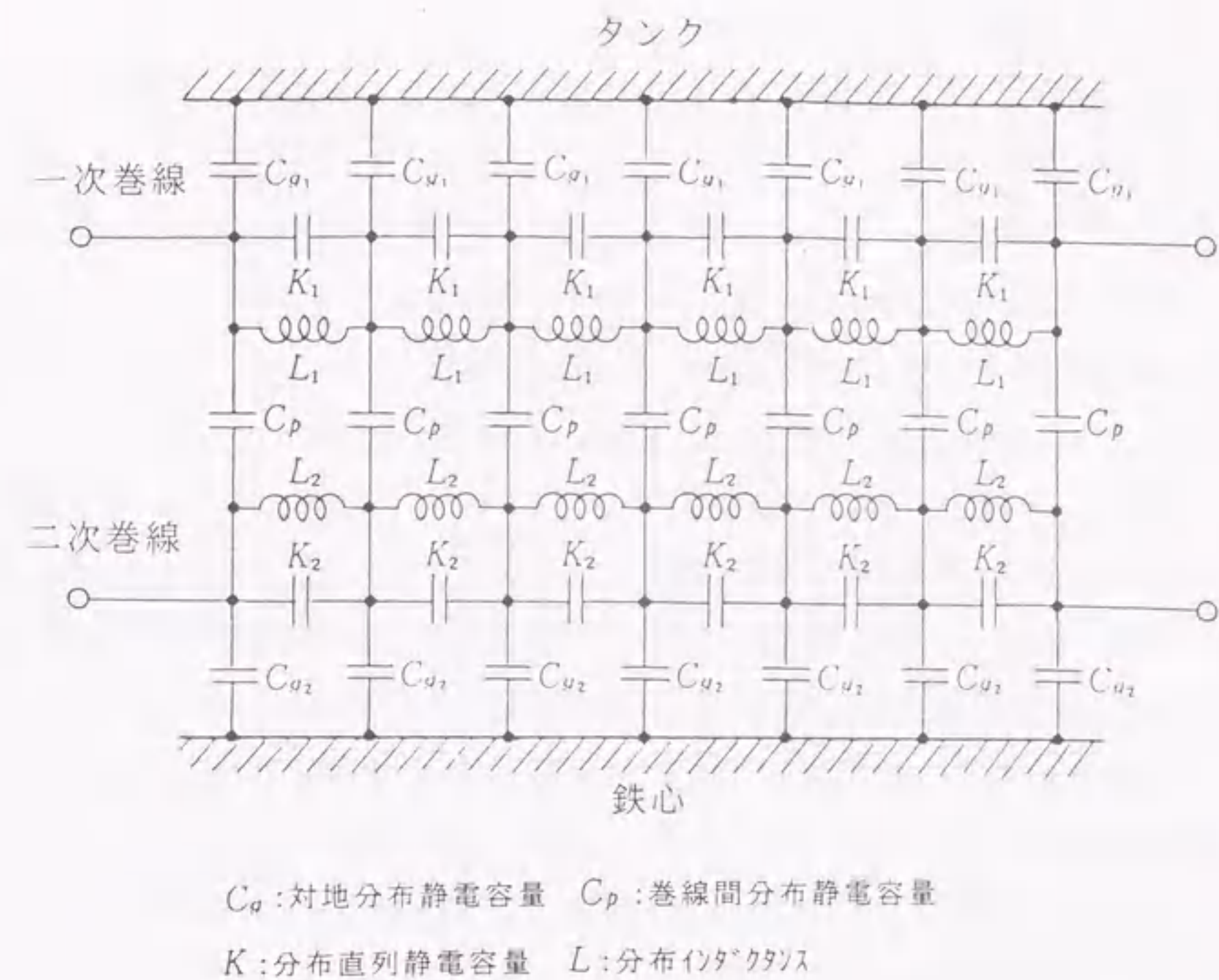


図1.13 変圧器巻線詳細モデル

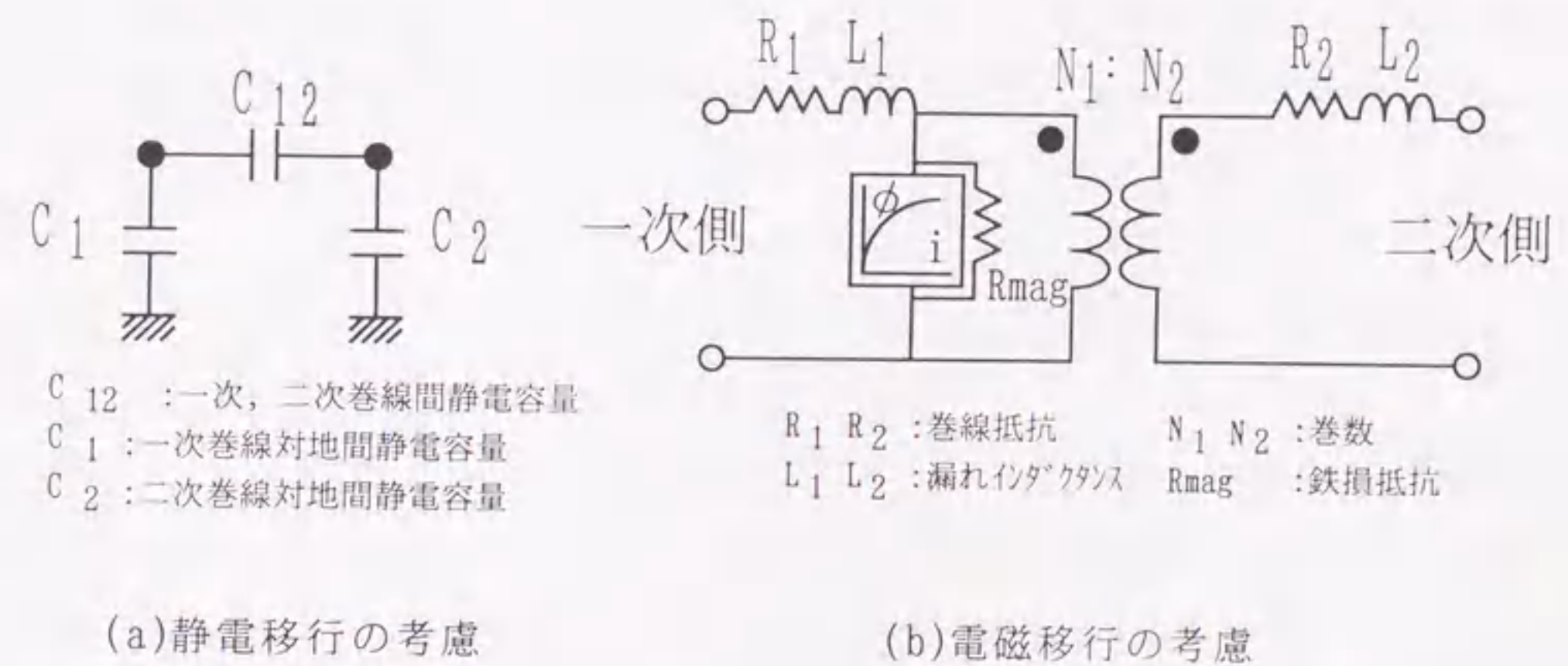


図1.14 移行電圧を考慮した変圧器モデル

の実測データに基づいたモデル⁽⁴⁹⁾やモード理論を用いたモデル^{(50)~(54)}，伝達関数を用いたモデル^{(55) (56)}，状態方程式を用いたモデル⁽⁵⁷⁾などが多数提案されている。

また，通常の変電所の雷サージ解析においては雷撃系統のみを対象としており，変圧器の二次側（低圧側）系統は考慮していない。しかしながら発電所などの変圧比の大きい変圧器では低圧側回路の絶縁設計を検討する上で二次側への移行電圧の評価が重要である。変圧器二次側へのサージ移行電圧^{(58)~(60)}は巻線間の静電移行成分と電磁移行成分との合成として表される。静電移行成分は一次/二次巻線間の静電容量と二次巻線の対地間静電容量の分圧比により生じ，電磁移行成分は基本的に一次/二次巻数比に応じて発生する。通常の移行電圧解析には図1.14(a)に示すような静電移行成分のみのモデルが良く用いられる。例えば2巻線変圧器の一次/二次巻線の対地静電容量と巻線間の静電容量の計算式としては，定格電力容量と絶縁階級をパラメータとした式が提案されている⁽⁶¹⁾。電磁移行分を考慮するためには例えば図1.14(b)に示すような商用周波数領域の変圧器モデル^{(20) (62)}があるが，高周波領域まで考慮するためには漏れインダクタンスや鉄損抵抗の周波数特性を考慮する必要がある。CIGREガイドブックでは商用周波数領域の変圧器モデルに静電容量を組み合わせた移行電圧モデルを示しているが，具体的な静電容量の決定法が示されておらず，また各定数の周波数特性が考慮されていない。よって変圧器低圧側の絶縁設計を検討する上で詳細に移行電圧を模擬する変圧器モデルの確立が必要である。

1.7 本研究の目的および内容

<1.7.1> 本研究の目的

本研究では上記した技術的要請に基づき，発電所の効果的な耐雷対策を実施するために，実際の変電所に侵入する雷サージを長期にわたって観測し，それらの特徴を明らかにするとともに，EMTPによる雷サージ解析のシミュレーション技術の高度化を行い，最終的に変電所絶縁設計技術に反映させることを目

的としたものである。本論文は8章から構成されている。以下に各章の概要を述べる。

<1.7.2> 本研究の内容および本論文の構成

第2章では77kV変電所侵入雷サージの実測について述べる。まず雷サージ観測装置の仕様と測定方法を，送電線，富之保変電所，福野変電所，変圧器の各所について述べる。本測定システムの特徴としては，送電線での雷測定を同時に行っているため，雷撃点，雷撃波形の推定が可能であり，EMTP解析との比較が容易である点や，構成の異なる2つの変電所での測定から，変電所構成が侵入雷サージ波形に与える影響が考察できる点などがある。また，変圧器内部にも測定点を設け，内部巻線の電位振動を測定している点も特徴の一つである。観測は1990年~1993年までの4年間行われ，約1700波のサージ波形を取得することができた。この中には逆フラッシュオーバ雷，誘導雷，多重雷などが含まれており，これらの波形の特徴についても言及し，議論している。

第3章では変電所侵入雷サージの特徴について述べる。まず測定した変電所侵入雷サージ波形の電圧波高値，波頭長，波尾長の分布を示し，変電所の避雷器などの機器配置に関連づけた考察を行う。また避雷器電圧と避雷器放電電流の相関図を示し，酸化亜鉛素子の電圧-電流特性との相違から避雷器接地線のインダクタンスの影響を考察する。次に，自然雷による変圧器内部巻線各部の電圧波形を分析し，共振による中性点電位上昇や中性点避雷器の過電圧抑制効果について検証する。さらに，雷による地絡故障時の電力線位相，変電所の等価侵入キャパシタンスについて検討を加える。

第4章では非線形素子を組み合わせたフラッシュオーバモデルについて述べる。まず，基本となるリーダ進展モデルおよび非線形インダクタンスモデルの理論について記述する。本モデルはリーダ法を基本としている点で非線形インダクタンス法と同様であるが，非線形インダクタンスに臨界フラッシュオーバ電圧を保持する非線形抵抗を組み合わせることにより波尾放電まで含めた広範囲のV-t特性を模擬できる点が特徴である。またモデル定数Kを調整することで77

kV系の短ギャップにまで適用でき、多重フラッシュオーバの解析にも適しているという特徴を有している。さらにこの非線形素子を組み合わせたアークホーンモデルに避雷器を表現する非線形抵抗を組み合わせることにより、短ギャップを有する送電線避雷装置のフラッシュオーバモデルも作成する。最後にこれらのモデルの妥当性を実測結果との比較により検証する。

第5章では変電所侵入雷サージからみた送電用避雷装置の効果について述べる。まず、雷撃電流の異なる2ケースの送電用避雷装置動作時の侵入雷サージ波形例を示し、送電用避雷装置による続流遮断の様子や侵入雷サージの波高値および波尾長の低減効果を検証する。次に送電用避雷装置による一般的な変電所過電圧の抑制効果について検証するため、誘導雷を考慮した雷サージ解析手法を提案する。従来の雷サージ解析では直撃雷解析が主体で誘導雷解析については研究が進んでいない。しかし2, 3章で述べた77kV変電所での侵入雷観測において、誘導電圧がアークホーンや送電用避雷装置のフラッシュオーバ現象に大きく影響することが明らかであるので、簡単に誘導電圧を考慮できる手法を考案した。最後にこの誘導電圧の解析手法と4章で述べたアークホーンと、送電用避雷装置のフラッシュオーバモデルを組み合わせ標準的な変電所侵入雷サージ解析を行い、送電用避雷装置の各種設置方法による変電所過電圧の相違や変電所避雷器の影響について考察する。

第6章では変圧器移行電圧の測定と解析モデルについて述べる。まず実際の水力発電所における3相2巻線の主変圧器を対象に現地で雷インパルス試験を行い、各種条件での移行率を測定し、結果を静電移行、電磁移行成分と関連づけて考察する。次にCIGREガイドブックのモデルを基本とした解析モデルを作成するために、漏れインダクタンスや巻線間、巻線-対地間の各種キャパシタンスを測定結果から決定する手順を示し、得られたモデルによる解析結果と実測結果との比較から、妥当性を検証した。最後に、外鉄形変圧器など各種巻線配置変圧器への適用可能性についても検討を行った。

第7章では周波数特性を考慮した変圧器移行電圧モデルについて述べる。6

章にて提案した変圧器移行電圧モデルを作成するためにはいくつかの実測結果が必要である。そこで、本章では変圧器定数の周波数特性を考慮することにより、実測結果を必要としない、より汎用的な変圧器モデルの作成を試みた。まず、変圧器移行電圧の周波数特性を測定し、共振ピークの周波数が理論値とずれることから、変圧器定数の周波数特性が結果に影響していることを明らかにした。次に、計8台の変圧器に対して、漏れインダクタンスと鉄損抵抗の周波数特性を測定し、それらを近似する近似式を得た。さらにこれらの近似式をEMTPのより高度なシミュレーション言語であるMODELSを用いて移行電圧モデルに組み込み、より汎用性のある移行電圧解析モデルを作成した。最後に本解析モデルの誤差の評価を行い、実用上問題ないレベルであることを明らかにした。

最後に、第8章では本論文の総括と工学的意義について述べ、さらに今後の研究に対するいくつかの課題を挙げている。

第1章の文献

- (1) 耐雷設計委員会 : 「発変電所および地中送電線の耐雷設計ガイド」, 電力中央研究所, 総合報告, T40, 1995
- (2) 耐雷設計委員会・発変電分科会 : 「発変電所雷事故・障害統計—昭和57年~昭和63年度, 7箇年統計—」, 電力中央研究所, 委員会報告, T89803, 1990
- (3) 耐雷設計基準委員会 : 「発変電所耐雷設計基準要項」電力中央研究所, 技術第一研究所報告, 電力64019, 1964
- (4) H.W.Dommel : "Digital Computer Solution of Electromagnetic Transients in Single- and Multi-phase Networks", IEEE Trans.on Power Apparatus and Systems, Vol.PAS-88, pp.388, 1969
- (5) W.Scott-Meyer: "Electro Magnetic Transients Program(EMTP)Rule Book", BPA, 1984
- (6) 雨谷 : 「汎用過渡現象解析プログラムEMTP」, 電気学会雑誌解説, Vol.102, No.6, pp.487-494, 1982
- (7) 雨谷 : 「過渡現象解析プログラムEMTPの最近の動向」, 電気学会雑誌解説, Vol.113, No.11, pp.936-944, 1993
- (8) 耐雷設計基準委員会 : 「発変電所耐雷設計ガイドブック」電力中央研究所, 研究報告, 175034, 1976
- (9) 絶縁設計合理化委員会 : 「絶縁設計の合理化」, 電気協同研究, 第44巻, 第3号, 1988
- (10) 耐雷技術委員会 : 「発変電所侵入雷サージの実用的解析手法とその適用」, 電力中央研究所, 研究報告, T90068, 1991
- (11) 電気学会 : 「電気工学ハンドブック」, 1984
- (12) 上之園 : 「雷(その被害と対策)」, 1988
- (13) 北川 : 「大気電気学」, 1996
- (14) 耐雷技術WG : 「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, T10, 1989
- (15) R.B.Anderson, A.J.Eriksson: "Lightning Parameters for Engineering Application", ELECTRA, No.69, pp65-102, 1980
- (16) J.G.Anderson : "Lightning Performance of Transmission Line", Chapter 12 of Transmission Line Reference Book. 345kV and Above. 2nd Edition, Electric Power Research Institute(EPRI), 1981
- (17) 電気学会 : 「酸化亜鉛避雷器の現状」, 電気学会技術報告, II部, No.130, 1981
- (18) 小松, 伊藤 : 「配電用変電所の雷サージ絶縁協調に関する研究」, 中部電力電力技術研究所, 研究報告書, No.156, 1983
- (19) 電気学会 : 「送電用避雷装置の開発状況と適用効果」, 電気学会技術報告, II部, No.367, 1991
- (20) 植田, 大橋 : 「変電所へ侵入する雷サージの実測」, 電気学会論文誌B, Vol.115, No.9, pp.977-980, 1993
- (21) 電気学会 : 「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, II部, No.566, 1995
- (22) 植田, 小村, 望月, 片平 : 「変電所侵入雷サージの実態」, 電気学会全国大会シンポジウム, No.S25-7, 1996
- (23) 小村, 森本, 藤本, 角田, 加村, 宮田 : 「500kV 変電所における侵入雷サージの観測について」, 電気学会放電・高電圧合同研究会, ED-92-212, HV-92-98, 1992
- (24) 小村, 樋口, 林田 : 「500kV 開閉所における侵入雷サージの実測について」, 電気学会電力・エネルギー部門大会, No.407, 1993
- (25) 小村, 森本, 藤本, 角田, 加村, 宮田 : 「新センサ方式における500kV開閉所侵入雷サージ観測」, 電気学会全国大会, No.1236, 1992
- (26) 萬屋, 岡部, 菅, 舩沢, 針生, 野月 : 「550kV 変電所における過電圧測定装置の開発と適用」, 電気学会論文誌B, Vol.111, No.9, pp.943-948, 1991
- (27) S.Okabe, M.Kan, T.Kouno : "Analysis of Surges Measured at 550kV Substations", IEEE, Trans. on Power Delivery, Vol.6, No.4, pp.1462-1468, 1991
- (28) 土谷, 三苦, 奥村, 竹内, 福岡 : 「ガス絶縁開閉装置用雷サージ観測装置の開発」, 電気学会全国大会, No.1112, 1988
- (29) 早田, 碓, 山極, 北住, 内山, 田川 : 「500kV ガス絶縁変電所に侵入する雷サージの観測」, 電気学会電力・エネルギー部門大会, No.274, 1991
- (30) H.W.Dommel : "EMTP THEORY BOOK", Bonneville Power Administration, 1987
- (31) L.Dube, H.W.Dommel : "Simulation of Control Systems in an Electromagnetic Transients Program with TACS", IEEE PES PICA Conference Record, Vol.10, pp.266, 1977
- (32) L.Dube, I.Bonfanti : "MODELS: A new simulation tool in the EMTP", European Trans. on Electrical Power Engineering, Vol.2, No.1, pp.45-50, 1992
- (33) L.Dube, I. Bonfanti, M.T. Correia de Barros, V. Vanderstockt : "Using the simulation language MODELS with EMTP", Proc. 11th Power Systems Computation Conference, pp.1063-1069, 1993
- (34) L.Dube: "USERS GUIDE TO MODELS IN ATP", 1996
- (35) 野田, L.Dube : 「シミュレーションモデル記述言語MODELS例題集」, 日本EMTP委員会, 1996
- (36) 電気学会 : 「電力系統における雷サージ解析の新技术」, 電気学会技術報告, II部, No.244, 1987

- (37)電気学会：「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，II部，No.301，1989
- (38)電気学会：「変電所における雷サージの新評価法」，電気学会技術報告，II部，No.446，1992
- (39)T.Shindo, T.Suzuki: "A New Calculation Method of Breakdown Voltage-time Characteristics of Long Air Gaps", IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems, Vol.PAS-104, pp.1556-1563, 1985
- (40)T.Shindo, Y.Aoyama, I.Kishizima, T.Harada: "A Study of Predischage Current Characteristics of Long Air Gaps", IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-104, No.11, pp.3262-3268, 1985
- (41)T.Shindo, I.Kishizima, T.Suzuki: "Flashover Characteristics of Air Gaps under Partly Chopped Waves", IEEE Trans. on PWRD, Vol.PWRD-3, pp.1887-1891, 1988
- (42)長岡：「非線形インダクタンスを用いたフラッシュオーバーモデル」，電気学会論文誌B，Vol.111，No.5，pp.529-534, 1991
- (43)関岡，山本，今井，鈴木，藤本，木下：「汎用過渡現象解析プログラムにおけるフラッシュオーバー特性計算法」，電気学会論文誌B，Vol.113，No.5，pp.476-484，1993
- (44)R.O.Caldwell, M.Dareveniza: "Experimental and Analytical Studies of the Effect of Non-standard Waveshapes on the Impulse Strength of External Insulation," IEEE PES Winter Meeting 1973
- (45)M. Darveniza, A. E. Vlasters: "The Generalized Integration Method for Predicting Impulse Volt-time Characteristics for Non-standard Wave Shapes - a Theoretical Basis," IEEE Trans. Electrical Insulation, Vol.23, No.3, pp. 373-381, 1988
- (46)EDF: "EDF Reports on Modeling of Power Equipment," Electric Power Research Institute, EMTP Development Coordination Group, EPRI TR-103642, Part-3, 1994
- (47)本山：「雷サージ解析のための新フラッシュオーバーモデルの開発」，電気学会論文誌B，Vol.115, No.7, pp.839-846, 1995
- (48)CIGRE W. G. 33. 02: "Guidelines for Representation of Network Elements when Calculating Transients", 1990
- (49)A.Morched, L.Marti, J.Ottevangers: "A High Frequency Transformer Model for the EMTP", IEEE Trans. on Power Delivery, Vol.8, No.3, pp.1615-1626, 1993
- (50)D.J.Wilcox, W.G.Hurley, T.P.McHale, M.Conlon: "Application of modified modal theory in the modeling of practical transformers", Proc. IEE, Vol.139, No.6, pp.513-520, 1992
- (51)D.J.Wilcox: "Theory of transformer modeling using modal analysis", Proc. IEE, Vol.138, No.2, pp.121-128, 1991

- (52)D.J.Wilcox, T.P.McHale: "Modified theory of modal analysis for the modeling of multiwinding transformers", Proc. IEE, Vol.139, No.6, pp.505-511, 1992
- (53)D.J.Wilcox, D.J.Leonard: "A new EMTP transformer model based on modal analysis", International Conference on Power System Transients, pp.101-106, 1995
- (54)P.T.M.Vaessen: "Transformer Model for High Frequencies", IEEE Trans. on Power Delivery, Vol.3, No.4, pp.1761-1768, 1988
- (55)P.T.M.Vassen, E.Hanique: "A New Frequency Response Analysis Method for Power Transformers", IEEE Trans. on Power Delivery, Vol.7, No.1, pp.384-391, 1992
- (56)S.Chimklai, J.R.Marti: "Simplified Three Phase Transformer Model for Electro Magnetic Transients Study", IEEE Trans. on Power Delivery, Vol.10, No.3, pp. 1316-1325, 1995
- (57)F. de Leon, A.Semlyen: "Complete Transformer Model for Electromagnetic Transients", IEEE Trans. on Power Delivery, Vol.9, No.1, pp.231-239, 1994
- (58)E.L.White: "Surge-transference characteristics of generator-transformer installations," Proc. IEE, Vol.116, No.4, pp.575-587, 1969
- (59)大石：「内鉄形二巻線変圧器の移行電圧の解析」，電気学会雑誌，Vol.91，No.7，pp.1339-1348, 1971
- (60)森：「高圧変圧器とその適用」，電気計算，Vol.44, No.4, 1976
- (61)電気学会：「電力系統の再起電圧に関する調査報告（その2）」，電気学会技術報告，II部，No.24，1973
- (62)W.Scott-Meyer: "ATP Rule Book", Bonneville Power Administration, 1993.

第2章 77kV変電所侵入雷サージの実測

2.1 まえがき

変電所機器の絶縁強度は主に雷インパルス電圧で決まっており、変電所の合理的な絶縁協調を検討するためには、雷撃時に変電所内にどのような過電圧が発生するのかを正確に把握する必要があり、変電所侵入雷サージを測定することが必要である。

これまで、EMTPを用いたサージ解析が行われているが^{(1) (2)}、実測結果との比較などによる解析結果の妥当性の検討は不十分である。また近年、性能向上が著しく、変電所絶縁協調の中心的役割をはたしている避雷器についても、変電所に設置した場合の実雷に対する動作特性の検討が十分になされていない。さらに、ここ数年で154kV以下の送電線には送電用避雷装置が多数設置されるようになり、変電所への侵入雷サージ波形も従来のものより変化することが予想されるが、その変電所機器に与える影響については十分に検討されていない。これらの課題を検討する意味からも変電所侵入雷サージ測定の重要性は増している。一方、自然現象でかつ高周波現象である雷サージを正確に測定するためには、高性能なセンサや伝送・記録装置を必要とするため、侵入雷サージの実測は難しく、信頼性のある測定データは限られている。

そこで、本章では雷故障率が高く、設備量も多い77kV系統を対象に変電所侵入雷サージ測定を行った結果を述べる^{(3) (4)}。変電所侵入雷サージの測定については、他にもいくつかの報告^{(5)~(14)}があるが、本測定システムでは、送電線での雷測定を同時に行っているため、雷撃点、雷撃波形の推定が容易であり、EMTP解析との比較が可能である点や、構成の異なる2つの変電所で同時測定しているのも、変電所構成が侵入雷サージ波形に与える影響が考察できる点などが従来のものとは異なる新しい特徴である。また、変圧器内部にも測定点を設け、巻線内部の電位振動も併せて測定している点も特徴の一つである。

本章ではまず、観測箇所について述べ、次に各観測装置の仕様と測定方法の概要について述べる。最後に観測された各種の雷サージ波形のなかで、誘導雷

と逆フラッシュオーバ雷を取り上げ、その特徴を述べる。

2.2 観測装置の仕様と測定方法

<2.2.1> 観測箇所

雷サージの観測箇所は図2.1に示すように年間雷雨日数 I K L (Isokeraunic Level)が30以上と中部電力管内でも有数の雷多発地域である岐阜県美濃地方の2つの77kV気中絶縁変電所(富之保:T, 福野:F)およびそれに接続する送電線である。これらの測定箇所に多数の雷サージ測定装置を設置し、鉄塔または架空地線に雷撃して変電所に侵入する雷サージを各所で同時に測定した。変圧器の中性点を含めた高圧巻線各部の電圧測定も同時に行っている。観測は1990年から1993年までの4年間実施し、夏季雷を対象に毎年6月から9月までを目途に測定を行った。なお本系統の相回転はB,W,R相の順で、導体相順は1,2Lとも上相からR,W,B相の順であり、正相配列となっている。

<2.2.2> 送電線における測定

送電線ではログスキーコイルを用いた雷サージメモリ⁽¹⁵⁾により、雷電流測定を行った⁽¹⁶⁾。雷サージメモリは塔脚電流測定用と架空地線測定用の2種類あり、測定レンジは塔脚電流用は他脚や斜材への分流を考慮し±5kA、架空地線用は±30kAとした。周波数特性の上限は350kHzであるが、雷撃電流波形の波頭長は1μs以上のものがほとんどであること⁽¹⁷⁾を考慮すれば十分である。サンプリング速度は約1μsの雷撃電流の波頭部を確実に捉えるため250ns/pointとした。また冬季雷のような波尾の長い波形にも対応できるように6msまで詳細サンプリングする方式とした。また鉄塔上での測定で電源が得にくいことや、取り付け易さを考慮し、リチウム電池を電源とし、小型、軽量といった特徴を有する本装置を採用した。基本仕様を表2.1に示す。雷サージメモリは各変電所近傍5基ずつの計10基の鉄塔に取り付けてあり、変電所近傍への雷撃を対象に測定した。取付位置は鉄塔の変電所側の架空地線および地上第3節の塔脚B、D脚(図2.2)である。雷サージメモリの極性は、架空地線については変電所側に



図2.1 変電所侵入雷サージの観測箇所

表2.1 雷サージメモリ基本仕様

項目	塔脚電流測定用	架空地線電流測定用
主電源	90AH リチウム電池	
測定レンジ	±5kA	±30kA
電流センサ	φ300ログスキーコイル	φ150ログスキーコイル
サンプリング速度	250ns/point	
周波数レンジ	50Hz~350kHz	
トリガー方式	5% 自己トリガー	
記憶波形データ	波頭部 1/1サンプル 20kB 波尾部 1/20サンプル 4kB 波頭部に1kBのフリトリガーを含む(最大10波形)	
記憶内容	雷撃日時, 最大波高値, 電荷量(最大40波分)	
外形, 重量	プラスチックケース 380×573×230mm 総重量 14.5kg	

負の電流が流れると負極性を示し、塔脚については塔頂から地面に向かって負電流が流れると負極性を示すように設定してある。

この雷電流の極性および波形から雷撃点が架空地線か鉄塔であるかの推定ができる。例えば径間の架空地線への雷撃例(H2.7.15 18:04)を図2.3に示す。この例ではNo.16の架空地線電流が負で、No.15の架空地線電流が正となって極性が逆転している。さらにNo.15の架空地線電流が急峻で雷電流が直接流入していることがわかる。これらのことからNo.15~No.16間の架空地線に雷撃があったことが推定できる。また雷撃の誘導により雷撃点側の塔脚電流(No.15 D脚, No.16 B脚)が反対側の塔脚電流(No.15 B脚, No.16 D脚)より大きくなっていることが図示した波高値よりわかるが、これも径間雷撃の特徴の一つである。ところで、No.16の架空地線電流がNo.15に比べてなだらかであるが、この理由としては雷撃電流の急峻な成分がNo.16鉄塔の方に流れてしまうので、緩慢な波形のみがNo.16のT変電所側の架空地線に表れるものと推定される。

今回測定された電流波形を用いて雷撃電流値を推定するには、雷撃点から架空地線、鉄塔に分流する電流の波高値をすべて加え合わせるのが最も簡単である。しかし、この場合問題となるのが鉄塔電流である。今回の観測ではB脚とD脚のみしか雷サージメモリを取り付けていないので、他の脚や斜材を流れる電流を含めた全鉄塔電流が不明である。このため何らかの方法で鉄塔電流を推定する必要がある。これについては77kV送電線にて同じ雷サージメモリを用いた測定例があり、これから鉄塔電流を推定している⁽¹⁸⁾。それによると全鉄塔電流は1脚に流れる電流の9倍であるとしている。これは鉄塔脚4脚と斜材への分流を考慮した経験的な値であり、鉄塔構造や周波数特性などの検討は十分なされていないが、実用的な雷撃電流の推定方法として広く用いられている。この理論に基づき図2.3の測定例について雷撃電流を推定すると以下のように計算される。

$$18.0 + 6.9 + \{(1.2+1.05)/2\} * 9 = 35.0\text{kA} \quad (\text{図2.3の場合})$$

(GW15) (GW16) (TW16)

この電流値は鉄塔電位上昇法(TPR法: Tower Potential Rise Method)⁽¹⁹⁾を用いた雷撃電流の推定値と良く一致しており妥当性が検証されている⁽¹⁶⁾。



図2.2 塔脚電流測定用雷サージメモリ

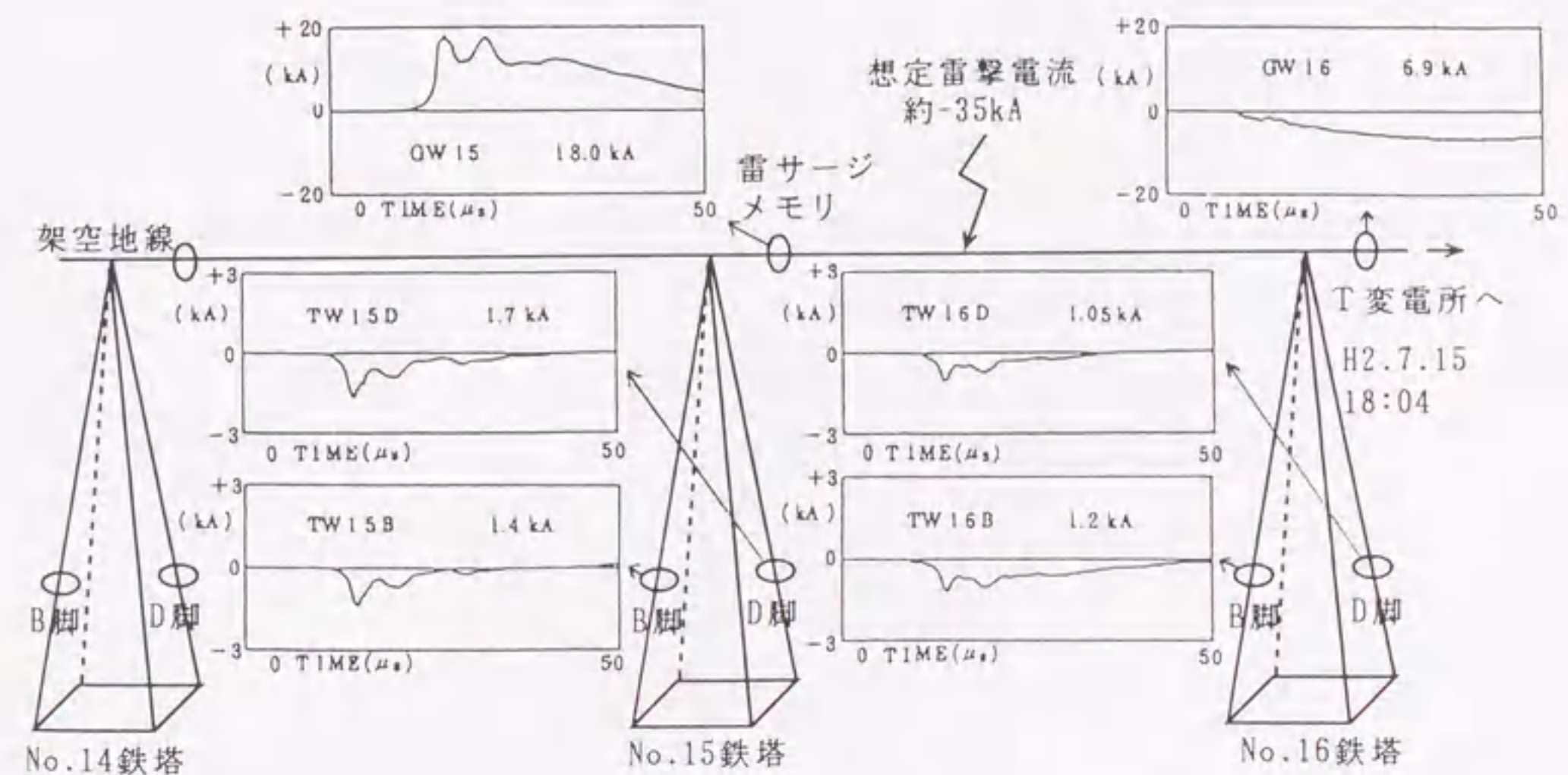


図2.3 架空地線・塔脚での雷撃電流波形例

<2.2.3> 富之保変電所における測定

富之保変電所（T変電所）内の雷サージ電圧・電流の測定箇所^{(20)~(25)}を図2.4に示す。T変電所は2回線送電線引込で変圧器が2台ある77/6.6kV気中絶縁変電所である。常時1号線(1L)受電であり、2号線(2L)側の断路器は開放としてある。また避雷器が1,2Lの断路器より線路側に設置してある。電圧測定箇所は1,2Lの線路引込口の各3相分と2Bの変圧器端子の2相分（分圧器の設置スペースの都合から外側の2相(B,R相)のみ）である。電流測定箇所は1L主回路電流3相と1L側避雷器接地線電流3相分である。1L側引込口部分の電圧・電流測定装置の概要を図2.5に示す。主回路電圧測定は高圧導体と分圧シールド間の静電容量を利用したコンデンサ分圧器を用い、主回路電流測定にはファラデー素子を利用した光CT⁽²⁶⁾を用いた。ファラデー素子は磁界の変化による光の偏光角の変化を検出することにより電流を検出するものである。ファラデー素子による電流検出原理と光CTの基本構成を図2.6と図2.7に示す。なお避雷器接地線の電流測定には通常の高周波CTを用いている。

各センサの周波数応答特性はコンデンサ分圧器が約10MHz、光CT、高周波CTが約1MHzである。各センサからの出力信号はE/O（電気/光）変換器（100MHz）により光信号に変換し変電所本館内に設置された高速デジタルサイザに伝送され、パソコンのハードディスク内に保存される。図2.8にT変電所内の各測定装置の外観や信号伝送系の概略を示す。電圧波形のトリガレベルは一線地絡時の健全相電圧上昇による不要動作を避けるため150kVと設定し、どれか1つの電圧センサがトリガすれば電流センサを含めたすべてのセンサも同時にトリガする方式とした。データのサンプリング方式としては、高速のサージ波形と同時に雷撃時の交流位相を効率良く測定するために、前半と後半でサンプリング速度（前半20ns、後半50 μ s）を変更する方式とした。またトリガ前の先行現象を記録するためプレトリガ機能付きとした。

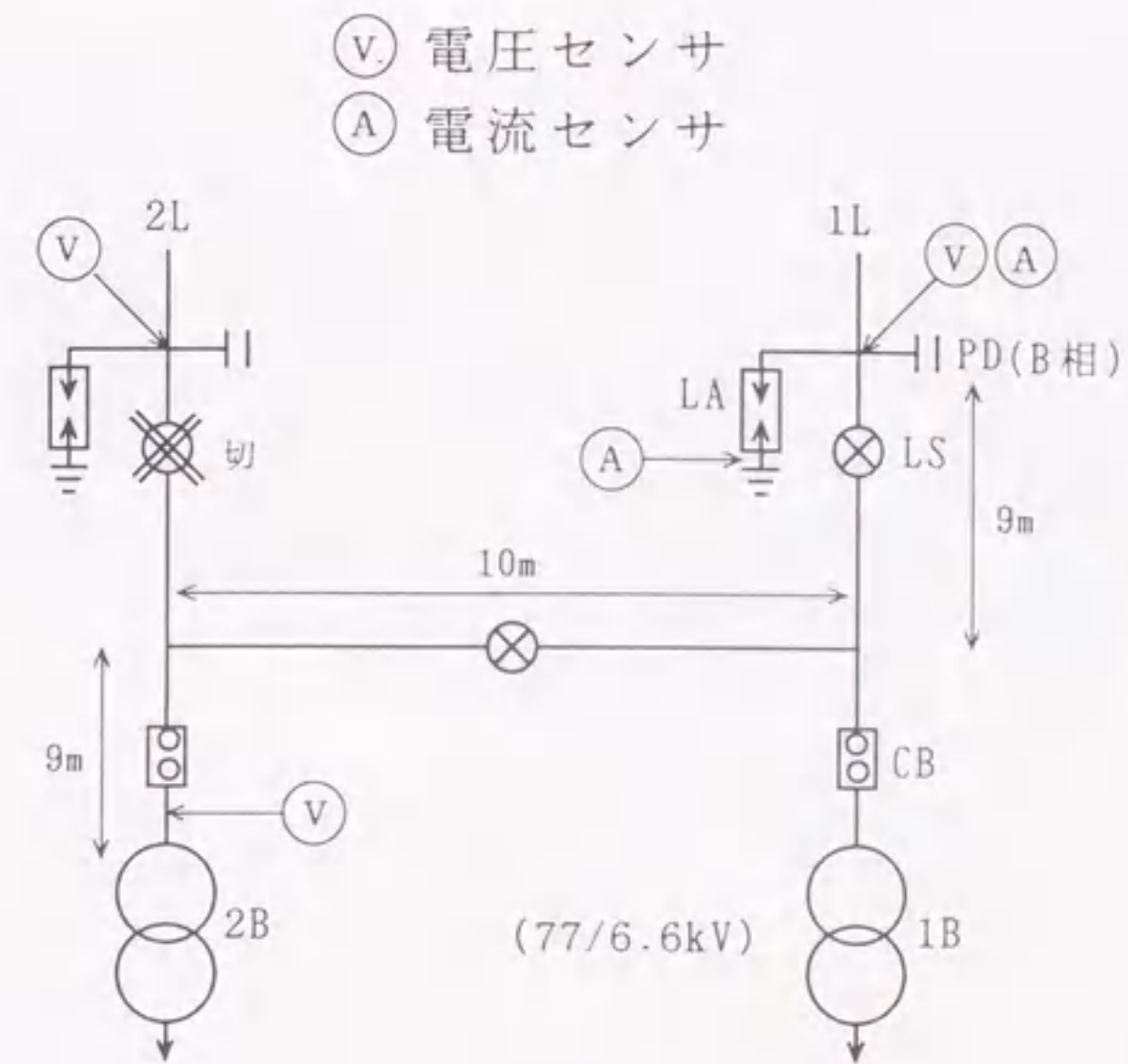


図2.4 T変電所内の測定箇所

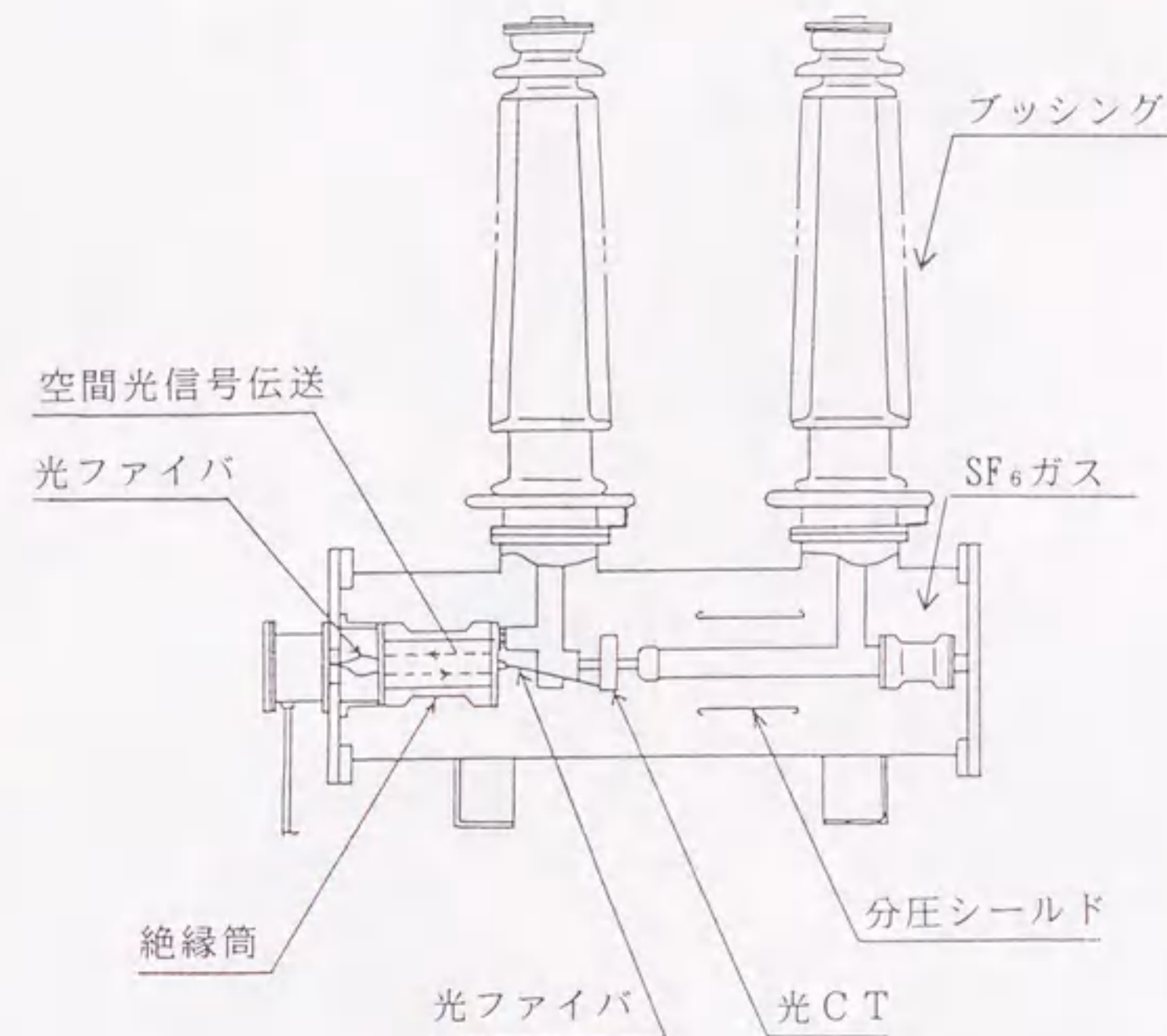


図2.5 1L引込口部分の電圧電流測定装置

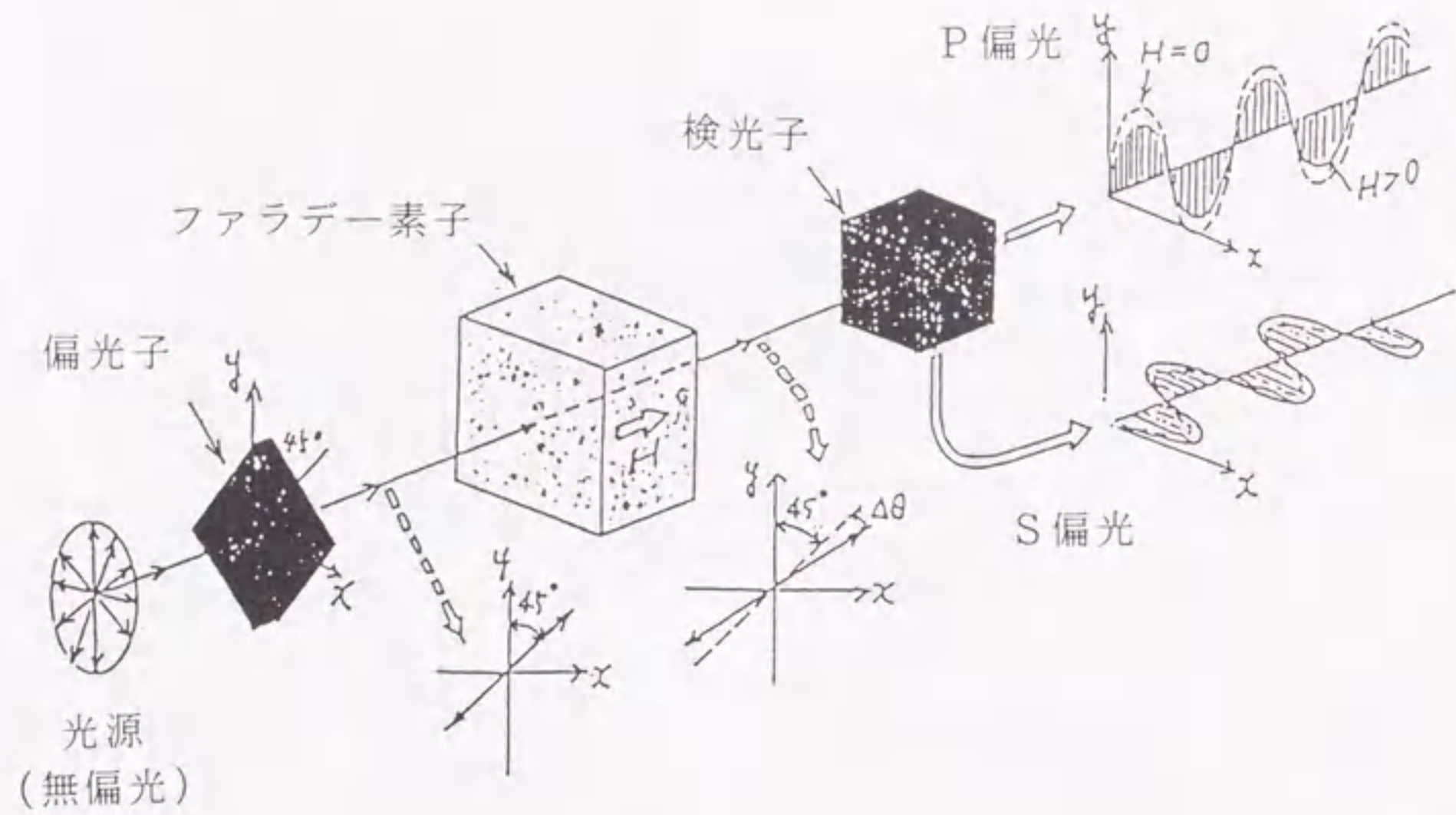


図2.6 ファラデー素子による電流検出

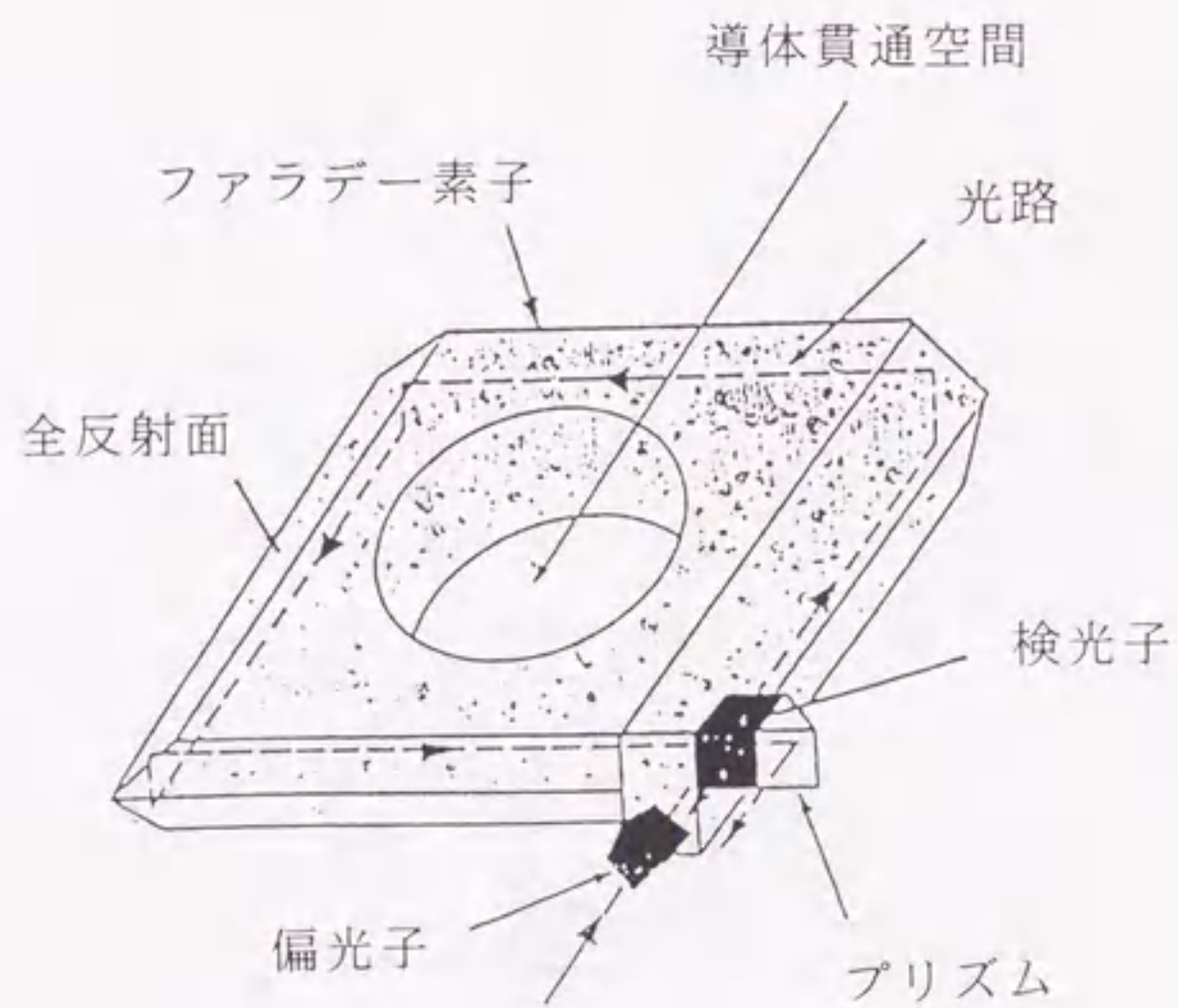
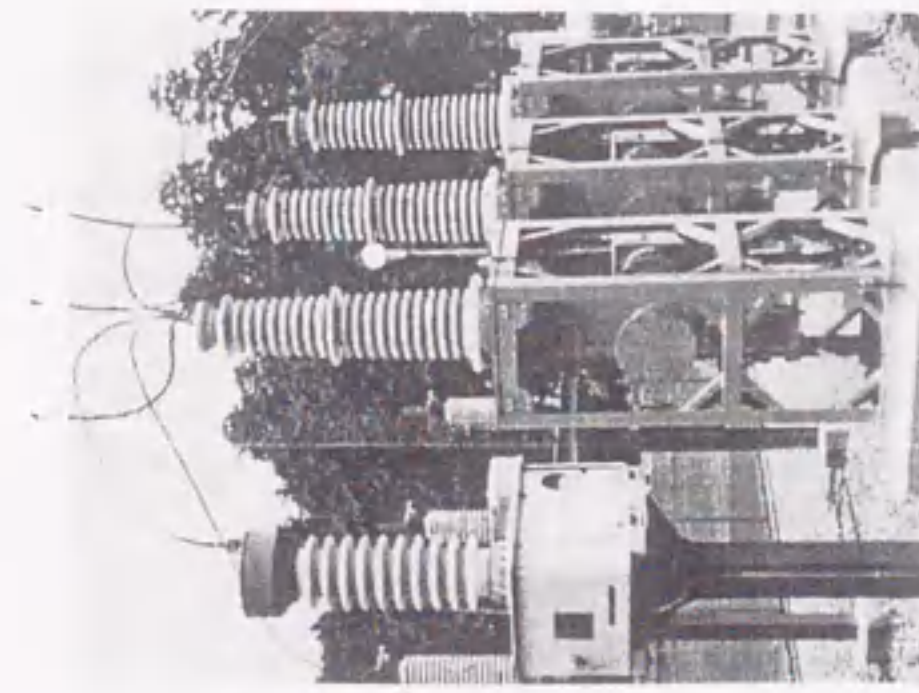
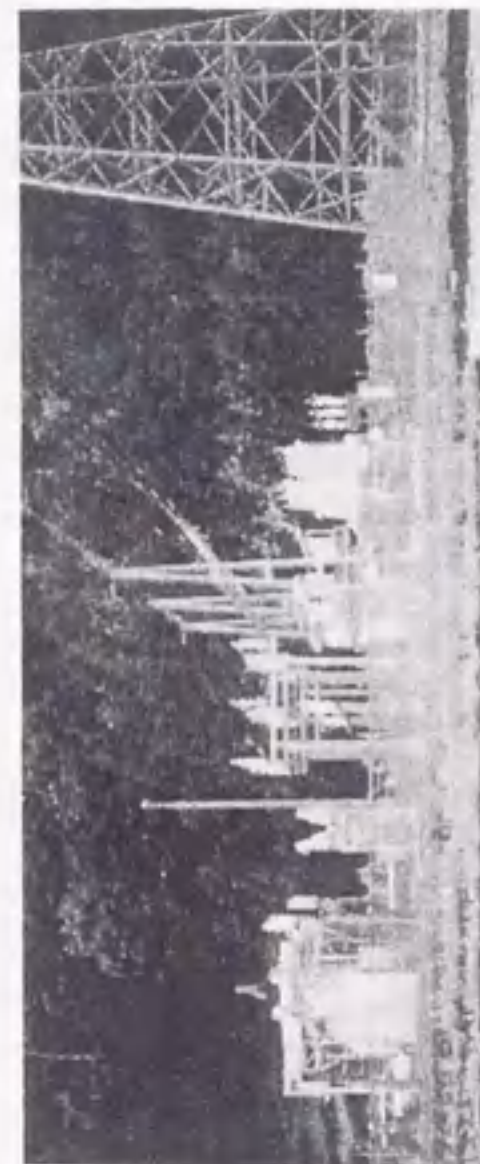


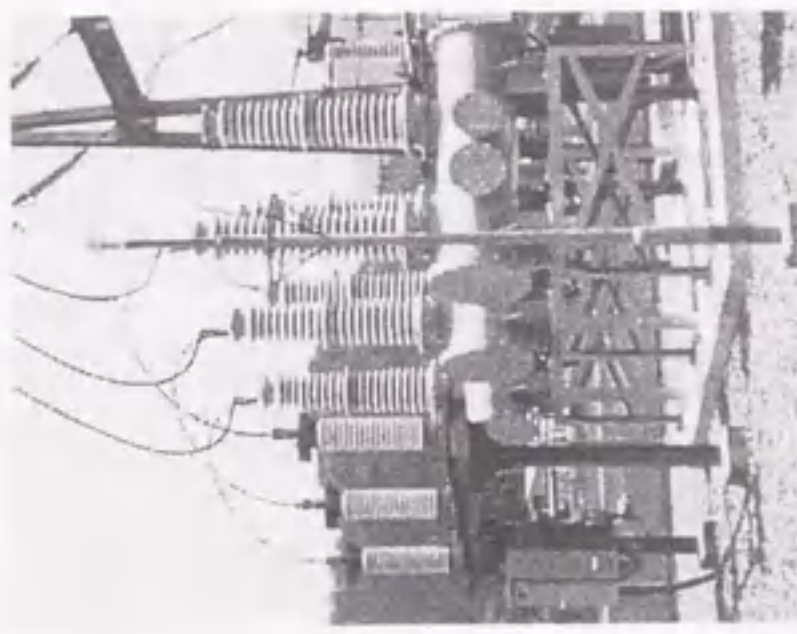
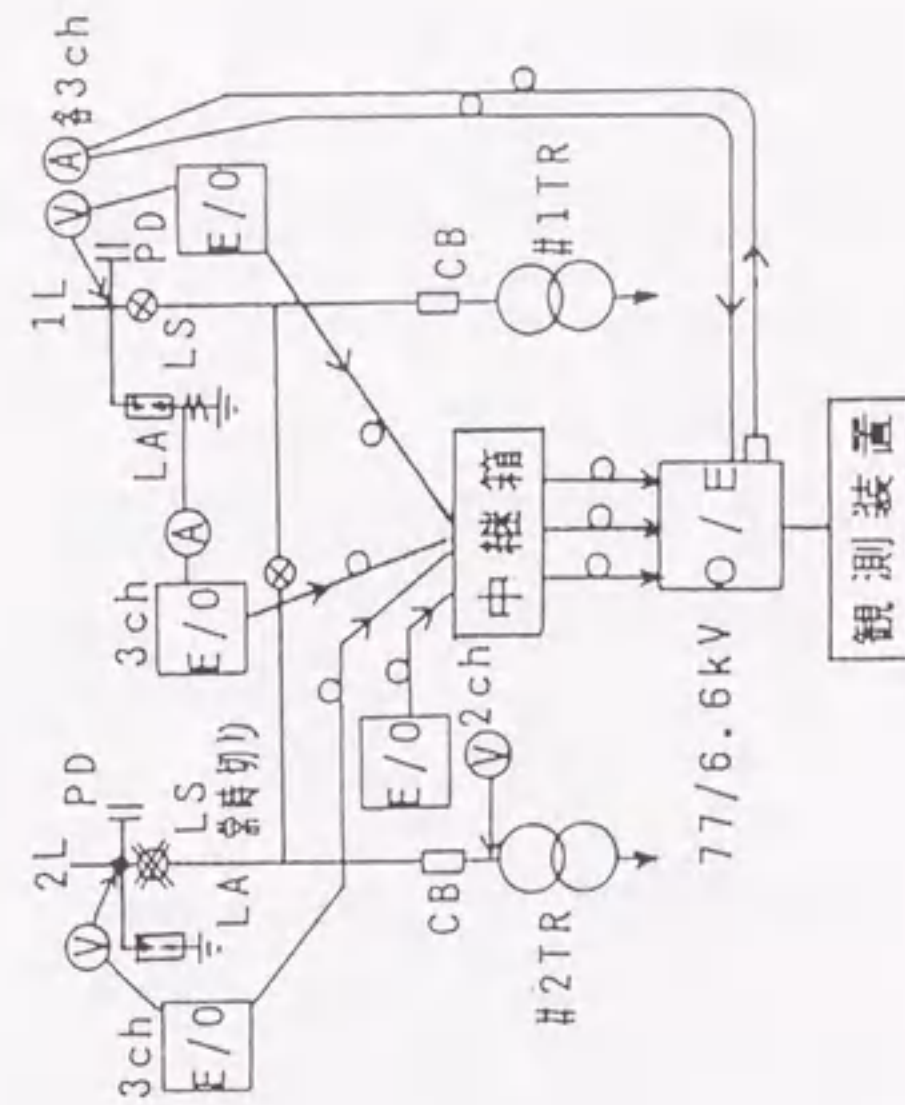
図2.7 光CTの基本構成



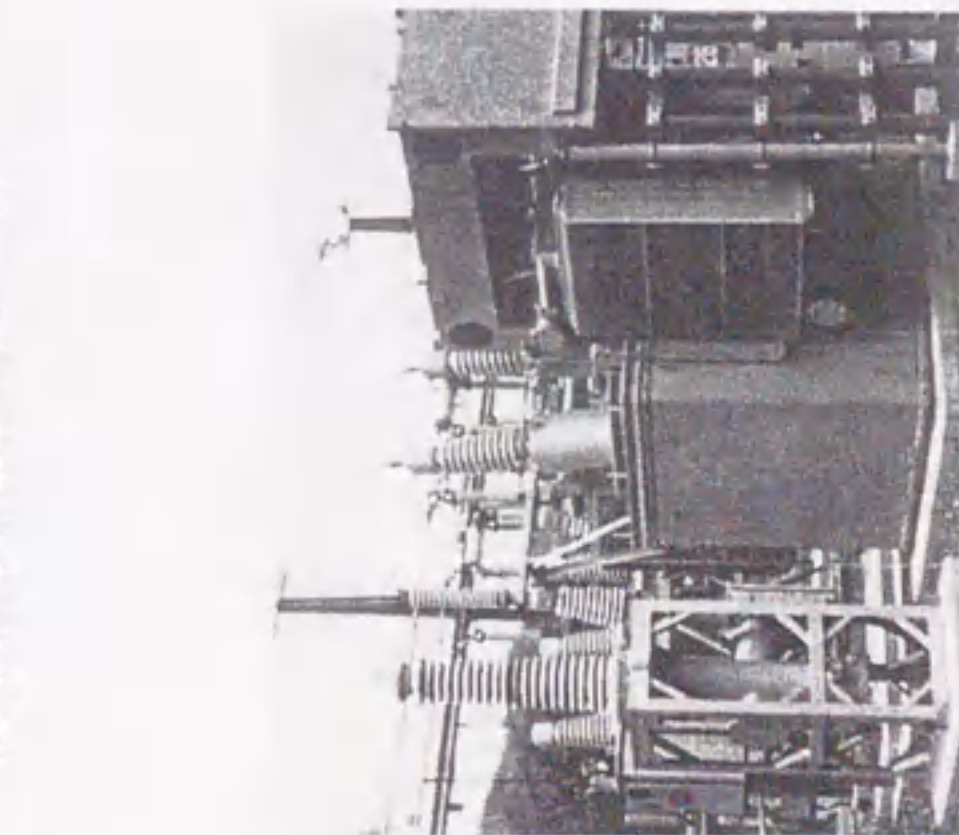
2Lライン側電圧測定部



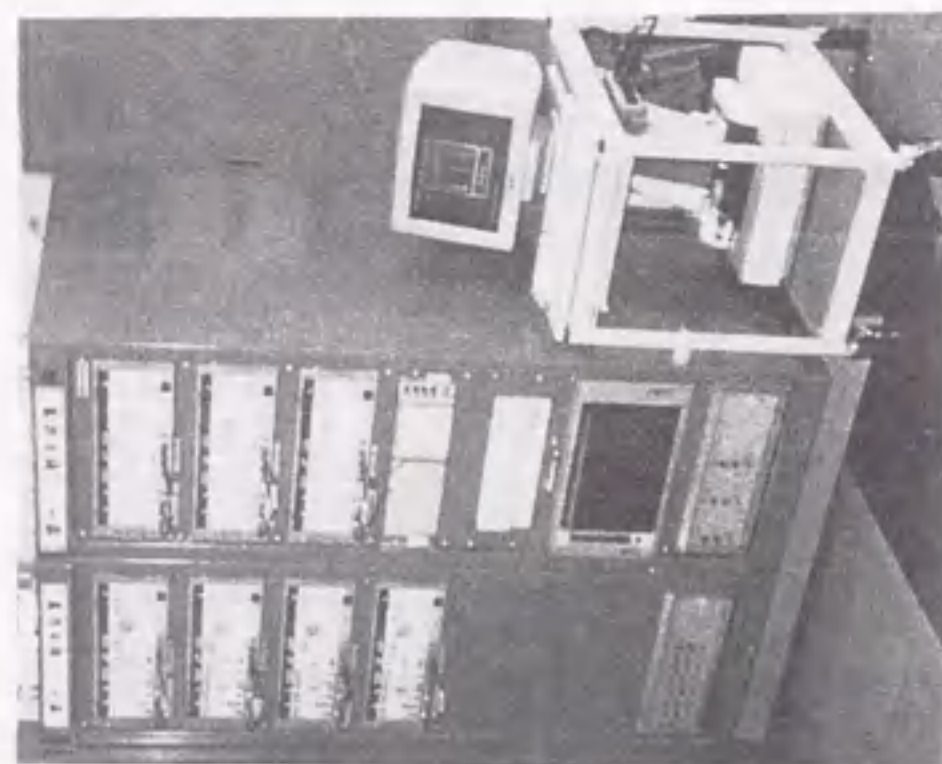
富之保変電所 全景



1Lライン側電圧・電流測定部
1Lライン側避雷器電流測定部



#2変圧器電圧測定部



雷サージ観測装置本体

図2.8 富之保変電所 (T変電所) における測定装置の据付状況

<2.2.4> 福野変電所における測定

福野変電所（F変電所）でもT変電所とほぼ同様な雷サージ電圧・電流測定を行った^{(27)~(32)}。F変電所の構成と測定箇所を図2.9に示す。F変電所もT変電所と同様に2回線送電線引込で変圧器が2台ある77/6.6kV気中絶縁変電所である。T変電所と異なるのは、受電回線が2L側であり、1L側の断路器が開放となっていることと、避雷器が変電所構内母線の両端に設置してあることである。変圧器巻線内の雷サージ電圧を測定するための巻線形雷サージ測定装置が設置してあるが、これについては次項で詳しく述べることにする。電圧測定箇所は1,2Lの線路引込口の各3相分と1Bの変圧器端子の2相分である。電流測定箇所は2L側避雷器接地線電流3相分である。センサはT変電所と同様、電圧測定にコンデンサ分圧器を用い、避雷器接地線電流測定には高周波CTを用いた。測定信号の伝送系についてもT変電所とほぼ同様にE/O, O/E変換器と光ファイバを用いた構成とし、変電所構内の電磁ノイズの影響を低減するシステムとなっている。F変電所で特徴的なのは、サージ波形の詳細を記録する高速デジタルサイザ（50ns Sampling）の他に低速デジタルサイザ（20 μ s Sampling）も有し、交流時間領域の現象も測定できるので、雷による送電線事故時の短絡、地絡故障リレーの動作や多重雷現象も詳細に観測できる利点がある。低速デジタルサイザによる測定例を図2.10に示す。

<2.2.5> 変圧器における測定

F変電所では巻線形雷サージ測定装置を設置し、変圧器巻線内の雷サージ電圧測定を行っている^{(33)~(36)}。本装置は10MVA, 77/6.6kVの標準の負荷時タップ切換変圧器と同型を使用した。この変圧器の巻線構成は図2.11に示すように、内側より低圧巻線、高圧巻線およびタップ巻線（粗巻線、密巻線）の順に配置されている。高圧巻線入口部は直列静電容量の大きい耐雷巻線（ハイセルキャップ巻線）、他は連続円板巻線構造という部分ハイセル巻線となっている。雷サージ測定用端子として、U(R), V(W), W(B)相巻線の端子電圧（U, V, W）、U相第一コイル部（U5）、粗巻線の入力端（U6）、中間部（U7）、中性点（N）ならびにV相粗巻線中間部（V8）の8箇所よりケース側面を通して引き出した。なおタップ位置は最高タップに固定した。外観を図2.12に示すが、変圧器タンクから飛び出し

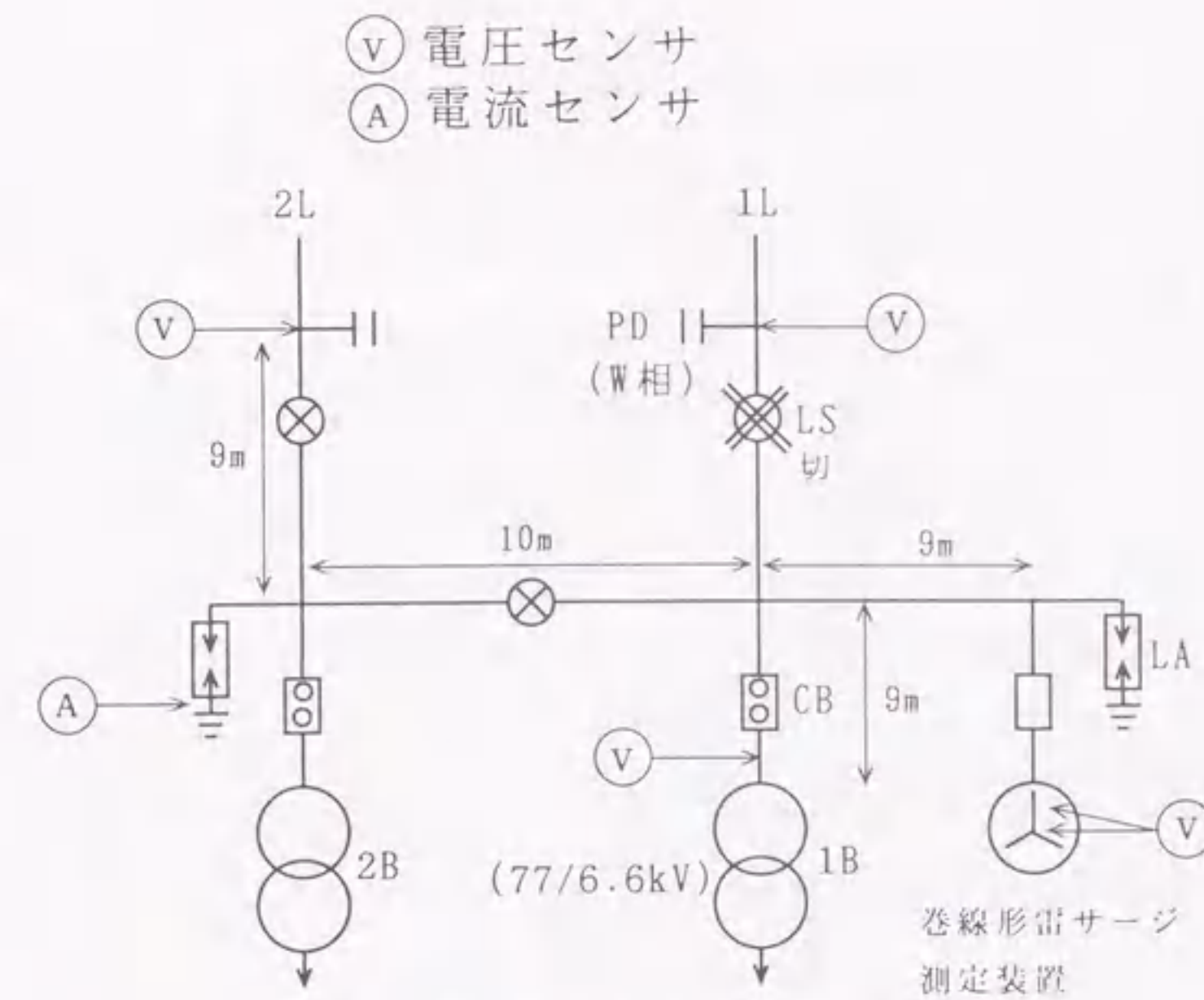
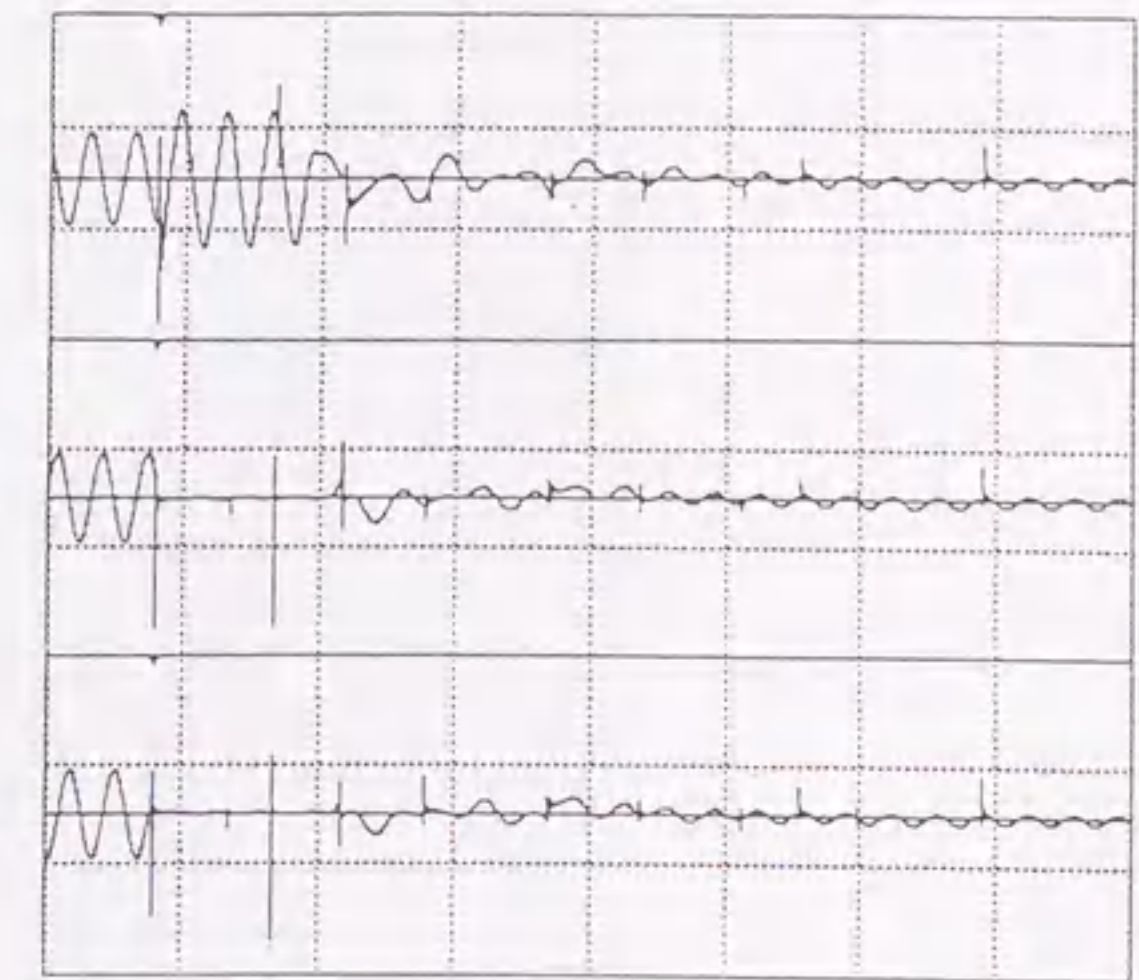


図2.9 F変電所内の測定箇所

MAX: 114.9 kV
MIN: -178.1 kV B

MAX: 72.8 kV
MIN: -165.9 kV W

MAX: 75.4 kV
MIN: -162.6 kV R



50ms/div

図2.10 低速デジタルサイザ波形

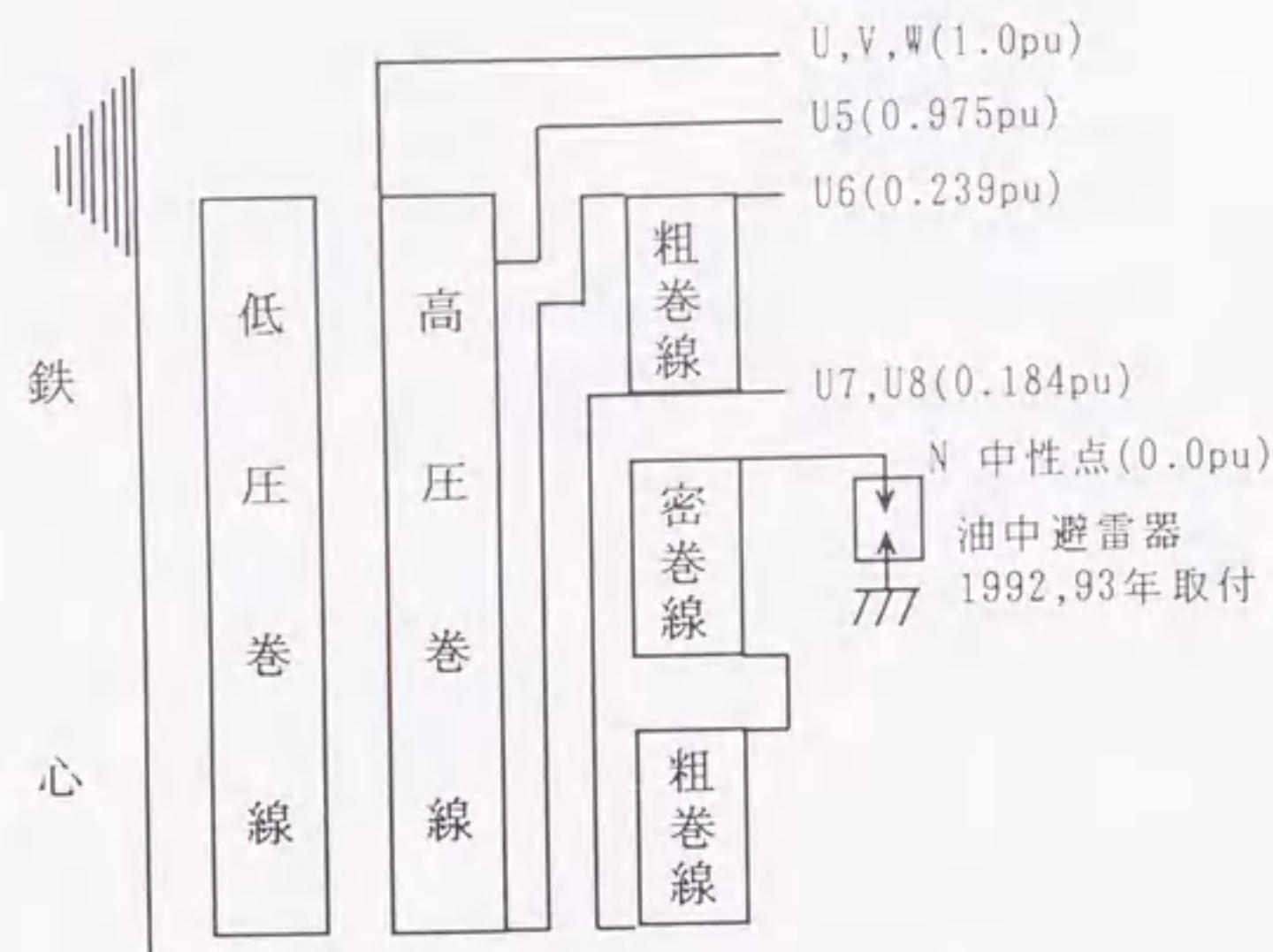


図2.11 巻線構成および測定箇所

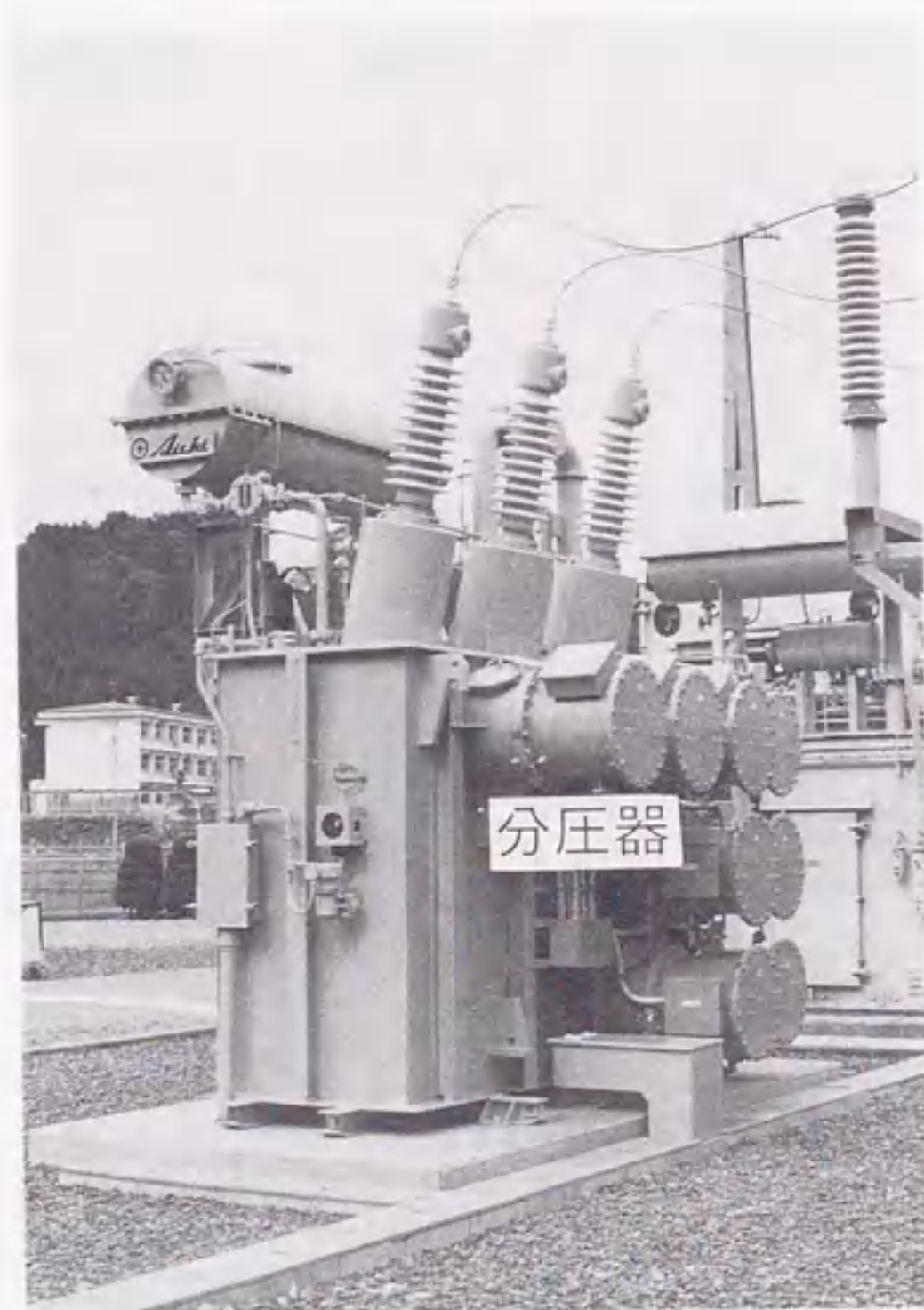


図2.12 巻線形雷サージ測定装置

ている円筒形の部分に油中分圧器があり、高圧巻線各部の電圧波形を測定する部分である。油中分圧器は、変圧器からの測定用端子を油-油絶縁スペーサを通して油中分圧器室内に導き、ここで同心円筒状に配置された課電極-浮遊電極間の静電容量と電圧検出用静電容量とにより容量分圧を行うものである。

また観測期間後半の1992, 93年には高圧巻線中性点に中性点避雷器を設置し、中性点避雷器による中性点電圧の抑制効果を検証した。

表2.2に77kV侵入雷サージ観測に使用した全測定装置の仕様の一覧を示す。送電線での雷撃電流測定においては雷撃電流の波頭長が $1\mu\text{s}$ 以上のものがほとんどなので、サンプリング速度 250ns 、応答特性 350kHz とした。また測定時間は冬季雷のような長波尾雷にも対応するように 6ms とした。T, F変電所内の雷サージ電圧・電流については変電所母線内(約 10m)での反射の影響が想定されるため高速ディジタイザのサンプリング速度としては $20\text{ns}\sim 50\text{ns}$ を選定した。応答特性についてはより高周波域までの特性を有するのが理想であるが、装置コストなどを考慮し、電圧で 10MHz 、電流で 1MHz 程度とした。高速ディジタイザの測定時間は $320\mu\text{s}\sim 800\mu\text{s}$ とした。また送電線故障リレーの動作や多重雷現象を捉えるために高速ディジタイザの後半のサンプリング速度を遅くしたり(T変電所: $50\mu\text{s}$ サンプリング)、高速ディジタイザとは別に低速ディジタイザ(F変電所: $20\mu\text{s}$ サンプリング)を設置し、商用周波数領域の現象を測定できるような測定時間($17\text{ms}\sim 400\text{ms}$)を設定した。

2.3 波形種類

<2.3.1> 測定波形数

表2.3にT, F変電所で測定された雷撃数(トリガー数)を種類別に分類したものを示す。結果的に4年間で計164雷撃が観測された⁽³⁷⁾。変電所内で1箇所でもトリガーすれば、10数箇所の全測定点で同時測定するので、実際の波形総数はこの10倍程度の約1700波である。1991年は夏季の天候不良のため測定数が少ない。1992年のT変電所は測定装置の調整のため測定数が少ない。種類

表2.2 測定装置の仕様

測定箇所	測定点	数	対象	サンプリグ速度	測定時間	応答特性	センサ
送電線	架空地線	10箇所	電流	250ns	6ms	350kHz	ロコスキーコイル
	塔脚(B,D)	20箇所					
T変電所	1 L引込口	3相分	電圧	高速ディジタイザ 20ns (後半50μs)	320μs (+17.2ms)	10MHz	コンデンサ分圧器
	2 L引込口	3相分					
	2B変圧器端子	2相分					
	1 L引込口	3相分	電流	1MHz	光CT		
	避雷器接地線	3相分	電流	1MHz	高周波CT		
F変電所	1 L引込口	3相分	電圧	高速ディジタイザ 50ns	800μs	10MHz	コンデンサ分圧器
	2 L引込口	3相分					
	1B変圧器端子	2相分					
	避雷器接地線	3相分	電流	1MHz	高周波CT		
	1 L引込口	3相分	電圧	低速ディジタイザ 20μs	400ms	コンデンサ分圧器	
F変電所 変圧器巻線	U(R)相	4箇所	電圧	高速ディジタイザ 50ns	800μs	10MHz	コンデンサ分圧器
	V(W)相	2箇所					
	W(B)相	1箇所					
	中性点	1箇所					

※ ただし応答特性はセンサから伝送系までの特性を示す。

表2.3 測定雷撃数

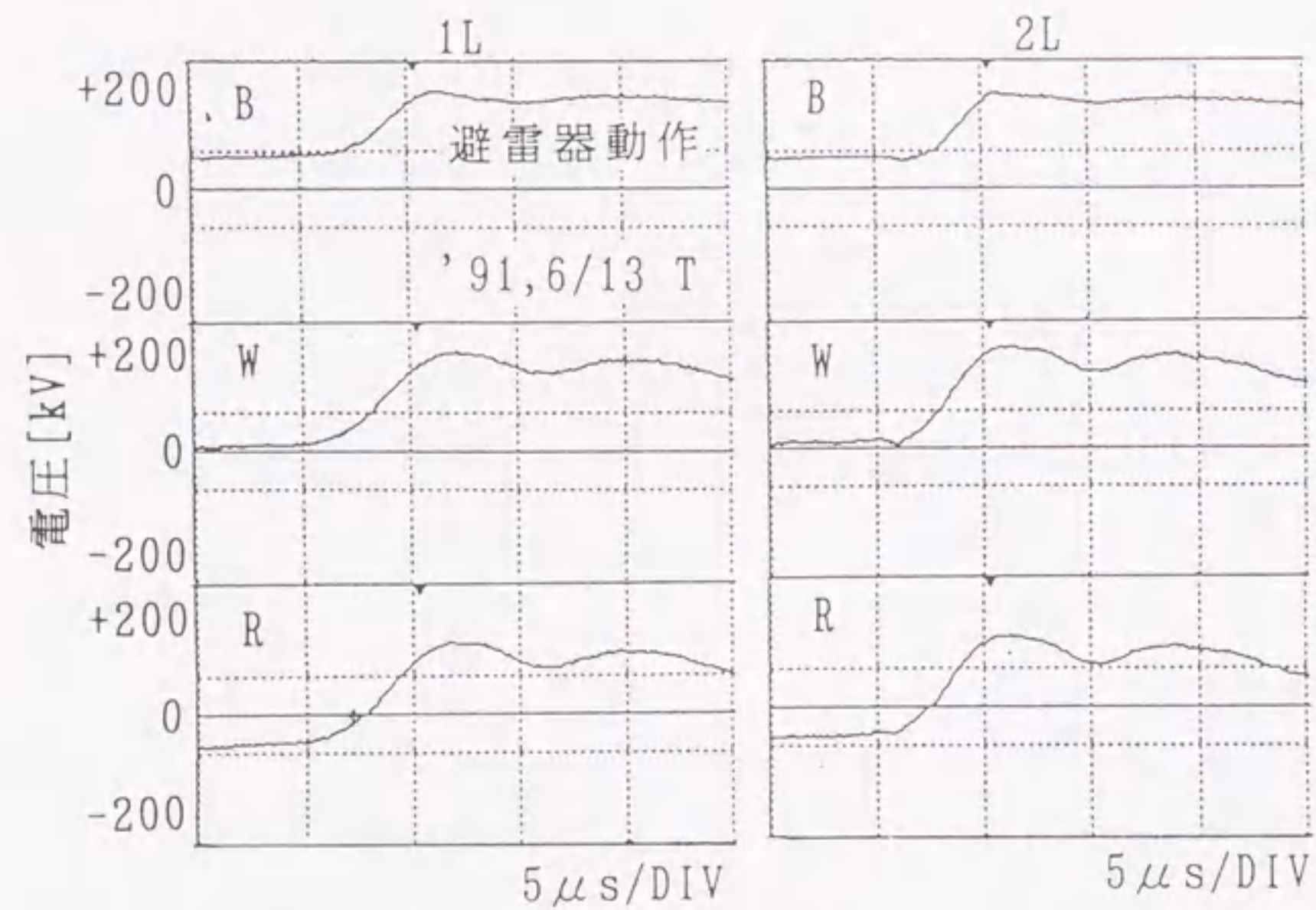
測定年	1990		1991		1992		1993		合計	割合 (%)
	T	F	T	F	T	F	T	F		
逆フラッシュオーバー	12	14	7	6	2	10	1	6	58	35
フラッシュオーバー後の多重雷	12	10	5	4	0	6	5	7	49	30
誘導雷	4	9	6	3	1	7	1	1	32	20
その他	3	8	1	1	0	9	1	2	25	15
計	31	41	19	14	3	32	8	16	164	100

別では逆フラッシュオーバー雷が35%、フラッシュオーバー後の多重雷が30%、誘導雷が20%、その他15%であった。今回の観測により線路故障時(1相地絡, 2相地絡, 3相地絡)の変電所侵入雷サージはもちろんのこと、線路故障後の多重雷(停止中も含む)についても多数の詳細な波形記録を得ることができた。また従来あまり注目されていなかった誘導雷についても多くの波形を記録することができた。これらの現象は複雑で多岐にわたるが、各種波形の主な特徴を抽出した結果を以下に述べる⁽³⁸⁾⁽³⁹⁾。

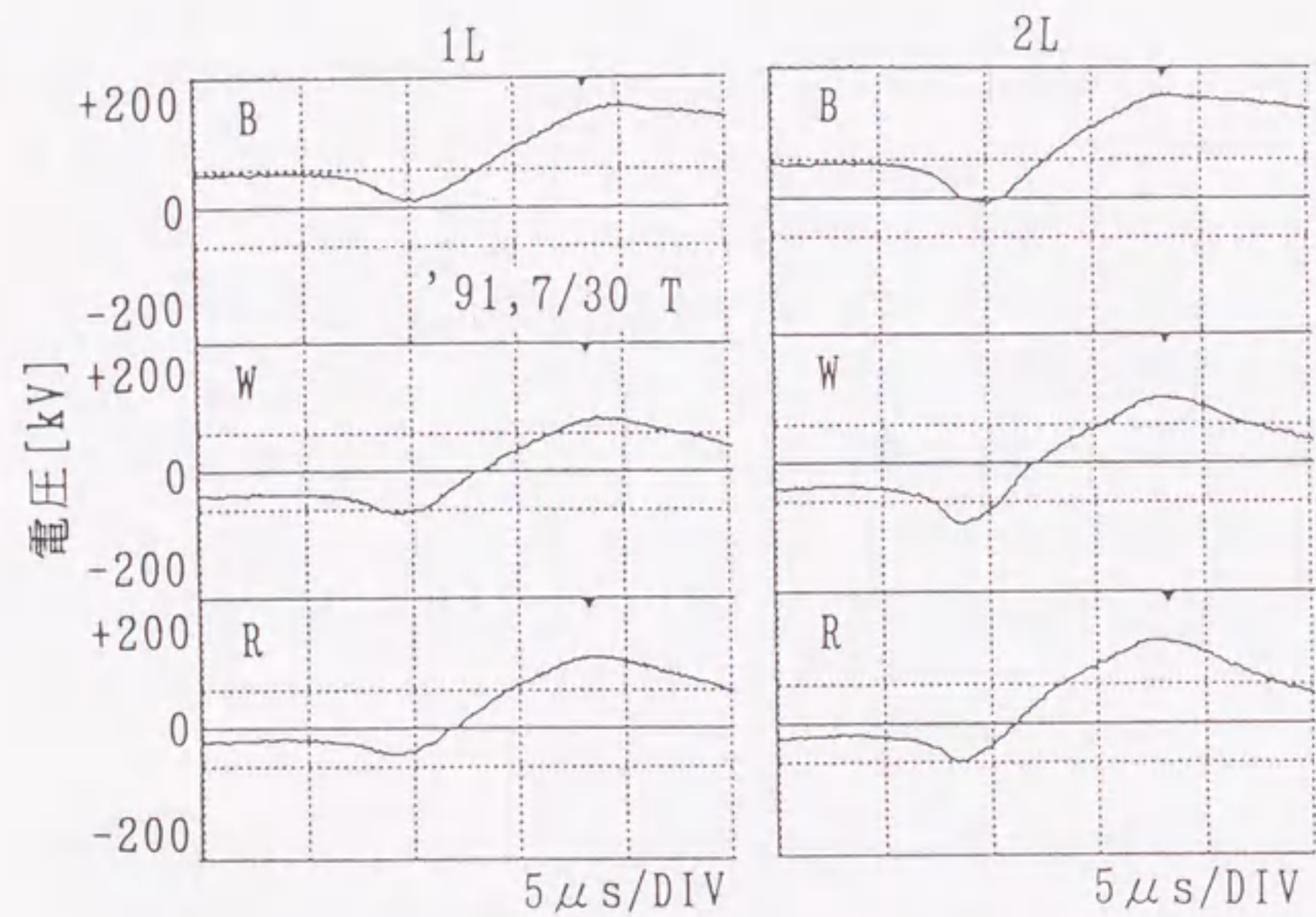
<2.3.2> 誘導雷

これは送電線近傍雷撃もしくは鉄塔雷撃でも雷電流が比較的小さいため、鉄塔電位上昇が低くアークホーンがフラッシュオーバーせず線路故障に至らなかった場合の雷サージである。図2.13にT変電所1,2Lで観測された誘導雷の例を示す。図中の数字などは測定年月日('91,6/13)および測定変電所(T:富之保)を示す。図2.13(a)(b)の雷撃は落雷位置評定システム(LLS)では観測されていないが、負極性雷撃電流時に正極性誘導雷が発生するという他の多くの同様な事例からの類推で負極性雷撃電流であったと推定される。一般に夏季の負極性雷撃電流の場合は、2回線6相同時にほぼ同一波形で、相電圧に正極性側に重畳する。B相は正極性の相電圧に誘導雷が重畳している関係で電圧が大きくなり、変電所避雷器($V_{10kA}=209kV$)に制限され、上部が平坦となっている。また1,2Lを比較すると受電端の1Lが開放端の2Lに比べ波頭峻度がなだらかとなっているが、これは変圧器などによる変電所等価侵入キャパシタンスによる影響であり、F変電所(受電端2L, 開放端1L)でもこの傾向が見られる。この変電所等価侵入キャパシタンスについては後ほど詳細に検討する。誘導雷は図2.13(a)のように電圧が始めから単純に立ち上がるもの(台形型)以外に、図2.13(b)のように初期の僅かな負側シフトを経て正側へ移行するもの(√型)も観測されている。

まれに負極性の誘導雷の例もある。図2.14にF変電所で観測された負極性誘導雷を示す。これは正極性雷撃電流による誘導と考えられる。正極性誘導雷の場合と同様に3相ともほぼ相似で、各相の電力線位相に重畳している。LLSによる観測ではこの時の雷撃点はF変電所から約4.9km離れた鉄塔付近であり、雷撃電流は+139kAであったと推定されている。



(a) 台形型



(b) √ (ルート) 型

図2.13 正極性誘導雷の例 (T変電所)

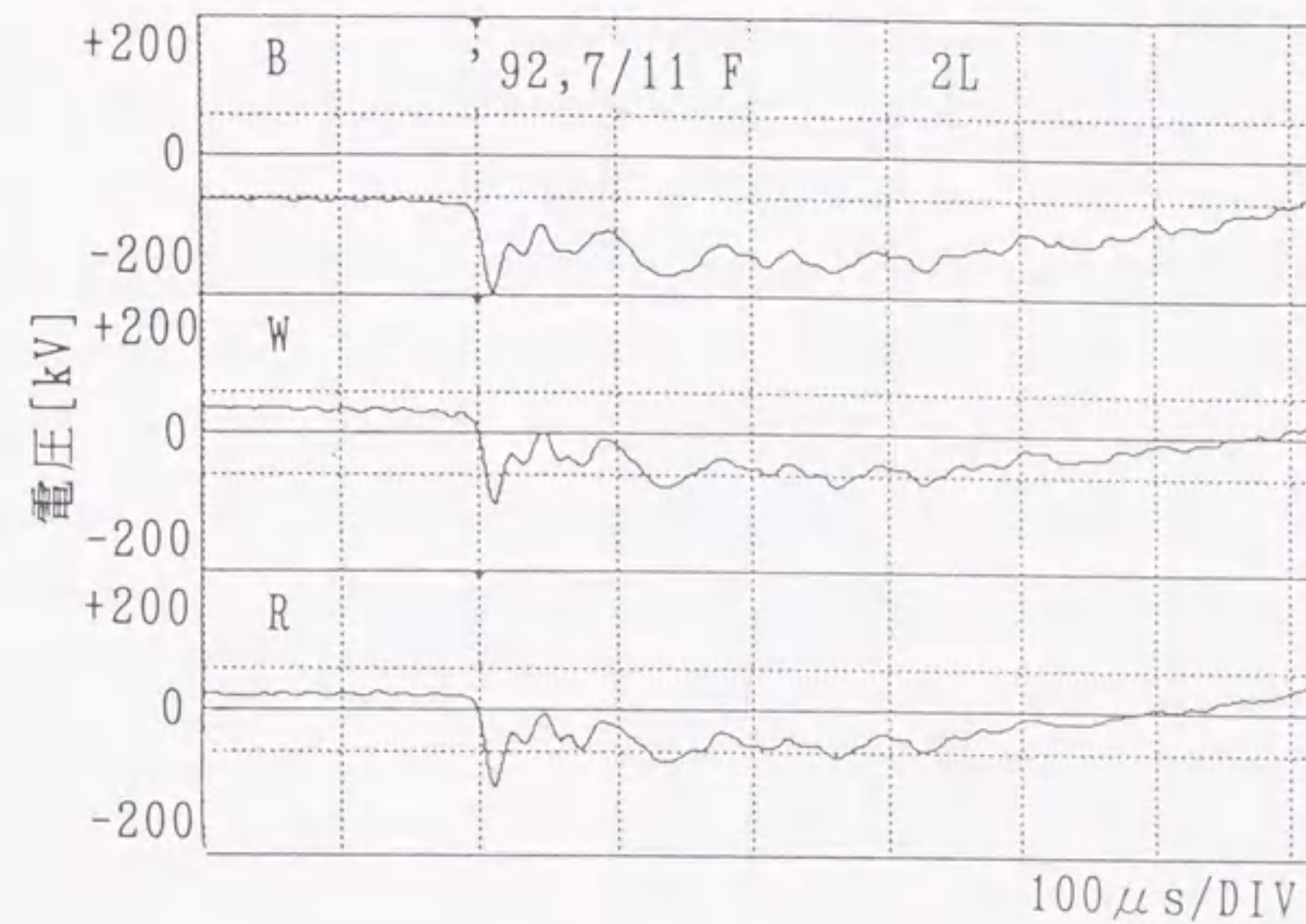
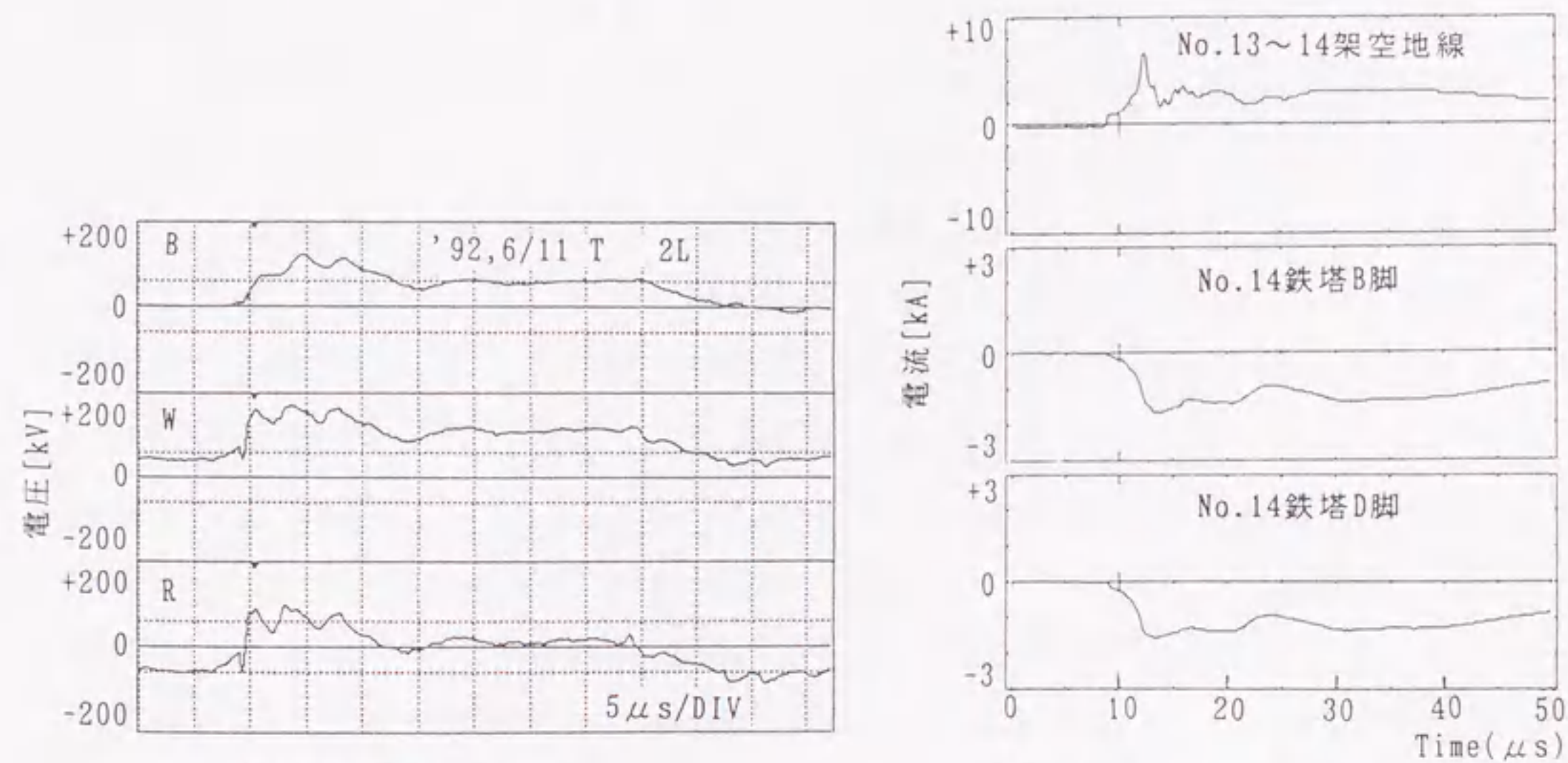


図2.14 負極性誘導雷の例 (F変電所)



(a) 変電所電圧波形

(b) 架空地線・塔脚電流波形

図2.15 変電所電圧波形と鉄塔電流波形の比較

この誘導雷の発生メカニズムについては配電線と同様に帰還電流からの誘導であるという説⁽⁴⁰⁾や架空地線からの誘導であるという説などがあるが、まだ不明な点が多い。誘導雷発生時の雷撃鉄塔電流が観測できればその手掛かりとなるのであるが、その例は数少なく唯一の観測例を図2.15に示す⁽⁴¹⁾。図2.15(a)はT変電所で観測された正極性誘導雷である。一方、図2.15(b)には誘導雷観測と同時に観測された、架空地線・塔脚電流波形を示す。これらの電流波形から、雷撃点はT変電所から4,5番目の鉄塔に相当するNo.14,13鉄塔間の架空地線(T変電所から約1.3km)であり、雷撃電流は約-25kAと推測される。さて、図2.15(a)(b)をみると、(a)の変電所電圧と(b)の塔脚電流(鉄塔B,D脚)の波形の外形が、極性は逆であるが非常によく一致していることがわかる。よって何らかの形で塔脚電流が誘導雷の発生原因に関わっているものと思われる。詳細な発生メカニズムの解明には今後さらなる検討やデータ収集が必要であろう。

<2.3.3> 逆フラッシュオーバー

これは架空地線または鉄塔の雷撃時に雷撃電流が大きいとアークホーンが逆フラッシュオーバーし、変電所に侵入してくる雷である。図2.16に逆フラッシュオーバーの例を示す。T変電所から2基目と3基目の鉄塔にあたるNo.16とNo.15鉄塔間の架空地線に-35kAの雷撃(T変電所から約500m)があり、第3鉄塔の1,2L両回線のB, W相の計4相でアークホーンが逆フラッシュオーバーした際にT変電所で観測された波形である。故障相であるB, W相は当初誘導により正極性となるが、アークホーン間電圧が大きくなり、アークホーンがフラッシュオーバーすると負極性雷撃電流が電力線に流れ込み負極性となる。負の過大なサージ電圧は変電所避雷器により制限されるため下部が平坦な波形となる。避雷器制限部分に4~5 μ s程度の振動周期が見られるが、これはフラッシュオーバーした第3鉄塔と変電所間との往復反射($T=650\text{m} \times 2 \div 300\text{m}/\mu\text{s}=4.3\mu\text{s}$)が主原因であると考えられる。一方、健全相であるR相はやはり一旦正極性に振れるが、その後なだらかに負極性に移行する。これは故障相であるW, B相からの誘導のためと考えられる。

同一雷撃によりT,F変電所で得られた全12相(1,2L 6相 \times 2変電所)の引込口電圧波形の比較を以下に示す⁽⁴²⁾。図2.17はF変電所からの第3鉄塔に-30kAの雷撃(F変電所から約700m)があり、第3鉄塔の1LW相, 2LW, R相の計3相でアー

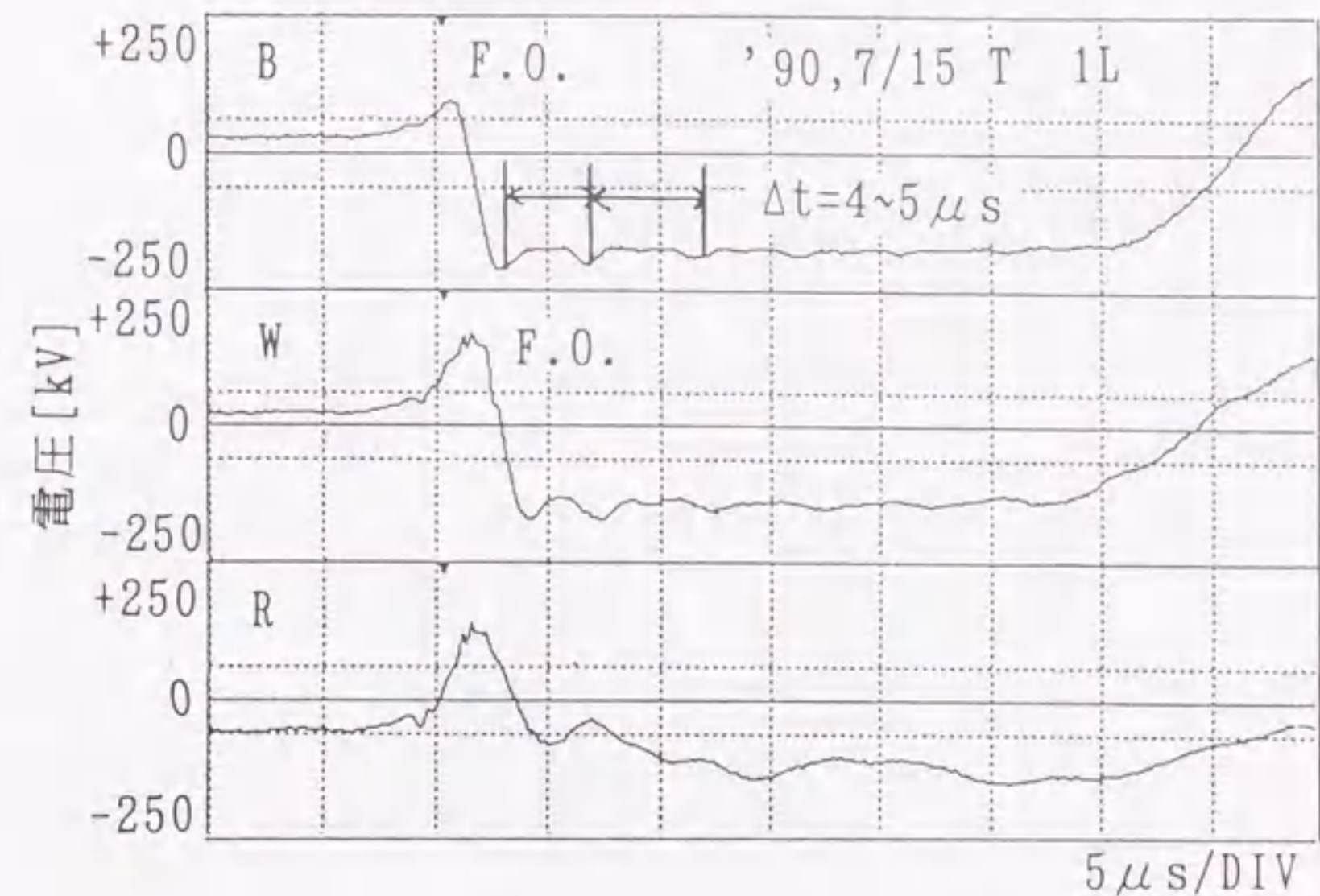
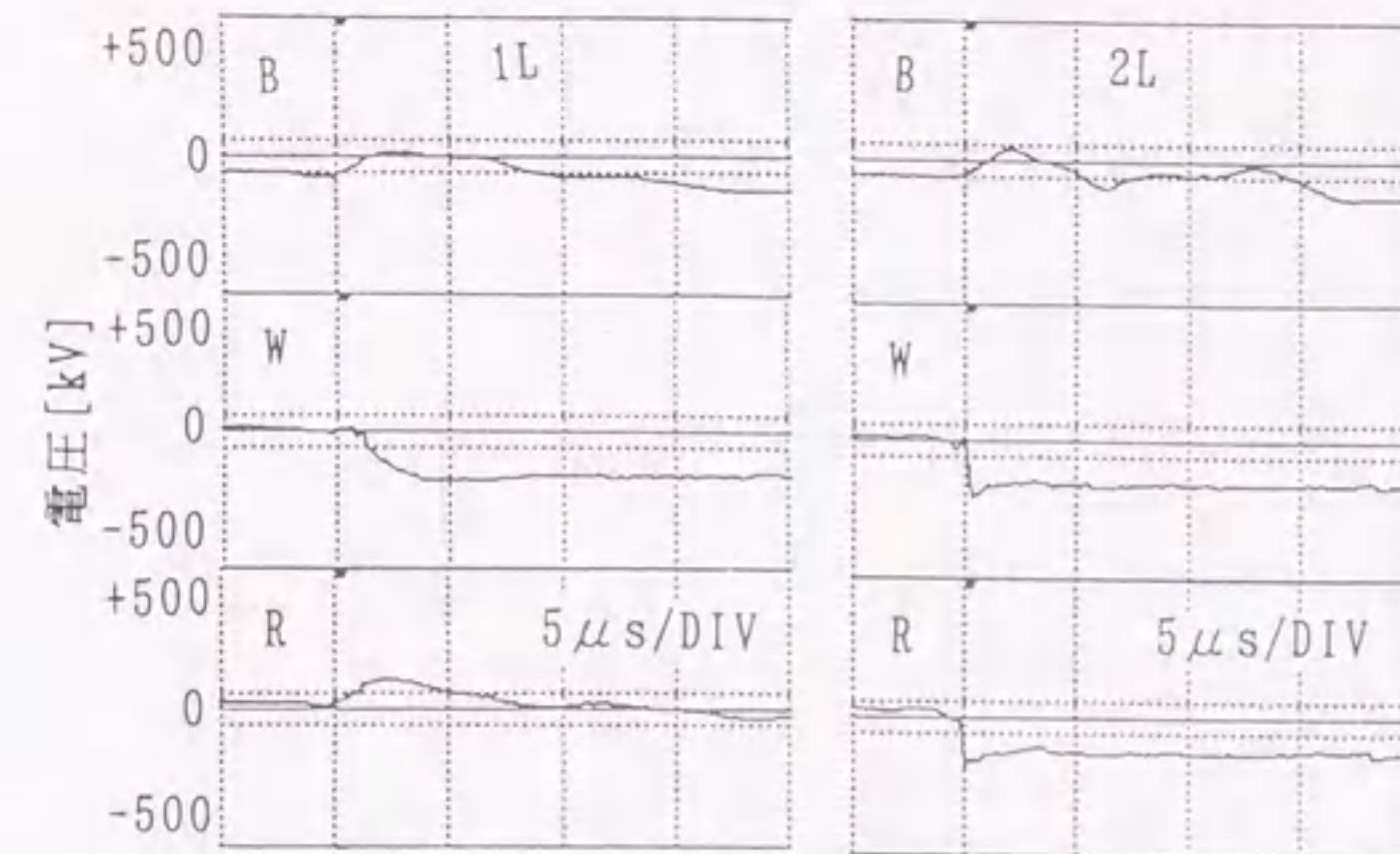


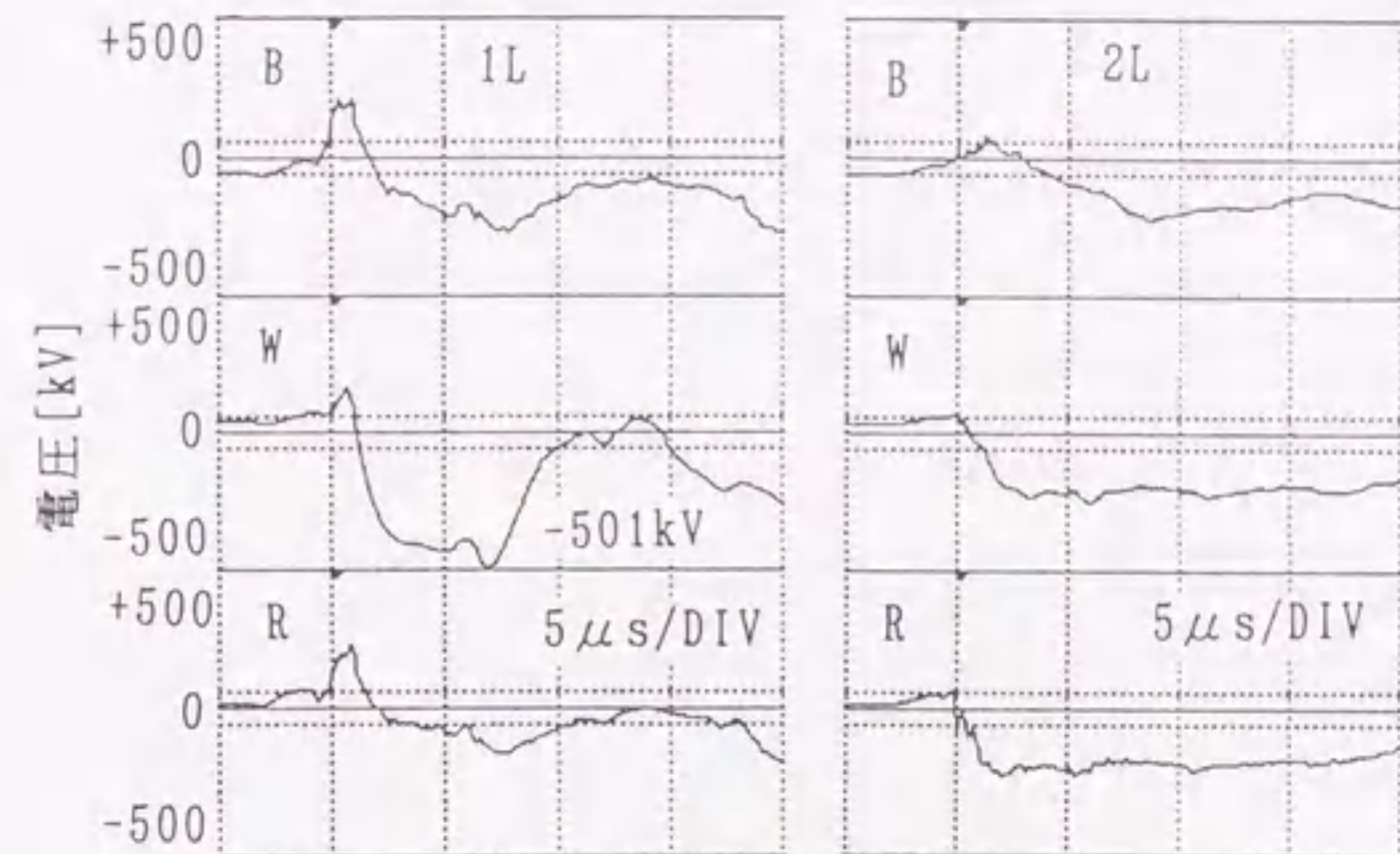
図2.16 逆フラッシュオーバー雷の例

クホーンが逆フラッシュオーバーした際にT, F変電所で観測された波形である。図2.17(a)(b)は各変電所で観測されたサージ波形を示した図である。1L側を見ると雷撃点に近い関係上F側が大きく、W相で最大-501kVのサージが観測されている。これはF-1Lが開放端であることや避雷器保護のないことも大きな要因である。一方、2L側はT, Fどちらも避雷器で保護されており、避雷器の動作しているW, R相には各変電所避雷器のV-I特性の相違(F: $V_{10kA}=279kV$, T: $V_{10kA}=209kV$)による制限電圧の違いが現れている。図2.17(c)は同時にF変電所で得られた低速デジタル波形であるが、2L側でフラッシュオーバー(F.O.)後に短絡リレーが動作し、3サイクル後に遮断器が開放している様子がよくわかる。またF.O.後の線路停止中に侵入してくる多重雷の様子も明確に捉えられている。

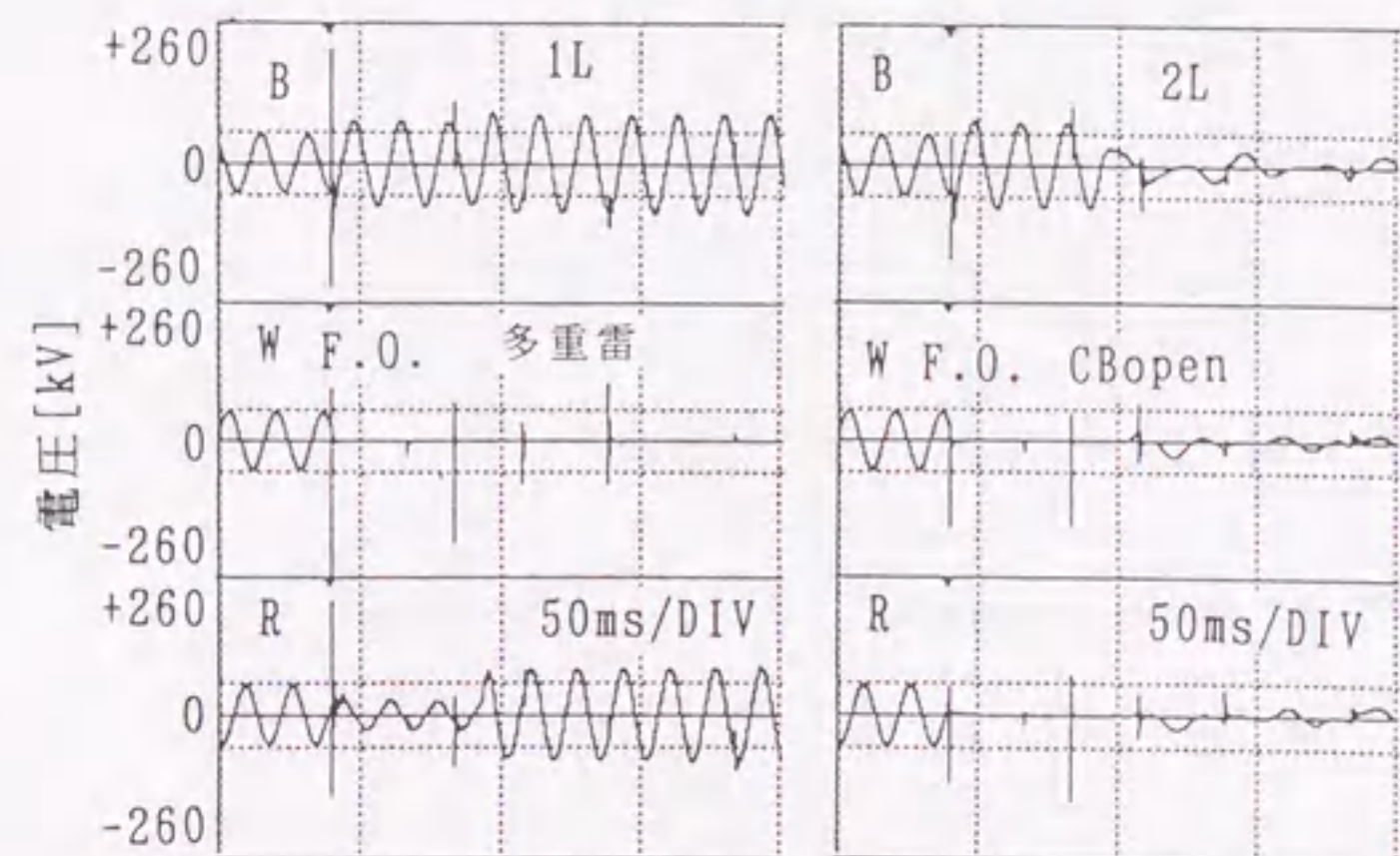
図2.18も図2.17と同様に同一雷撃によりT, F変電所で得られた全12相のサージ電圧の比較である。T変電所の第3, 4鉄塔間の架空地線に-56kAの雷撃(T変電所から約900m)があり、第4鉄塔の1, 2L両回線の全相6相でフラッシュオーバーした際の波形である。図2.18(a)(b)を見ると雷撃点がT側に近いため1, 2LともT側が大きくなっている。一方、F-1Lは開放端にもかかわらず図2.17の例ほど大きな電圧となっていない。これは雷撃点がF変電所から遠いこともあるが、1990年8月から運用開始されたF変電所近傍と0変電所を接続する送電線(図2.1参照)へサージが分波されるためとも考えられる。



(a)高速デジタル波形('90, 8/11 T変電所)

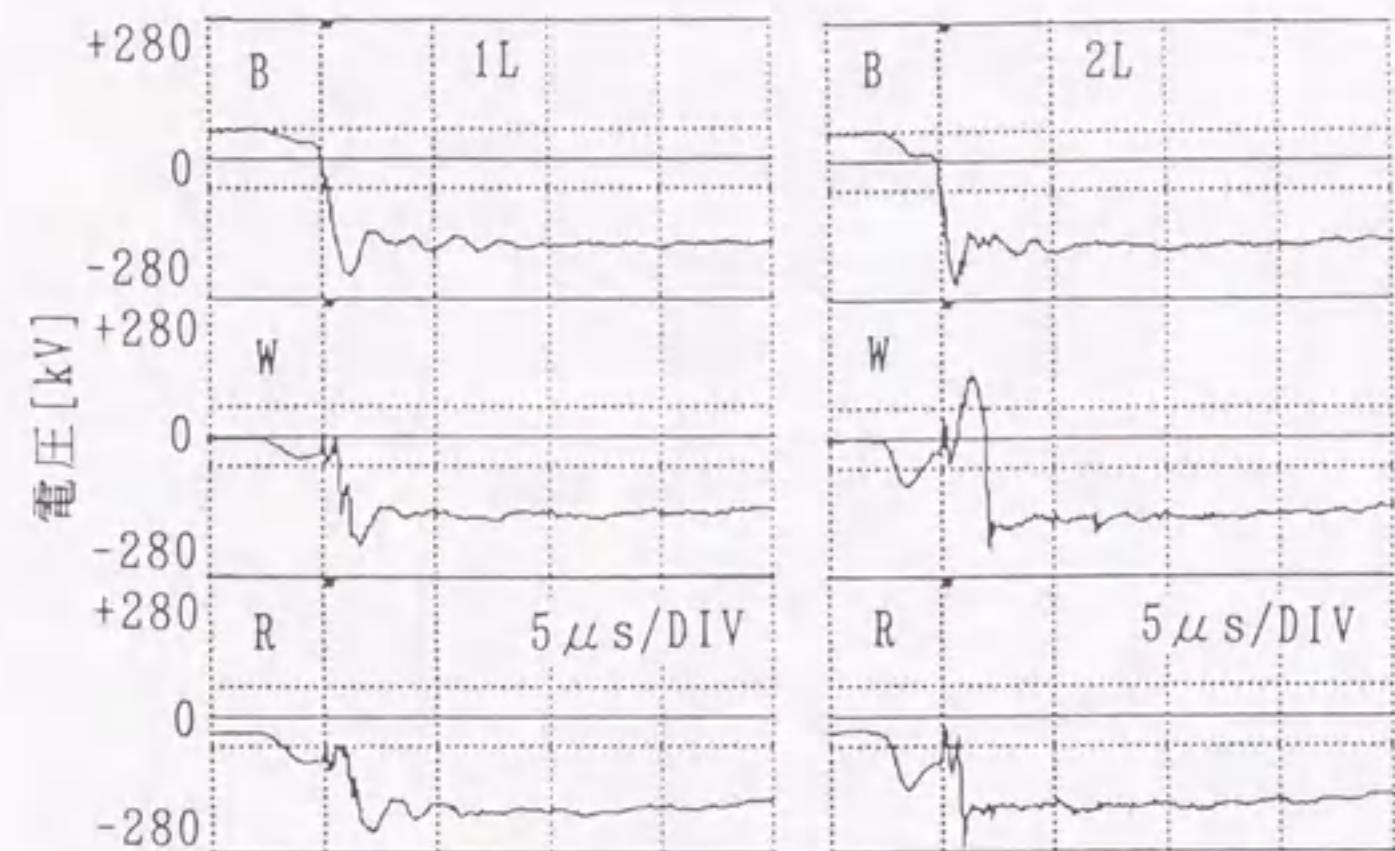


(b)高速デジタル波形('90, 8/11 F変電所)

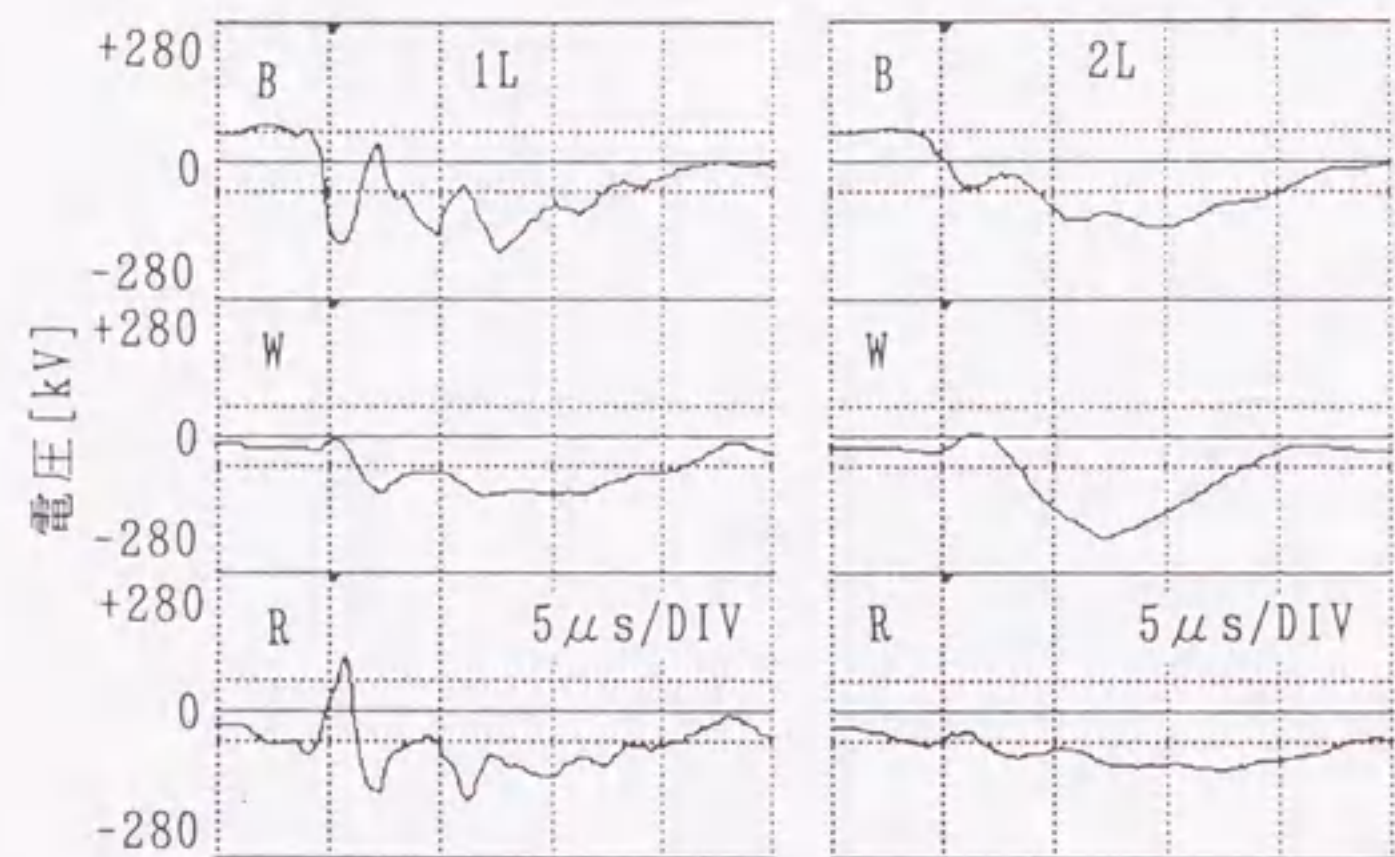


(c)低速デジタル波形('90, 8/11 F変電所)

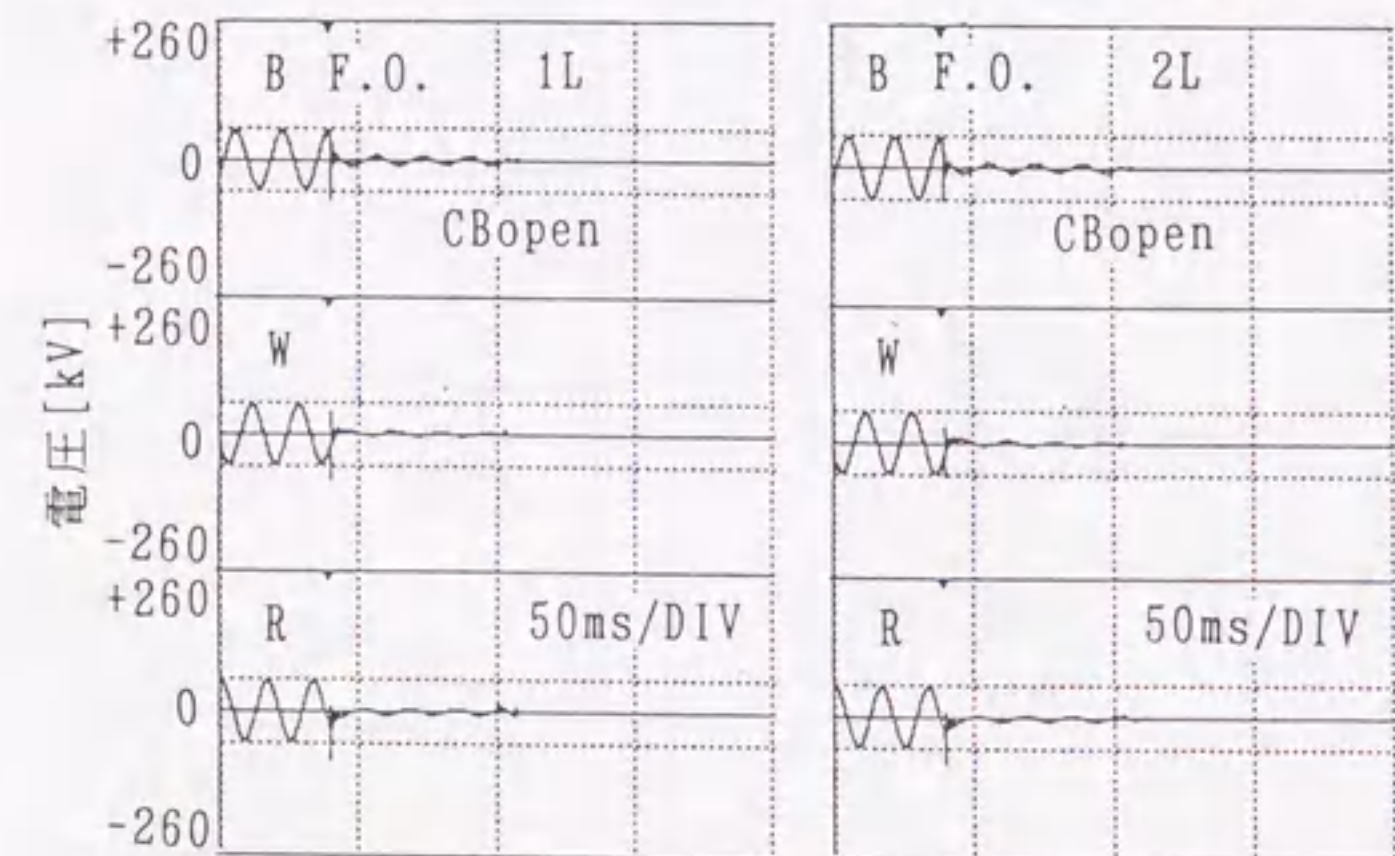
図2.17 2変電所12相のサージ電圧波形比較(No.1)



(a)高速デジタル波形('91,6/25 T変電所)



(b)高速デジタル波形('91,6/25 F変電所)



(c)低速デジタル波形('91,6/25 F変電所)

図2.18 2変電所12相のサージ電圧波形比較(No.2)

2.4 まとめ

本章の内容をまとめると以下ようになる。

- (1) 77kV送電線に雷撃して、変電所に侵入し、最終的に変圧器中性点にいたる雷サージを高精度に自動観測するシステムを開発した。本観測システムの特徴としては、送電線での雷測定を同時に行っているため、他の変電所のみでの侵入雷観測にくらべ、雷撃点、雷撃波形の推定が容易であり、EMTP解析との比較が可能である。
- (2) 本観測システムでは4年間で164雷撃を観測し、約1700波もの貴重な雷サージ波形を取得することができた。これらはこれまでの他の同様な観測システムに比べ、格段に多い波形数である。
- (3) 誘導雷については台形型、√型など各種の波形が得られた。極性は正極性がほとんどであるが、雷撃電流が正極性の場合には負極性となることが判明した。誘導雷の発生原因については不明な点が多いが、塔脚電流波形と相似している点などが手がかりとなると思われる。
- (4) 逆フラッシュオーバ雷については故障相や健全相の詳細を観測でき、誘導成分がフラッシュオーバに大きく影響することなどが判明した。また同一雷撃による2変電所12相の波形を比較することにより、雷撃距離、開放端と受電端の相違、送電系統による影響などが考察された。

第2章の文献

- (1) 電気学会：「電力系統における雷サージ解析の新技术」，電気学会技術報告(II部)第224号
- (2) 電気学会：「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(II部)第301号
- (3) 植田，森田，山極，菅，緒川：「77kV変電所侵入雷サージの測定」，電気学会論文誌B, Vol.114, No.1, pp.45-52, 1994
- (4) 植田，依田，宮地：「77kV変電所で観測される侵入雷サージの特徴」，電気学会論文誌B, Vol.116, No.11, pp.1422-1428, 1996
- (5) 植田，大橋：「変電所へ侵入する雷サージの実測」，電気学会論文誌B, Vol.115, No.9, pp.977-980, 1993
- (6) 電気学会：「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，II部，No.566，1995
- (7) 小村，森本，藤本，角田，加村，宮田：「500kV 変電所における侵入雷サージの観測について」，電気学会放電・高電圧合同研究会，ED-92-212, HV-92-98, 1992
- (8) 小村，樋口，林田：「500kV 開閉所における侵入雷サージの実測について」，電気学会電力・エネルギー部門大会, No.407, 1993
- (9) 小村，森本，藤本，角田，加村，宮田：「新センサ方式における500kV開閉所侵入雷サージ観測」，電気学会全国大会, No.1236, 1992
- (10) 萬屋，岡部，菅，舛沢，針生，野月：「550kV 変電所における過電圧測定装置の開発と適用」，電気学会論文誌B, Vol.111, No.9, pp.943-948, 1991
- (11) S.Okabe, M.Kan, T.Kouno : "Analysis of Surges Measured at 550kV Substations", IEEE, Trans. on Power Delivery, Vol.6, No.4, pp.1462-1468, 1991
- (12) 土谷，三苦，奥村，竹内，福岡：「ガス絶縁開閉装置用雷サージ観測装置の開発」，電気学会全国大会，No.1112, 1988
- (13) 早田，碓，山極，北住，内山，田川：「500kV ガス絶縁変電所に侵入する雷サージの観測」，電気学会電力・エネルギー部門大会, No.274, 1991
- (14) 植田，小村，望月，片平：「変電所侵入雷サージの実態」，電気学会全国大会シンポジウム，No.S25-7, 1996
- (15) 荒金，葛城：「雷サージメモリ開発と鉄塔・架空地線雷電流観測結果」，電気学会論文誌B, Vol.111, No.1, pp.31-37, 1991
- (16) 植田，森田：「77kV送電線における雷サージ観測」，電気学会放電・高電圧合同研究会資料，ED-92-182, HV-92-68, 1992
- (17) 耐雷設計基準委員会：「発変電所耐雷設計ガイドブック」電力中央研究所，研究報告，175034，1976
- (18) 葛城，横谷，吉村，福井，横田：「送電線の雷電流分布について」，電気学会全国大会，No.1324, 1991
- (19) 安生，菰田：「送電鉄塔の多線雷フラッシュオーバー解析法」，電気学会論文誌B, Vol.97, No.2, pp77-84, 1977
- (20) 植田，神山，森田，山極，菅，緒川：「変電所侵入雷サージ観測の概要」，電気学会全国大会，No.1240，1992
- (21) 吉村，森田，田川，内山，山極：「変電所侵入雷サージ観測装置」，電気関係学会東海支部連合大会，No.139，1990
- (22) 吉村，森田，田川，内山，山極：「変電所侵入雷サージの観測結果」，電気学会全国大会，No.1334，1991
- (23) 植田，神山，森田，山極，北住：「変電所侵入雷サージの観測とサージ解析との照合」，電気学会全国大会，No.1238，1992
- (24) 植田，神山，森田，田川，高橋，山極：「変電所侵入雷サージ電流の光CTによる観測」，電気学会全国大会，No.1239，1992
- (25) 植田，神山，森田，山極，北住，田川：「変電所侵入雷サージの観測及びサージ解析との照合」，電気学会電力・エネルギー部門大会, No.49, 1992
- (26) 小林，高木，堀出，檜垣，高橋，山極，森：「光空間伝送部を有する光電流変成器の開発」，電気学会論文誌B, Vol.111, No.9, pp.999-1006, 1991
- (27) 吉村，森田，菅，舛沢，針生，野月，長岡：「変電所侵入雷サージの測定」，電気関係学会東海支部連合大会，No.140，1990
- (28) 吉村，森田，菅，舛沢，針生，野月：「変電所侵入雷サージの測定」，電気学会全国大会，No.1333，1991
- (29) 植田，神山，森田，菅，舛沢，野月：「変電所侵入雷サージの測定」，電気学会全国大会，No.1237，1992
- (30) 植田，神山，森田，菅，舛沢，針生，野月：「77kV変電所侵入雷サージ測定装置の開発と適用」，電気学会電力・エネルギー部門大会, No.50, 1992
- (31) 植田，森田，菅，野月，篠田：「平成4年変電所侵入雷サージ測定結果」，電気学会全国大会，No.1421，1993
- (32) T.Ueda, T.Morita, M.Kan, K.Matuzawa, Y.Hariu, M.Nozuki : "Development and Application of Measuring System of Lightning Surges at 77kV Substations", 8th International Symposium on High Voltage Engineering, No.70.05, pp.233-236, 1993
- (33) 吉村，森田，後藤，緒川，矢後，神谷：「変電所における変圧器侵入雷サージの測定」，電気関係学会東海支部連合大会，No.141，1990

- (34)吉村, 森田, 緒川, 遠山, 矢後, 柴田: 「変電所における変圧器侵入雷サージの測定」, 電気学会全国大会, No.928, 1991
- (35)植田, 神山, 森田, 緒川, 遠山, 神谷: 「変電所における変圧器侵入雷サージの測定(その3)」, 電気関係学会東海支部連合大会, No.145, 1991
- (36)植田, 神山, 森田, 緒川, 遠山, 神谷: 「変電所における変圧器侵入雷サージの測定」, 電気学会静止器研究会資料, SA-91-72, 1991
- (37)植田, 根尾: 「77kV変電所侵入雷サージ観測結果のまとめ」, 電気学会放電・高電圧合同研究会資料, ED-94-133, HV-94-92, 1994
- (38)宮地, 依田, 大橋, 葛城, 植田: 「送電線故障様相と変電所侵入雷電圧波形」, 電気学会放電・高電圧合同研究会資料, ED-93-130, HV-93-38, 1993
- (39)T.Ueda, M.Yoda, I.Miyachi: "Characteristics of Lightning Surges Observed at 77kV Substations", 10th International Conference on Atmospheric Electricity, pp.301-304, 1996
- (40)小島, 菅, 横山, 植田: 「帰還雷撃電流による誘導電圧を考慮した逆フラッシュオーバーの評価」, 電気学会論文誌B, Vol.113, No.11, pp1249-1255, 1993
- (41)植田, 根尾: 「77kV系統で観測される誘導雷の発生原因に関する一考察」, 電気学会電力・エネルギー部門全大, No.399, 1994
- (42)宮地, 依田, 根尾, 植田: 「雷撃に伴う2変電所12相のサージ電圧波形比較」, 電気学会電力・エネルギー部門大会, No.413, 1994

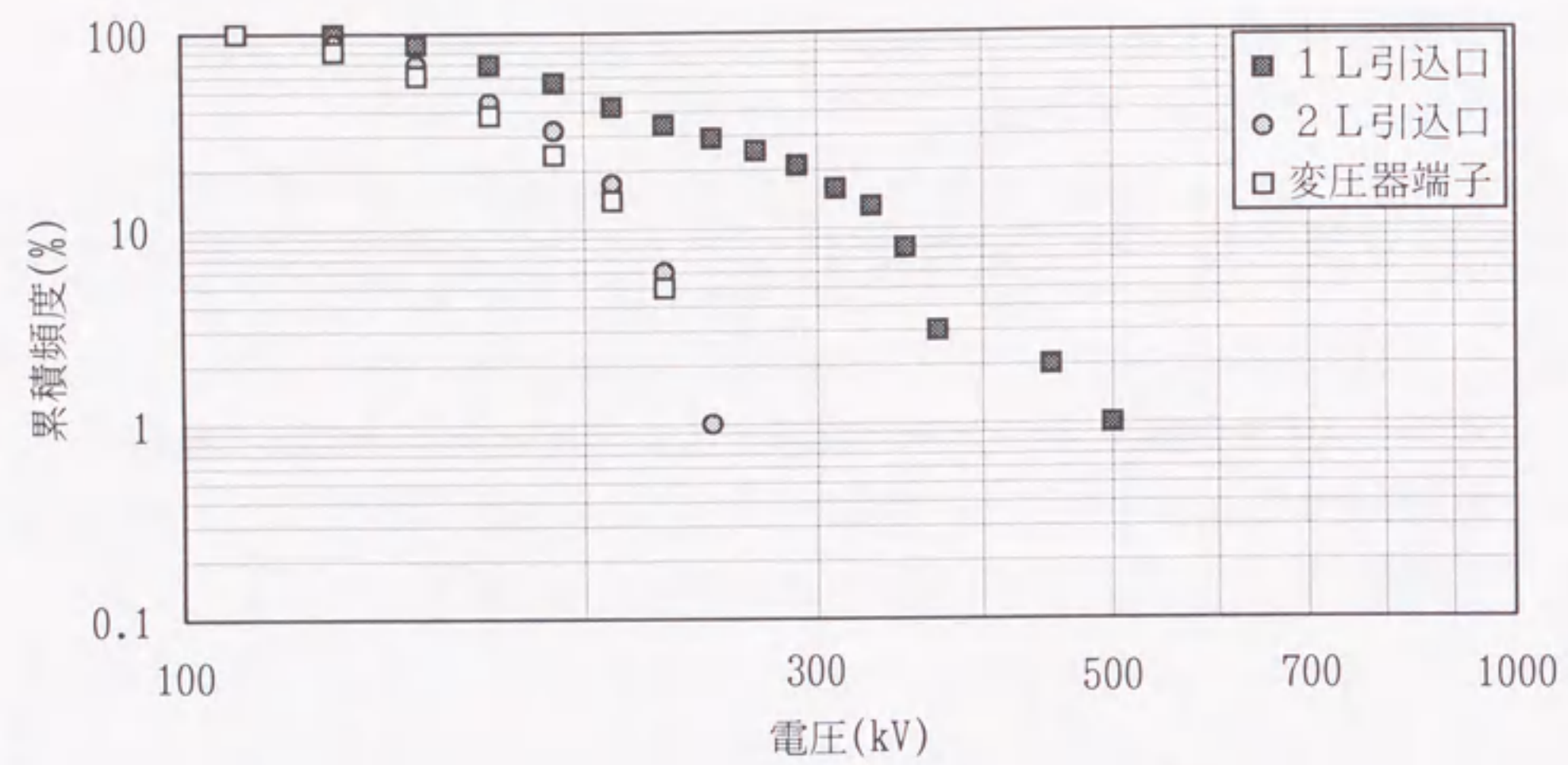
第3章 変電所侵入雷サージの特徴

3.1 まえがき

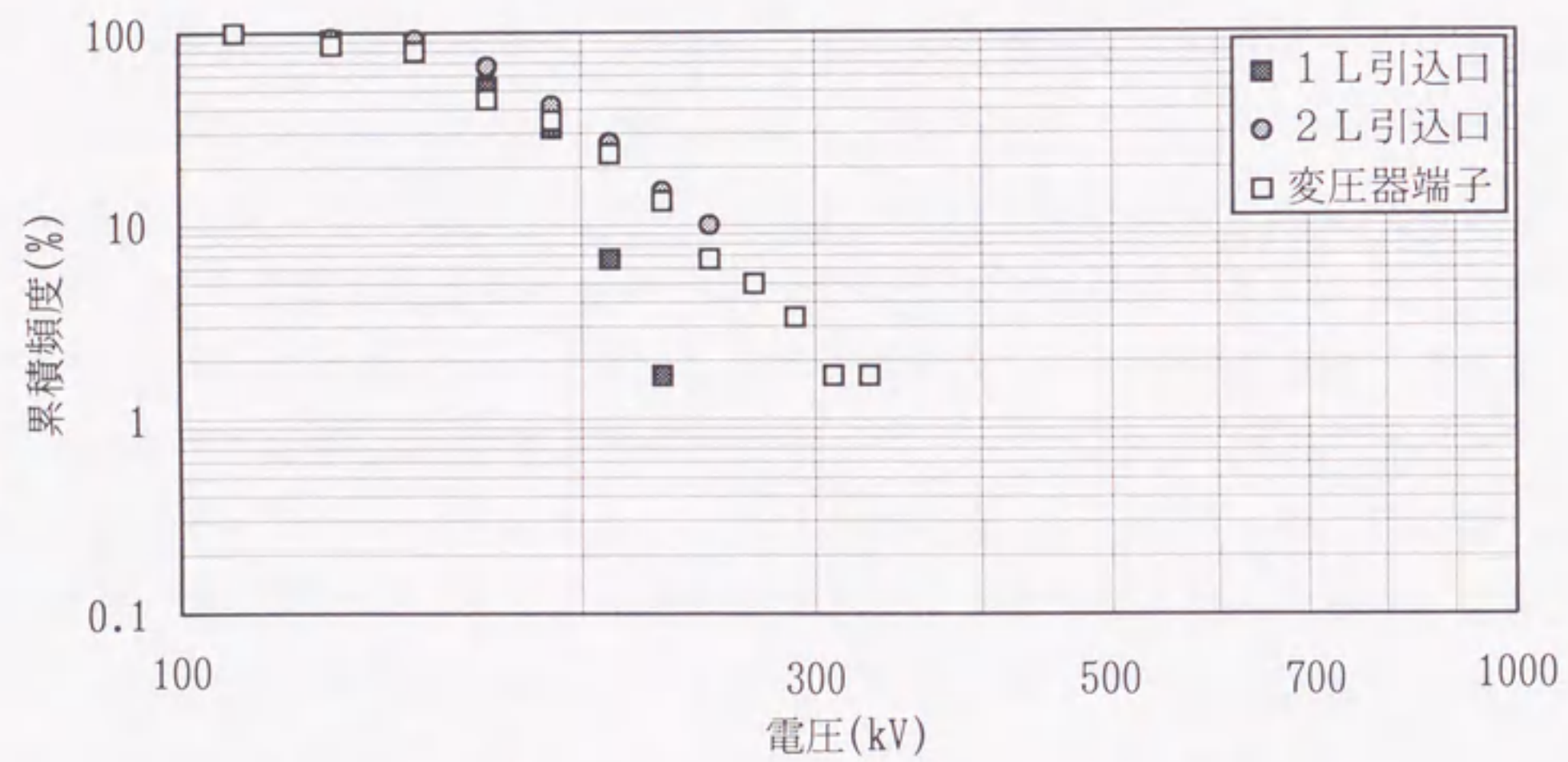
前章では変電所侵入雷サージの観測装置の仕様や測定方法について述べ、約1700波もの多数の雷サージ波形を取得したことを述べた。本章ではこれらの波形データを統計的に分析し、変電所侵入雷サージの特徴をまとめる。すなわち侵入雷サージの電圧波高値、波頭長、波尾長の頻度分布やそれらの相関関係、実測結果から見た変電所避雷器の電圧-電流特性と避雷器動作カウンタとの関係、変圧器巻線の内部振動の詳細観測および中性点避雷器による中性点電圧の抑制効果、雷による地絡故障時の電力線位相の調査結果とその考察、実測波形から得られる変電所の等価侵入キャパシタンス値と変電所機器静電容量との関係および雷サージ解析手法への反映方法について検討した結果を述べる。

3.2 電圧波高値と波頭長、波尾長の分布

本節では侵入雷サージの電圧波高値、波頭長、波尾長の分布を統計的に分析した結果⁽¹⁾⁽²⁾を示す。まず各変電所各部における電圧波高値を図3.1(a)(b)に示す。なお波高値は各測定部のB,W,R相のうち絶対値が最大となった相の値を示してある。F変電所(図3.1(a))は母線の両端に避雷器が設置されており、2L引込口と変圧器端子は共に避雷器に保護されるため波高値は避雷器制限電圧(約250kV)で抑えられる。これに対して開放端となる1L引込口では避雷器がなく、LSの気中ギャップでのみ保護されているため、LIWL400kV以上の波形が約2%発生しており、最大で501kVの電圧が測定されている。これは避雷器非保護地域用計器用変成器(PD)の雷インパルス耐電圧試験電圧(480kV)を上回っている。一方、T変電所(図3.1(b))では避雷器が線路引込口に設置してあるので、開放端となる2L引込口も含め、引込口は良く保護されている。しかし変圧器端子では避雷器制限電圧以上の電圧(最大342kV)が測定されている。これは変圧器から避雷器までの距離が約30mと離れていることや、変圧器端子には避雷器

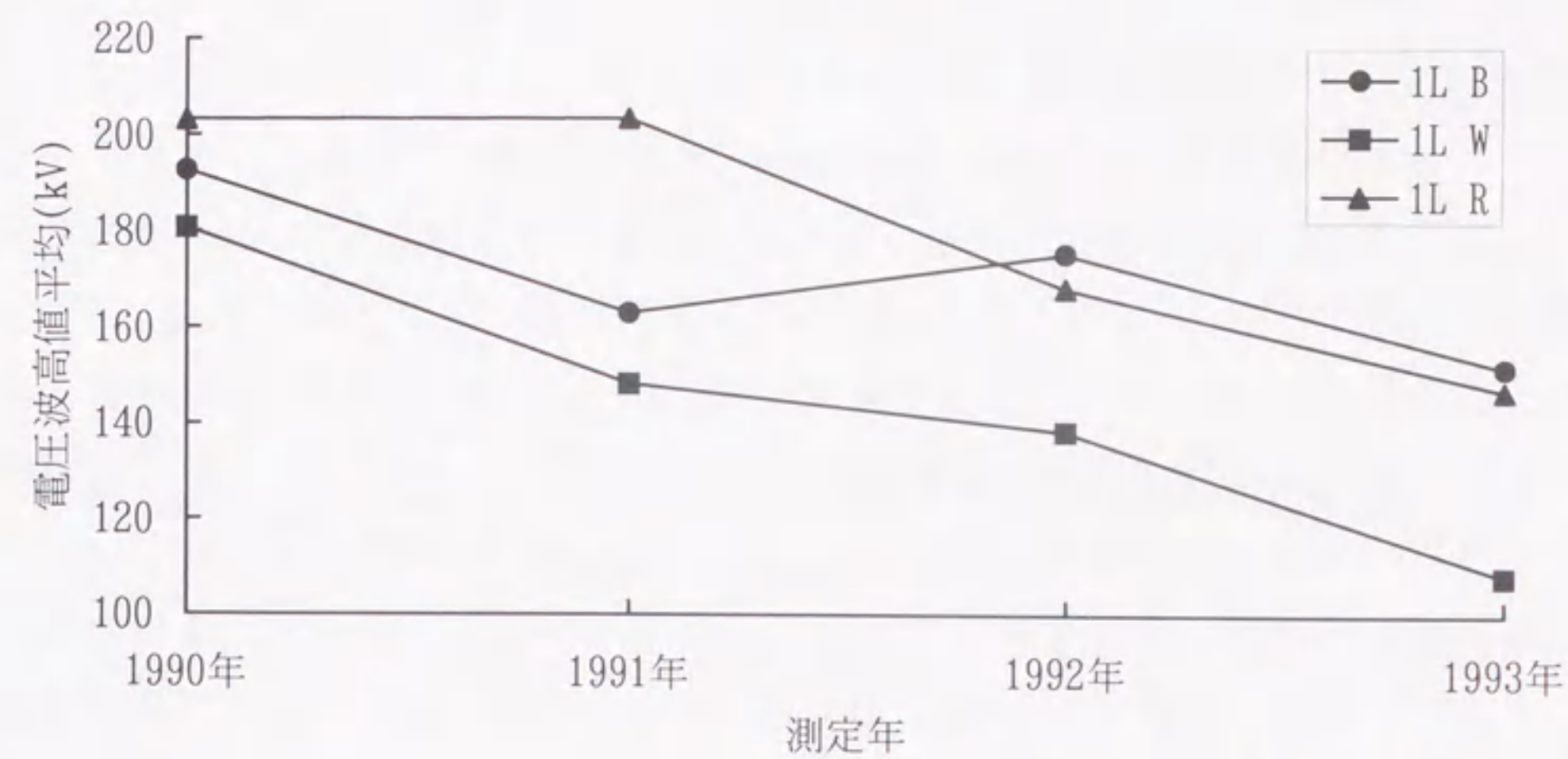


(a) F 変電所

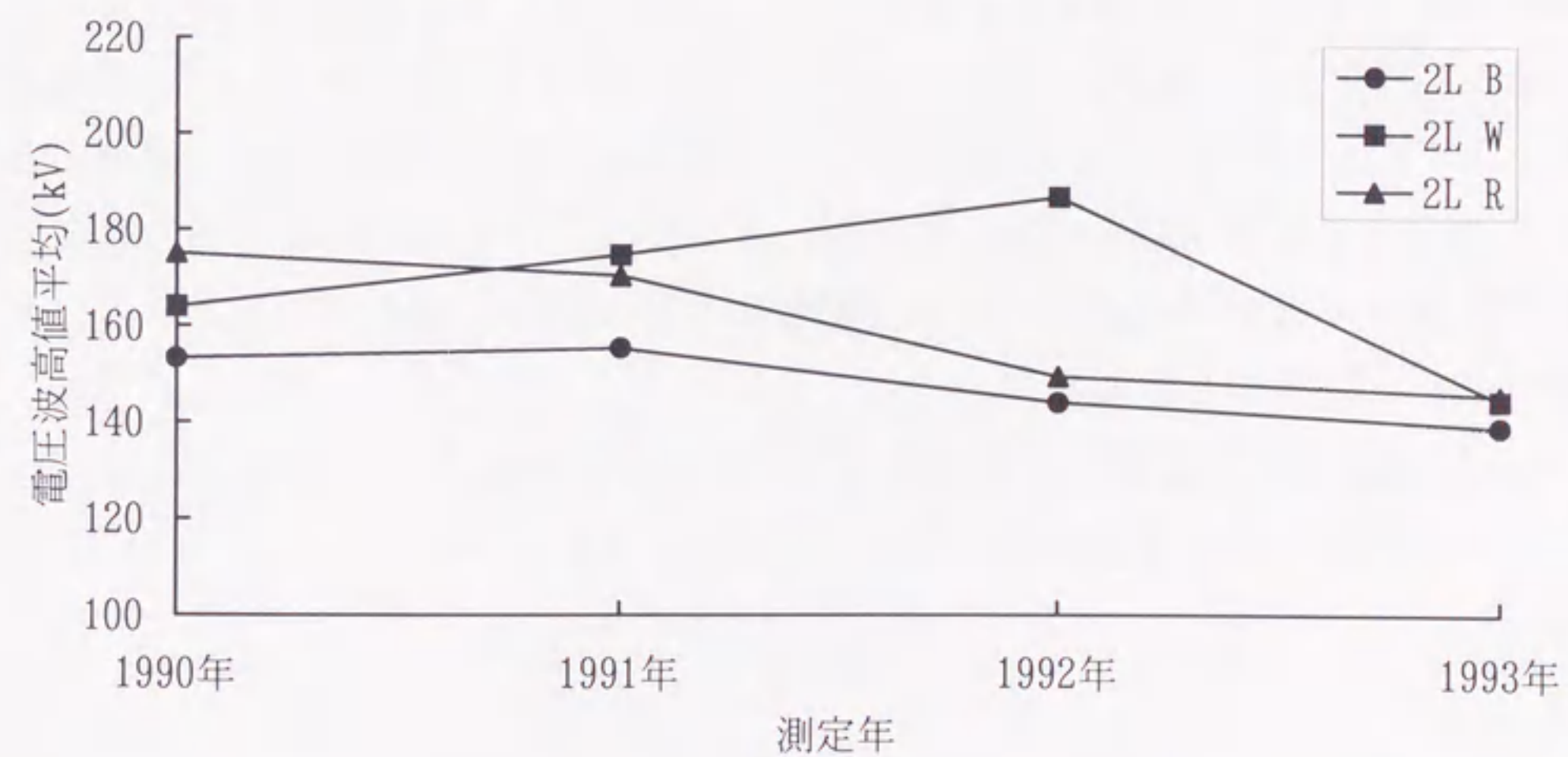


(b) T 変電所

図3.1 電圧波高値の累積頻度分布



(a) F 変電所



(b) T 変電所

図3.2 電圧波高値平均の年推移

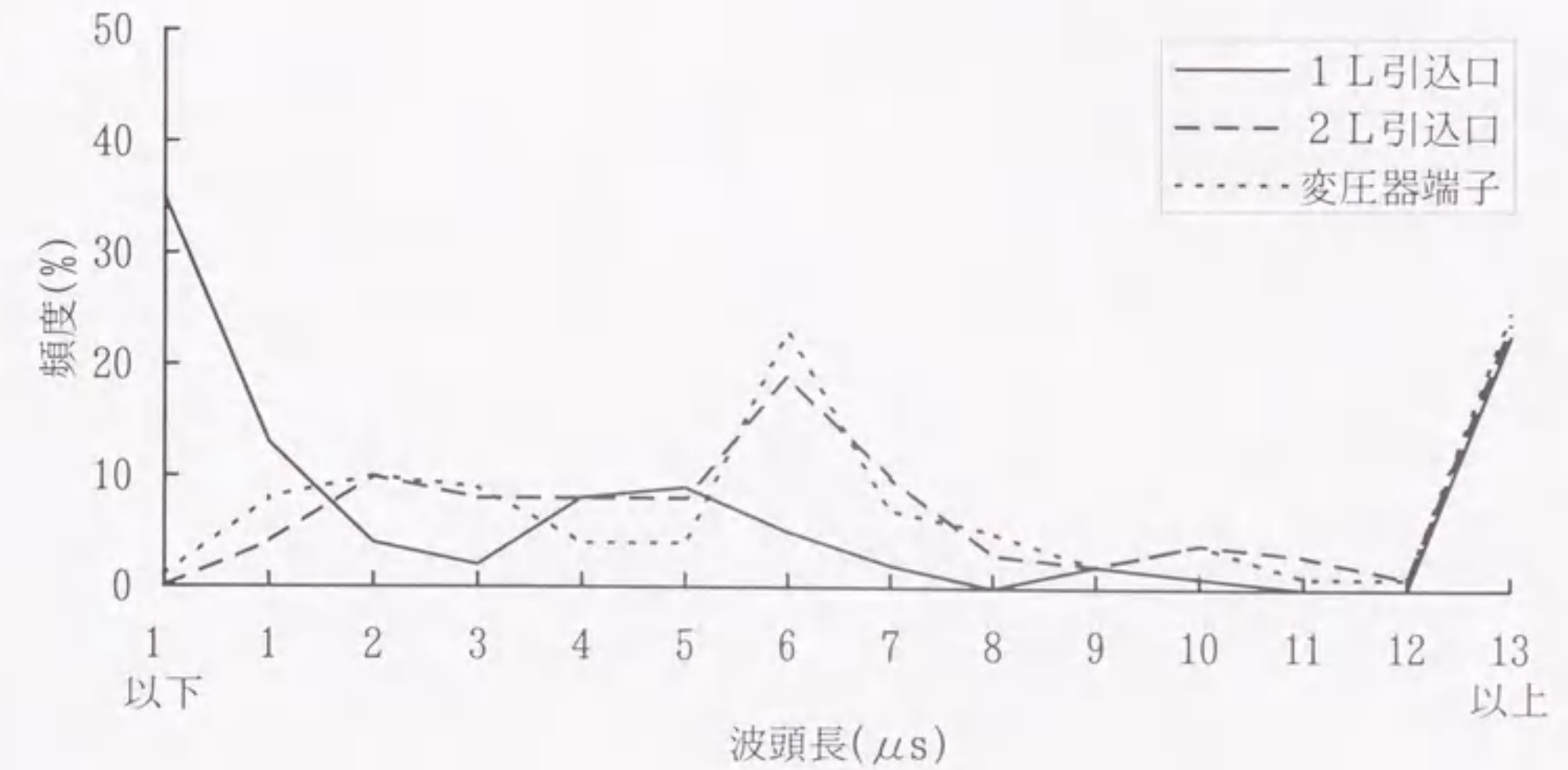
の設置がなく、1L側避雷器でのみ保護していることなどが影響しているものと思われる。

次に各変電所開放端での電圧波高値平均の年推移を図3.2(a)(b)に示す。1992年のT変電所は測定装置不良のため測定雷撃数が少なかったことを考慮すると、どちらも年とともに電圧波高値平均が低減する傾向にある。この理由としては1992年から設置されはじめている77kV用送電用避雷装置(ギャップ長350mm, 酸化亜鉛避雷部 $V_{1mA}=124kV, V_{10kA}=216kV$)の影響があるものと思われる。

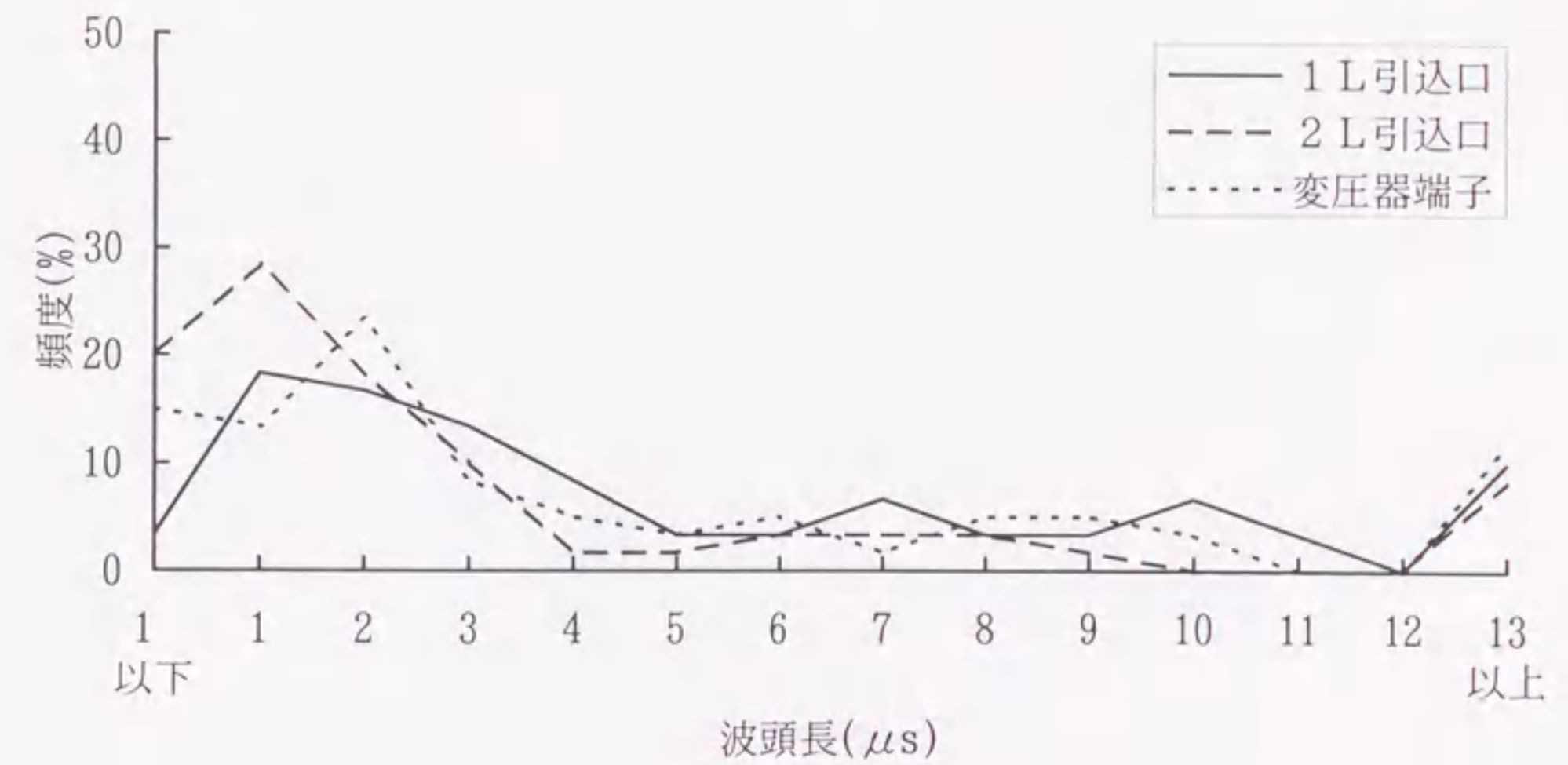
またT変電所はR,W相に比べてB相の電圧が低く、F変電所ではW相が他の相に比べて低い。これはこれらの相に設置されているPDの静電容量により高周波分が大地に逃げるのが一因と考えられ、PDによる電圧低減効果を示している。

電圧波形の波頭、波尾長の分布を図3.3、図3.4に示す。電圧波形は標準波形と異なり、複雑な形状であるので正確な波頭、波尾長を抽出するのは困難であるが、傾向をつかむために概略の波頭、波尾長を抽出し分布を示した。また波頭、波尾長はB,W,R相のうち代表としてB相の値を示した。F変電所では開放端での反射の影響で1L引込口の波頭、波尾長はそれぞれ $1\mu s$ 以下、 $5\mu s$ 以下の急峻な波形が多い。それに対し、2L引込口と変圧器端子では波頭長 $6\mu s$ 、波尾長 $15\mu s$ 付近の波形が多い。一方、T変電所では各部とも波頭長 $1\sim 2\mu s$ 、波尾長 $25\mu s$ 付近の波形が多い。2L引込口、変圧器端子の波形をF変電所と比較すると、波頭長が短く急峻な波形が多いが、この原因としてはT変電所側の送電線は標高が高く雷撃頻度が高いため、雷撃点に近い急峻な雷サージが多く侵入するのが一因と考えられる。

図3.5(a)(b)に波頭長と波高値の相関グラフを示す。どちらの変電所も、波頭長の短いサージほど波高値が高くなる傾向がある。

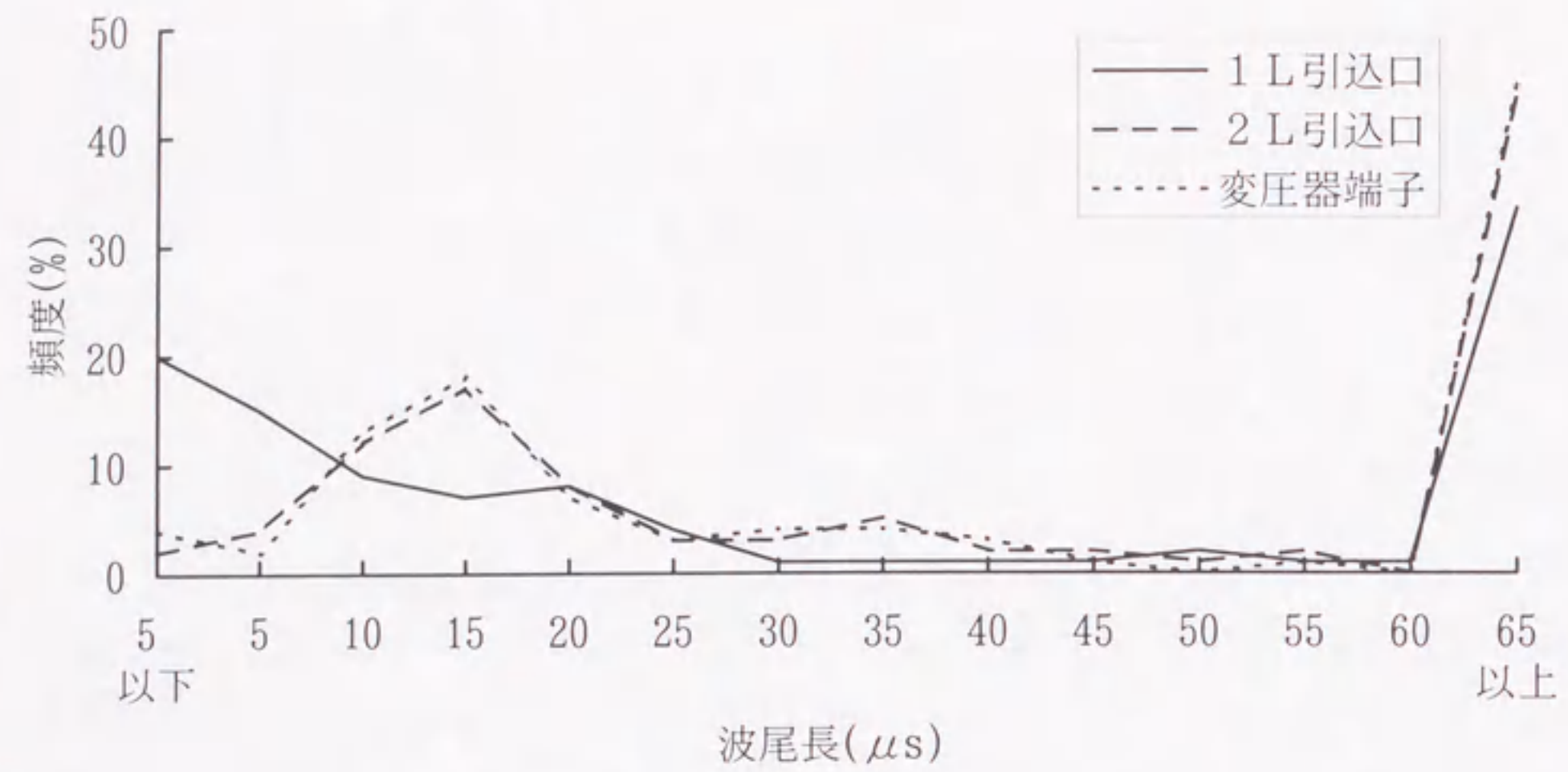


(a) F変電所

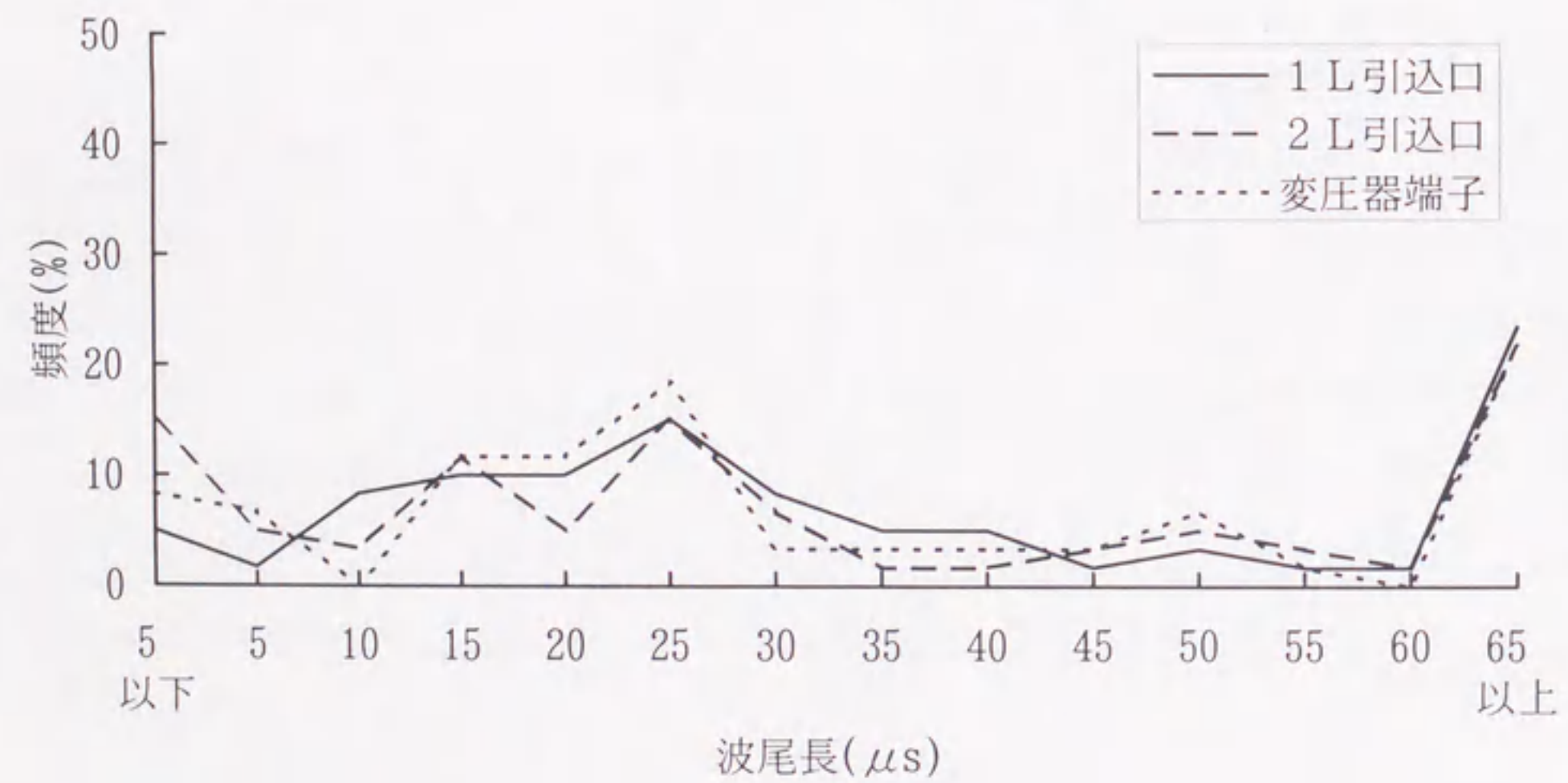


(b) T変電所

図3.3 電圧波頭長の分布

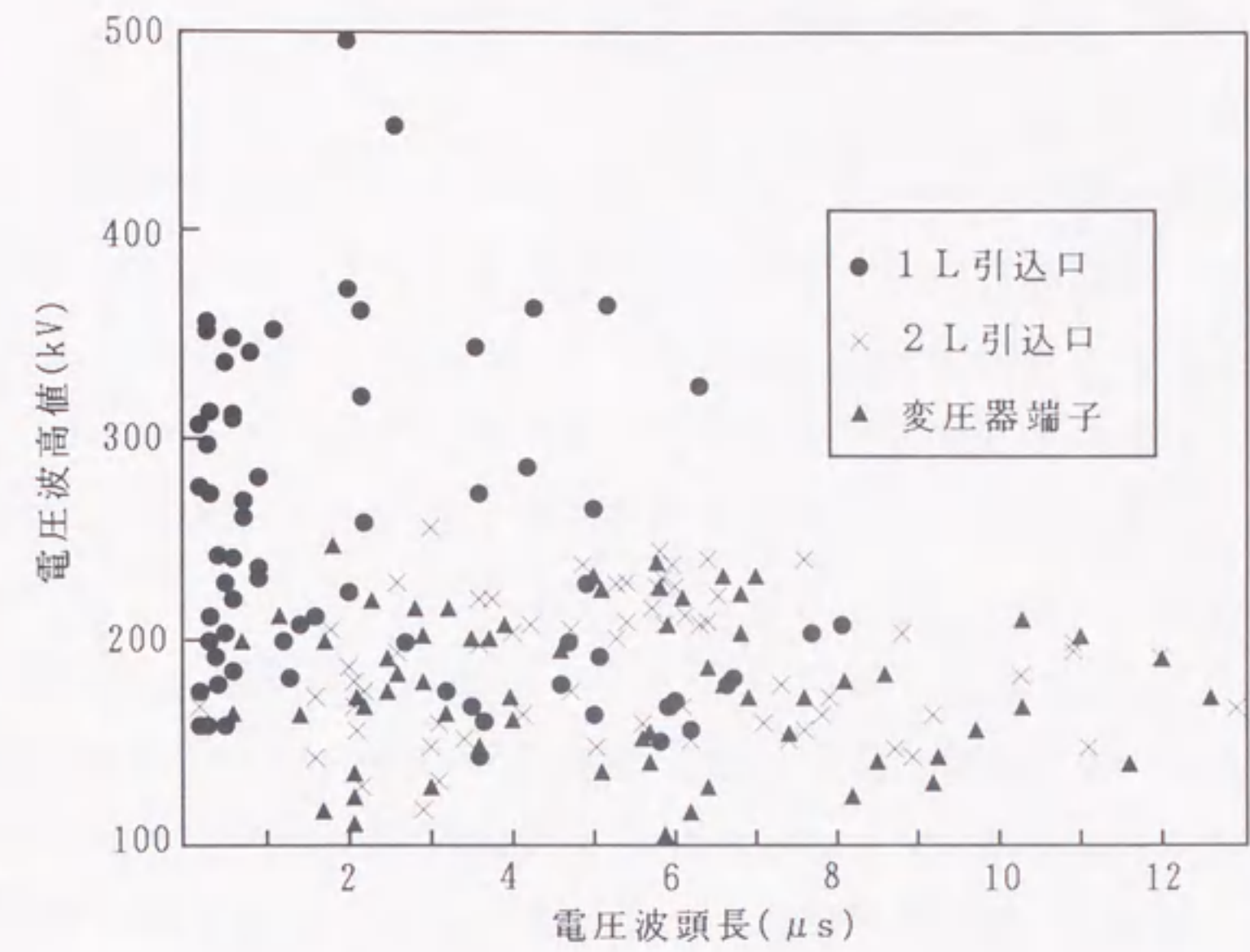


(a) F 変電所

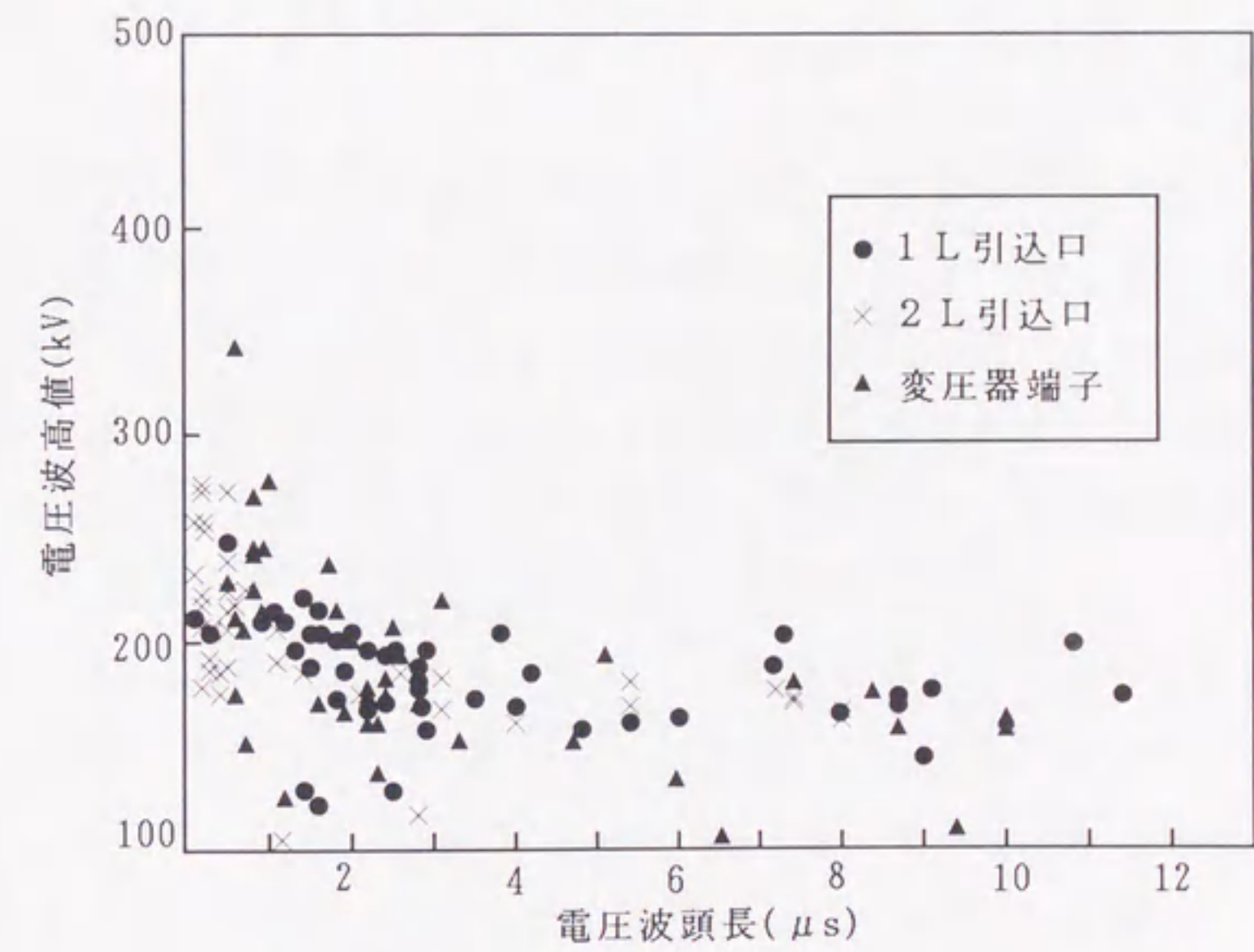


(b) T 変電所

図3.4 電圧波尾長の分布



(a) F 変電所



(b) T 変電所

図3.5 電圧波高値と電圧波頭長の関係

3.3 実フィールドでの避雷器電圧－電流特性

従来、避雷器の動作特性である電圧－電流特性は避雷器単体の特性しか測定されておらず、変電所に設置した場合の実雷に対する動作特性の検証がほとんどなされていない。今回の変電所侵入雷サージ測定では実雷侵入による実際の変電所における避雷器動作を測定でき、非常に貴重なデータを得ることができた⁽³⁾⁽⁴⁾。図3.6(a)(b)にF、T変電所で測定された避雷器の電圧－電流特性を示す。避雷器端子電圧の代わりに引込口電圧を用いてプロットしてある。F変電所の避雷器は $V_{10kA}=279kV$ の通常良く用いられる77kV用の避雷器である。

8/20 μs 電流に対する避雷器電圧－電流特性に対して測定値にばらつきが見られるが、傾向はほぼ一致している。一方、T変電所の避雷器はF変電所とは異なり、 $V_{10kA}=209kV$ と制限電圧の低い避雷器が設置してある。その影響で電圧が低く、放電電流が大きい特性となっている。8/20 μs 電流の特性に対して、電流の少ない領域では良く一致しているが、電流の大きくなる領域では電圧が高くなる傾向が見られる。

放電電流が最も大きい雷撃の電圧、電流波形を図3.7に示す。同図(a)の電圧波形の波頭部分にオーバシュートが見られるが、これにより制限電圧が高くなっているものと考えられる。酸化亜鉛避雷器の制限電圧を押し上げる要因として、急峻波電流により制限電圧が上昇するいわゆる急峻波特性^{(5)~(7)}が知られている。急峻波特性の原因としては、主に素子単体の特性によるものと接地線インダクタンスによるものがある。図3.7の例の場合、電流波頭長が約1 μs である。波頭長1 μs では波頭長8 μs に比べて制限電圧が約6%上昇するので、波頭長8 μs の制限電圧を200kVとすると、素子単体の特性による電圧上昇 V_1 は

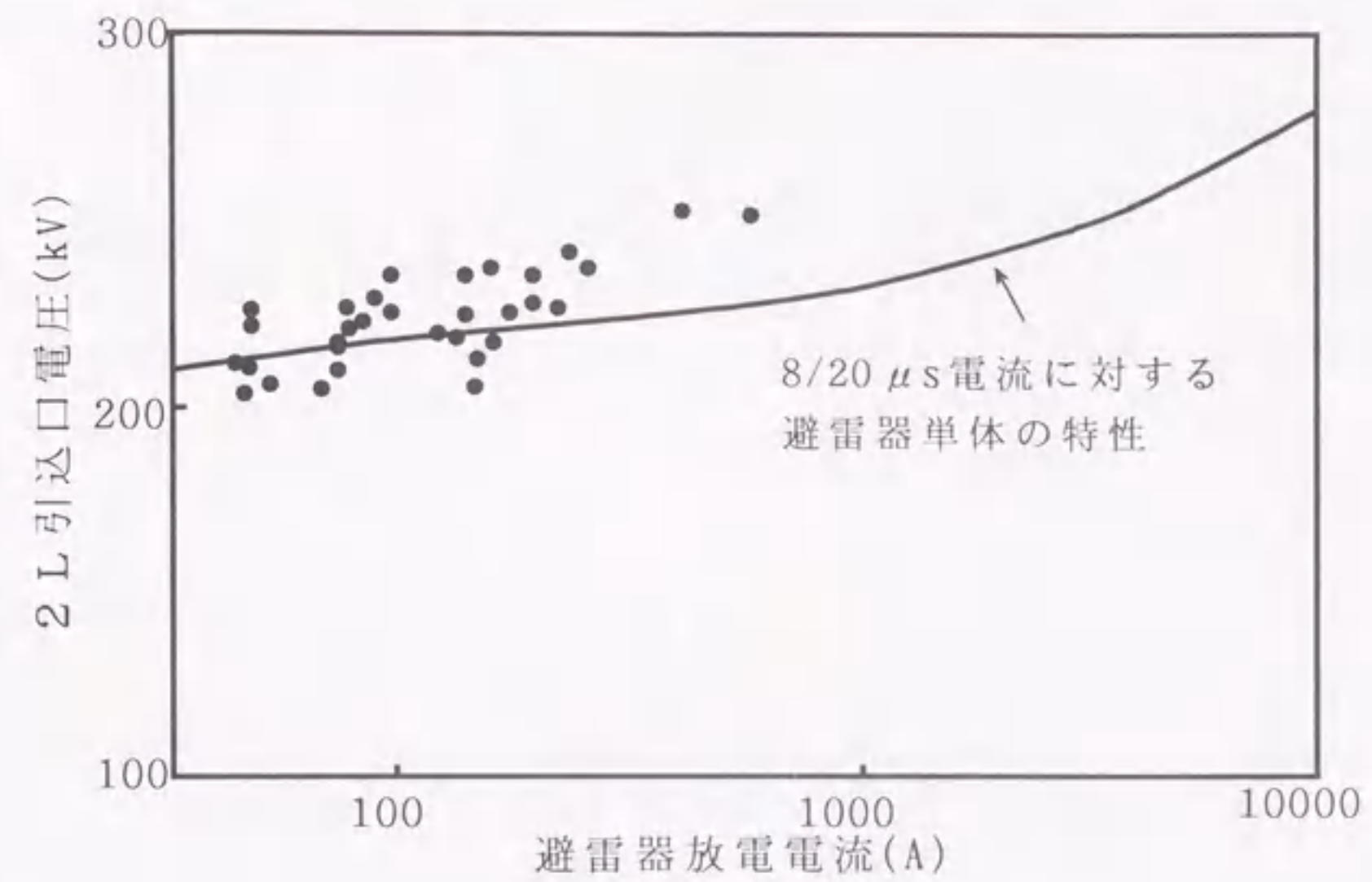
$$V_1=200kV \times 0.06=12kV$$

となる。また接地線長さ10m、1mあたり1 μH とすれば $L=10\mu H$ 。また電流波頭長1 μs 、波高値3kAとすると、接地線インダクタンス L による電圧上昇 V_2 は

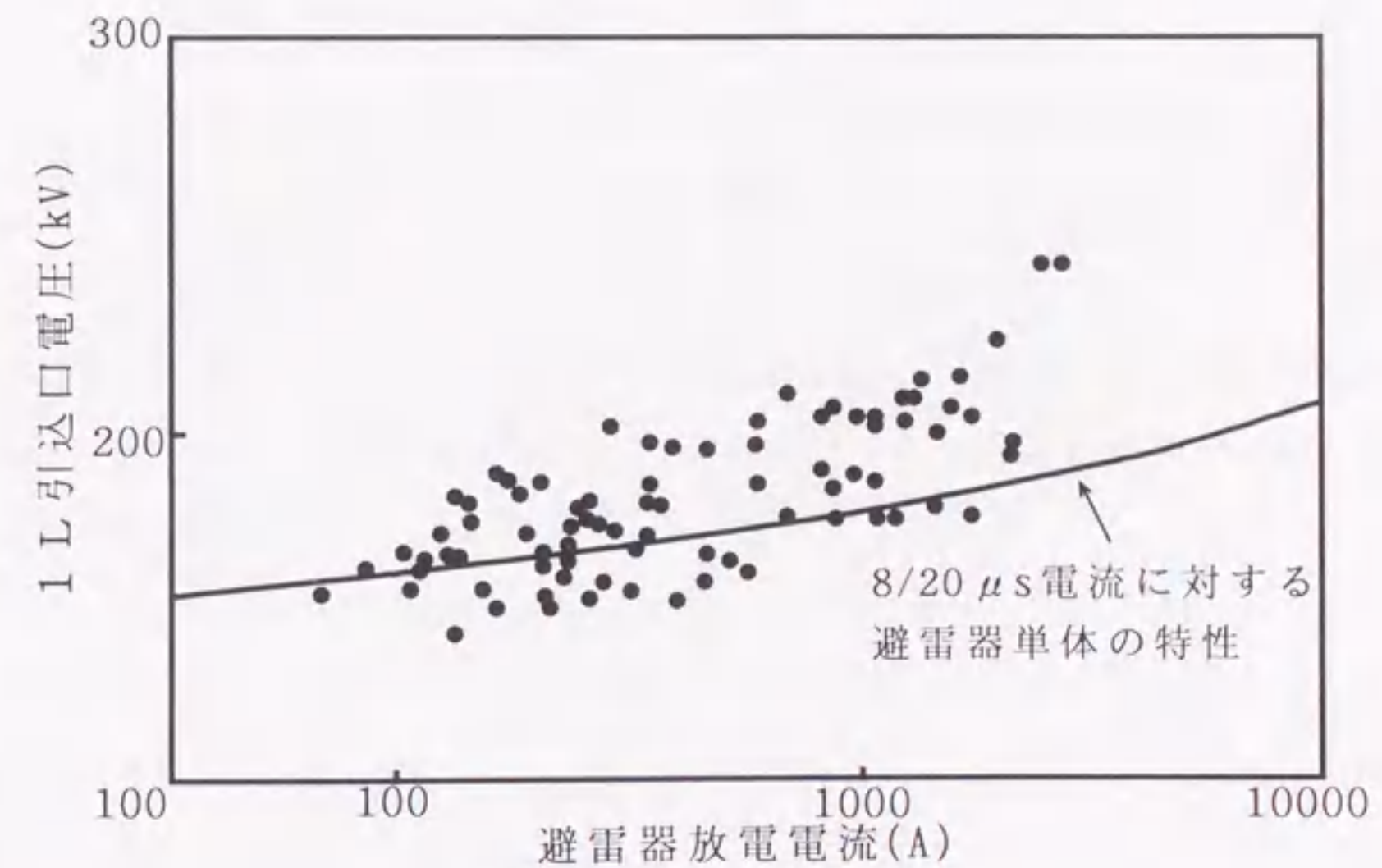
$$V_2=Ldi/dt=10\mu H \times 3kA/1\mu s=30kV$$

となる。よってこれらの要因による電圧上昇値の合計 V は

$$V=V_1+V_2=42kV$$



(a) F変電所



(b) T変電所

図3.6 変電所避雷器の電圧－電流特性

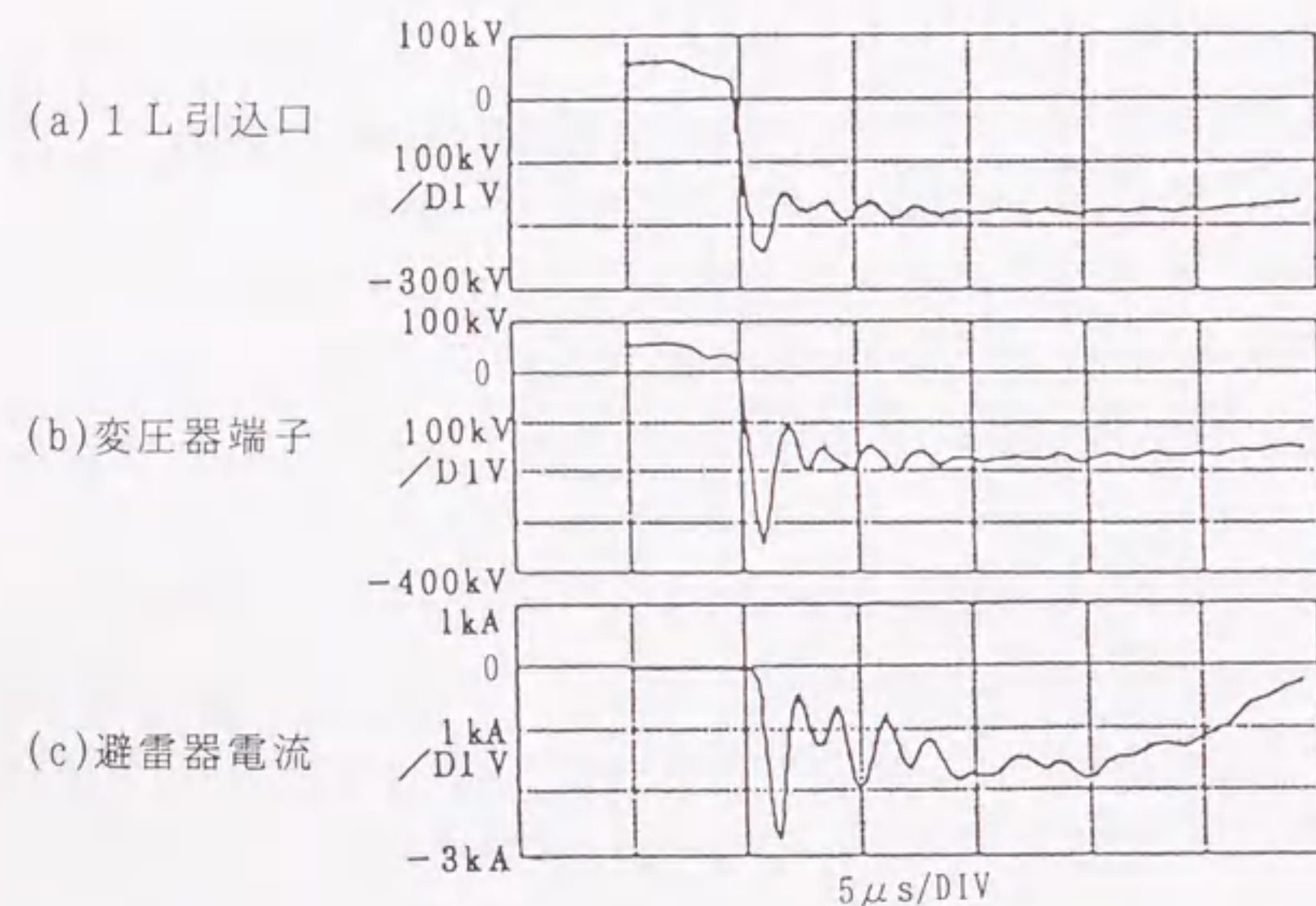


図3.7 避雷器急峻波特性の例

となる。この他に動作カウンタも数kVの電圧を発生する。図3.7の波頭部の突起による電圧上昇を、仮にこれらの要因による電圧上昇の単純な合計であるとすると、図3.7の電圧上昇値約50~60kVにほぼ一致する。

図3.7には変圧器端子電圧も示してあるが、引込口電圧に比べ波頭のオーバershootがさらに大きくなり電圧が上昇している。これは避雷器-変圧器間の往復反射により電圧がビルドアップするためと思われる。

3.4 変圧器巻線の電位振動

2.2.5項で述べたようにF変電所には変圧器巻線内の雷サージ電圧測定を行うために、実際の変圧器とほぼ同じ巻線構造を有する巻線形雷サージ測定装置を設置した。本節ではその測定結果^{(8)~(11)}について述べる。巻線形雷サージ測定装置により測定された波形例を図3.8に示す。これは中性点電圧が最大となった時の波形である。変圧器端子から侵入した急峻なサージが徐々に変歪し、最終的に中性点で巻線固有の振動周波数によって共振する波形となる。侵入雷サージが変圧器の共振周波数に近い周波数を有する場合や波尾の長い場合に中性点での共振は大きくなる。中性点での共振による電位振動を抑制する目的で、1992年から中性点避雷器を設置した。中性点避雷器の仕様としては、通常の77kVの避雷器と同じく98kV定格の避雷器で公称放電電流1kA、制限電圧 $V_{1kA}=232$ kVである。この中性点避雷器による巻線電位振動抑制効果を確認するために、雷インパルス試験を行った。試験結果の一例を図3.9に示す。共振により中性点電圧が大きくなった場合での中性点避雷器の効果を確認するために端子に印加する試験電圧波形は通常より波尾の長い波形(1.2/280μs)とした。中性点避雷器設置前の試験(図3.9(a))では中性点電圧の最大が294kVであったのに対し、中性点避雷器設置後の試験(図3.9(b))では、中性点電圧が204kVに抑制され、中性点避雷器の効果が現れている。

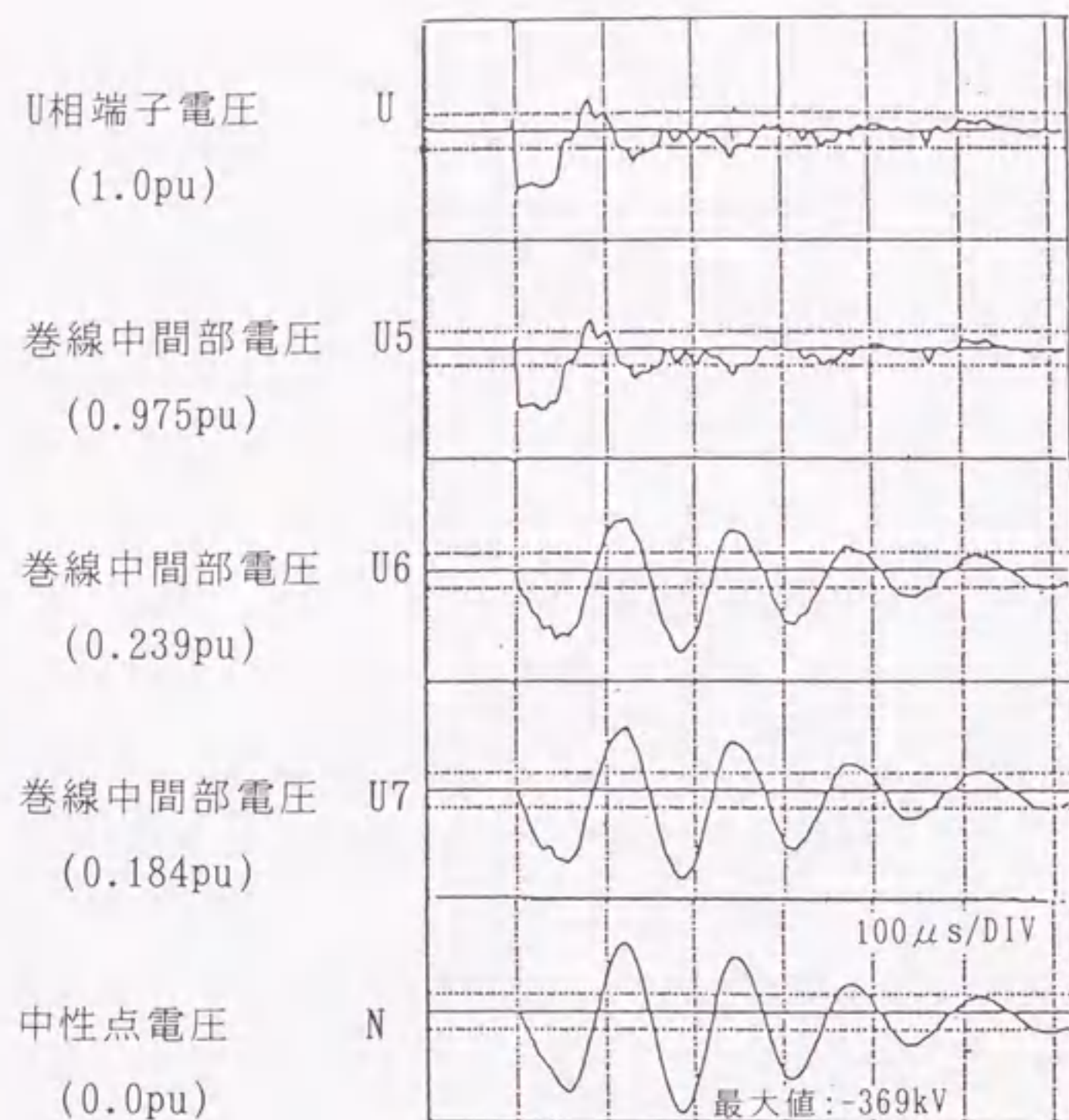
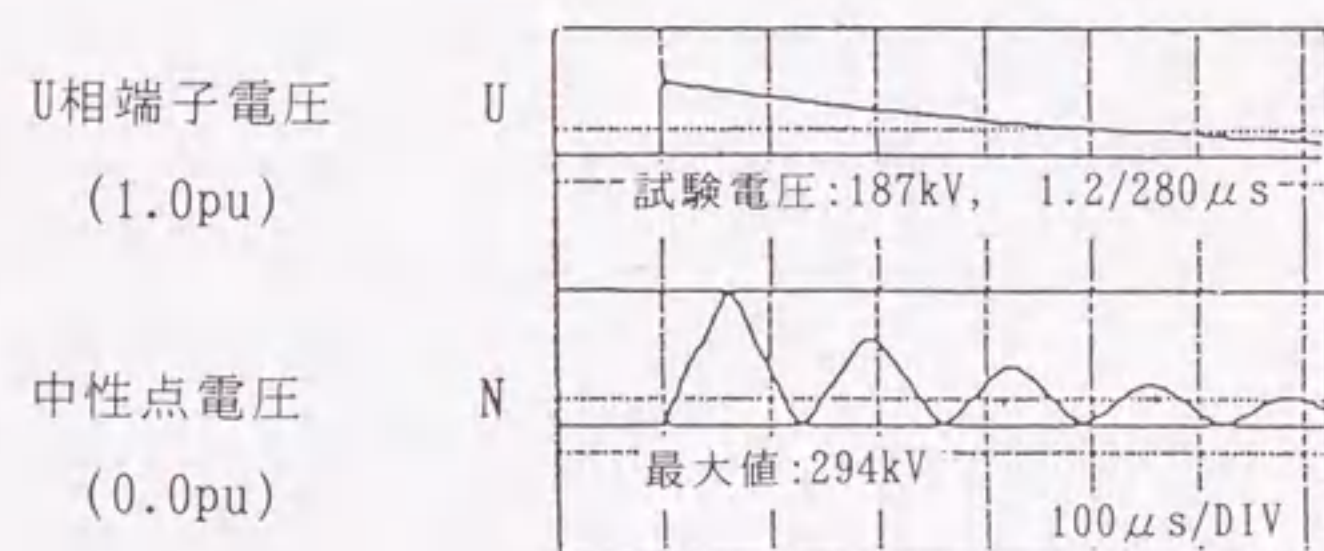
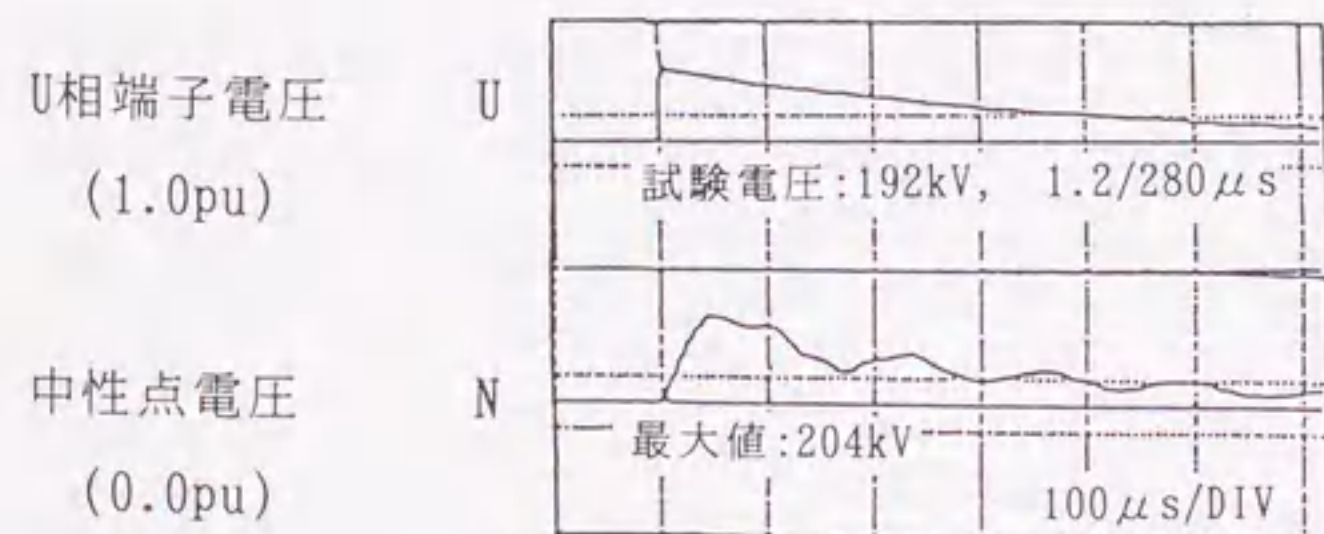


図3.8 変圧器巻線電位振動の測定



(a) 中性点避雷器なし



(b) 中性点避雷器あり

図3.9 雷インパルス試験結果

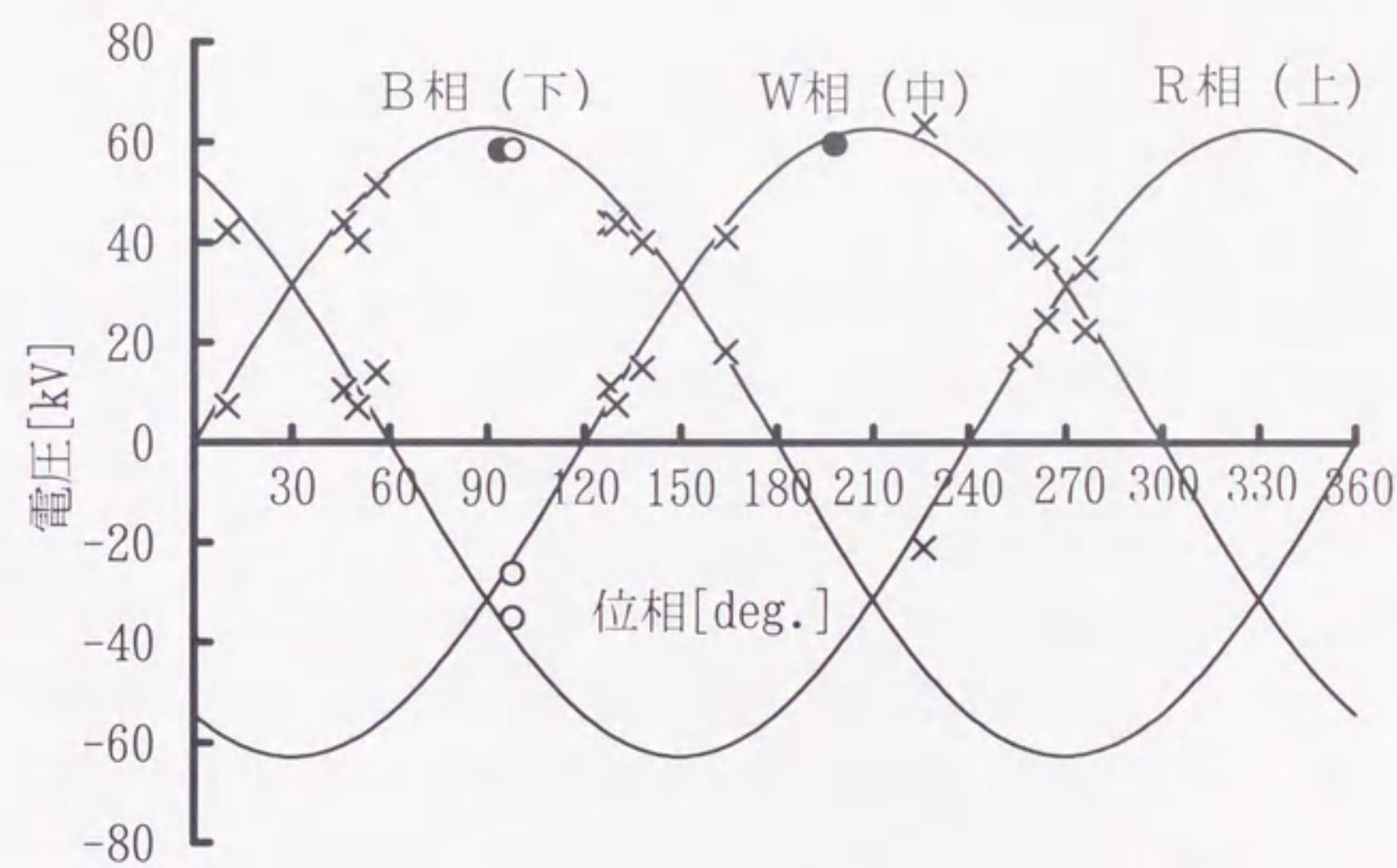
3.5 地絡故障時の電力線位相

本節では夏季雷による地絡故障時の電力線位相の調査結果を述べる⁽¹²⁾⁽¹³⁾。1990,1991年の故障実績のうち8ケースを例として、地絡直前のB,W,R各相の対地電圧瞬時値をF変電所1,2Lについて示したのが表3.1である。零相残留電圧が存在することにより各相電圧の和は必ずしも0ではない。また同相でも回線間で幾分の電圧差がある。しかしこのような商用周波数で変動する準定常電圧に関する限り、変電所と雷撃点との間に大差はないものと考えられるので、ここでは表3.1の値を雷撃点の値とみなした。若干の例外はあるが、全般的に地絡相(×印)はその瞬時値が正極性領域内にある場合であることをこの表は明確に示している。

B,W,R相の3相交流1サイクル間の図表上に、上記8例を含む15例の地絡相に対応する各相の電圧位相点(F-2L)を記入したものが図3.10である。2相地絡の場合は1例を除いてすべて、対応する2相が同時に正領域内にあるケースであることがわかる。1相地絡は正の波高値付近で発生している。3相地絡は過大な雷電流による鉄塔電位上昇が特に大きくなったために発生したもので、負極性領域内にある相でも逆フラッシュオーバーとなったものと考えられる。負の波高値付近での地絡例は記録されていない。これらの結果は夏季雷がほとんど負極性(約95%)であるため、ホーン間電圧が大きくなる相電圧の正極性領域にフラッシュオーバーが集中するものと考えられる。以上の検討結果より、電力線位相によりフラッシュオーバー相がかなり影響されることが明らかとなった。したがってこのことから雷サージ解析時などには電力線位相の影響を考慮する必要があることがわかる。

表3.1 地絡故障時の相電圧

故障種別	ケース番号	相	F.O. 1L2L	瞬時値 (kV)	
				F-1L 開放端	F-2L 受電端
1LG(2L)	'90,7/15 F-5-3	B		-17.5	-18.2
		W	×	59.6	59.8
		R		-36.5	-42.2
3LG (1,2L)	'91,6/25 F-2-2	B	×	59.8	58.6
		W	×	-17.8	-26.2
		R	×	-30.6	-35.1
1LG(1L) 2LG(2L)	'90,8/11 F-9-1	B		-58.3	-58.4
		W	×	41.8	37.3
		R	×	18.3	24.6
2LG (1,2L)	'90,8/11 F-10-2	B	×	0.0	7.3
		W		-53.7	-56.0
		R	×	36.5	42.2
	'91,6/29 F-3-1	B		-47.8	-51.3
		W	×	59.3	63.6
		R	×	-18.4	-21.1
	'90,8/11 F-8-1	B		-64.1	-62.0
		W	×	35.8	41.1
		R	×	12.2	17.6
	'91,6/25 F-2-4	B	×	47.8	44.0
		W	×	11.9	11.2
		R		-49.0	-56.2
'90,8/13 F-12-1	B	×	17.5	18.2	
	W	×	35.8	41.1	
	R		-60.9	-63.3	



●:1相地絡 ×:2相地絡 ○:3相地絡

図3.10 地絡故障時の相電圧と位相

3.6 変電所等価侵入キャパシタンス

ここでは変電所引込口電圧の微分波形と引込口線路電流波形とが対応することに着目し、変電所の等価侵入キャパシタンスの値を検討した⁽¹⁴⁾⁽¹⁵⁾。

T変電所では1L引込口電圧 V_{1L} と1L線路電流 I_{1L} を測定している。対応する V_{1L} と I_{1L} の例を図3.11(a)(b)に示す。この図から電圧の微分値に比例して電流が変化していることがわかる。すなわち、変電所全体の等価侵入キャパシタンス C_{SUB} を用いて以下の式で関係づけられる。

$$I_{1L} = C_{SUB} \frac{dV_{1L}}{dt} \quad (3.1)$$

ここで避雷器動作の影響について検討する必要がある。避雷器が動作すると(3.1)式は成立しないが、 V_{1L} の初期上昇率 dV_{1L}/dt を避雷器が動作し始める前の $1 \sim 2 \mu s$ までの部分で読みとれば避雷器動作の影響は少なくなり(3.1)式が成り立つと考え、以下の検討を行った。

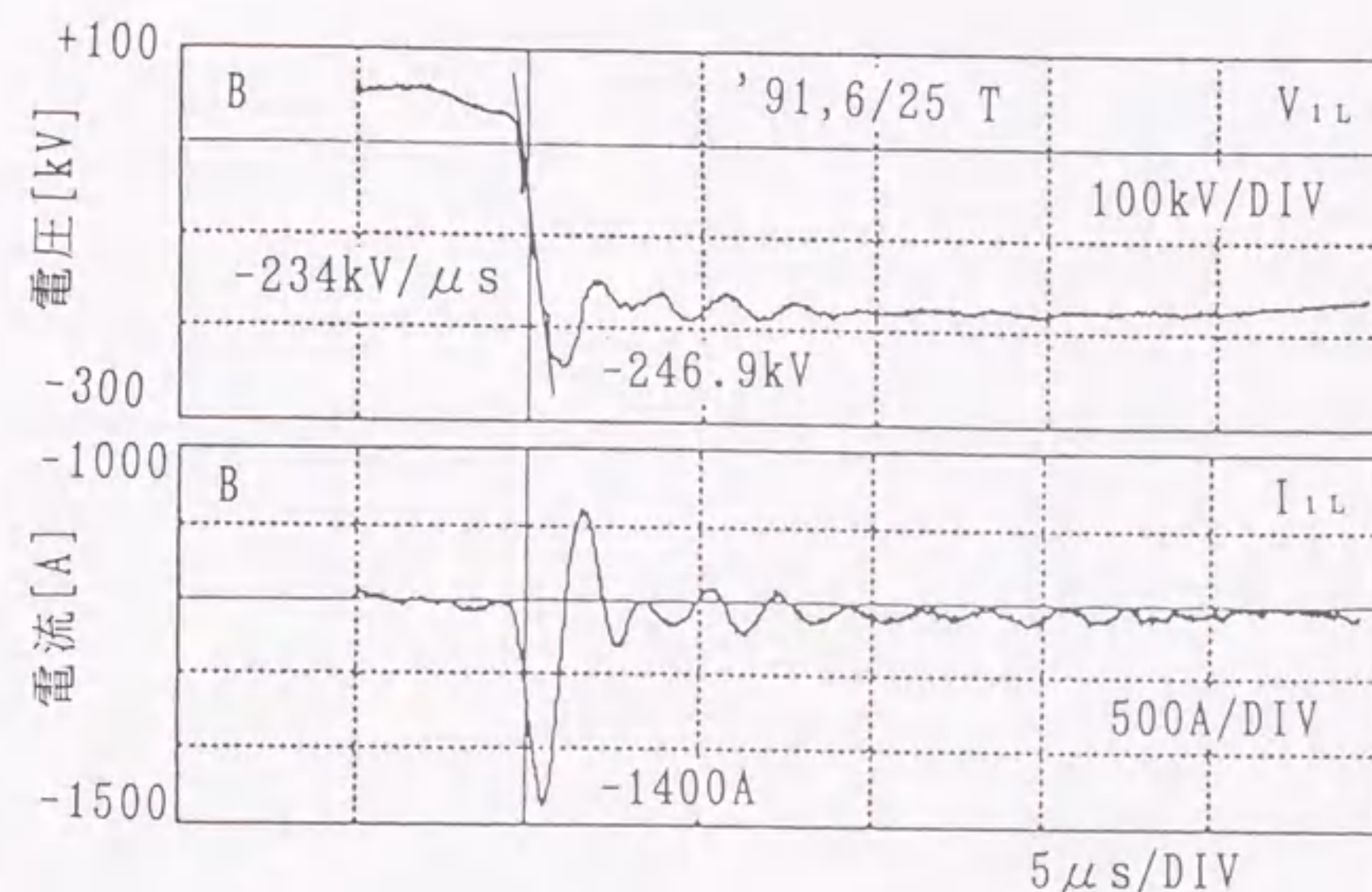
1991年にT変電所で観測された42波形について I_{1L} のピーク値と V_{1L} の初期上昇率から C_{SUB} を求めた結果を図3.12に示す。侵入キャパシタンスはほぼ $3000 \sim 6000 pF$ となった。また初期上昇率 dV/dt は誘導雷で $20 \sim 50 kV/\mu s$ 程度、逆フラッシュオーバー雷は $-130 \sim -234 kV/\mu s$ の範囲にある。

実際のT変電所の C_{SUB} であるが、単純には変電所内の機器(変圧器、遮断器、断路器など)の侵入キャパシタンス(C_{Tr} , C_{CB} , C_{LS} , など)の総和であるといえる。すなわち(3.2)式のように得られる。

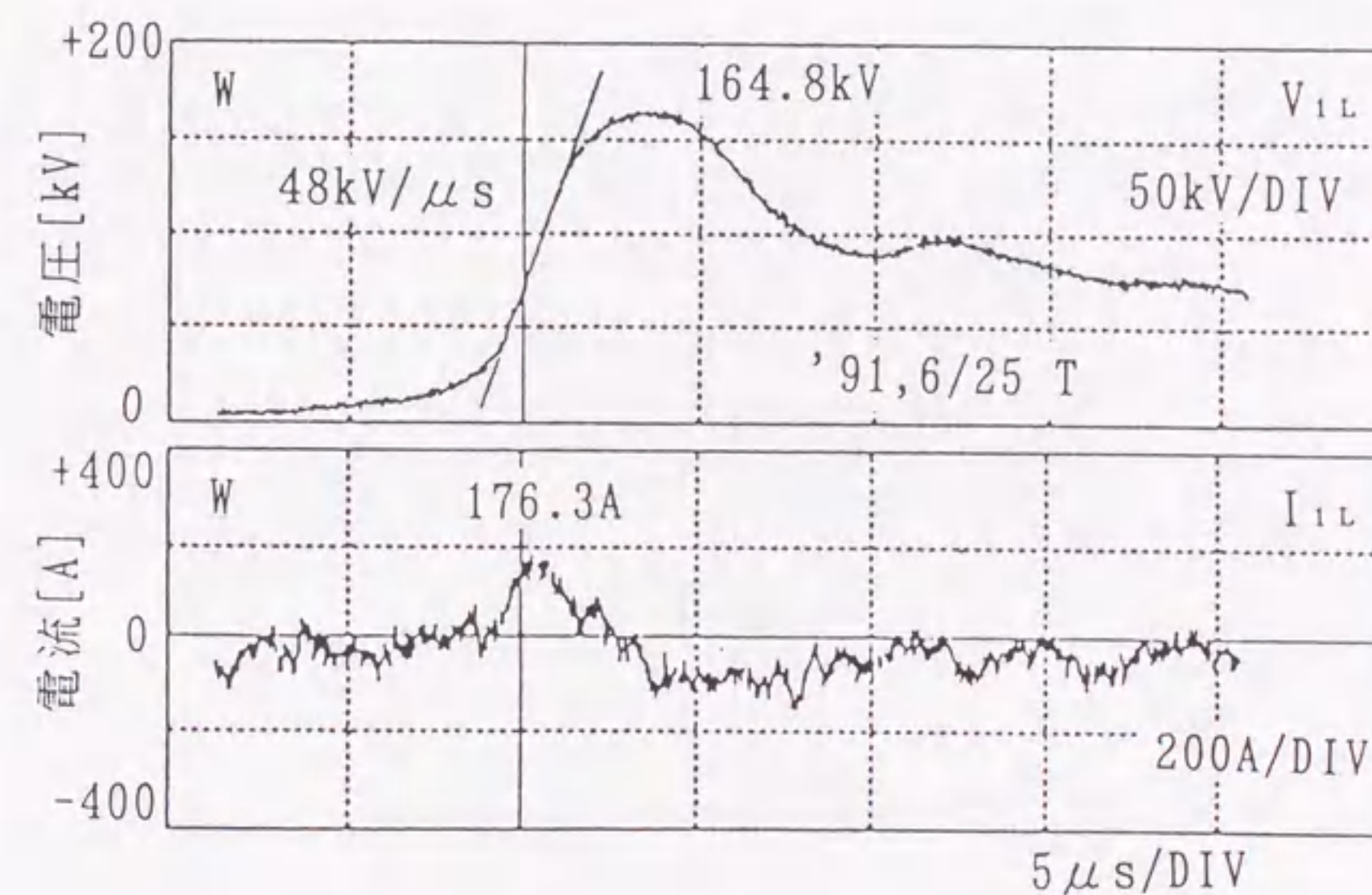
$$C_{SUB} = C_{Tr} \times 2 + C_{CB} \times 2 + C_{LS} \times 2 + \dots \quad (3.2) \\ \approx 2500 pF$$

ただし $C_{Tr}=1000 pF$, $C_{CB}=150 pF$, $C_{LS}=70 pF$ など⁽¹⁶⁾

と得られる。図3.12の計算値 $3000 \sim 6000 pF$ のほうが(3.2)式による結果より若



(a)フラッシュオーバー雷



(b)誘導雷

図3.11 引込口電圧波形 V_{1L} と線路電流波形 I_{1L} の例

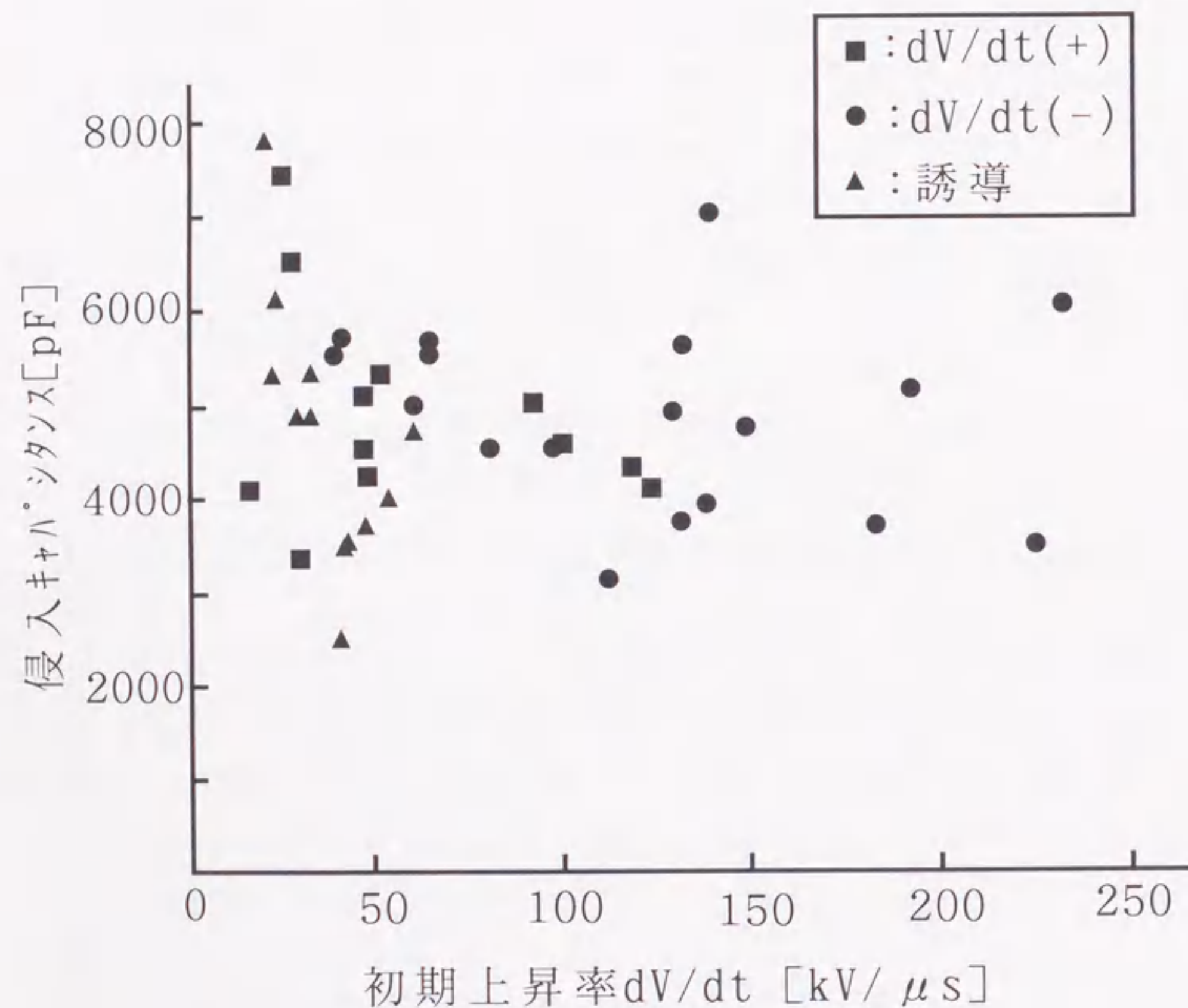


図3.12 各侵入雷サージの変電所等価侵入キャパシタンス

干高いが、この原因としては、 V_{IL} の初期上昇率(dV/dt)の最大値を図面から正確に読みとることが困難なことや、変電所各部からの反射波が波頭部に重畳していることも影響していると考えられる。

現在、雷サージ解析⁽¹⁶⁾において変電所はキャパシタンスだけでなく、母線は分布定数、避雷器は非線形抵抗などとして模擬するのがモデルとして一般的であり、また正確であるが、大規模な解析で変電所をいくつも模擬することが必要な場合は、この程度のキャパシタンスと、あと最低限避雷器モデルを付け加えただけの変電所モデルでも簡略的モデルとして妥当であろう。

3.7 まとめ

本章での検討結果をまとめると以下ようになる。

- (1) 測定波形を統計的に処理することにより、変電所侵入雷サージ波形の電圧波高値、波頭長、波尾長の分布を示し、変電所の避雷器などの機器配置に関連づけた考察を行った。
- (2) 実変電所における避雷器電圧と避雷器放電電流の相関図を求めた結果、酸化亜鉛素子の電圧-電流特性との相違を避雷器急峻波特性に関連づけ、避雷器接地線のインダクタンスによる電圧上昇を試算した。
- (3) 自然雷による変圧器内部巻線各部の電圧波形を分析し、共振による中性点電位上昇や中性点避雷器の過電圧抑制効果について検証した。
- (4) 夏季雷による地絡故障時の電力線位相を調査した結果、負極性雷撃によりホーン間電圧の大きくなる正極性位相時にフラッシュオーバーするのがほとんどであり、雷サージ解析時に電力線位相を考慮することが重要であることを示した。
- (5) 変電所引込口の各相電圧の微分波形と変電所引込口電流波形とが対応することに着目し、変電所の等価キャパシタンスの値を検討した結果、3000~6000pFの値が得られた。この値は変電所を簡略化モデルとしたときのキャパシタンス値として使うことが可能である。

以上、本章での検討により77kV変電所侵入雷サージの特徴が明らかとなった。

第3章の文献

- (1) 植田, 森田, 山極, 菅, 緒川: 「77kV変電所侵入雷サージの測定」, 電気学会論文誌B, Vol.114, No.1, pp.45-52, 1994
- (2) 植田, 根尾: 「77kV変電所侵入雷サージ観測結果のまとめ」, 電気学会放電・高電圧合同研究会資料, ED-94-133, HV-94-92, 1994
- (3) 植田, 森田, 山極, 北住: 「変電所における避雷器急峻波特性の観測」, 電気学会全国大会, No.1420, 1993
- (4) 植田, 森田, 山極, 北住: 「変電所(77kV)侵入雷サージによる避雷器動作観測波形と解析波形の一考察」, 電気学会開閉保護研資, SP-93-12, 1993
- (5) 吉村, 中野: 「酸化亜鉛形避雷器の急峻波保護性能」, 電気学会開閉保護研究会資料, SP-92-3, 1992
- (6) 電気学会: 「酸化亜鉛避雷器の現状」, 電気学会技術報告, II部, No.130, 1981
- (7) 小松, 伊藤: 「配電用変電所の雷サージ絶縁協調に関する研究」, 中部電力電力技術研究所, 研究報告書, No.156, 1983
- (8) 吉村, 森田, 後藤, 緒川, 矢後, 神谷: 「変電所における変圧器侵入雷サージの測定」, 電気関係学会東海支部連合大会, No.141, 1990
- (9) 吉村, 森田, 緒川, 遠山, 矢後, 柴田: 「変電所における変圧器侵入雷サージの測定」, 電気学会全国大会, No.928, 1991
- (10) 植田, 神山, 森田, 緒川, 遠山, 神谷: 「変電所における変圧器侵入雷サージの測定(その3)」, 電気関係学会東海支部連合大会, No.145, 1991
- (11) 植田, 神山, 森田, 緒川, 遠山, 神谷: 「変電所における変圧器侵入雷サージの測定」, 電気学会静止器研究会資料, SA-91-72, 1991
- (12) 植田, 依田, 宮地: 「77kV変電所で観測される侵入雷サージの特徴」, 電気学会論文誌B, Vol.116, No.11, pp.1422-1428, 1996
- (13) 宮地, 依田, 根尾, 植田: 「77kV系夏季雷撃時の地絡相実績とその考察」, 電気学会放電・高電圧合同研究会資料, ED-94-132, HV-94-91, 1994
- (14) 依田, 宮地, 大橋, 植田: 「77kV変電所の雷サージ侵入キャパシタンス」, 電気関係学会東海支部連合大会, No.123, 1992
- (15) 依田, 宮地, 大橋, 植田: 「変電所侵入雷サージのパターンとその電圧上昇率」, 電気学会全国大会, No.1422, 1993
- (16) 「発変電所耐雷設計ガイドブック」, 電中研報告, 研究報告, 175034 (1976)

第4章 フラッシュオーバーモデルの検討

4.1 まえがき

電力の供給信頼度向上のために架空送電線の雷事故対策は重要である。架空送電線の雷事故は主がいし装置のアークホーンが逆フラッシュオーバーすることによるもので、その確率を低減する対策として、従来から塔脚接地抵抗の低減、架空地線の多条化などが実施され効果を上げている。また最近、避雷機能を持つ送電用避雷装置が実用化され、その効果が多数紹介されている⁽¹⁾。

一方、電力系統の雷サージ解析は、主にデジタル計算機を用いた数値解析(EMTP)によって行われており、そのための様々な解析モデルがこれまでに開発されている。アークホーンおよび送電用避雷装置の多重フラッシュオーバーを検討する場合にも、実際の現象を忠実に表現でき、汎用性、高解析効率を有する解析モデルが必要とされる。

従来、アークホーンのフラッシュオーバーモデルは、アークホーン間に発生する電圧がV-t特性と交差する時間にアークホーンがフラッシュオーバーするとしてフラッシュオーバー時間を求め、フラッシュオーバー時の等価インダクタンスを介して短絡させる方法が一般的であった。近年、雷サージ解析の新技术として、放電前駆電流を考慮したホーン間インピーダンスの時間変化を模擬するリーダ進展モデルが提案され実用化されている^{(2)~(5)}。リーダ進展モデルを用いた解析では、フラッシュオーバーが発生しない状態の過渡現象解析から得られるアークホーン間電圧を基にリーダ進展モデルによりアークホーン等価インピーダンスを求め、この等価インピーダンスを直線近似することにより線形インダクタンスと時間制御スイッチの組み合わせとしてフラッシュオーバーモデルを作成している。したがって、このモデルによる多重フラッシュオーバーの解析は煩雑となる。この難点を解消するために、アークホーン等価インピーダンスの変化を非線形インダクタンスで表現する新しいアークホーンフラッシュオーバーモデルが提案された⁽⁶⁾。また最近、雷サージ解析中にリーダ進展モデルにより等価インピーダンスを求め、それを抵抗で模擬する手法が提案された⁽⁷⁾。

放電前駆電流を考慮したこれらのモデルはギャップ長が1m以上の長いアークホーンに対するモデルであり、ホーン間ギャップが65cmと短い77kVシステムに対する多重フラッシュオーバーモデルについての検討が不足している。さらに近年、77kVシステムで設置が進んでいる送電用避雷装置の動作を詳細に模擬するフラッシュオーバーモデルの確立も望まれている。本章では、これらの点を改善するためギャップの長さの比較的短いアークホーンについて、非線形インダクタンスとリーダ進展開始および消滅電圧を表現する非線形抵抗を組み合わせた新しいフラッシュオーバーモデルを提案する⁽⁸⁾⁽⁹⁾。さらに、短いギャップと避雷器から構成される送電用避雷装置について、上記アークホーンモデルに避雷器を表現する非線形抵抗を組み合わせた新しいフラッシュオーバーモデルを提案する。最後に実測結果と提案するモデルによる計算結果を比較し、これらのモデルが十分な精度を有することを示す。

4.2 アークホーンのフラッシュオーバーモデル

本章で提案する新しいフラッシュオーバーモデルは、リーダ進展モデルを基礎としている。そこで本節では、まずリーダ進展モデルについて概説し、次に短ギャップ長の非線形インダクタンスモデルと本章で提案する新しいモデルについて論ずる。

4.2.1 リーダ進展モデル

リーダ進展モデルはリーダ進展速度を電圧、リーダ長などの関数として与え、時々刻々のリーダ進展の様子をモデル化したモデルである。以下、その概要について説明する。

リーダ進展速度 $v_1(t)$ は(4.1)式で定義されている⁽³⁾。

$$v_1(t) = K_1 \frac{V(t)^2}{D - 2x(t)} + K_2 \frac{V(t) \cdot i(t) \cdot x(t)}{D - 2x(t)} \quad (4.1)$$

ただし、 $v_1(t)$:リーダ進展速度(m/s)、 $x(t)$:リーダ長(m)、 $V(t)$:ギャップ間電圧(V)、 D :ギャップの長さ(m)、 $i(t)$:放電前駆電流(A)、 K_1, K_2 :ギャップの長さ、電圧波形によらない定数
また放電前駆電流 $i(t)$ を(4.2)式で定義する。

$$i(t) = C \cdot V(t) \cdot v_1(t) \quad (4.2)$$

ただし、 C :ギャップの等価キャパシタンス

(4.1)、(4.2)式を回路方程式と組み合わせることにより、時々刻々のリーダの進展状況、放電前駆電流の変化および等価インピーダンスが計算できる。また、リーダの進展開始、停止については以下のようにして定める。

リーダの進展開始時間 t_1 (μ s)を次式であたえる。

$$t_1 = \frac{A}{\frac{V_p}{D} - B} \quad (4.3)$$

ただし、 V_p :印加電圧ピーク値(MV)、 A, B :電圧極性で定まる定数

ギャップ両端から進展するリーダ長がギャップ長さより大きくなれば、フラッシュオーバーと判定するが、印加電圧がリーダ進展中に減少してリーダ未橋絡部の平均電界 $[V/(D-2x)]$ が 0.45 MV/m⁽³⁾以下となれば、フラッシュオーバーしないものとして計算を終了する。リーダ進展モデルのモデル定数を表4.1⁽²⁾に示す。

表4.1の定数は、数mの長ギャップに適用されているが、本章で対象としているギャップの長さは1m以下と短いため、表4.1の定数を適用するには難点がある。そこで、図4.1に示すインパルス電圧源(1/50 μ s π 波)と背後インピーダンス($R_b=200\Omega$)の直列回路からなる解析回路において、ギャップの長さを650mmとし、正極性における(4.1)式の定数を種々変化させたときのV-t特性を計算し、棒-棒ギャップの正極性におけるV-t特性⁽¹⁰⁾と比較した。図4.2に K_2 を変えた場合の結果を示す。同図より、 $K_2=3.5$ 倍としたとき、最も良好な結果となることが知られる。図4.3に印加電圧1MV、 $K_2=3.5$ 倍の条件で計算されたギャップ間電圧、放電前駆電流波形を示す。

表4.1 リーダ進展モデルの各定数⁽²⁾

	K_1	K_2	A	B
正極性	1×10^{-7}	2.5×10^{-3}	0.5	0.42
負極性	0.5×10^{-7}	5×10^{-3}	0.5	0.5

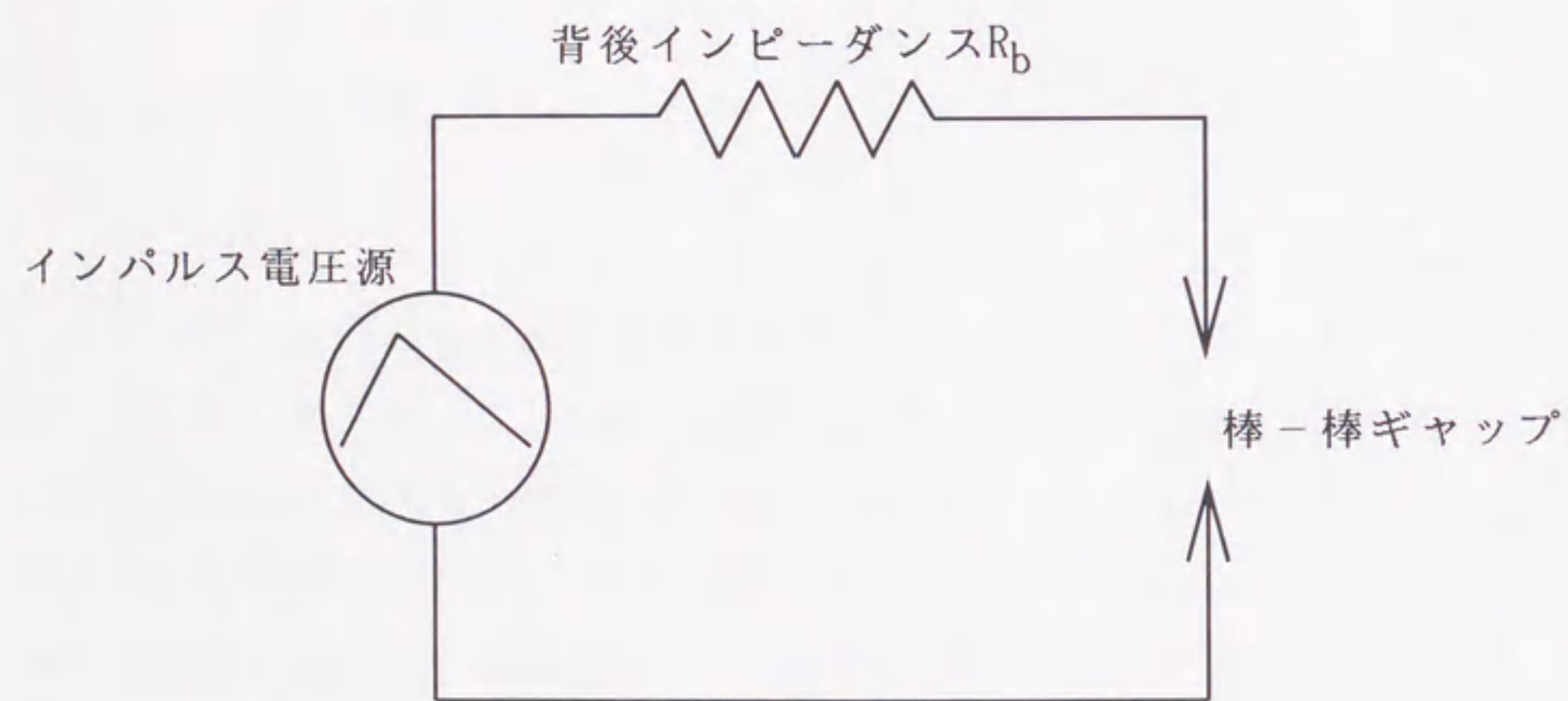


図4.1 解析回路

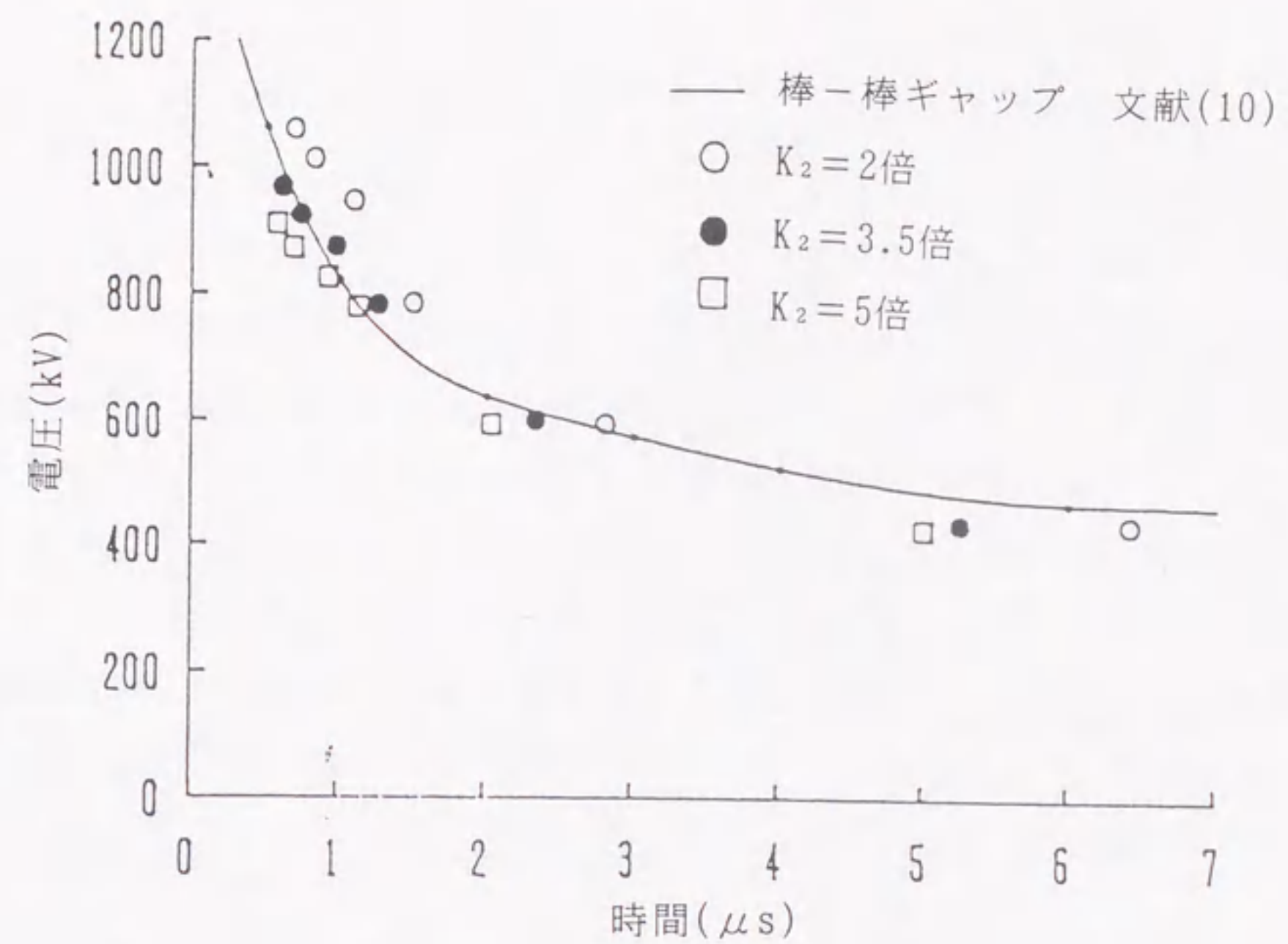
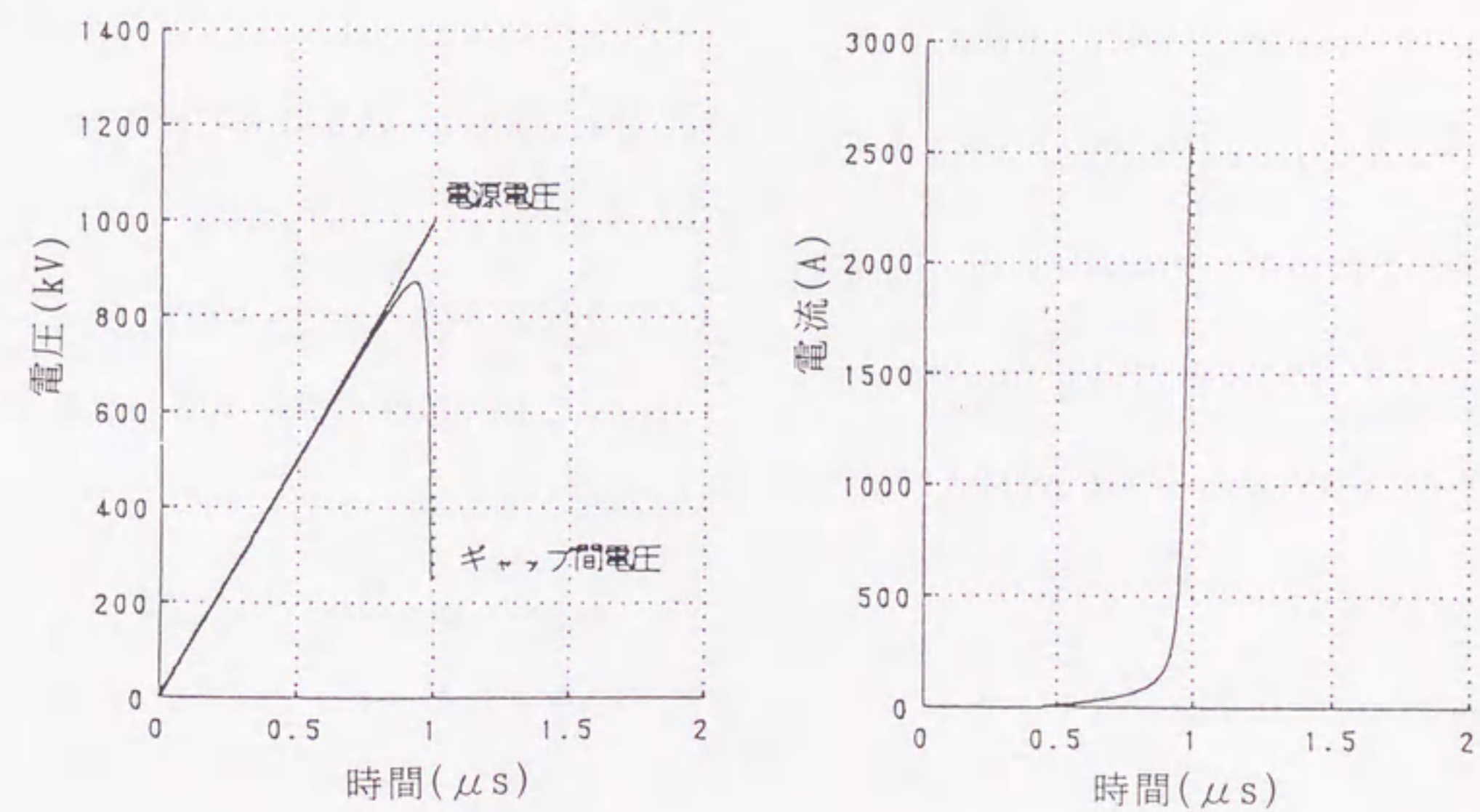


図4.2 リーダ進展モデルによるV-t特性



(a)ギャップ間電圧波形

(b)放電前駆電流波形

図4.3 ギャップ間電圧および放電前駆電流波形

<4.2.2> 非線形インダクタンスモデル

図4.4に非線形インダクタンスモデルの等価回路を示す⁽⁶⁾。SW_sはリーダ進展開始を表すスイッチ，L_nはアークホーンの等価非線形インダクタンス，SW_fはフラッシュオーバーを表すスイッチ，L_fは定常アークの等価インダクタンス(1μH/m)⁽²⁾である。リーダ進展モデルでは(4.3)式で示すようにリーダ進展開始時間を印加電圧の関数としているため，あらかじめ電圧波高値が既知である必要がある。一度の解析で結果を得るためには，電圧波高値が既知でないためリーダ進展開始時間を別の形で表現する必要がある。本章では，文献(6)と同様に臨界フラッシュオーバー電圧以下ではアークホーンがフラッシュオーバーしないことを考慮し，近似的にアークホーンの臨界フラッシュオーバー電圧に達する時刻にリーダが進展開始するものとした。なお，ギャップの長さが短い場合の臨界フラッシュオーバー電圧は，次式で表されるものとした⁽¹¹⁾。

$$V_c = 0.55 \cdot D + 80 \text{ (kV)} \quad (4.4)$$

ここで，D:ギャップの長さ(mm)

この式から求められるフラッシュオーバー電圧は，棒-棒ギャップのV-t特性⁽⁹⁾の臨界フラッシュオーバー電圧にほぼ一致している。アークホーンの等価インダクタンスL_nをEMTPの回路素子として組み込むためには，リーダ進展モデルによって得られたアークホーン間電圧，放電前駆電流-時間特性から等価インピーダンスを求め，それを電流-磁束(I-Φ)特性として与える。フラッシュオーバーを表すスイッチSW_fは，ホーン間電流が1000Aを越える場合に閉じることとした。

ギャップの長さ650mm，電源電圧1MV，背後インピーダンス200Ωの条件でリーダ進展モデルから得られたI-Φ特性を用い，図4.1の解析回路で電源電圧を変え，非線形インダクタンスモデルの放電電圧特性を解析した。図4.5に棒-棒ギャップのV-t特性と解析結果を示す。同図より，波頭での放電特性は棒-棒ギャップのV-t特性とほぼ一致するが，波尾では解析結果のほうが早く放電する。その原因は主に波尾の平坦な電源電圧に対し，非線形インダクタンスの値が過度に減少し，電流が急激に増加するためと考えられる。

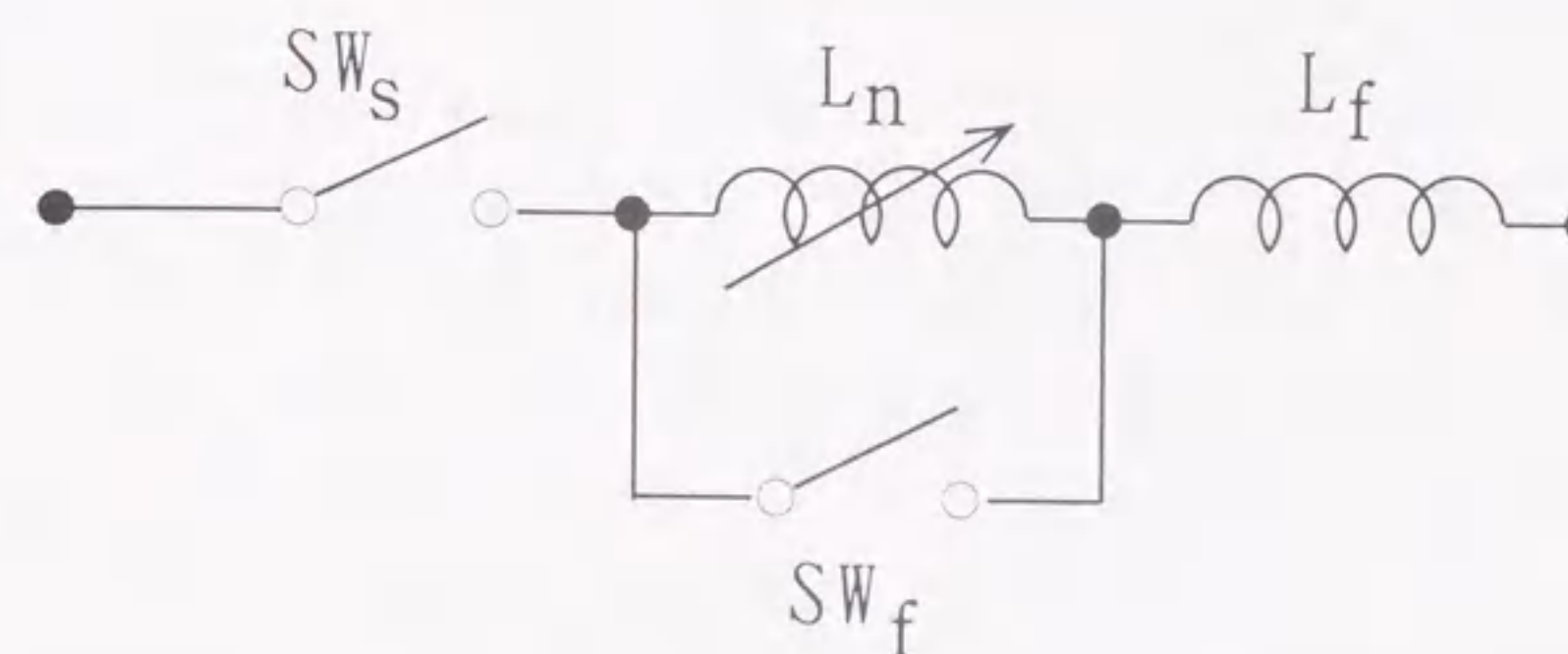


図4.4 非線形インダクタンスモデル

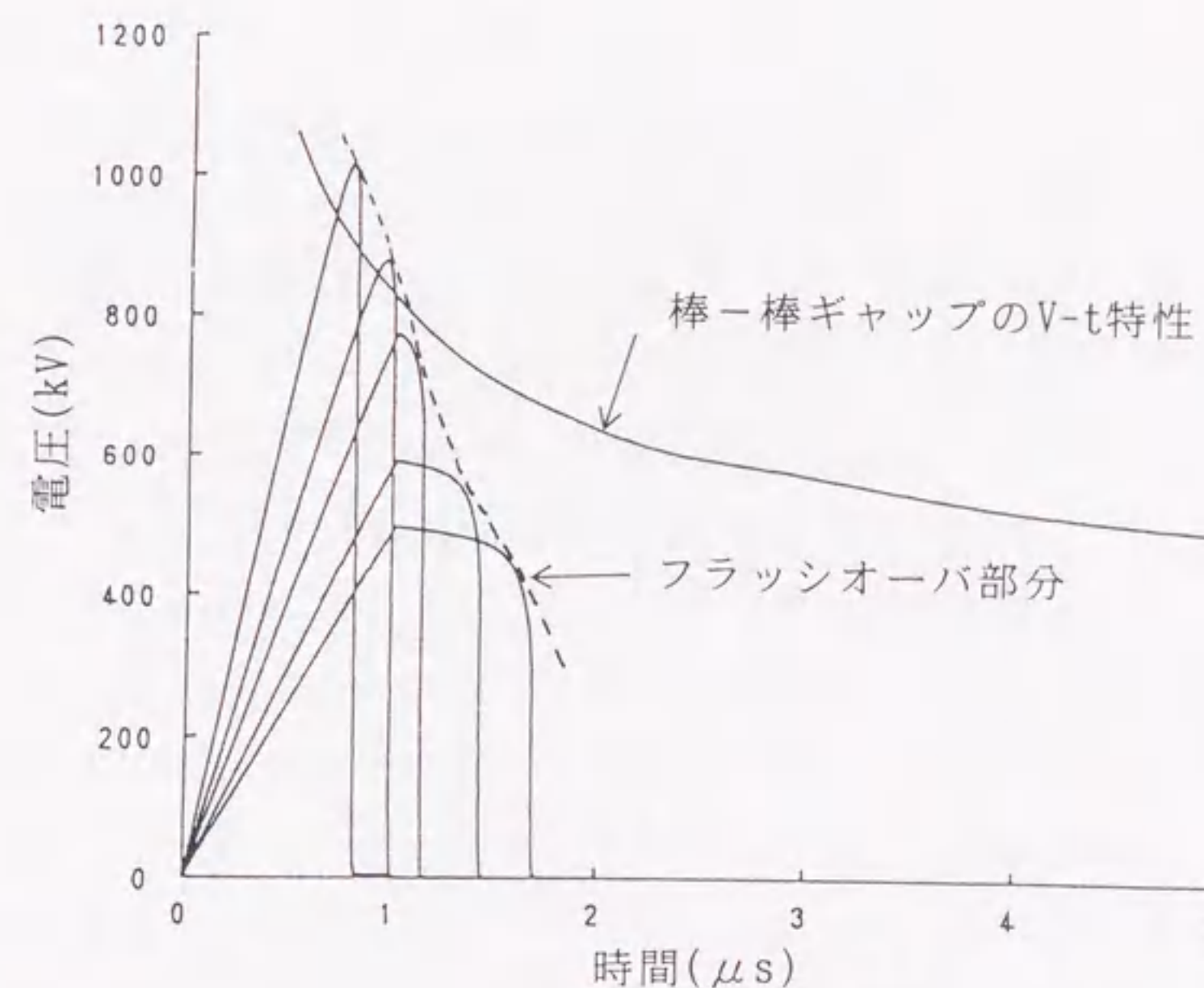


図4.5 非線形インダクタンスモデルのV-t特性

<4.2.3> 非線形素子組合せモデル

以上で述べたように、短ギャップ長アークホーンを非線形インダクタンスモデルで模擬する場合には、そのI- Φ 特性だけではアークホーンのV-t特性を表現できずV-t特性が波尾で過度に低下する問題がある。そこで、図4.6に示すようにホーン間電圧を非線形インダクタンスと非線形抵抗とで分担させるモデルを提案する。 R_n はリーダ進展開始および消滅電圧を表す非線形抵抗で、電流によらず(4.4)式の電圧を保持する。 SW_1 は放電前駆電流が急速に増加し始める時間に閉じるもので、図4.3よりホーン間電流が200Aを越える場合に閉じることとした。 SW_2 は、非線形インダクタンスモデルと同様にフラッシュオーバを模擬する。また、等価インダクタンス L_n は、非線形抵抗 R_n のI- Φ 特性相当分を減じることによって得られる。

図4.7に図4.5と同一条件での解析結果を示す。図から明らかなように波尾での放電特性が改善され、棒-棒ギャップのV-t特性とほぼ一致する結果が得られた。これは、波尾部で放電する場合には波頭放電に比べ印加電圧が低く、時間と共にその値が低下するため、 R_n の電圧分担比率が大きくなり、図4.6における非線形インダクタンス L_n は波尾部で急減することがないためである。

次に、背後インピーダンスや電圧波形が一定でない実系統条件でのこのモデルの特性を検討するために、ギャップの長さ350mmで電源電圧波頭長が1,2,3 μ s, 背後インピーダンスが100,200,400 Ω の条件で、リーダ進展モデルと比較した。図4.8, 図4.9にそれらの結果を示す。図4.8から明らかなように波頭峻度を変えても、リーダ進展モデルと非線形素子組合せモデルの解析結果は、ほぼ一致している。図4.9の背後インピーダンスを変えた場合にも、波頭放電でリーダ進展モデルと良く一致する。波尾の放電では、放電電圧はほぼ一致するが、放電時間についてはわずかではあるが非線形素子を組み合わせた本モデルの方が早い結果となった。波頭、波尾とも背後インピーダンスの差による特性変動は少ないことから、アークホーンの放電のばらつきを考慮すれば、背後インピーダンスが変化しても非線形素子を組み合わせた本モデルは十分実用性があるといえる。

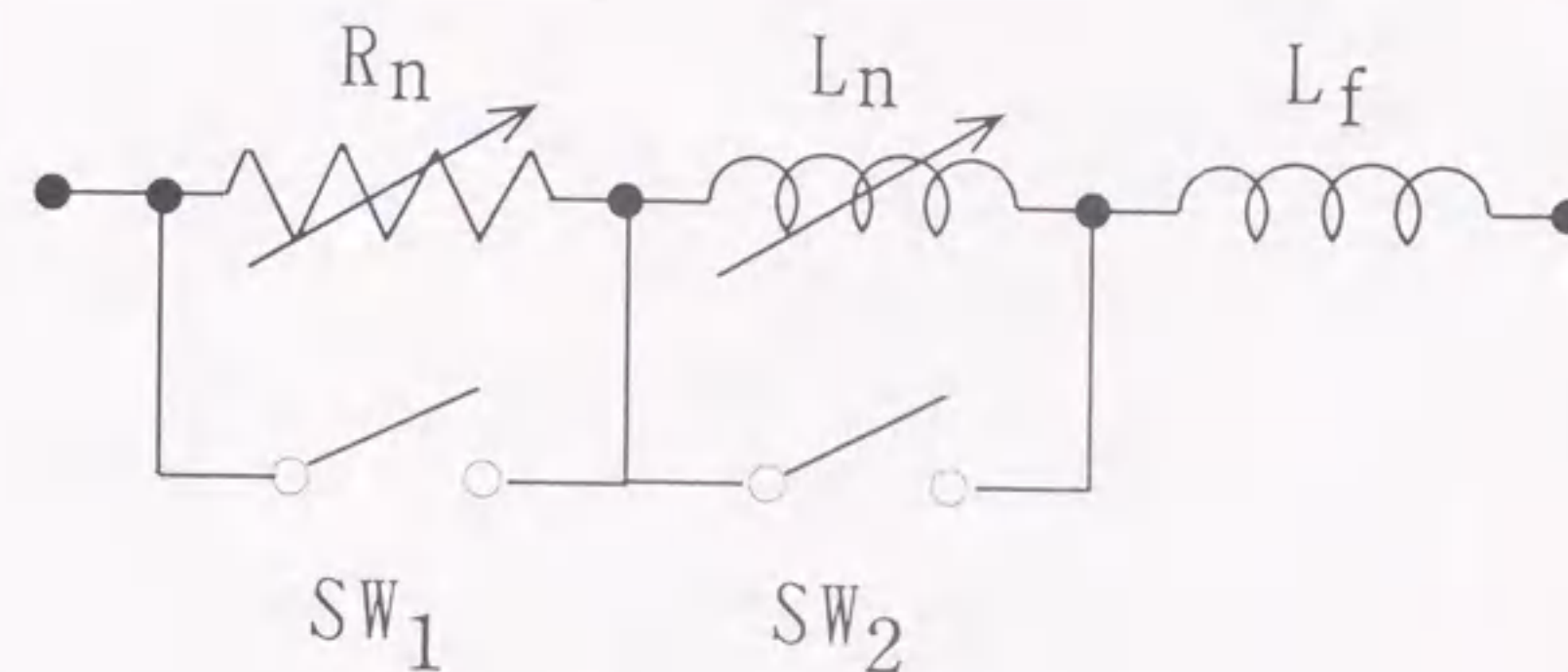


図4.6 非線形素子の組み合わせモデル

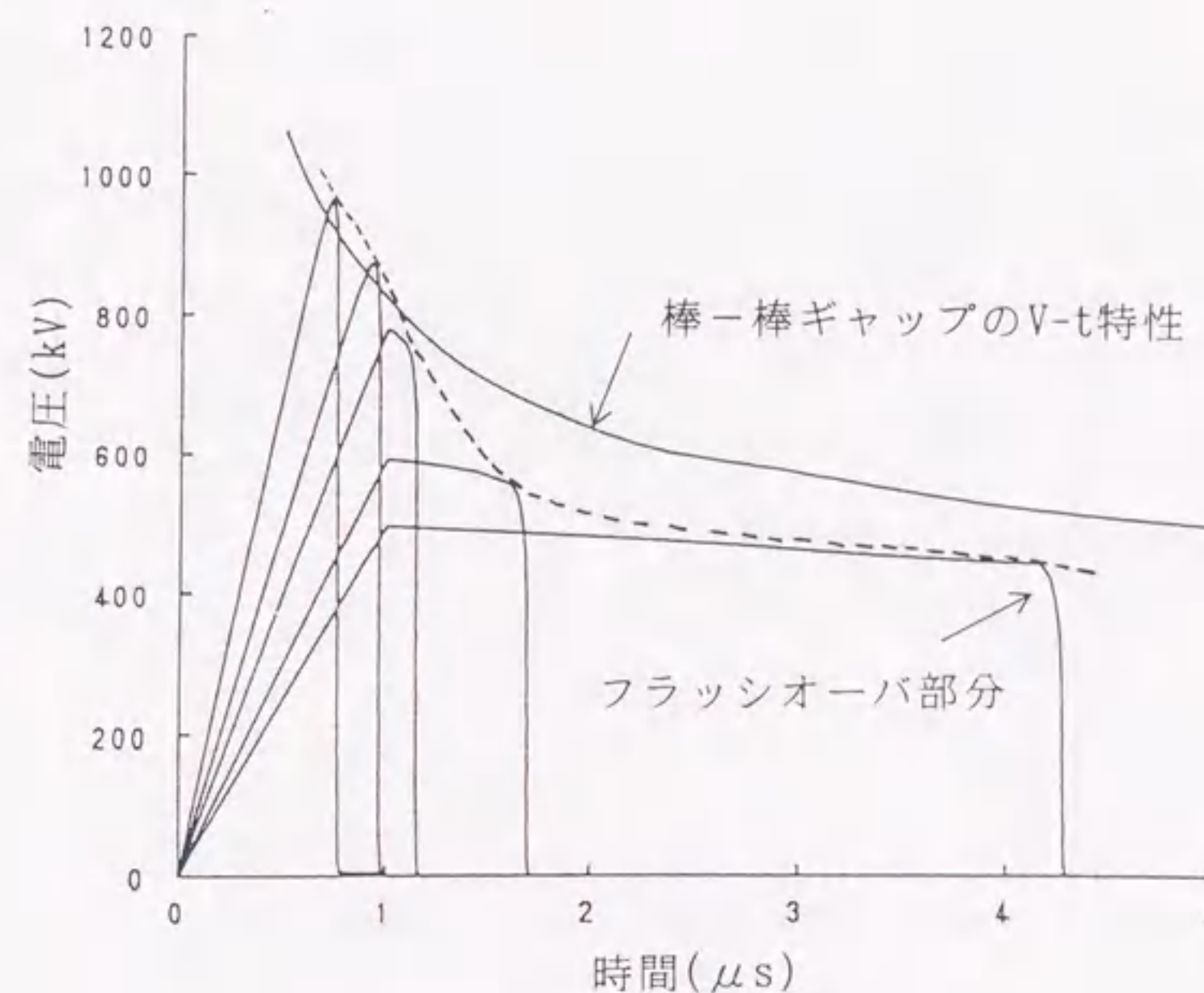


図4.7 非線形素子組合せモデルのV-t特性

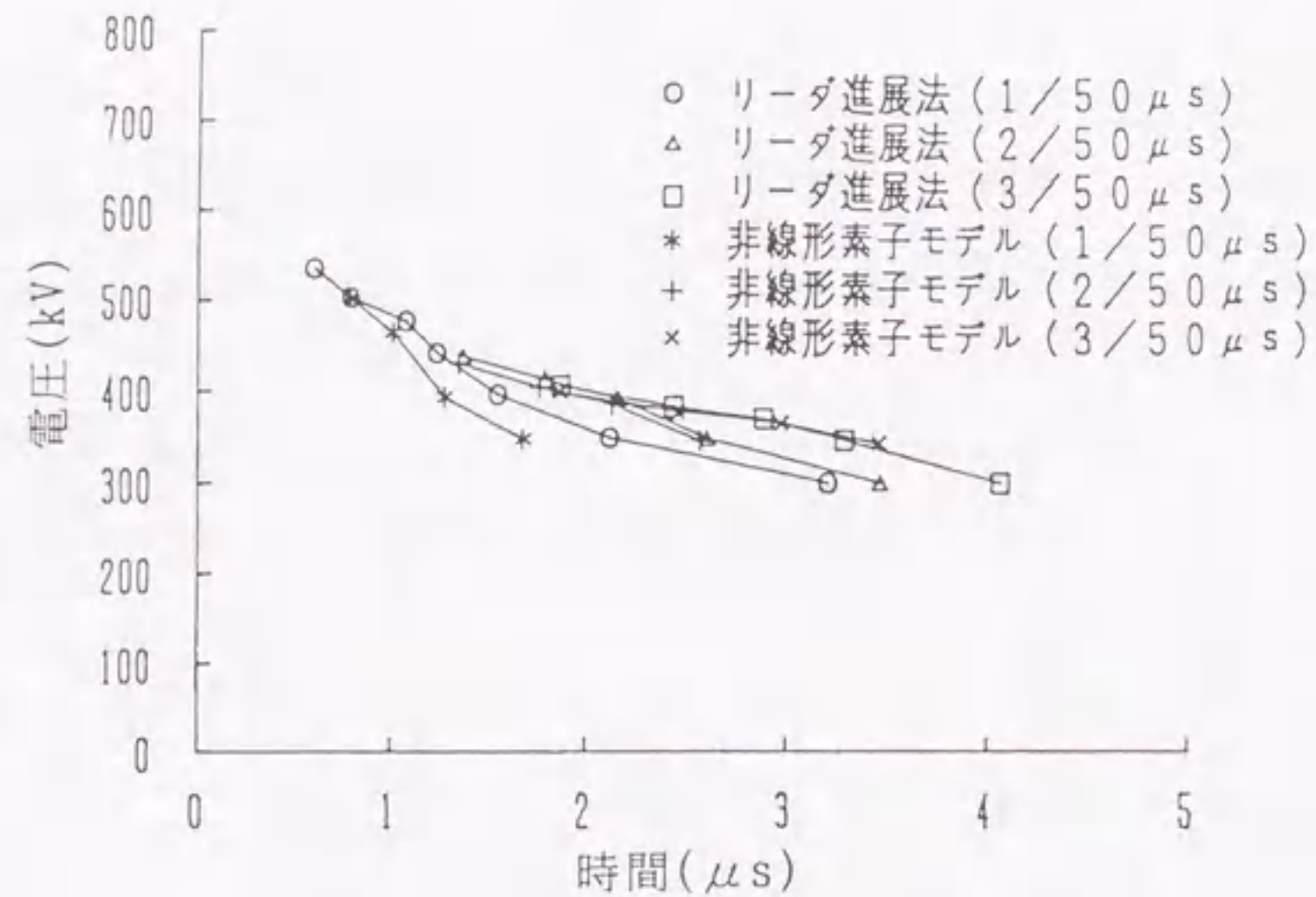


図4.8 各種波頭峻度によるV-t特性

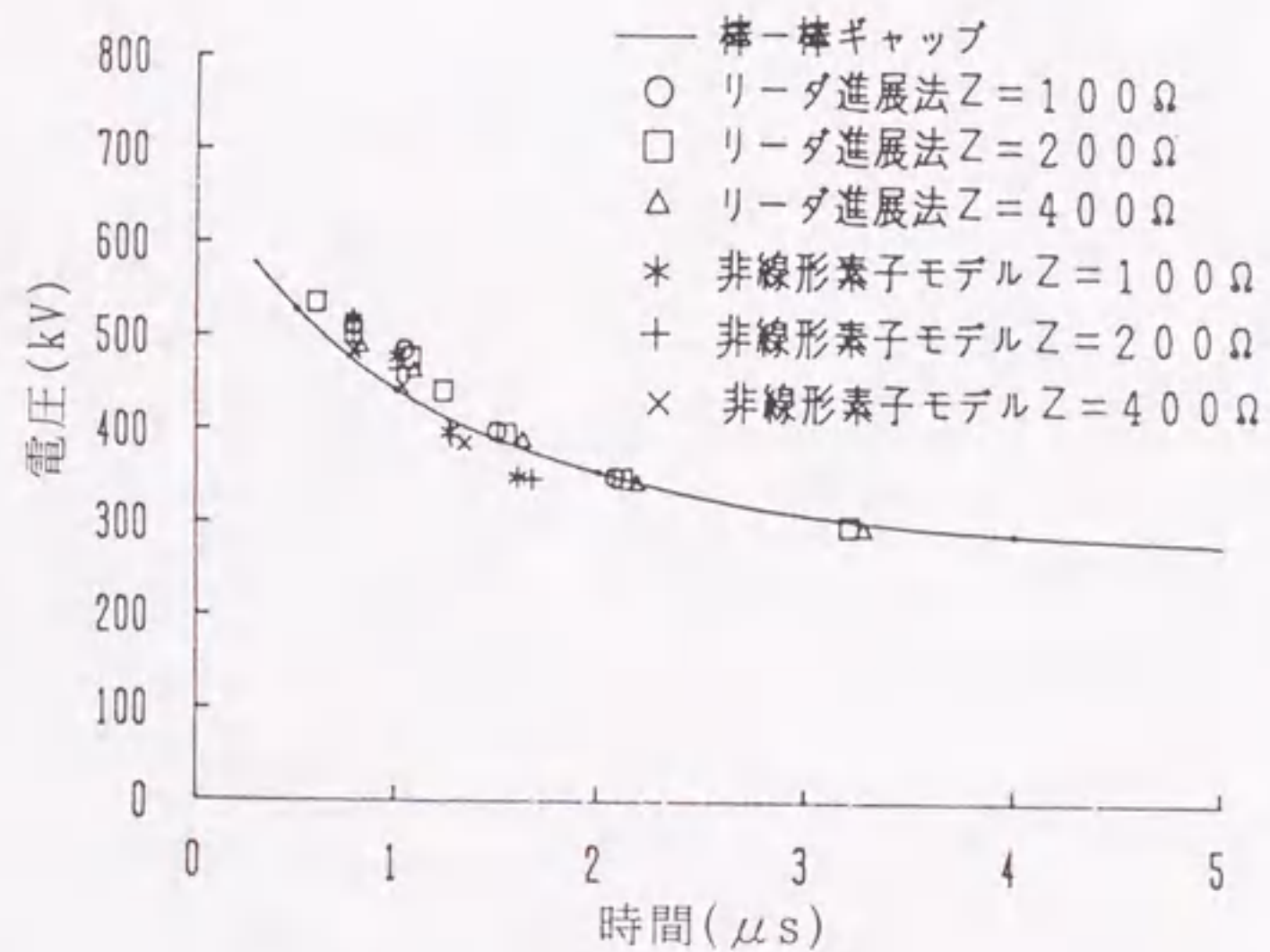


図4.9 V-t特性への背後インピーダンスの影響

4.3 送電用避雷装置のフラッシュオーバーモデル

送電用避雷装置直列ギャップのV-t特性は、ギャップの長さが等しいアーケホーンのV-t特性より高くなることが知られており、この特性は避雷器の静電容量の影響によるとされている⁽¹⁾。しかし、直列ギャップおよび避雷器の静電容量は数pFと小さく、その静電容量測定は困難なため分圧比の考え方による電圧分担の決定は容易ではないと推定される。また、送電用避雷装置の直列ギャップにもアーケホーンと同様に放電前駆電流が流れるものとするれば、避雷器のインピーダンスは静電容量から非線形インピーダンスに変化するものと考えられる。すなわち、リーダの進展開始までは静電容量で電圧分担するが、その後は両者の非線形インピーダンスで分担することとなる。このことから、<4.2.3>項の非線形素子組み合わせモデルと避雷器の電圧-電流特性を表す非線形抵抗 R_{LA} を図4.10に示すように組み合わせれば送電用避雷装置のフラッシュオーバーを模擬できると考えられる。

このモデルの放電特性を検討するため、まず<4.2.3>項のアーケホーンモデルに避雷器の非線形抵抗 R_{LA} を組み合わせた場合について、送電用避雷装置直列ギャップの長さ350mm、背後インピーダンス200Ω、避雷器のV-I特性を図4.11とした条件で解析した。図4.12(ケース1)に実測した送電用避雷装置V-t特性との比較を示す。計算結果は、実測結果とほぼ一致するが、電源電圧が450kV以下では放電しない。これは図4.10に示すモデルにおいて、 R_n が保持する一定の電圧と避雷器 R_{LA} が電流を流し始める電圧との和でリーダ進展開始電圧および消滅電圧が決まるので、リーダ消滅電圧は R_{LA} が分担する電圧だけ高くなるためである。

次に、リーダの消滅電圧を低下させるために、 R_n を避雷器の動作開始電圧相当分だけ低減し、非線形インダクタンスモデルのI-Φ特性から低減した R_n のI-Φ特性相当分を減じた条件で、V-t特性の実測結果と比較した。図4.12(ケース2)にその結果を示す。この条件では波尾部で実測より若干低いV-t特性を示すが、波尾放電まで実測結果と良く一致する。

すなわち、図4.10に示す送電用避雷装置フラッシュオーバーモデルにおいて、 R_n

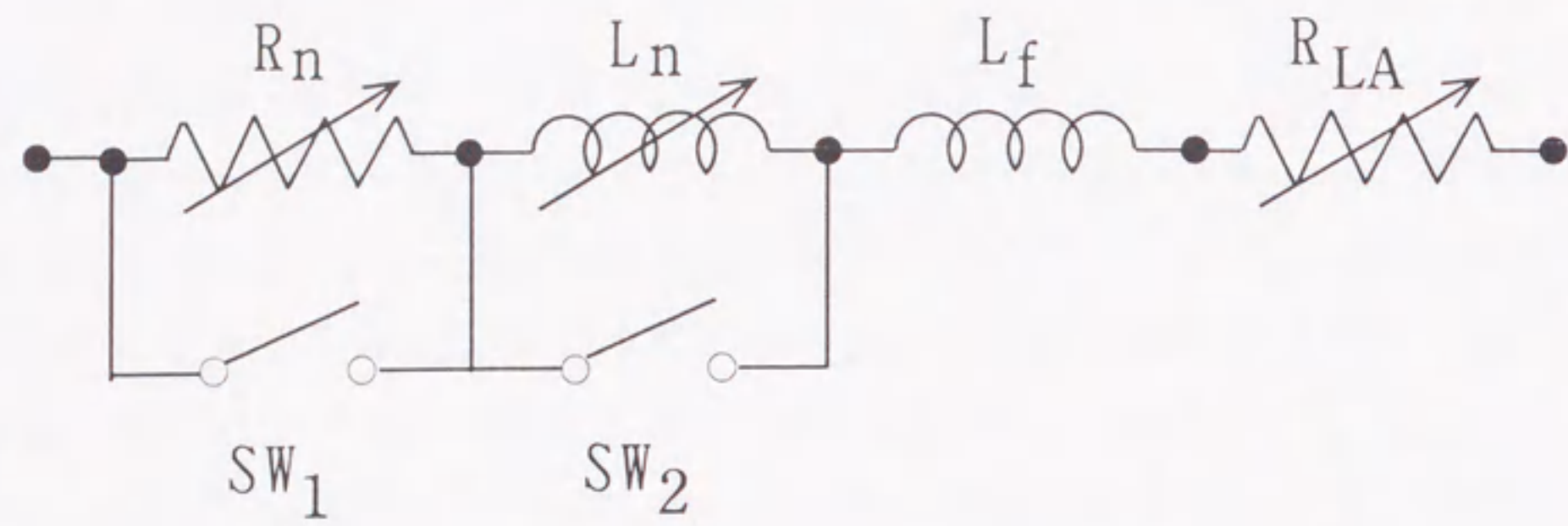


図4.10 送電用避雷装置の非線形素子組み合わせモデル

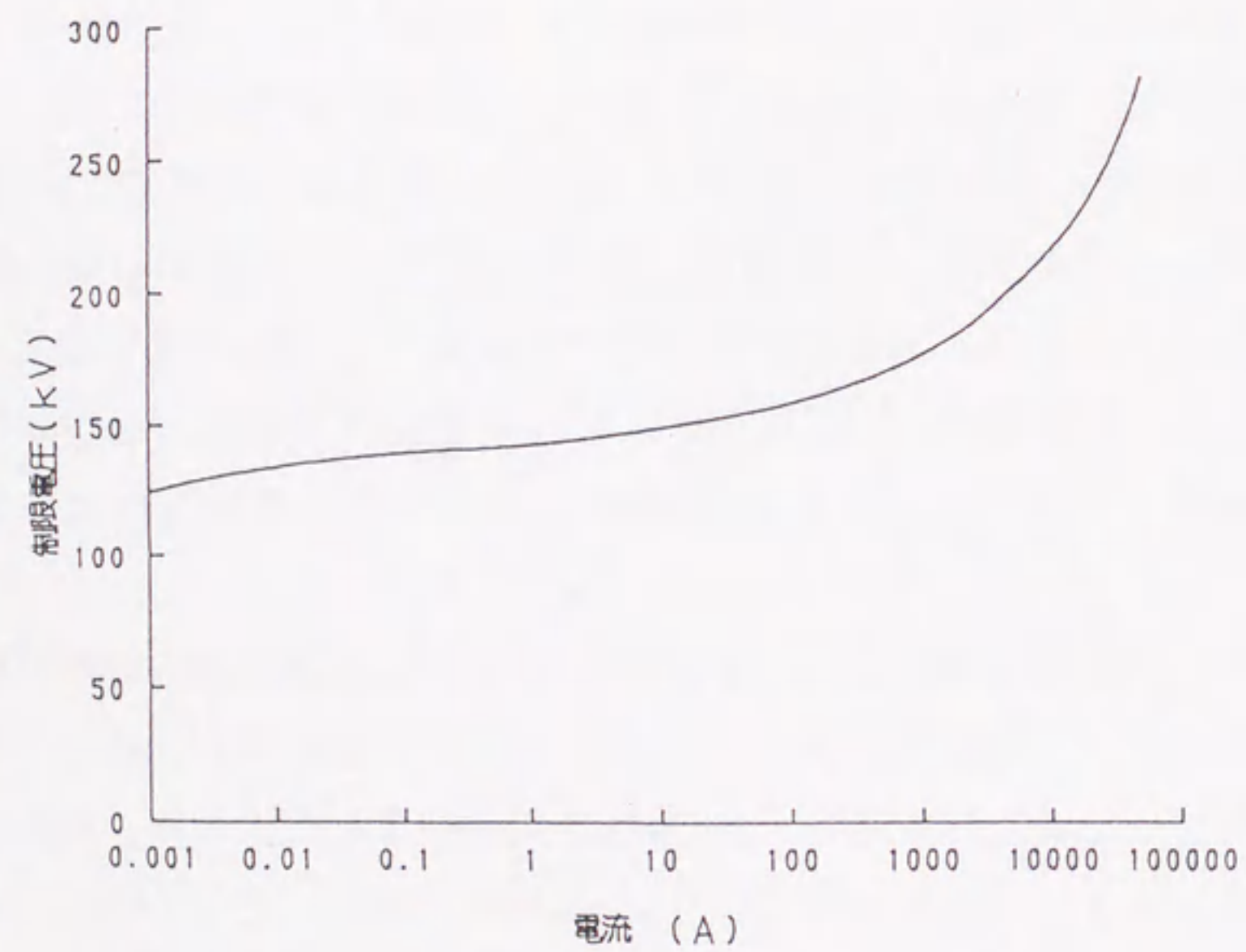


図4.11 送電用避雷装置の制限電圧特性

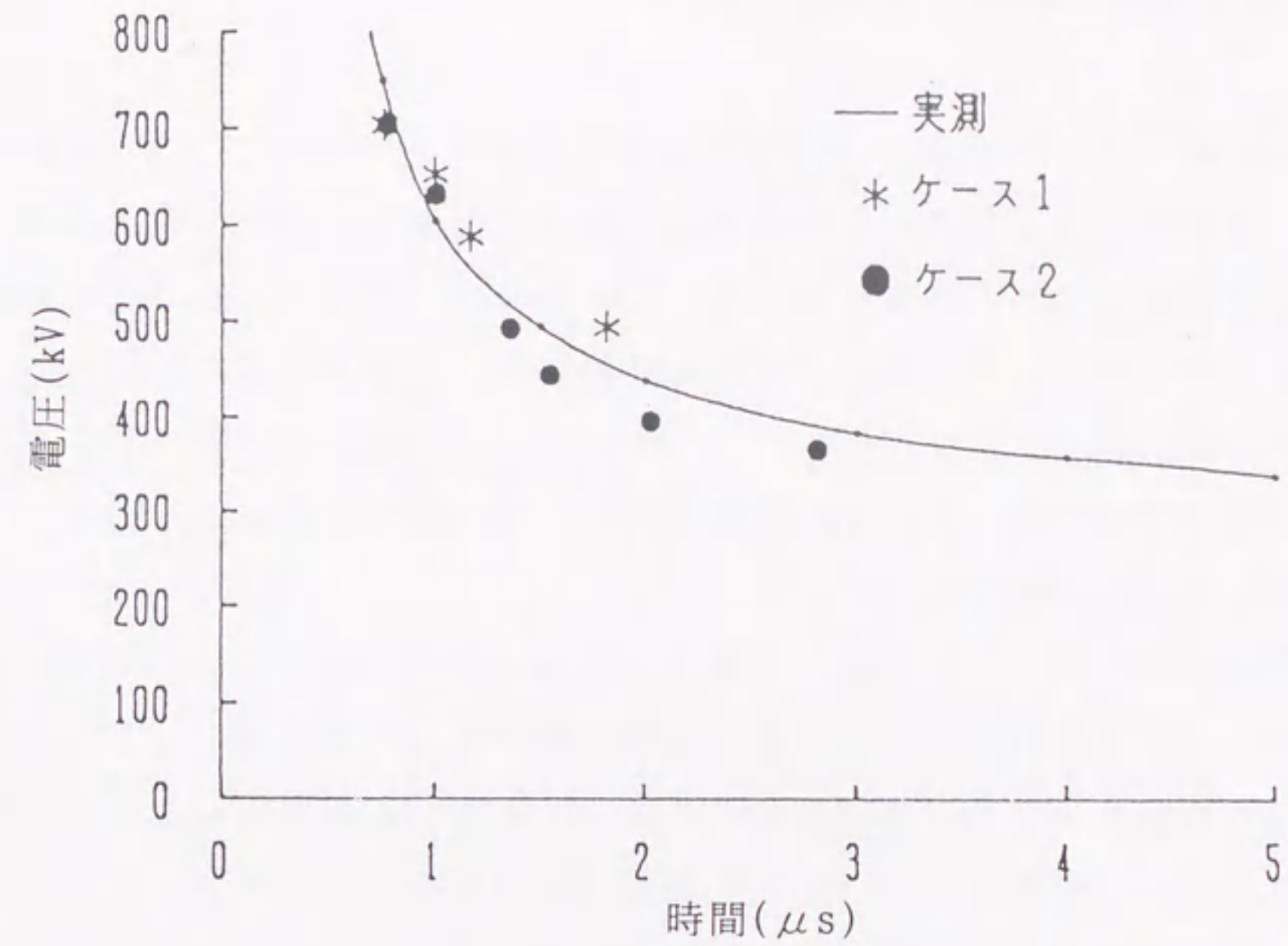


図4.12 送電用避雷装置のV-t特性の比較

が保持する一定電圧と避雷器の動作開始電圧との和を(4.4)式に示すリーダ進展開始電圧 V_0 と等しくなるように R_n の特性を定め、 R_n のI- Φ 特性相当分を非線形インダクタンスモデルのI- Φ 特性(L_n)から減じることにより、V-t特性を精度良く表現することができる。

4.4 実測と解析結果との比較検討

短ギャップ長のアークホーンと送電用避雷装置のV-t特性についてはこれまで検討してきたが、ここではホーン間電圧と電流を実測し、非線形素子組合せモデルによる計算結果との比較を行った。図4.13に標準雷インパルス電圧試験回路を示す。アークホーンおよび送電用避雷装置のギャップの長さは各350mm、避雷器のV-I特性は図4.11であるとした。解析に用いた背後インピーダンスは試験回路の直列抵抗 390Ω とし、電源電圧波形は無負荷時(供試器非接続)の雷インパルス電圧波形を用いた。

図4.14および図4.15にアークホーン電圧・電流の実測結果と非線形素子組み合わせモデルによる計算結果とを示す。波頭部で放電した場合(図4.14)には非線形素子組み合わせモデルは実測に良く一致していることが明らかである。また、波尾部で放電した場合(図4.15)には非線形素子組み合わせモデルの放電時間は、実測に比べ若干早くなる結果となった。この原因はリーダ進展開始時刻を一定の電圧としているため波尾で放電する場合には実測値より早くリーダが進展するためと考えられる。

次に送電用避雷装置に関する実測結果と非線形素子組み合わせモデルによる計算結果の比較を図4.16および図4.17に示す。非線形素子組み合わせモデルは、波頭部で放電した場合(図4.16)には若干早く放電している。放電時間の差は、アークホーンの場合と同様の原因によるものと考えられる。

以上の結果から、本章で提案したモデルは実測に近い結果が得られる極めて有効な模擬方法であることが確認できた。また、非線形素子組み合わせモデルの基礎となるリーダ進展モデルは、定数を調整すれば比較的短ギャップの長さにも適用できることが確認された。

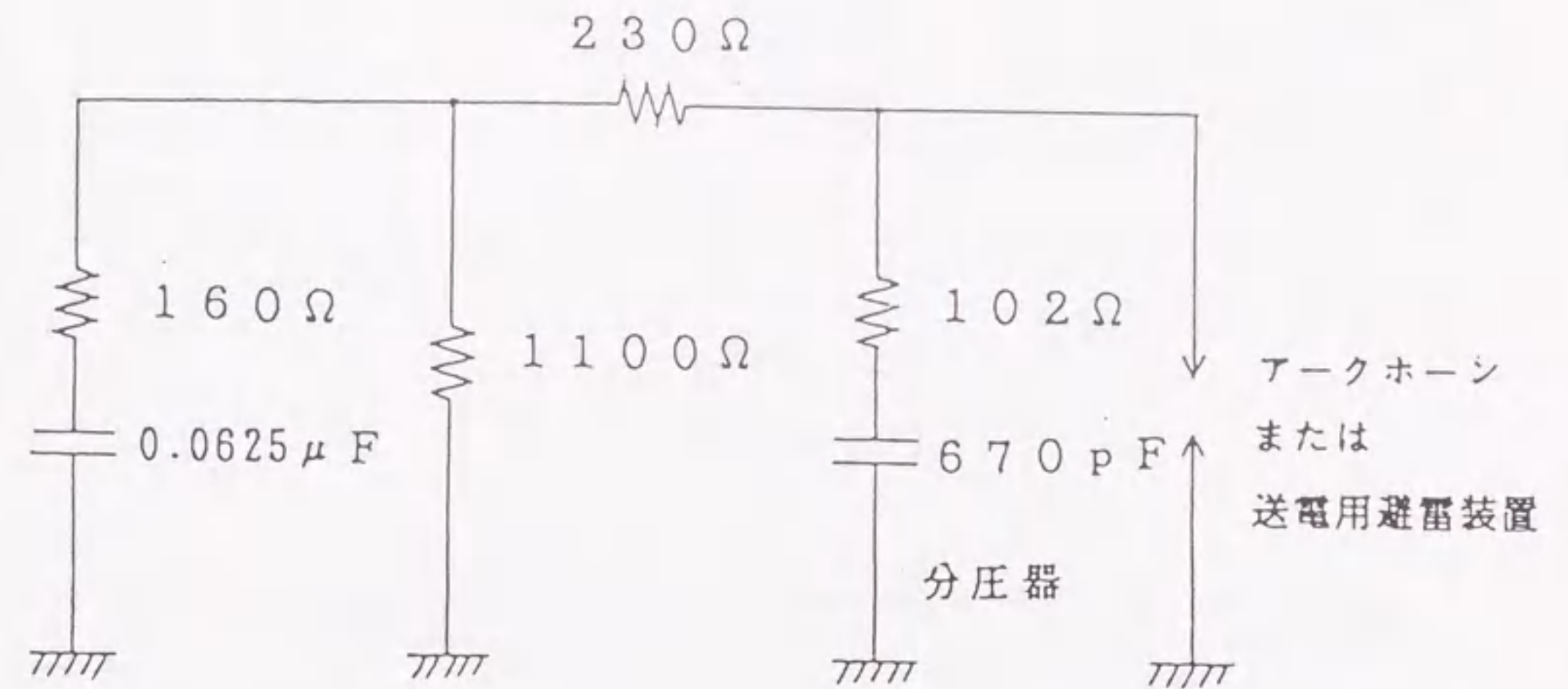
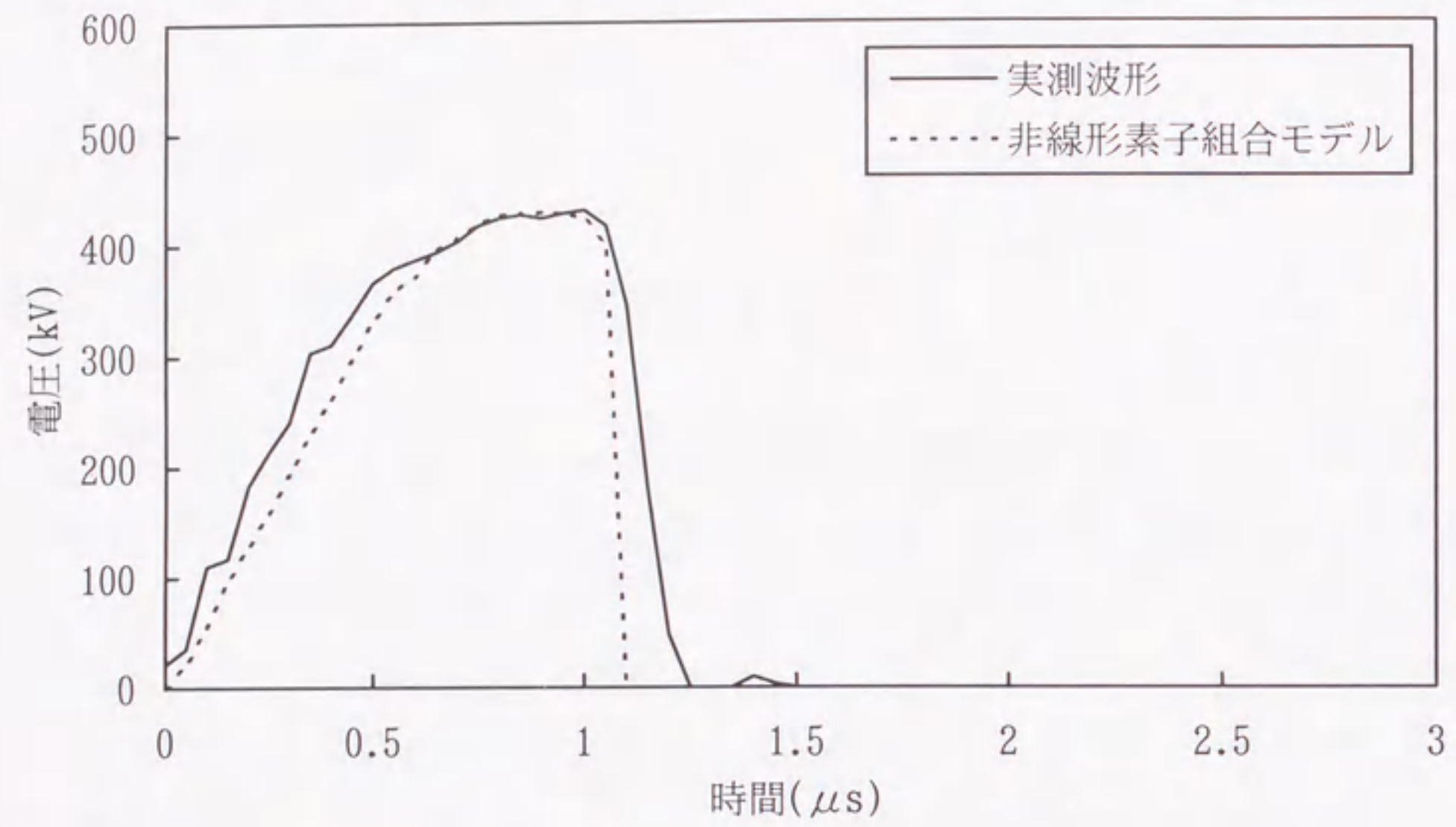
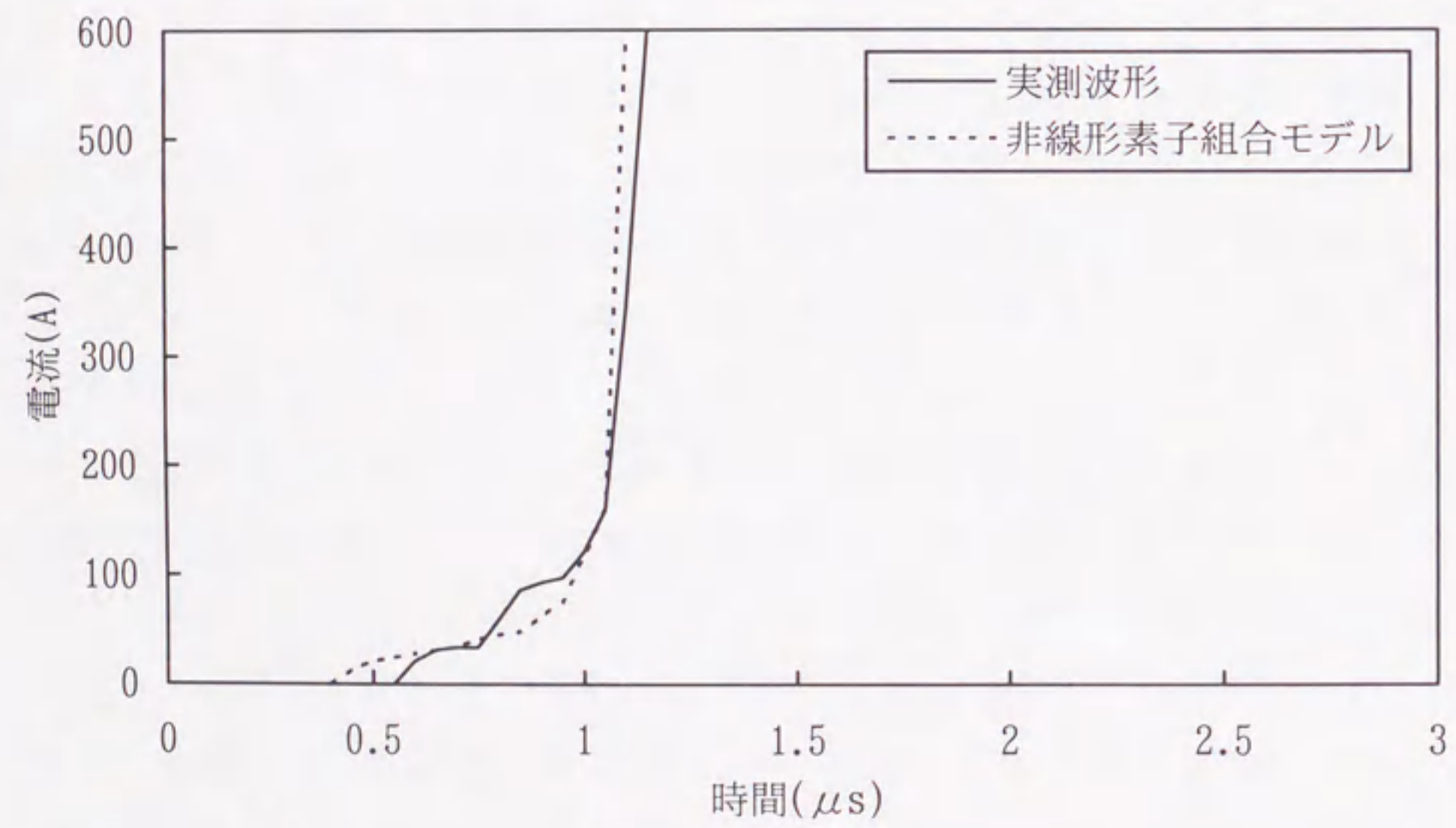


図4.13 雷インパルス試験回路

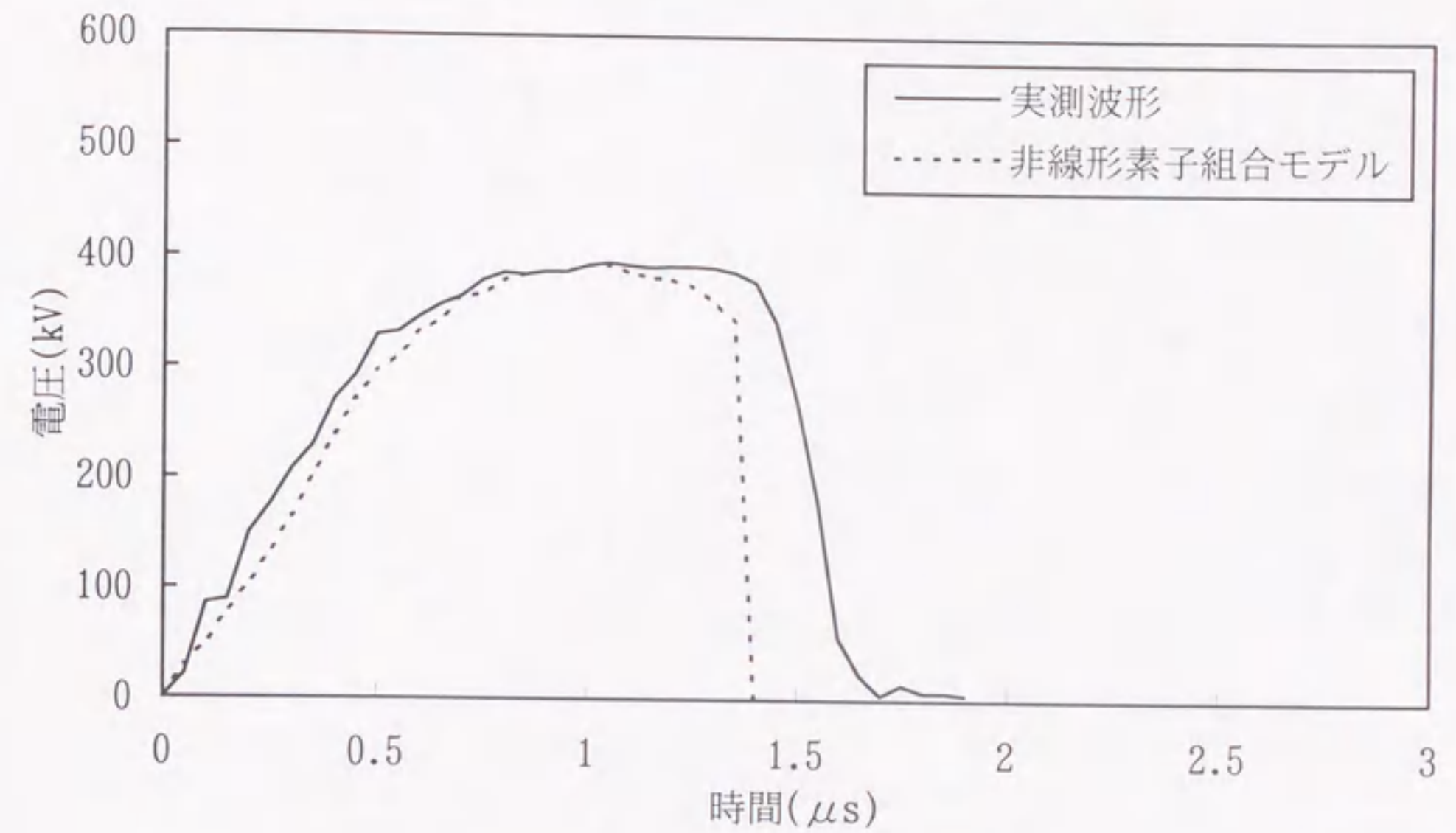


(a) 電圧波形

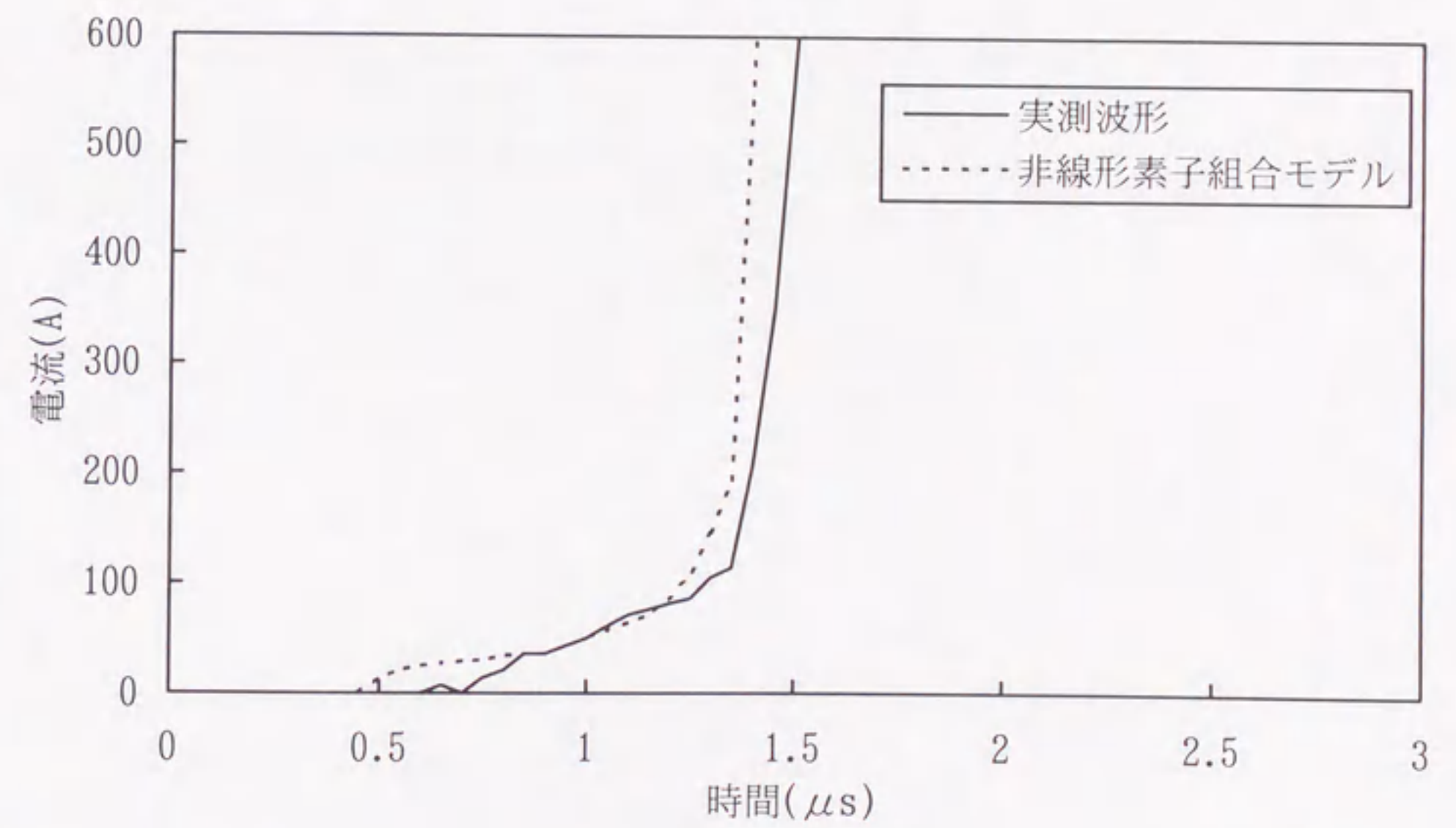


(b) 電流波形

図4.14 アークホーンに関する実測と解析結果の比較（波頭放電の場合）

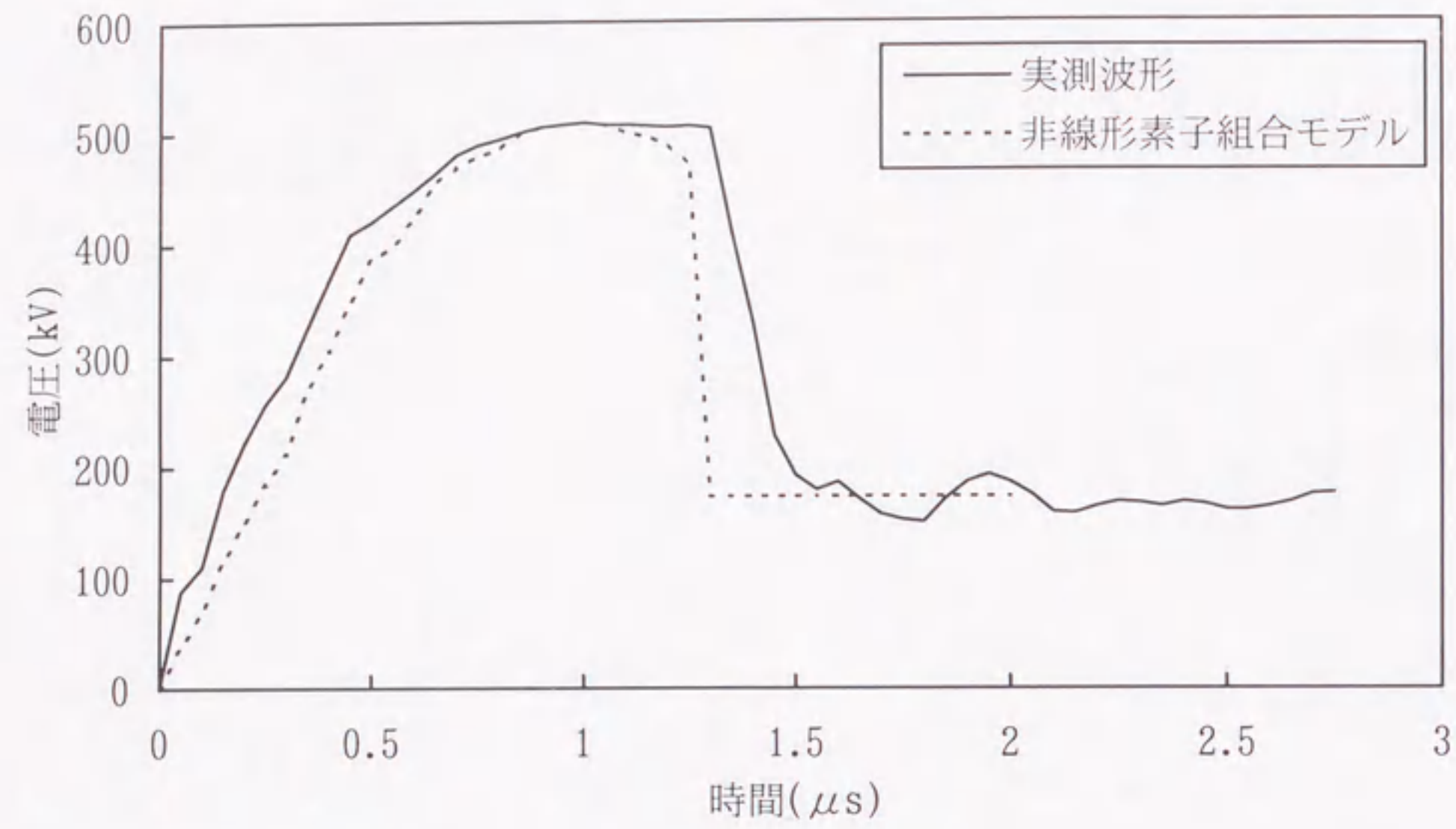


(a) 電圧波形

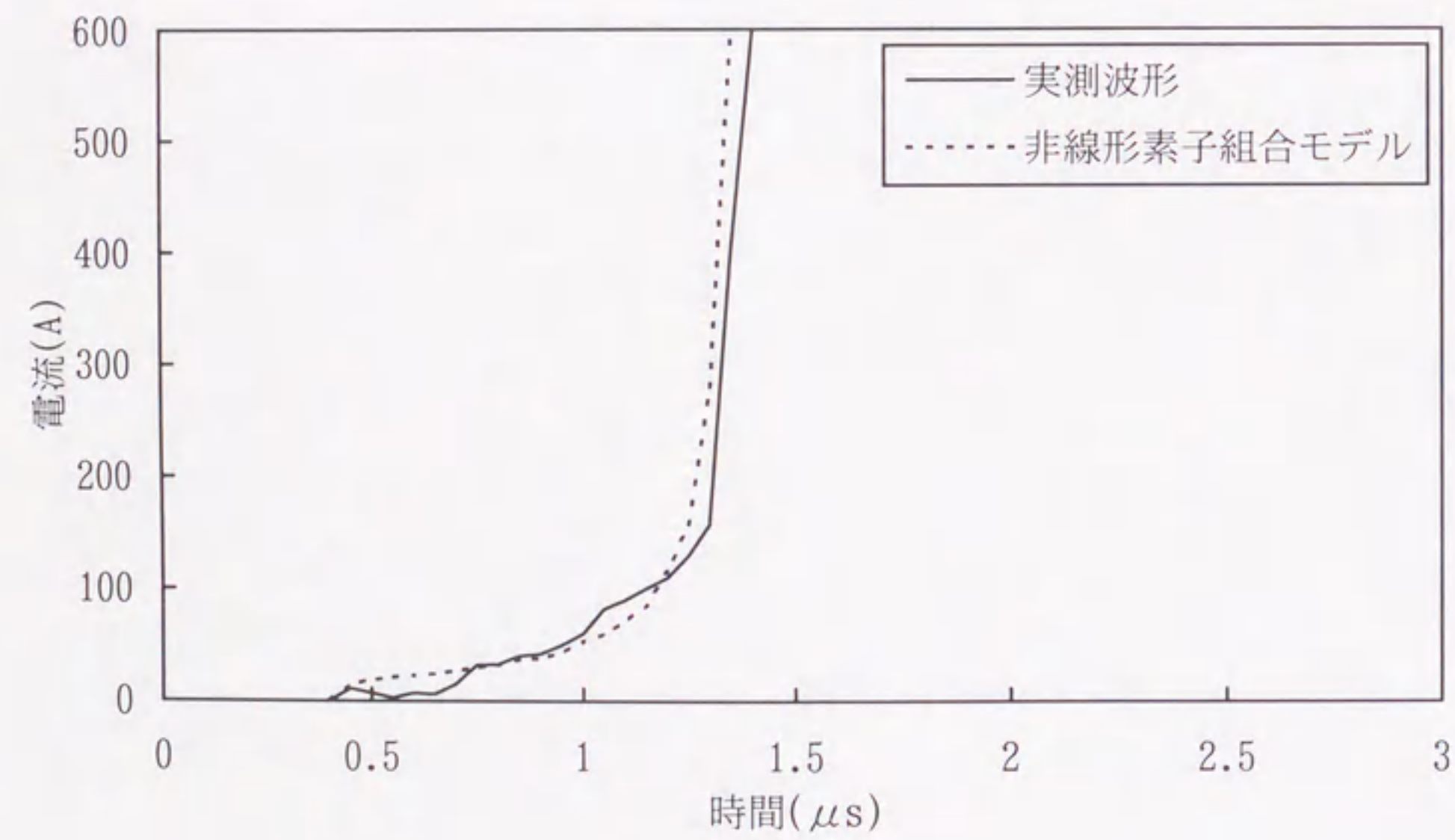


(b) 電流波形

図4.15 アークホーンに関する実測と解析結果の比較（波尾放電の場合）

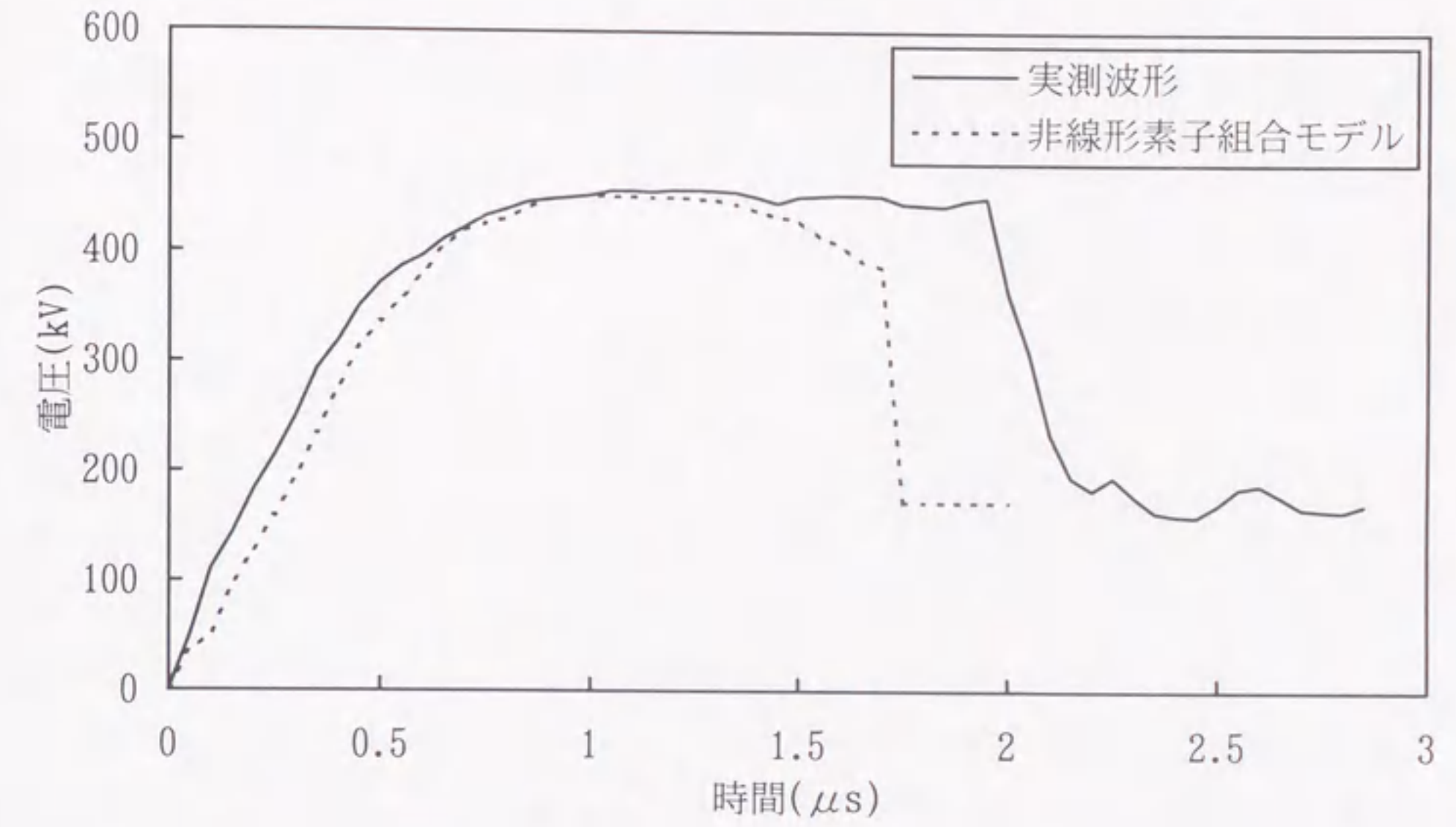


(a) 電圧波形

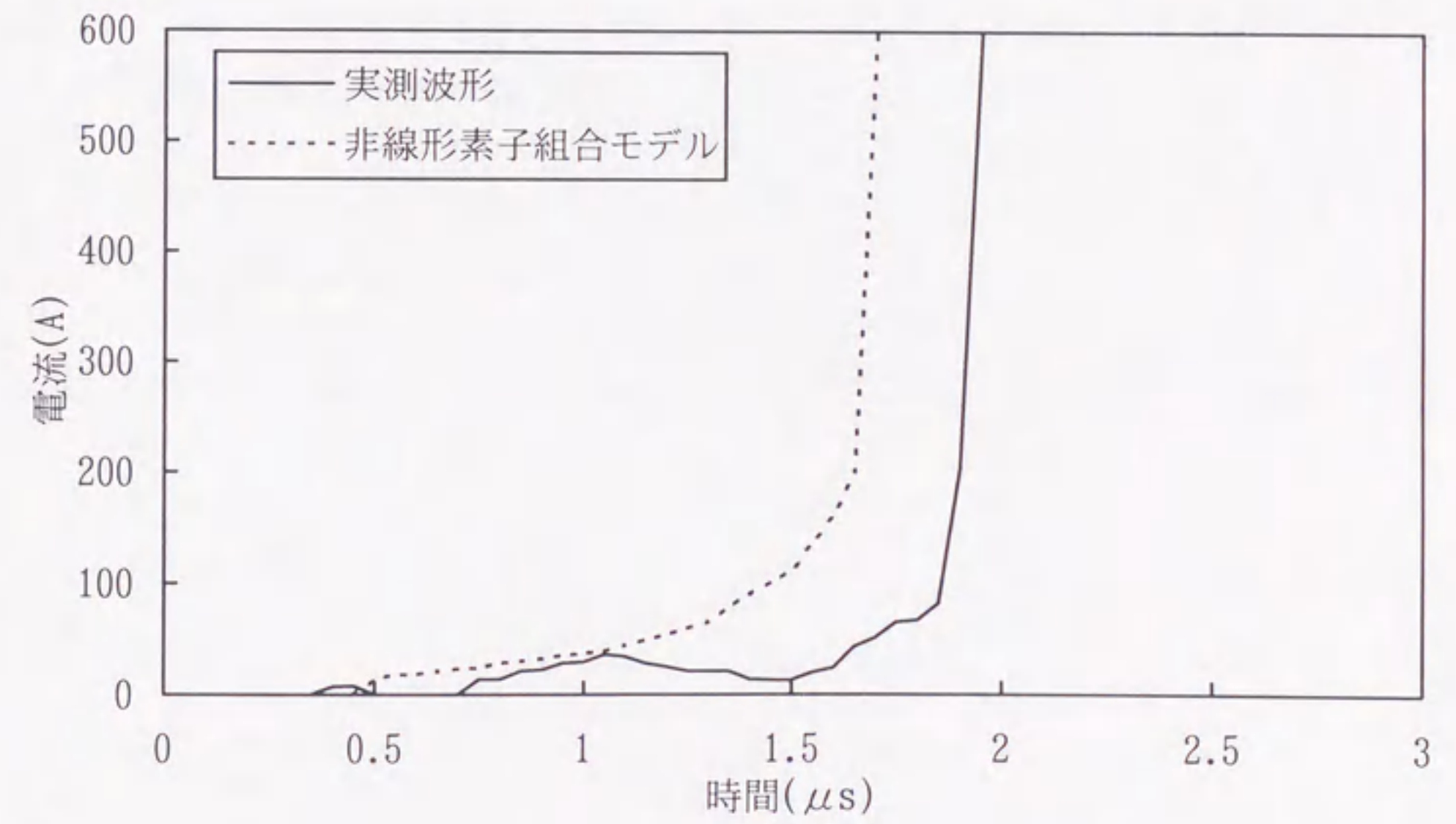


(b) 電流波形

図4.16 送電用避雷装置に関する実測と解析結果の比較（波頭放電の場合）



(a) 電圧波形



(b) 電流波形

図4.17 送電用避雷装置に関する実測と解析結果の比較（波尾放電の場合）

4.5 まとめ

本章では、短ギャップ長のアークホーンおよび直列ギャップを有する送電用避雷装置のフラッシュオーバーモデルについて検討し、77kV系統のアークホーンや送電用避雷装置の解析に適用できる新しいフラッシュオーバーモデルを提案した。検討結果の要約を以下に示す

- (1) 短ギャップ長のアークホーンモデルは、既に提案されている非線形インダクタンスモデルを改良し、非線形素子を組み合わせたもので、波尾放電まで含めた広範囲のV-t特性を精度良く模擬できるという特徴を有する。そのため、このモデルによれば、短ギャップ長のアークホーンを含む回路において、電圧波形や回路条件によらず多重フラッシュオーバー現象を精度良く解析できるものと考えられる。
- (2) 送電用避雷装置のフラッシュオーバーモデルは、避雷器を表現する非線形抵抗素子と上述のアークホーンモデルを組み合わせたもので、直列ギャップと避雷器の静電容量による電圧分担特性を考慮することなく避雷装置のV-t特性を精度良く模擬できるという特徴を有する。このモデルにより、送電用避雷装置を含む回路の多重フラッシュオーバー現象や避雷装置の適用効果を精度良く解析できるものと期待される。

第4章の文献

- (1) 電気学会：「送電用避雷装置の開発状況と適用効果」，電気学会技術報告，II部，No.367,1991
- (2) 電気学会：「電力系統における雷サージ解析の新技术」，電気学会技術報告，II部，No.244,1987
- (3) T.Shindo, T.Suzuki："A New Calculation Method of Breakdown Voltage-time Characteristics of Long Air Gaps",IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems, Vol.PAS-104,pp.1556-1563,1985
- (4) T.Shindo, Y.Aoyama, I.Kishizima, T.Harada："A Study of Predischage Current Characteristics of Long Air Gaps",IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-104, No.11, pp.3262-3268,1985
- (5) T.Shindo, I.Kishizima, T.Suzuki:"Flashover Characteristics of Air Gaps under Partly Chopped Waves",IEEE Trans. on PWRD,Vol.PWRD-3, pp.1887-1891,1988
- (6) 長岡：「非線形インダクタンスを用いたフラッシュオーバーモデル」，電気学会論文誌B, Vol.111, No.5, pp.529-534,1991
- (7) 関岡, 山本, 今井, 鈴木, 藤本, 木下：「汎用過渡現象解析プログラムにおけるフラッシュオーバー特性計算法」，電気学会論文誌B,Vol.113, No.5, pp.476~484,1993
- (8) 植田, 森田, 雨谷, 舟橋, 萩原, 渡辺：「アークホーンと避雷装置のフラッシュオーバーモデル」，電気学会論文誌B,Vol.112, No.12, pp.1085-1092,1992
- (9) T.Ueda, S.Neo, T.Funabashi, T.Hagiwara, H.Watanabe："Flashover Model for Arcing Horns and Transmission Line Arresters", International Conference on Power System Transients, pp.328-333, 1995
- (10) 電気学会：「電気工学ハンドブック」,pp.602, 1984
- (11) 耐雷設計基準委員会：「送電線耐雷設計基準要項」電力中央研究所，技術第一研究所報告，電力71037, 1964

第5章 侵入雷サージからみた送電用避雷装置の効果

5.1 まえがき

近年、架空送電線に多数の送電用避雷装置（送電用LA）が設置されるようになり、雷故障の防止に効果をあげている。送電用避雷装置は、酸化亜鉛素子がいし連と並列に設置することによりがいし連でのフラッシュオーバーを防止するもので、通常、2回線併架送電線の片回線3相に設置されているのが主流であり、短時間停電となる2回線同時故障の防止に効果をあげている。またその他に、変電所の過電圧の低減効果などが期待されている⁽¹⁾。しかし、これらの効果の検討は従来ギャップレスタイプでの解析がいくらか行われているだけであり十分な検討はなされていない。

本論文の第2, 3章において77kV変電所での侵入雷サージ観測において多くの知見^{(2)~(5)}を得たことを述べた。1990年から1993年までの4年間の観測期間のうち、後半2年間の1992年から1993年にかけては、接続する送電線に送電用ギャップ付避雷装置を設置し、送電用避雷装置動作時の侵入雷サージ波形を観測することができた⁽⁶⁾。

本章ではこれらの波形を詳細に分析することにより、送電用ギャップ付避雷装置の動作を検証する。また実測波形とEMTPによる解析との比較を行うことにより、誘導電圧を考慮した高精度な模擬方法を提案し、変電所避雷器（変電所LA）との組合せによる変電所過電圧の低減効果について検証する⁽⁷⁾。

5.2 送電用避雷装置動作時の測定波形

図5.1に変電所侵入雷サージの観測を行ったT変電所の測定点と接続する送電線の一部を示す。送電用避雷装置は1992年から2回線送電線の1L側3相に取り付けられており、送電用避雷装置動作時の変電所侵入雷サージを観測した⁽⁶⁾。

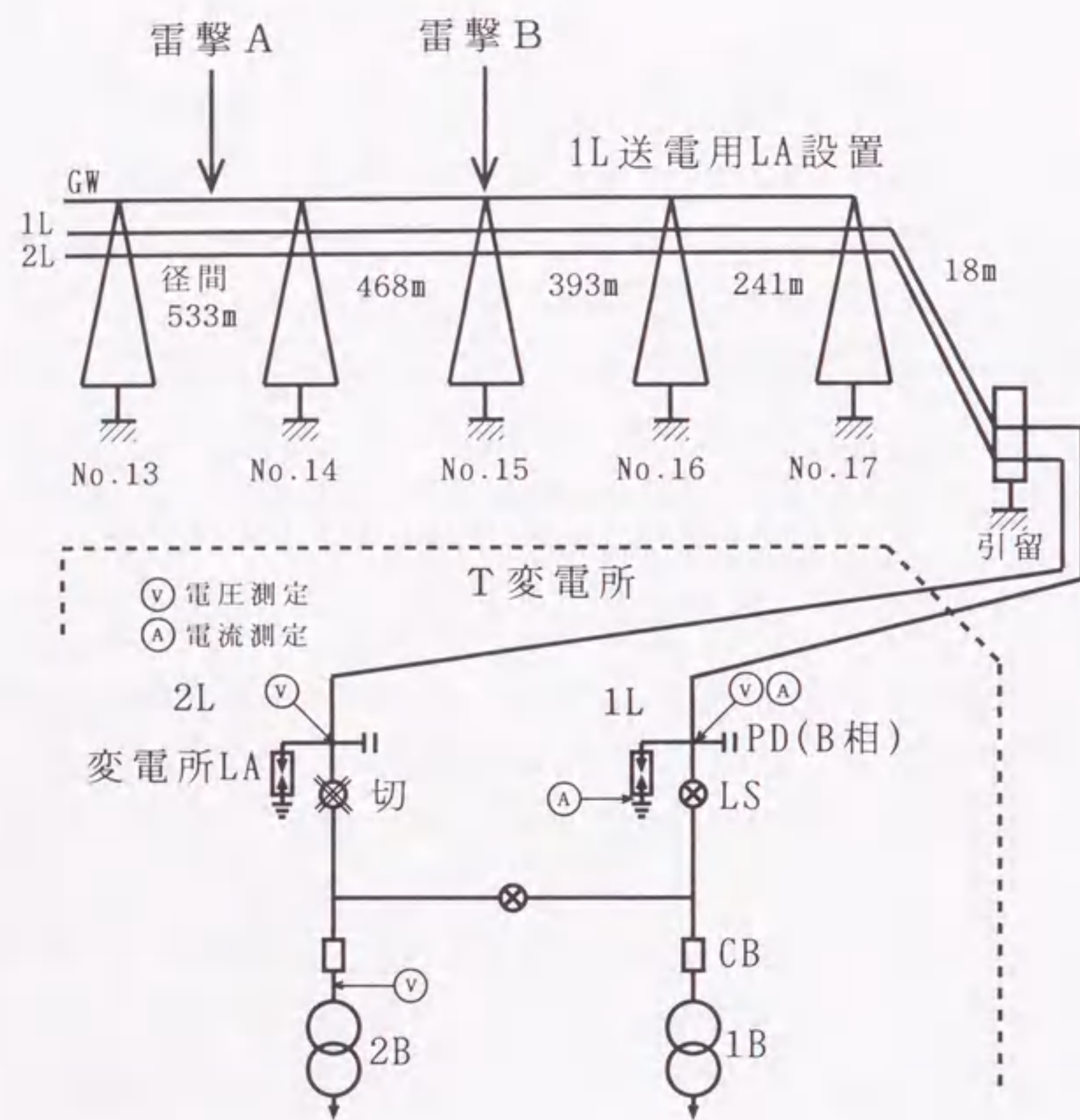


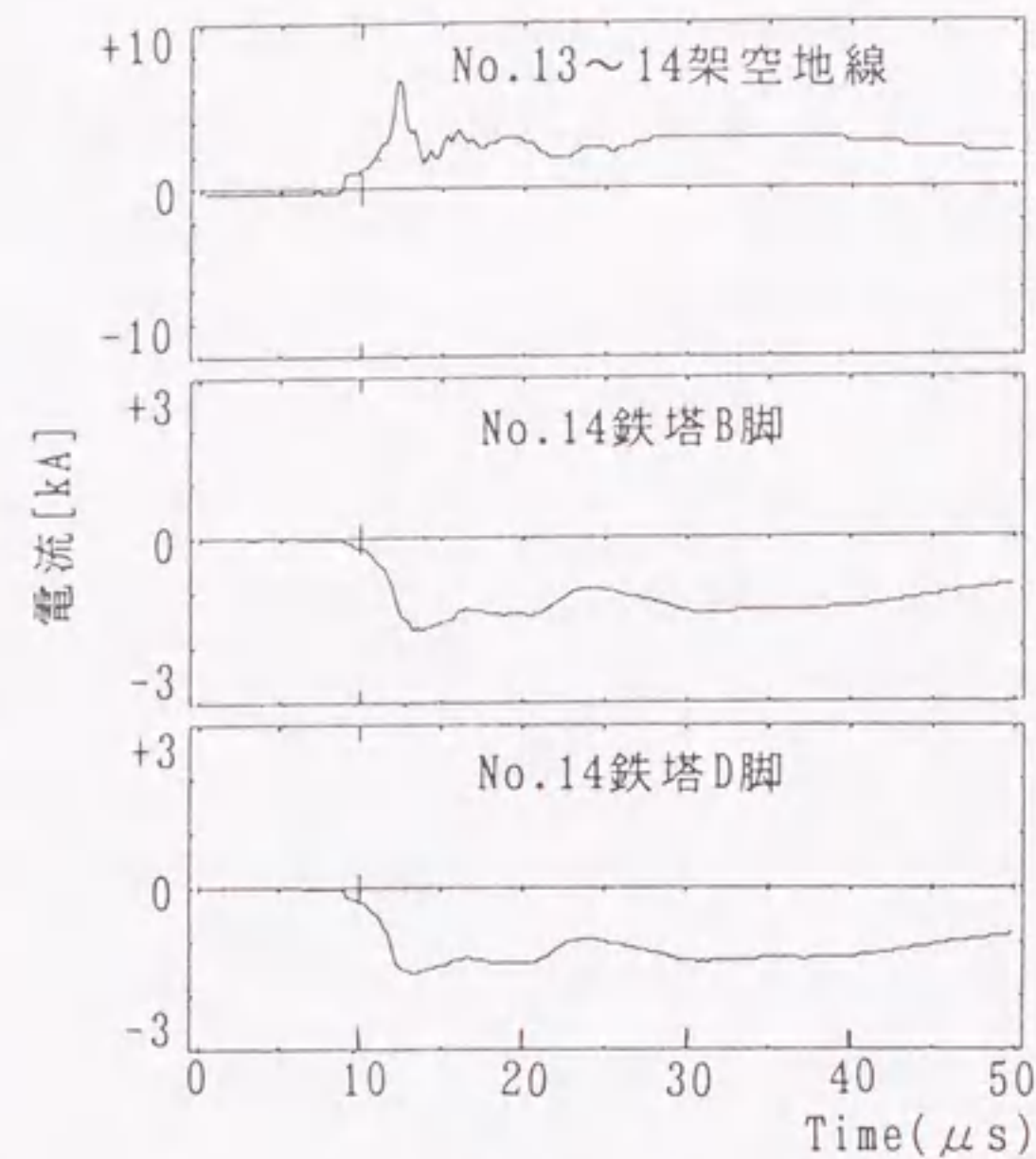
図5.1 T変電所での侵入雷サージの測定点

<5.2.1> 雷撃電流が小さい場合

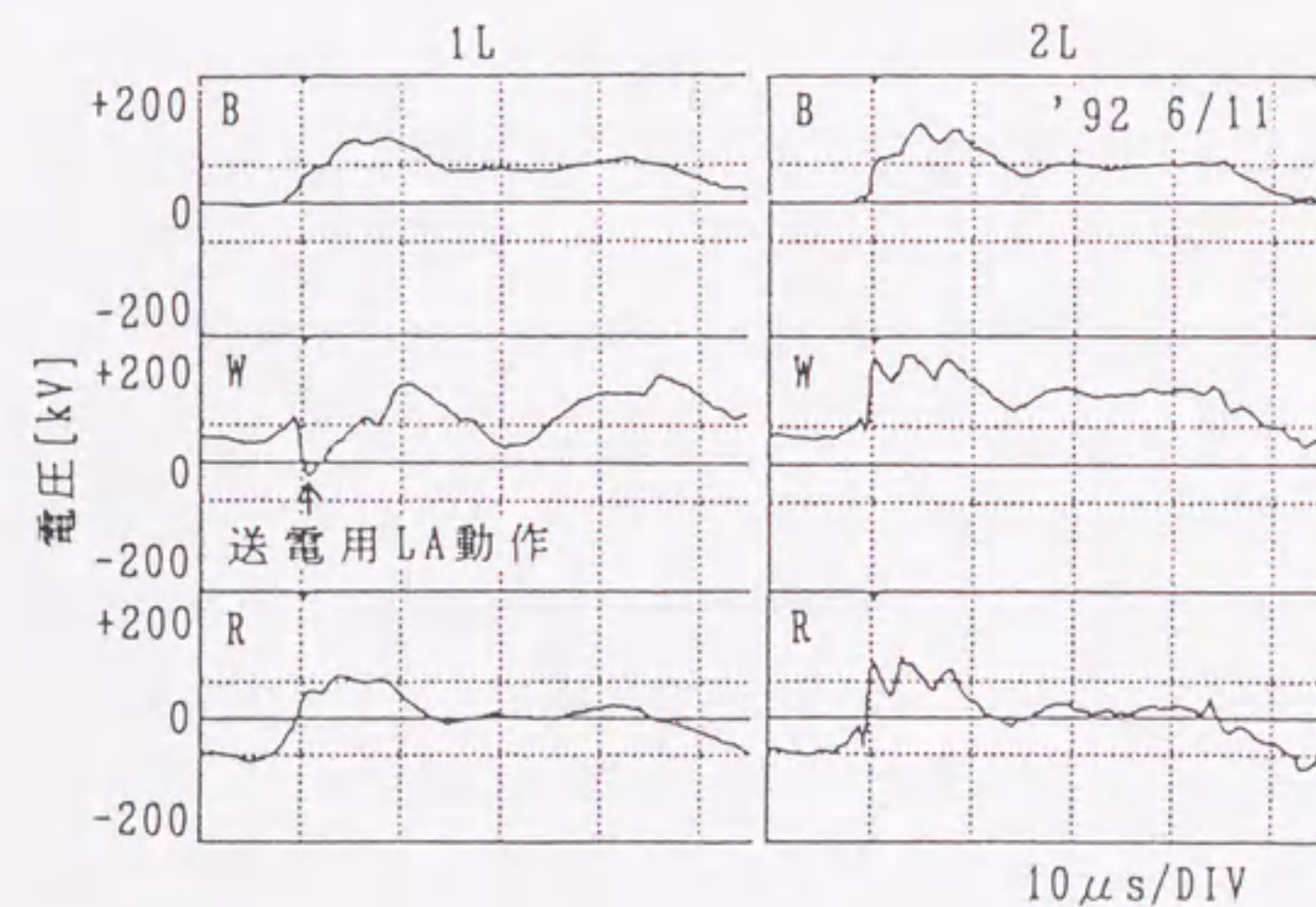
図5.1に示す雷撃Aによる鉄塔各部の電流波形を図5.2(a)に、変電所引込口での電圧波形を図5.2(b)に示す。雷撃点はNo.13鉄塔とNo.14鉄塔間の架空地線で雷撃電流は-25kAと推定されている。この雷撃は比較的小さいためアークホーンのフラッシュオーバーに至らず送電線故障リレーによるトリップは記録されていない。図5.2(b)では初期 $10\mu\text{s}$ までは各相の相電圧が示されているが、それ以降降正極性の誘導サージ電圧が重畳した波形となっている。これは1,2Lの6相すべての波形に現れている。その中で1LのW相だけは一旦負極性に振れ再び正極性に戻っている。この時1L-W相の線路電流が400A程度流れていることから、1L-W相の送電線避雷装置が動作したと推定される。これは送電用避雷装置の直列ギャップ長(350mm)がアークホーンのギャップ長(650mm)より短いため、通常誘導雷となるような小さい雷撃でも直列ギャップがフラッシュオーバーするためである。しかしながらZnO素子により続流がすぐに遮断されるため線路トリップには至らない。

<5.2.2> 雷撃電流が大きい場合

さらに大きな雷撃があった場合の送電用避雷装置動作時の波形を図5.3(a)(b)に示す。鉄塔での雷サージメモリによる観測により、雷撃点(B)は変電所から約700m離れたNo.15鉄塔付近で、雷撃電流は約-35kAと推定される。この場合、送電線リレー動作は2LのB,R相のみで、送電用避雷装置設置側の1Lは停電しておらず、送電用避雷装置の効果が示されている。これは図5.3(a)に示すF変電所での低速デジタル波形でも確認されている。図5.3(b)(c)には変電所引込口での電圧波形と避雷器電流波形を示す。1,2L両回線とも典型的な逆フラッシュオーバー雷の様相であり、負の過電圧が変電所避雷器により制限されている。ただし2L側の避雷器制限部分が約 $35\mu\text{s}$ 程度継続しているのに対し、1L側は約 $15\mu\text{s}$ 程度しかない。これは送電用避雷装置のZnO素子がアークを限流し続流を遮断するためであり、送電用避雷装置による波尾長の低減効果が示されている。続流遮断の時間については観測では明確ではないが、EMTP解析との比較から約 $15\mu\text{s}$ で遮断したことがわかる。また過電圧については図5.3(b)で2L側B相で最大-209kVであるのに対し、送電用避雷装置設置側の1Lで-182kVとなり避雷装置

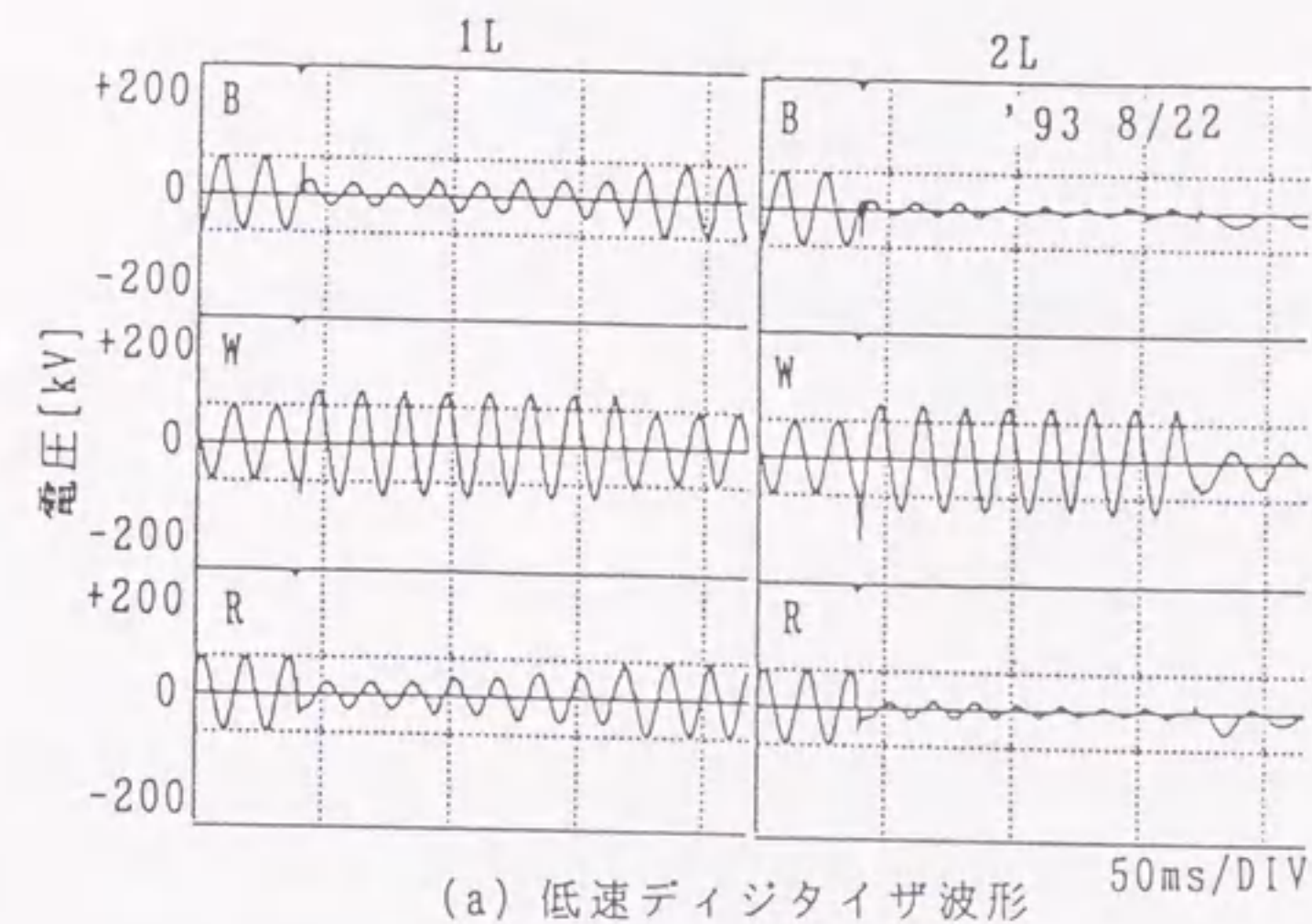


(a) 架空地線・塔脚での電流波形

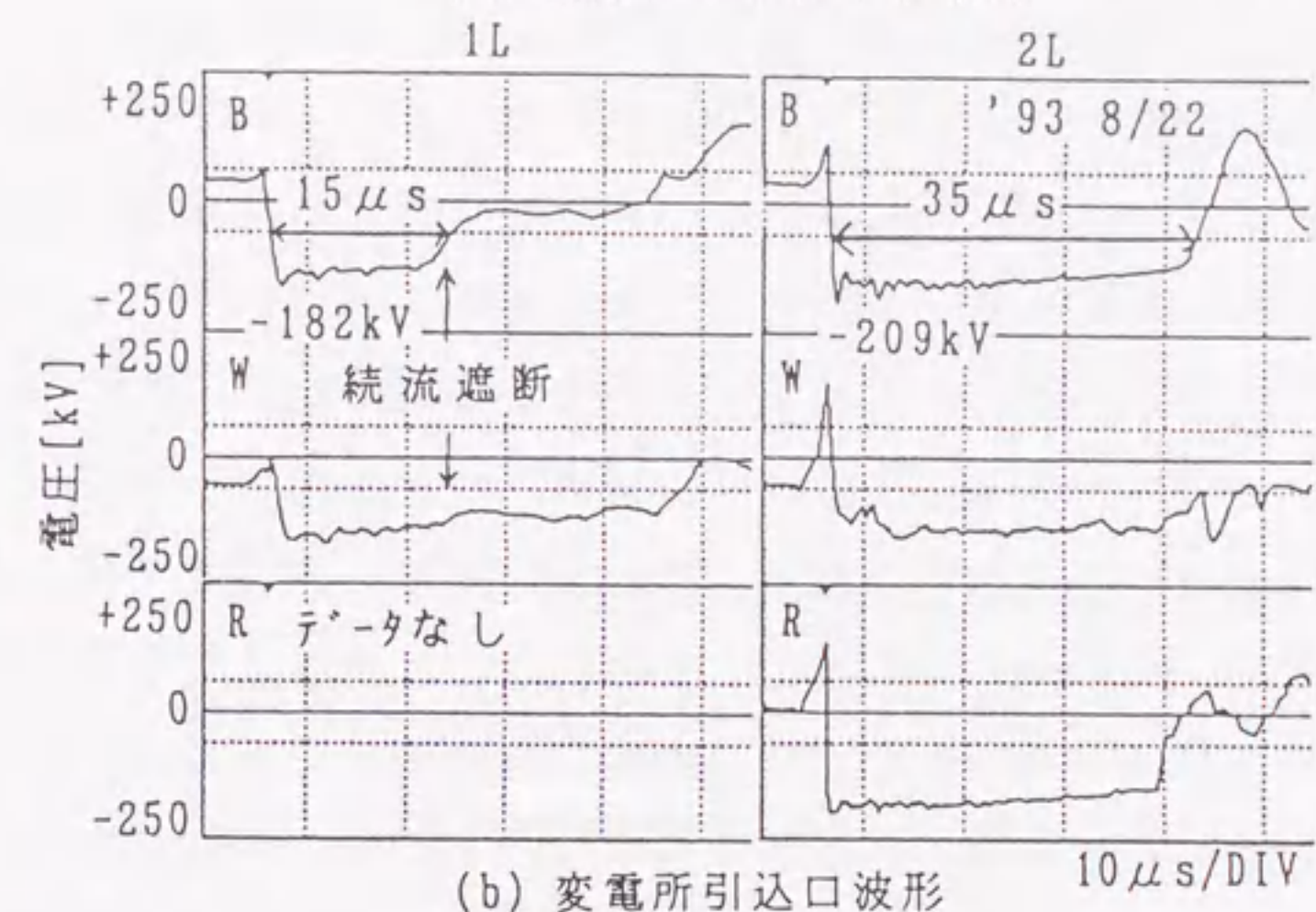


(b) 変電所引込口波形

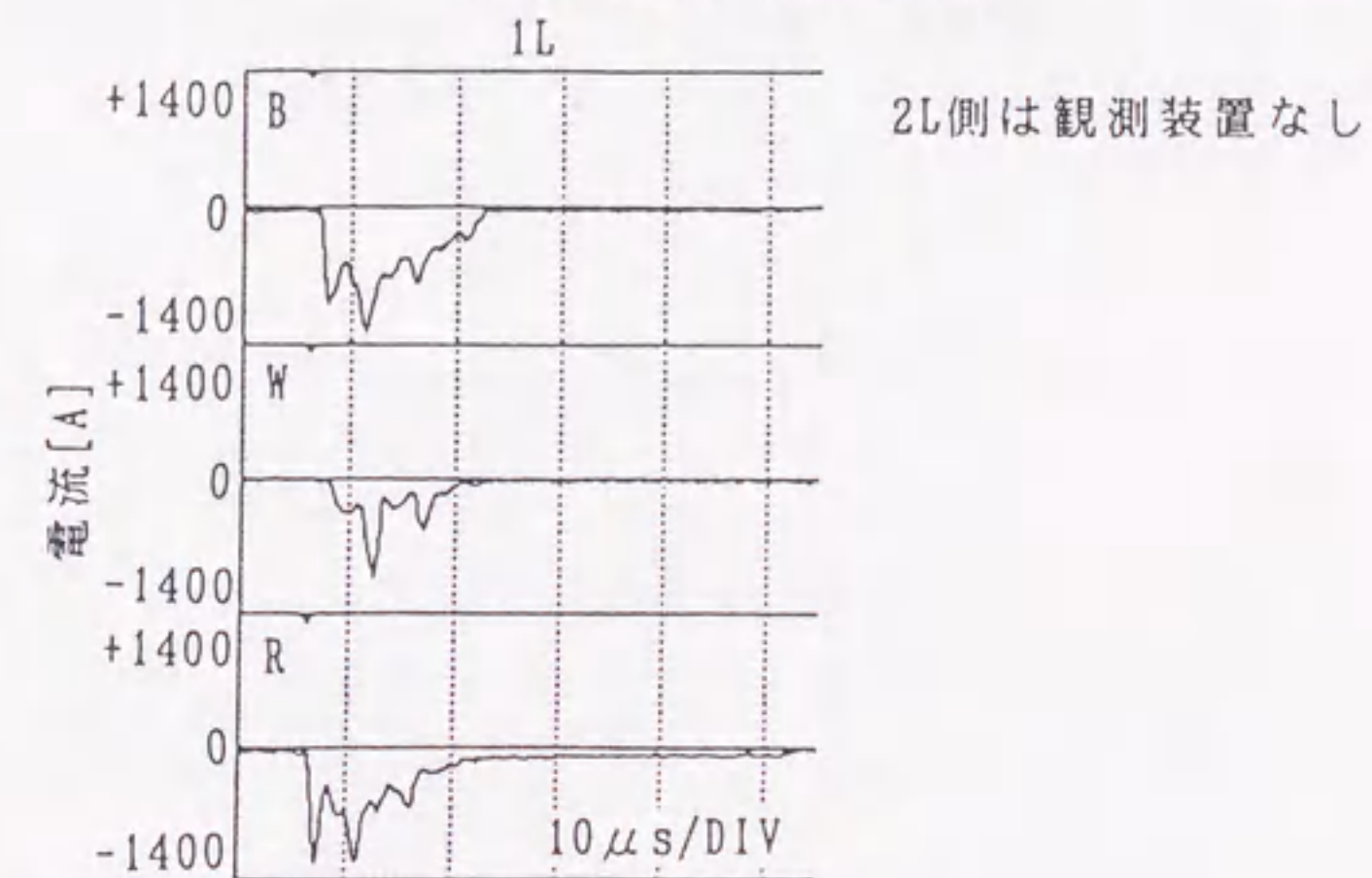
図5.2 送電用避雷装置動作時の波形 (雷撃電流-25kA)



(a) 低速デジタル化波形 50ms/DIV



(b) 変電所引込口波形 10μs/DIV



(c) 避雷器放電電流波形

図5.3 送電用避雷装置動作時の波形 (雷撃電流-35kA)

による過電圧抑制効果が現れている。

5.3 誘導電圧を考慮した解析手法

<5.3.1> 誘導電圧の考慮

5.2節で述べた観測例を基にして高精度な解析手法を提案する。文献(8)の検討によれば、鉄塔や架空線での雷撃電流観測によって推定された負極性の雷撃電流(-35kA等)を用いてEMTP解析をした結果、正極性誘導電圧を考慮しないで解析すると、ホーン間電圧が足らず、アークホーンのフラッシュオーバー相や送電用避雷装置の動作相が実際と一致しない。そこで観測波形に現れている100kV程度の正極性誘導電圧を重畳させて解析するとフラッシュオーバー相などが良く一致するようになる。このように鉄塔でのフラッシュオーバーには誘導成分が大きく影響するが、これは従来の雷サージ解析では考慮されておらず、フィールドでの観測結果に忠実な解析を行うためには、誘導電圧を考慮する必要がある。

送電線における誘導雷の発生メカニズムについては配電線と同様に帰還電流からの誘導であるという説などがある。帰還電流からの誘導を考慮し、EMTP上で模擬する手法⁽⁹⁾が提案されている。この手法は差分法を用いた配電線路の誘導雷解析手法をEMTPに適用した手法で厳密解析が可能であるが、かなりの数学的演算を必要とし実行するのは容易ではない。そこで、今回は簡易な誘導雷解析手法としてRusckによる簡易式を利用した手法を試みる。Rusckは雷撃電流値と配電線路に誘導される電圧の関係式を以下のように提案している⁽¹⁰⁾⁽¹¹⁾。

$$U_{0\max} = \frac{Z_0 I_0 h}{Y} \left\{ 1 + \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \frac{V_1}{V_0} \cdot \frac{1}{\sqrt{1 - (V_1/V_0)^2/2}} \right\} \quad (5.1)$$

ここで

$$Z_0 = \frac{1}{4\pi} \sqrt{\frac{\mu_0}{\epsilon_0}} = 30(\Omega)$$

V_0 : 光速度(m/s)

h : 線路の地上高(m)

I_0, V_1 : 主放電電流波高値(kA)と進展速度(m/s)

Y : 地上への雷撃点と線路との水平距離(m)

ここで、誘導電圧波高値 $U_{0\max}$ を見積もる必要があるが、鉄塔または架空地線雷撃の場合、雷撃点と電力線までの距離 Y が10m程度と短く、 $U_{0\max}$ が極端に大きくなってしまい、実現象と一致しない。そこで帰還電流からの誘導は雷撃点近傍の線路の至近端から遠方まで(5.1)式に従い発生すると考えると、図5.4に示すように結果的に発生する誘導電圧はある一つの等価な雷撃距離 Y_{eq} で表されると考えられる。 Y_{eq} を求めるには鉄塔雷撃電流と誘導電圧が同時に観測された図5.2に示した雷撃Aのケースが手掛かりとなる。すなわち、観測波形より $I_0=25\text{kA}$ 、 $U_{0\max}=100\sim 120\text{kV}$ と得られる。そのほか、線路地上高が中相平均で $h=30\text{m}$ 、雷撃進展速度と光速度の比を $V_1/V_0=0.5$ とすれば、等価雷撃距離 Y_{eq} は(5.1)式より、

$$Y_{eq} \approx 300[\text{m}] \quad (5.2)$$

となり平均的な送電線の1径間の値とほぼ等しくなった。よって誘導電圧波高値 $U_{0\max}$ は以下の式で表される。

$$U_{0\max} \approx \frac{1200I_0}{Y_{eq}} = 4I_0[\text{kV}] \quad (5.3)$$

(5.2)(5.3)式は雷撃Aの観測結果にのみ基づいて得られた関係であるので、一般性に欠ける部分があると思われるが、雷撃電流と正極性誘導電圧の関係が明確に示された観測結果は他にないので、送電用避雷装置の効果を検討するための1つの仮定として(5.2)(5.3)式が成り立つものとした。また波頭長についてはRusckも近似式を提案しているが、簡単のため、雷撃電流波形と誘導電圧波形はほぼ相似であるという観測結果から、誘導電圧波形の波頭長、波尾長は雷

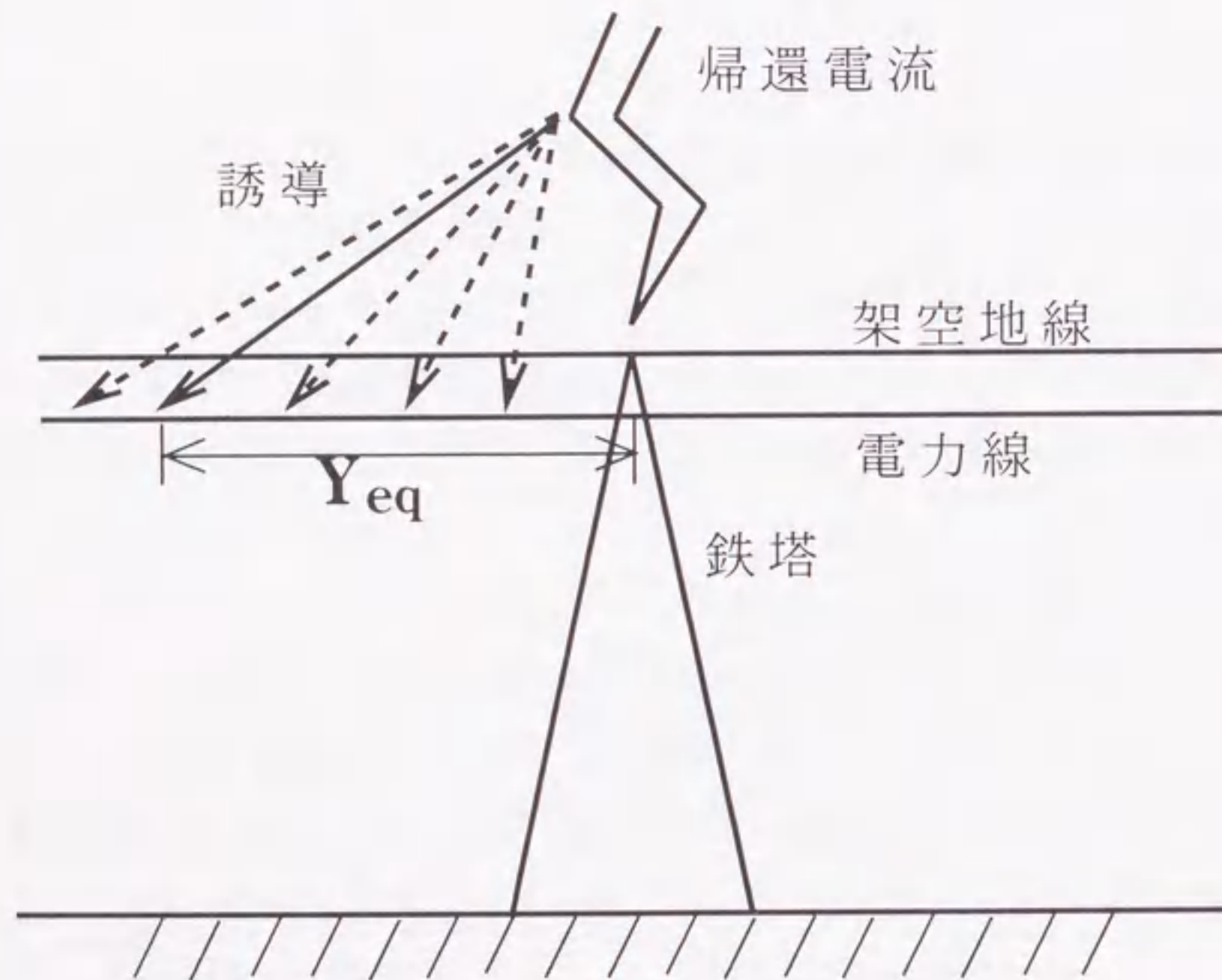


図5.4 等価雷撃距離 Y_{eq}

撃電流と同じとした。EMTPへの組み込み方としては上記のように求めた誘導電圧を、ランプ波の電流源 I_{IND} としてフラッシュオーバー鉄塔位置の電力線に流入させる。さて電流値の決定法であるが、送電線が単相回路で変電所側が開放されている場合は流入点で電力線の両側に分流し、変電所で正反射することを考慮すれば、誘導電流 I_{IND} は送電線のサージインピーダンス Z を用いて以下のように決定できる。

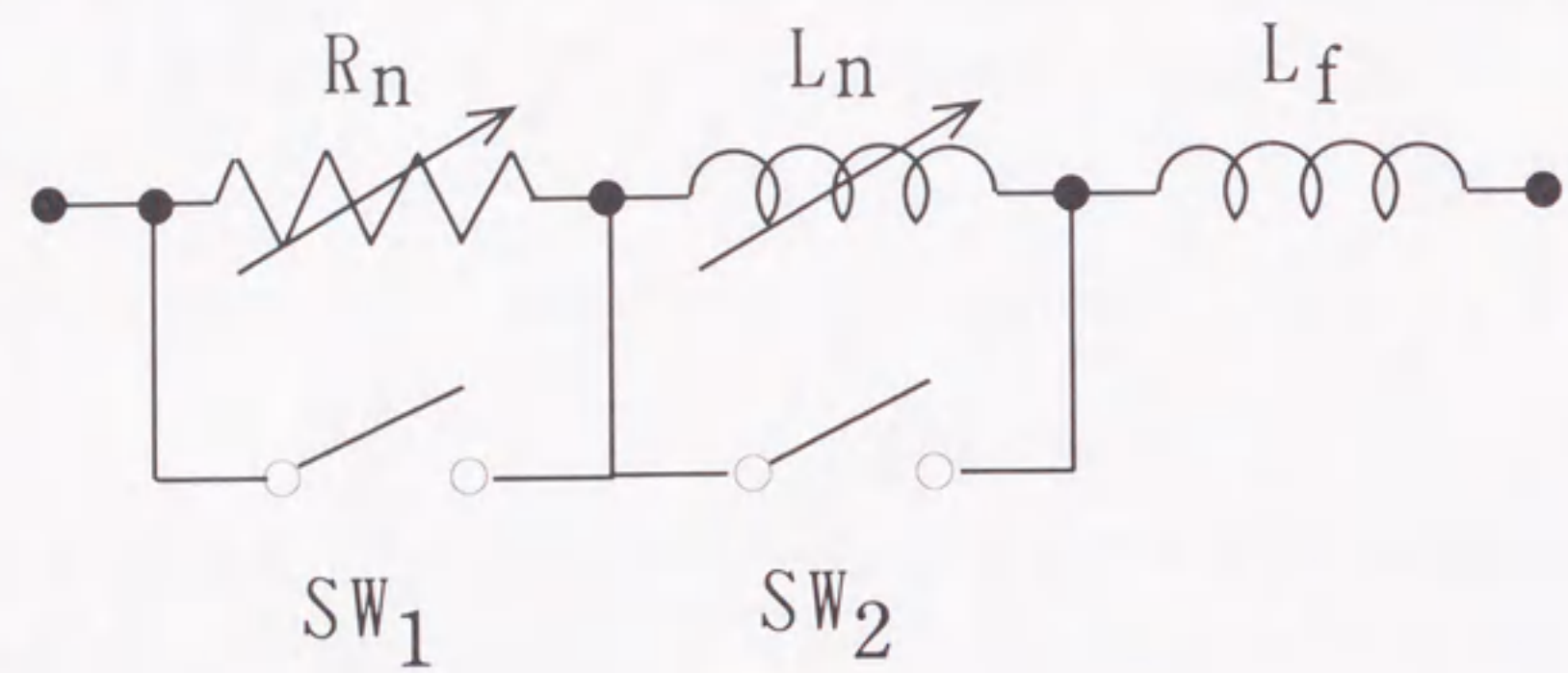
$$I_{IND} = \frac{U_{0max}}{2Z} \times 2 \quad (5.4)$$

しかし実際は送電線は多相のため他相からの誘導があり、また変電所も変圧器などが接続されており反射係数も簡単には求められない。そこで今回は雷撃Aのケースで I_{IND} のパラメータ解析を行い、最も実測波形に一致した I_{IND} を求めた。その結果 $I_{IND}=160A$ のケースが最も良く一致したので雷撃Aの $-25kA$ の雷撃電流に対する誘導電流値を $160A$ とした。その他の雷撃電流値に対して誘導電流値は比例するものとし、例えば雷撃Bの $-35kA$ の雷撃電流に対する誘導電流値は $224A$ とすることとした。

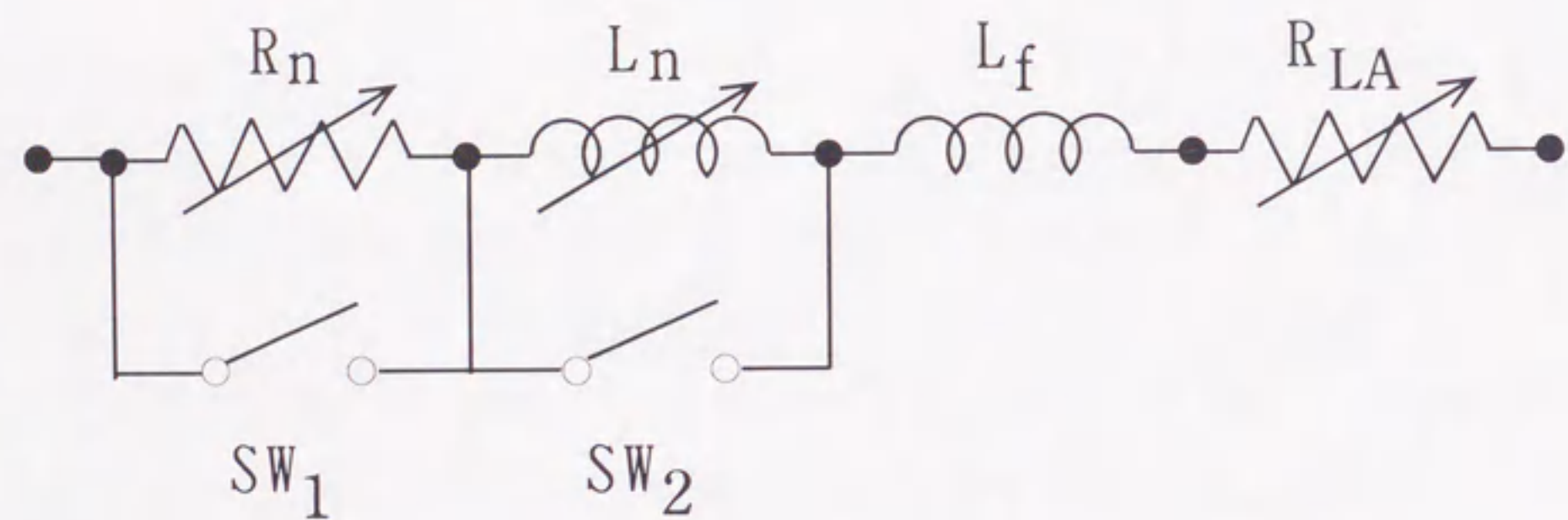
今回の解析に用いたその他のモデルであるが、アークホーンや送電用避雷装置のフラッシュオーバーモデルは第4章で述べた図5.5に示す非線形素子組合せモデル⁽¹²⁾を用いた。これはリーダ進展法⁽¹³⁾に基づいた非線形インダクタンスモデル⁽¹⁴⁾を改良し、アークホーンや送電用避雷装置ギャップの $V-t$ 特性の波尾放電まで一致するようにしたモデルである。鉄塔モデルとしては4段鉄塔モデル、送電線モデルは無損失分布定数線路モデルであるK.C.Leeモデル⁽¹⁵⁾を用いた。雷撃鉄塔近傍の解析モデルを図5.6に示す。

<5.3.2> 実測結果との比較

今回提案した解析手法の妥当性を検証するため、図5.2および図5.3で示した雷撃A,Bについて実測波形と解析波形の比較を行った。雷撃時の電力線位相は観測時の位相と一致させた。雷撃電流波形については鉄塔または架空地線で観測された電流波形に近似したランプ波とした。フラッシュオーバー鉄塔は雷撃Aの場合No.14, 雷撃Bの場合はNo.15である。鉄塔接地抵抗については表5.1に示す



(a) アークホーンモデル



(b) 送電用避雷装置モデル

図5.5 非線形素子組み合わせモデル

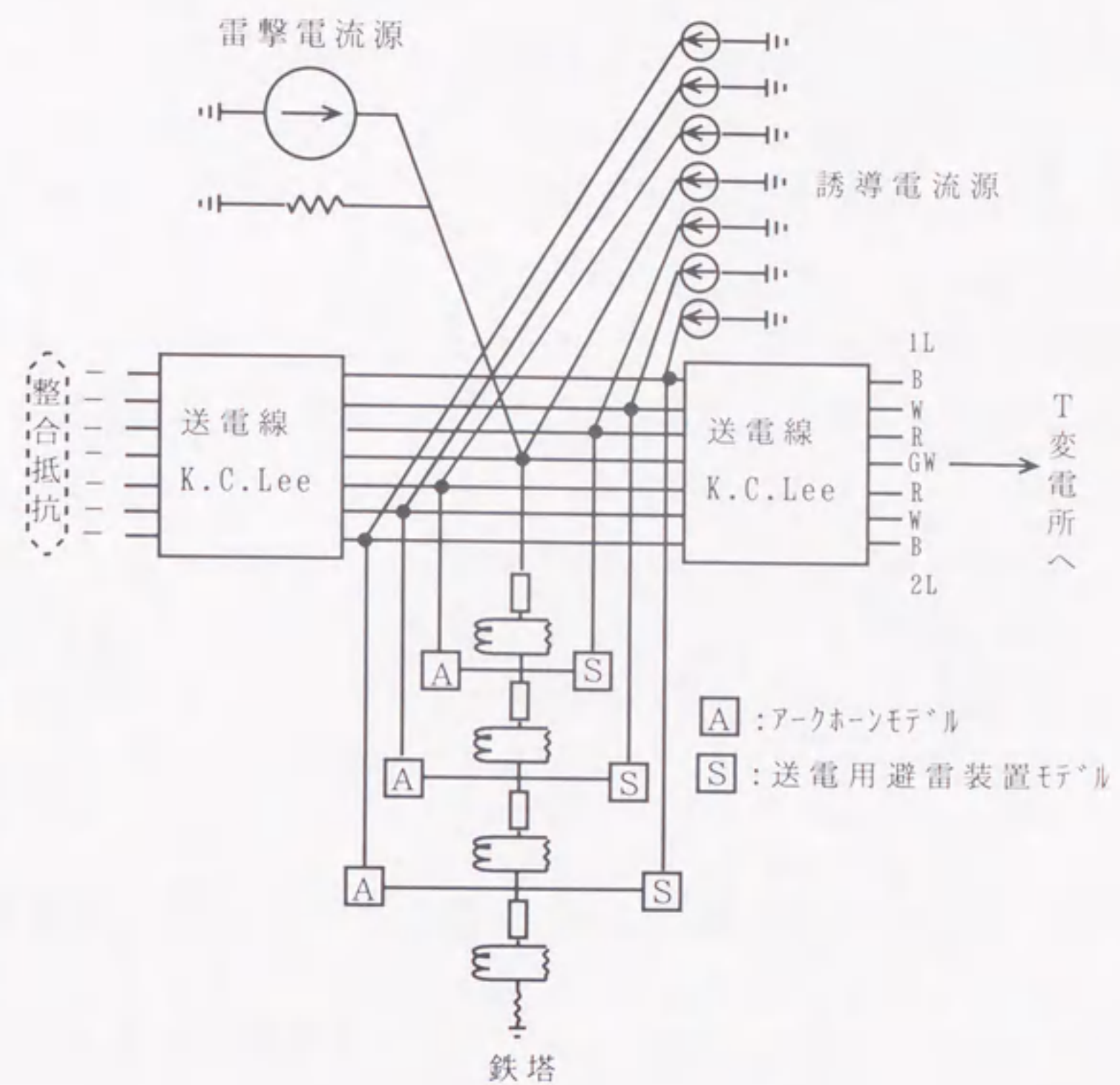
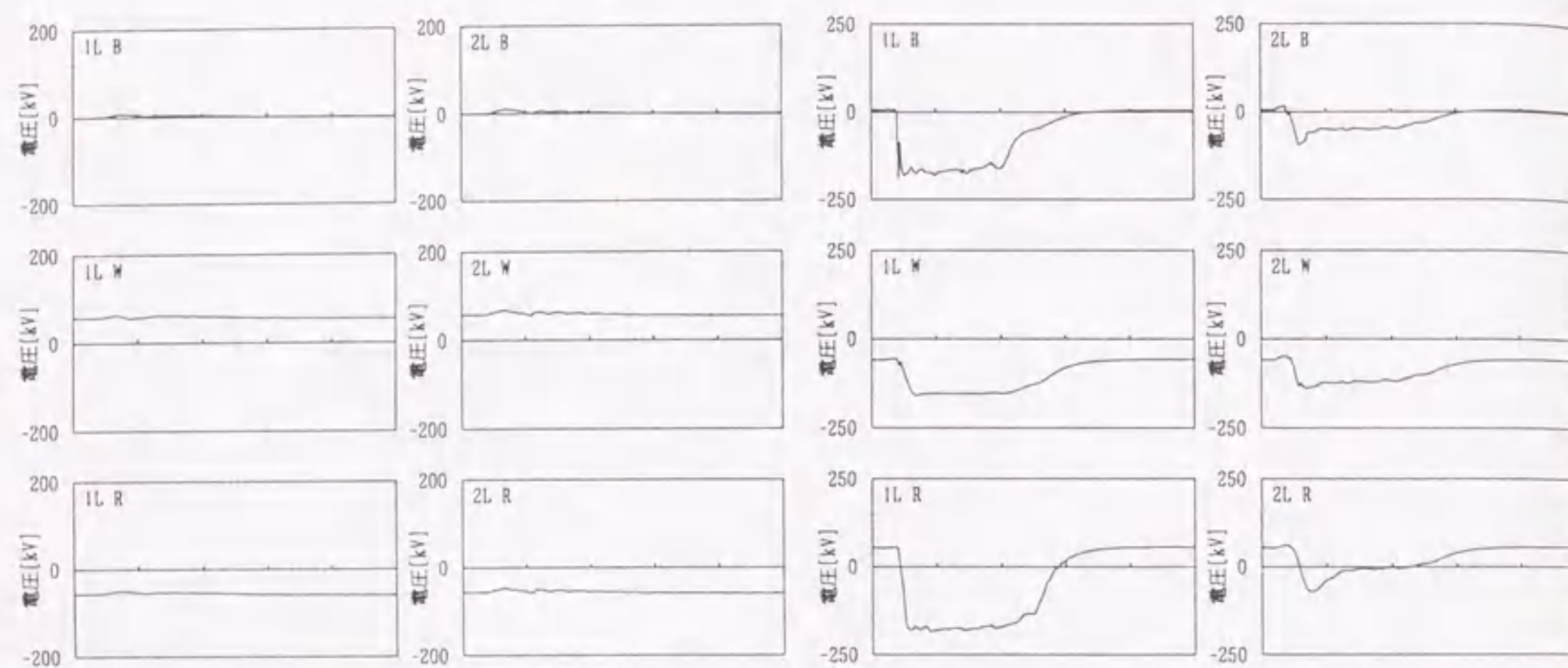


図5.6 雷撃鉄塔近傍の解析モデル

表5.1 鉄塔接地抵抗の過渡特性 (No.15鉄塔)

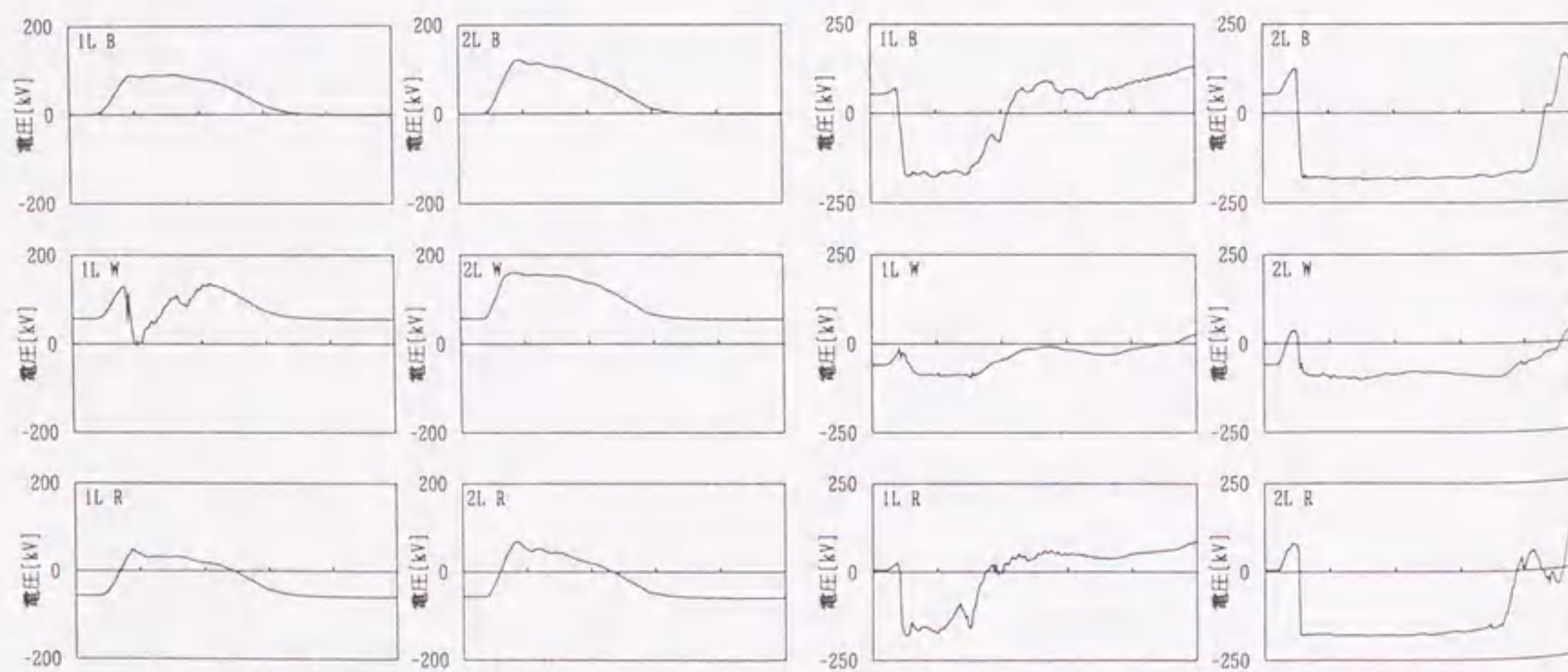
測定時間(μs)	1	2	3	4
接地抵抗(Ω)	32	40	42	3

測定器：サージインピーダンス計（北計工業製）



(a)雷撃Aの解析結果(誘導非考慮:10 μ s/DIV)

(c)雷撃Bの解析結果(誘導非考慮:10 μ s/DIV)



(b)雷撃Aの解析結果(誘導考慮:10 μ s/DIV)

(d)雷撃Bの解析結果(誘導考慮:10 μ s/DIV)

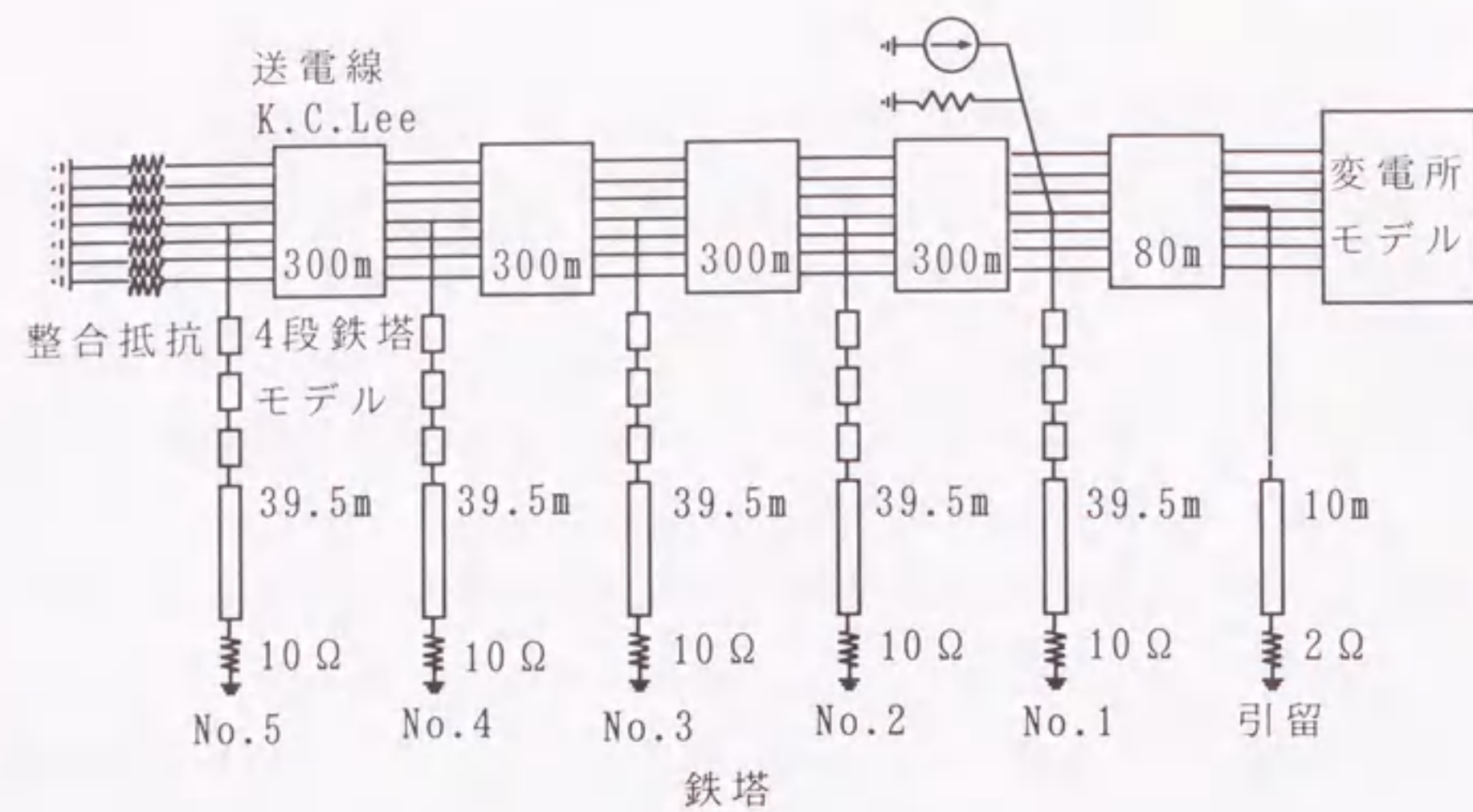
図5.7 解析結果

ような誘導性の過渡特性の測定結果を考慮し、No.15については40 Ω とした。No.14については過渡特性の測定記録がないのでNo.15と同様な誘導性であると仮定し、60Hz時のAC抵抗の比率から15 Ω とした。その結果を図5.7に示す。図5.7(a)(b)は雷撃Aの解析結果であり、誘導電圧を考慮しない場合(図5.7(a))では実測波形に見られるような正極性の誘導電圧は現れず、1L側送電用避雷装置や2L側アークホーンはフラッシュオーバーしていない。一方誘導電圧を考慮した場合(図5.7(b))は実測(図5.2(b))とほぼ同様な正極性誘導電圧が現れ、1L-W相の送電用避雷装置の動作も良く模擬されている。また雷撃Bの解析結果を見ると誘導電圧を考慮しない図5.7(c)の場合は2L側のアークホーンがフラッシュオーバーせず、実際の送電線リレー動作と一致しないのに対して、考慮した図5.7(d)の場合では2L側のフラッシュオーバー相(B,R)が実測(図5.3(b))と一致する結果となった。以上より、誘導電圧を考慮した本手法の妥当性が確認された。

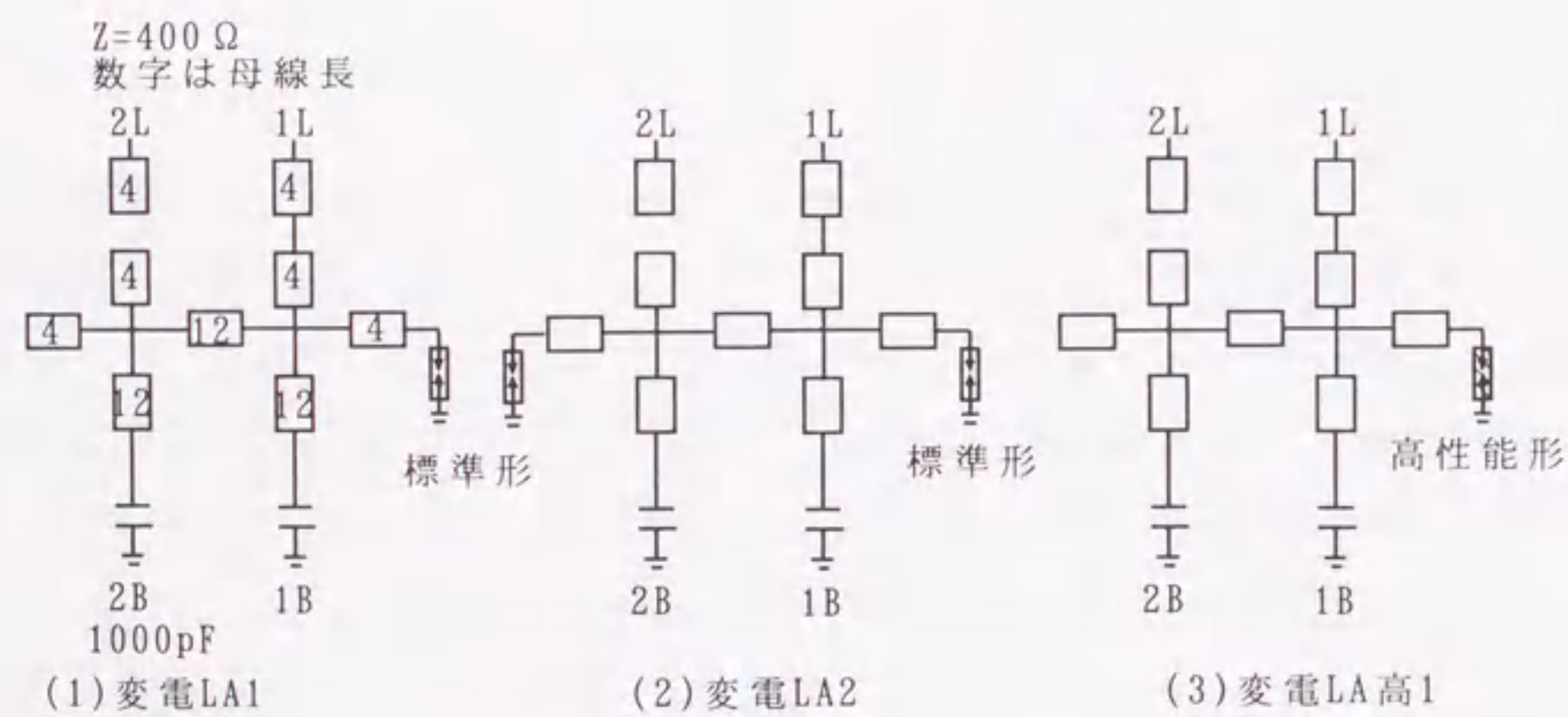
5.4 送電用避雷装置による変電所過電圧低減効果

<5.4.1> 解析条件

まえがきで述べたように送電用避雷装置を設置することにより変電所過電圧が低減する効果が期待されており、実際に<5.2.2>項で述べた雷撃Bの観測結果から送電用避雷装置による過電圧低減効果が示されている。そこでより一般的に送電用避雷装置による過電圧低減効果を確認するために、5.3節にて示した高精度な解析手法を用いて検討を行った。解析回路は、図5.8に示す標準的な77kV送電線と2変圧器(BANK)構成の77kV気中変電所モデルである。送電線、鉄塔、フラッシュオーバーモデルとしては5.3節に示した解析モデルを用いている。鉄塔接地抵抗は一般的な10 Ω とした。変電所は避雷器の設置数と制限電圧特性(標準形あるいは高性能形)で区別した図5.8(b)に示す3つのタイプを用いた。この場合、標準形避雷器とは制限電圧 $V_{10kA}=294kV$ であり、高性能形避雷器とは $V_{10kA}=209kV$ のものである。



(a) 送電線モデル



(b) 変電所モデル

図5.8 解析に用いた標準的送電線と気中変電所モデル

<5.4.2> 各種設置方法による相違

送電用避雷装置の各種設置方式による変電所過電圧の相違について検討を行った。雷撃条件として雷撃電流(1/70 μ s波)を20kAから70kAまで5kAステップごとに解析した。また簡単のためAC電圧重畳はしていない。検討した設置方式は以下の4ケースである。なおアークホーンのギャップ長は650mm、ギャップ付送電用避雷装置のギャップ長は350mmとしてモデルを作成した。

- ①1,2L側ともアークホーンのみ(アークホーン)
- ②1L側にギャップ付送電用避雷装置(送電LA)
- ③1,2L側にギャップ付送電用避雷装置(送電LA2)
- ④1,2L側にギャップレス送電用避雷装置(GL送電LA2)

まず初めに、雷撃Bのケースと対照するために、第3鉄塔雷撃の場合について比較を行った。変電所避雷器の設置方式としては1L側に1台設置する図5.8(b)(1)に示す変電LA1のパターンとした。変電所内の最大電圧を図5.9に示す。アークホーンがフラッシュオーバーする雷撃電流30kA以上では、アークホーンのみの場合より、送電用避雷装置を設置した場合の方が過電圧が低減されている。しかし、25kA以下ではアークホーンはフラッシュオーバーしないが、送電用避雷装置はギャップ長が短いためフラッシュオーバーし、変電所の最大電圧が大きくなっている。特にギャップレス避雷装置の場合が一番大きくなっている。これは、ギャップレス避雷装置ではギャップがなく常時変電所側へ雷撃電流が分流することも影響していると考えられる。

通常の変電所の過電圧解析では、最も過酷な条件である第1鉄塔雷撃での解析が一般的であるので、次に同じ変電LA1のパターンで第1鉄塔雷撃の解析を行った。結果を図5.10に示す。第3鉄塔雷撃の場合と異なり、アークホーンのみの場合と、その他の送電用避雷装置設置の場合で結果がほとんど変わらない。この原因としては雷撃点と変電所間の距離が短く、その間の往復反射によるサージがビルドアップされ、送電用避雷装置の効果が薄れてしまうためであると考えられる。

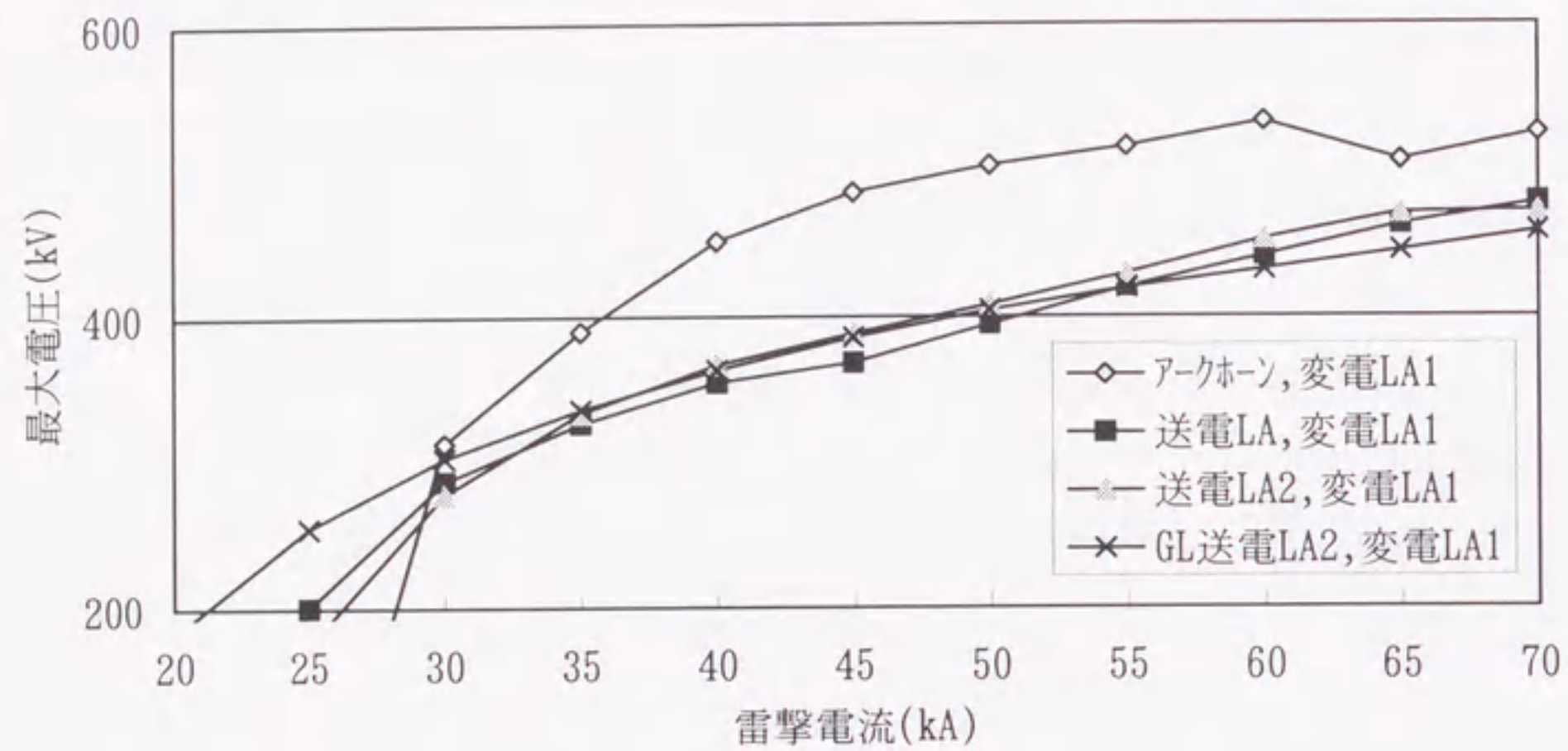


図5.9 各種設置方式による過電圧の相違 (第3鉄塔雷撃時)

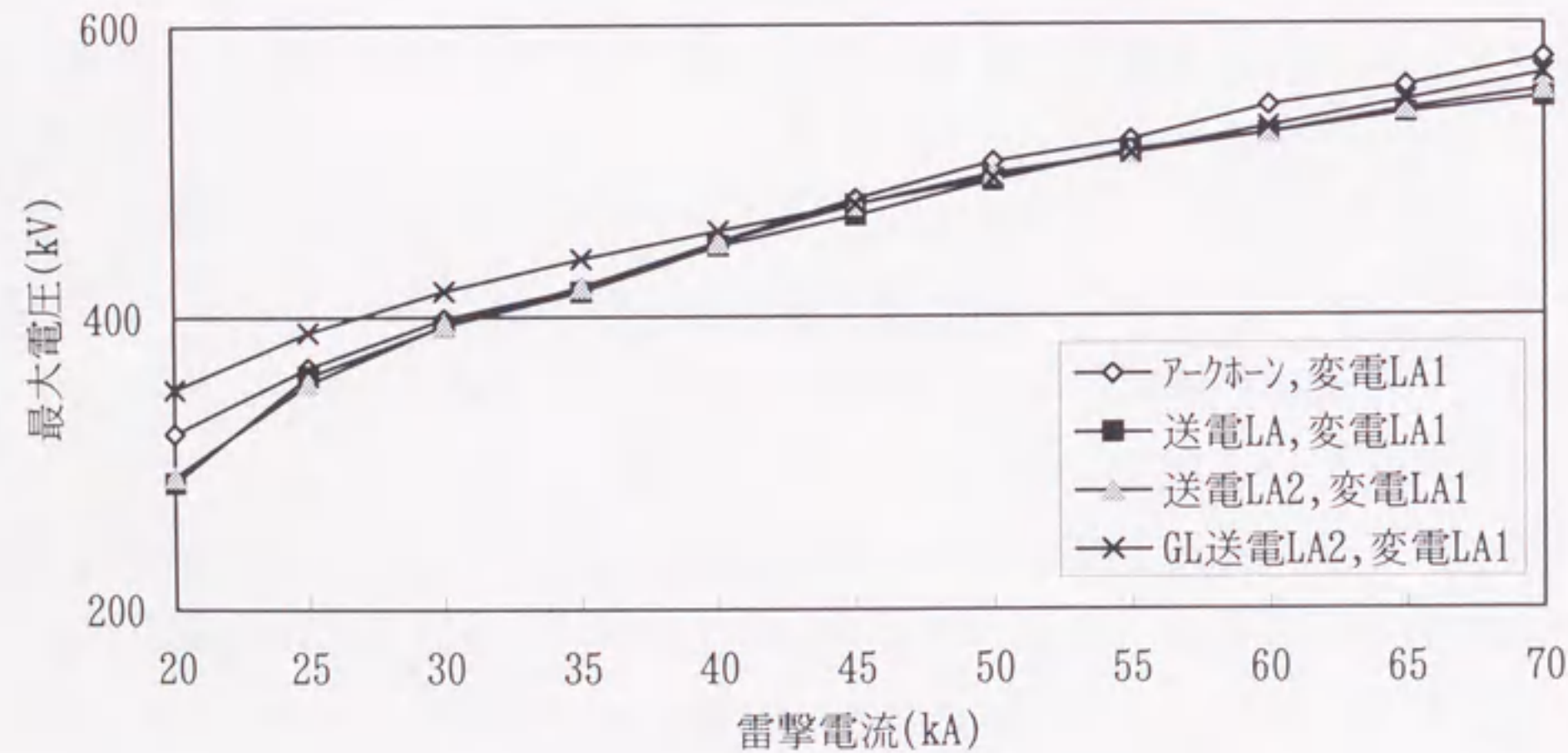
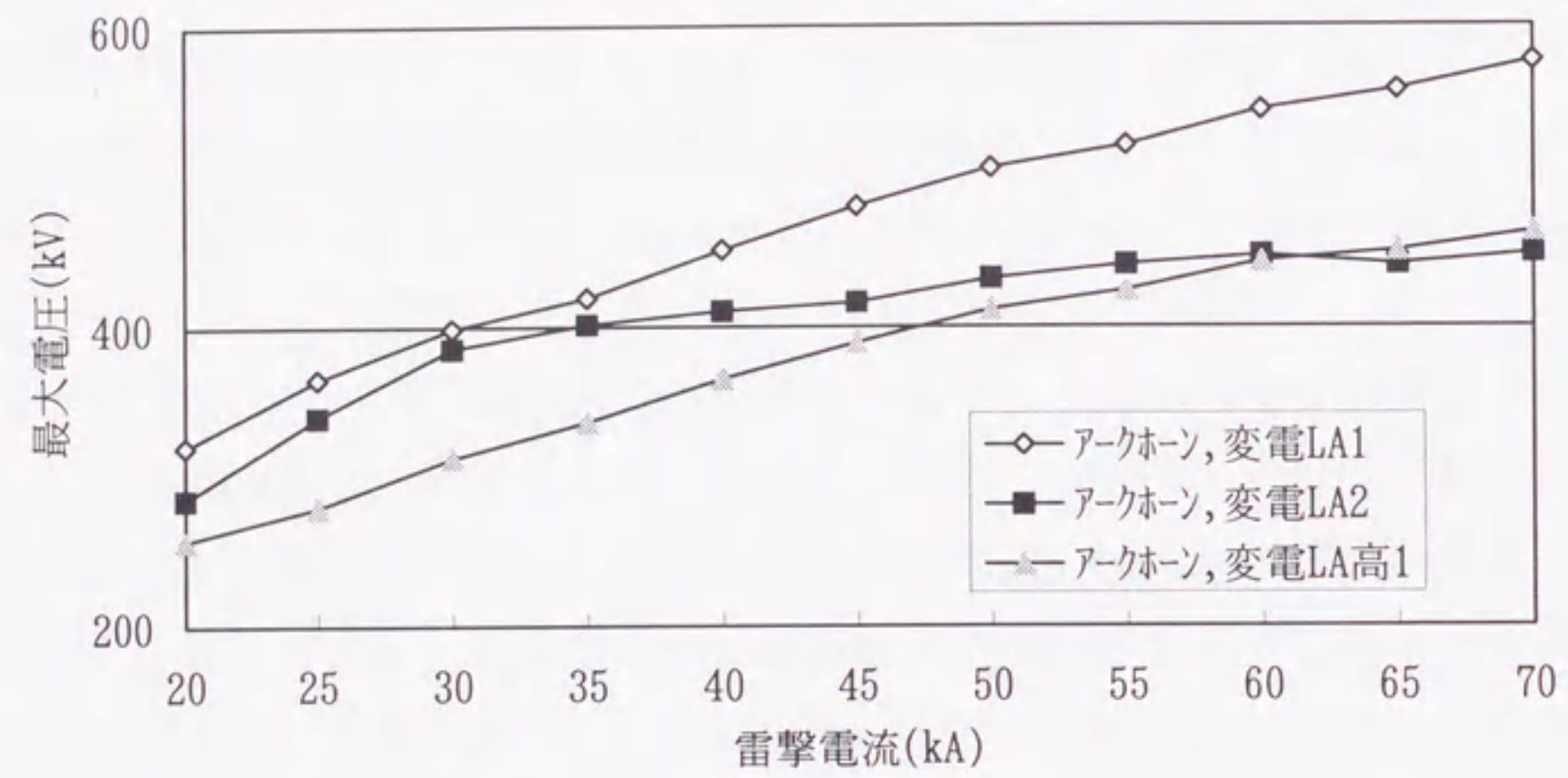


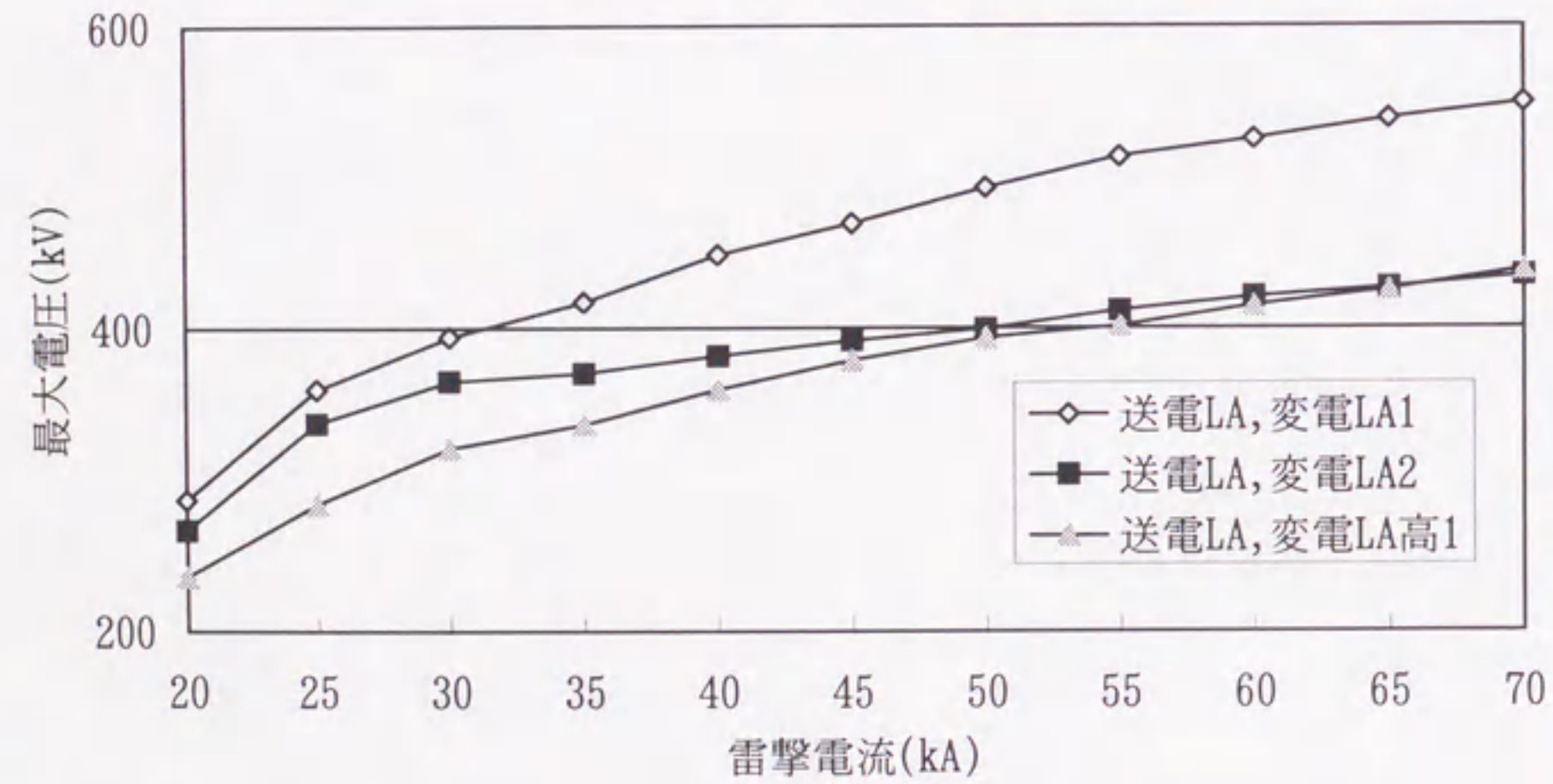
図5.10 各種設置方式による過電圧の相違 (第1鉄塔雷撃時)

<5.4.3> 変電所避雷器の影響

次に変電所避雷器の台数や性能により、どの程度過電圧に差が出るか検討した。変電所避雷器の設置パターンとしては図5.8(b)に示す3ケースとし解析を行った。第1鉄塔雷撃の場合を図5.11(a)(b)に示す。どちらも避雷器1台(変電LA1)より避雷器を2台とした場合(変電LA2)や避雷器を高性能化した場合(変電LA高1)の方が過電圧が抑制されている。しかしながら変電所避雷器の各設置パターンにおいて、図5.11(a)に示すアークホーンのみの場合より図5.11(b)に示す送電用避雷装置を設置した場合の方が過電圧が抑制されている。図5.12(a)(b)に第3鉄塔雷撃の場合を示すが、第1鉄塔雷撃の場合とほぼ同様な傾向である。よって変電所の過電圧抑制には変電所避雷器の台数や性能が最も重要な要素ではあるが、送電用避雷装置を設置することにより、さらに変電所過電圧を抑制する効果が期待でき、送電用避雷装置は変電所内機器の過電圧保護に有効であるといえる。

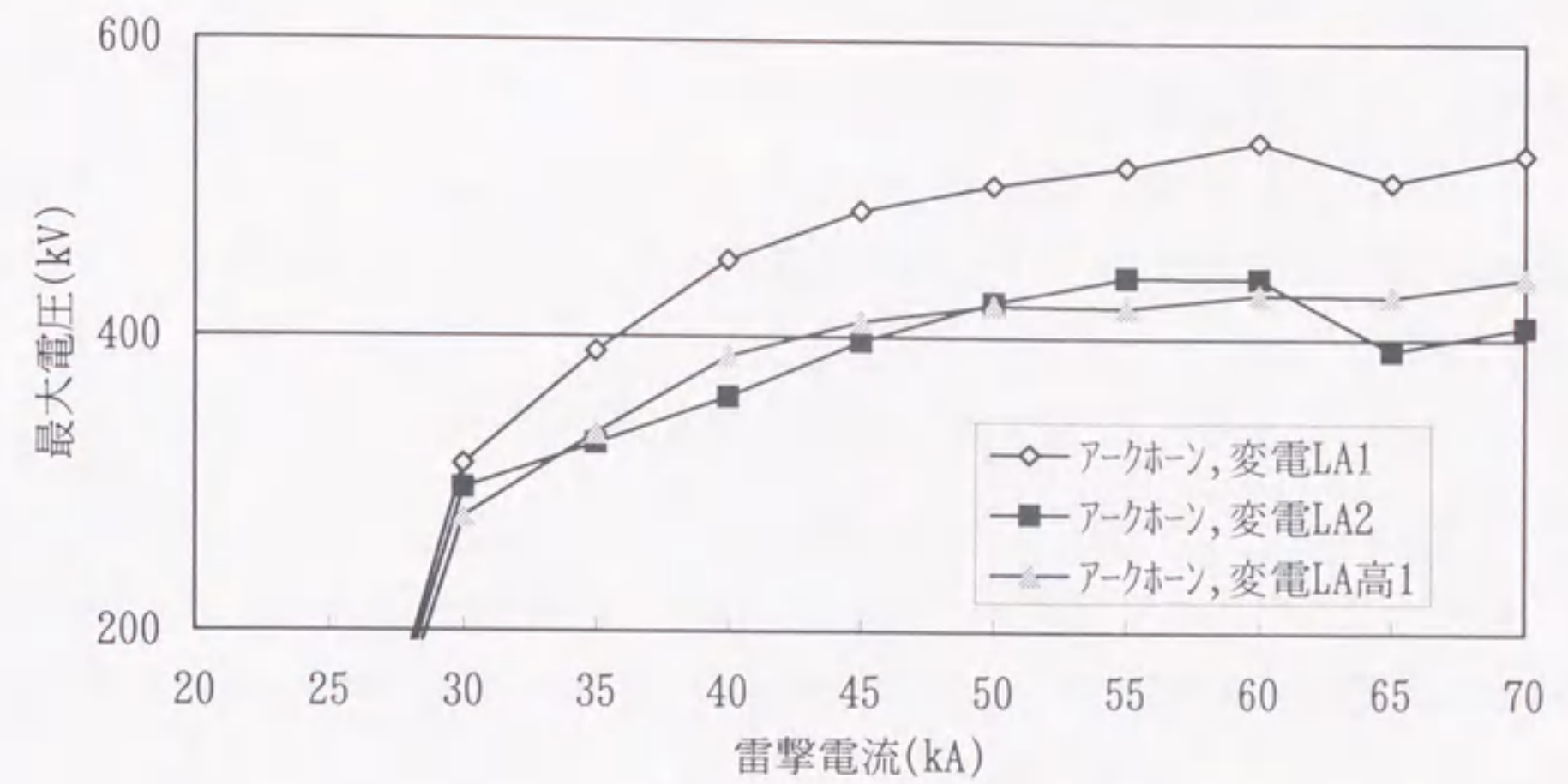


(a)アークホーン設置

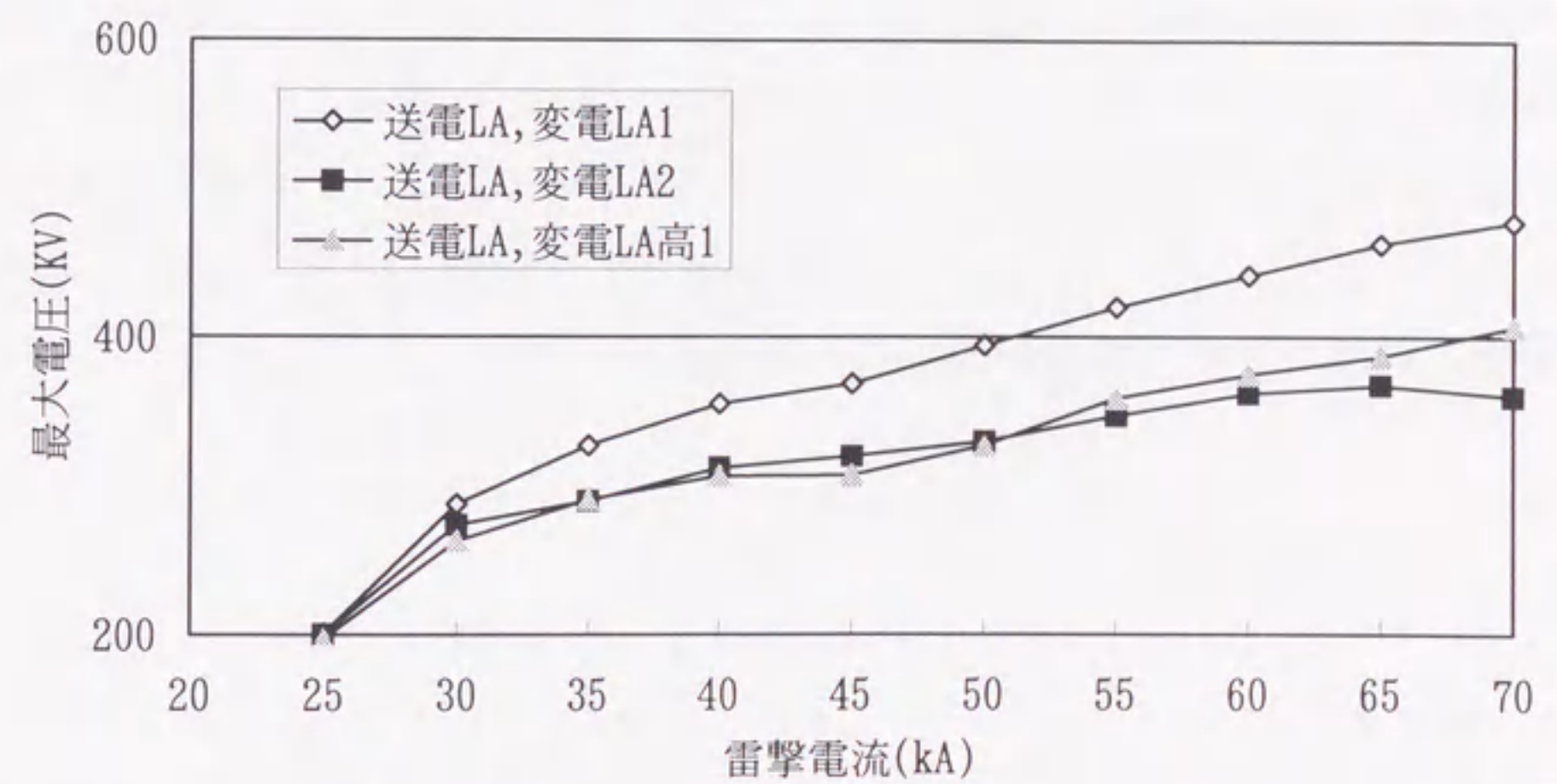


(b)送電用避雷装置設置

図5.11 変電所避雷器による影響 (第1鉄塔雷撃時)



(a)アークホーン設置



(b)送電用避雷装置設置

図5.12 変電所避雷器による影響 (第3鉄塔雷撃時)

5.5 まとめ

本章での結果を要約すると以下ようになる。

- (1) 送電用避雷装置設置時の変電所侵入雷サージを観測した。自然雷によるギャップ付送電用避雷装置の動作を検証する上での貴重なデータであり、送電用避雷装置の動作状況、変電所侵入雷サージの波高値、波尾長の低減効果が明らかとなった。
- (2) 観測された雷撃電流波形と電力線誘導電圧波形の対応から、帰還電流による誘導を簡略的に考慮する方法を導入し、アークホーンと送電用避雷装置のギャップのV-t特性を考慮した非線形素子組合モデルを用いて、送電用避雷装置動作時の波形を模擬した結果、実測波形と解析結果は良く一致し、解析手法の妥当性が示された。
- (3) 上記で検討した解析手法を用いて送電用避雷装置の各種設置方式による変電所過電圧の低減効果を比較した。その結果、雷撃鉄塔が比較的変電所から遠い場合（第3鉄塔雷撃時）には、避雷装置の低減効果が現れるが、最も過酷な条件である第1鉄塔雷撃の場合には、アークホーンとその他の避雷装置の設置方式ではあまり差が出なかった。また変電所の過電圧抑制には変電所避雷器の台数や性能が最も重要な要素ではあるが、送電用避雷装置を設置することにより、さらに変電所過電圧を抑制する効果が期待でき、送電用避雷装置は変電所内機器の過電圧保護に有効であることが示された。

第5章の文献

- (1) 電気学会：「送電用避雷装置の開発状況と適用効果」, 電気学会技術報告, II部, No.367, 1991
- (2) 植田, 森田, 山極, 菅, 緒川：「77kV変電所侵入雷サージの測定」, 電気学会論文誌B, Vol.114, No.1, pp.45-52, 1994
- (3) T.Ueda, T.Morita, M.Kan, K.Matuzawa, Y.Hariu, M.Nozuki："Development and Application of Measuring System of Lightning Surges at 77kV Substations", 8th International Symposium on High Voltage Engineering, No.70.05, pp.233-236, 1993
- (4) 植田, 根尾：「77kV変電所侵入雷サージ観測結果のまとめ」, 電気学会放電・高電圧合同研究会資料, ED-94-133, HV-94-92, 1994
- (5) 植田, 依田, 宮地：「77kV変電所で観測される侵入雷サージの特徴」, 電気学会論文誌B, Vol.116, No.11, pp.1422-1428, 1996
- (6) 植田, 根尾, 山極, 北住：「実測波形からみた77kV送電用避雷装置動作の検討」, 電気学会全国大会, No.1325, 1994
- (7) 植田：「変電所侵入雷サージからみた送電用避雷装置の効果の検証」, 電気学会論文誌B, Vol.117, No.10, pp.1389-1396, 1997
- (8) 植田, 根尾, 山極, 北住：「77kV送電線における送電用避雷装置とアークホーンの動作解析」, 電気学会放電・高電圧合同研究会資料, ED-93-136, HV-93-44, 1993
- (9) 小島, 菅, 横山, 植田：「帰還雷撃電流による誘導電圧を考慮した逆フラッシュオーバーの評価」, 電気学会論文誌B, Vol.113, No.11, pp.1249-1255, 1993
- (10) S.Ruseck, "Induced Lightning Over-voltages on Power-Transmission lines with Special Reference to the Over-voltage protection of Low Voltage Networks", Trans. Royal Institute of Technology, Stockholm, 1958
- (11) 電気協同研究：「配電線雷害対策」, 第40巻, 第6号, 1985
- (12) 植田, 森田, 雨谷, 舟橋, 萩原, 渡辺：「アークホーンと避雷装置のフラッシュオーバーモデル」, 電気学会論文誌B, Vol.112, No.12, pp.1085-1092, 1992
- (13) T.Shindo, T.Suzuki："A New Calculation Method of Breakdown Voltage-time Characteristics of Long Air Gaps", IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems, Vol.PAS-104, pp.1556-1563, 1985
- (14) 長岡：「非線形インダクタンスを用いたフラッシュオーバーモデル」, 電気学会論文誌B, Vol.111, No.5, pp.529-534, 1991
- (15) 電気学会：「変電所における雷サージの新評価法」, 電気学会技術報告, II部, No.446, 1992

第6章 変圧器移行電圧の測定と解析モデル

6.1 まえがき

発電所の絶縁設計においては、上位系統の過電圧の検討はもちろんのこと、変圧器を介して下位系統へ侵入する移行電圧についても検討する必要がある、特に水力発電所などにおける発電機などの低圧側機器の保護にとって重要な問題である。電力用変圧器の解析モデルとしては、商用周波数領域の過渡現象を対象としたモデル⁽¹⁾⁽²⁾が広く用いられている。しかし、このモデルを、MHzオーダーの高周波を含む移行電圧の検討に用いることはできない。そのため、従来、移行電圧の検討用には主に、低圧巻線対地間、高低圧巻線間それぞれのキャパシタンスからなるモデルが用いられていた。このモデルは簡易ではあるが静電移行分しか考慮していない点が難点である。近年、広範囲の周波数応答に基づいた変圧器モデルが種々提案されている⁽³⁾。しかしこれらモデルの定数決定には複雑な数値計算を必要とし、定数の物理的意味を把握することは困難である。CIGREでは移行電圧を考慮した雷サージ周波数領域の変圧器モデルとして、文献(1)(2)の変圧器モデルに巻線対地間および巻線間のキャパシタンスを加えたモデルを提案している⁽⁴⁾。このモデルは比較的簡易で、静電移行、電磁移行など定数の物理的意味もはっきりしているが、各定数の導出法が明確に示されていない。

そこで本章では、CIGREモデルを基本とした3相2巻線変圧器の移行電圧解析モデルを作成し、フィールド測定結果に基づいた定数導出法を提案する。さらに従来の変圧器モデルとの比較、他巻線配置の変圧器への適用検討を通じて、実用的な移行電圧解析モデルについて検討する^{(5)~(9)}。

6.2 移行電圧の測定

<6.2.1> 測定方法

測定対象は水力発電所の主変圧器(定格11/154kV, 68.3MVA, Y Δ 結線)である。測定方法としては変圧器高圧側に10kV程度のインパルス電圧を加え, 変圧器中性点, 低圧側, 発電機同期投入用遮断器(CB)開放端に生ずる電圧を測定した。表6.1に測定器の主な仕様, 図6.1に試験回路例を示す。

表6.2に試験条件を示す。印加波形は2/70 μ s, 4/10 μ sの他に, 変圧器の固有振動周波数にはほぼ一致させた減衰振動波も加えた。回路条件としては変圧器(Tr)単体の他にケーブル(C=20800pF)を接続したケース(Tr+ケーブル)とケーブルおよびサージアブソーバのC(0.3 μ F)を加えたケース(Tr+ケーブル+C)も測定した。さらに中性点避雷器の影響を検討するため, 実際の1/40定格($V_{100A}=6.3$ kV)のZnO素子で中性点避雷器を模擬し, 各中性点条件における移行率を測定した。

<6.2.2> 測定結果

中性点非接地の場合の測定波形の例を図6.2に示す。印加波形は現地測定時のノイズのためやや歪んだ波形となっている。高圧側にインパルス電圧を印加すると, 通常中性点電圧は高圧巻線の固有振動周波数で振動する波形となる。固有振動周波数を有する波形であれば図6.2(b)に示すように中性点電圧は共振によりさらに大きくなる。一方, 低圧側には中性点と同じ振動周期の電圧が移行する。その他に, 図6.2(a)に示すように波頭部に細かい振動周期が現れる場合があるが, この周期は低圧側巻線定数によって決まるので, これにより低圧側巻線定数を推定することができる。巻線定数の導出方法については<6.3>節にて詳述する。

<6.2.3> 結果の考察

(1) 印加波形および回路条件の移行率への影響

図6.3に各回路条件時(中性点非接地)の低圧側への移行率(低圧側電圧もしくはCB電圧/高圧側印加電圧)の変化を示す。印加波形の影響であるが, 例

表6.1 測定器の主な仕様

インパルス発生器	山光社製 MS-50B 充電電圧15kV
デジタルストレージ オシロスコープ	ソニテクトロニクス製 TDS420 150MHz 4CH // 2221A 100MHz 2CH, 他
高電圧プローブ	// P6015 1000:1 75MHz, 他

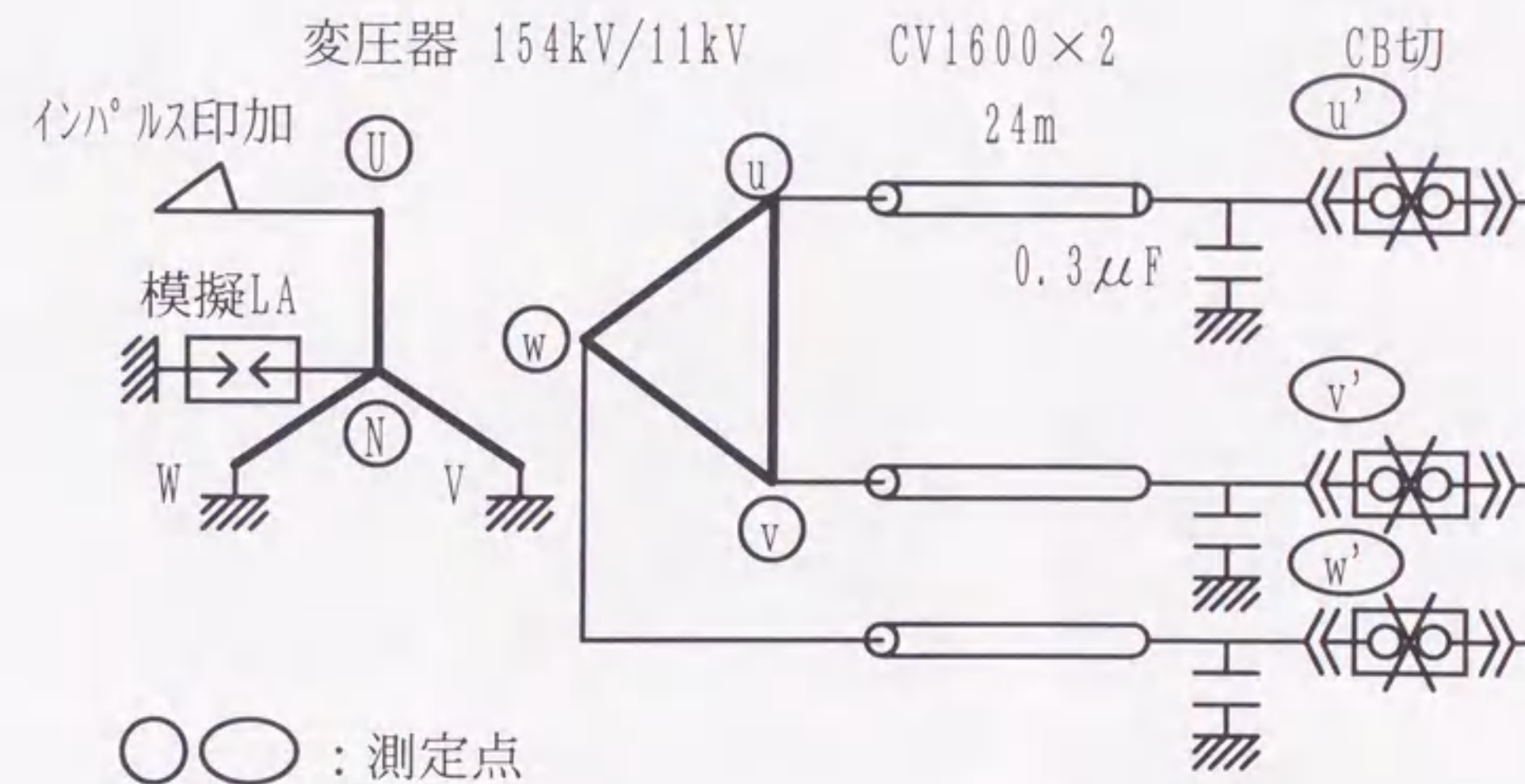


図6.1 変圧器移行電圧測定の試験回路例

表6.2 試験条件

印加相	1相印加(U相), 3相印加
印加波形	2/70 μ s, 4/10 μ s, 減衰振動波(約10kHz)
回路	Tr単体, Tr+ケーブル, Tr+ケーブル+C
中性点	非接地, 模擬避雷器(LA), 接地

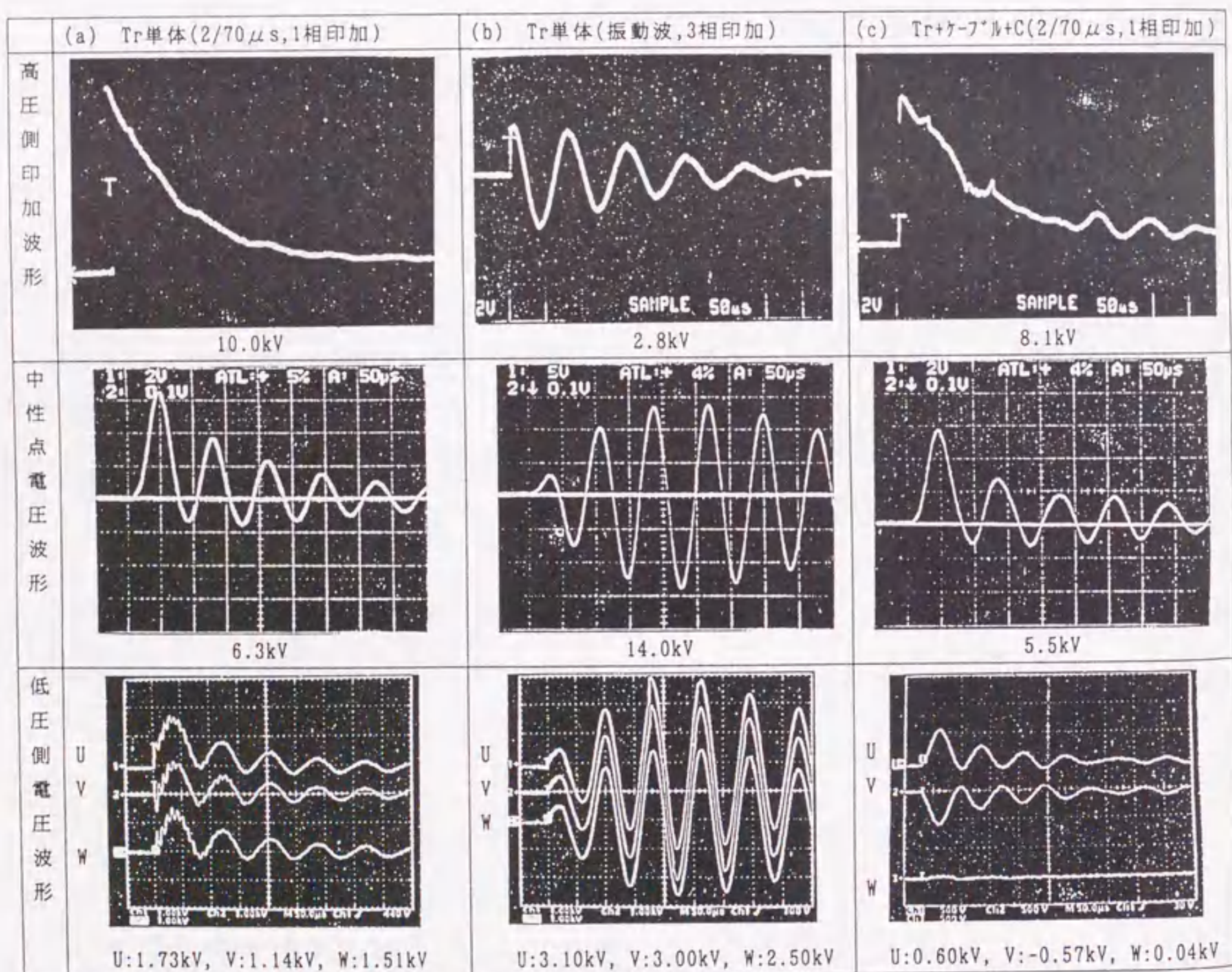


図6.2 測定波形の例 (50 μ s/DIV)

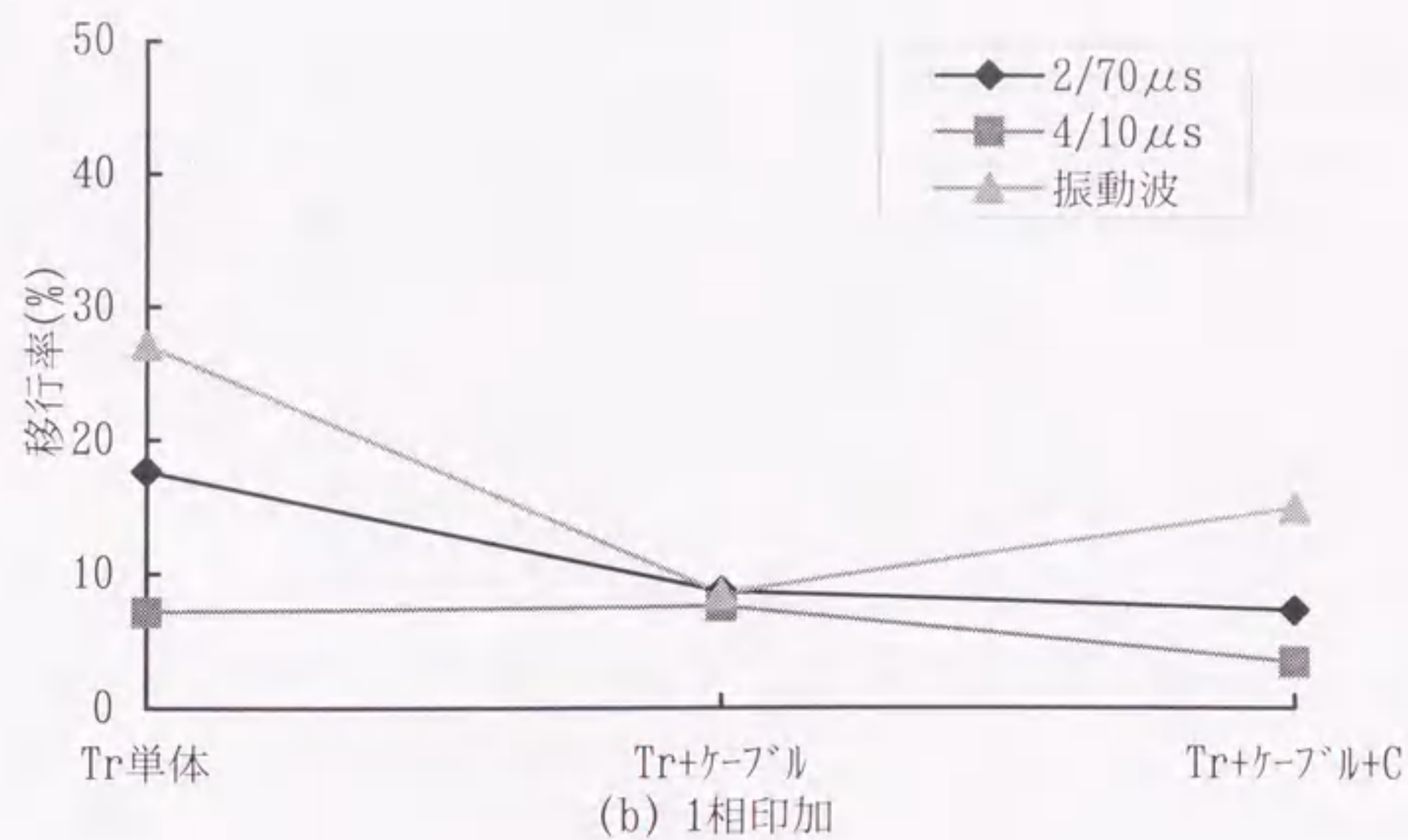
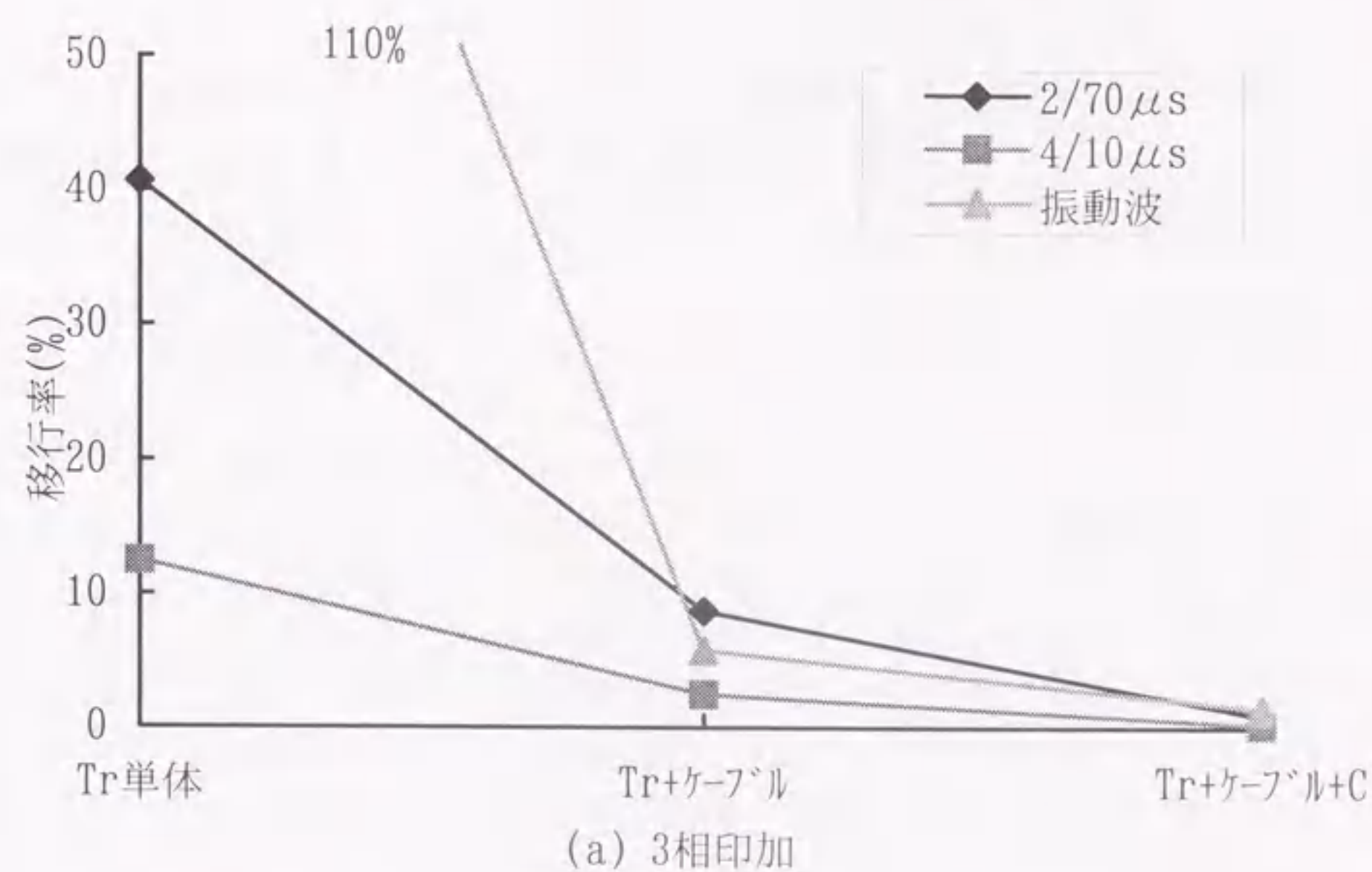


図6.3 各回路条件における移行率 (中性点非接地)

例えばTr単体の場合、波尾の長い波形 ($2/70\mu\text{s}$)や振動波の移行率が大きくなっている。これは高圧巻線を共振させ、高圧巻線電圧を大きくする波形ほど移行率も大きくなることを示している。変圧器の移行電圧には巻線間と巻線対地間のキャパシタンスによって分圧され静電的に移行する静電移行分と、巻数比に従って電磁的に移行する電磁移行分がある^{(10)~(12)}。Y Δ 結線の変圧器に3相印加した場合(図6.3(a))、電磁移行分はなくなり静電移行分のみとなる。そのため低圧側へケーブル、Cと付加し低圧側静電容量が大きくなると、最終的に移行率は1%程度となる。また低圧側波形の極性は印加波形の極性と同じである(図6.2(b))。それに対し、1相印加の場合(図6.3(b))は電磁移行分が主となるために低圧側へケーブル、Cと付加しても、移行率はあまり低下しない。低圧側波形(図6.2(c))の極性を見るとU相は印加波形と同極性となるのに対し、V相は逆極性、W相はほぼ0となっており、電磁移行分の特徴が現れている。

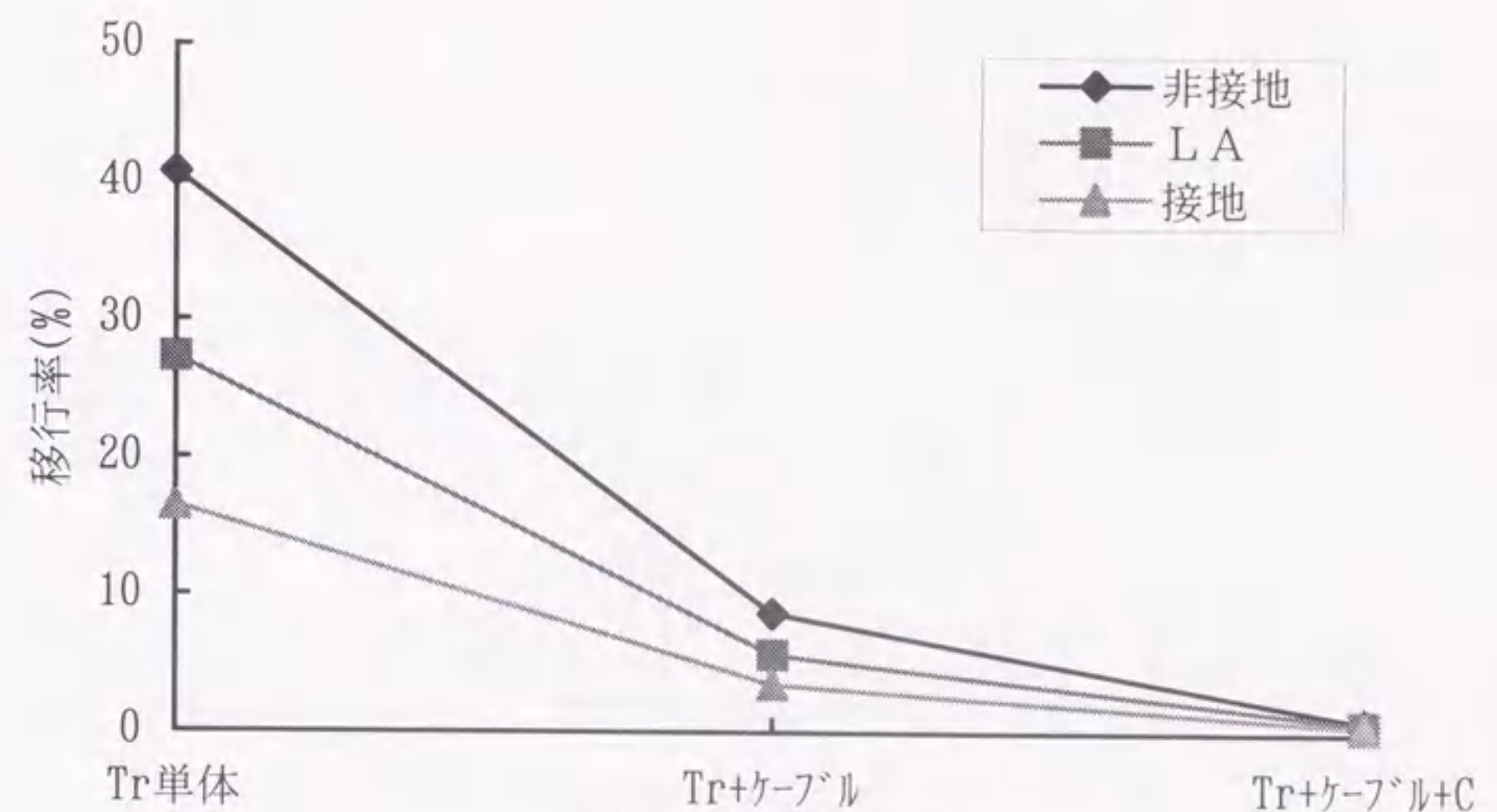
(2) 中性点条件の移行率への影響

中性点の各条件における低圧側移行率を図6.4に示す。3相印加の場合(図6.4(a))、中性点条件を非接地、模擬避雷器設置(LA)、接地とすると移行率は低下している。すなわち中性点電圧を抑制することで静電移行分が抑制されることを示している。一方、1相印加の場合(図6.4(b))では、特に電磁移行分がほとんどとなるTr+ケーブル、Tr+ケーブル+Cのケースでは中性点条件が変わっても移行率はほとんど変化しない。

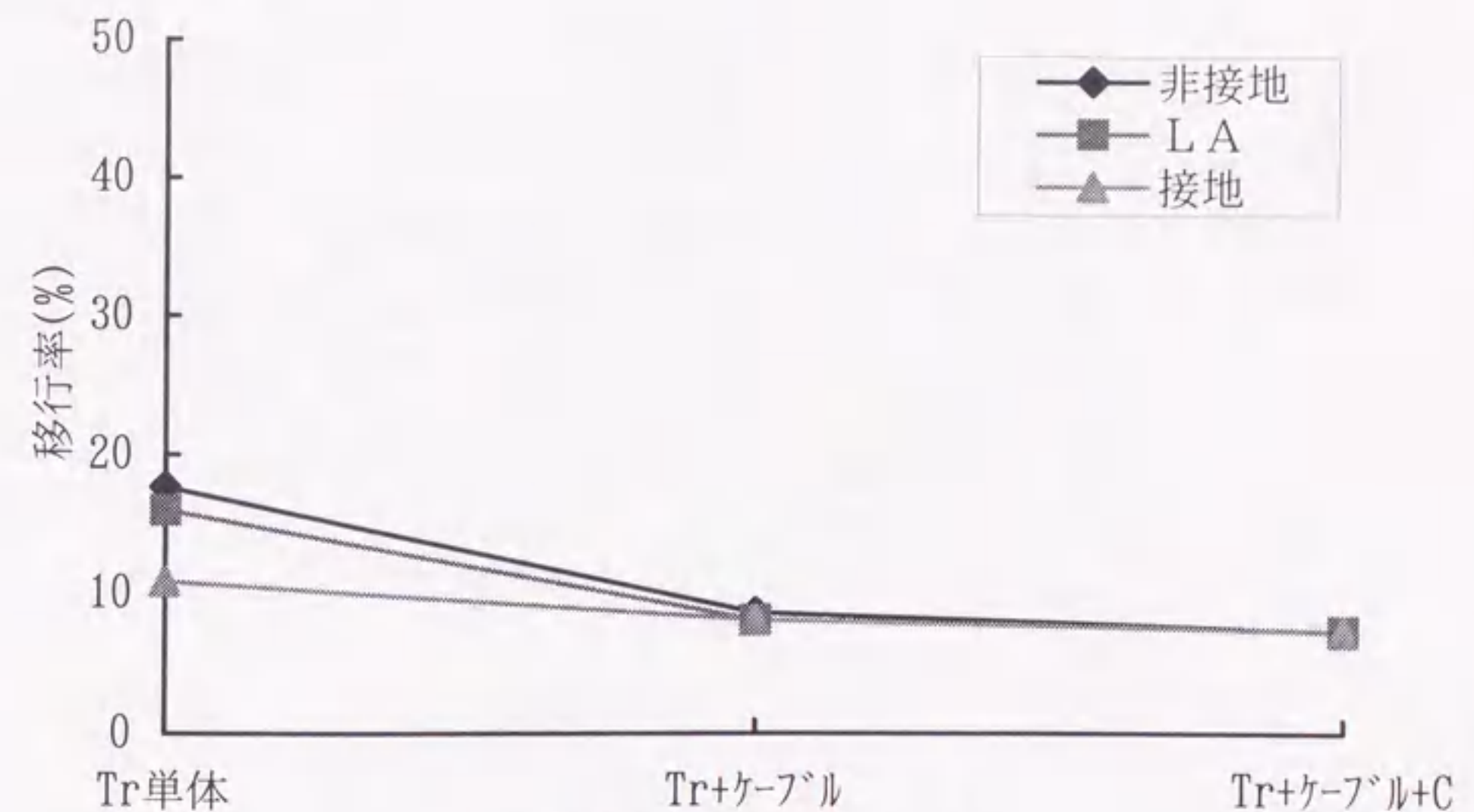
6.3 解析モデルの検討

<6.3.1> 解析モデルの提案

以上の測定結果に基づいて、変圧器移行電圧を高精度に模擬する解析モデルを提案する。CIGREガイドブックでは、適用周波数領域を4つに分け、各領域毎に変圧器モデルを設定し、さらに二次側への移行電圧を考慮しない場合とする場合でモデルを分けている。今回、参考とするのは雷サージ領域であるグループIII(10kHz~3MHz)の移行電圧を考慮したモデルである。図6.5に単相2巻線変圧器の等価回路を示す。基本的には電磁移行分を模擬するEMTPの商用周波

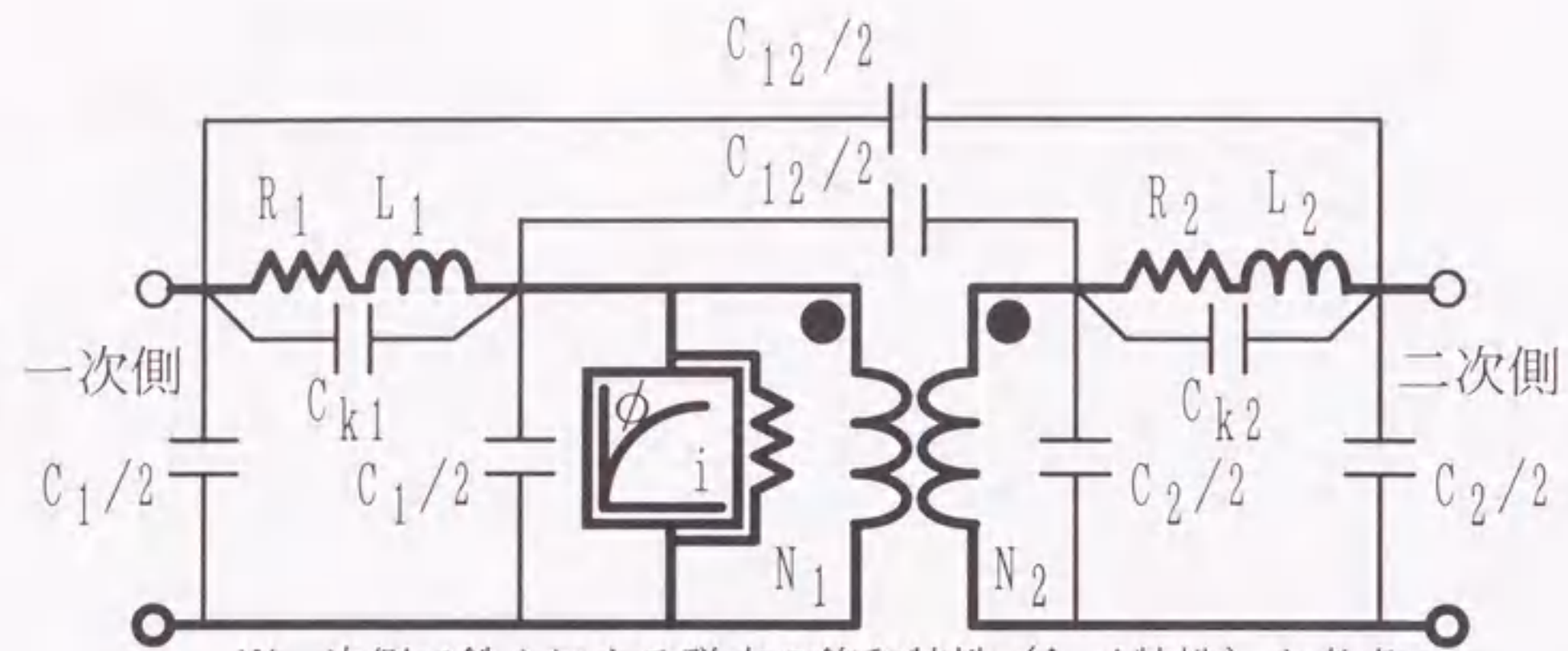


(a) $2/70\mu\text{s}$, 3相印加



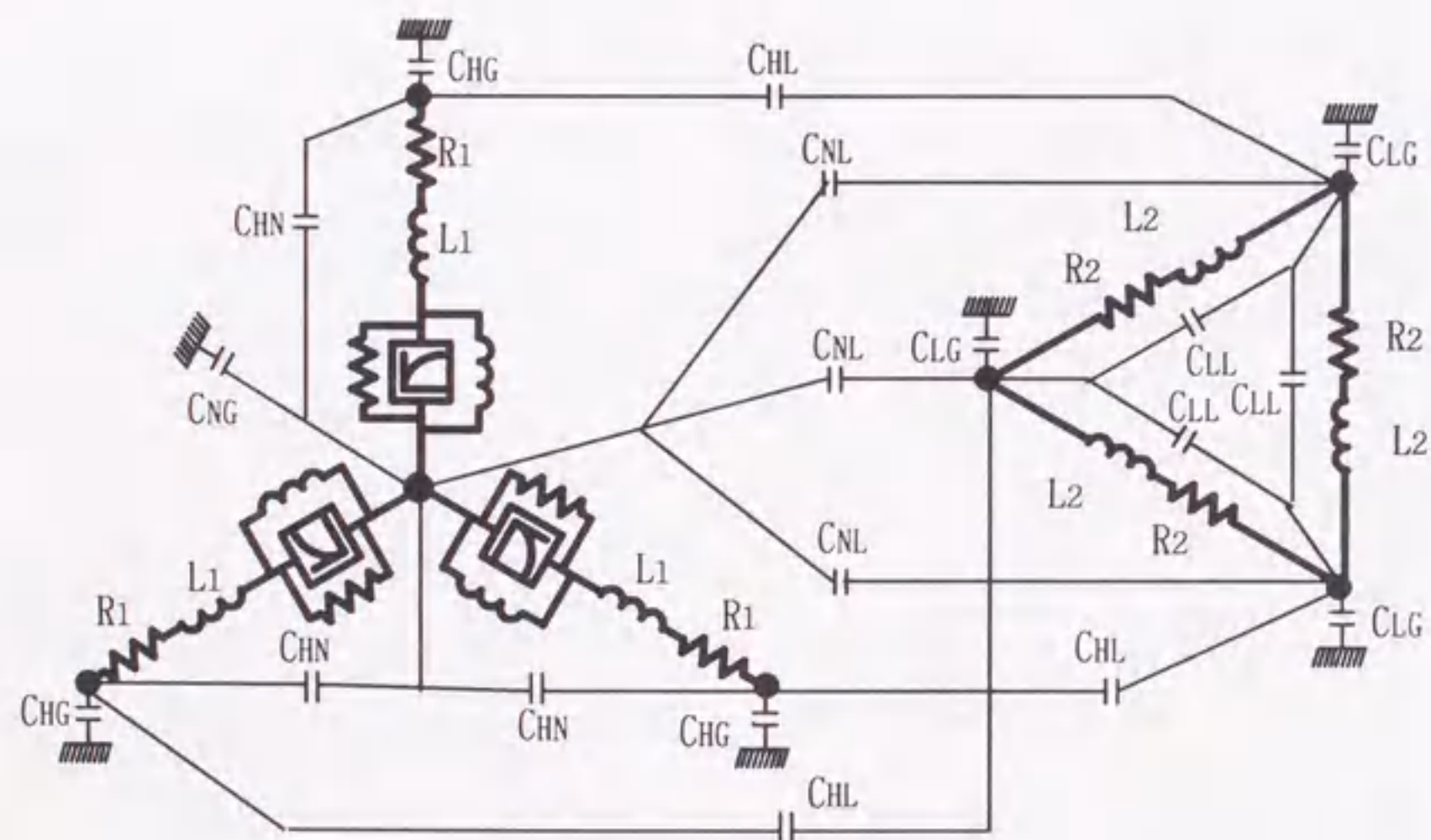
(b) $2/70\mu\text{s}$, 1相印加

図6.4 各中性点条件における移行率



※一次側で鉄心による磁束の飽和特性 ($i-\phi$ 特性) を考慮

図6.5 CIGREモデル(10kHz~3MHz, 移行電圧考慮)



L1: 高圧側漏れインダクタンス、L2: 低圧側漏れインダクタンス
 R1: 高圧巻線抵抗、R2: 低圧巻線抵抗
 CHG: 高圧巻線対地間キャパシタンス、CNG: 中性点对地間キャパシタンス
 CLG: 低圧巻線対地間キャパシタンス、CNL: 中性点低圧巻線間キャパシタンス
 CHN: 高圧巻線中性点間キャパシタンス、CLL: 低圧巻線間キャパシタンス
 CHL: 高低圧巻線間キャパシタンス

図6.6 提案する変圧器移行電圧解析モデル

数領域の変圧器モデル (TRANSFORMER) に静電移行分を模擬する巻線間および巻線対地間のキャパシタンスを付加したモデルである。このモデルを今回測定対象とした3相2巻線変圧器に適用すると図6.6のような。Y Δ 結線であるので高圧側中性点からの静電移行を特に考慮し、各キャパシタンスを配置した。モデルの各定数の導出方法であるが、各定数を実測結果から大まかに想定できる値 (想定値) と実測結果をもとに細かく調整していく値 (調整値) に分け、数回のシミュレーションを行い、それぞれ決定する。モデル定数の導出手順を図6.7に示す。

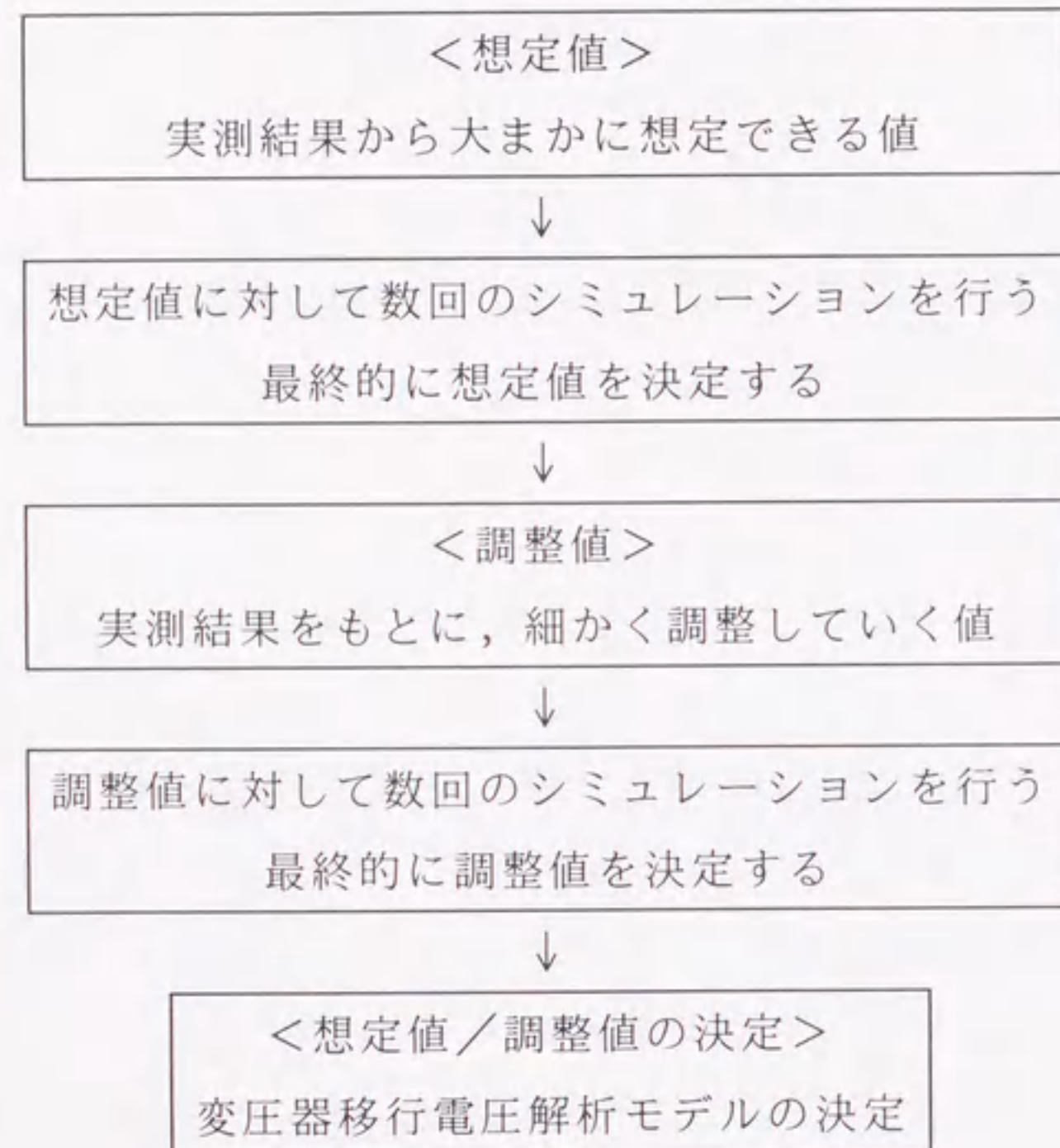
具体的な変圧器モデル定数 (想定値) 導出手順を表6.3に示す。定数導出のため参照する波形は印加波形2/70 μ sの以下の3つの試験ケースのみで良い。

- (a) Tr単体 (1相印加)
- (b) Tr単体 (3相印加)
- (c) Tr+ケーブル+C (1相印加)

例えば想定値のうちL1, L2は従来から言われているように変圧器の%Zから得られるインダクタンスを折半する。ただしL2については参照波形(c)により修正すれば、より正確な値が求められる。CNG, CLG, CNLについては参照波形(a) (b)の振動周期や中性点電圧と低圧側電圧の比によって決定する。調整値はこの表にないが、そのうちCHN, CLLは数回のシミュレーションの結果それぞれ74pF, 7.4pFと得られた。しかし値が小さいので省略可能である。またCHLも同様に100pFと得られたが、この変圧器の巻線配置 (中性点が高圧巻線両端にある) を考慮すると中性点からの移行が大きい (CNL \gg CHL) と想定されるため省略することも可能である。その他、R1, R2や鉄心飽和特性 (I- Φ 特性) などは解析結果に影響しないので一般的な値で良い。

<6.3.2> 実測結果と解析結果の比較

モデル定数導出法の妥当性を検証するために実測結果と提案モデルによる解析結果の比較を行った。また参考のため、現在、変圧器移行電圧解析に一般的に用いられているキャパシタンス (C) を π 型に組んだモデル (Cモデル) とEMTPのTRANSFORMERモデル (Lモデル) での解析結果も同様に比較した。Cモデルの解析回路と使用した定数を図6.8に示す。Lモデルは図6.6に示す提案モ



想定値 : $L_1, L_2, C_{HG}, C_{NG}, C_{LG}, C_{NL}$

調整値 : C_{HN}, C_{LL}, C_{HL}

図6.7 変圧器移行電圧解析モデル定数の導出手順

表6.3 変圧器移行電圧解析モデル定数導出の例

定数名	参照する試験ケース	参照する波形	計算	想定値
L_1	—	—	11.1%Zを折半(注1)	51.1mH
L_2	—	—	11.1%Zを折半(注2)	0.66mH (0.73mH)
C_{HG}	—	—	(注3)	3700pF
C_{NG}	Tr単体: 1相印加	中性点波形 振動周期: $T=74\mu s$	$T=2\pi\sqrt{L_1 \cdot C_{NG}}$	2700pF
C_{LG}	Tr単体: 1相印加	低圧電圧波形 振動周期: $T=8.7\mu s$	$T=2\pi\sqrt{L_2 \cdot C_{LG}}$	2900pF
C_{NL}	Tr単体: 3相印加	中性点電圧: $V_N=16kV$ 低圧電圧: $V_2 \approx 4.1kV$	$V_2 = \frac{C_{NL}}{C_{NL} + C_{LG}} V_N$	1000pF (注4)
Z_s	Tr+ケーブル : 1相印加	低圧電圧波形 振動周期: $T=23\mu s$	$T=2\pi\sqrt{L_2 \cdot C_c}$ $Z_s = \frac{1}{C_c \cdot v} l$	$C_c=20800pF$ $Z_s=6.4\Omega$ (注5)

(注1) L_1

巻線方法から漏れインピーダンスを折半する。他の変圧器でも、折半でよく一致することが言われている。動いても1割程度である。

$$L_1 = 0.111 \times \frac{(154\sqrt{3})^2}{68.3/3} / 2\pi f / 2 = 51.1mH$$

ただし、高圧側中性点に中性点の対地静電容量より大きな静電容量が接続されている実測結果があれば、更に詳細な定数を決定することができる。

(注2) L_2

$$L_2 = 51.1 \times \left(\frac{10.6}{154/\sqrt{3}} \right)^2 = 0.73mH$$

Tr+ケーブル+Cのケースでは、低圧側の対地静電容量はサージアブソーバの $C_{SA}(0.3\mu F)$ でほぼ決定されているとし、 L_2 をTr+ケーブル+C: 1相印加のケースで修正する。

$$T = 2\pi\sqrt{L_2 \cdot C_{SA}} \rightarrow L_2 = 0.66mH \text{ ただしケーブルの静電容量は無視。}$$

(注3) C_{HG}

移行電圧に無関係である。3700pF/1相(測定値)とする。

(注4) C_{NL}

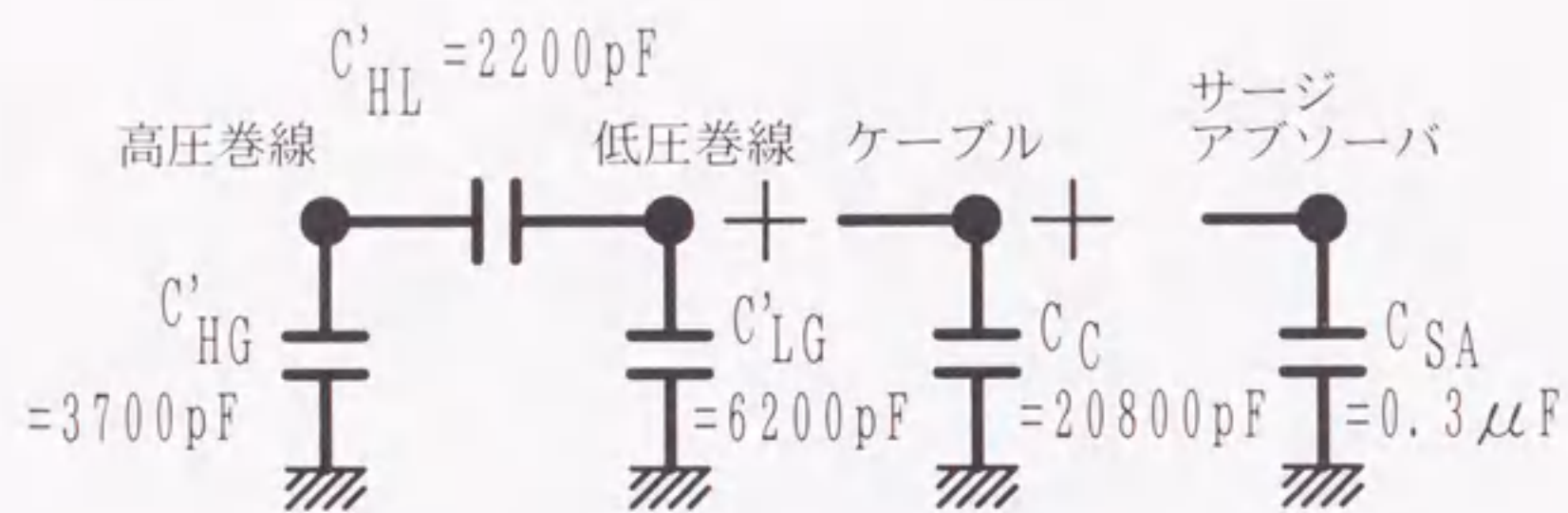
3相印加の場合、電磁移行成分はほぼ無視できる。したがって、静電移行電圧の計算式で決定できる。

(注5) ケーブルの静電容量 C_c およびケーブルのサージインピーダンス Z_s (2本分)も

Tr+ケーブル: 1相印加のケースで決定できる。

ケーブルの伝搬速度: $v=180.0m/\mu s$

ケーブル長: $l=24.0m$



C'_{HG} : 高压巻線対地間キャパシタンス
 C'_{HL} : 高低圧巻線間キャパシタンス
 C'_{LG} : 低压巻線対地間キャパシタンス
 C_c : ケーブルのキャパシタンス
 C_{SA} : サージアブソーバのキャパシタンス

C'_{HG} C'_{HL} C'_{LG} : 簡易シェーリングブリッジによる1相あたりの測定値。図6.6に示す各キャパシタンスとは異なる。

図6.8 Cモデルと使用した定数

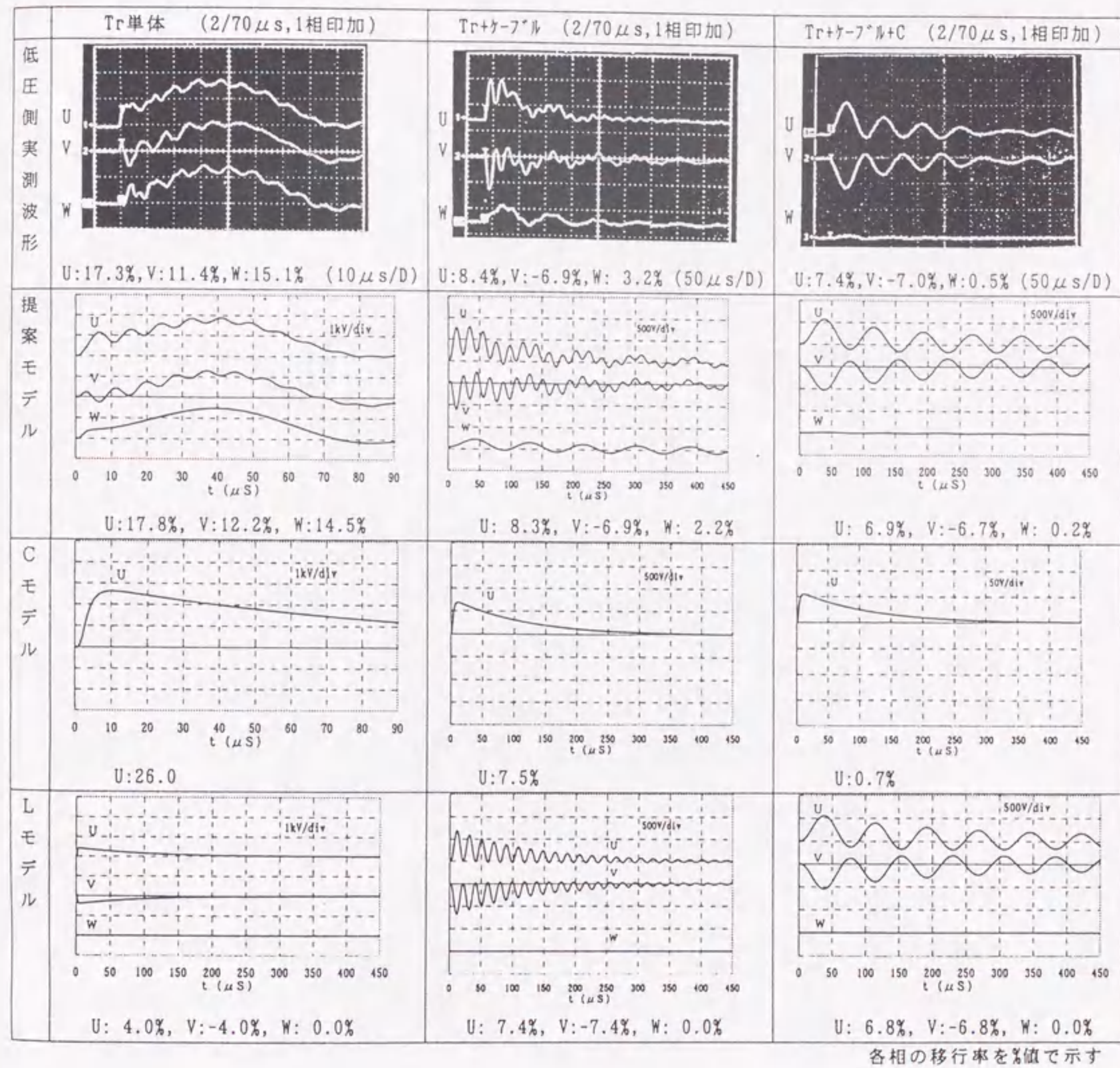
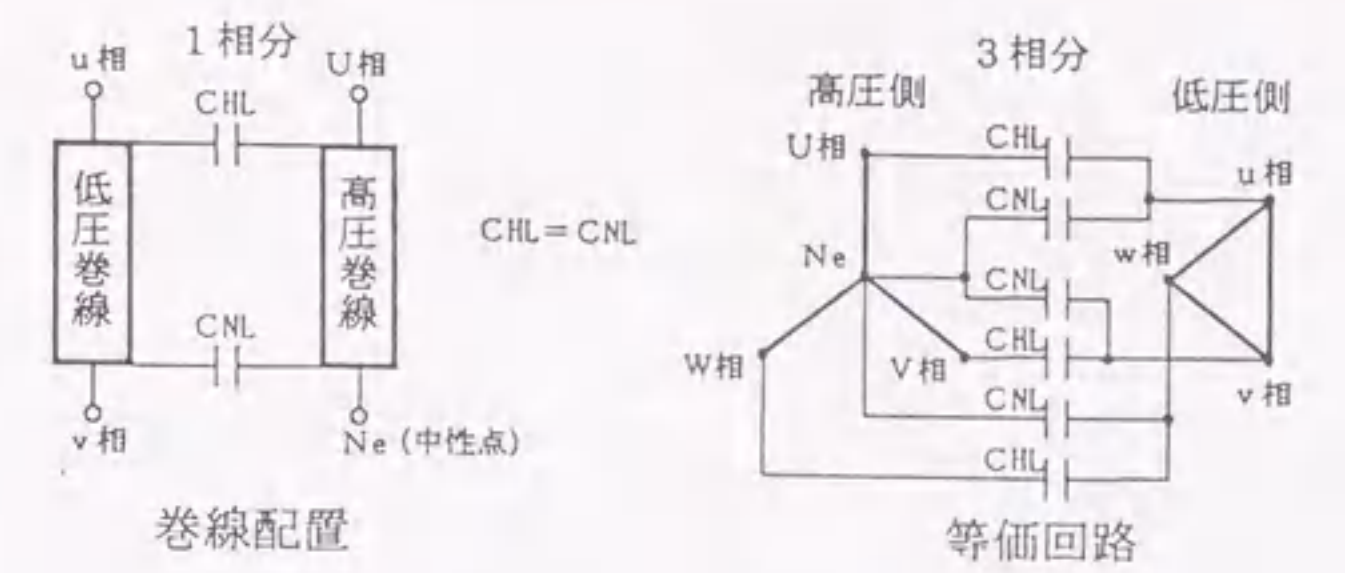


図6.9 実測波形と解析波形との比較

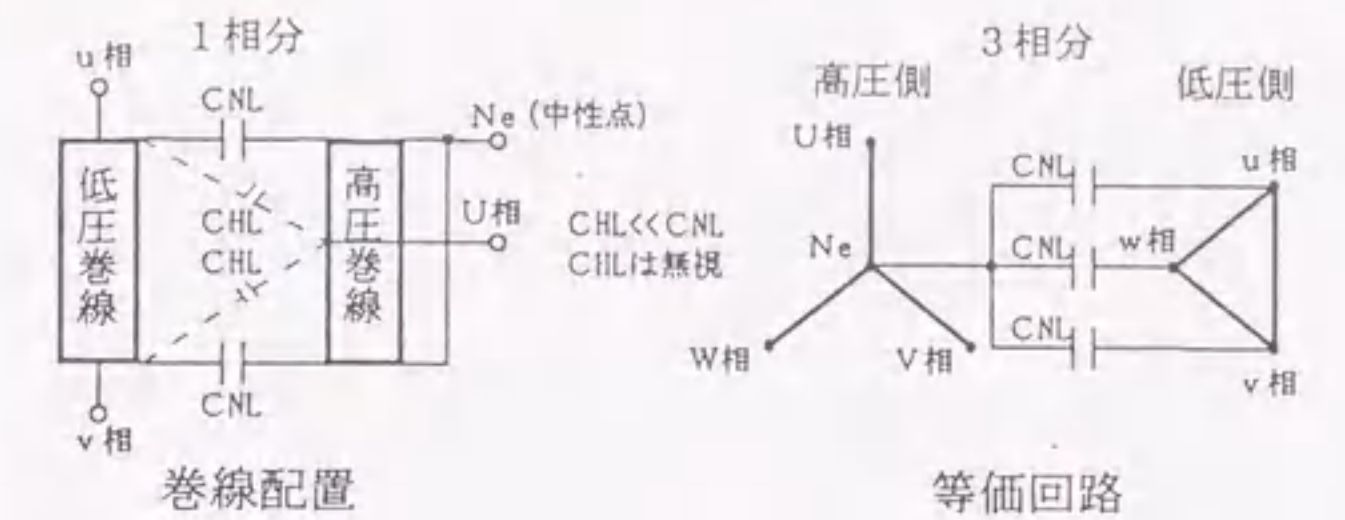
デルから各巻線対地間および巻線間キャパシタンスを省略したモデルで、他の定数は提案モデルと同一である。低圧側波形の比較結果を図6.9に示す。提案モデルは各ケースとも実測波形の移行率および振動周期に良く一致している。また図には示していないが、値の小さい C_{HN} , C_{LL} , C_{HL} を省略した簡易モデルでもほぼ同様な波形が得られた。それに対し、Cモデルでは各ケースとも振動分が再現されず、 $Tr+k$ - Γ +Cのケースでは電磁移行分を考慮していないため実測よりかなり低めに計算されている。またLモデルでは静電移行分が主となる Tr 単体のケースでは誤差が大きくなるが、大きなキャパシタンスが接続され電磁移行分が主となる $Tr+k$ - Γ , $Tr+k$ - Γ +Cのケースでは、ほぼ実測と一致することが明らかとなった。

<6.3.3> 各種巻線配置変圧器への適用

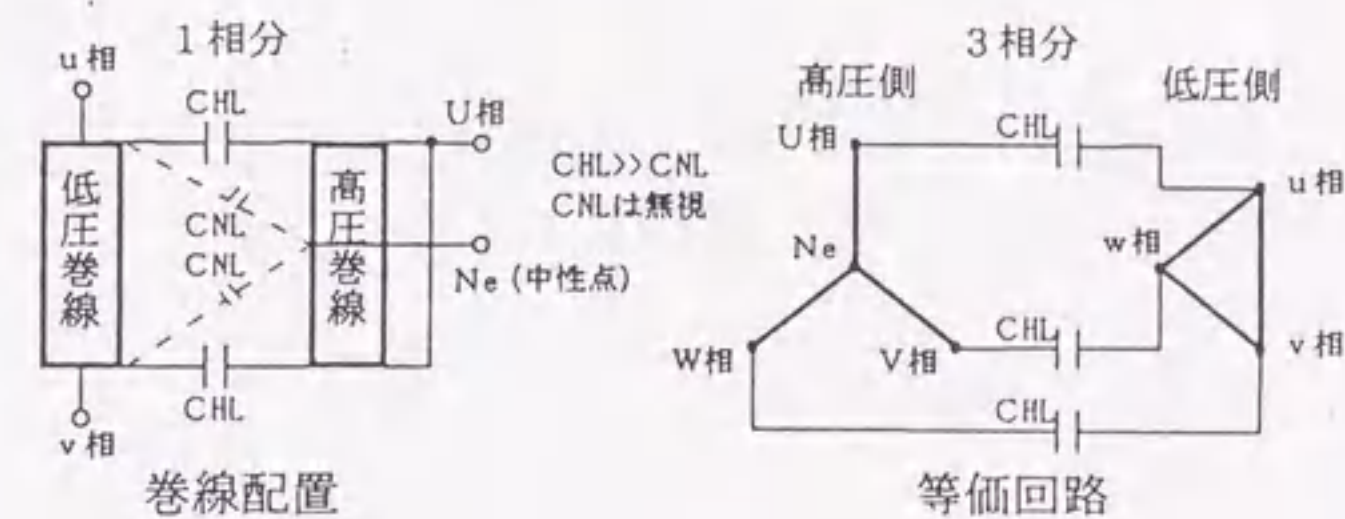
一般的に変圧器（Y Δ 結線）の巻線配置が異なれば、巻線間キャパシタンスも異なってくると考えられる。ここでは図6.6に示されている移行電圧解析モデルの高圧中性点低圧巻線間キャパシタンス C_{NL} および高低圧巻線間キャパシタンス C_{HL} を変化させ、それを巻線配置の違いとし、移行電圧の違いを検討する。図6.10(a)~(e)に各種巻線配置①~⑤およびその等価回路を示す。今回実測に用いた変圧器は図6.10(b)の巻線配置②に相当する。ここで各巻線配置における C_{HL} , C_{NL} を表6.4の値に仮定し、各試験ケースについて低圧側電圧波形を計算した。低圧側移行率を比較した結果を表6.5に示す。 Tr 単体のケースでは巻線配置により結果が異なるが、ケーブルやサージアブソーバなど大きなキャパシタンスが接続され電磁移行分が主体になると、巻線配置にかかわらず結果はほぼ同一となり、変圧器の巻線配置による C_{HL} , C_{NL} の相違が影響しなくなる。よって前節での検討結果を考え合わせると、水力発電所の主変圧器のように低圧側にサージアブソーバなどが接続されている状態であれば、変圧器の巻線配置にかかわらずLモデルを使用することにより概略的な移行電圧解析が行えることを示している。



(a)巻線配置①：円板(ディスク)巻線
(高圧端および中性点からの移行が大きい巻線配置)

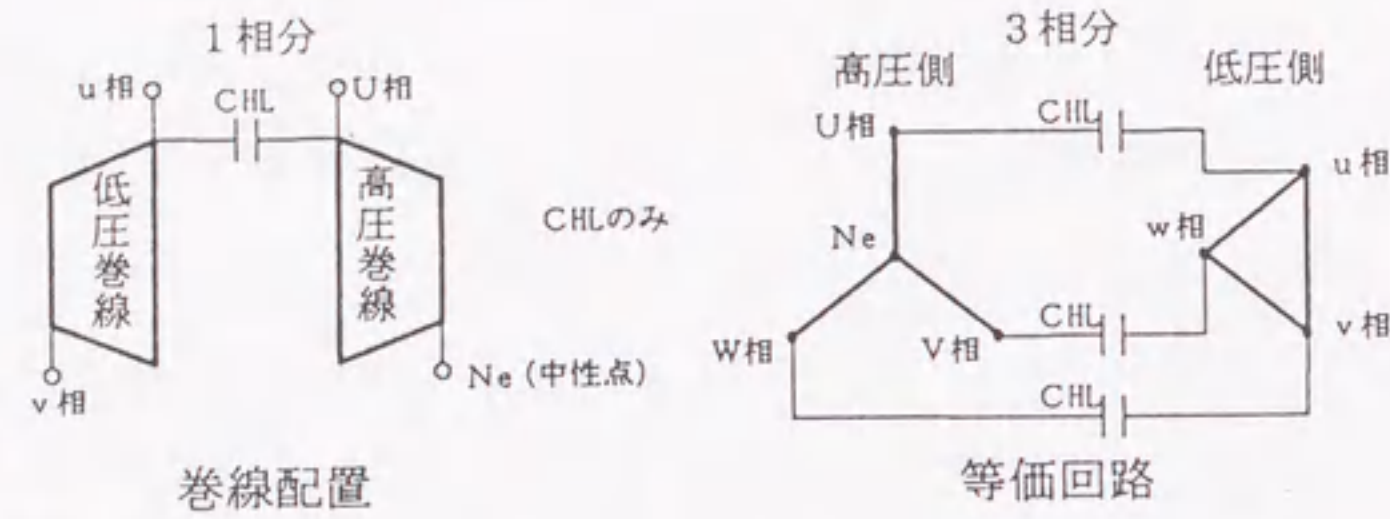


(b)巻線配置②：円板(ディスク)巻線
(中性点からの移行が大きい巻線配置)

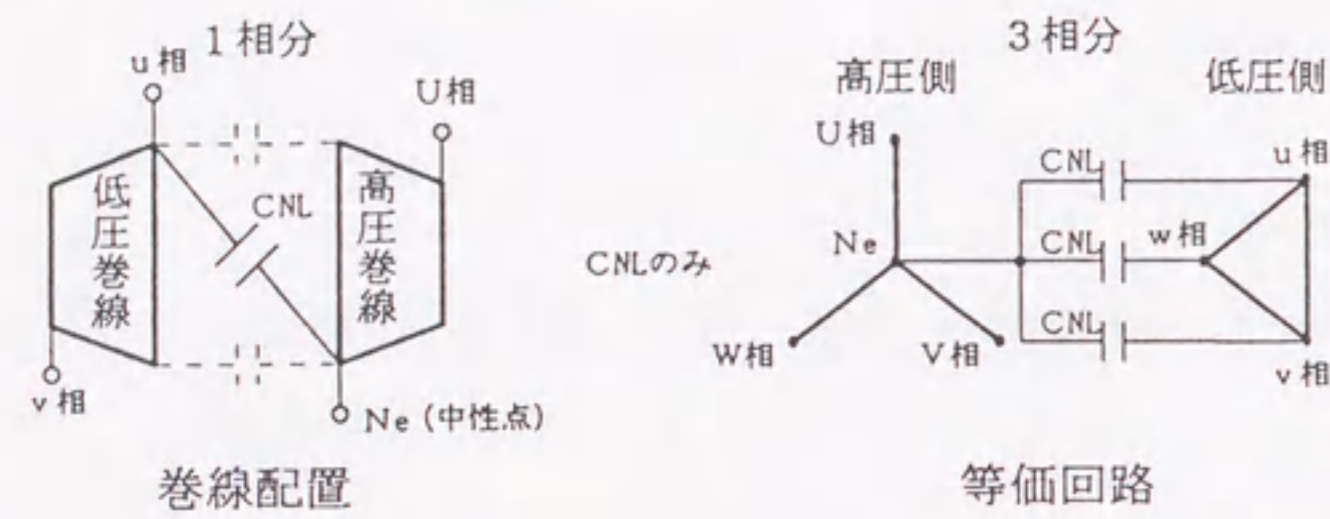


(c)巻線配置③：円板(ディスク)巻線
(高圧端からの移行が大きい巻線配置)

図6.10 変圧器（Y Δ 結線）の各種巻線配置および等価回路



(d)巻線配置④：多重円筒(レヤ-)巻線または短形平形巻線(外鉄形)(高压端からの移行が大きい巻線配置)



(e)巻線配置⑤：多重円筒(レヤ-)巻線または短形平形巻線(外鉄形)(中性点からある程度の移行がある巻線配置)

図6.10 変圧器(Y△結線)の各種巻線配置および等価回路

表6.4 各巻線配置変圧器のキャパシタンス

巻線配置	C_{HL}	C_{NL}
①	1000pF	1000pF
②, ⑤	0pF	1000pF
③, ④	1000pF	0pF

表6.5 各種巻線配置変圧器の移行率

ケース	巻線配置	低圧側移行率(%)
Tr単体 (1相印加)	実測	14.6 :U, V, W相平均
	①	24.6 :U, V, W相平均
	②, ⑤	14.1 :U, V, W相平均
	③, ④	26.9 :U, V, W相平均
Tr+ケーブル (1相印加)	実測	7.6 :U, V相平均, 3.2: W相
	①	8.3 :U, V相平均, 5.0: W相
	②, ⑤	7.6 :U, V相平均, 2.2: W相
	③, ④	7.6 :U, V相平均, 4.0: W相
Tr+ケーブル+C (1相印加)	実測	7.2 :U, V相平均, 0.5: W相
	①	6.8 :U, V相平均, 0.5: W相
	②, ⑤	6.8 :U, V相平均, 0.2: W相
	③, ④	6.8 :U, V相平均, 0.5: W相

6.4 まとめ

実フィールドにて種々の条件における変圧器移行電圧を測定し、その結果に基づいて各種の変圧器移行電圧解析モデルを検討した。本章の成果を要約すると下記のとおりである。

- (1) 各試験条件（印加波形，印加相数，回路条件，中性点条件）における変圧器移行電圧を測定し，移行率や移行電圧の極性などを静電移行分と電磁移行分に関連づけて考察した。
- (2) 実測結果をもとに移行電圧を模擬するための変圧器移行電圧解析モデルを作成した。変圧器移行電圧解析モデルは，静電移行，電磁移行を考慮したCIGREモデルを3相2巻線変圧器（Y△結線）のモデルに展開し，特に中性点からの静電移行を考慮して，キャパシタンスを配置した。
- (3) 変圧器移行電圧解析モデルを作成するために必要な試験ケースは以下の3ケースのみで良い。
 - (a) Tr単体, 1相印加
 - (b) Tr単体, 3相印加
 - (c) Tr+ケーブ+L+C, 1相印加

最近の変圧器は納入時に移行電圧試験を行っている場合があり，一部代用できるので，モデル定数を求めるための試験ケース数をさらに減らすことが可能である。

- (4) モデル作成手順としては実測結果の振動周期および波高値に基づいて想定できる定数を決定し，その後，実測結果およびその計算結果から微調整し，それらの定数を求めるものである。基本的に解析モデルを作成するためには，数回のシミュレーションを行う必要がある。しかしながら，測定結果から定数の決定は比較的容易であると考えられる。
- (5) 変圧器移行電圧の実測結果と各種解析モデルによる解析結果を比較することにより，提案モデルの定数導出法の妥当性が確認できた。また低圧側にサージアブソーバなど大きなキャパシタンスが接続されたケースであれば静電移行分が無視できるので，Lモデル(EMTP TRANSFORMER モデル)でも十

分な精度を有することが明らかとなった。

- (6) 変圧器（Y△結線）の各種巻線配置による相違を検討した結果，Tr単体では結果に大きな差が出るが，低圧側にサージアブソーバなど大きなキャパシタンスが接続されたケースではほぼ同一の結果となった。このことは水力発電所の主変圧器のように低圧側にサージアブソーバなどが接続されている状態であれば，変圧器の巻線配置にかかわらずLモデルを使用することにより概略的な移行電圧解析が行えることを示している。

第6章の文献

- (1) H.W.Dommel : "EMTP THEORY BOOK", Bonneville Power Administration, 1987
- (2) W.Scott-Meyer : "ATP Rule Book", Bonneville Power Administration, 1993
- (3) 例えば, S.Chimklai, J.R.Marti : "Simplified Three Phase Transformer Model for Electro Magnetic Transients Study", IEEE Trans.on Power Delivery, Vol.10, No.3, pp.1316-1325,1995
- (4) CIGRE W.G. 33.02 : "Guidelines for Representation of Network Elements when Calculating Transients", 1990
- (5) 植田, 根尾, 杉本, 舟橋, 竹内 : 「変圧器移行電圧の測定と解析モデルに関する検討」, 電気学会論文誌B, Vol.115, No.12, pp.1494-1500, 1995
- (6) 植田, 根尾, 杉本, 舟橋, 竹内 : 「変圧器移行電圧の解析モデルに関する検討」, 電気学会全国大会, No.1704,1995
- (7) 植田, 根尾, 杉本, 舟橋, 竹内 : 「変圧器移行電圧の測定と解析モデルに関する検討」, 電気学会電力・エネルギー部門大会, No.40, 1995
- (8) T.Ueda, S.Neo, T.Sugimoto, T.Funabashi, N.Takeuchi : "An Improved Transformer Model for Transfer Voltage Study", International Conference on Power System Transients, pp.107-112,1995
- (9) 植田, 杉本, 舟橋, 竹内, 萩原, 金 : 「変圧器移行電圧の解析モデルに対する印加波形および中性点条件の影響」, 電気学会全国大会, No.1629, 1996
- (10) E.L.White : "Surge-transference Characteristics of Generator-transformer Installations," Proc. IEE, Vol.116, No.4, pp.575-587,1969
- (11) 大石 : 「内鉄形二巻線変圧器の移行電圧の解析」, 電気学会雑誌, Vol.91, No.7, pp.1339-1348, 1971
- (12) 森 : 「高圧変圧器とその適用」, 電気計算, Vol.44, No.4, 1976

第7章 周波数特性を考慮した変圧器移行電圧モデル

7.1 まえがき

第6章で提案した3相2巻線変圧器(Y△結線)の解析モデル⁽¹⁾は, 電磁移行分を模擬する商用周波数領域(EMTP TRANSFORMER モデル⁽²⁾⁽³⁾)の変圧器モデルに静電移行分を模擬する巻線間および巻線対地間のキャパシタンスを付加したモデルであり, CIGREモデル⁽⁴⁾を基本としている。このモデルは比較的簡易で, 静電移行, 電磁移行など定数の物理的意味もはっきりしている点が利点であるが, 各定数を決定する際に, 実器による試験データが必要であることが難点であった。そこで本章では, この原因を周波数特性にあると考え, 前章提案モデルでは考慮されていない漏れインダクタンスと鉄損抵抗の周波数特性を各種変圧器に対して実測し, それらの近似曲線をMODELSを用いて組み込んだ汎用性のある移行電圧解析モデルを提案する^{(5)~(9)}。

7.2 CIGREモデルを基本とした変圧器移行電圧モデル

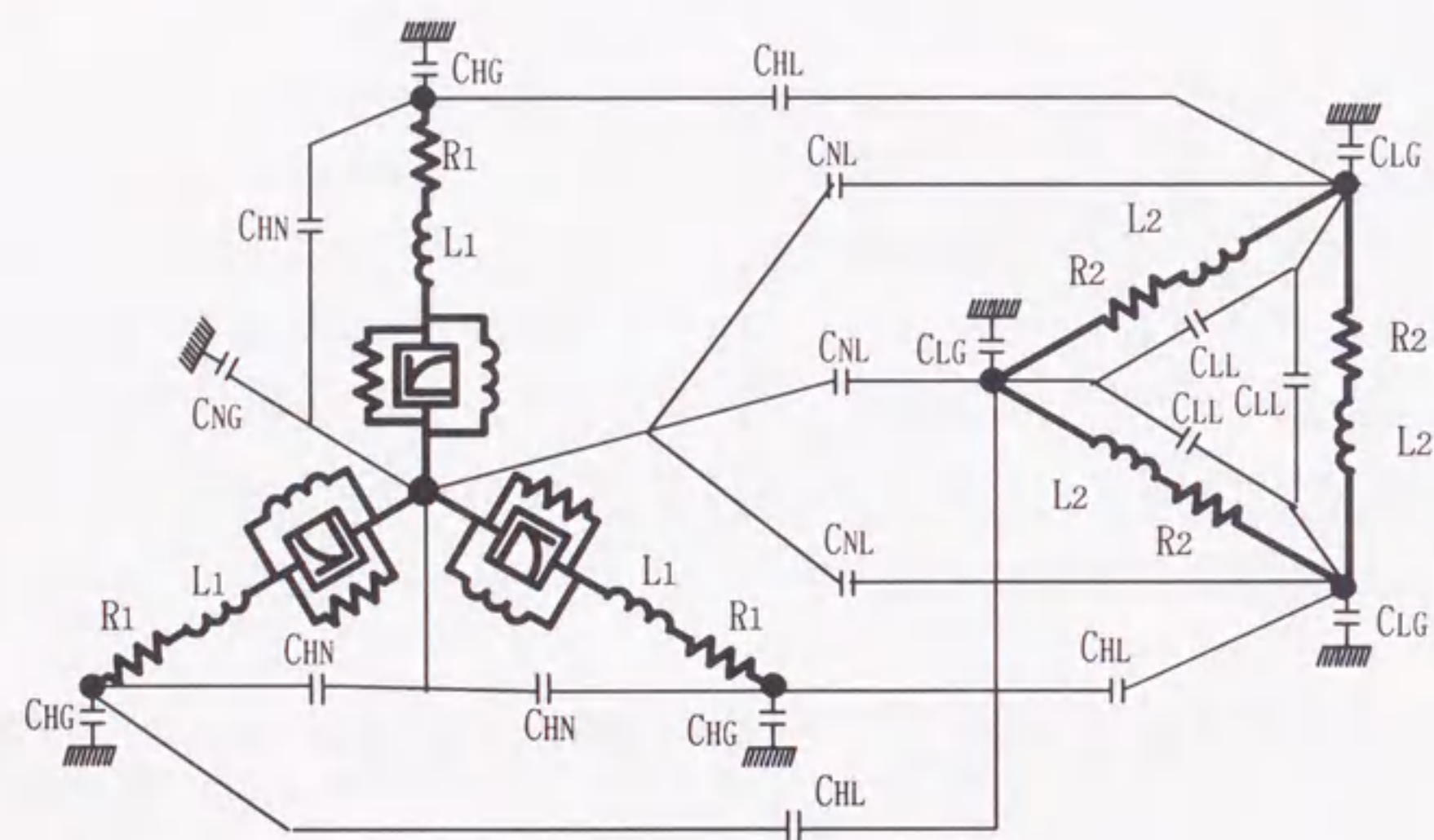
前章にて提案したCIGREモデルを基本とした移行電圧モデルを図7.1に示す。 L_1, L_2 は(7.1)式に示すように, 変圧器の%インピーダンス(%Z)を折半することで得られる。

$$\begin{cases} L_1 = \frac{V_H^2}{P} \cdot \frac{\%Z}{100} \cdot \frac{1}{2\pi f} \cdot 0.5 \\ L_2 = L_1 \cdot (N_2 / N_1)^2 \end{cases} \quad (7.1)$$

ただし V_H : 高圧側定格電圧, P : 定格容量

f : 商用周波数

この場合 L_2 は低圧側に大きな静電容量が接続した状態で実測した移行電圧の振動周期から補正する必要がある。Cの決定法であるが, C_{HG}' , C_{HL}' , C_{LG}' を1相当たりの測定値とすると, 高圧端と中性点からの移行が巻線配置上ほぼ等しい場合は, $C_{HL} = C_{NL} = C_{HL}'/2$ である。また C_{HG} と C_{NG} も同様に高圧端と中性点に折



L1: 高圧側漏れインダクタンス、L2: 低圧側漏れインダクタンス
 R1: 高圧巻線抵抗、R2: 低圧巻線抵抗
 CHG: 高圧巻線対地間キャパシタンス、CNG: 中性点对地間キャパシタンス
 CLG: 低圧巻線対地間キャパシタンス、CNL: 中性点低圧巻線間キャパシタンス
 CHN: 高圧巻線中性点間キャパシタンス、CLL: 低圧巻線間キャパシタンス
 CHL: 高低圧巻線間キャパシタンス

図7.1 CIGREモデルを基本とした変圧器移行電圧モデル

半することにより $C_{HG}=C_{HG}'/2$, $C_{NG}=3C_{HG}'/2$ となる。 C_{LG} は C_{LG}' と等しい値とする。 C_{HN} , C_{LL} は微小値であるため無視してよい。 R_1 , R_2 は測定結果から得られるが、微小値であるため、解析結果にはあまり影響しない。

7.3 移行電圧の周波数特性

<7.3.1> 周波数特性の測定

まず移行電圧の周波数特性の特徴を把握するため表7.1の変圧器の移行電圧測定を行った。図7.2に試験回路を示す。試験は低圧側に数種の付加キャパシタンス C_a を接続し高圧側に100Vの交流あるいはインパルス印加し低圧側対地または相間への移行電圧を測定した。

変圧器高圧側U相に1~450kHzの交流電圧(波高値100V)を印加し、低圧側u相の移行電圧周波数特性を測定した結果を図7.3に示す。図7.3(a)で $C_a=3nF$ と小さい場合は共振によるピークがいくつか存在していることがわかる。 C_a をある程度大きくすると主な共振点は1つとなり、 C_a を大きくすればするほど共振周波数が低くなっている。 C_a がある程度大きい場合の共振現象は基本的に高圧側からみた低圧側漏れインダクタンス L_2' と付加キャパシタンス C_a の直列共振現象であり、共振周波数 f_0 は次式で表される。

$$f_0 = \frac{1}{2\pi\sqrt{L_2' C_a}} \quad (7.2)$$

これより C_a が大きくなるほど f_0 は低くなることがわかる。また図7.4に示すように L_2' は低圧側インダクタンス L_2 の2/3となるので、この場合の L_2' は次式のように計算される。

$$L_2' = \frac{2}{3} L_2 = 0.863mH \quad (7.3)$$

したがって $C_a=100nF$ の場合の共振周波数は次式のように計算される。

表7.1 測定した変圧器の仕様

定格容量:P	45MVA
定格電圧: V_H/V_L	154/10.5kV
(高圧側最低タップ°)	(150.5kV)
周波数:f	50Hz
%インピーダンス:%Z	11.07%(150.5kV)
C_{HG}' (測定値)	2080pF/相
C_{LG}' (測定値)	4250pF/相
C_{HL}' (測定値)	2250pF/相

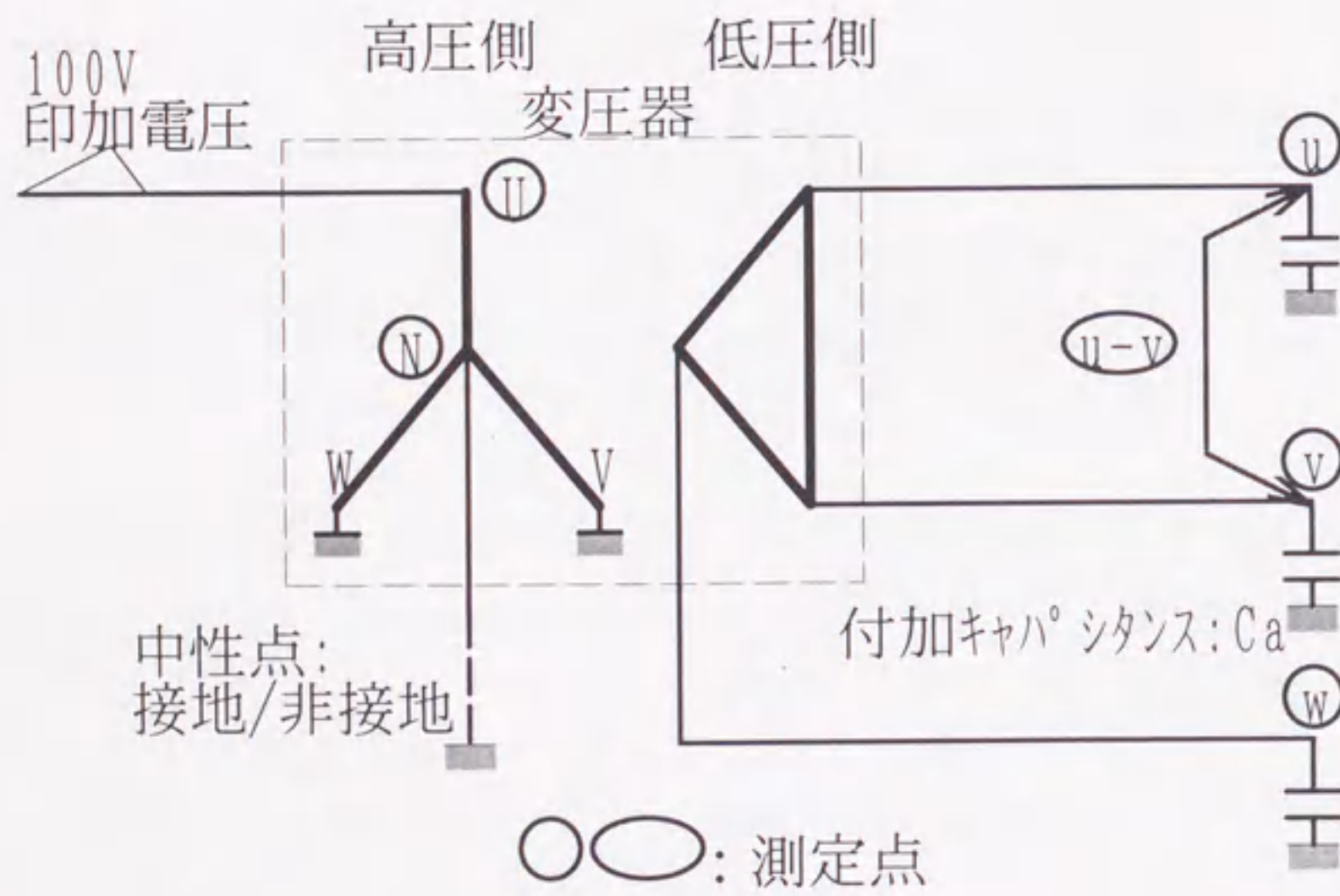


図7.2 変圧器移行電圧測定の実験回路例

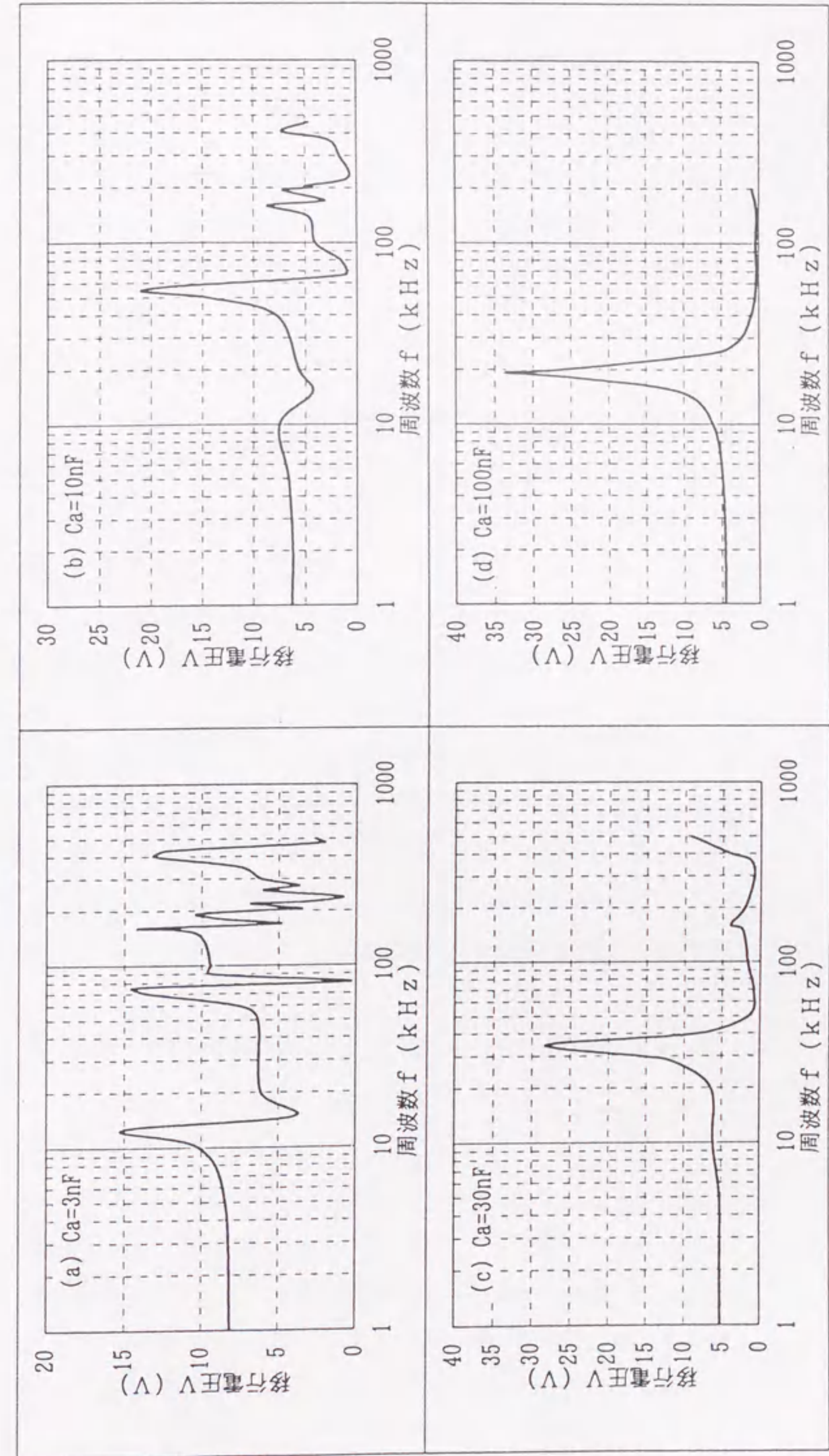


図7.3 移行電圧の周波数特性 (45MVA変圧器, u相)

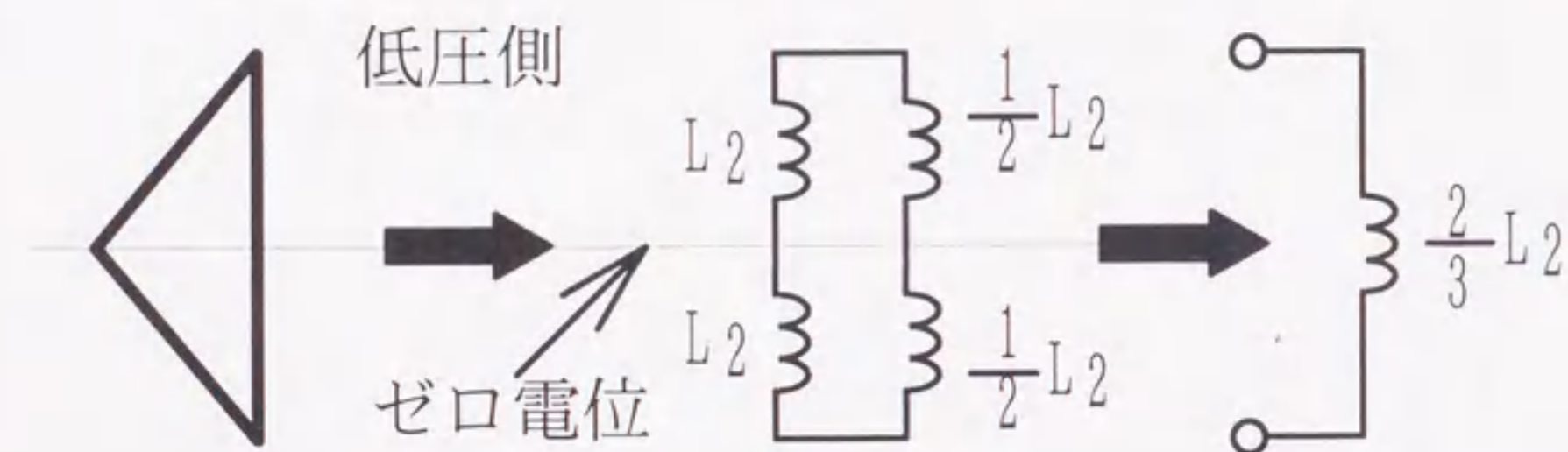


図7.4 高圧側からみた低圧側漏れインダクタンス

$$f_0 = \frac{1}{2\pi\sqrt{0.863\text{mH} \cdot 100\text{nF}}} = 17.1\text{kHz} \quad (7.4)$$

この値は図7.3(d)の実測結果 $f_0=19.2\text{kHz}$ に比べ若干低いですが、これは低圧側インダクタンス L_2 が周波数特性を有するため、実際の L_2 はもう少し小さいことが考えられる。

<7.3.2> インパルスによる移行電圧

次に $1.2/50\mu\text{s}$ のインパルス電圧を高圧側U相に印加した場合に低圧側u-v相間で測定された電圧波形を図7.5に示す。この場合も数種の付加キャパシタンス C_a に対して測定を行った。また図7.5には L_1, L_2 を補正せず、鉄損抵抗 R_{mag} を $12\text{k}\Omega$ として既提案モデルで解析した波形（解析波形1）と、測定波形に一致するように L_1, L_2 をそれぞれK倍に補正し、 R_{mag} も補正して解析した波形（解析波形2）を合わせて表示した。測定波形と解析波形1との比較結果より明らかのように、図7.5(d)の $C_a=286\text{nF}$ と大きい場合すなわち移行電圧の共振周波数が低い場合は測定波形と解析波形1は比較的良く一致しているが、図7.5(a)(b)(c)のように C_a が小さくなると解析波形1は測定波形に比べ、周期が長くなり減衰も大きくなる。一方定数を補正した解析波形2は全てのケースで良く一致している。このことから解析精度を向上させるためには解析波形2のように L_1, L_2, R_{mag} を周波数特性に応じて補正する必要があることがわかった。

7.4 周波数特性を考慮した解析モデルの検討

<7.4.1> 漏れインダクタンスの周波数特性

漏れインダクタンス L_1, L_2 の周波数特性を知るために表7.2に示す定格容量10~120MVAの計8台の変圧器に対して移行電圧測定を行い補正係数Kを求めた。これらの変圧器のうち50MVA変圧器は運転後35年程度経過したものであり、それ以外は工場出荷前の変圧器である。変圧器の周波数特性を考慮しない既提案モデルの低圧側移行電圧の周期（補正前周期） T_t は高圧側から見た低圧側漏れ

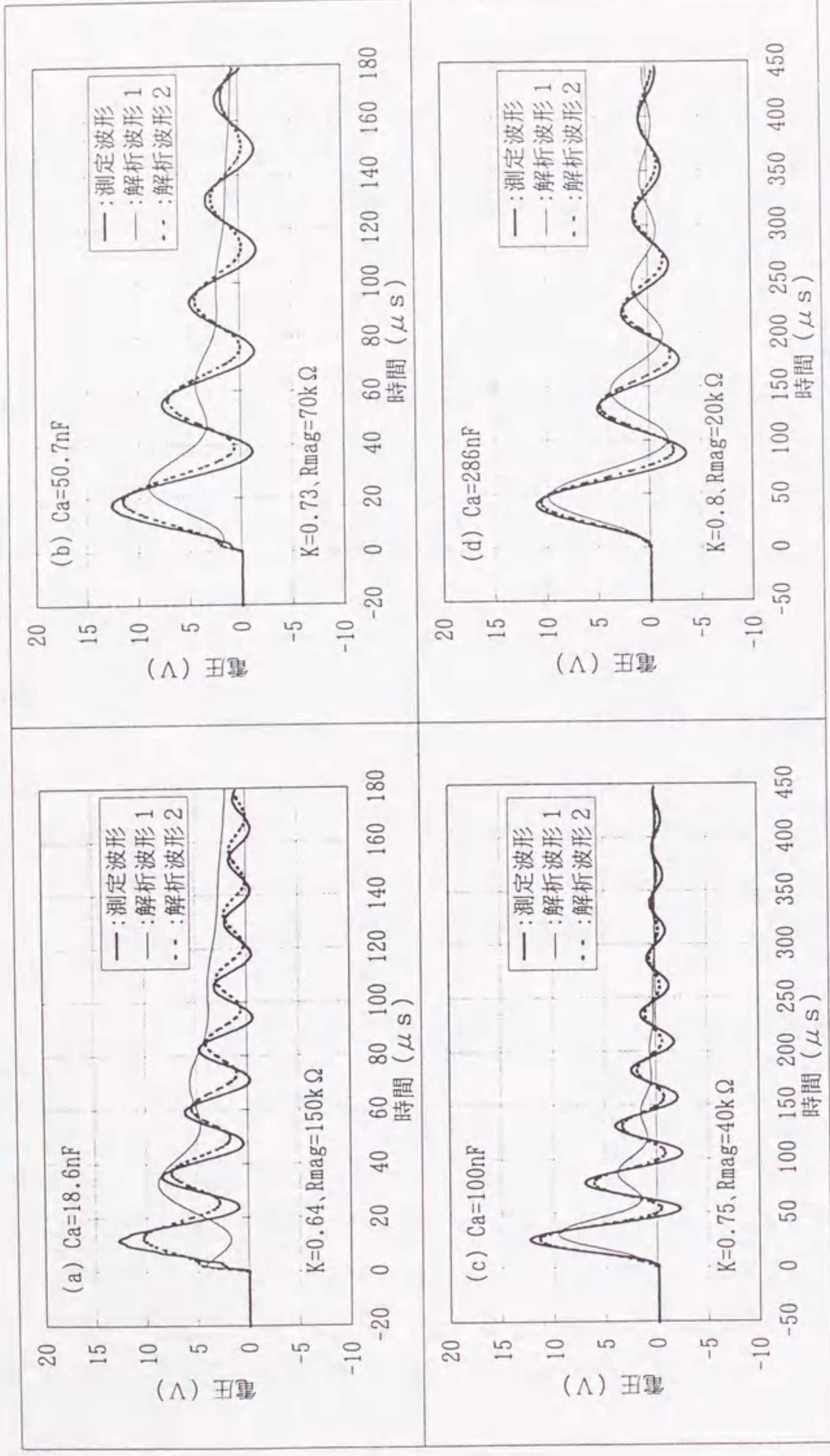


図7.5 測定結果と解析結果の比較 (45MVA変圧器, u-v相間)

表7.2 変圧器の仕様

定格容量:P	120MVA	50MVA	45MVA	25MVA
定格電圧: V_H/V_L (高圧側最低タツ7°)	275/34.9kV (247.5kV)	161/12.6kV (154.0kV)	154/10.5kV (150.5kV)	64.5/6.9kV (57.0kV)
周波数:f	50Hz	60Hz	50Hz	60Hz
%インダクタンス:%Z	15.56%	11.82%(161kV)	11.07%	17.36%
C_{HG} ' (測定値)	1720pF/相	2083pF/相	2080pF/相	1300pF/相
C_{LG} ' (測定値)	2320pF/相	7750pF/相	4250pF/相	2700pF/相
C_{HL} ' (測定値)	4020pF/相	4083pF/相	2250pF/相	2300pF/相
鉄心構造	内鉄形	外鉄形	内鉄形	内鉄形
定格容量:P	20MVA	18.5MVA	15MVA	10MVA
定格電圧: V_H/V_L (高圧側最低タツ7°)	77/10.5kV (73.5kV)	154/10.7kV (150.5kV)	115/6.6kV (103.5kV)	154/3.3kV (140kV)
周波数:f	60Hz	50Hz	50Hz	50Hz
%インダクタンス:%Z	7.47%	10.9%	11.44%	10.96%
C_{HG} ' (測定値)	1270pF/相	1600pF/相	1050pF/相	1200pF/相
C_{LG} ' (測定値)	2270pF/相	2970pF/相	2150pF/相	2430pF/相
C_{HL} ' (測定値)	1870pF/相	1300pF/相	1220pF/相	1070pF/相
鉄心構造	内鉄形	内鉄形	内鉄形	内鉄形

※%Zは高圧側最低タツ7°使用時の測定値を示す。

インダクタンス L_2' と各キャパシタンスから、次式のように得られる。

$$T_1 = 2\pi\sqrt{L_2'(C_{HL} + C_{NL} + C_{LG} + C_a)} \quad (7.5)$$

よって漏れインダクタンス補正係数 K は(7.5)式から得られる補正前周期 T_1 と各変圧器の移行電圧測定結果から得られる周期 T_m の比を2乗することにより得られる。

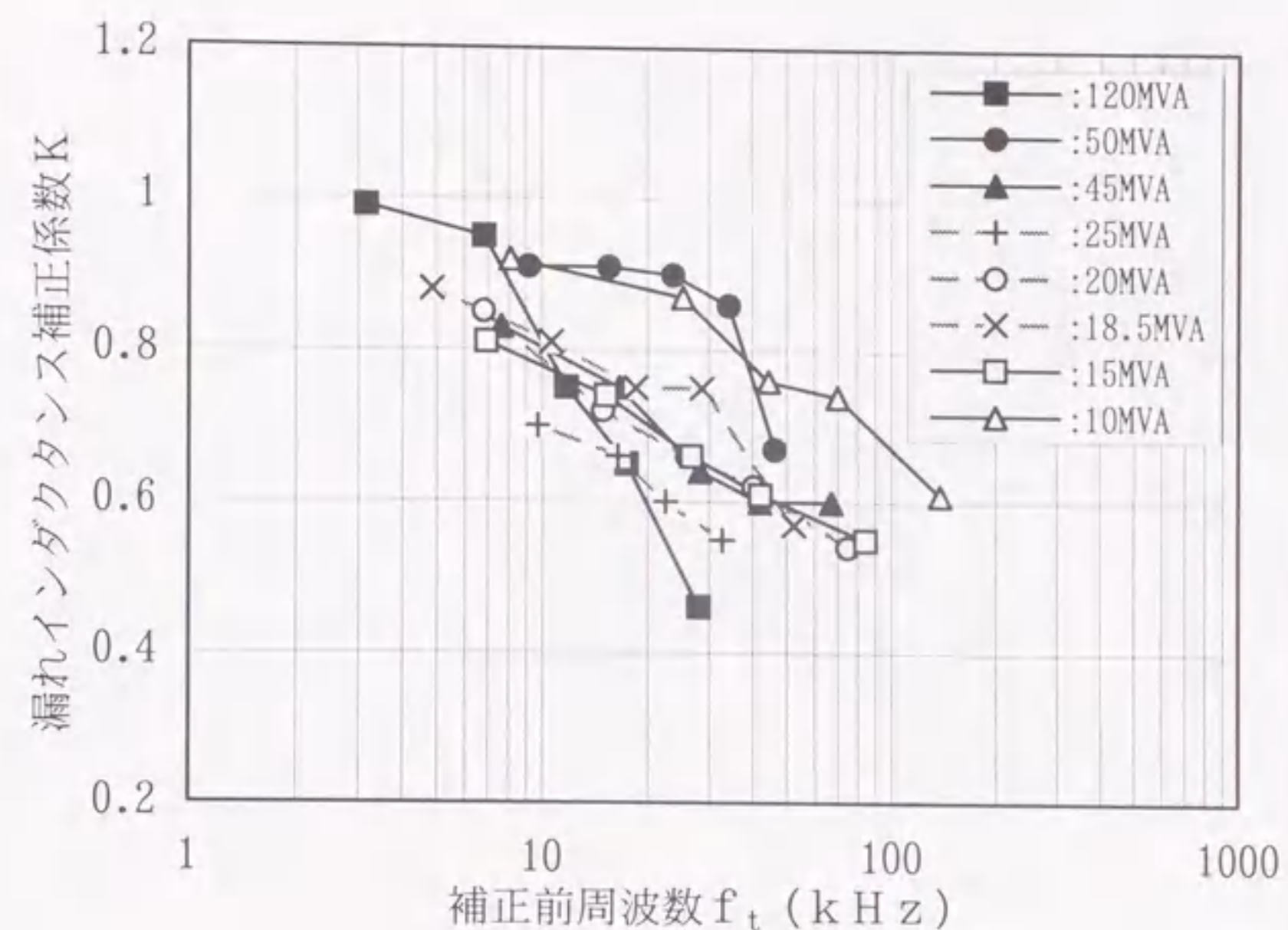
$$K = \left(\frac{T_m}{T_1}\right)^2 \quad (7.6)$$

各変圧器で数種の C_a 値に対して測定した結果から得られた各補正前周波数 $f_t = 1/T_1$ に対する K の値を図7.6(a)に示す。周波数が低いと K はほぼ1に近づくが、周波数が高くなると K の値が低下する特性となっている。これは物理的には、周波数が低く商用周波数に近いと鉄心の影響が大きくなるのに対して、周波数が高くなると徐々に鉄心の影響が小さくなり、空心の特性に近づきインダクタンスが低下するためである。外鉄形の50MVA変圧器がやや高い値であるが、古い変圧器であり鉄心の材質が異なることなどが一因と考えられる。これらのデータを最小二乗法により対数近似すると以下の近似式が得られ、図7.6(b)に示す。

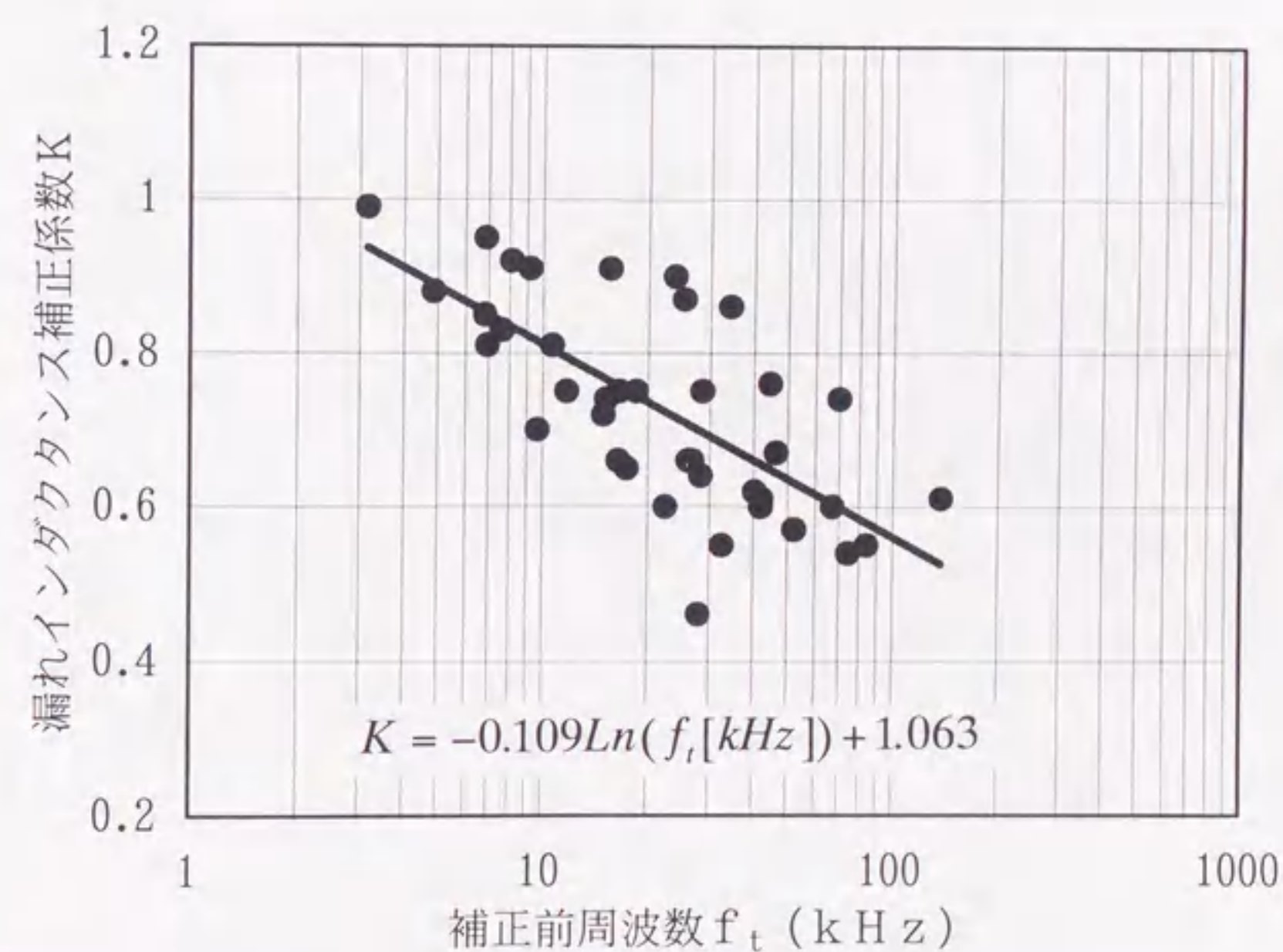
$$K = -0.109\ln(f_t[\text{kHz}]) + 1.063 \quad (7.7)$$

<7.4.2> 鉄損抵抗の周波数特性

漏れインダクタンスの場合と同様に各変圧器の測定結果と一致するように鉄損抵抗 R_{mag} の最適値を求めた結果を図7.7(a)に示す。周波数が高くなると R_{mag} は指数関数的に増加する。これはEMTPでは鉄損を励磁巻線端子間に等価的な抵抗を置いて表しており、周波数が高くなると鉄心内の磁束密度が下がり、損失が減少するため R_{mag} の値が大きくなるためと考えられる。また各変圧器によるデータのばらつきが大きいのが、これは鉄心体格によるものと考えられるので、基準電圧と基準容量で換算を行った。換算係数 S および換算式は次式で表される。

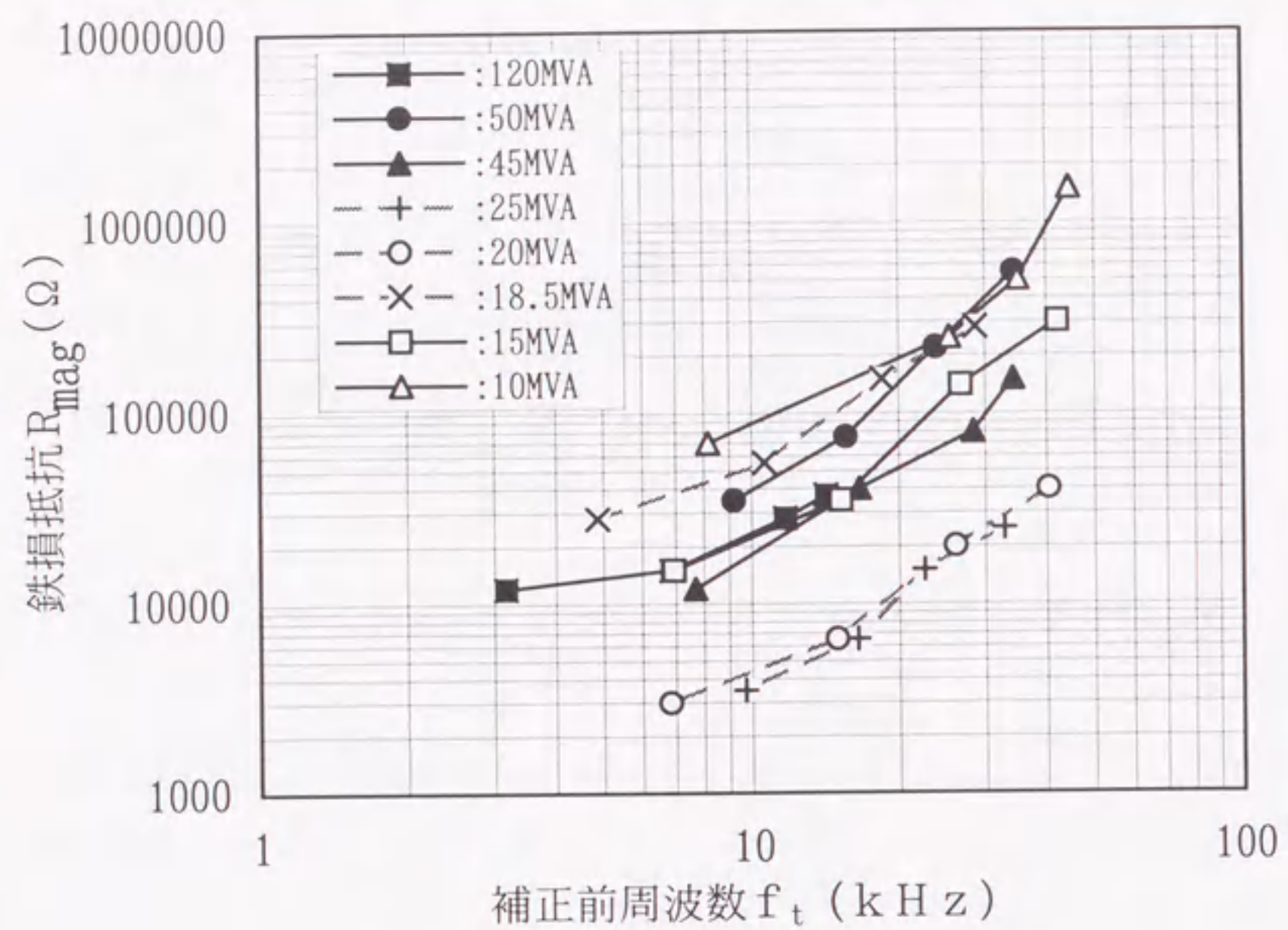


(a)各変圧器の補正係数

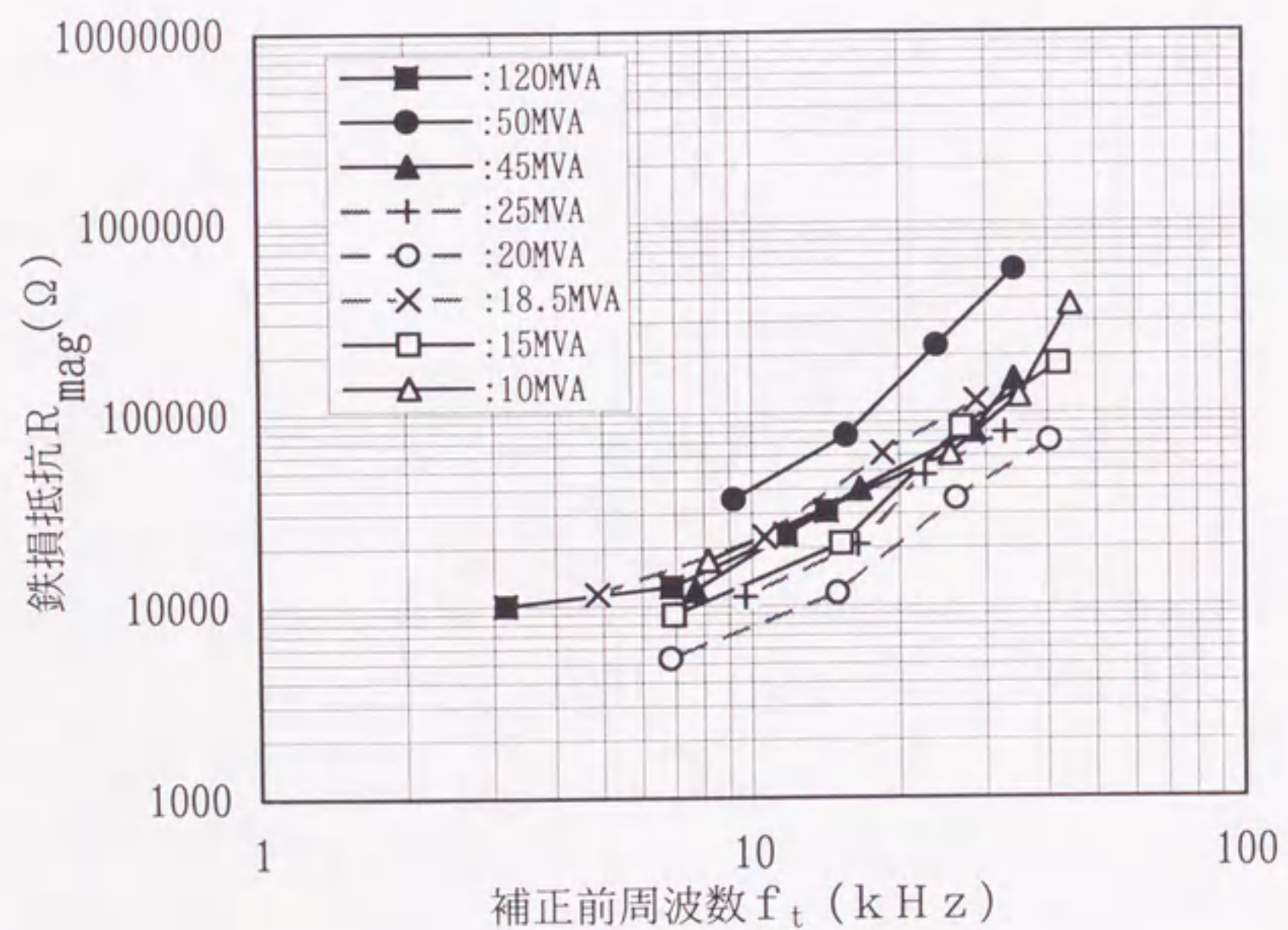


(b)近似曲線

図7.6 漏れインダクタンス補正係数の周波数特性

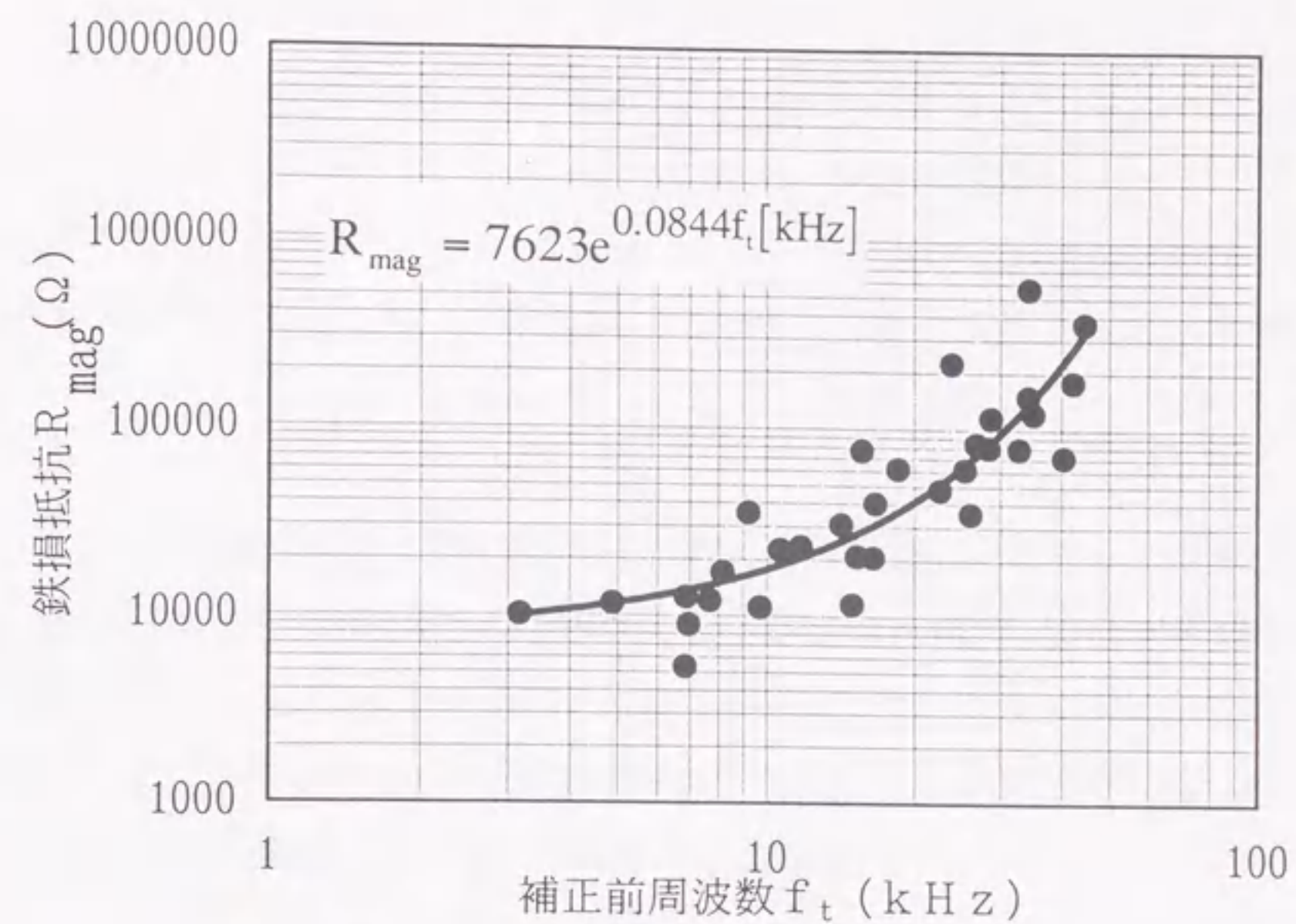


(a) 鉄心体格の補正前



(b) 鉄心体格の補正後

図7.7 鉄損抵抗の周波数特性



(c) 近似曲線

図7.7 鉄損抵抗の周波数特性

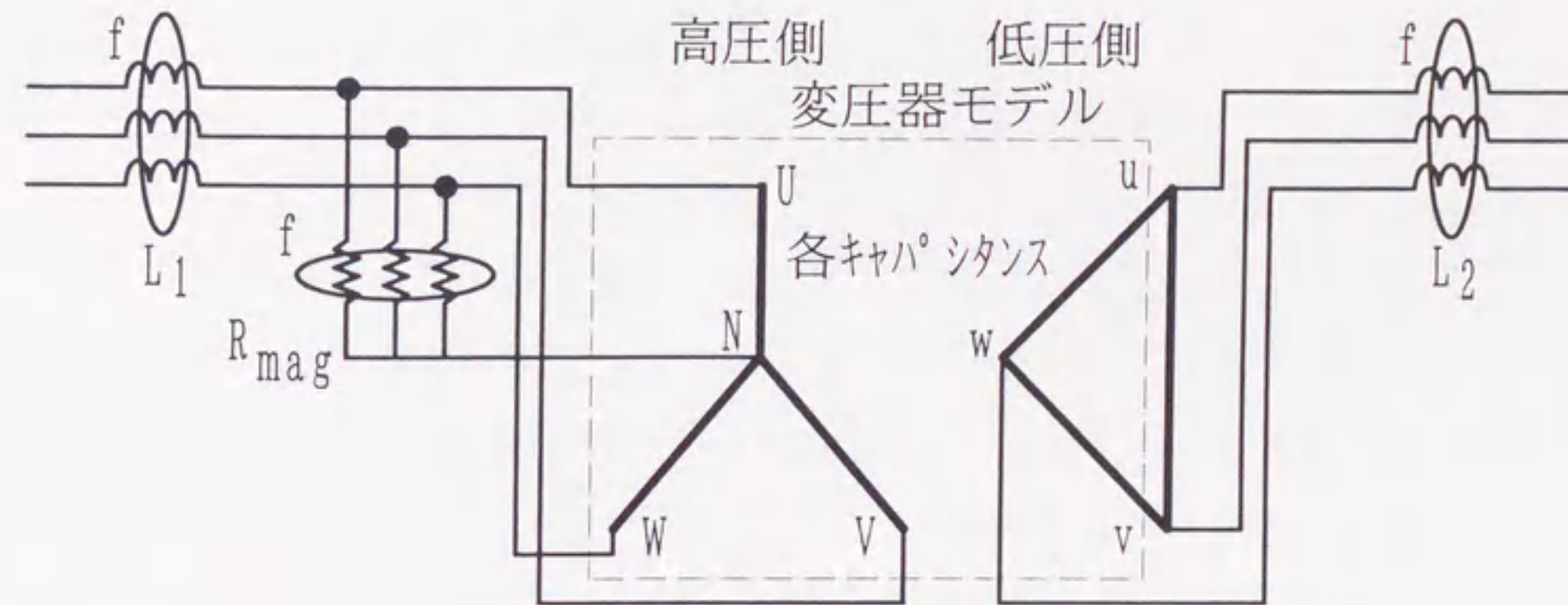


図7.8 周波数特性を考慮した変圧器移行電圧の解析モデル

$$S = \left(\frac{V_{BASE}}{V_H} \right)^2 \times \frac{P}{P_{BASE}} \quad (7.8)$$

$$R_{mag} = R'_{mag} \times S \quad (7.9)$$

ここで V_H : 高圧側定格電圧, P : 定格容量, V_{BASE} : 基準電圧(154kV)

P_{BASE} : 基準容量(50MVA), R'_{mag} : 補正前鉄損抵抗

(7.8)(7.9)式により鉄心の体格を補正した場合の周波数特性を図7.7(b)に示す。この補正により各変圧器の特性がほぼ一致するようになり、近似関数を得ることが可能となった。Kの場合と同様に外鉄形の50MVA変圧器の値がやや高い値となるが、これも変圧器の経過年数や鉄心構造、鉄心材料の違いなどが影響していると思われる。最小二乗法によりこれらのデータを指数近似すると以下の近似式が得られる。

$$R_{mag} = 7623e^{0.0844f_i[\text{kHz}]} \quad (7.10)$$

(7.10)式の近似曲線を図7.7(c)に示す。

<7.4.3> 周波数特性を考慮した解析モデル

以上検討した漏れインダクタンス L_1, L_2 と鉄損抵抗 R_{mag} の周波数特性を考慮することにより、実測結果に良く一致する高精度な解析モデルを実現できる。周波数特性の考慮の仕方であるが、文献(3)のTRANSFORMERモデルでは L_1, L_2 および R_{mag} がモデル内に組み込まれているため、周波数特性を直接考慮できない。そこでTRANSFORMERモデル内で L_1, L_2 を微小値、 R_{mag} をブランク($R_{mag}=\infty$ の意味)と入力して、図7.8に示すように、各定数を外部回路で表すことにより周波数特性を考慮した解析モデルを実現した。

周波数特性を表す(7.7)(7.10)式のような関数はMODELS⁽¹⁰⁾により容易に記述することができる。MODELSはFORTRANやPascalなどのプログラミング言語と類似の実行制御構造を有しており、従来制御系シミュレーションなどに用いられていたTACSよりも自由度が大きく、より一般的なモデルの記述が可能である。

大まかな計算実行手順としては、MODELS内で各定数から補正前周波数 f_i を計算し、(7.7)(7.10)式を用いて K, R_{mag} を求める。ただし R_{mag} については基準電圧、基準容量での値であるため、換算係数 S の逆数を掛けて、当該変圧器の電圧、容量での R_{mag} に変換する。その後、 K により補正した L_1, L_2 および R_{mag} を用いてEMTP上でTRANSFORMERモデルを実行する。

<7.4.4> 提案モデルの誤差について

図7.8に示した提案モデルの妥当性を検証するため、120MVAの変圧器での数種の C_a 値に対する測定結果と提案モデルによる解析結果を図7.9に示す。両者は比較的良く一致しており、特に C_a が大きくなると解析精度はかなり向上している。提案モデルによる各変圧器の解析結果の誤差 $|\Delta V/V|$ を図7.10に示す。 V は測定波形の波高値、 ΔV は V と解析波形波高値の差を示す(図7.9(a)参照)。やはり、 C_a が大きくなるほど誤差が少なくなっている。通常、移行電圧が問題となる発電所の変圧器については低圧側回路に避雷器とコンデンサを並列に接続したサージアブソーバを付けるが、この場合のコンデンサ容量の推奨値が文献(11)に示されており、低圧側回路電圧が3.3~22.0kVの場合の推奨値は0.05~0.5 μF (50nF~500nF)とされており、特別の事情がない限り、発電所のサージアブソーバのコンデンサ値はこの範囲内にある。図7.10からわかるようにこの範囲のコンデンサ値であれば提案モデルによる波高値の誤差はほぼ10%以下である。また(7.7)式の近似式により得られる K は真値の約75~140%の値であるが、(7.5)式の関係から K のルート値が周期と比例するので、解析波形の周期 T は実測値 T_m の約86~118%の値となり、解析周期 T の誤差は約-14~18%程度で済む。また(7.10)式の近似式の R_{mag} もある程度誤差を有するが、 R_{mag} は減衰の大きさに影響し、絶縁特性上重要な波高値や周期にはそれほど影響しないのでこの程度の誤差は実用上問題ないと考えられる。

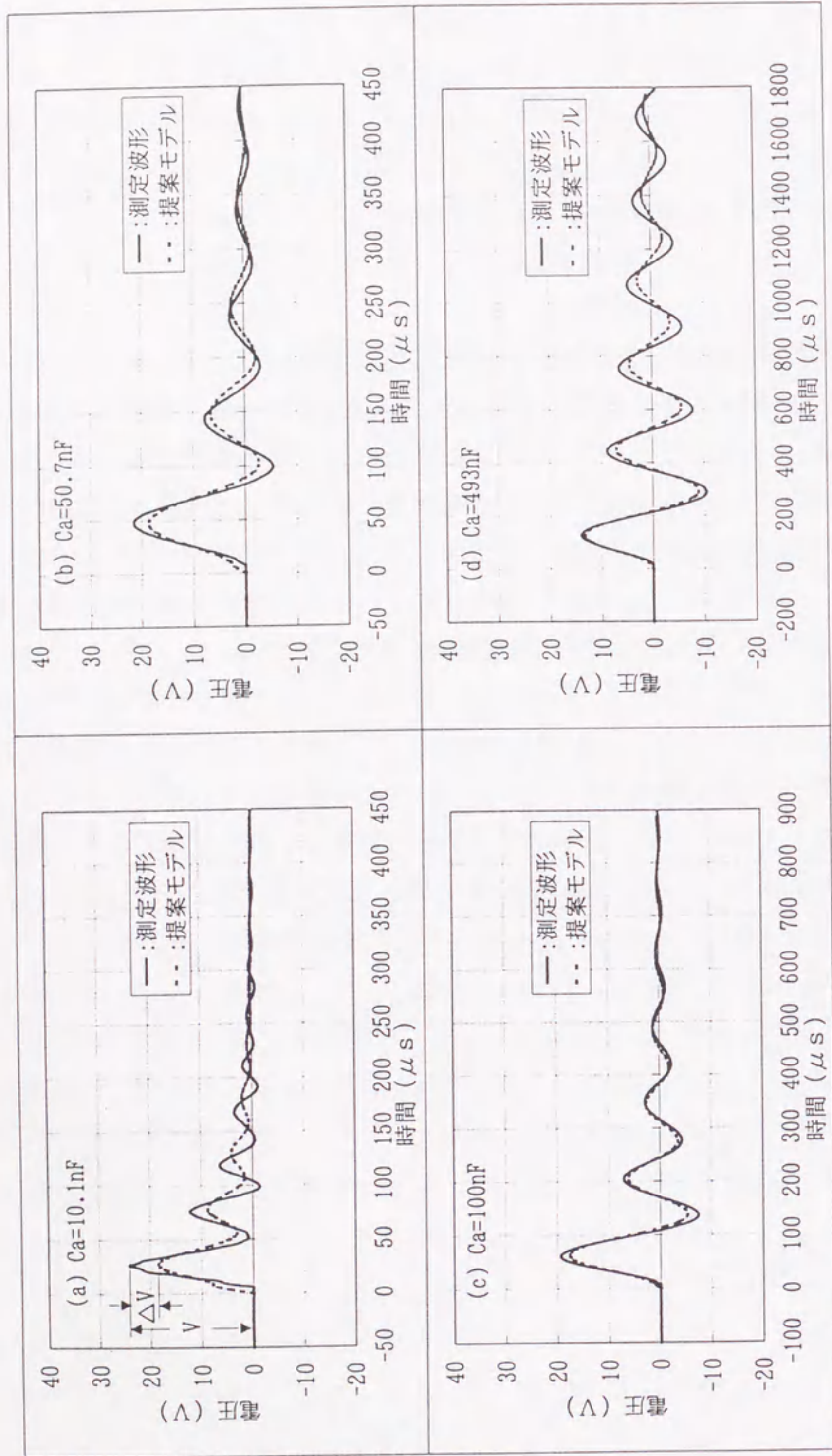


図7.9 測定結果と提案モデルによる解析結果の比較 (120MVA変圧器, u-v相間)

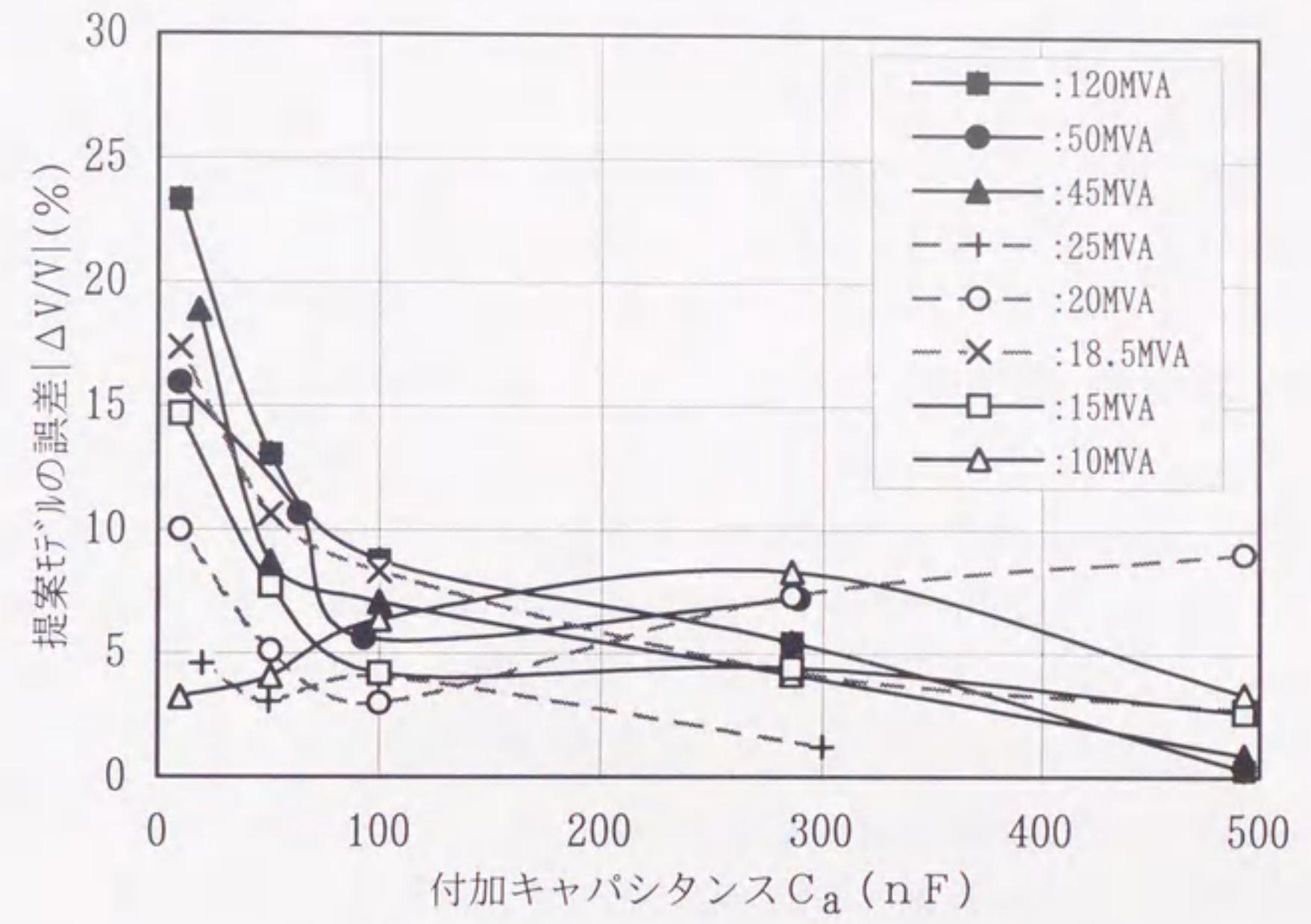


図7.10 提案モデルの誤差

7.5 まとめ

変圧器移行電圧の測定結果を基に、周波数特性を考慮した変圧器移行電圧の解析モデルを提案した。本章の成果を要約すると以下のとおりである。

- (1) 154/10.5kV 45MVA変圧器で交流波形による移行電圧の周波数特性を測定した結果、付加キャパシタンス C_a が大きい場合は高圧側からみた低圧側漏れインダクタンス L_2' と付加キャパシタンス C_a の直列共振現象とみなせることが明らかとなった。共振周波数ピークが計算結果と一致しないのは L_2' の周波数特性によるものと考えられる。またインパルスによる移行電圧波形と解析波形を比較すると、既提案のモデルでは測定波形より周期が長く、また減衰が大きくなり、周波数特性の補正が必要であることが示された。
- (2) 定格容量10~120MVAまでの計8台の変圧器を用いて漏れインダクタンス補正係数 K の周波数特性を測定した。その結果、周波数が高くなるほど K が小さくなる特性が得られた。また鉄損抵抗 R_{mag} は周波数が高くなると指数関数的に増加する特性が得られた。いずれも、外鉄形の50MVA変圧器の特性がやや高めの値となったが、これは変圧器の経過年数や鉄心構造の違いが影響していると考えられる。
- (3) 解析モデルに上記特性を反映する場合TRANSFORMERモデルでは L_1, L_2, R_{mag} の周波数特性を直接考慮できないので、それらをTRANSFORMERモデルの外部回路とし各近似曲線をMODELSにて組み込んだ解析モデルを提案した。今回提案したモデルは既提案モデルと比較すると、実測データから補正する必要がなく、また定数決定のための数回のシミュレーションが必要でなく、汎用性が高いといえる。
- (4) 提案モデルの誤差について検討した結果、付加キャパシタンスが通常のサージアブソーバのコンデンサ値である50~500nFであれば、波高値の誤差はほぼ10%以内であり、高精度な解析が可能である。また、周期の誤差も10数%以内であるので、近年問題となっている共振性過電圧の検討にも十分対応できると考える。

第7章の文献

- (1) 植田, 根尾, 杉本, 舟橋, 竹内: 「変圧器移行電圧の測定と解析モデルに関する検討」, 電気学会論文誌B, Vol.115, No.12, pp.1494-1500, 1995
- (2) H.W.Dommel: "EMTP THEORY BOOK", Bonneville Power Administration, 1987
- (3) W.Scott-Meyer: "ATP Rule Book", Bonneville Power Administration, 1993
- (4) CIGRE W.G. 33.02: "Guidelines for Representation of Network Elements when Calculating Transients", 1990
- (5) 植田, 杉本, 舟橋, 竹内, 佐藤: 「周波数特性を考慮した変圧器移行電圧の解析モデル」, 電気学会放電・高電圧合同研究会資料, ED-96-192, HV-96-92, 1996
- (6) 植田, 杉本, 舟橋, 竹内, 佐藤, 宮城: 「周波数特性を考慮した変圧器移行電圧の解析モデルに対する精度の検証」, 電気学会全国大会, No.1814, 1997
- (7) 植田, 杉本, 舟橋, 竹内, 佐藤, 宮城: 「周波数特性を考慮した変圧器移行電圧モデルの検討」, 電気学会電力・エネルギー部門大会, No.54, 1997
- (8) T.Ueda, T.Sugimoto, T.Funabashi, N.Takeuchi, T.Sato, W.Miura: "A Frequency Dependent Transformer Model with Surge Transfer Voltage Study", International Conference on Power System Transients, pp.105-110, 1997
- (9) 植田, 杉本, 舟橋, 竹内, 佐藤, 宮城: 「周波数特性を考慮した変圧器移行電圧モデルの検討」, 電気学会論文誌B, Vol.117, No.9, pp.1294-1300, 1997
- (10) L.Dube: "USERS GUIDE TO MODELS IN ATP", 1996.4
- (11) 耐雷設計委員会: 「発電所および地中送電線の耐雷設計ガイド」電力中央研究所, 総合報告:T40, 1995

第8章 総括

8.1 まえがき

近年，情報化社会の進展など，社会生活の電力への依存性はますます強まっております，その安定供給のための電力技術の重要性はますます重くなっている。さらに最近では総合経済性を考慮した，より効率的な供給信頼度向上策が必要となっている。

電力系統故障の主原因である雷による故障は年々低減されている。しかしながら，特に154kV以下の低位系の電圧階級において雷は依然として多く，その対策は重要である。一方，変圧器など発変電所機器の雷による障害は送電線故障に比べて格段に少ないが，ひとたび故障となると停電が長時間に及びその影響は大きい。よって変電所内で適正な耐雷対策，すなわち絶縁協調を合理化する必要がある。

本研究において発変電所の効果的な耐雷対策を実施するために，実際の変電所に侵入する雷サージの長期観測や，変圧器移行電圧試験などを通して，それらの特徴を明らかにするとともに，EMTPによる雷サージ解析のシミュレーション技術の高度化を行い，変電所絶縁設計に反映することを行った。

8.2 本研究で得られた知見

<8.2.1> 77kV変電所侵入雷サージの実測

第2章では77kV変電所侵入雷サージの実測について，観測装置仕様と観測結果について述べた。まず雷サージ観測装置の仕様と測定方法について，送電線，富之保変電所，福野変電所，変圧器の各所について述べた。本測定システムの特徴としては，送電線での雷測定を同時に行っているため，雷撃点，雷撃波形の推定が容易であり，EMTP解析との比較が容易である点や，構成の異なる2つの変電所で測定しているので，変電所構成が侵入雷サージ波形に与える影響が

考察できる点などがある。また、変圧器内部にも測定点を設け、内部巻線の電位振動を測定している点も特徴の一つである。本観測システムでは1990年～1993年までの4年間で164雷撃を観測し、約1700波もの貴重な雷サージ波形を取得することができた。これらは他の同様な観測システムに比べ、格段に多い波形数である。誘導雷については台形型、√型など各種の波形が得られた。極性は正極性がほとんどであるが、雷撃電流が正極性の場合には負極性となることが判明した。誘導雷の発生原因については不明な点が多いが、塔脚電流波形と相似している点などが手がかりとなると思われる。逆フラッシュオーバ雷については故障相や健全相の詳細を観測でき、誘導成分がフラッシュオーバに大きく影響することなどが判明した。また同一雷撃による2変電所12相の波形を比較することにより、雷撃距離、開放端と受電端の相違、送電系統による影響などが考察された。

<8.2.2> 変電所侵入雷サージの特徴

第3章では変電所侵入雷サージの特徴について述べた。まず測定した変電所侵入雷サージ波形の電圧波高値、波頭長、波尾長の分布を示し、変電所の避雷器などの機器配置に関連づけた考察を行った。また避雷器電圧と避雷器放電電流の相関図を求め、酸化亜鉛素子の電圧-電流特性との相違から避雷器接地線のインダクタンスの影響を考察した。次に、自然雷による変圧器内部巻線各部の電圧波形を分析し、共振による中性点電位上昇や中性点避雷器の過電圧抑制効果について検証した。夏季雷による地絡故障時の電力線位相を調査した結果、負極性雷撃によりホーン間電圧の大きくなる正極性位相時にフラッシュオーバするのがほとんどであり、雷サージ解析時に電力線位相を考慮することが重要であることを示した。変電所引込口の各相電圧の微分波形と変電所引込口電流波形とが対応することに着目し、変電所の等価キャパシタンスの値を検討した結果、3000～6000pFの値が得られた。この値は変電所を簡略化モデルとしたときのキャパシタンス値として使うことが可能である。

<8.2.3> フラッシュオーバモデルの検討

第4章ではフラッシュオーバモデルの検討として、短ギャップ長のアークホーンおよび直列ギャップを有する送電用避雷装置のフラッシュオーバモデルについて検討し、新しいフラッシュオーバモデルを提案した。

短ギャップ長のアークホーンモデルは、既に提案されている非線形インダクタンスモデルを改良し、非線形素子を組み合わせたもので、波尾放電まで含めた広範囲のV-t特性を精度良く模擬できるという特徴を有する。そのため、このモデルによれば、短ギャップ長のアークホーンを含む回路において、電圧波形や回路条件によらず多重フラッシュオーバ現象を精度良く解析できるものと考えられる。

送電用避雷装置のフラッシュオーバモデルは、避雷器を表現する非線形抵抗素子と上述のアークホーンモデルを組み合わせたもので、直列ギャップと避雷器の静電容量による電圧分担特性を考慮することなく、避雷装置のV-t特性を精度良く模擬できるという特徴を有する。このモデルにより、送電用避雷装置を含む回路の多重フラッシュオーバ現象や避雷装置の適用効果を精度良く解析できるものと期待される。

<8.2.4> 侵入雷サージからみた送電用避雷装置の効果

第5章では侵入雷サージからみた送電用避雷装置の効果について述べた。まず、送電用避雷装置設置時の変電所侵入雷サージを観測した。自然雷によるギャップ付送電用避雷装置の動作を検証する上での貴重なデータであり、送電用避雷装置の動作状況、変電所侵入雷サージの波高値、波尾長の低減効果が明らかとなった。従来EMTPによる雷サージ解析では直撃雷解析が主体で誘導雷解析については研究が進んでいないが、今回観測された雷撃電流波形と電力線誘導電圧波形の対応から、帰還電流による誘導を簡略的に考慮する方法を提案した。4章で述べたアークホーンと送電用避雷装置のギャップのV-t特性を考慮した非線形素子組合せモデルを用いて、送電用避雷装置動作時の波形を模擬した結果、実測波形と解析結果は良く一致し、解析手法の妥当性が示された。本解

析手法を用いて送電用避雷装置の各種設置方式による変電所過電圧の低減効果を比較した。その結果、雷撃鉄塔が比較的変電所から遠い場合（第3鉄塔雷撃）には、避雷装置の低減効果が現れるが、最も過酷な条件である第1鉄塔雷撃の場合には、アークホーンとその他の避雷装置の設置方式ではあまり差が出なかった。また変電所の過電圧抑制には変電所避雷器の台数や性能が最も重要な要素ではあるが、送電用避雷装置を設置することにより、さらに変電所過電圧を抑制する効果が期待でき、送電用避雷装置は変電所内機器の過電圧保護に有効であることが示された。

<8.2.5> 変圧器移行電圧の測定と解析モデル

第6章では実フィールドにて種々の条件における変圧器移行電圧を測定し、その結果に基づいて各種の変圧器移行電圧解析モデルを検討した。まず各試験条件（印加波形、印加相数、回路条件、中性点条件）における変圧器移行電圧を測定し、移行率や移行電圧の極性などを静電移行分と電磁移行分に関連づけて考察した。実測結果をもとに移行電圧を模擬するための変圧器移行電圧解析モデルを作成した。変圧器移行電圧解析モデルは、静電移行、電磁移行を考慮したCIGREモデルを3相2巻線変圧器（Y Δ 結線）のモデルに展開し、特に中性点からの静電移行を考慮して、キャパシタンスを配置した。変圧器移行電圧解析モデルを作成するために必要な試験ケースは以下の3ケースのみで良い。

(a)Tr単体,1相印加

(b)Tr単体,3相印加

(c)Tr+ケーブル+C,1相印加

最近の変圧器は納入時に移行電圧試験を行っている場合があり、一部代用できるので、モデル定数を求めるための試験ケース数をさらに減らすことが可能である。モデル作成手順としては実測結果の振動周期および波高値に基づいて想定できる定数を決定し、その後、実測結果およびその計算結果から微調整し、それらの定数を求めるものである。基本的に解析モデルを作成するためには、数回のシミュレーションを行う必要がある。しかしながら、測定結果から定数の決定は比較的容易であると考えられる。変圧器移行電圧の実測結果と各種解

析モデルによる解析結果を比較することにより、提案モデルの定数導出法の妥当性が確認できた。また低圧側にサージアブソーバなど大きなキャパシタンスが接続されたケースであれば静電移行分が無視できるので、Lモデル(EMTP TRANSFORMER モデル)でも十分な精度を有することが明らかとなった。変圧器（Y Δ 結線）の各種巻線配置による相違を検討した結果、Tr単体では結果に大きな差が出るが、低圧側にサージアブソーバなど大きなキャパシタンスが接続されたケースではほぼ同一の結果となった。このことは水力発電所の主変圧器のように低圧側にサージアブソーバなどが接続されている状態であれば、変圧器の巻線配置にかかわらずLモデルを使用することにより概略的な移行電圧解析が行えることを示している。

<8.2.6> 周波数特性を考慮した変圧器移行電圧モデル

第7章では変圧器移行電圧の測定結果を基に、周波数特性を考慮した変圧器移行電圧の解析モデルを提案した。154/10.5kV 45MVA変圧器で交流波形による移行電圧の周波数特性を測定した結果、付加キャパシタンス C_0 が大きい場合は高圧側からみた低圧側漏れインダクタンス L_2' と付加キャパシタンス C_0 の直列共振現象とみなせることが明らかとなった。共振周波数ピークが計算結果と一致しないのは L_2' の周波数特性によるものと考えられる。またインパルスによる移行電圧波形と解析波形を比較すると、既提案のモデルでは測定波形より周期が長く、また減衰が大きくなり、周波数特性の補正が必要であることが示された。

次に、定格容量10~120MVAまでの計8台の変圧器を用いて漏れインダクタンス補正係数 K の周波数特性を測定した。その結果、周波数が高くなるほど K が小さくなる特性が得られた。また鉄損抵抗 R_{mag} は周波数が高くなると指数関数的に増加する特性が得られた。いずれも、外鉄形の50MVA変圧器の特性がやや高めの値となったが、これは変圧器の経過年数や鉄心構造の違いが影響していると考えられる。解析モデルに上記特性を反映する場合、TRANSFORMERモデルでは L_1, L_2, R_{mag} の周波数特性を直接考慮できないので、それらをTRANSFORMERモデルの外部回路とし各近似曲線をMODELSにて組み込んだ解析モデルを提案した。

今回提案したモデルは既提案モデルと比較すると、実測データから補正する必要がなく、また定数決定のための数回のシミュレーションが必要でなく、汎用性が高いといえる。提案モデルの誤差について検討した結果、付加キャパシタンスが通常のサージアブソーバのコンデンサ値である50~500nFであれば、波高値の誤差はほぼ10%以内であり、高精度な解析が可能である。また、周期の誤差も10数%以内であるので、近年問題となっている共振性過電圧の検討にも十分対応できると考える。

本研究では実際の変電所に侵入する雷サージの長期観測を行い、データを解析・検討することによって多くの知見を得た。また高精度なフラッシュオーバーモデルおよび誘導雷解析モデルの提案を行い、送電用避雷装置の効果などの検討を行った。さらに変圧器の移行電圧の実測を行うことにより、移行電圧モデルの開発を行った。さらには周波数特性を考慮したモデルについても検討を行った。以上のように、本研究により得られた変電所侵入雷サージに関する知見は、発電所などの電力設備に対する効果的な耐雷対策を実施するための貴重なデータとなり、またEMTPによる雷サージ解析のシミュレーション技術の高度化手法は、より精緻な絶縁設計を行う上で工学的に意義のあるものと考えられる。

今後はさらにこれらの波形データや解析手法による検討を進め、電力設備の絶縁設計へ反映させていくのが課題である。具体的には雷サージ解析手法のより一層の汎用化および簡易化、経済性を考慮した絶縁設計などに取り組んでいきたい。

謝辞

本研究の遂行ならびに本論文の作成に当たり懇切丁寧な御指導、御鞭撻を賜りました名古屋大学教授 大久保 仁先生に深く御礼申し上げます。

本論文をまとめるに当たって多くの有益な御教授を頂きました名古屋大学教授 松村年郎先生、ならびに同助教授 早川直樹先生に心から深く御礼申し上げます。

また侵入雷サージデータの解析について終始懇切な御指導、御鞭撻を賜った名古屋大学名誉教授 宮地 巖先生、家田正之先生、愛知工業大学教授 依田正之先生に深く感謝いたします。

さらにEMTPを用いた雷サージ解析手法に関する的確な御助言をいただいた同志社大学教授 雨谷昭弘教授に深く感謝いたします。

本研究は中部電力(株)技術開発本部電力技術研究所の研究として行われたもので、電力技術研究所関係者の皆様に深く御礼申し上げます。

特に電力技術研究所長 谷本和彦氏、前所長 小林 勇氏(現電力中央研究所)、副所長 井之坂 巧氏、研究主幹 川島孝雄氏、前電力担当主査 森田政夫氏(現中部電気保安協会)、前流通担当研究主査 根尾定紀氏(現静岡支店発電課長)、前絶縁グループリーダー 橋本直己氏(現静岡支店主任技術者)、絶縁グループリーダー 戸田恒雄氏をはじめとした電力技術研究所の皆様方の多大なるお心遣い、御協力に対して心より感謝いたします。

また共同研究、委託研究などの実施にあたり種々ご協力頂いた、(株)明電舎 杉本俊郎氏、舟橋俊久氏、萩原豊久氏、竹内伸貴氏、(株)日立製作所 山極時生氏、北住義朗氏、(株)東芝 菅 雅弘氏、(株)愛知電機 神谷俊郎氏、緒川貴伸氏をはじめとする関係各位に心から感謝申し上げます。

本研究に関連した研究業績

章	論文題目	掲載雑誌	共著者
2 ・ 3	77kV変電所侵入雷サージの測定	電気学会論文誌B, Vol.114, No.1, pp.45-52(1994)	森田政夫 山極時生 菅 雅弘 緒川貴伸
	77kV変電所で観測される侵入雷サージの特徴	電気学会論文誌B, Vol.116, No.11, pp.1422-1428(1996)	依田正之 宮地 巖
	Development and Application of Measuring System of Lightning Surges at 77kV Substations	8th International Symposium on High Voltage Engineering, No.70.05, pp.233-236(1993)	T.Morita M.Kan, K.Matuzawa Y.Hariu M.Nozuki
	Characteristics of Lightning Surges Observed at 77kV Substations	10th International Conference on Atmospheric Electricity, pp.301-304(1996)	M.Yoda I.Miyachi
4	アークホーンと避雷装置のフラッシュオーバーモデル	電気学会論文誌B, Vol.112, No.12, pp.1085-1092(1992)	森田政夫 雨谷昭弘 舟橋俊久 萩原豊久 渡辺秀人
	Flashover Model for Arcing Horns and Transmission Line Arresters	International Conference on Power System Transients, pp.328-333(1995)	S.Neo T.Funabasi T.Hagiwara H.Watanabe

章	論文題目	掲載雑誌	共著者
5	変電所侵入雷サージからみた送電用避雷装置の効果の検証	電気学会論文誌B, Vol.117, No.10, pp.1389-1396(1997)	
6	変圧器移行電圧の測定と解析モデルに関する検討	電気学会論文誌B, Vol.115, No.12, pp.1494-1500(1995)	根尾定紀 杉本俊郎 舟橋俊久 竹内伸貴
	An Improved Transformer Model for Transfer Voltage Study	International Conference on Power System Transients, pp.107-112(1995)	S.Neo T.Sugimoto T.Funabasi N.Takeuchi
7	周波数特性を考慮した変圧器移行電圧の解析モデル	電気学会論文誌B, Vol.117, No.9, pp.1294-1300(1997)	杉本俊郎 舟橋俊久 竹内伸貴 佐藤達則 宮城克徳
	A Frequency Dependent Transformer Model with Surge Transfer Voltage Study	International Conference on Power System Transients, pp.105-110(1997)	T.Sugimoto T.Funabasi N.Takeuchi T.Sato W.Miura

