学位論文　博士（工学）

配電線雷サージ解析のための
高度化モデリングとその実験的評価

2010 年 3 月



慶應義塾大学大学院理工学研究科

松　浦　　進

SUMMARY OF Ph.D. DISSERTATION

Advanced Modeling of a Distribution Line and Its Experimental Evaluation for Lightning Overvoltage Studies

As the information society progresses, a variety of electronic appliances have come into wide use in common houses, factories, and buildings. If a lightning stroke causes faults or incorrect operations of these electronic appliances, a social economic loss is considered to be large. In order to prevent these lightning damages, lightning protection measures of a distribution system which connect the high-voltage distribution line to the consumers must be established based on lightning surge characteristics of the distribution system.

This dissertation presents lightning surge characteristics and modeling methodologies of components of the distribution system, which are an overhead distribution line, a service-drop wire, a watt-hour meter, a current limiter, and an interior-wiring cable. Finally, the distribution system is modeled for accurate lightning overvoltage simulations.

The contents of this dissertation are summarized as follows.

Chapter 1 describes the background, purpose, and contents of this study.

Chapter 2 presents lightning surge characteristics of a distribution line obtained by experiments using a reduced-scale distribution line model and an actual-scale distribution line. The surge impedance of a reinforced concrete pole is measured considering the effects of a ground wire, phase wires, and a lightning channel.

In Chapter 3, the experiments of Chapter 2 are simulated using the FDTD (Finite Difference Time Domain) method which is one of the numerical electromagnetic field computation methods and comparisons are shown to validate the application of the FDTD method. Secondly, the differences between calculated results by the EMTP (Electro-Magnetic Transients Program) and the FDTD lightning overvoltage simulations are clarified.

In Chapter 4, new EMTP models of the distribution pole and wires are proposed from the test results obtained in Chapter 2. The proposed models can reproduce the transient overvoltages at the insulators.

Chapter 5 presents test results of fundamental surge characteristics of service-drop wires and interior-wiring cables. A new modeling methodology of these wires and cables for accurate EMTP simulations is proposed through the obtained test results.

Chapter 6 presents lightning surge characteristics of a mechanical watt-hour meter and a current limiter obtained by field tests. Most of the lightning overvoltages at the consumer side are not affected by the electric characteristics of these appliances.

Chapter 7 proposes a new model of the distribution system based on the studies discussed in Chapter 4 to Chapter 6. The proposed model is evaluated by experiments using an actual-scale distribution line with a service-drop wire and an interior-wiring cable.

Finally, Chapter 8 describes the conclusions of this study.

目　　次

第 1 章　序論 …… 1
1.1　まえがき …… 1
1.2　配電線の雷害原因と雷害対策の現状 …… 3
1.2.1　配電線の雷害原因 …… 3
1.2.1.1　直撃雷 …… 3
1.2.1.2　誘導雷 …… 3
1.2.1.3　逆流雷 …… 3
1.2.2　配電線の雷害対策の現状 …… 5
1.2.2.1　避雷器および架空地線を用いた対策 …… 5
1.2.2.2　新耐雷機材を用いた対策 …… 6
1.3　配電線および需要家設備の雷害状況 …… 6
1.3.1　配電線の雷害状況 …… 6
1.3.2　需要家設備の雷害状況 …… 8
1.4　配電線直撃雷による雷過電圧様相 …… 10
1.5　本論文の目的と構成 …… 12
第 1 章の参考文献 …… 15

第 2 章　短時間領域における配電線の雷サージ特性 …… 18
2.1　まえがき …… 18
2.2　配電線縮小モデルを用いた実験的検討 …… 19
2.2.1　実験方法 …… 19
2.2.1.1　配電線縮小モデル …… 19
2.2.1.2　実験回路 …… 19
2.2.1.3　測定方法 …… 23
2.2.1.4　実験ケース …… 23
2.2.1.5　サージインピーダンスの定義 …… 25
2.2.2　電柱単体の雷サージ特性 …… 25
2.2.2.1　サージインピーダンス …… 25
2.2.2.2　柱頂電位上昇 …… 27
2.2.3　架空地線がない配電線の雷サージ特性 …… 29
2.2.3.1　サージインピーダンス …… 29
2.2.3.2　柱頂電位上昇 …… 29

2.2.3.3　がいし間電圧 …… 29
2.2.4　架空地線がある配電線の雷サージ特性 …… 32
2.2.4.1　サージインピーダンス …… 32
2.2.4.2　柱頂電位上昇 …… 32
2.2.4.3　がいし間電圧 …… 33
2.2.5　接地線の影響 …… 36
2.2.5.1　柱頂電位上昇 …… 36
2.2.5.2　がいし間電圧 …… 36
2.2.6　架空地線と高圧電線のサージ特性 …… 36
2.2.6.1　実験ケース …… 36
2.2.6.2　架空地線電位，高圧電線電位上昇 …… 38
2.3　実規模配電線を用いた実験的検討 …… 38
2.3.1　実験概要 …… 40
2.3.1.1　実験方法 …… 40
2.3.1.2　実験ケース …… 43
2.3.1.3　測定方法 …… 43
2.3.2　実規模配電線の雷サージ特性 …… 45
2.3.2.1　電柱単体のサージインピーダンス …… 45
2.3.2.2　架空地線がない配電線の雷サージ特性 …… 45
2.3.2.3　架空地線がある配電線の雷サージ特性 …… 48
2.4　まとめ …… 50
第 2 章の参考文献 …… 51

第 3 章　FDTD 法を用いた配電線雷サージ解析 …… 53
3.1　まえがき …… 53
3.2　FDTD 法の計算原理 …… 54
3.2.1　基本式 …… 54
3.2.2　計算時間刻み …… 57
3.2.3　吸収境界条件 …… 58
3.2.4　細線導体 …… 58
3.3　配電線直撃雷サージ解析に対する FDTD 法の適用可能性の検証 …… 59
3.3.1　解析方法 …… 59
3.3.2　解析ケース …… 61
3.3.3　解析結果 …… 61
3.3.4　FET プローブの入力容量の影響がない場合の解析結果 …… 67

3.3.5　電柱のサージインピーダンス …… 68
3.4　FDTD 法による配電線雷サージ特性の検討 …… 69
3.4.1　線路構成 …… 69
3.4.2　帰還雷撃の模擬 …… 71
3.4.3　解析条件 …… 72
3.4.4　解析結果 …… 74
3.4.4.1　雷電流の波頭長の影響 …… 74
3.4.4.2　帰還雷撃の進展速度の影響 …… 74
3.4.4.3　大地部分の比誘電率の影響 …… 77
3.5　まとめ …… 78
第 3 章の参考文献 …… 79

第 4 章　配電線の雷サージ解析モデル …… 81
4.1　まえがき …… 81
4.2　従来モデルの課題 …… 81
4.3　新たな配電線雷サージ解析モデルの提案 …… 85
4.3.1　提案モデルの概要 …… 86
4.3.2　電柱のモデル …… 86
4.3.2.1　電柱の電位上昇の表現 …… 86
4.3.2.2　接地インピーダンスの表現 …… 88
4.3.2.3　高圧腕金電位の表現 …… 90
4.3.3　架空地線，高圧電線のモデル …… 92
4.3.3.1　架空地線の電位上昇の表現 …… 92
4.3.3.2　がいし間電圧を補正する電圧源 …… 93
4.3.4　k と τ_c の決定方法 …… 94
4.3.5　モデリング手順全体について …… 95
4.4　提案モデルを用いた EMTP シミュレーション …… 95
4.4.1　提案モデル A による計算結果 …… 95
4.4.2　提案モデル B による計算結果 …… 97
4.5　実規模配電線実験による提案モデルの検証 …… 99
4.5.1　実規模配電線の解析モデル …… 99
4.5.2　実測結果と計算結果の比較 …… 102
4.6　まとめ …… 104
第 4 章の参考文献 …… 105

第 5 章　引込線および屋内配線の雷サージ解析モデル …… 106
5.1　まえがき …… 106
5.2　引込線，屋内配線のサージ基礎特性 …… 106
5.2.1　実験方法 …… 106
5.2.2　実験結果 …… 109
5.3　引込線，屋内配線のモデリングの課題 …… 111
5.3.1　撚り線の場合 …… 112
5.3.2　非撚り線の場合 …… 112
5.3.3　実験結果と計算結果の比較 …… 113
5.4　引込線，屋内配線のモデリング手法の提案 …… 114
5.4.1　撚り線のモデルパラメータ …… 114
5.4.2　非撚り線のモデルパラメータ …… 115
5.4.3　線路モデル …… 116
5.5　提案モデルを用いた EMTP シミュレーション …… 116
5.6　実測値がない電線のモデリング手法 …… 116
5.6.1　モード領域の伝搬速度 …… 118
5.6.2　線間波モードのサージインピーダンス …… 119
5.6.2.1　撚り線の場合 …… 119
5.6.2.2　非撚り線の場合 …… 119
5.6.2.3　等価的な導体間距離 …… 120
5.6.3　計算結果 …… 122
5.7　まとめ …… 122
第 5 章の参考文献 …… 124

第 6 章　電力量計および電流制限器の雷サージ特性 …… 125
6.1　まえがき …… 125
6.2　電力量計，電流制限器の動作原理と構造 …… 125
6.3　機器単体の電気的特性 …… 126
6.4　配電システム中の雷サージ特性 …… 130
6.4.1　実験方法 …… 130
6.4.2　測定方法 …… 132
6.4.3　実験結果 …… 132
6.5　まとめ …… 133
第 6 章の参考文献 …… 142

第 7 章　配電システムの雷サージ解析モデル …… 143
7.1　まえがき …… 143
7.2　配電システム解析モデルの構築と検証 …… 143
7.2.1　電柱－高圧電線系のモデル …… 143
7.2.2　柱上変圧器のモデル …… 145
7.2.3　引込線および屋内配線のモデル …… 145
7.2.4　リード線類のモデル …… 148
7.2.5　配電システム解析モデルを用いた EMTP シミュレーション …… 148
7.3　提案モデルを用いた解析例（急峻波雷電流に対する配電線雷スパークオーバの検討） …… 155
7.3.1　配電線のモデル …… 155
7.3.2　配電用がいしのスパークオーバモデル …… 155
7.3.3　計算条件 …… 157
7.3.4　計算結果 …… 159
7.3.4.1　雷電流の波頭長の影響 …… 159
7.3.4.2　電柱の接地抵抗の影響 …… 162
7.4　まとめ …… 163
第 7 章の参考文献 …… 164

第 8 章　結論 …… 165

謝辞 …… 169

付録 …… 171
付録 A　注入電流の波頭長 …… 171
付録 B　電柱および高圧電線のサージ応答の模擬 …… 172
B.1　電柱のサージ応答の模擬 …… 172
B.2　高圧電線のサージ応答の模擬 …… 172
付録 C　大地導電率の影響 …… 173
付録 D　柱上変圧器モデルについて …… 174

研究業績 …… 176

第 1 章　序論

1.1　まえがき

電気は，安全性と利便性を兼ね備えたクリーンなエネルギーとして，現代の社会活動において欠くことのできないものとなっている。近年，生活水準の向上により快適な生活へのニーズが高まり，エアコンをはじめとする各種家電機器やパソコンに代表される情報通信機器が急速に普及してきており，電気事業者には良質な電気を安定して供給することが益々求められている。

発電した電気を需要家に供給する役割を担っている電力流通設備は，主に送電線，変電所，配電線から構成されている。このうち，配電線は配電用変電所から需要家に至る設備であり，一般に配電用変電所から需要地点までを 6.6 kV の高圧で配電し，需要地点において柱上変圧器を用いて 100/200 V に降圧して供給している。配電線の主な特徴としては，①単位容量の小さな設備が非常に多く分布し，面的に広がっている，②需要家に直結しており，供給支障事故が即需要家の停電に繋がる，③電力流通設備の中で最も絶縁レベルが低い，が挙げられる。このため，配電線の建設，運用，保守および需要家との対応には多大な労力が必要となる。

電力流通設備の供給支障事故においては，前述の①，③の特徴から，配電線の事故件数が最も多い [1-1]-[1-4]。配電線の供給支障事故は，そのほとんどが架空配電線で発生しており，自然現象や鳥獣害等の外的要因によるものが大半を占めている。自然現象の中でも，風雨・水害とともに雷の割合は高く，全事故件数に占める雷事故件数は，近年で約 2 割である [1-4]。配電線の雷害対策の実施にあたっては，前述の①，②の特徴から，効率的かつ効果的な対策の検討が必要となる。

近年，雷による被害は，電力流通設備のみならず，需要家設備においても深刻な影響を与えるようになってきている [1-5]。1990 年代以降，高度情報化社会の進展により，工場，オフィスビル，一般家庭には電子回路を搭載する家電機器およびパソコン等の情報通信機器が数多く普及している。これらの機器は，低電圧かつ微弱な電気エネルギーで駆動しているため，雷サージや電磁ノイズに対して非常に脆弱であり，雷による電子回路の破損・焼損等の被害や回路周辺を通過する雷電流により生じる電磁ノイズが電子回路を誤動作させる被害が発生している。さらに，従来はほとんど影響しなかった僅かな電圧低下が，工場の生産ライン停止や製品の不良化等の損害を招いている。一般家庭の雷被害状況を調査した結果，1980 年代後半ではテレビが最も被害を受けやすい機器であったが，2000 年代では電話，ファクシミリ，パソコン等の通信系機器の被害が急増している [1-6]-[1-8]。

架空配電線の雷害対策に関する研究・開発は，過去数十年に亘って実施されてきた[1-9]-[1-12]。配電線に使用されるがいしや各種機器の絶縁レベルは送電線や変電所の設備に比べて低いことから，直撃雷のみならず近傍落雷による誘導雷も事故原因となり得る。このため，長年の間，誘導雷は配電線の雷害対策の主対象とされてきた。1980 年代に入ってから，誘導雷に対する避雷器や架空地線の効果の厳密な解析が可能となり，各種対策の効果が明らかとされた [1-13]。これにより，誘導雷の雷害対策は一通り完成されたといえる。その後，実験的検討により直撃雷に対しても雷保護が可能であることが明らかとされ [1-14]，1990 年代以降，配電線の雷害対策の対象は直撃雷に移行してきている。配電線直撃雷の雷害対策の検討においては，汎用過渡現象解析プログラム EMTP（Electro-Magnetic Transients Program）[1-15] を用いた雷サージ解析が数多く実施されており，これまでに，架空地線や避雷器の保護効果に関する検討 [1-16][1-17]，避雷器の焼損に関する検討 [1-18][1-19]，避雷器の接地合理化に関する検討 [1-20][1-21] 等が行われている。

このような配電線の雷害対策に関する取り組みの結果，雷事故は着実に減少してきたが，2000 年代は横這いの傾向である [1-1]-[1-4]。雷事故の原因となった配電機材別の事故率をみてみると，高圧電線，柱上変圧器，開閉器，がいしといった雷過電圧に起因する事故の割合が高い [1-1]-[1-4]。配電線直撃雷に関するこれまでの研究 [1-16]-[1-21] では，波頭長が数 μs の緩やかな雷電流に対する検討が主であり，実際の雷電流が有する急峻な立ち上がり部分により発生する雷過電圧については，十分な検討がなされていない。今後，雷過電圧に起因する事故を減少させるためには，急峻な立ち上がりを有する雷電流を雷害対策の検討に加えていく必要があり，急峻波雷電流に対しても解析精度の高い配電線雷サージ解析モデルを構築することが求められる。

一方，低圧配電線および需要家設備の雷サージ特性や雷害対策に関する研究は，2000 年代に入ってから，活発に行われている [1-22]-[1-25]。また，EMTP を用いた雷サージ解析により低圧側の雷過電圧を算定するため，高圧側と低圧側を結ぶ柱上変圧器のモデルが幾つか提案されている [1-26]-[1-28]。しかしながら，柱上変圧器の負荷側に接続される引込線や需要家設備に施設される電力量計，電流制限器，屋内配線のモデリングについては，検討された例が多くない [1-22][1-29]。近年，顕在化してきている需要家設備の雷被害を防止するためには，高圧配電線から柱上変圧器と引込線を介して需要家設備に侵入してくる雷サージ伝搬様相を明らかとし，これに基づく効果的な雷害対策を確立する必要がある。このため，高圧配電線から需要家設備までの配電システム全体の雷サージ解析モデルを構築することが求められる。

1.2　配電線の雷害原因と雷害対策の現状

1.2.1　配電線の雷害原因

雷による配電線の被害は，雷過電圧による絶縁破壊を引き金として，絶縁破壊した部分に電力系統からの AC 続流が流れて破損・焼損するものが多い。Fig. 1-1～Fig. 1-3 に示すように，配電線の驚異となる雷現象は，雷過電圧の発生様相により 3 種類に分類される [1-30]。

1.2.1.1　直撃雷

配電線へ雷が直接雷撃する場合であり，流入電流，発生電圧ともに極めて大きなものとなる。直撃雷とは，高圧電線だけでなく電柱，架空地線等の全ての配電設備に雷撃した場合をさす。配電線では，公衆安全や作業安全の観点から高圧電線に絶縁電線が使用されているが，絶縁電線は裸電線に比べて雷撃しにくいことが実験的に確認されている [1-31]。また，最近の実線路における雷観測では，架空地線がない配電線に加えて，架空地線がある配電線においても電柱頂部への雷撃頻度が最も高いという結果が得られている [1-32]。

絶縁レベルの低い配電線では，長い間，直撃雷により生じる被害を止むを得ないものと考えてきた。しかし，1980 年代の後半，実規模の試験用配電線を用いた実証研究により，直撃雷に対しても雷保護が可能であることが明らかとされた [1-14]。誘導雷の雷害対策が一通り完成された 1990 年代以降，直撃雷は配電線の雷害対策の主対象となっている。

1.2.1.2　誘導雷

誘導雷とは，配電線近傍の樹木や構造物などに落雷した際に，雷放電路を流れる電流により線路近傍の電磁界が急変し，これに伴って過電圧が発生することをさす。

誘導雷は，古くから配電線の主対象とされ，様々な検討がなされてきた [1-9]-[1-13]。その結果，近年では誘導雷による被害がかなり少なくなっている [1-32]。

1.2.1.3　逆流雷

構造物やアンテナ設備へ落雷した際に，その構造物の接地抵抗が高いと，接地電位が大きく上昇し，電力を供給している配電線側へ雷電流の一部が侵入することがある。この現象を逆流雷という [1-33]。この場合，構造物側の電気回路の構成によっては，構造物側に雷被害がなく，配電線側のみに被害が発生することもある。

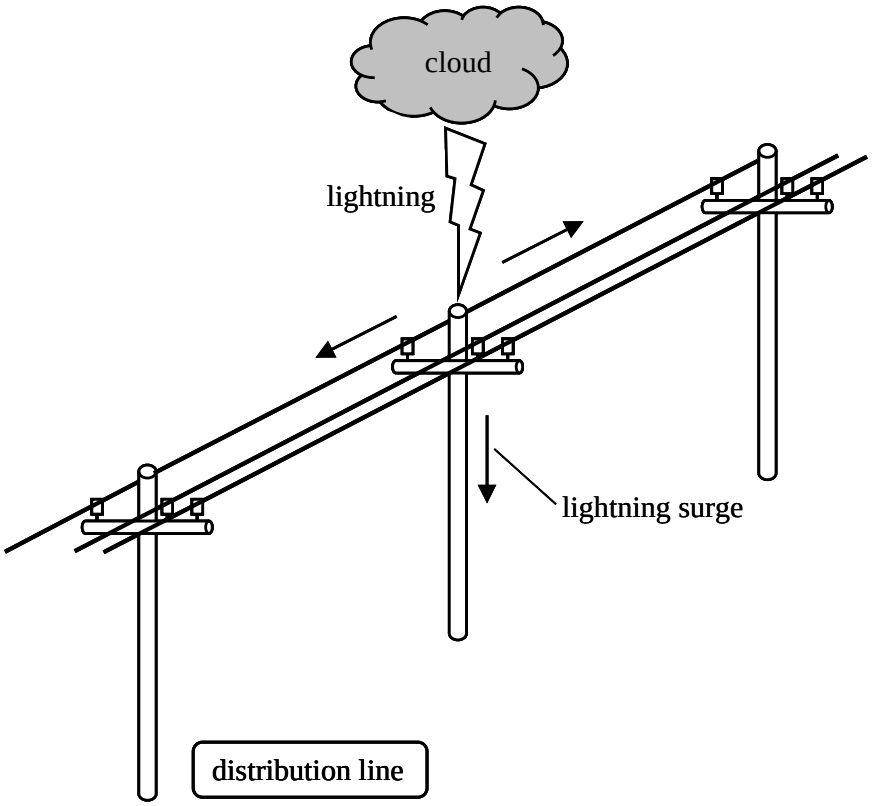


Fig. 1-1.　Lightning overvoltages due to direct lightning stroke to a distribution line.

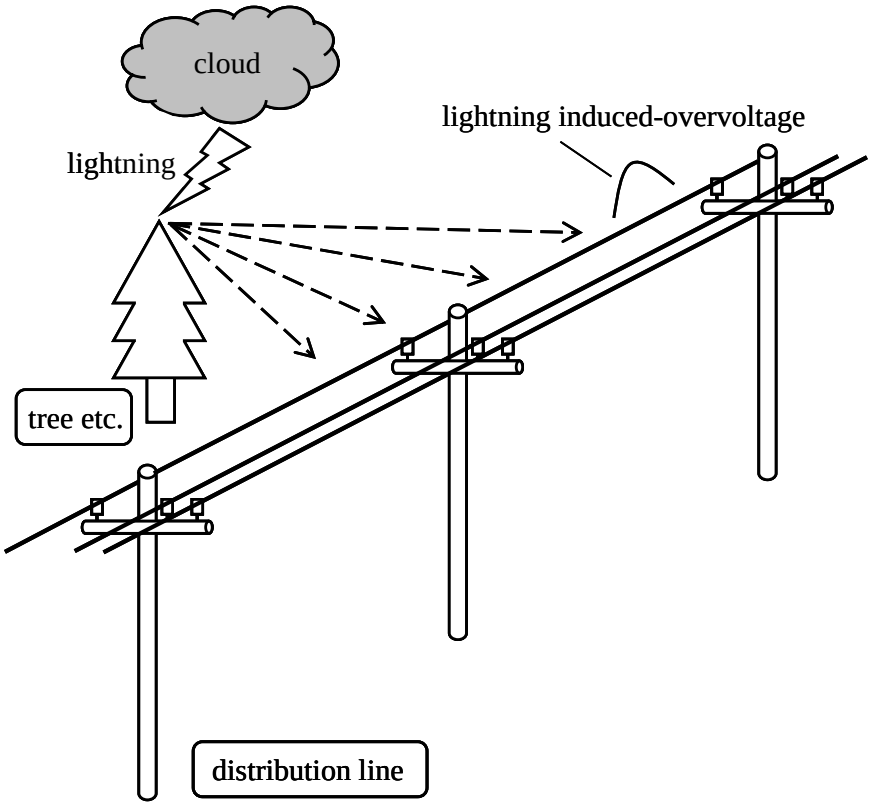


Fig. 1-2.　Lightning overvoltages induced by a nearby lightning stroke.

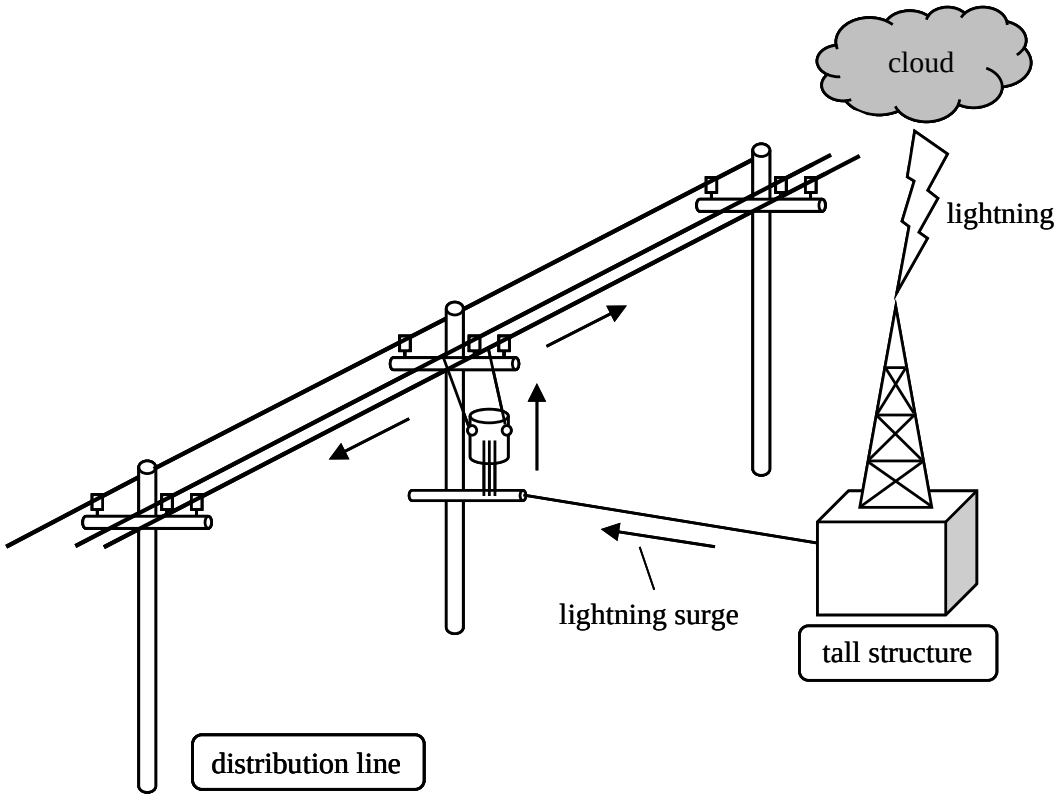


Fig. 1-3.　Backflow lightning current flowing from a customer facility into a distribution line.

逆流雷による被害は，山頂負荷供給配電線において多く発生している。これは，高構造物を有する山頂負荷（無線中継所やテレビ送信所等）が雷撃を受けやすいことや低い接地抵抗値をとりにくいことによる [1-33]。

1.2.2　配電線の雷害対策の現状

配電線の雷害対策に関する研究・開発は，過去数十年に亘って実施されてきた [1-9]-[1-12]。誘導雷を主対象とする配電線の雷害対策は，避雷器と架空地線を組み合わせて用いる手法が一般的であったが，新しい耐雷機材の導入により，その手法は多様化している。ここでは，現在実施されている代表的な配電線の雷害対策手法について述べる。

1.2.2.1　避雷器および架空地線を用いた対策

誘導雷を対象とした配電線の雷害対策として，避雷器は古くから用いられてきた。避雷器は，線路と大地の間に施設され，過電圧発生時に速やかに動作してこれを抑制する耐雷機材である。その雷保護効果は，避雷器の施設間隔を密にすることや避雷器

の接地抵抗値を低減することで大きくなる [1-12]。1970 年代後半から，非直線抵抗特性に優れた酸化亜鉛素子（以降，「ZnO 素子」と呼ぶ）を特性要素とした避雷器が導入されはじめ，現在では，配電用避雷器の主流となっている [1-34]。

架空地線は，1960 年代初め頃から，誘導雷対策として導入された。誘導雷に対する架空地線の効果は，遮蔽効果により誘導雷電圧を抑制することで線路全体を保護するものである。1980 年代に入ってから，誘導雷に対する避雷器や架空地線の効果の厳密な解析が可能となり，避雷器の施設間隔を 200 m 程度にすれば，誘導雷に対して良好な効果があることが明らかとされた [1-13]。

雷の多い地域では，架空地線と避雷器を併用して施設することが多い。誘導雷に対しては，避雷器の施設間隔が短い場合，架空地線と避雷器併用時の誘導雷電圧抑制効果は避雷器単独時の効果に近いことが明らかとされている [1-35]。一方，直撃雷に対しては，避雷器単独時に比べて架空地線と避雷器併用時の効果は大きい。直撃雷に対する架空地線の効果には，架空地線と相導体の結合によりがいし間電圧を抑制する効果および雷電流が架空地線に分流することにより雷撃点の電位上昇を抑制する効果と避雷器に流れる雷電流を抑制する効果がある。

1.2.2.2　新耐雷機材を用いた対策

避雷器や架空地線といった従来からの耐雷機材に加えて，1980 年代以降，機器単体の雷保護を目的とした新しい耐雷機材の開発・導入が進められている。新耐雷機材を用いた対策には，保護対象機器に AC 続流を遮断する ZnO 素子を内蔵するものや保護対象機器の近くに ZnO 素子を適用した避雷装置を設置するものがある。現在，各電力会社で採用されている新耐雷機材には，高圧電線の雷断線保護用，柱上変圧器とその周辺機材の保護用，開閉器の保護用等がある [1-34]。

新耐雷機材は，保護対象機器の両端電圧を動作開始電圧以下に抑制するため，接地抵抗値が高くてもその目的を達成することができる。このため，配電線全体の雷保護を目的とした避雷器とは異なり，新耐雷機材は接地工事を必要としない。近年，新耐雷機材の導入が進んだ理由の一つに，このような接地工事費を抑制できることが挙げられる。

1.3　配電線および需要家設備の雷害状況

1.3.1　配電線の雷害状況

1985 年から 2007 年までの全国（10 電力会社の合計）における高圧架空配電線の線路亘長当たりの雷事故率を Fig. 1-4 に示す。同図には，全事故率も合わせて示してい

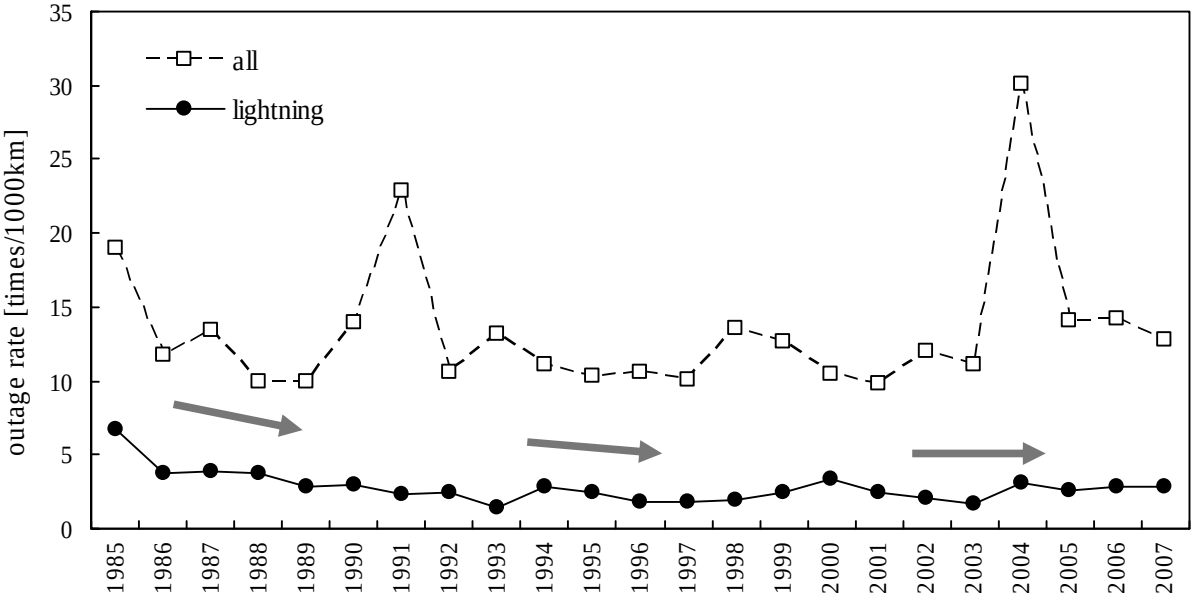


Fig. 1-4.　Outage rates of distribution lines caused by lightning.

る [1-1]-[1-4]。雷事故率および全事故率は，1980 年代から 1990 年代にかけては減少傾向にあるが，2000 年代は横這いの傾向である。なお，1991 年と 2004 年における全事故率の増加は，大型台風の来襲によるものである。雷事故率は，全事故率の約 2 割で推移しており，自然現象に起因する事故の中では依然として高い割合を占めている。

次に，雷により被害を受けた上位の配電機材（高圧電線，柱上変圧器，開閉器，避雷器，がいし）に関して，1985 年から 2007 年までの全国（10 電力会社の合計）における高圧架空配電線の線路亘長当たりの事故率を Fig. 1-5 に示す [1-1]-[1-4]。高圧電線，柱上変圧器，開閉器，がいしの被害は，主に雷過電圧に起因する破損・焼損であり，避雷器の被害は，主に雷のエネルギーが避雷器のエネルギー耐量を超過することによる焼損である。1985 年から 2000 年頃までは，柱上変圧器の被害が最も多い。これは，一般的に柱上変圧器の 1 次側ブッシングの雷インパルス試験電圧（LIWV：Lightning Impulse Withstand Voltage）が 60 kV と配電機材の中で最も低いためである。1980 年代中頃から, 柱上変圧器の 1 次側への避雷装置の施設が進められたことにより, その被害が大幅に減少している。高圧電線については，雷被害を受けた配電機材の中で常に上位に位置している。配電線では，公衆安全や作業安全の観点から高圧電線に絶縁電線が使用されているが，裸線に比べて雷断線のリスクが高い。これは，支持がいし付近でスパークオーバが発生すると，裸電線では続流アーク点が電磁力等により異動するのに対して，絶縁電線ではスパークオーバにより被覆にピンホールがあき，そこにアークスポットが固定されて溶断し易くなるためである。避雷器については，

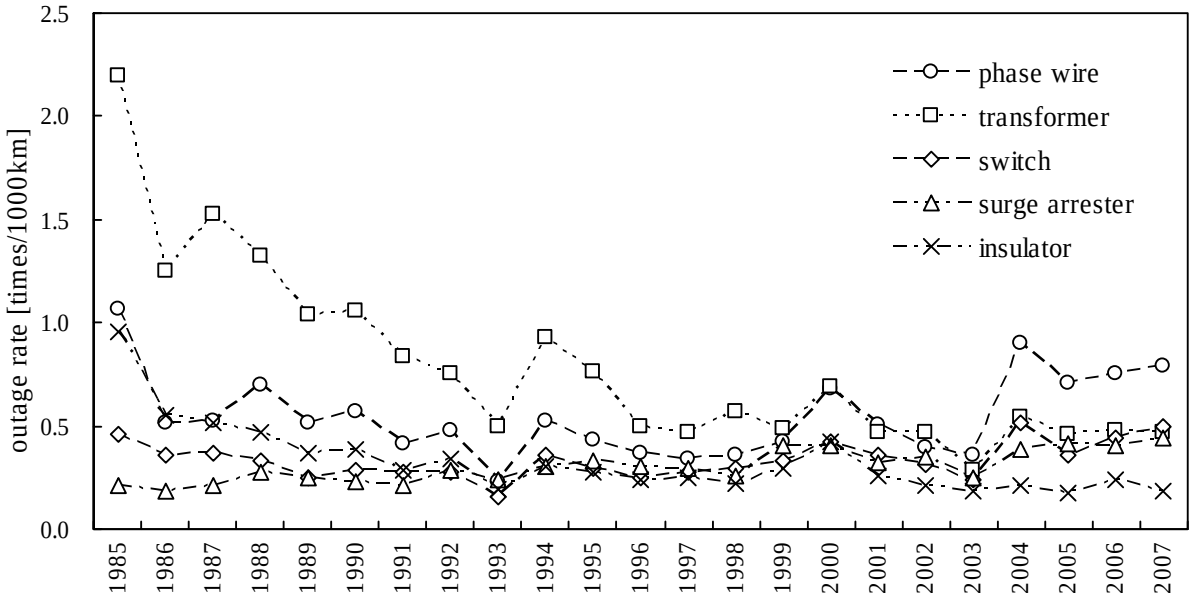


Fig. 1-5.　Outage rates of distribution equipments caused by lightning.

僅かながら増加の傾向が見られる。これは，避雷器施設数の増加が関係しているものと考えられる。

以上の結果より，高圧電線，柱上変圧器，開閉器，がいしといった雷撃により発生する過電圧に起因する事故は，未だ多数発生していることがわかる。配電線の雷害対策に関するこれまでの研究 [1-9]-[1-12][1-16]-[1-21] では，波頭長が数 μs の緩やかな雷電流に対する検討が主であり，実際の雷電流が有する急峻な立ち上がり部分により発生する雷過電圧については十分な検討がなされていない。今後，これらの事故を減少させるためには，実際の雷電流が有する急峻な部分により発生する雷過電圧様相を明らかとし，雷害対策の検討に加えていく必要がある。

1.3.2　需要家設備の雷害状況

家電機器にマイコンが搭載された 1980 年代から高度情報化社会が進展した 2000 年代までの約 20 年間に亘って，一般住宅で使用している家電機器の雷被害状況を調査した結果を Fig. 1-6～Fig. 1-9 に示す [1-6]-[1-8]。

1980 年代後半では, テレビやビデオ等のアンテナ系機器の被害が全体の約 5 割と圧倒的に多い。高度情報化が始まった 1990 年代では，電話，ファクシミリ，給湯器の被害の増加および新たにパソコンの被害がみられる。本格的な高度情報化社会を迎えた 2000 年代では，インターネットの普及に伴いパソコン，電話，ファクシミリ等の通信系機器の被害が急増している。これは，電子回路を搭載するこれらの機器が，構

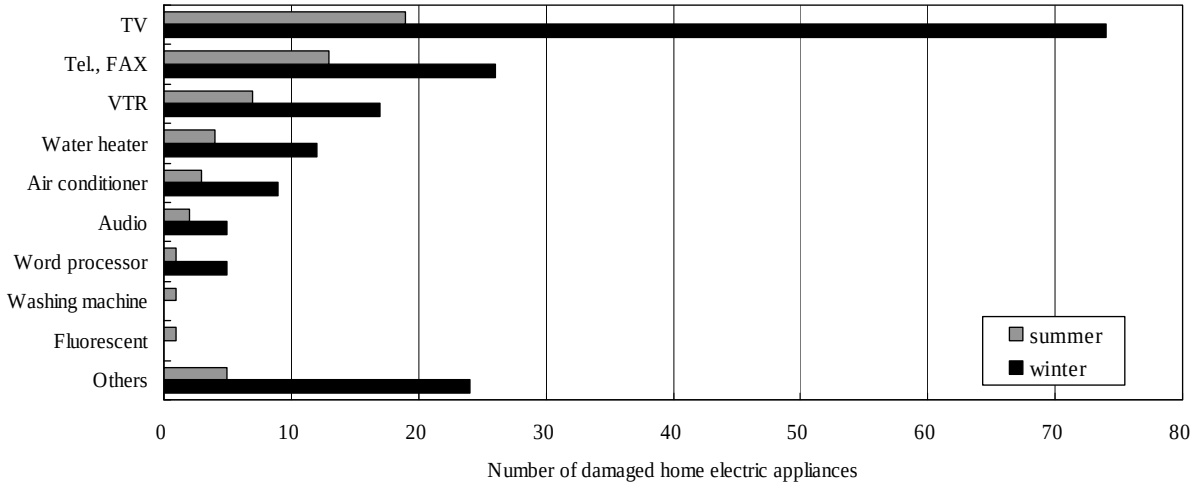


Fig. 1-6.　Number of damaged home electric appliances (1987-1991).

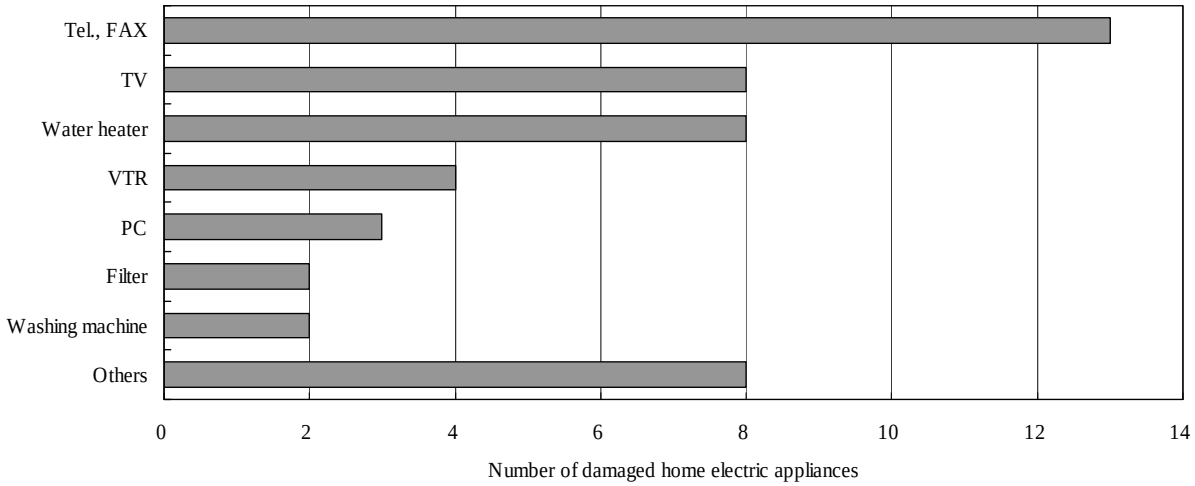


Fig. 1-7.　Number of damaged home electric appliances (1996-1997).

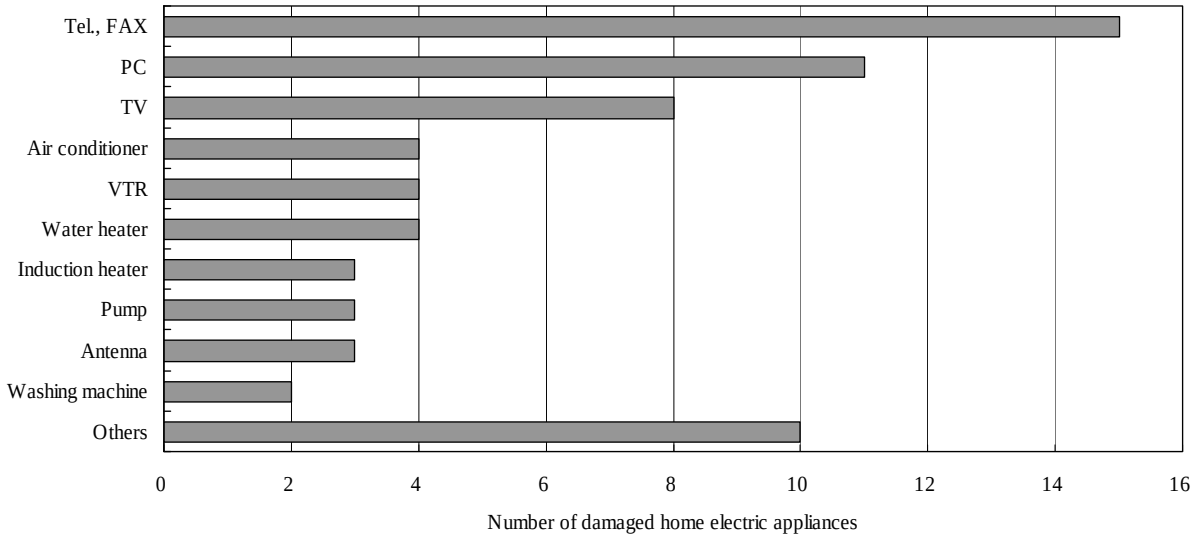


Fig. 1-8.　Number of damaged home electric appliances (2004-2005).

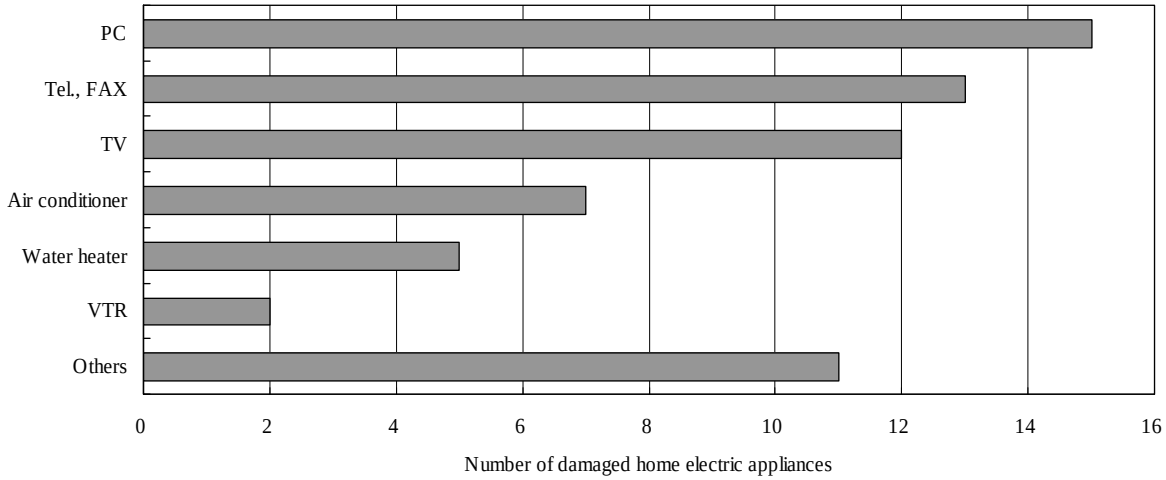


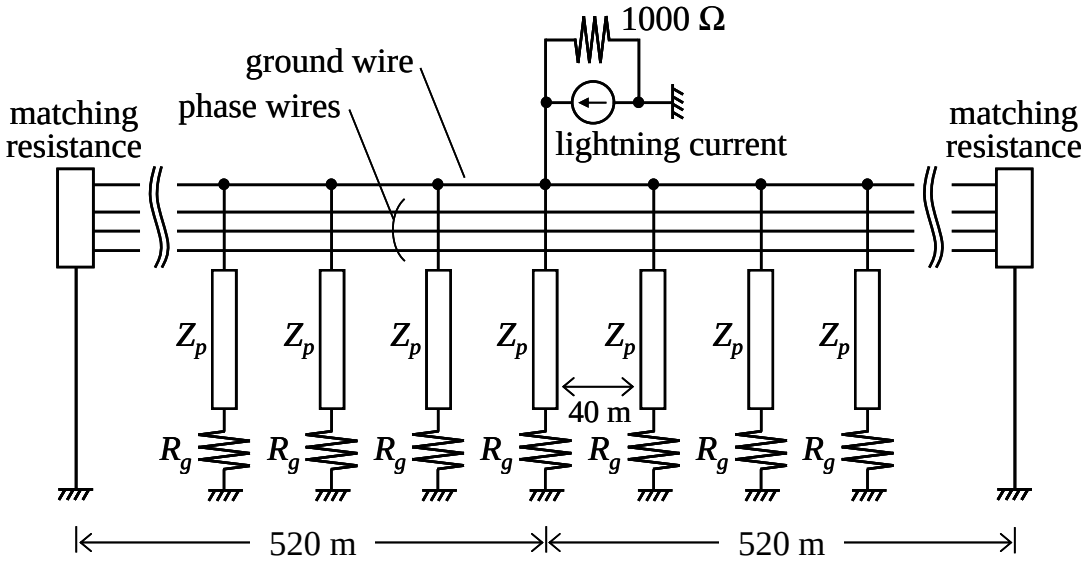
Fig. 1-9.　Number of damaged home electric appliances (2006).

成部品の低電圧化・チップ化・高周波化や高密度実装等の進展により低電圧かつ微弱な電気エネルギーで駆動できるようになり，低レベルの雷サージやノイズに敏感に反応するようになったためである [1-8]。

1.4　配電線直撃雷による雷過電圧様相

本節では，EMTP 解析により，配電線直撃雷において実際の雷電流が有する急峻な立ち上がり部分により発生する雷過電圧様相の検討を行う。本解析に用いた配電線の構成および相配置を各々Fig. 1-10，Fig. 1-11 に示す。25 本の電柱に高圧電線 3 条と架空地線 1 条が架線された亘長 1040 m の線路から構成されており，径間長は 40 m である。高圧電線には OC 80 mm^2，架空地線には鋼より線 22 mm^2 を想定しており，線路の末端を整合抵抗で終端している。本解析では，配電線の中央に位置する電柱頂部への雷撃を想定した。架空地線および配電線を多相の分布定数線路モデルで模擬し，電柱を 300 Ω の単相の分布定数線路モデルで模擬した。電柱の接地抵抗値は 30 Ω とした。また，比較のため，電柱を模擬しないケースについても計算を行った。実際に観測された雷電流波頭部の波形の多くは，前半では緩やかに立ち上がり後半では急峻に立ち上がる形状である [1-36] ことから，本解析では，Fig. 1-12 に示す CIGRE 波（波頭長 1.0 μs，波尾長 70 μs，波高値 10 kA）を用いた。

がいし間電圧波形の計算結果を Fig. 1-13 に示す。これより，Fig. 1-12 の丸印で示す雷電流波頭部の最も急峻な部分（約 0.4 μs の時間領域）において，電柱のサージ応答により大きな過電圧が発生していることがわかる。すなわち，観測される雷電流の波頭長が 1.0 μs であっても，スパークオーバの発生要因となる過電圧には，波頭部の最



Z_p : pole surge impedance (300 Ω)

R_g : grounding resistance (30 Ω)

Fig. 1-10.　Configuration of a distribution line used in this study.

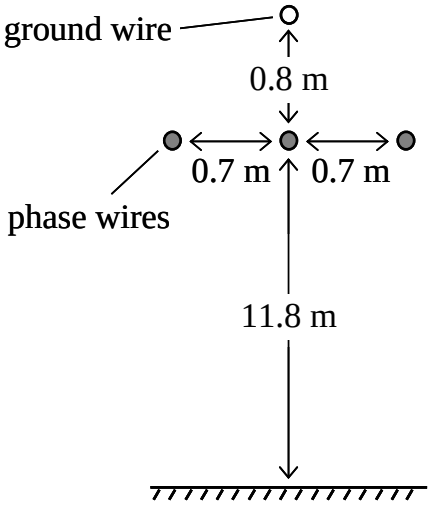


Fig. 1-11.　Arrangement of distribution wires.

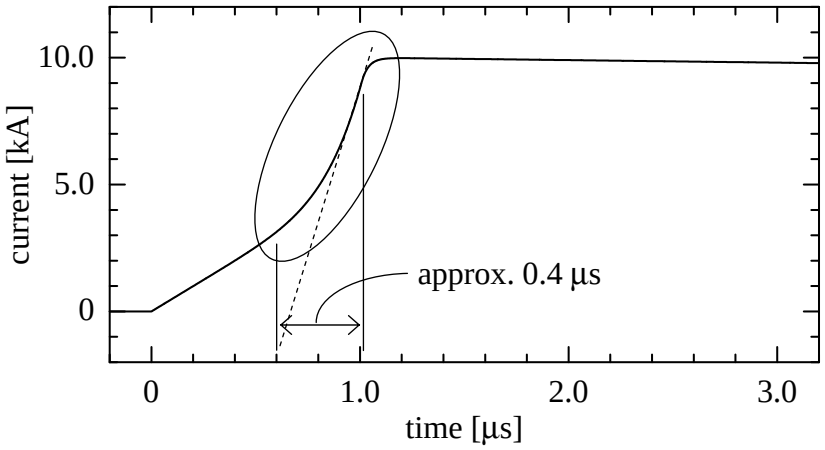


Fig. 1-12.　Lightning current (CIGRE-wave) used in this study.

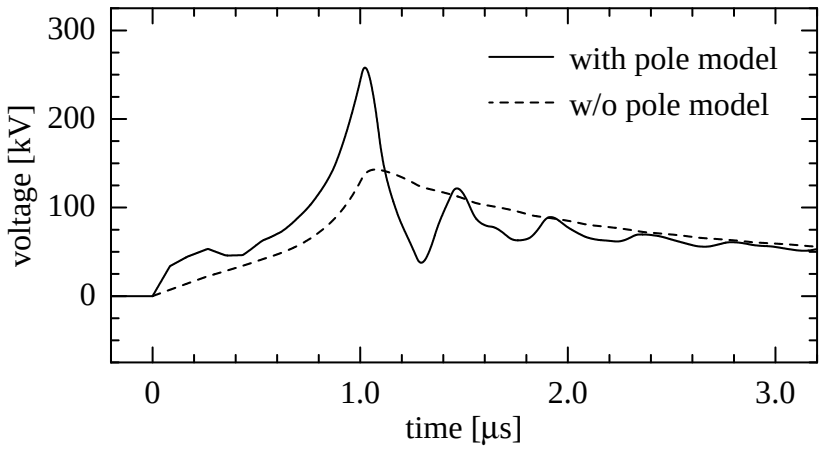


Fig. 1-13.　Calculated insulator voltage waveforms.

も急峻な約 0.4 μs 以下の部分が影響している。

1.5　本論文の目的と構成

近年，高度情報化社会の進展に伴い，工場や一般家庭には雷サージに対して脆弱な電子回路を搭載した情報通信機器や家電機器が普及してきている。このため，低圧側における雷被害が顕在化しており，産業・経済・医療等のあらゆる分野において大きな損害を招いている。これらの雷被害を防止するためには，雷被害の発生予測を正確に行い，これに基づく効果的な雷害対策を確立することが必要となる。低圧側におけ

る雷被害の発生予測を精度良く行うためには，高圧配電線から需要家設備までの配電システム全体の雷過電圧様相を波形レベルで再現することが求められる。

そこで本論文では，雷サージ解析により高圧配電線から需要家設備までの配電システム全体の雷過電圧様相を精度良く再現することを目的として，配電システムを構成する高圧配電線，引込線，電力量計，電流制限器，屋内配線について，これらの雷サージ特性の把握とモデリングの検討を行う。最終的に，配電システム全体の雷サージ解析モデルを構築し，実規模の配電線－需要家引込系の雷サージ実験により，提案モデルの実験的評価を行う。提案モデルは，従来モデルでは不可能であった配電システム各部の雷過電圧様相を正確に再現することができる。

本論文の構成を Fig. 1-14 に示す。

第 1 章では，本研究の背景と目的を述べる。

第 2 章では，実際の設備形態に即した架空地線や高圧電線を有する配電線の縮小モデルおよび実規模の配電線を用いて，電柱雷撃を模擬した雷サージ実験を行い，電柱のサージインピーダンスが問題となる短時間領域における配電線の雷サージ特性を明らかとする。先ず，電柱単体のサージインピーダンスおよび架空地線や高圧電線の影響を考慮した電柱のサージインピーダンスについて検討を行う。次に，雷電流の波頭長や電柱の接地抵抗値が配電線に発生する雷過電圧に与える影響について検討を行う。

第 3 章では，第 2 章の配電線縮小モデルを用いた雷サージ実験を数値電磁界解析手法の 1 つである FDTD（Finite Difference Time Domain）法により再現し，計算結果と実測結果の比較から，FDTD 法の配電線雷サージ解析への適用可能性を検証する。また，FDTD 法を用いて実際の雷撃に近い状況を模擬した雷サージ解析を行い，実規模配電線の雷サージ特性を把握するとともに，従来の電気回路論に基づく EMTP と FDTD 法を用いた雷サージ解析の計算結果の違いを明らかとする。

第 4 章では，第 2 章の配電線縮小モデルを用いた雷サージ実験で得られた知見に基づいて，短時間領域のサージ現象に対しても実用的に十分な解析精度を有する新たな配電線 EMTP 解析モデルを提案する。提案モデルは，等価回路を用いて，過渡的な電磁界形成に伴う配電線のサージ現象を模擬することにより，がいし間電圧を電気回路論の枠内で再現することができる。

第 5 章では，先ず，引込線および屋内配線の基礎的なサージ特性[†]を明らかとする。次に，実測値に基づいた新たな引込線および屋内配線のモデリング手法を提案する。提案モデルは，対地電圧だけでなく線間電圧についても正確に計算することができる。

[†]本論文では，ステップ波状の急峻波電流に対するサージ応答特性を単に「サージ特性」と呼び，雷電流を模擬した立ち上がりを有する急峻波電流に対するサージ応答特性を「雷サージ特性」と呼ぶ。

第 6 章では，電力量計と電流制限器の雷サージ特性を明らかとする。実規模の配電線－需要家引込系の雷サージ実験を行い，配電線直撃雷により雷サージが需要家側に侵入してきた際，電力量計と電流制限器の電気的特性が需要家側に発生する雷過電圧に対してどのような影響を及ぼすかについて検討を行う。

第 7 章では，第 4 章から第 6 章までの検討結果に基づいて，配電システム全体の雷サージ解析モデルを構築する。構築した配電システム解析モデルを用いて，第 6 章の実規模の配電線－需要家引込系の雷サージ実験を再現し，実測結果と計算結果を比較することにより，モデルの解析精度を検証する。また，本論文で提案したモデルを用いた解析の一例として，配電線雷スパークオーバについて検討を行った結果についても述べる。

最後に，第 8 章において本論文の結論を述べる。

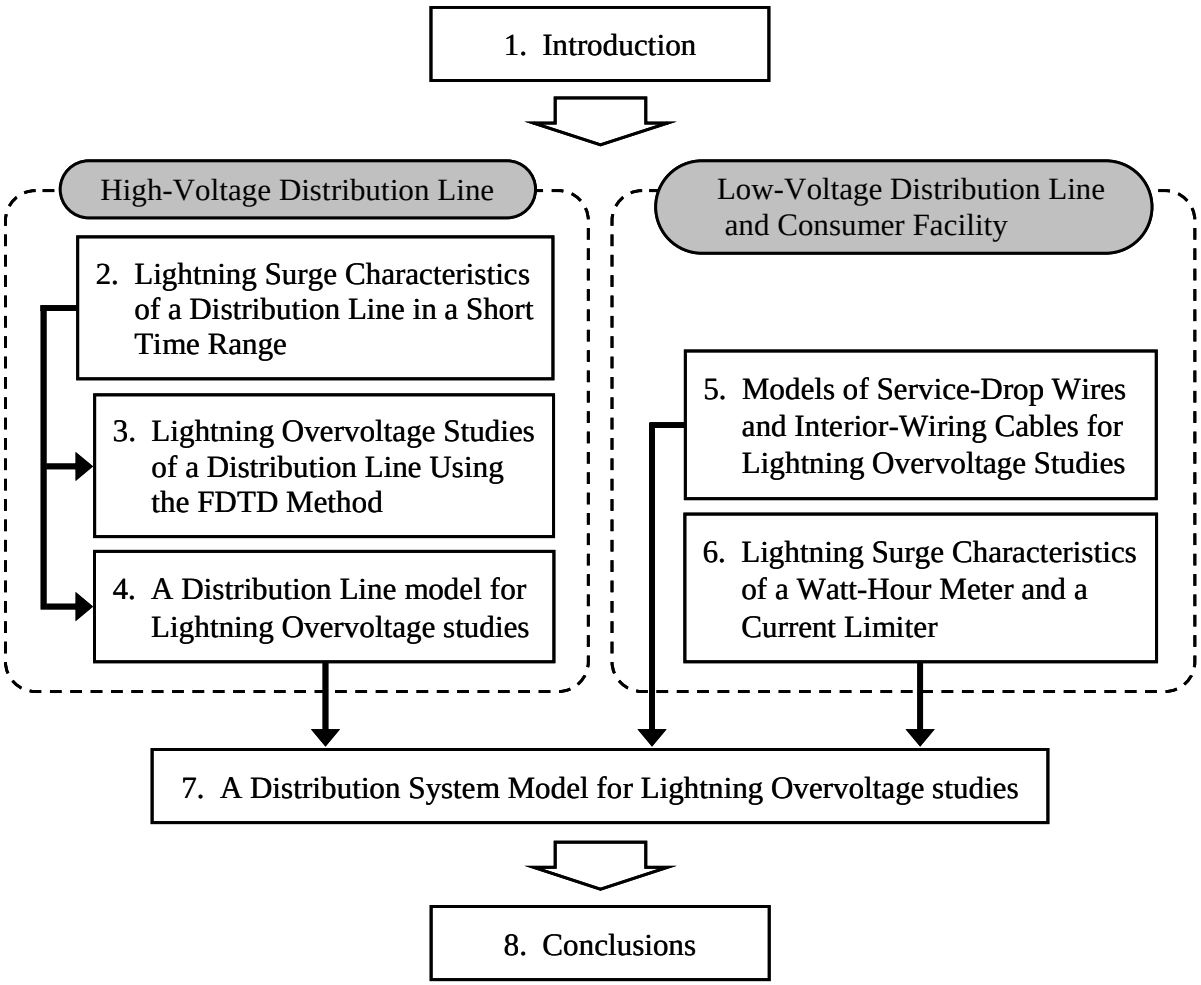


Fig. 1-14.　Structure of this dissertation.

第 1 章の参考文献

[1-1]　資源エネルギー庁公益事業部技術課編 :「電気事故統計」, 昭和 60 年度～平成 7 年度

[1-2]　資源エネルギー庁公益事業部電力技術課編 :「電気保安統計」, 平成 8 年度～平成 10 年度

[1-3]　原子力安全・保安院電力安全課 :「電気保安統計」, 平成 11 年度～平成 14 年度

[1-4]　電気事業連合会工務部編 :「電気保安統計」, 平成 15 年度～平成 19 年度

[1-5]　雷保護対策検討委員会 : 雷と高度情報化社会, 電気設備学会 (1999)

[1-6]　細川　武・横山　茂・横田　勤 :「家屋内侵入雷サージによる被害様相の考察」, 電気学会論文誌 B, 125 巻 2 号, pp. 221–226 (2005-2)

[1-7]　副田正裕・細川　武・堤内雄大・横山　茂 :「家電機器における最近の雷被害様相の傾向」, 平成 18 年電気学会電力・エネルギー部門大会, No. 232, pp. 17-17–17-18 (2006-9)

[1-8]　細川　武・横山　茂・副田正裕 :「家電機器の雷被害様相の変遷と今後の課題」, 電気学会論文誌 B, 129 巻 8 号, pp. 1033–1038 (2009-8)

[1-9]　耐雷設計基準委員会 配電線分科会 :「配電線耐雷設計基準要網」, 電力中央研究所 技術研究所所報, Vol. 13, No. 4 (1963)

[1-10]　耐雷設計基準委員会 配電線分科会 :「配電線耐雷設計ガイドブック」, 電力中央研究所 研究報告, No. 175030 (1976)

[1-11]　配電線雷害対策専門委員会 :「配電線雷害対策」, 電気協同研究, 第 40 巻, 第 6 号 (1985)

[1-12]　耐雷設計委員会 配電分科会 :「配電線耐雷設計ガイド」, 電力中央研究所 総合報告, No. T69 (2002)

[1-13]　横山　茂 :「配電線誘導雷現象の解析とその実証」, 電力中央研究所 総合報告, No. 123 (1986)

[1-14]　S. Yokoyama and A. Asakawa: “Experimental Study of Response of Power Distribution Lines to Direct Lightning Hits”, *IEEE Trans. Power Delivery*, Vol. 4, No. 4, pp. 2242–2248 (1989-10)

[1-15]　H. W. Dommel: “Digital Computer Solution of Electromagnetic Transients in Single- and Multi-Phase Networks”, *IEEE Trans. Power Apparatus and Systems*, Vol. PAS-88 (4), pp. 388–399 (1969-4)

[1-16]　今井康友・松浦達吉・伊東和美・石辺信治・東　正弘・下村哲朗 :「架空地線

直撃雷に対する配電用避雷器の保護効果」，電気学会論文誌 B，111 巻 6 号，pp. 619–627 (1991-6)

[1-17] 藤原信行・米山　司・濱田義之・横田　勤・浅川　聡・下村哲朗・山岡浩一・石辺信治：「配電用避雷器の雷過電圧抑制効果」，電気学会論文誌 B，115 巻 11 号，pp. 1284–1290 (1995-11)

[1-18] K. Nakada, T. Yokota, S. Yokoyama, A. Asakawa, M. Nakamura, H. Taniguchi, and A. Hashimoto: “Energy Absorption of Surge Arresters on Power Distribution Lines due to Direct Lightning Strokes –Effects of an Overhead Ground Wire and Installation Position of Surge Arresters–”, *IEEE Trans. Power Delivery*, Vol. 12, No. 4, pp. 1779–1785 (1997-10)

[1-19] 杉本仁志・浅川　聡・横山　茂・中田一夫：「配電用避雷器の並列施設による避雷器雷焼損防止策の検討」，電気学会論文誌 B，121 巻 6 号，pp. 795–802 (2001-6)

[1-20] 宮崎　輝・岡部成光・饗場　潔・平井崇夫・吉永　淳：「設備実態を考慮した配電線接地設計の検討」，電気学会論文誌 B，127 巻 2 号，pp. 424–431 (2007-2)

[1-21] 宮崎　輝・岡部成光・饗場　潔・平井崇夫・吉永　淳：「配電接地合理化に向けた雷過電圧解析」，電気学会論文誌 B，127 巻 2 号，pp. 432–440 (2007-2)

[1-22] H. Sugimoto, A. Asakawa, S. Yokoyama, and K. Nakada: “Analysis of Lightning Overvoltages in Low-Voltage Power Distribution Lines with Service Drop Lines”, *T. IEE Japan*, Vol. 121-B, No. 8, pp. 930–935 (2001-8)

[1-23] 中田一夫・杉本仁志・島田誠一・板本直樹・新井英樹・浅川　聡：「共通接地線を用いた需要家設備の雷害対策の検討」，電気学会論文誌 B，122 巻 3 号，pp. 417–423 (2002-3)

[1-24] 浅川　聡・浅岡由伸・村上恭一・本田秀樹：「低圧屋内設備の雷保護協調に関する実験的検討」，電力中央研究所 研究報告，No. T01049 (2002)

[1-25] 饗場　潔・岡部成光・宮崎　輝・吉川昌秀：「配電線から侵入する雷サージに対する家電機器を保護する SPD の効果に関する実験的検討」，電気学会論文誌 B，127 巻 4 号，pp. 581–588 (2007-4)

[1-26] T. Noda, H. Nakamoto, and S. Yokoyama: “Accurate Modeling of Core-Type Distribution Transformers for Electromagnetic Transient Studies”, *IEEE Trans. Power Delivery*, Vol. 17, No. 4, pp. 969–976 (2002-10)

[1-27] 本田秀樹・野田　琢・浅川　聡・新藤孝敏・横山　茂・我孫子堅二：「過渡現象解析のための配電用柱上変圧器モデルの改良」，電気学会論文誌 B，124 巻 9 号，pp. 1169–1176 (2004-9)

[1-28] 道下幸志・平岩秀夫・本郷保二：「配電用柱上変圧器の雷過電圧応答－変圧器容量への依存性－」，電気学会論文誌 B，128 巻 1 号，pp. 270–276 (2008-1)

[1-29] 阿部敏也・坪井敏宏・坂本芳樹・宮崎　輝・岡部成光：「低圧屋内配線における基礎回路の EMTP モデルの検討」, 電気学会論文誌 B, 128 巻 12 号, pp. 1481–1489 (2008-12)

[1-30] 横山　茂：配電線の雷害対策，オーム社 (2005)

[1-31] 橋本洋助・横山　茂・横田　勤・浅川　聡：「架空配電線への雷撃距離特性に関する検討－裸電線と絶縁電線の放電特性－」，電気学会論文誌 B，115 巻 12 号，pp. 1508–1514 (1995-12)

[1-32] T. Miyazaki, S. Okabe, K. Aiba, and T. Hirai: “Observation Results of Lightning Performance in Distribution Lines”, *IEEJ Trans. PE,* Vol. 127, No. 12, pp. 1293–1298 (2007-12)

[1-33] 横山　茂・谷口弘光：「第 3 の配電線雷害原因－需要家設備から配電線への雷電流の逆流現象－」，電気学会論文誌 B 特集解説，117 巻 10 号，pp. 1332–1335 (1997-10)

[1-34] 配電用避雷装置の現状調査専門委員会：「配電用避雷装置の技術動向」，電気学会技術報告，第 780 号 (2000)

[1-35] 諸岡泰成・横山　茂・浅川　聡：「架空地線と避雷器併用時の配電線誘導雷電圧抑制効果の検討」，電気学会論文誌 B，112 巻 8 号，pp. 711–719 (1992-8)

[1-36] T. Narita, T. Yamada, A. Mochizuki, E. Zaima, and M. Ishii: “Observation of Current Waveshapes of Lightning Strokes on Transmission Towers”, *IEEE Trans. Power Delivery*, Vol. 15, No. 1, pp. 429–435 (2000-1)

第 2 章　短時間領域における配電線の雷サージ特性

2.1　まえがき

近年，配電線の雷害対策の対象は誘導雷から直撃雷に移行してきており，これまでに，EMTP を用いた雷サージ解析により，架空地線や避雷器の保護効果に関する検討 [1-16][1-17]，避雷器の焼損に関する検討 [1-18][1-19]，避雷器の接地合理化に関する検討 [1-20][1-21] 等が行われている。これらの配電線直撃雷に関する研究 [1-16]-[1-21] では，波頭長が数 μs の緩やかな雷電流を対象とした検討が主であり，急峻な立ち上がりを有する雷電流については十分な検討がなされていない。実際に観測された雷電流波頭部の波形の多くは，前半では緩やかに立ち上がり後半では急峻に立ち上がる形状であり [1-36]，直撃雷により急峻な立ち上がりを有する雷電流が配電線に流入することが想定される。急峻な雷電流が配電線に流入した場合，雷電流が電柱を往復伝搬するコンマ数 μs 程度の短時間領域において，過渡的な電磁界形成に伴う電柱のサージ応答による過電圧が発生し，停電を招くスパークオーバを生じる可能性が高くなる。より効果的な雷害対策を確立していくためには，短時間領域における配電線の雷サージ特性を明らかとし，これらを雷害対策の検討に加えていく必要がある。

一方，これまでの電柱のモデリングに関する研究では，架空地線や高圧電線のない状態における電柱単体のサージインピーダンスに関する検討 [2-1][2-2] が行われてきた。しかし，実際の設備形態である架空地線や高圧電線がある状態において，これらが電柱のサージインピーダンスに与える影響については検討されていない。

上記を鑑み，本章では，先ず，縮尺 6.3 分の 1 の配電線の縮小モデルを用いて電柱雷撃を想定した雷サージ実験（以降，「縮小モデル実験」と呼ぶ）を行い，波頭長が 0.3 μs 以下の急峻な雷電流に対する配電線の雷サージ特性を検討する [2-3]。次に，実規模の配電線を用いて電柱雷撃を模擬した雷サージ実験（以降，「実規模配電線実験」と呼ぶ）を行い，波頭長がステップ状から 1.0 μs までの雷電流に対する実規模配電線の雷サージ特性を検討する [2-4]。これらの実験では，電柱単体のサージインピーダンスおよび架空地線や高圧電線の影響を考慮した電柱のサージインピーダンスについて検討を行う。また，雷電流を模擬した注入電流の波頭長や電柱の接地抵抗値を段階的に変化させて各部の電圧を測定し，これらの影響についても検討を行う。なお，縮小モデル実験および実規模配電線実験では，これまでの研究では無視されていた帰還雷撃放電路（以降，「雷道」と呼ぶ）も考慮して雷撃を模擬している。

2.2　配電線縮小モデルを用いた実験的検討

本節では，架空地線や高圧電線を含めた縮尺 6.3 分の 1 の配電線の縮小モデルを用いて電柱雷撃を想定した雷サージ実験を行い，雷過電圧に対して電柱のサージインピーダンスが問題となる短時間領域における配電線のサージ特性を検討する [2-3]。

2.2.1　実験方法

2.2.1.1　配電線縮小モデル

本実験の縮小モデルを Fig. 2-1 に示す。汎用の材料を使用したため，縮尺が各部で完全に均一ではないが，6.3 分の 1 を基準として縮小モデルを製作した。従って，以降に示す測定波形の時間軸を 6.3 倍とすることで，等価的に原寸の配電線における結果と考えることができる。

我が国の電柱は鉄筋コンクリート柱が主流であり，このうち長さ 14 m，上口外径 19 cm，下口外径 38 cm のものが多く使用されている。テーパのある鉄筋コンクリート柱のサージ特性は，鉄筋部の上口半径と下口半径の平均値を半径とする円筒の金属導体で近似的に評価できることが報告されている [2-1] ことから，本実験では，長さ 2 m，直径 35 mm のアルミパイプを用いて，長さ 14 m の電柱を模擬した[†]。模擬した電柱の全長は，電柱の地中埋設部分（長さ 2.4 m）を無視し，電柱上部に接続される架空地線支持用金物（長さ 1 m）を加えた長さとしている。

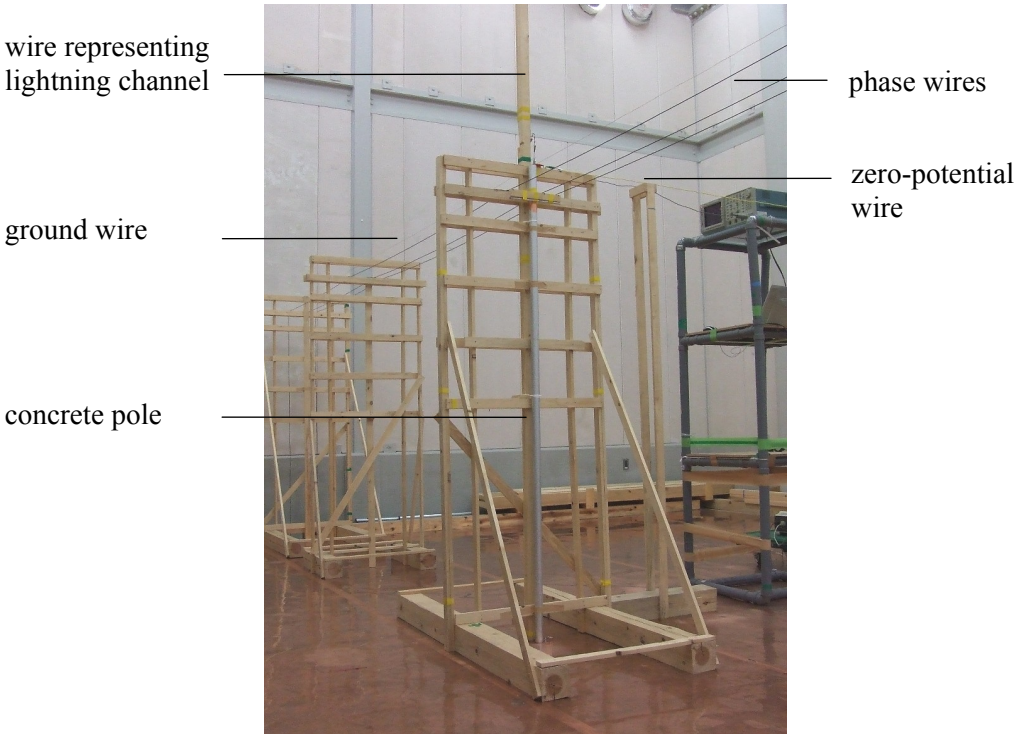
縮小モデルの構成要素のうち架空地線，高圧電線，接地線，高圧腕金の諸元を Table 2-1 に示す。なお，本実験ではがいしのスパークオーバそのものについては検討の対象外としたため，がいし部分は単なる絶縁物である木材を用いている。

2.2.1.2　実験回路

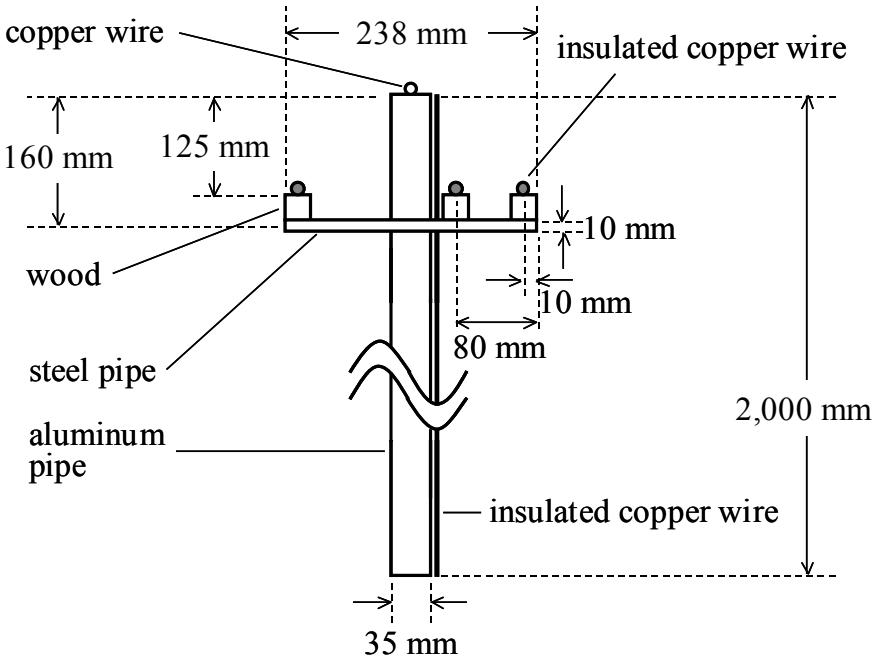
実験回路の配置を Fig. 2-2 に示す。実験室内の床には，今回のサージ実験の時間領域では無限平面とみなせる十分広い範囲に銅板を敷き詰め，これを実験棟の接地と接続した。実験室の天井は，サージ実験の時間領域において天井からの電磁界の反射が影響しない十分に高い位置であることを確認した。

本実験では，遠方に設置したパルス発生器（ノイズ研究所製，INS-400L）により急峻波電流を発生させ，遠方で 5 m の高さに立ち上げた同軸ケーブル（3D-2W）を通して，雷撃想定位置である電柱の頂部（以降，「柱頂」と呼ぶ）に鉛直上方から注入することで，柱頂への直撃雷を模擬した [2-5]。Fig. 2-2 (b) に示すように，電流注入箇

[†]なお，金属導体のサージ特性はその材質により変化しないことが文献 [2-1] で報告されている。



(a) Photograph



(b) Dimensions of the reduced-scale model

Fig. 2-1.　Reduced-scale model of a distribution line.

Table 2-1.　Specifications of the reduced-scale model.

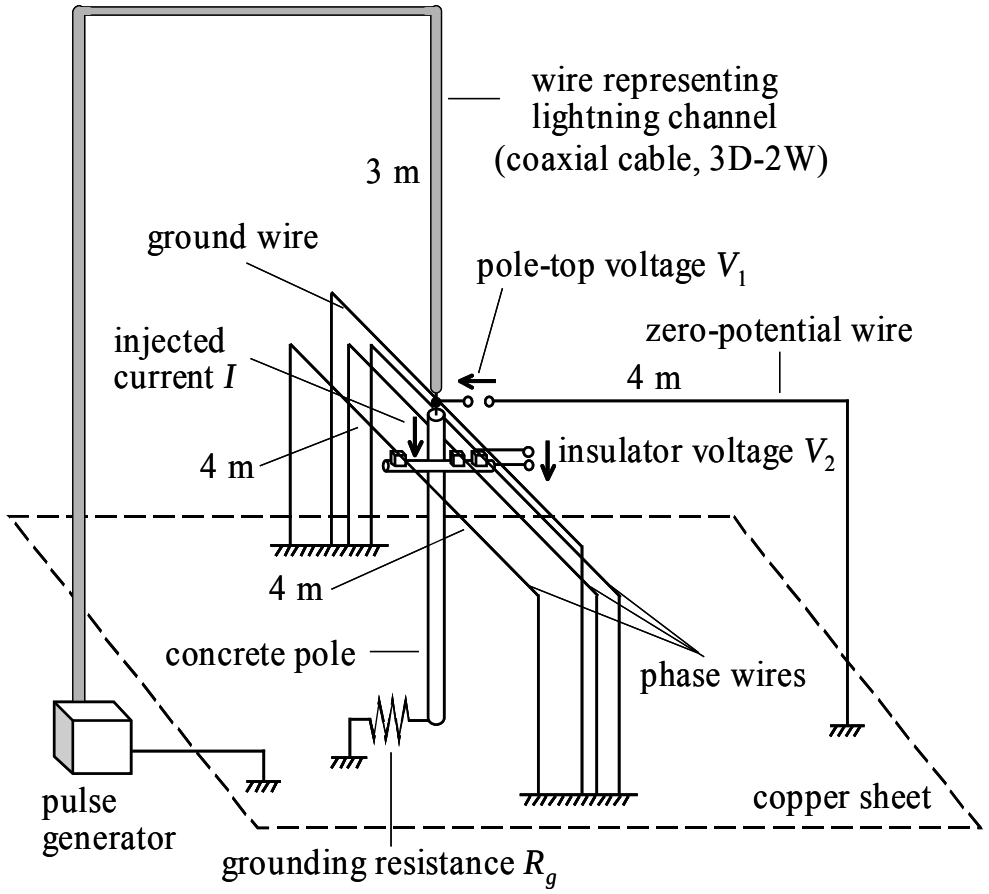
Equipment	Actual distribution line		Reduced-scale model	
	Material	Size	Material	Size
ground wire	galvanized stranded steel wire	d = 6.0 mm (22 mm^2)	bare wire	d = 1.0 mm
phase wires	6 kV XLPE insulated wire	d = 11.6 mm (80 mm^2)	polyvinyl chloride insulated wire	d = 1.8 mm
grounding lead conductor	600V polyvinyl chloride insulated wire	d = 3.0 mm (5.5 mm^2)	polyvinyl chloride insulated wire	d = 0.5 mm
crossarm	galvanized steel (square pipe)	75 mm × 75 mm × 1,500 mm	steel pipe	d = 10 mm length ≅ 238 mm

d : diameter

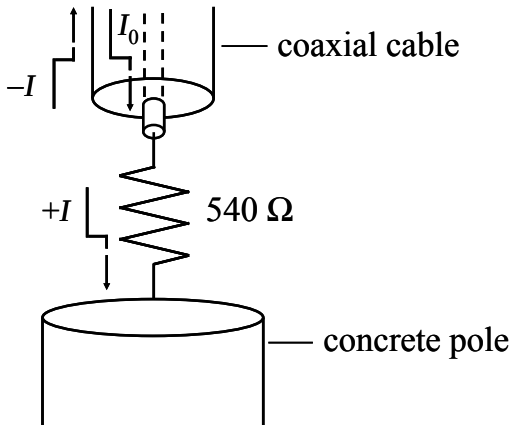
所では，電柱を模擬したアルミパイプの頂部と同軸ケーブル心線の間に 540 Ω の抵抗を直列に挿入した。パルス発生器で発生した急峻波電流（I_0）は同軸ケーブルの心線–金属シース間を伝搬し，柱頂まで到達するとその一部（+I）が電柱に注入され，同量逆極性の電流（–I）が金属シース沿いに上昇していく。従って，同軸ケーブルの金属シースが雷道の模擬となる。模擬雷道のサージインピーダンスは 400～500 Ω 程度[†]であり，挿入抵抗と同軸ケーブルのサージインピーダンス 50 Ω とあわせて，電柱からみた雷道側のサージインピーダンスはほぼ 1 kΩ となる。この値は，近年，報告されている雷道インピーダンスとほぼ同じ値である [2-6]。

電圧測定に利用する零電位線の方向は，電柱および架空地線・高圧電線の方向に対して直交配置とし，相互の電磁誘導を極力小さくした。また，架空地線，高圧電線は，電柱から 4 m の位置で鉛直下方に方向を変え銅板に接続した。

[†]雷道を模擬して雷撃点より垂直に立ち上げた導体のサージインピーダンスについては，これまでに詳しい検討がなされていない。仮に，雷撃点より水平に架線した模擬雷道を想定した場合，そのサージインピーダンスは 450 Ω となることから，垂直な模擬雷道のサージインピーダンスは 400～500 Ω 程度と考えられる。なお，後述する第 4 章の計算においては 450 Ω を用いている。



(a) Entire view



(b) Point of current injection

Fig. 2-2.　Experimental setup.

2.2.1.3　測定方法

本実験に用いた測定装置の概要を Table 2-2 に示す。これより，測定系は数 ns の立ち上がりを十分正確に測定できるものであると言える。電圧を電流と同時に測定した場合, 電圧のみで測定した場合よりも測定値が約 6% 低下した。そこで, 本実験では, 各測定線の相互影響等を排除するため，1 つのチャンネルのみで電流や電圧の測定を行った。例えば，電流を測定する場合，不要となる電圧測定用の FET プローブと零電位線を取り外した。なお，電流と電圧の時間軸を合わせる目的で，これらを同時に測定したデータも取得しておいた。本実験で示す電流，電圧波形は，1 チャンネル単独測定の波形を同時測定のデータにより時間軸を揃えて表示している。本実験の様に非常に高速なサージ現象の測定では，電磁ノイズの影響による誤差が生じやすいことから，1 つの波形について 3 回の測定を行い，このうち最も電磁ノイズ成分が小さいと考えられるものを測定波形として採用した。測定波形に含まれる誤差は偶然的誤差と系統的誤差に分けられるが，この操作により電磁ノイズの偶然的誤差は僅かなものとなり，測定波形に含まれる誤差は系統的誤差が主になると考えられる。

オシロスコープの位置は, 測定地点付近の電磁界を乱さないようにするため, 約 2 m の高さまで持ち上げて，零電位線の方向へプローブの長さの許す限り離して配置した。

2.2.1.4　実験ケース

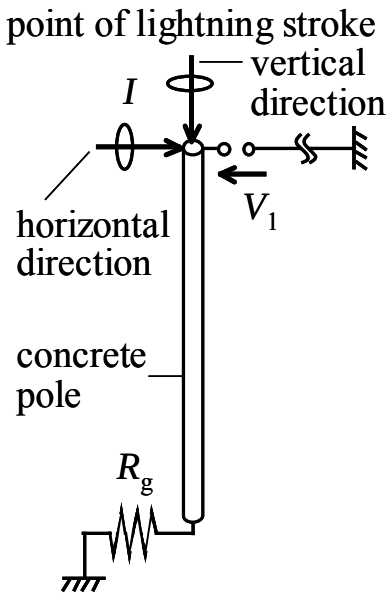
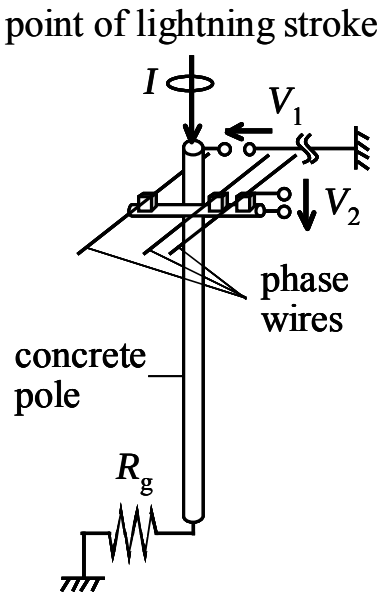
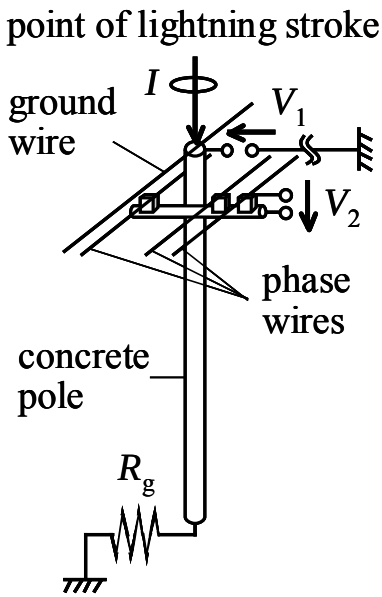
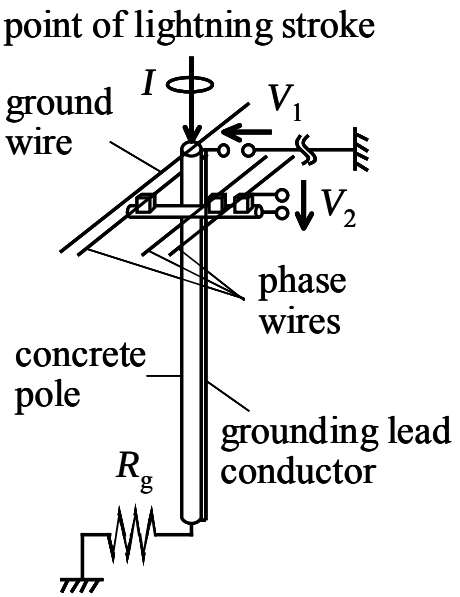
Table 2-3 に実験ケースの一覧を示す。ケース 1 では，先ず，電流の注入方向が電柱のサージインピーダンスに与える影響について把握する。注入方向が文献 [2-1], [2-2] の実験方法である「水平方向」と本実験方法である「鉛直方向」の各々の場合において，架空地線や高圧電線がない電柱単体の状態でのサージインピーダンスを測定する。次に，電柱単体の雷サージ特性を明らかとするため，注入電流 I の波頭長 T_f（付録 A

Table 2-2.　Measurement instruments.

Instrument	Manufacturer	Model	Bandwidth
Oscilloscope	Tektronix	TDS784D	DC to 1 GHz
Current probe		CT-1	25 kHz to 1 GHz
Voltage probe (FET)		P6245	DC to 1.5 GHz ($C \leq 1.0$ pF *)

* C : input capacitance

Table 2-3.　List of test cases.

Case 1: Stand-alone pole.	Case 2: Pole equipped with three phase wires and without a ground wire.
	
Case 3a: Pole equipped with three phase wires and a ground wire.	Case 3b: Pole equipped with three phase wires, a ground wire, and a grounding lead conductor.
	

を参照）と電柱の接地抵抗 R_g を変化させて雷撃位置の電位 V_1 を測定する。V_1 は，柱頂と零電位線の間に発生する電圧（以降，単に「柱頂電位」と呼ぶ）とする。

ケース 2 では，電柱に高圧電線 3 条を架線し，架空地線がない配電線の雷サージ特性を明らかにする。ケース 1 と同様，電柱のサージインピーダンスおよび T_f と R_g を変化させたときの柱頂電位を測定する。また，耐雷設計上最も重要である高圧電線と高圧腕金間の電位差 V_2（以降，単に「がいし間電圧」と呼ぶ）についても測定する。

ケース 3a では，電柱に架空地線 1 条と高圧電線 3 条を架線し，架空地線がある配電線の雷サージ特性を明らかにする。ケース 2 と同様，電柱のサージインピーダンスおよび T_f と R_g を変化させたときの柱頂電位とがいし間電圧を測定する。また，ケース 3b では，接地線の影響を把握するため，電柱に接地線を沿わせてケース 3a と同様の測定を行う。

本章では，これらのケースを比較して検討を行うため，測定した注入電流，柱頂電位およびがいし間電圧の波形を注入電流収束値 1 A 当たりに換算して表示することとする。

2.2.1.5　サージインピーダンスの定義

縮小モデル実験におけるサージインピーダンス†を以下のように定義する。R_g を 0 Ω とし，波頭長約 3 ns で立ち上がるステップ波状の電流（以降,「ステップ電流」と呼ぶ）を柱頂に注入したときの柱頂電位を測定する。得られた柱頂電位のピーク値をその時点での電流値で除してサージインピーダンスと定義する。

2.2.2　電柱単体の雷サージ特性

ここでは，電柱単体の状態，すなわち，ケース 1 の状態においてサージ特性を測定した結果について述べる。

2.2.2.1　サージインピーダンス

R_g を 0 Ω とし，ステップ電流を注入したときの柱頂電位ピーク値から電柱のサージインピーダンスの値を求めた。文献 [2-1]，[2-2] の実験では，電流の注入方向は柱頂に対して水平方向である。しかし，本実験のように電柱への直撃雷を模擬する場合，電流の注入方向は鉛直方向となる。電流の注入方向の違いによる影響を把握するため，

† サージインピーダンスを不変の物理量とする考え方もあるが，本論文では，上記のようにある条件における電圧と電流の比としてサージインピーダンスを定義する。また，電力系統の絶縁設計では，電圧ピーク値に安全率を掛けて耐圧を検討する例が多い。上記のように，サージインピーダンスを柱頂電位ピーク値で定義することにより，このような検討において測定値をそのまま用いることが可能となる。なお，これまでの電柱のモデリングに関する研究 [2-1][2-2] においても，サージインピーダンスを同様に定義している。

電流注入用の同軸ケーブルを零電位線と同一直線上に配置した場合（水平方向）と本実験方法である同軸ケーブルを電柱の鉛直上方に配置した場合（鉛直方向）の双方の測定を行った。測定の結果，本実験の電柱モデルである長さ 2 m，直径 35 mm のアルミパイプのサージインピーダンスは，水平方向で 247 Ω，鉛直方向で 283 Ω となり，36 Ω（約 15%）増加した。この原因は，鉛直上方の雷道を流れる電流が形成する電磁界の影響と考えられる。これより，従来の実験結果に基づく雷過電圧の推定では，高圧がいし間に発生する過電圧を小さく評価している可能性があり，本実験にように雷道の影響を考慮したサージ特性を把握する必要がある。なお，電流の注入方向に対する電柱のサージインピーダンスの変化率は，鉄塔のサージインピーダンスを評価した実験結果（約 20%）[2-7][2-8] と比較すると約 5% 小さい。

また，同じ長さで異なる半径の垂直導体についてもサージインピーダンスを測定した。これらの結果をまとめて Fig. 2-3 に示す。サージインピーダンス値は，同軸ケーブルの配置によらず，対数軸上で半径に対して右下がりの直線となることがわかる。さて，垂直導体のサージインピーダンス Z_p については，次の実験式が良く知られている [2-9]。

$$Z_p = 60\left\{\ln\left(2\sqrt{2}h/r\right) - m\right\} \tag{2-1}$$

ただし，h：導体長さ，r：導体半径

Fig. 2-3 の結果に (2-1) 式を適用すると，鉛直方向で $m = 1.1$ となり，水平方向で $m = 1.7$ となる。水平方向を用いている文献 [2-1] では，$m = 1.7$ とすれば (2-1) 式は実験結果とよく一致すると報告されており，本実験結果と合致する。

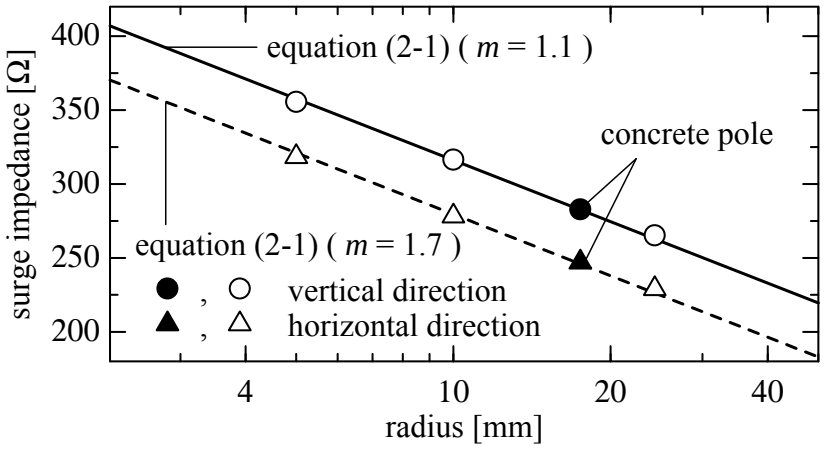
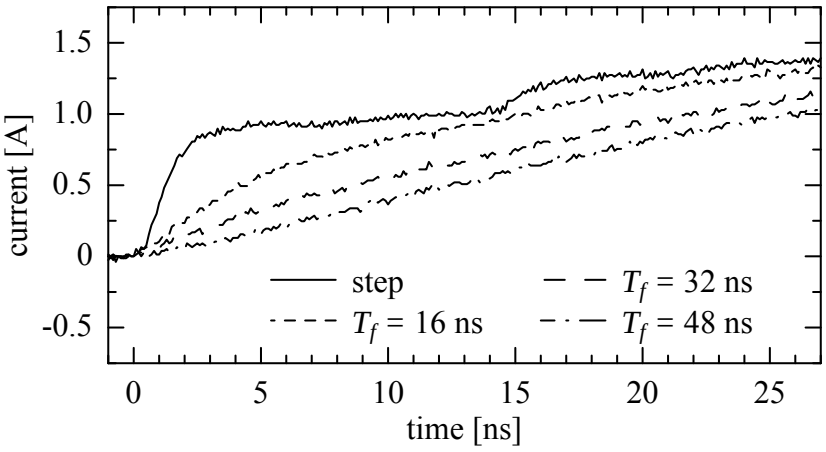


Fig. 2-3.　Relationship between the radius and the surge impedance of a stand-alone vertical conductor.

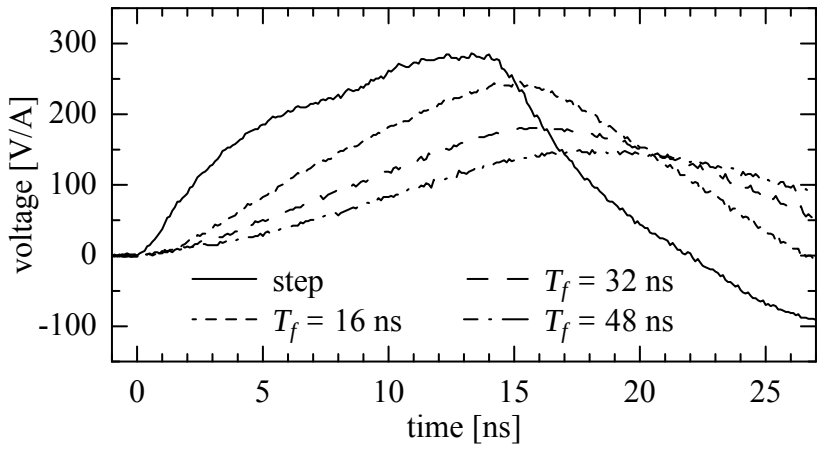
2.2.2.2　柱頂電位上昇

雷電流の波頭長が柱頂電位に与える影響を検討する。R_g を 0 Ω とし，注入電流の波頭長 T_f をステップ状から，16 ns（0.1 μs），32 ns（0.2 μs），48 ns（0.3 μs）と変化させたときの柱頂電位の測定結果を Fig. 2-4 に示す。なお，カッコ内は実規模換算の値である。また，T_f と柱頂電位ピーク値の関係を Fig. 2-5 に示す。T_f が長くなると柱頂電位は低下し，対数軸上で T_f に対して右下がりの特性となった。

次に，電柱の接地抵抗 R_g が柱頂電位に与える影響を検討する。R_g を 0 Ω，27 Ω，54 Ω，100 Ω，200 Ω と変化させたときの柱頂電位の測定結果を Fig. 2-6 に示す。同図には，注入電流がステップ電流の場合および T_f を 16 ns，32 ns，48 ns とした場合の測定結果を示している。全ての場合において，R_g が大きくなるにつれて大地面からの反射波が小さくなる。また，ステップ電流の場合は比較的大きな接地抵抗値まで電柱の



(a) Injected current



(b) Pole-top voltage

Fig. 2-4.　Measured injected currents and pole-top voltages (stand-alone pole).

サージインピーダンスのみで決まるピーク値をとるが，T_f が長くなるにつれて比較的小さな接地抵抗値でも接地抵抗の影響を含んだピーク値となる。

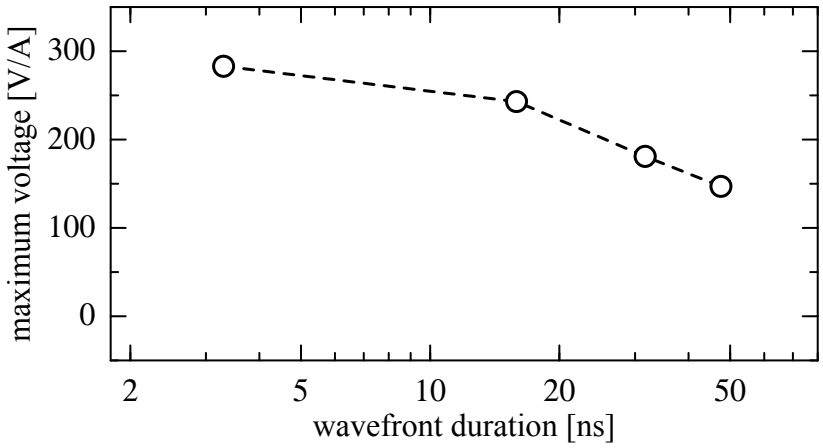


Fig. 2-5.　Relationship between the wavefront duration and the maximum pole-top voltage (stand-alone pole).

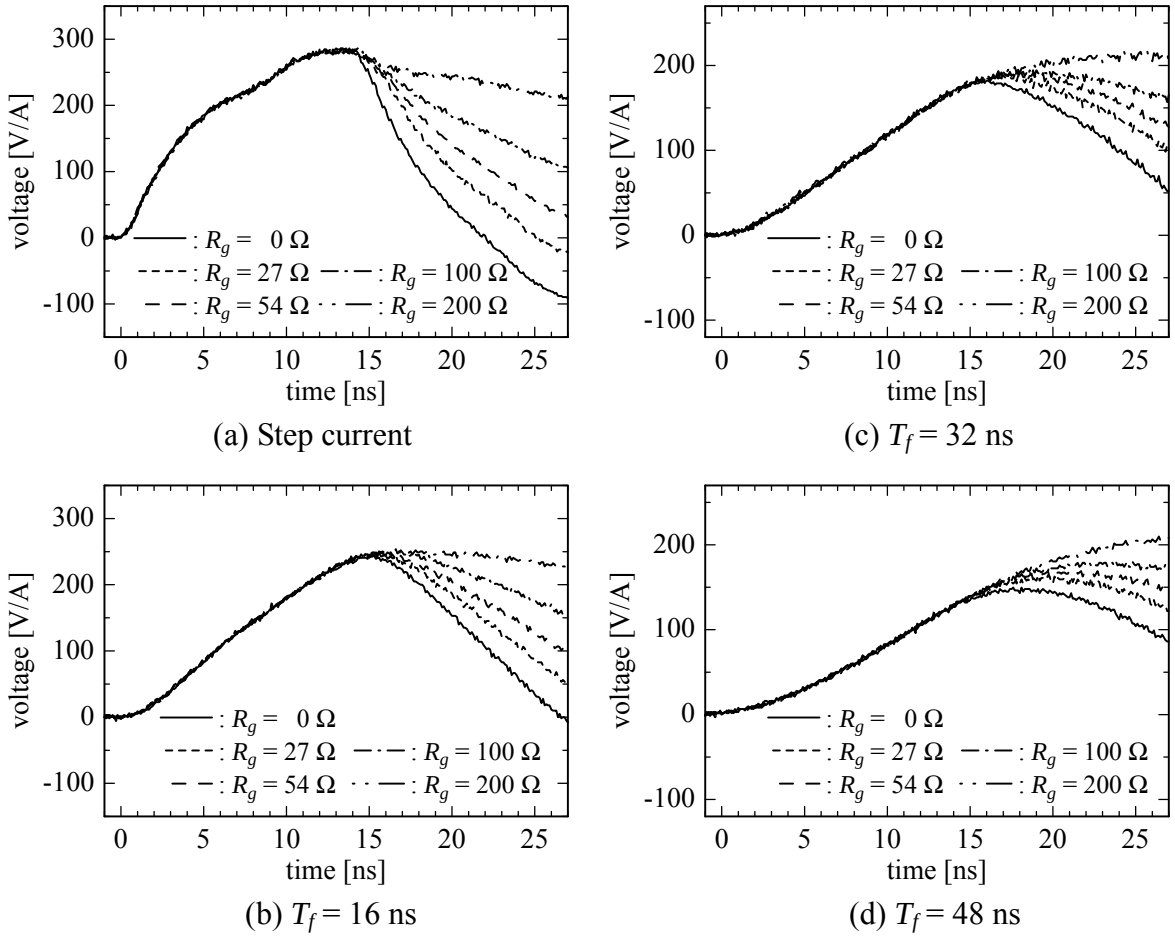


Fig. 2-6.　Pole-top voltages with respect to the grounding resistance (stand-alone pole).

2.2.3　架空地線がない配電線の雷サージ特性

高圧電線の影響を把握することを目的として，架空地線なしで高圧電線 3 条を架線したケース 2 の状態における測定の結果について述べる。

2.2.3.1　サージインピーダンス

R_g を 0 Ω とし，ステップ電流を注入したときの柱頂電位ピーク値から求めた電柱のサージインピーダンスは 267 Ω となり，ケース 1 の測定結果と比較すると，16 Ω（約 6%）[†]低下した。この原因は，高圧電線 3 条の存在により柱頂付近の電磁界が散乱された影響と考えられる。

2.2.3.2　柱頂電位上昇

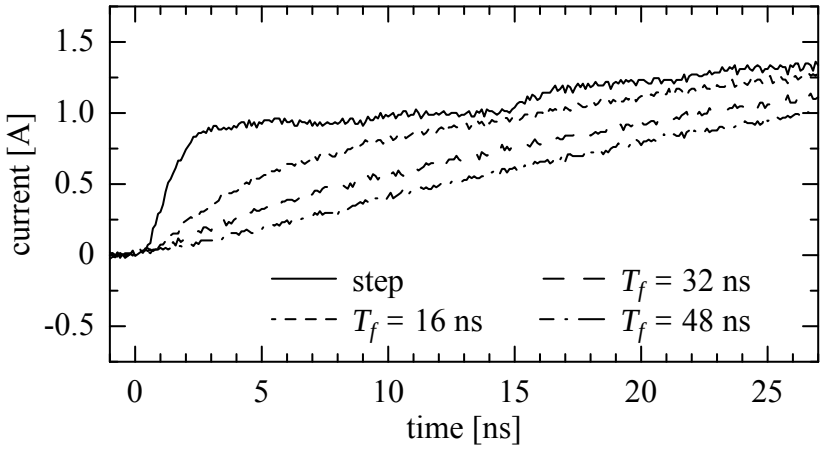
R_g を 0 Ω とし，T_f を変化させたときの柱頂電位の測定結果を Fig. 2-7 に示す。，T_f が長くなるほど，柱頂電位が低下しており，ケース 1 とほぼ同様な特性である。ケース 1 とケース 2 の柱頂電位ピーク値を比較すると，ステップ電流を注入したときは先述のとおり約 6% 低下したが，T_f = 48 ns のときではほぼ同じ値となる。

2.2.3.3　がいし間電圧

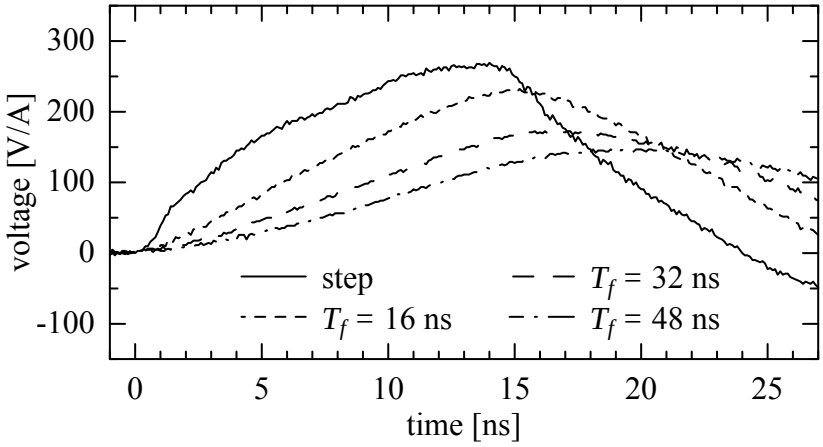
R_g を 0 Ω とし，T_f を変化させたときのがいし間電圧の測定結果を Fig. 2-8 に示す。3 条の高圧電線が架線されているため，がいし間電圧は 3 相分存在することになるが，相による違いは見られなかった。また，ピーク値に達する時刻は柱頂電位よりも約 1 ns 早い。これは，高圧腕金が柱頂よりも大地面に近いため，反射波が柱頂よりも早く到達することによる。T_f に対する柱頂電位ピーク値とがいし間電圧ピーク値の関係を Fig. 2-9 に示す。がいし間電圧ピーク値は，柱頂電位ピーク値よりも僅かに小さい。また，T_f が長くなると柱頂電位とがいし間電圧は共に低下し，T_f に対して対数軸上で右下がりの特性となった。ただし，T_f = 48 ns のときはピーク値に達する時刻が 20 ns 付近であることから，雷道の方向が鉛直から水平に変わっていることによる微小な反射の影響を含んでいる。

次に，R_g を変化させたときのがいし間電圧を Fig. 2-10 に示す。同図には，注入電流がステップ電流の場合と T_f を 16 ns，32 ns，48 ns とした場合の測定結果を示している。ケース 1 における柱頂電位と同様の特性が得られた。

[†]2.2.1.3 節で述べた様に，測定波形に含まれる誤差は系統的誤差が主になると考えられる。この系統的誤差はいずれの測定波形にも一定の傾向で含まれることから，2 つのサージインピーダンスの差分に相当する上記の 16 Ω（約 6%）という値は系統的誤差がキャンセルされると考えられる。その意味で 16 Ω（約 6%）は信頼できる値といえる。



(a) Injected current



(b) Pole-top voltage

Fig. 2-7.　Measured injected currents and pole-top voltages (with phase wires, without a ground wire).

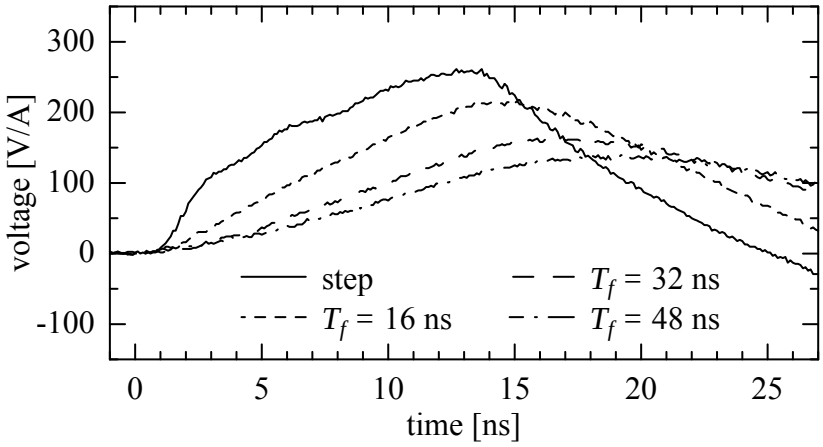


Fig. 2-8.　Measured insulator voltages (with phase wires, without a ground wire).

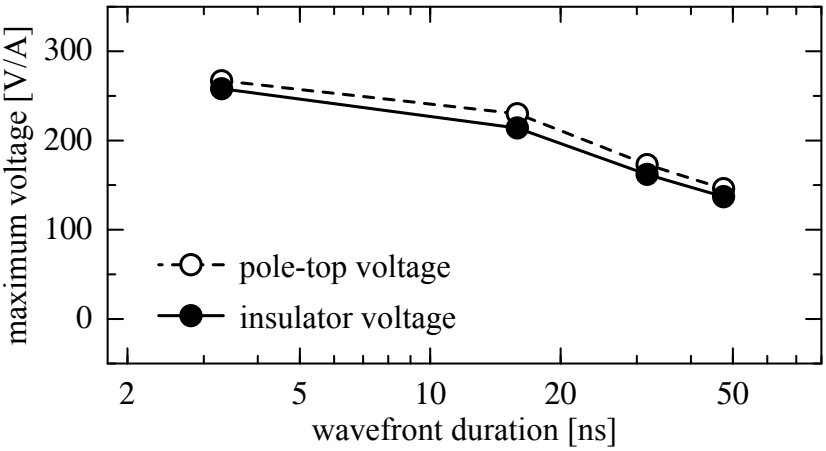


Fig. 2-9.　Maximum pole-top voltage and maximum insulator voltage with respect to the wavefront duration (with phase wires, without a ground wire).

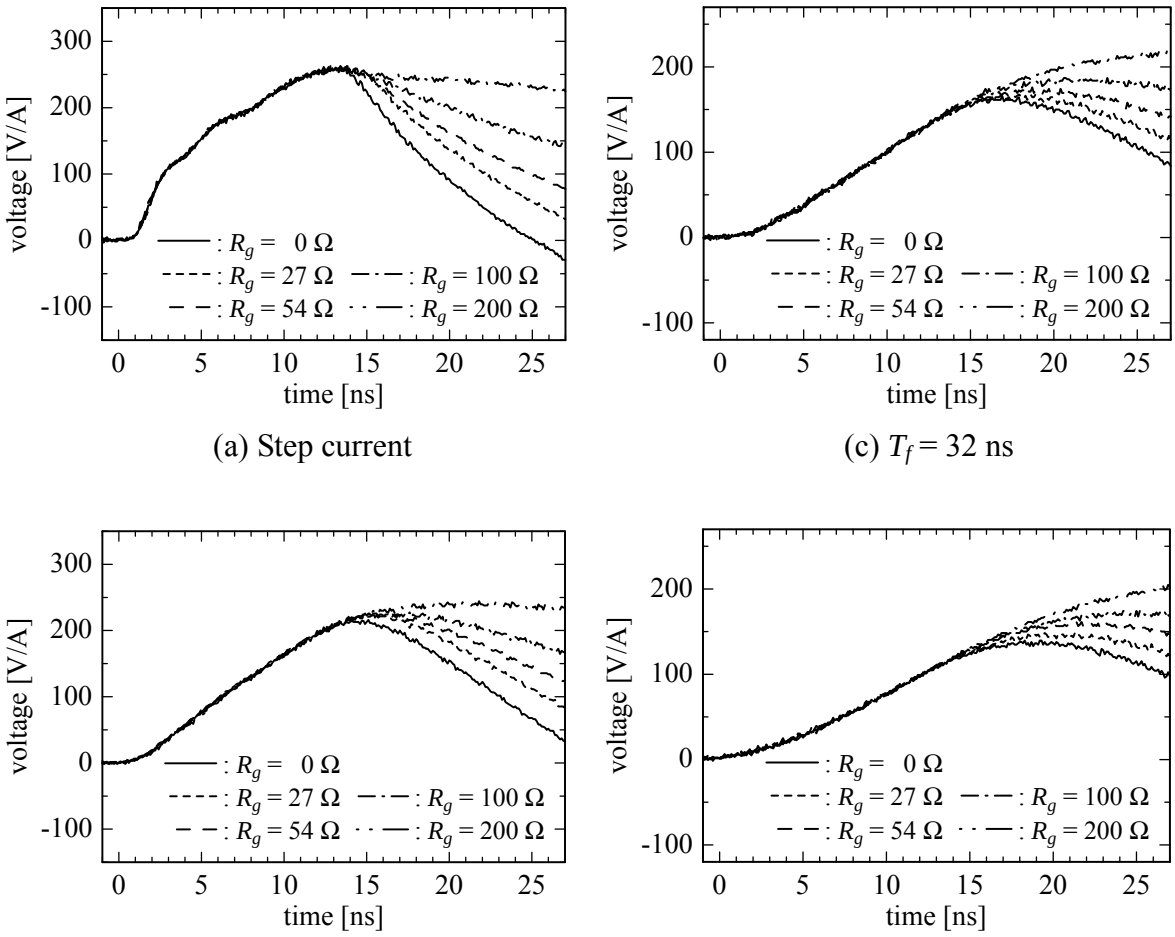


Fig. 2-10.　Insulator voltages with respect to the grounding resistance (with phase wires, without a ground wire).

2.2.4　架空地線がある配電線の雷サージ特性

高圧電線に加えて架空地線の影響を把握するため，高圧電線 3 条および架空地線 1 条を架線したケース 3a の測定を行った。ここでは，その結果について述べる。

2.2.4.1　サージインピーダンス

R_g を 0 Ω とし，ステップ電流を注入したときの電柱，架空地線（片側）の電流を Fig. 2-11 に示す。ステップ電流を注入したときの柱頂電位ピーク値をその時刻に電柱に流れる電流の値で除することにより求めた電柱のサージインピーダンスは 302 Ω となる。これは，ケース 1，ケース 2 の測定結果と比べて 19 Ω（約 7%），35 Ω（約 13%）の増加である。一方，ステップ電流を注入したときの柱頂電位ピーク値をその時刻に架空地線（片側）に流れる電流の値で除することにより求めた架空地線のサージインピーダンスは 495 Ω と求まる。

2.2.4.2　柱頂電位上昇

R_g を 0 Ω とし，T_f を変化させたときの柱頂電位の測定結果を Fig. 2-12 に示す。架空地線に分流する電流成分が存在するため，ケース 2 の測定結果と比べて電位上昇が約 5 割に減少している。また，ケース 2 と同様，T_f が長くなると柱頂電位が低下する結果となったが，ピーク値以降の減少が緩やかになっている。これは，架空地線への分流により電柱に注入される電流成分が小さくなり，結果として，電位上昇に対する大地面からの反射波の影響が小さくなったためと考えられる。

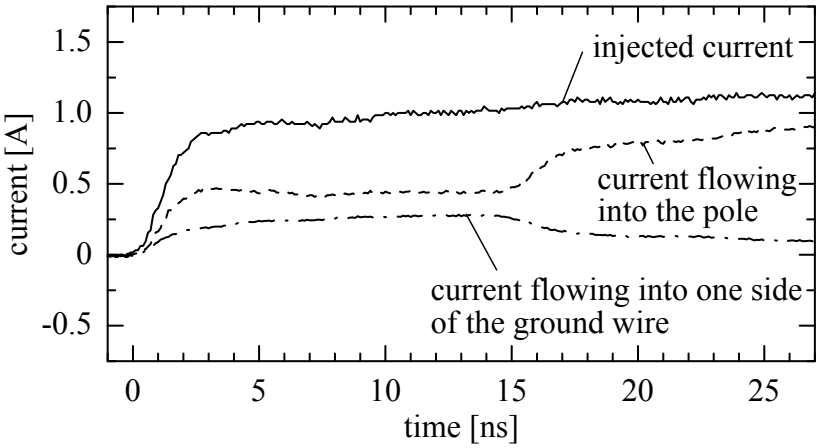
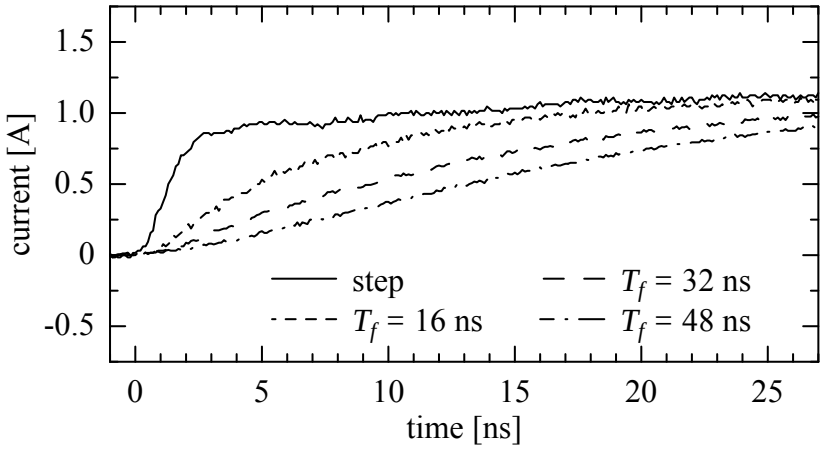
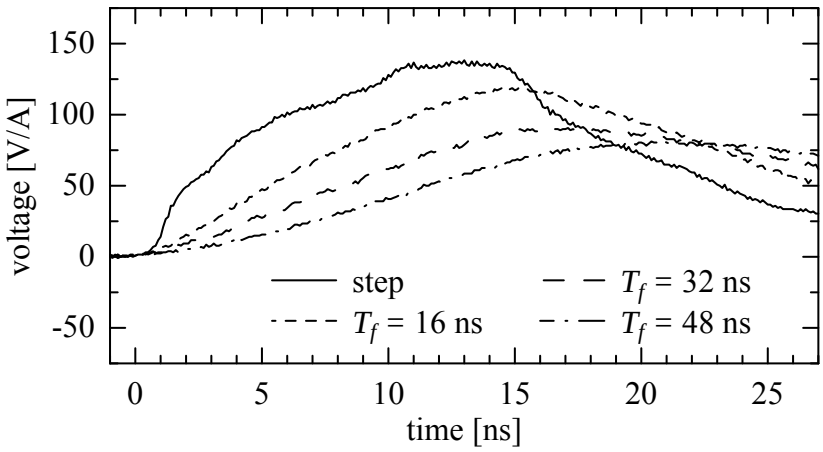


Fig. 2-11.　Currents at various positions (with phase wires and a ground wire).



(a) Injected current



(b) Pole-top voltage

Fig. 2-12.　Measured injected currents and pole-top voltages (with phase wires and a ground wire).

2.2.4.3　がいし間電圧

R_g を 0 Ω とし, T_f を変化させたときのがいし間電圧の測定結果を Fig. 2-13 に示す。相による違いはなく，また，ケース 2 と同様，T_f が長くなるとがいし間電圧が低下する結果となった。ここで，T_f に対する柱頂電位ピーク値とがいし間電圧ピーク値の関係を整理したものを Fig. 2-14 に示す。がいし間電圧ピーク値は，柱頂電位ピーク値よりも小さい。これは，架空地線と高圧電線の結合により，架空地線に流れる電流が高圧電線の電位を持ち上げたためである。Fig. 2-14 には，架空地線によるがいし間電圧抑制率を次式で定義し，T_f に対してプロットしたものを合わせて示している。

$$\text{がいし間電圧抑制率} = \frac{V_{top} - V_{ins}}{V_{top}} \tag{2-2}$$

ただし，V_{top}：柱頂電位ピーク値，V_{ins}：がいし間電圧ピーク値

がいし間電圧抑制率は，T_f が短くなると低下する傾向がみられる。T_f = 48 ns のときは約 24% であるが，ステップ電流のときは約 20% である。この理由については，2.2.6 節にて述べる。

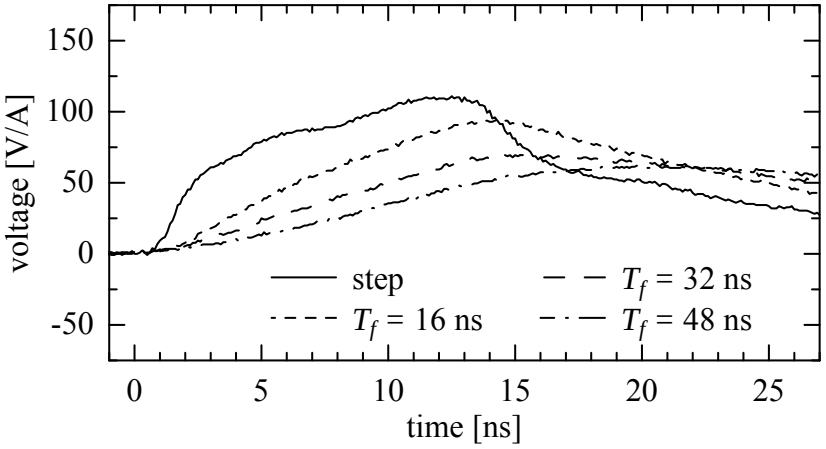


Fig. 2-13.　Measured insulator voltages (with phase wires and a ground wire).

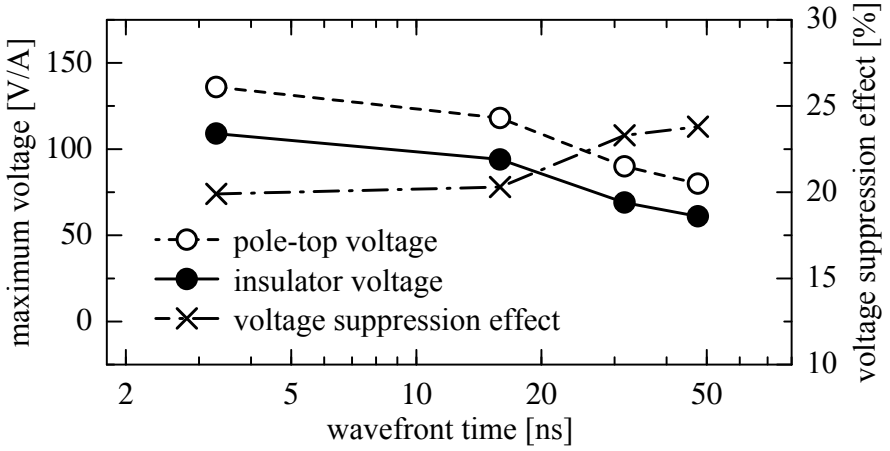
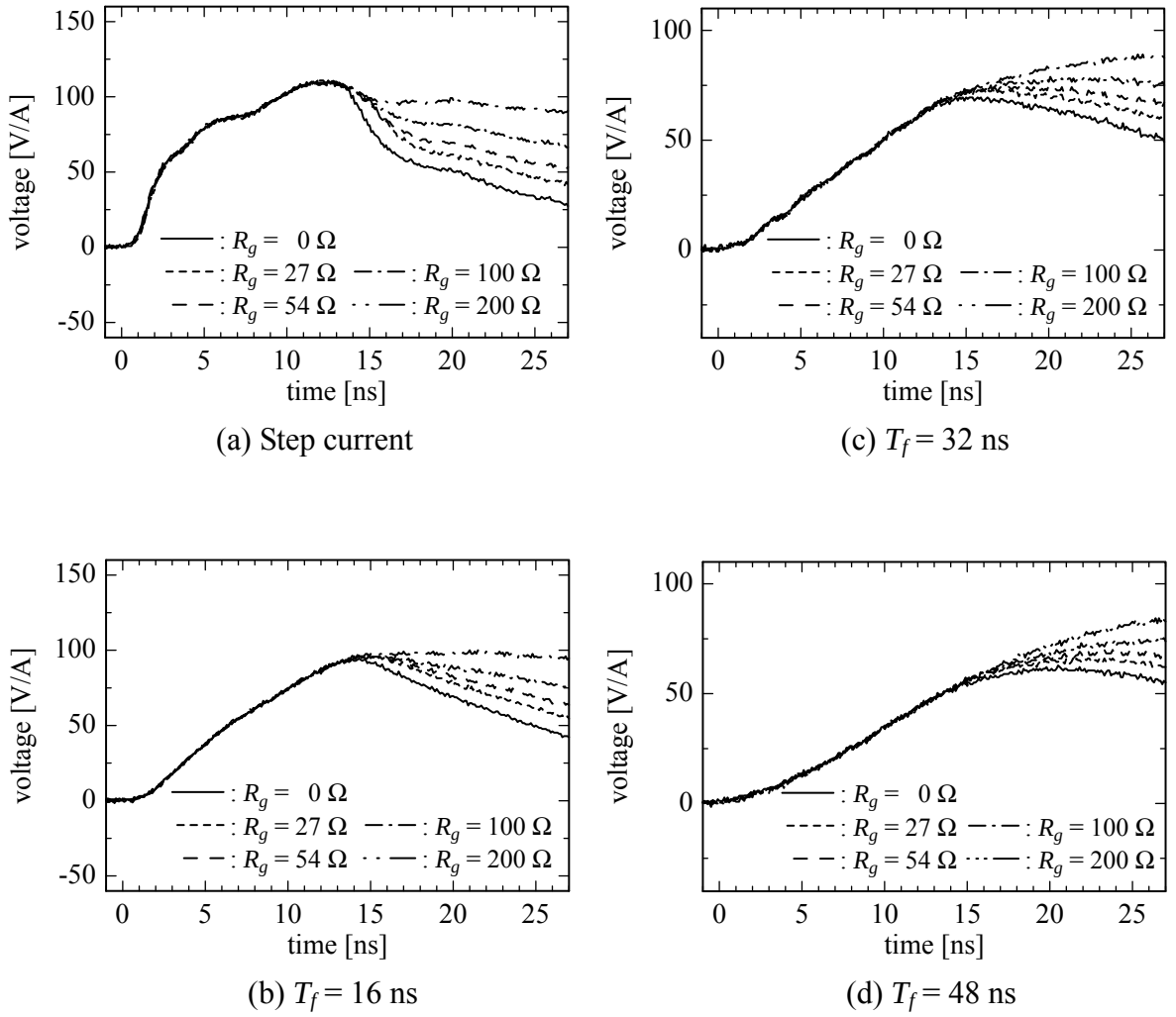


Fig. 2-14.　Maximum pole-top voltage, maximum insulator voltage, and voltage suppression effect of the insulator with respect to the wavefront duration (with phase wires and a ground wire).

次に，R_g を変化させたときのがいし間電圧を Fig. 2-15 に示す。同図には，注入電流がステップ電流の場合と T_f を 16 ns，32 ns，48 ns とした場合の測定結果を示している。がいし間電圧はケース 2 より約 5～6 割減少したものの，接地抵抗の変化に対する様相はケース 2 と同様である。



(a) Step current　　(c) T_f = 32 ns

(b) T_f = 16 ns　　(d) T_f = 48 ns

Fig. 2-15.　Insulator voltages with respect to the grounding resistance (with phase wires and a ground wire).

2.2.5　接地線の影響

電柱に密着して接地線が併設されている場合を想定し，ケース 3a に接地線を加えたケース 3b について測定を行った結果を述べる。なお，実際の配電線では電柱と接地線の間にスパークオーバが生じる。文献 [2-10] の実験では，接地線が併設されている電柱に大きな雷電流を注入した場合，柱頂を含む数箇所で電柱と接地線の間にスパークオーバが発生することが報告されており，本実験ではスパークオーバ後を想定し，柱頂および電柱の下部で電柱と接地線を接続した。

2.2.5.1　柱頂電位上昇

柱頂電位の測定結果を Fig. 2-16 に示す。文献 [2-1] では，電柱と接地線を密着した状態で並列接続したときのサージインピーダンスは，ほぼ電柱単体のサージインピーダンスと等しくなることが報告されている。Fig. 2-12(b) と Fig. 2-16 を比較すると，文献 [2-1] のとおり，接地線の有無による柱頂電位の違いはほとんど見られない。

2.2.5.2　がいし間電圧

接地線を併設した状態で，ケース 3a と同様の実験を行ったときのがいし間電圧の測定結果を Fig. 2-17 に示す。柱頂電位の結果と同様，接地線の有無によるがいし間電圧の違いはみられない。また，ステップ電流を注入したときの電柱，架空地線（片側），接地線の電流を Fig. 2-18 に示す。大部分の注入電流は電柱と架空地線に流れており，接地線にはほとんど流れない。以上より，フラッシオーバにより電柱と接地線の接地が共通と見なせる様な場合には，接地線の存在は無視できると考えられる。

2.2.6　架空地線と高圧電線のサージ特性

ケース 3 の実験では，がいし間電圧を抑制する架空地線の 2 つの効果，すなわち，分流により電柱に流入する電流を小さくする効果と架空地線と高圧電線の結合により高圧電線の電位を持ち上げる効果を明らかにした。しかし，ケース 3 の実験からは，垂直導体である電柱と水平導体である架空地線と高圧電線の現象が混在して観測されることから，水平導体のみのサージ特性を十分に把握できない。そこで本節では，電柱の影響を排除した架空地線と高圧電線のサージ特性を明らかにする。

2.2.6.1　実験ケース

ケース 3a の状態から電柱を取り除き，架空地線と高圧電線のみの状態として実験を行う。雷撃点における架空地線と零電位線の間に発生する電圧（以降，単に「架空

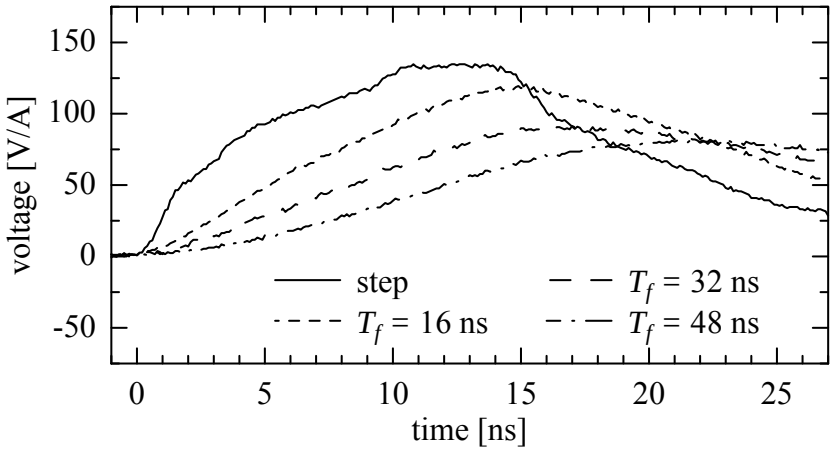


Fig. 2-16.　Measured pole-top voltages (with phase wires, a ground wire, and a grounding lead conductor).

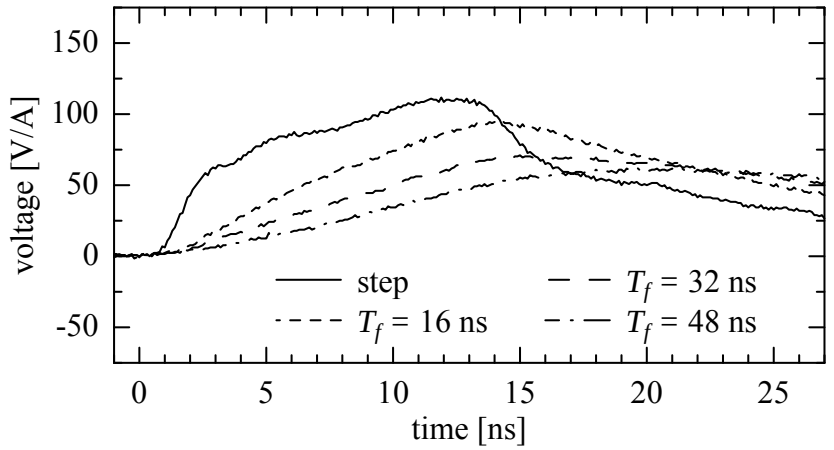


Fig. 2-17.　Measured insulator voltages (with phase wires, a ground wire, and a grounding lead conductor).

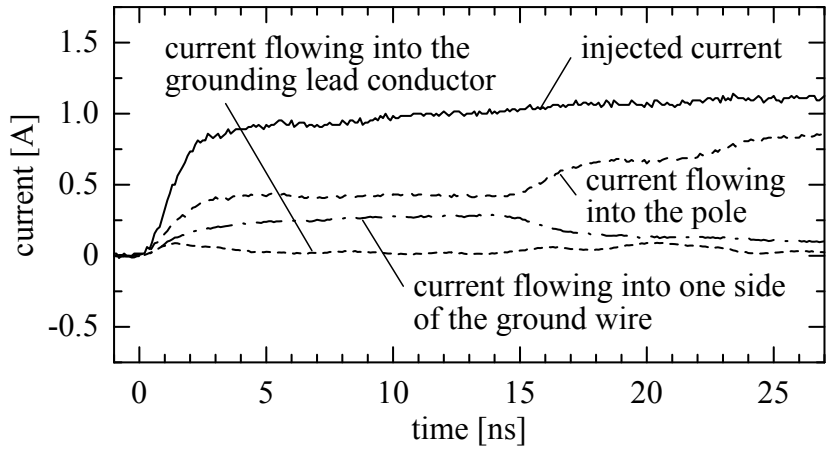


Fig. 2-18.　Currents at various positions (with phase wires, a ground wire and a grounding lead conductor).

地線電位」と呼ぶ）および雷撃点直下における高圧電線と零電位線の間に発生する電圧（以降，単に「高圧電線電位」と呼ぶ）を測定する。

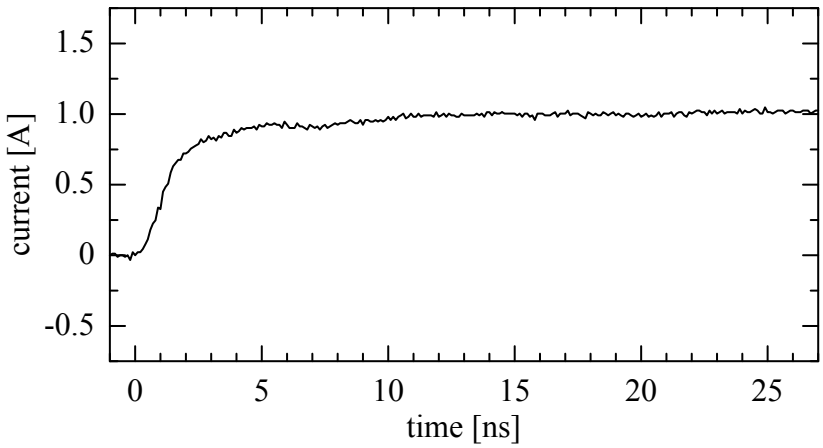
2.2.6.2　架空地線電位，高圧電線電位上昇

ステップ電流を注入したときの架空地線電位，高圧電線電位の測定結果を Fig. 2-19 に示す。架空地線電位は，時間の経過に伴って上昇する過程を経てから，13 ns 付近で約 250 Ω に収束している。一方，架空地線との結合により上昇する高圧電線電位は，架空地線電位よりも更に緩やかに上昇し，20 ns 付近にて収束している。

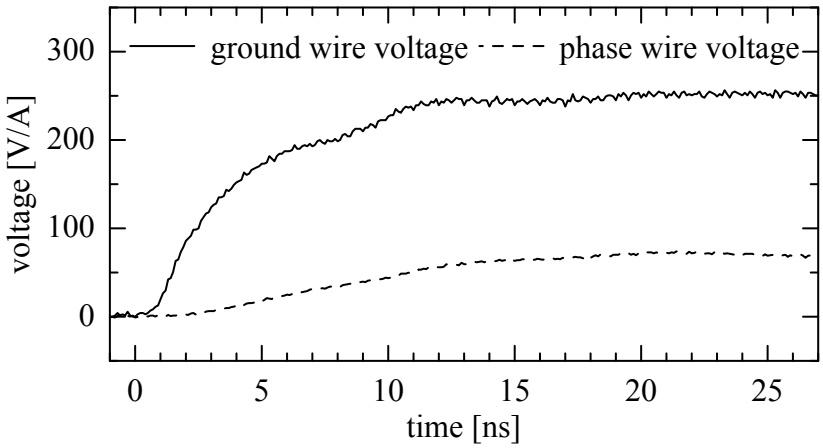
これまでの送電線の耐雷設計では，架空地線の電位上昇に対する相導体の電位上昇の割合を結合率と定義し，これを用いて，鉄塔頂部の電位に対する比率としてがいし間電圧を計算する手法が用いられてきた [2-11]。また，近年の送電線の雷サージ特性に関する研究 [2-12][2-13] では，架空地線と相導体の結合率の時間変化により，短時間領域におけるがいし間電圧様相の検討が行われている。そこで，本論文においても同様に，架空地線と高圧電線の結合率について検討を行う。高圧電線電位を架空地線電位で除して求めた結合率の時間変化を Fig. 2-20 に示す。文献 [2-12]，[2-13] では，短時間領域において結合率が時間の経過と共に変化することが報告されている。本実験についても，結合率は上昇する過程を経てから一定値に収束する傾向を示している。同図より，ケース 3a においてステップ電流を注入したときにがいし間電圧がピーク値をとる時刻 12.5 ns では，結合率の値は約 24% であり，約 20 ns 以降の値（約 29%）よりも小さい。このように，大地面からの反射波が柱頂に到達する時刻において高圧電線電位（または結合率）が未だ上昇過程であることにより，ケース 3a にて T_f が短いときのがいし間電圧抑制率が低くなったものと考えられる。

2.3　実規模配電線を用いた実験的検討

2.2 節で述べた縮小モデル実験 [2-3] では，大地の抵抗率，テーパのある鉄筋コンクリート柱の構造，金物やがいし等の小さな部材，等の全てを正確に模擬することは難しい。また，実規模の配電線を用いたこれまでの雷サージ実験 [1-14][1-17] では，急峻な雷電流に対する配電線の雷サージ特性については測定がされていない。従って，本節では，実規模の配電線を用いて電柱雷撃を模擬したサージ実験を行い，配電線の雷サージ特性を把握する [2-4]。



(a) Injected current



(b) Ground wire and phase wire voltages

Fig. 2-19.　Measured injected current, ground wire voltage, and phase wire voltage (phase wires and a ground wire only).

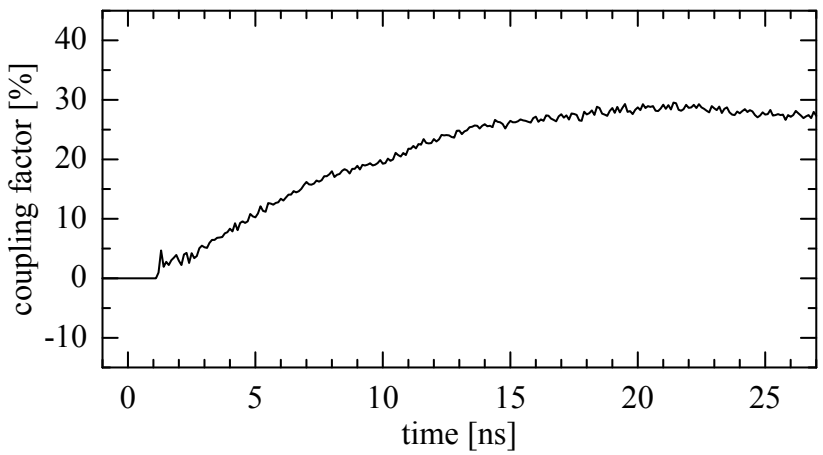


Fig. 2-20.　Time variation of the coupling factor.

2.3.1　実験概要

2.3.1.1　実験方法

（財）電力中央研究所 塩原実験場の試験用配電線を用いて，電柱雷撃を模擬した実規模配電線の雷サージ実験を実施した。試験用配電線を Fig. 2-21 に示す。11 本の鉄筋コンクリート柱（以下，「コン柱」と記す）と高圧電線 3 条，架空地線 1 条が 10 径間架線された線路から構成されており，亘長は 430 m である。高圧電線には OC 60 mm^2，架空地線には鋼より線 22 mm^2 を用いており，末端の 1 号柱と 11 号柱では反射が生じないように架空地線，高圧電線とも整合終端されている。この試験用配電線の中央に位置する 6 号柱への雷撃を想定した。6 号柱の装柱を Fig. 2-22 に示す。6 号柱は長さ 12 m のコン柱（根入れ約 2 m）であり，その上部に架空地線金物が取り付けられている。本論文では，架空地線金物も含めて電柱とする。コン柱の表面と鉄筋のインパルス耐電圧は 4〜5 kV 程度という報告がある [2-14] ことから，本実験ではコン柱の表面と鉄筋のスパークオーバ後を想定し，コン柱の頂部と地際で鉄筋を露出させ，それぞれ架空地線金物と接地（6 号柱周辺に放射状に配置した 6 つの接地極）に接続した。

実験回路の配置および実験様相を Fig. 2-23，Fig. 2-24 に示す。柱頂にバッテリー駆動のパルス発生器（以降，「PG」と呼ぶ）を設置し，PG よりさらに鉛直上方に架線した模擬雷道から柱頂に向けて電流を注入した。模擬雷道には直径 2 mm のビニル被覆電線を用いており，Fig. 2-23 に示すように，PG から鉛直上方へ約 36 m の高さまで立ち上げ，そこから水平方向に向きを変えて遠方約 10.5 m の位置まで架線し，その後引き下げて地上にて 500 Ω の抵抗で整合終端した。電圧測定に利用する零電位線は，相互の電磁誘導を極力小さくするため，電柱および配電線の方向に対してほぼ直交配置とし，遠方約 120 m の地点にて 550 Ω の抵抗で整合終端した。PG の等価回路を Fig. 2-25 に示す。左端の 0.1 μF のコンデンサを充電しておき，水銀リレースイッチを閉じることで放電する。直列に接続された 500 Ω の抵抗は，PG の内部抵抗を 500 Ω とするためのものであり，模擬雷道のサージインピーダンス 500 Ω と合わせて，電柱からみた雷道側のサージインピーダンスは 1 kΩ となる。この値は，近年，観測結果より得られた雷道インピーダンスの値に相当する [2-6]。並列に接続された 10 kΩ の抵抗は放電抵抗であり，100 Ω の抵抗と 5 pF のコンデンサは微小振動を吸収するためのダンパー回路である。右端のコンデンサ C_f は，注入電流の波頭長 T_f（付録 A を参照）を調整するためのものであり，C_f の値を 50 pF，400 pF，700 pF，1500 pF と変化させることで，T_f をステップ状，0.3 μs，0.5 μs，1.0 μs と変化させた。

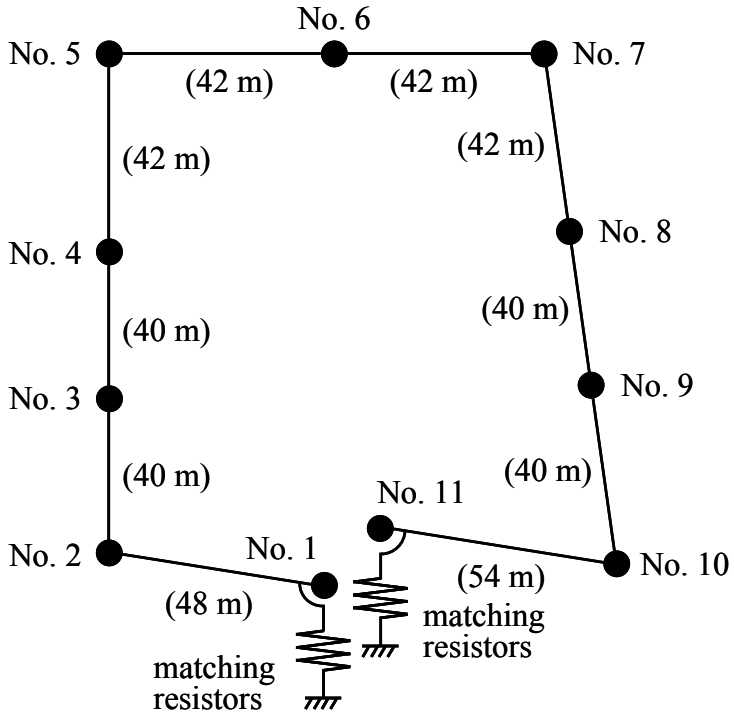


Fig. 2-21.　Test distribution line.

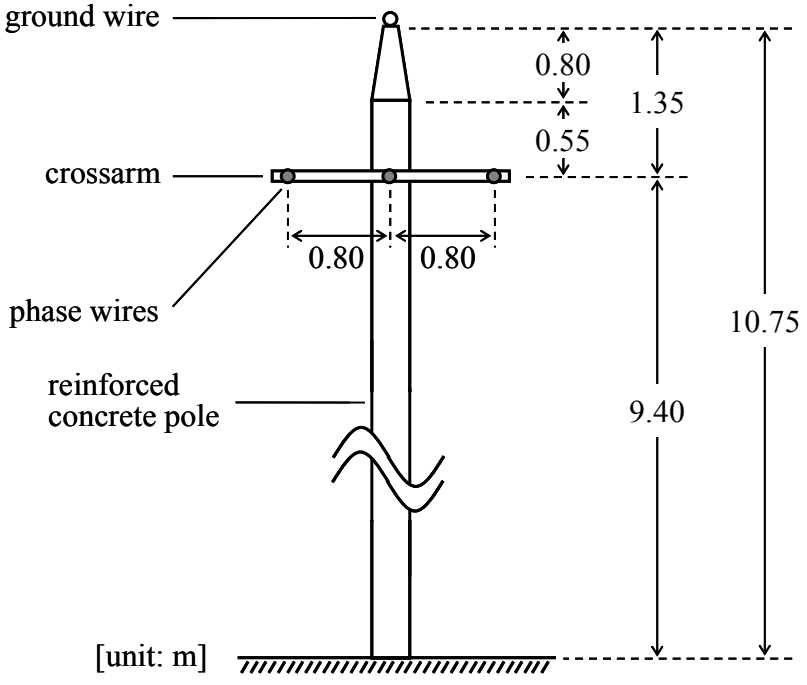


Fig. 2-22.　Arrangement of pole No. 6.

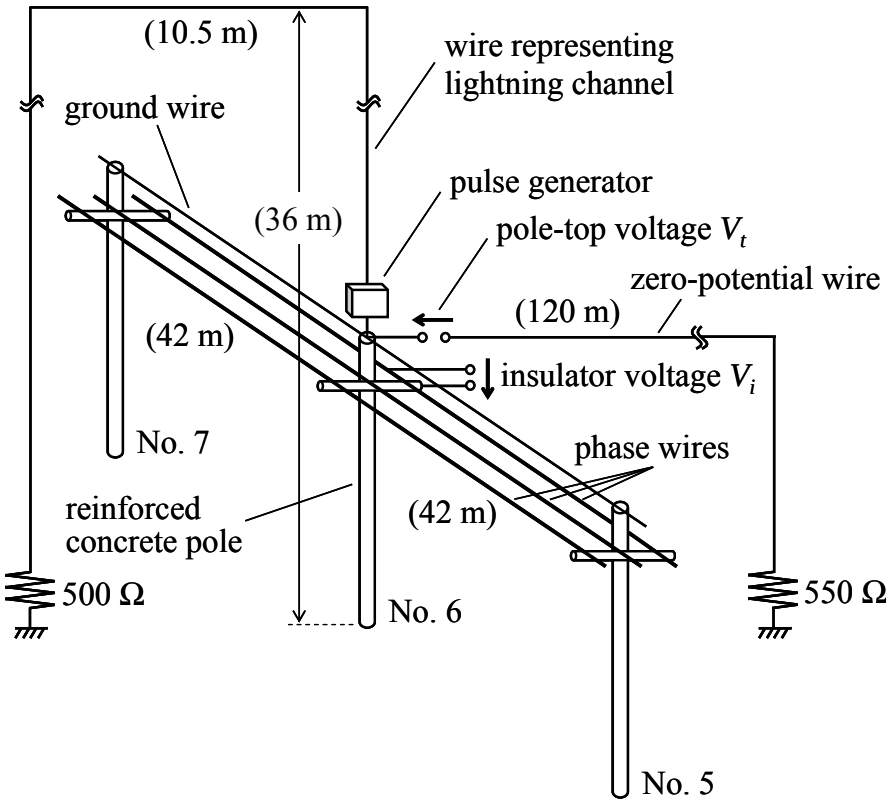


Fig. 2-23.　Experimental setup.

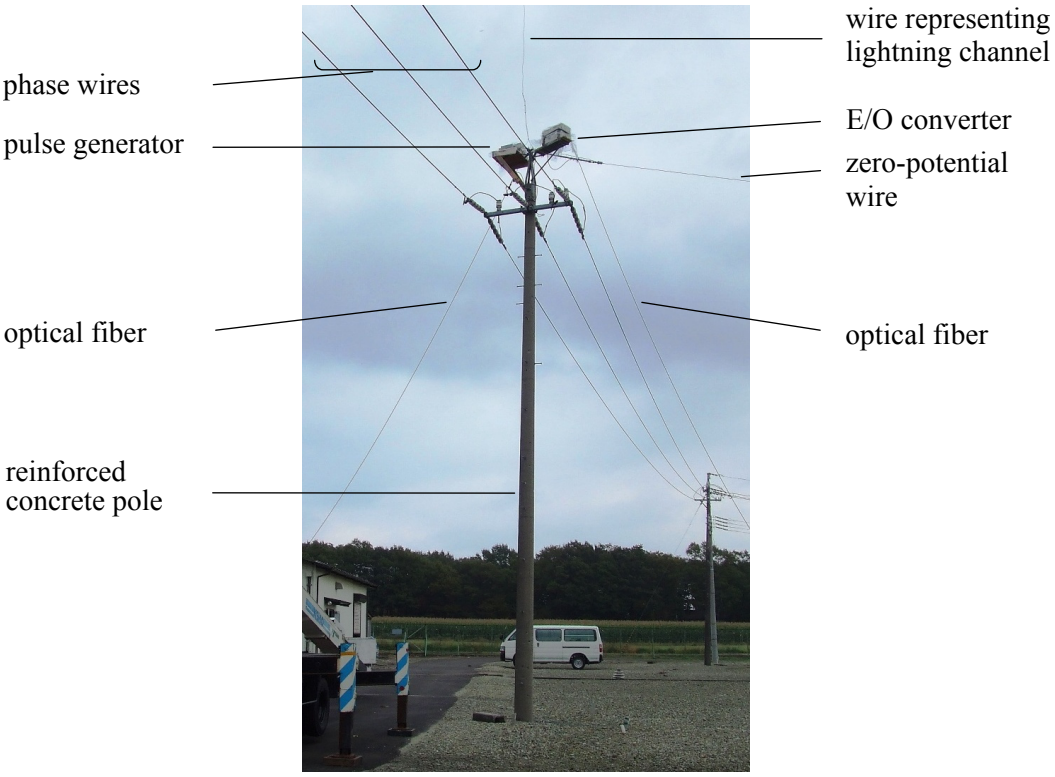


Fig. 2-24.　Photograph of pole No. 6.

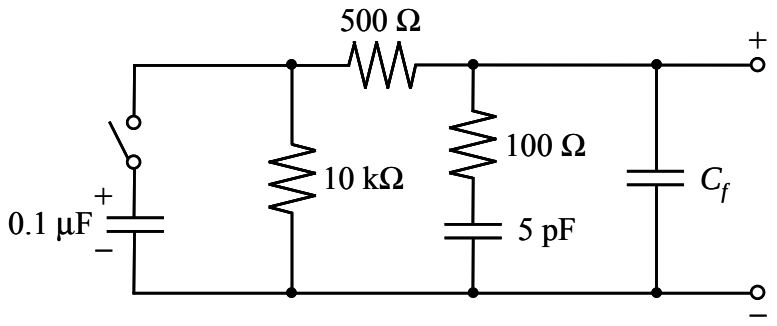


Fig. 2-25.　Equivalent circuit of pulse generator.

2.3.1.2　実験ケース

Table 2-4 に実験ケースの一覧を示す。ケース 1 では，電柱雷撃を模擬した実験回路において架空地線や高圧電線がない電柱単体の状態でのサージインピーダンスを測定する。2.3 節では，波頭長約 30 ns で立ち上がるステップ波状の電流（以降，「ステップ電流」と呼ぶ）を柱頂に注入したときの柱頂電位 V_t を測定し，得られた柱頂電位のピーク値をその時点の電流値で除してサージインピーダンスと定義する[†]。

ケース 2 では，電柱に高圧電線 3 条を架線し，架空地線がない配電線のサージ特性を明らかにする。注入電流 I の波頭長 T_f を変化させたときの柱頂電位および耐雷設計上最も重要となるがいし間電圧 V_i を測定する。また，ケース 1 と同様，電柱のサージインピーダンスについても測定する。

ケース 3 では，電柱に架空地線 1 条と高圧電線 3 条を架線し，架空地線がある配電線のサージ特性を明らかにする。ケース 2 と同様，T_f を変化させたときの柱頂電位，がいし間電圧および電柱のサージインピーダンスを測定する。また，本ケースでは，注入電流が架空地線と電柱に分かれて流れることから，ステップ電流注入時の分流様相についても測定する。

2.3.1.3　測定方法

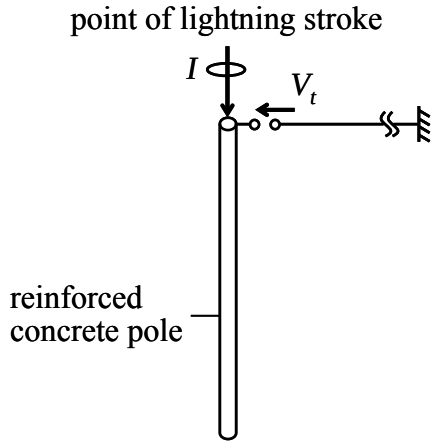
本実験に用いた測定装置の概要を Table 2-5 に示す。これより，測定系は数十 ns の立ち上がりを十分正確に測定できるものであるといえる。

2.2 節の縮小モデル実験 [2-3] では，オシロスコープを柱頂まで持ち上げて，直接電流および電圧を測定した。この縮小モデル実験と同様な測定方法を本実験に適用す

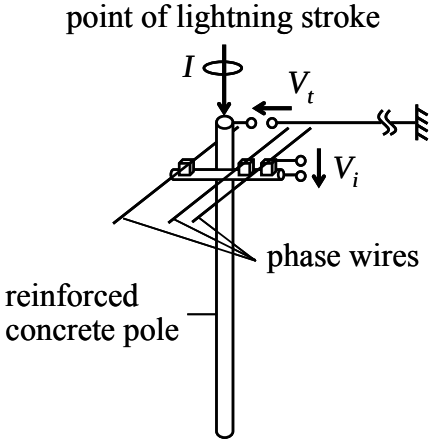
[†]2.2 節によれば，ステップ電流を注入した場合，電柱の接地抵抗は比較的大きな値（200 Ω）であっても柱頂電位のピーク値に影響を与えない。後述するように 6 号柱の定常接地抵抗値は 36 Ω であり，本実験で得られる電柱のサージインピーダンス値は信頼できる値といえる。

Table 2-4.　Test cases.

Case 1: Stand-alone pole.



Case 2: Pole equipped with three phase wires and without a ground wire.



Case 3: Pole equipped with three phase wires and a ground wire.

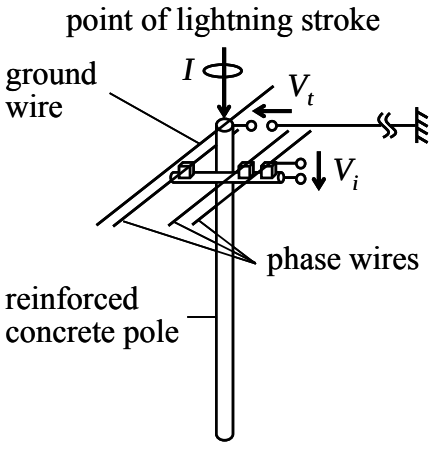


Table 2-5.　Measurement instruments.

Instrument	Manufacturer	Model	Bandwidth
Current probe	Pearson	2877	300 Hz to 200 MHz
Voltage probe	Tektronix	P5100	DC to 250 MHz ($C <$ 2.75 pF *)
Oscilloscope		TDS784D	DC to 1 GHz
Optical isolation system		A6906AS	DC to 100 MHz

* C : input capacitance

ると，観測者は高所作業車を使用して地上約 11 m の高さでオシロスコープを操作することになる。この際，高所作業車の接近により柱頂付近の電磁界が乱されるため，測定誤差が生じる。本実験では，測定時の高所作業車の使用を避けるため，柱頂にて電流測定用 CT および電圧測定用プローブの電気信号を光信号に変換し，それぞれ光ケーブルを通して試験用配電線から十分離れた地点まで導き，再び光信号を電気信号に戻してからオシロスコープで測定した。

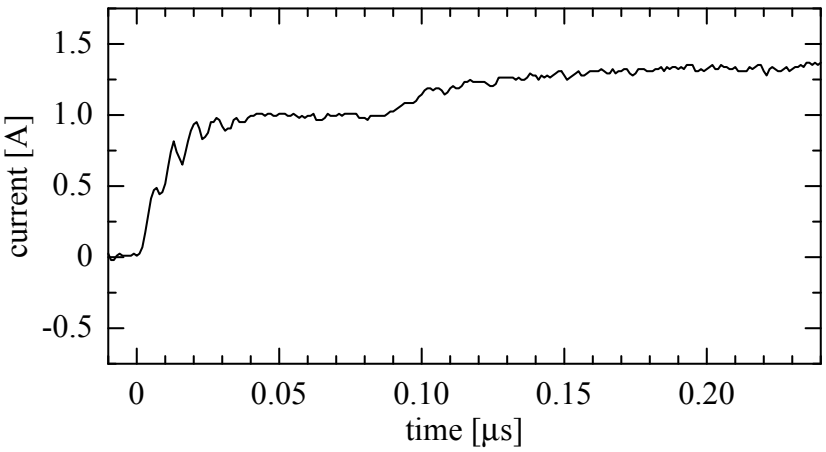
2.3.2　実規模配電線の雷サージ特性

2.3.2.1　電柱単体のサージインピーダンス

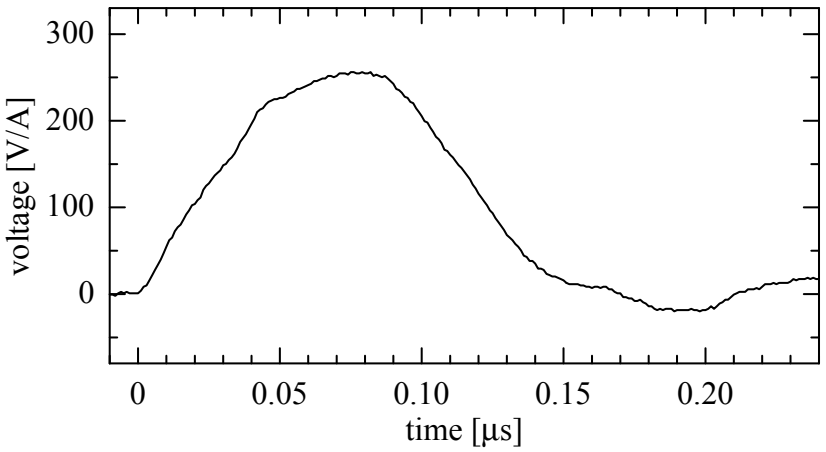
ケース 1，すなわち，架空地線や高圧電線がない電柱単体の状態における注入電流と柱頂電位の測定波形を Fig. 2-26 に示す。ステップ電流を注入したときの柱頂電位ピーク値から求めた電柱のサージインピーダンスは 255 Ω となる。

2.3.2.2　架空地線がない配電線の雷サージ特性

高圧電線の影響を把握するため，架空地線なしで高圧電線 3 条を架線したケース 2 の測定を行った。注入電流の波頭長 T_f を変化させたときの注入電流，柱頂電位，がいし間電圧の測定波形を Fig. 2-27 に示す。ステップ電流を注入したときの柱頂電位ピーク値から求めた電柱のサージインピーダンスは 226 Ω となり，ケース 1 の測定結果よりも 29 Ω（約 11%）低下した。これは，高圧電線 3 条の存在により柱頂付近の電



(a) Injected current

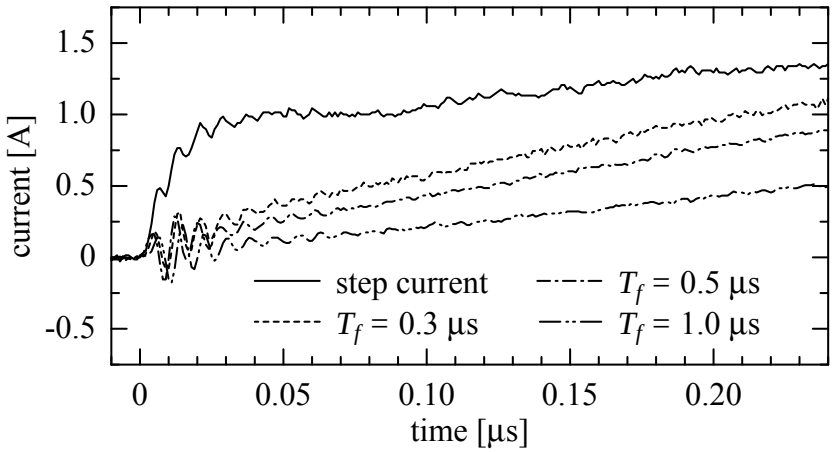


(b) Pole-top voltage

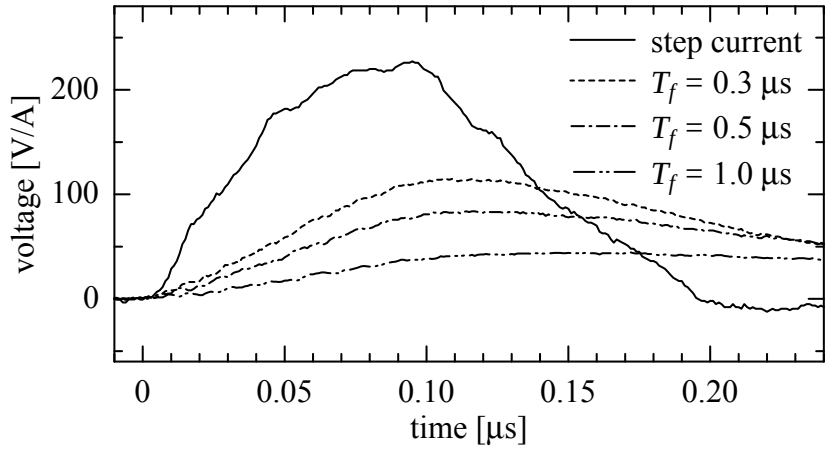
Fig. 2-26.　Measured waveforms of Case 1 (Stand alone pole).

磁界が散乱された影響と考えられる。なお，縮小モデル実験 [2-3] においても同様の現象が観測されている。

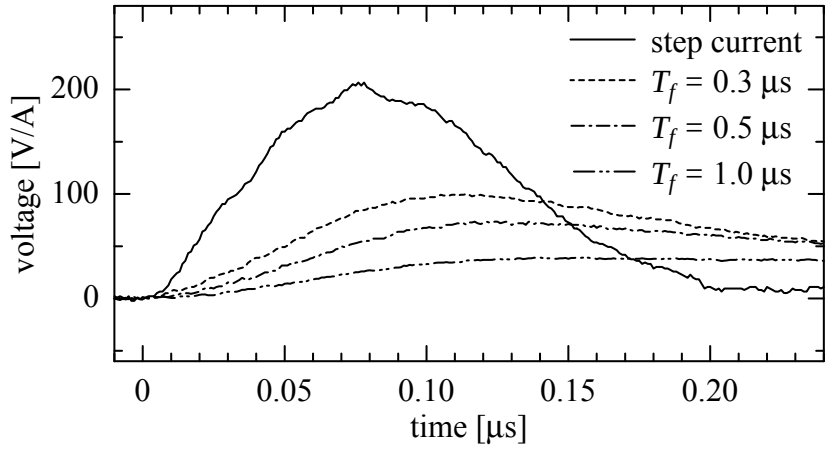
次に, 雷電流の波頭長が柱頂電位とがいし間電圧に与える影響を考察する。Fig. 2-27 より，注入電流の波頭長 T_f が長くなるにつれて柱頂電位とがいし間電圧はともに低下しており，T_f = 1.0 μs では電柱のサージ応答によるピーク値を殆ど確認できない。これより，架空地線がない配電線では，雷電流波頭部の最も急峻な部分の峻度が上記の T_f = 1.0 μs 相当よりも大きい場合において，電柱のサージ応答が過電圧ピーク値に影響を与えると考えられる。



(a) Injected current



(b) Pole-top voltage



(c) Insulator voltage

Fig. 2-27.　Measured waveforms of Case 2 (with phase wires, without a ground wire).

2.3.2.3　架空地線がある配電線の雷サージ特性

高圧電線に加えて架空地線の影響を把握するため，高圧電線 3 条および架空地線 1 条を架線したケース 3 の測定を行った。ステップ電流を注入したときの電柱，架空地線（片側）の電流波形を Fig. 2-28 に示す。ステップ電流注入時の柱頂電位ピーク値をその時刻に電柱に流れる電流の値で除することにより求めた電柱のサージインピーダンスは 263 Ω となる。この値は，ケース 1，ケース 2 の測定結果と比べてそれぞれ 8 Ω（約 3%），37 Ω（約 16%）の増加であり，縮小モデル実験 [2-3] においても同様の現象が観測されている。これは，架空地線を流れる電流が形成する電磁界が影響しているものと考えられる。一方，ステップ電流注入時の柱頂電位ピーク値をその時刻に架空地線（片側）に流れる電流の値で除することにより求めた架空地線のサージインピーダンスは 485 Ω となる。

次に，雷電流の波頭長が柱頂電位とがいし間電圧に与える影響を考察する。注入電流の波頭長 T_f を変化させたときの注入電流，柱頂電位，がいし間電圧の測定波形を Fig. 2-29 に示す。架空地線への分流により電柱に流入する電流成分が小さくなるため，柱頂電位とがいし間電圧の電位上昇はケース 2 の測定結果よりも減少し，ピーク値以降の減少も緩やかになっている。T_f が長くなると柱頂電位，がいし間電圧はともに低下しており，T_f = 1.0 μs だけでなく T_f = 0.5 μs においても電柱のサージ応答によるピーク値を確認するのが難しい。これは，電柱に流入する電流成分が小さくなったことにより，電位上昇に対する電柱のサージ応答の影響が相対的に低下したためと考えられる。これより，架空地線がある配電線では，架空地線がない配電線に比べて電柱のサージ応答が過電圧ピーク値に与える影響が小さめになるといえる。

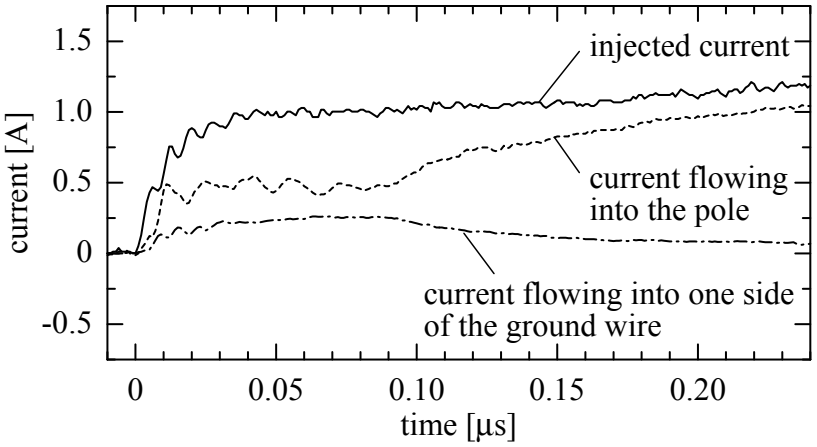
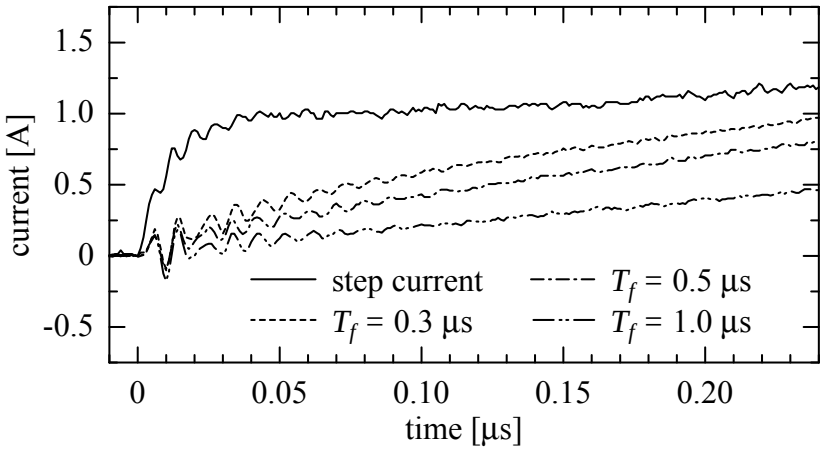
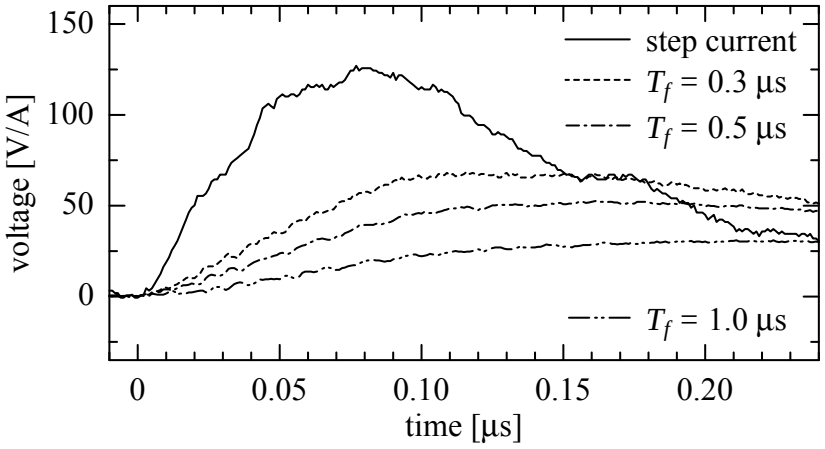


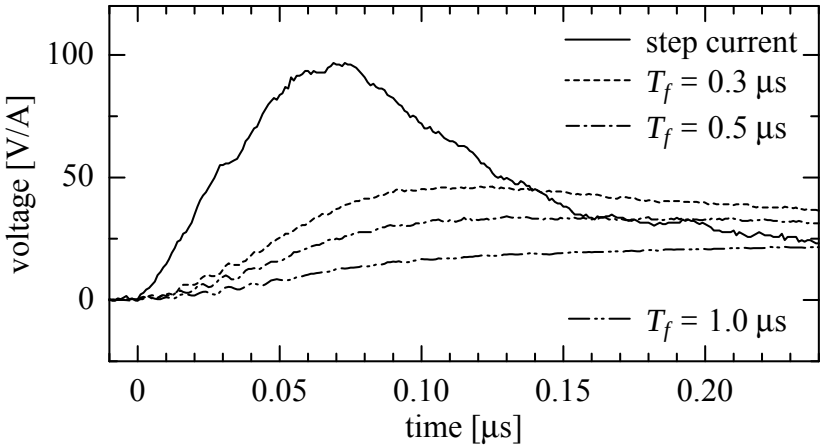
Fig. 2-28.　Currents at various positions for step-current injection (with phase wires and a ground wire).



(a) Injected current



(b) Pole-top voltage



(c) Insulator voltage

Fig. 2-29.　Measured waveforms of Case 3 (with phase wires and a ground wire).

2.4　まとめ

本章では，実際の設備形態に即した架空地線，高圧電線を有する縮尺 6.3 分の 1 の配電線縮小モデルおよび実規模配電線を用いて，実際の雷撃を模擬した雷サージ実験を行い，種々の状況下における配電線の雷サージ特性を明らかとした。得られた知見を以下に要約する。

(1) 雷道を考慮して鉛直方向から電流を注入したときの電柱のサージインピーダンスは，水平方向からの注入よりも約 15% 大きくなる。

(2) 高圧電線を架線した状態における電柱のサージインピーダンスは，電柱単体の状態のものよりも小さくなる。一方，高圧電線に加えて架空地線を架線すると電柱そのもののサージインピーダンス値は大きくなる。

(3) 雷電流の波頭長が長くなると，過電圧に与える電柱のサージ応答の影響が低下し，柱頂電位，がいし間電圧のピーク値はともに小さくなる。架空地線がある配電線では，架空地線がない配電線に比べて電柱のサージ応答が雷過電圧ピーク値に与える影響が低下する。

(4) 電柱の接地抵抗が大きくなると，大地面における反射が小さくなる。また，雷電流の波頭長が短い場合，柱頂電位やがいし間電圧のピーク値は電柱のサージインピーダンスのみで決まるが，波頭長が長くなると相対的に接地抵抗値の影響を受けるようになる。

(5) 架空地線がない配電線では，大地面からの反射が早くかえって来るため，がいし間電圧は柱頂電位よりも僅かに小さくなる。

(6) 架空地線がある配電線では，雷電流の一部が架空地線へ分流するため，架空地線がない場合と比べて柱頂電位，がいし間電圧が小さくなる。また，僅かな反射の影響に加えて架空地線と高圧電線の結合により，がいし間電圧は柱頂電位よりも小さくなる。この架空地線によるがいし間電圧抑制効果は，波頭長が短いときに小さくなる。この理由は，短い時間領域では高圧電線電位が未だ立ち上がりの過程であることによる。

第 2 章の参考文献

[2-1] 山本賢司・河崎善一郎・松浦虔士・関岡昇三・横山　茂：「縮小モデルによる配電線コンクリート柱および接地線のサージインピーダンスの検討」，電気学会論文誌 B，119 巻 7 号，pp. 861–870 (1999-7)

[2-2] 茂住卓史・池内孝明・福田権崇・雨谷昭弘・関岡昇三：「配電線における接地線のサージインピーダンス実験式」, 電気学会論文誌 B, 122 巻 2 号, pp. 223–231 (2002-2)

[2-3] 松浦　進・野田　琢・浅川　聡・横山　茂：「縮小モデルを用いた配電線のサージ特性に関する実験的検討」，電気学会論文誌 B，128 巻 1 号，pp. 226–234 (2008-1)

[2-4] 松浦　進・野田　琢・浅川　聡・横山　茂：「実規模配電線雷サージ特性の測定と配電線解析モデルの検証」，電気学会論文誌 B，128 巻 9 号，pp. 1150–1158 (2008-9)

[2-5] M. A. A. Wahab and I. Matsubara, “Surge Impedance of Mono-Pole Tower,” Technology Reports of the Osaka University, Vol. 37, No. 1876, pp. 97–104 (1987-3)

[2-6] 電力設備のための雷パラメータ選定方法調査専門委員会：「電力設備のための雷パラメータの選定法」，電気学会技術報告，第 1033 号 (2005)

[2-7] 松原一郎・東　巧一・村橋富男：「鉄塔サージ応答特性に対する試験方法の影響」，電気学会高電圧研究会資料，HV-91-62，pp. 21–30 (1991)

[2-8] 石井　勝・馬場吉弘：「直接法で評価される鉄塔単体のインピーダンス」，電気学会論文誌 B，117 巻 6 号，pp. 845–850 (1997-6)

[2-9] 原　武久・山本　修・林　宗明・上之園親佐：「垂直導体および垂直複導体サージインピーダンスの実験式」，電気学会論文誌 B，110 巻 2 号，pp. 129–137 (1990-2)

[2-10] 関岡昇三・山本賢司・横山　茂：「コンクリート柱のインパルス大電流特性に関する実験的検討」，電気学会高電圧研究会資料，HV-94-176，pp. 113–122 (1994)

[2-11] 河野照哉：電気・電子工学大系 64 系統絶縁論，コロナ社 (1984)

[2-12] Y. Baba and M. Ishii: “Tower Models for Fast-Front Lightning Currents”, *T. IEE Japan*, Vol. 120-B, No. 1, pp. 18–23 (2000-1)

[2-13] Y. Baba and M. Ishii: “Numerical Electromagnetic Field Analysis on Lightning Surge Response of Tower with Shield Wire”, *IEEE Trans. Power Delivery*, Vol.15, No.3, pp.1010–1015 (2000-7)

[2-14]　松延多喜之助・武智重之・福島俊光 :「コンクリート柱の接地効果について」, 昭和 54 年電気学会全国大会，No. 1005，pp. 1320–1321 (1979)

第 3 章　FDTD 法を用いた配電線雷サージ解析

3.1　まえがき

電力系統の過渡現象解析では，一般的な解析ツールとして EMTP が用いられている [3-1]。EMTP は TEM（Transverse Electro-Magnetic）モード伝搬を前提とした電気回路論に基づく手法であり，解析対象を抵抗，インダクタンス，キャパシタンスの集中定数素子や大地に対して平行な分布定数線路として取り扱う。一方，急峻な立ち上がりを有する雷電流が配電線に流入した場合，第 2 章で述べたように，配電線には短時間領域において電柱のサージ応答による過電圧が発生する。しかしながら，電柱は大地に対して垂直な導体であるため，電気回路論の範疇では正確に取り扱うことができない。これは，雷電流が電柱上を頂部から大地に向かって伝搬する途上では雷電流が作る磁束は未だ電柱近傍にしか生じておらず，また，雷電流の電荷より生じた電気力線も大地には到達していないため，電柱を分布定数線路として取り扱うのに必要な直列インダクタンスや対地キャパシタンスを正確に定義できないことによる。従って，第 2 章の短時間領域における配電線のサージ現象を正確に再現するには，電磁現象を根源的に記述するマクスウェルの方程式に基づく動的な電磁界解析が必要となる [3-2]。

近年，電気回路論に基づく手法が適用できない三次元構造物のサージ現象に対して，マクスウェルの方程式を直接数値的に解く数値電磁界解析手法が有効な手段として用いられるようになってきている [3-3]。これまでに，数値電磁界解析手法により送電線雷撃や配電線誘導雷を検討した例が数多く報告されているが，配電線直撃雷については検討されていない [3-3]。

本章では，先ず，本論文で用いる数値電磁界解析手法の 1 つである FDTD 法について述べる [3-4]-[3-8]。次に，第 2 章の縮小モデル実験（配電線の縮小モデルを用いて電柱雷撃を想定して行った雷サージ実験）[2-3] を FDTD 法により再現し，計算結果と実測結果の比較から，FDTD 法の配電線雷サージ解析への適用可能性を検証する。また，FDTD 法を用いて，実際の雷撃に近い状況を模擬した雷サージ解析を行い，実規模配電線の雷サージ特性を把握するとともに，FDTD 法と EMTP の計算結果の違いを明らかとする [3-9][3-10]。FDTD 法を用いた解析では，これまでの配電線雷サージ解析では無視あるいは簡略化されていた①電柱や金物類の構造，②大地抵抗率，③光速の約 1/3 といわれる帰還雷撃の進展速度，を考慮している。

3.2　FDTD 法の計算原理

FDTD 法は，解析対象となる空間を立方体のセルに分割し，セルの各辺に沿って電界を，セルの面の中心に磁界を定義する。これに対応して，マクスウェルの方程式中に現れる空間および時間に関する微分を差分に置き換えることにより，各セルにおける電界および磁界を直接計算する手法である。これをある計算時間刻みごとに繰り返すことで，解析空間中の過渡電磁界を計算することができる。この計算原理により，FDTD 法は，電気回路論に基づく EMTP とは異なり，三次元構造物の幾何学的寸法をそのまま考慮することができる。以下，FDTD 法の詳細について述べる [3-4]-[3-8]。

3.2.1　基本式

解析空間中に異方性・分散性媒質が存在しないと仮定すると，FDTD 法の基本となるマクスウェルの方程式は次式で与えられる。

$$\nabla \times E(r,t) = -\frac{\partial B(r,t)}{\partial t} \tag{3-1}$$

$$\nabla \times H(r,t) = \frac{\partial D(r,t)}{\partial t} + J(r,t) \tag{3-2}$$

$$\nabla \bullet D(r,t) = \rho(r,t) \tag{3-3}$$

$$\nabla \bullet B(r,t) = 0 \tag{3-4}$$

ただし，E [V/m]：電界，H [A/m]：磁界，D [C/m^2]：電束密度，B [T]：磁束密度，ρ [C/m^3]：電荷密度，J [A/m^2]：電流密度，$r = (x, y, z)$：座標

(3-1) 式はファラデーの法則，(3-2) 式はアンペアの法則，(3-3)，(3-4) 式はガウスの法則である。(3-3), (3-4) 式は独立な式ではなく，(3-1), (3-2) 式の両辺の発散をとり，これに電荷保存の法則と初期条件（= 0）を代入することによって導かれる。FDTD 法の定式化には，(3-1)，(3-2) 式が用いられる。

FDTD 法では，解析空間全体を Fig. 3-1 に示すような一辺の長さ Δs のセルで分割する。同図に示すように，セルを構成する辺の中心に電界を，セルを構成する面の中心に磁界を配置して，(3-1)，(3-2) 式中の空間および時間に関する微分を差分で置き換えると，FDTD 法の基本式として次式を得る [3-4][3-5]。

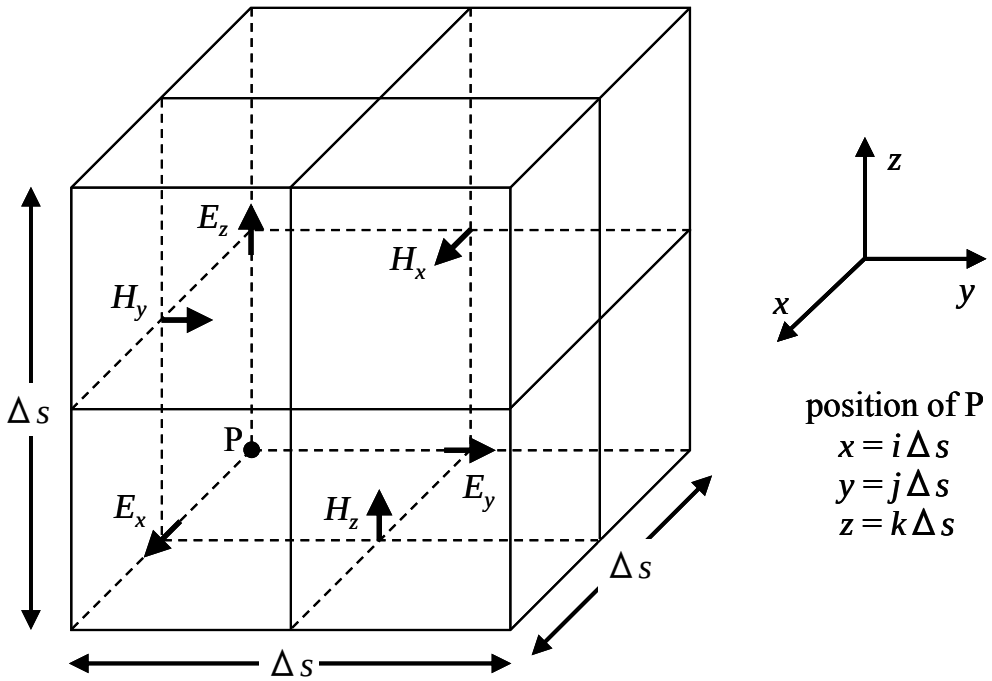


Fig. 3-1.　Configuration of electric and magnetic fields in cell.

$$E_x^n\left(i+\frac{1}{2},j,k\right)=K_1E_x^{n-1}\left(i+\frac{1}{2},j,k\right)$$
$$+K_2\left\{H_z^{n-\frac{1}{2}}\left(i+\frac{1}{2},j+\frac{1}{2},k\right)-H_z^{n-\frac{1}{2}}\left(i+\frac{1}{2},j-\frac{1}{2},k\right)\right.$$
$$\left.-H_y^{n-\frac{1}{2}}\left(i+\frac{1}{2},j,k+\frac{1}{2}\right)+H_y^{n-\frac{1}{2}}\left(i+\frac{1}{2},j,k-\frac{1}{2}\right)\right\} \tag{3-5}$$

$$E_y^n\left(i,j+\frac{1}{2},k\right)=K_1E_y^{n-1}\left(i,j+\frac{1}{2},k\right)$$
$$+K_2\left\{H_x^{n-\frac{1}{2}}\left(i,j+\frac{1}{2},k+\frac{1}{2}\right)-H_x^{n-\frac{1}{2}}\left(i,j+\frac{1}{2},k-\frac{1}{2}\right)\right.$$
$$\left.-H_z^{n-\frac{1}{2}}\left(i+\frac{1}{2},j+\frac{1}{2},k\right)+H_z^{n-\frac{1}{2}}\left(i-\frac{1}{2},j+\frac{1}{2},k\right)\right\} \tag{3-6}$$

$$E_z^n\left(i,j,k+\frac{1}{2}\right)=K_1E_z^{n-1}\left(i,j,k+\frac{1}{2}\right)$$
$$+K_2\left\{H_y^{n-\frac{1}{2}}\left(i+\frac{1}{2},j,k+\frac{1}{2}\right)-H_y^{n-\frac{1}{2}}\left(i-\frac{1}{2},j,k+\frac{1}{2}\right)\right.$$
$$\left.-H_x^{n-\frac{1}{2}}\left(i,j+\frac{1}{2},k+\frac{1}{2}\right)+H_x^{n-\frac{1}{2}}\left(i,j-\frac{1}{2},k+\frac{1}{2}\right)\right\} \tag{3-7}$$

$$H_x^{n+\frac{1}{2}}\left(i,j+\frac{1}{2},k+\frac{1}{2}\right)=H_x^{n-\frac{1}{2}}\left(i,j+\frac{1}{2},k+\frac{1}{2}\right)$$
$$+K_3\left\{-E_z^n\left(i,j+1,k+\frac{1}{2}\right)+E_z^n\left(i,j,k+\frac{1}{2}\right)\right.$$
$$\left.+E_y^n\left(i,j+\frac{1}{2},k+1\right)-E_y^n\left(i,j+\frac{1}{2},k\right)\right\} \tag{3-8}$$

$$H_y^{n+\frac{1}{2}}\left(i+\frac{1}{2},j,k+\frac{1}{2}\right)=H_y^{n-\frac{1}{2}}\left(i+\frac{1}{2},j,k+\frac{1}{2}\right)$$
$$+K_3\left\{-E_x^n\left(i+\frac{1}{2},j,k+1\right)+E_x^n\left(i+\frac{1}{2},j,k\right)\right.$$
$$\left.+E_z^n\left(i+1,j,k+\frac{1}{2}\right)-E_z^n\left(i,j,k+\frac{1}{2}\right)\right\} \tag{3-9}$$

$$H_z^{n+\frac{1}{2}}\left(i+\frac{1}{2},j+\frac{1}{2},k\right)=H_z^{n-\frac{1}{2}}\left(i+\frac{1}{2},j+\frac{1}{2},k\right)$$
$$+K_3\left\{-E_y^n\left(i+1,j+\frac{1}{2},k\right)+E_y^n\left(i,j+\frac{1}{2},k\right)\right.$$
$$\left.+E_x^n\left(i+\frac{1}{2},j+1,k\right)-E_x^n\left(i+\frac{1}{2},j,k\right)\right\} \tag{3-10}$$

$$K_1=\frac{1-\frac{\sigma\Delta t}{2\varepsilon}}{1+\frac{\sigma\Delta t}{2\varepsilon}},\quad K_2=\frac{\Delta t}{\varepsilon\Delta s}\frac{1}{1+\frac{\sigma\Delta t}{2\varepsilon}},\quad K_3=\frac{\Delta t}{\mu\Delta s} \tag{3-11}$$

ただし，μ：透磁率，ε：誘電率，σ：導電率，Δs：x，y，z 方向の空間刻み，Δt：計算時間刻み

(3-5)～(3-10) 式中の電界 E および磁界 H において，上付きの添え字は時刻を，下付きの添え字は方向を，括弧の中は解析空間の座標を表している。Fig. 3-1，Fig. 3-2 に示すように，(3-5)～(3-10) 式に従って，電界 E と磁界 H の空間サンプル点を $\Delta s/2$ だけずらし，また，電界 E と磁界 H の時間サンプル点を $\Delta t/2$ だけずらして定義して差分に中心差分を用いることにより，$\Delta t/2$ 前の磁界 H から電界 E を，$\Delta t/2$ 前の電界 E から磁界 H を，というように電界 E と磁界 H を交互に算出するとで過渡電磁界を計算できる [3-4][3-5]。

3.2.2　計算時間刻み

(3-5)～(3-10) 式は，位置および時間の微分に対して計算時間刻みごとに数値積分を行う式であることから，空間刻み Δs と時間刻み Δt が適切に設定されないと数値的に発散する恐れがある。この適切な設定値を与えるのが，Courant の安定条件 [3-5] であり，次式で与えられる。

$$\frac{\Delta t}{\sqrt{\mu\varepsilon}} \le \frac{\Delta s}{\sqrt{3}} \tag{3-12}$$

ただし，(3-12) 式は安定条件を与えるだけであってその計算精度は保証しない。精度に関しては，(3-12) 式の両辺が等しくなったときにグリッド分散による誤差 [3-5] が最小になる。本章では，（財）電力中央研究所で開発された FDTD 法に基づく汎用サージ解析プログラム VSTL REV 2.2（Virtual Surge Test Lab. Restructured and Extended Version 2.2）を用いて解析を行うが，このプログラムでは，解析者が空間刻み Δs を与

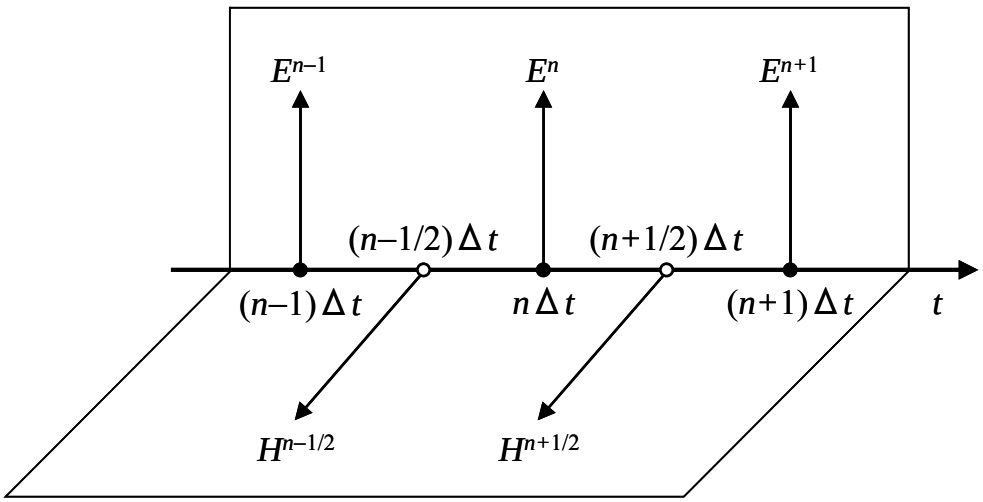


Fig. 3-2.　Arrangements of electromagnetic fields in time dimension.

えて，次式より時間刻み Δt を設定するようにしている。

$$\Delta t = \Delta s \sqrt{\frac{\mu\varepsilon}{3}}(1-\alpha) \tag{3-13}$$

ただし，α は解析者が与える小さな正の数であり，(3-5)～(3-10) 式の計算において発生する僅かな数値誤差により Courant の条件が満たされなくなることを防ぐ [3-6][3-7]。

3.2.3　吸収境界条件

VSTL REV 2.2 [3-6][3-7] では，解析空間を囲む 6 つの面それぞれを独立に完全導体面もしくは吸収境界面に設定することができる。完全導体面については，その面上接線方向の電界を強制的に 0 にすることで簡単に実現できる。吸収境界面を実現する方法としては, 必要とする記憶容量が少なく, かつ, 精度の高い 2 次の Liao の方法 [3-11] を採用している。吸収境界面に設定された面は，入射した電磁波が反射せずに吸収されるので，仮想的に開空間とみなした計算を行うことができる。

3.2.4　細線導体

配電線の雷サージ解析では，架空地線や高圧電線等のモデリングは必須である。通常，これらは細線導体（空間刻み Δs よりも小さい径をもつ線導体）としてモデリングされる。Δs を細線導体の半径よりも十分小さくすることができれば，その形状を正確に表現できるが，現状の計算機資源では非現実的である。

VSTL REV 2.2 [3-6][3-7] では, 細線導体の中心に沿って電界の値を強制的に 0 とし，細線導体周囲の電界と磁界の双方をその半径に応じて補正する手法（以降，「等価媒質定数法」と呼ぶ）により細線導体を模擬している。次式により，誘電率・透磁率の補正係数 m を計算しておき，(3-5)～(3-10) 式の計算過程において，細線導体に沿って周囲 4 つの電界を計算するときに誘電率を m 倍し，また，周囲 4 つの磁界を計算するときに透磁率を $1/m$ 倍することで，等価的に半径 r の細線導体を表現する [3-8]。

$$m = \frac{1.471}{\ln(\Delta s / r)} \tag{3-14}$$

3.3　配電線直撃雷サージ解析に対する FDTD 法の適用可能性の検証

3.3.1　解析方法

本章では，VSTL REV 2.2 [3-6][3-7] を用いて，第 2 章の縮小モデル実験 [2-3] を再現する。本解析における配電線の構造を Fig. 3-3 に示す。同図には *x*-*y*，*y*-*z*，*z*-*x* 平面のメッシュ状況も示している。解析空間は，*x*，*y*，*z* 方向それぞれ 6.589 m，8.429 m，5.414 m とした。解析空間の境界面は，大地面を完全導体面とし，それ以外を 2 次の Liao の吸収境界面 [3-11] とした。配電線は，送電線と異なり，解析空間に比べて構成要素のサイズが小さいため，空間刻みを小さく設定する必要があるが，計算負荷が極めて増加するという問題が生じる。そこで本解析では，配電線近傍の空間刻みを小さく，その他を大きく設定することにより，計算負荷を低減しつつ配電線の構造を詳細に模擬することとした。Fig. 3-3 に示すように，電柱，架空地線，高圧電線，雷道，零電位線の周辺の空間刻み Δs を 4.5 mm とし，その他の空間を 10 mm から 40 mm の不均一メッシュとした。時間刻み Δt は，Courant の安定条件 [3-5] より決定される 8.0

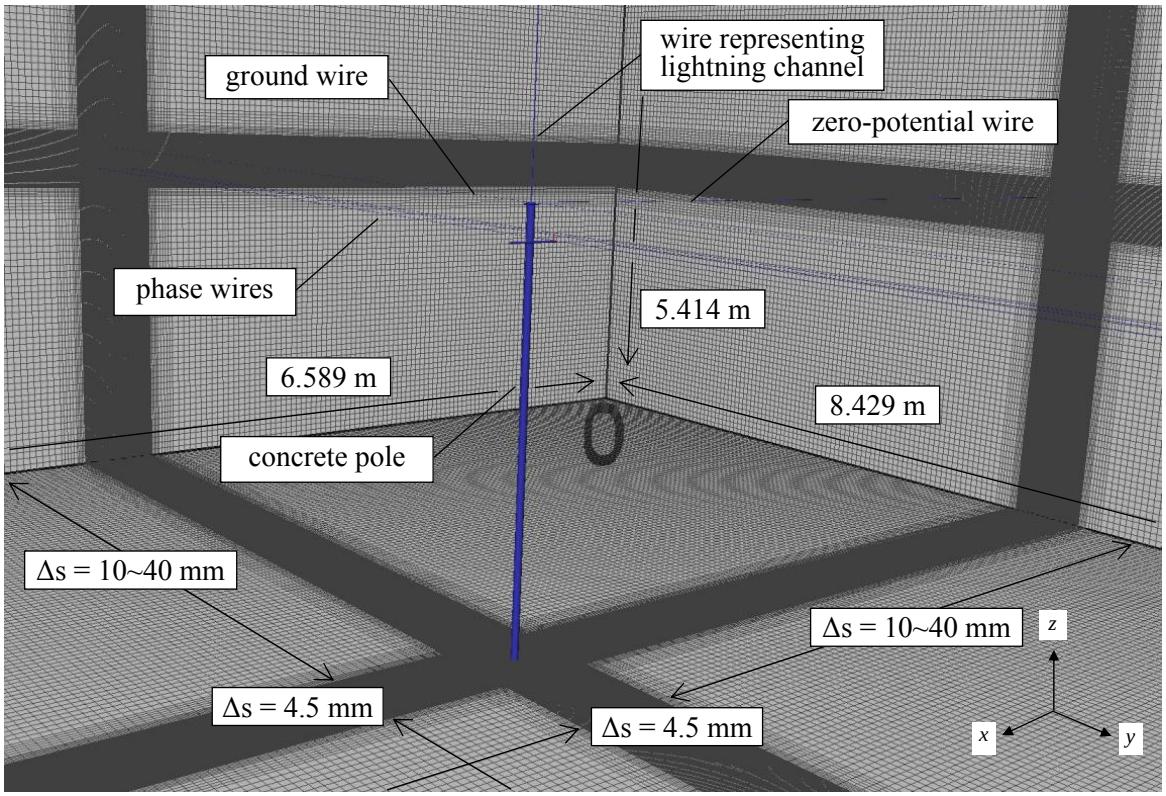
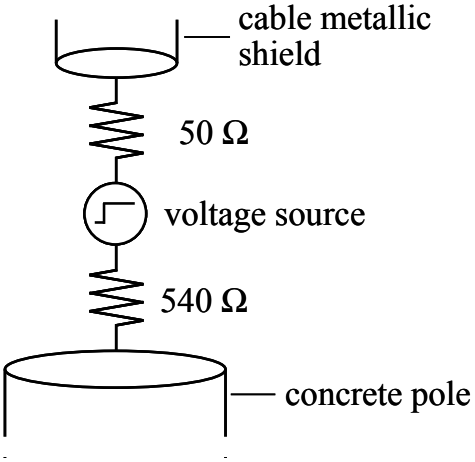
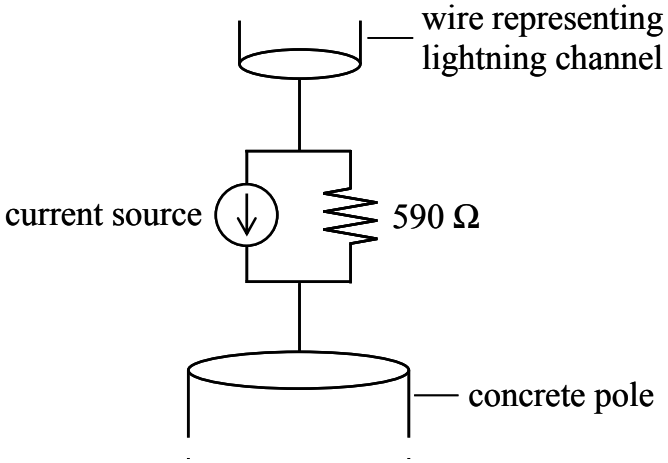


Fig. 3-3.　Structure of a distribution line in the simulation.

ps とした。電柱および高圧腕金は，円柱の断面を階段近似した導体で模擬した†。架空地線，高圧電線，雷道，零電位線の細線導体は，文献 [3-8] で提案された等価媒質定数法によりその半径を考慮した。なお，高圧電線の絶縁被覆は模擬していない。Fig. 2-2(b) に示した電流注入箇所は，Fig. 3-4(a) の等価回路で表現することができる。これより，同図 (b) に示すように注入電流を電柱頂部に z 方向の電流源が存在するものとして模擬し，その内部抵抗を，挿入抵抗 540 Ω と同軸ケーブルのサージインピーダンス 50 Ω を合わせて，590 Ω とした。雷道については，同軸ケーブルの金属シースと等しい直径を持つ細線導体で模擬した。また，電圧測定箇所には，電圧測定に用



(a) Equivalent circuit



(b) Represented circuit

Fig. 3-4.　Representation of the current-injection point.

†サージ電流は，表皮効果により，導体の表面に集中して流れることから，円筒導体のサージ特性は円柱導体で評価することができる。本論文では，単純な構造の円柱導体で円筒導体の電柱および高圧腕金を模擬した。

いた FET プローブの入力容量 1 pF を集中定数素子モデルにより模擬した [3-12]。

3.3.2　解析ケース

Table 3-1 に解析ケースの一覧を示す。本解析では，4 つのケースについて解析を行った。

ケース 1 では，架空地線と高圧電線がない電柱単体の状態において，注入電流 I と柱頂電位 V_1 を計算した。

ケース 2 では，架空地線なしで高圧電線 3 条を電柱に架線した状態（架空地線がない配電線）において，ケース 1 の項目に加えて，がいし間電圧 V_2 を計算した。

ケース 3 では，高圧電線 3 条と架空地線 1 条を電柱に架線した状態（架空地線がある配電線）において，ケース 2 と同様な計算を行った。本ケースでは，注入電流が電柱と架空地線に分かれて流れることから，これらの分流様相についても計算した。

ケース 4 では，ケース 3 の状態から電柱を取り除き，架空地線と高圧電線のみの状態として解析を行った。注入電流 I および雷撃点における架空地線電位 V_3 と雷撃点直下における高圧電線電位 V_4 を計算した。

3.3.3　解析結果

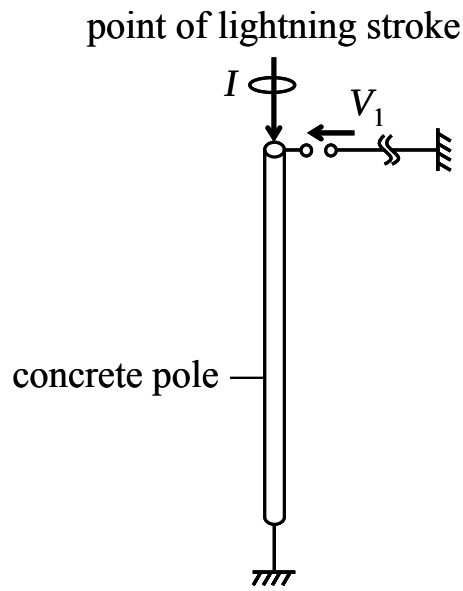
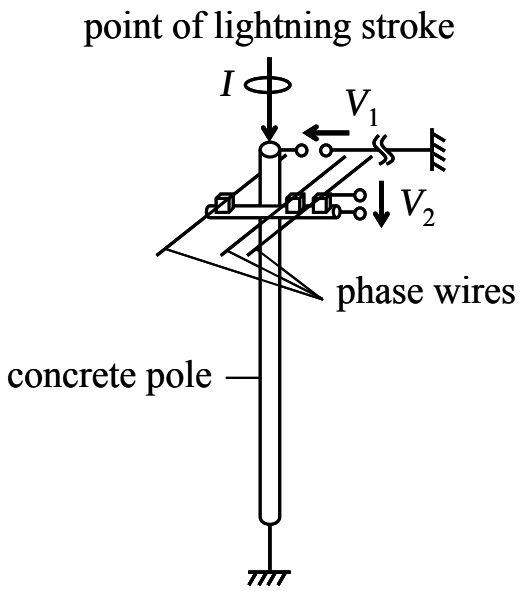
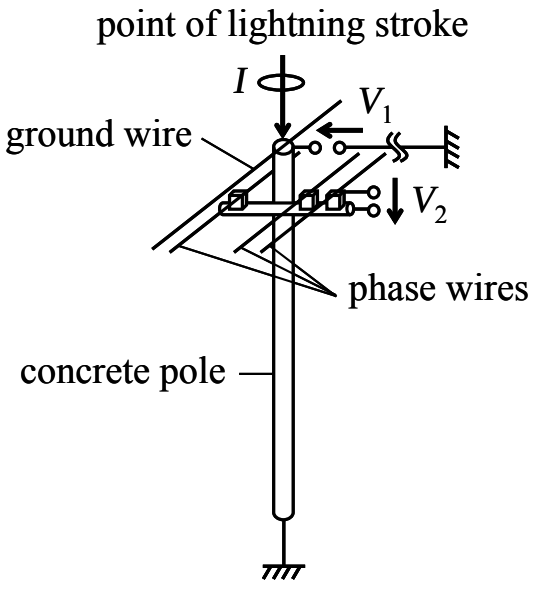
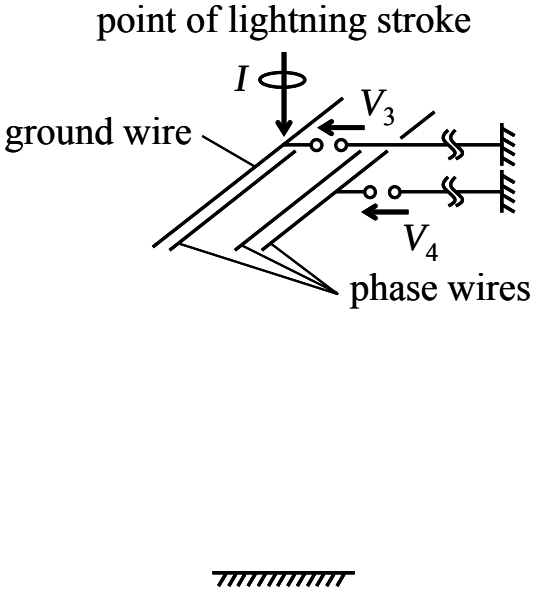
ケース 1～4 の計算結果と実測結果をそれぞれ Fig. 3-5～Fig. 3-8 に示す。Fig. 3-8 (c) には，高圧電線電位 V_4 を架空地線電位 V_3 で除することにより求めた結合率の時間変化を示す。本章では，比較のため，以降に示す電流，電位波形を注入電流収束値 1 A 当たりに換算して表示する。

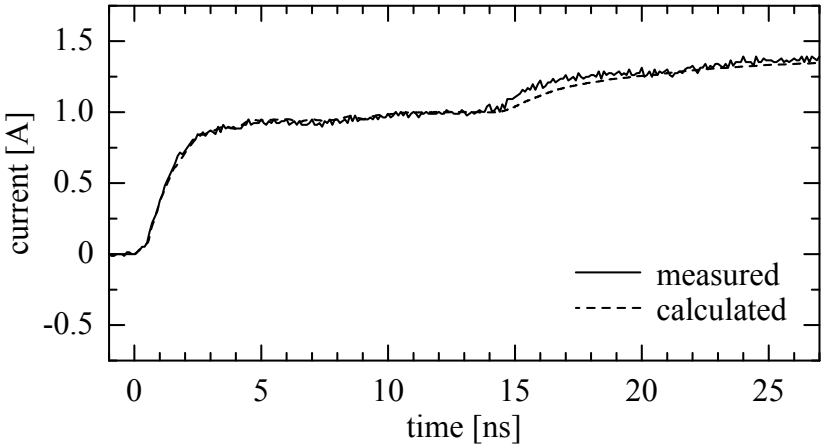
全てのケースにおいて，FDTD 法の計算結果は実測結果の波形全体を良く再現しており，配電線の構造を詳細に模擬することにより実用的に十分な精度を有する解析が可能であることが確認できる。また，不均一メッシュとした今回の解析は，均一メッシュとした解析に比べて計算負荷が約 1/150 に低減しており，計算負荷を低減しつつ配電線を詳細に模擬する手法の実用性も同時に検証することができた。

以上の結果より，配電線直撃雷サージ解析に FDTD 法を適用することは実用的に十分可能であるといえる。

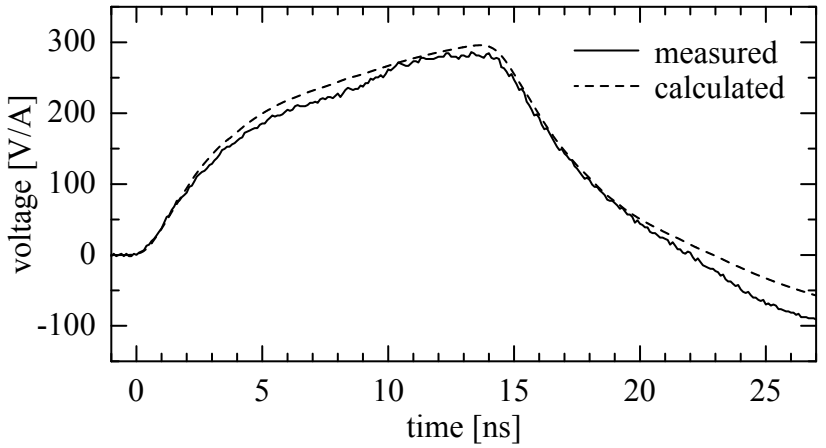
なお，計算結果と実測結果に生じた細かな差異については，(i) パルス発生器の内部抵抗や同軸ケーブルのサージインピーダンスを一定値とみなして模擬している，(ii) FET プローブの入力容量以外の測定系（オシロスコープ，プローブ等）の影響，(iii) 計算誤差，等の理由が考えられる。

Table 3-1.　Simulation cases.

Case 1: Stand-alone pole.	Case 2: Pole equipped with three phase wires and without a ground wire.
	
Case 3: Pole equipped with three phase wires and a ground wire.	Case 4: Three phase wires and a ground wire only.
	

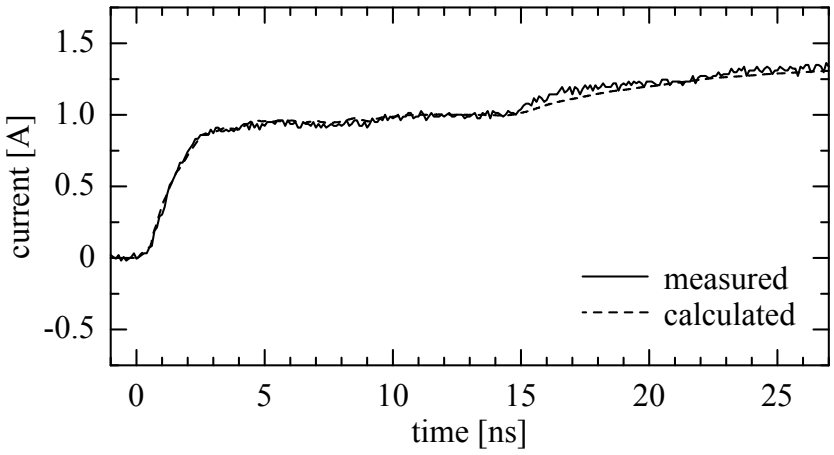


(a) Injected current

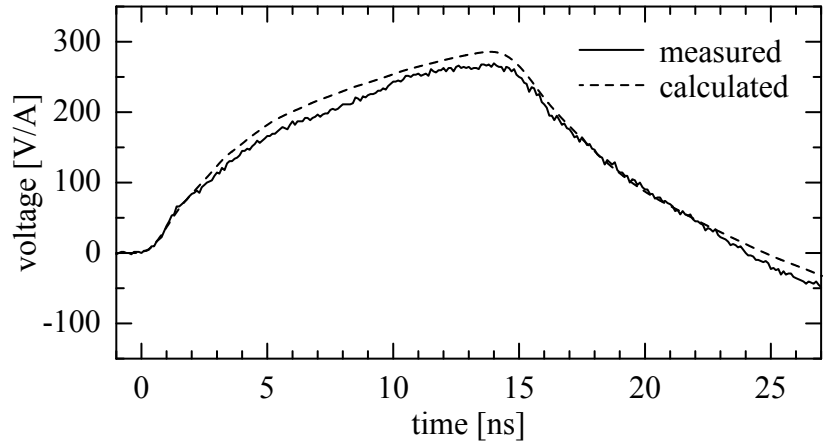


(b) Pole-top voltage

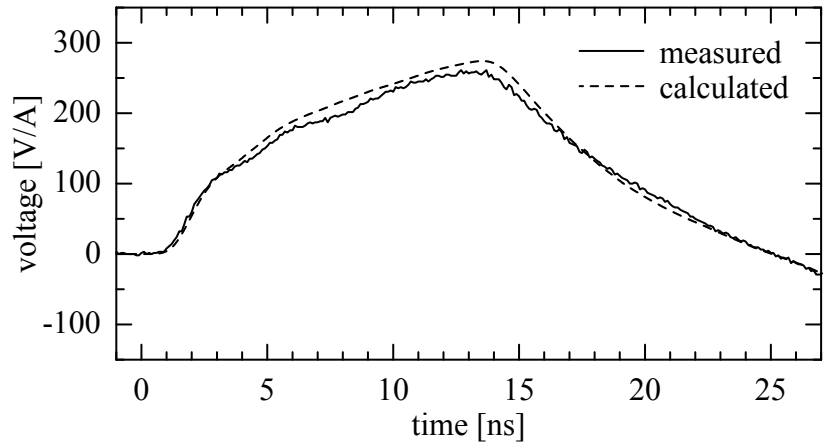
Fig. 3-5.　Measured and calculated results of Case 1 (stand-alone pole).



(a) Injected current

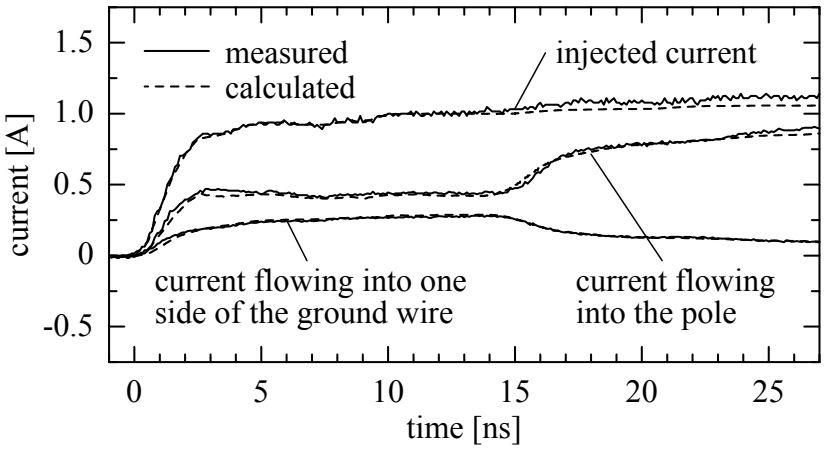


(b) Pole-top voltage

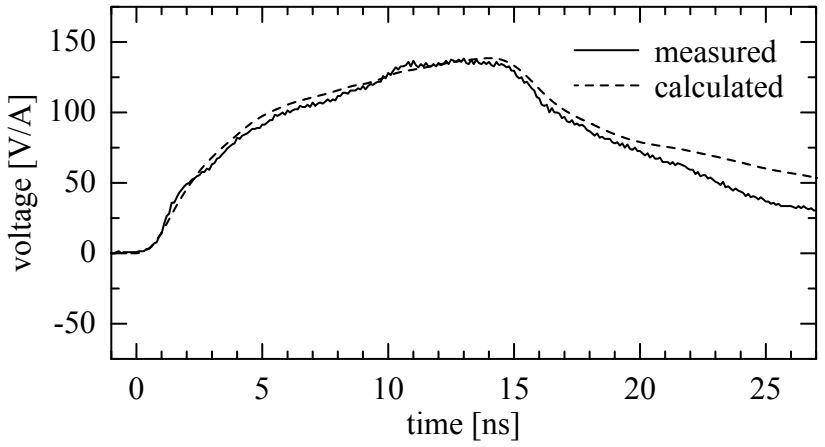


(c) Insulator voltage

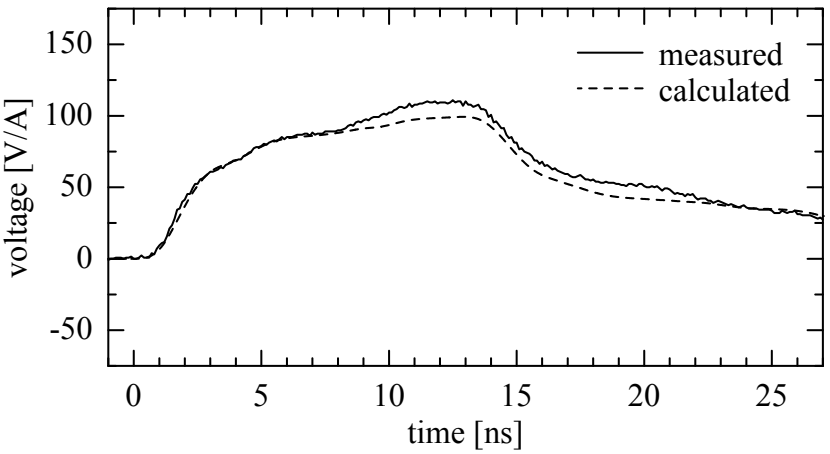
Fig. 3-6.　Measured and calculated results of Case 2 (with phase wires and without a ground wire).



(a) Currents at various positions

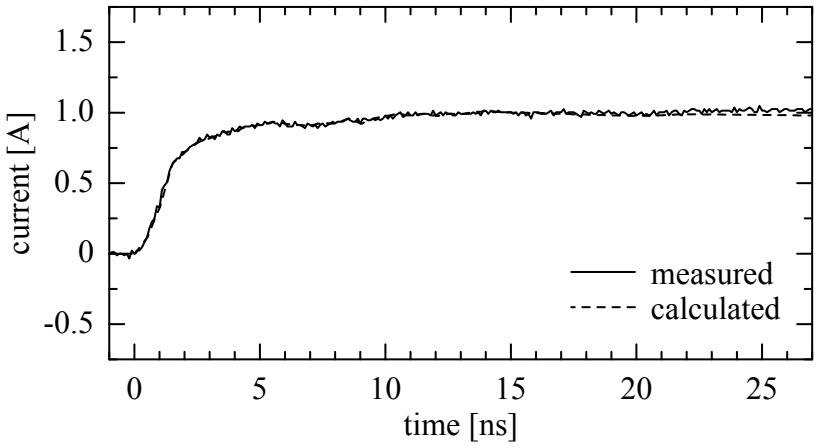


(b) Pole-top voltage

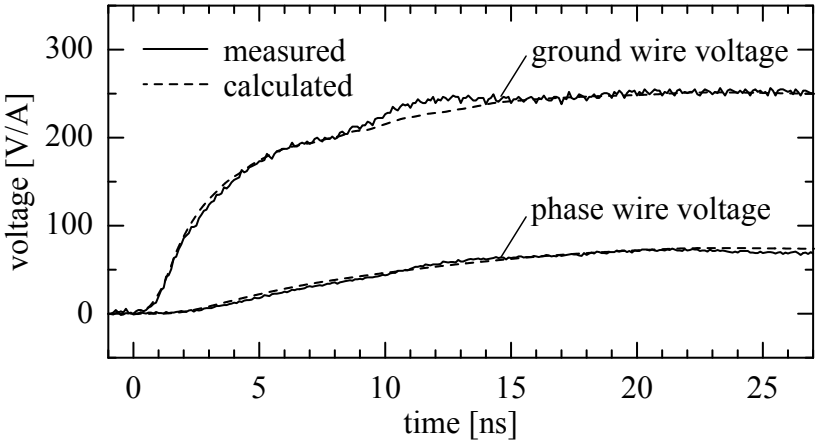


(c) Insulator voltage

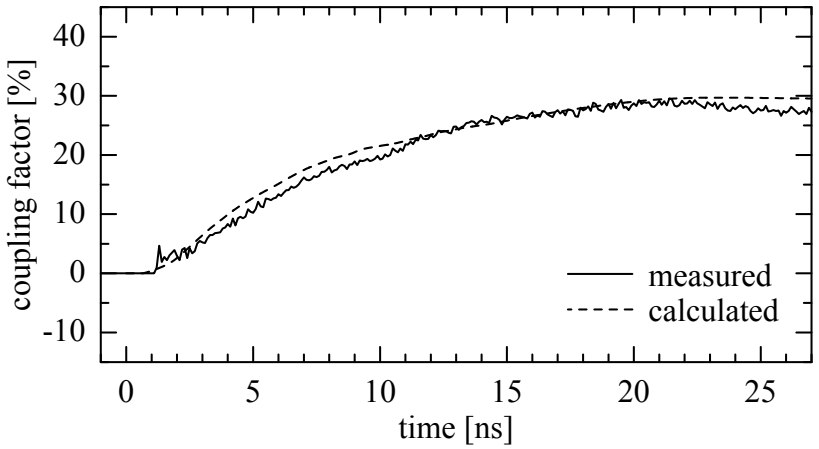
Fig. 3-7.　Measured and calculated results of Case 3 (with phase wires and a ground wire).



(a) Injected current



(b) Ground wire and phase wire voltages

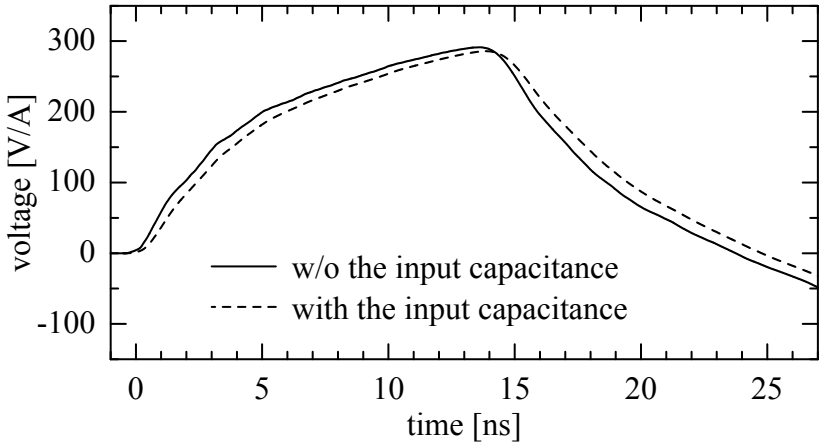


(c) Time variation of the coupling factor

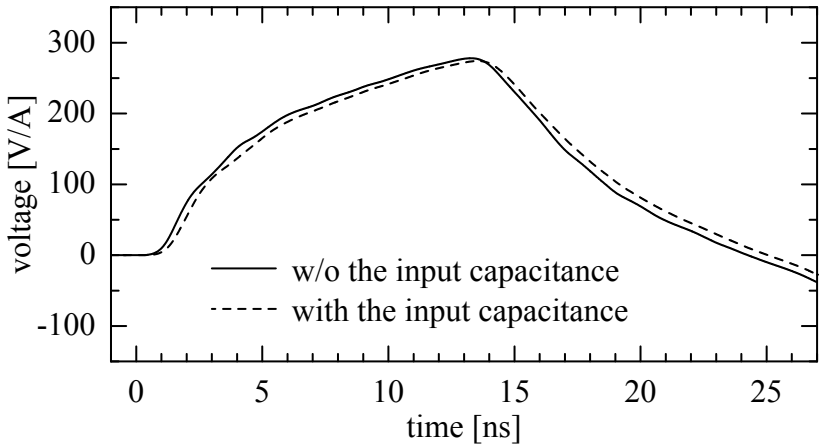
Fig. 3-8.　Measured and calculated results of Case 4 (phase wires and a ground wire only).

3.3.4　FET プローブの入力容量の影響がない場合の解析結果

実験では，オシロスコープやプローブ等の測定系の影響を避けることができない。ここでは，FDTD 法を用いて FET プローブの入力容量の影響がない場合の柱頂電位 V_1 とがいし間電圧 V_2 を求める。ケース 2 およびケース 3 について，FET プローブの入力容量を取り除いた計算結果を各々Fig. 3-9，Fig. 3-10 に示す。双方とも，入力容量なしの計算結果は入力容量ありの計算結果に比べて，立ち上がり部分およびピークの値が大きく，立ち下がり部分の値が小さくなった。ピーク値の差異は最大で約 2% であり，ケース 2 よりケース 3 の方が小さく，柱頂電位よりがいし間電圧の方が小さくなった。以上の結果より，FET プローブの入力容量は電圧波形に影響を与えるものの，その程度は小さいといえる。

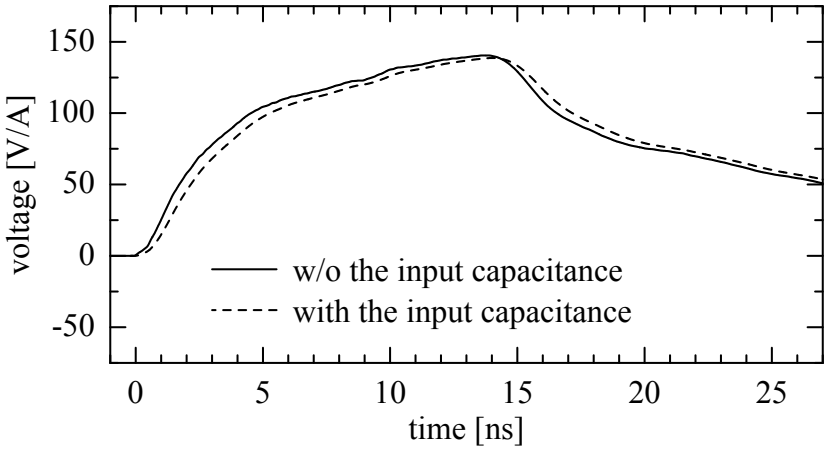


(a) Pole-top voltage

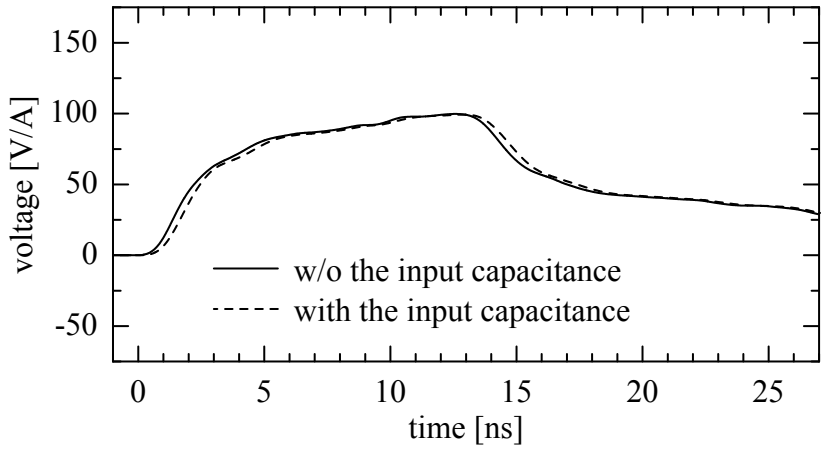


(b) Insulator voltage

Fig. 3-9.　Calculated results without the input capacitance of the FET voltage probe in Case 2 (with phase wires and without a ground wire).



(a) Pole-top voltage



(b) Insulator voltage

Fig. 3-10.　Calculated results without the input capacitance of the FET voltage probe in Case 3 (with phase wires and a ground wire).

3.3.5　電柱のサージインピーダンス

ステップ波状の電流を注入したときの柱頂電位のピーク値をその時刻に電柱に流れる電流の値で除して電柱のサージインピーダンスと定義し，入力容量なし，入力容量ありの計算結果および実測結果から求めた電柱のサージインピーダンスを Table 3-2 に示す。FDTD 法による計算結果は，双方とも，ケース 2（架空地線がない配電線）のサージインピーダンスがケース 1（電柱単体）の値よりも小さく，ケース 3（架空地線がある配電線）のサージインピーダンスがケース 1 の値よりも大きくなっている。これらのサージインピーダンスの変化率は，同表に示す実測結果の変化率とほぼ

Table 3-2.　Surge impedances of a concrete pole [Ω].

Case No.	Calculated results		Measured results
	w/o the input capacitance	with the input capacitance	
Case 1 (stand-alone pole)	302	296	283
Case 2 (w/o a ground wire)	291	286	267
Case 3 (with a ground wire)	333	330	302

一致している。一方，サージインピーダンスの値そのものについては，入力容量ありの計算結果が実測結果よりも，ケース 1，2，3 の順で，5%，7%，9% 大きい結果となった。

3.4　FDTD 法による配電線雷サージ特性の検討

本節では，FDTD 法を用いて実規模配電線の雷サージ解析を行う。標準的なサイズの配電線への直撃雷を実際に近い状況で模擬し，雷電流の波頭長を変化させたときのがいし間電圧の計算を行う。

3.4.1　線路構成

本解析に用いた実規模配電線の構成を Fig. 3-11 に示す。7 本の電柱に高圧電線 3 条，架空地線 1 条が架線された亘長 301 m の線路から構成されており，径間長は 40 m である。なお，左右の最終径間については，径間途中 30.5 m までを模擬している。本解析では，配電線の中央に位置する電柱（# 4）への雷撃を想定した。各電柱の装柱と配電線の相配置を Fig. 3-12 に示す。また，配電線の諸元を Table 3-3 に示す。全長 14 m の電柱に長さ 1.5 m の高圧腕金と長さ 0.75 m の架空地線金物が取り付けられており，高圧電線には OC 80 mm^2，架空地線には鋼より線 22 mm^2 を想定した。

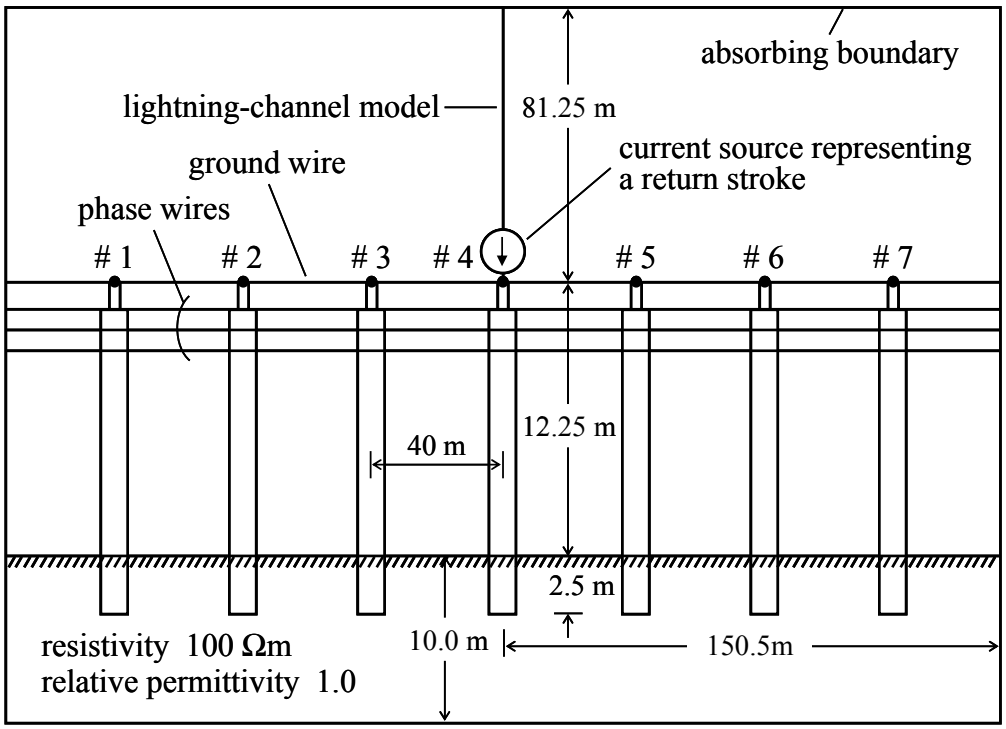


Fig. 3-11.　Configuration of an actual-scale distribution line.

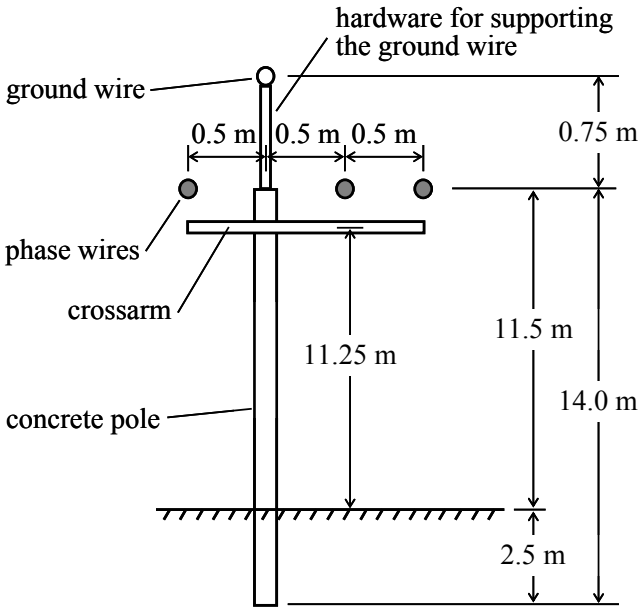


Fig. 3-12.　Arrangement of the distribution wires and the pole.

Table 3-3.　Specifications of the distribution wires and the pole.

Item	Specifications	
[Distribution wires]		
Ground wire	Galvanized stranded steel wire 22mm^2	
	Diameter	6.0 mm
Phase wires	6.6-kV XLPE insulated copper wire 80 mm^2	
	Diameter	11.6 mm
[Distribution pole]		
Concrete pole	Length	14.0 m
	Diameter	250 mm
Hardware for supporting the ground wire	Length	0.75 m
	Diameter	100 mm
Crossarm	Length	1.50 m
	Diameter	100 mm

3.4.2　帰還雷撃の模擬

鉄塔への帰還雷撃では，雷撃点の鉄塔頂部で正負両極性の急峻波電流が発生し，一方が雷道に沿って上方に，もう一方が鉄塔に沿って下方に伝搬するという形態が想定されている。本解析では，電柱への帰還雷撃についても鉄塔雷撃と同様な形態になるものと考え，これを模擬するため電柱頂部に電流源を置き，雷道モデルから電柱頂部に向かって波高値 1 A の電流を注入した。本解析では，雷電流の急峻な部分を検討の対象とすることから，電流源の波形 $i(t)$ を次式で与え，その波頭長 T_f を 0.03 μs, 0.3 μs, 0.5 μs, 1.0 μs と変化させた（以降，T_f = 0.03 μs の雷電流波形をステップ電流と呼ぶ）。

$$i(t) = i_0\left\{1-\exp\left(-t/\tau_i\right)\right\} \tag{3-15}$$

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

なお，τ_i の値は T_f の値から換算することができる（付録 A を参照）。電流源から鉛直上方へは，文献 [3-13] で提案された雷道モデルを置き，帰還雷撃が光速の約 1/3 で進展するようにした。この雷道モデルは，インダクタンスの集中定数素子モデルを直列接続することで帰還雷撃の進展速度を光速よりも遅く制御するものである。本解析では，文献 [3-13] で提案された手法を用いて，1 素子当たりのインダクタンスを 8.49 μH に設定した。Fig. 3-13 に，電流源からの高さが 0 m，20 m，40 m，60 m の位置におけ

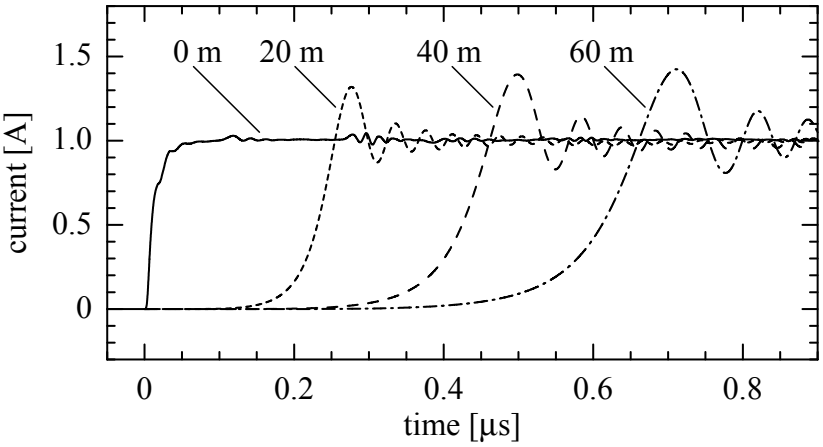


Fig. 3-13.　Waveforms of the current propagating along the lightning channel model.

るステップ電流注入時の帰還雷撃電流波形を示す。各電流波形のピーク値の 50% となる時刻より，0 m から 20 m まで，20 m から 40 m まで，40 m から 60 m までの時間差を求めて各区間の平均速度を算出すると，各々 87 m/μs，99 m/μs，103 m/μs となる。この結果より，帰還雷撃の進展速度が光速（300 m/μs）の約 1/3 となっていることが確認できる。

3.4.3　解析条件

本解析における配電線構造を Fig. 3-14 に示す。同図には，解析空間のメッシュ状況も示している。解析空間は, 線路方向 301 m, 線路に垂直で大地と水平な方向 70 m, 鉛直方向 103.5 m とした。解析空間の境界面は，全て 2 次の Liao の吸収境界面 [3-11] とした。空間刻み Δs は，Fig. 3-14 に示すように電柱，架空地線，高圧電線，雷道モデルの周辺を 12.5 cm とし，その他の空間を 50 cm の不均一メッシュとした。時間刻み Δt は，Courant の安定条件 [3-5] より 0.12 ns とした。電柱は円柱の断面を階段近似した導体で模擬し，高圧腕金，架空地線，高圧線は細線導体 [3-8] で模擬した。解析空間の底面から高さ 10 m までが大地部分に相当し，この部分の抵抗率 ρ と比誘電率 ε_r を各々100 Ωm，1.0 に設定した。なお，計算負荷を低減するため，線路に垂直で大地と水平な方向および鉛直方向の距離を計算時間 1.0 μs にサージが伝搬する距離 300 m よりも短く設定しているが，解析空間を十分確保して行ったステップ電流注入時の計算結果により，今回の解析空間の設定ががいし間電圧波形に与える影響は小さく，ピーク値については殆ど影響を与えないことを確認している。

FDTD 法および EMTP を用いた配電線雷サージ解析の違いを確認するため，EMTP

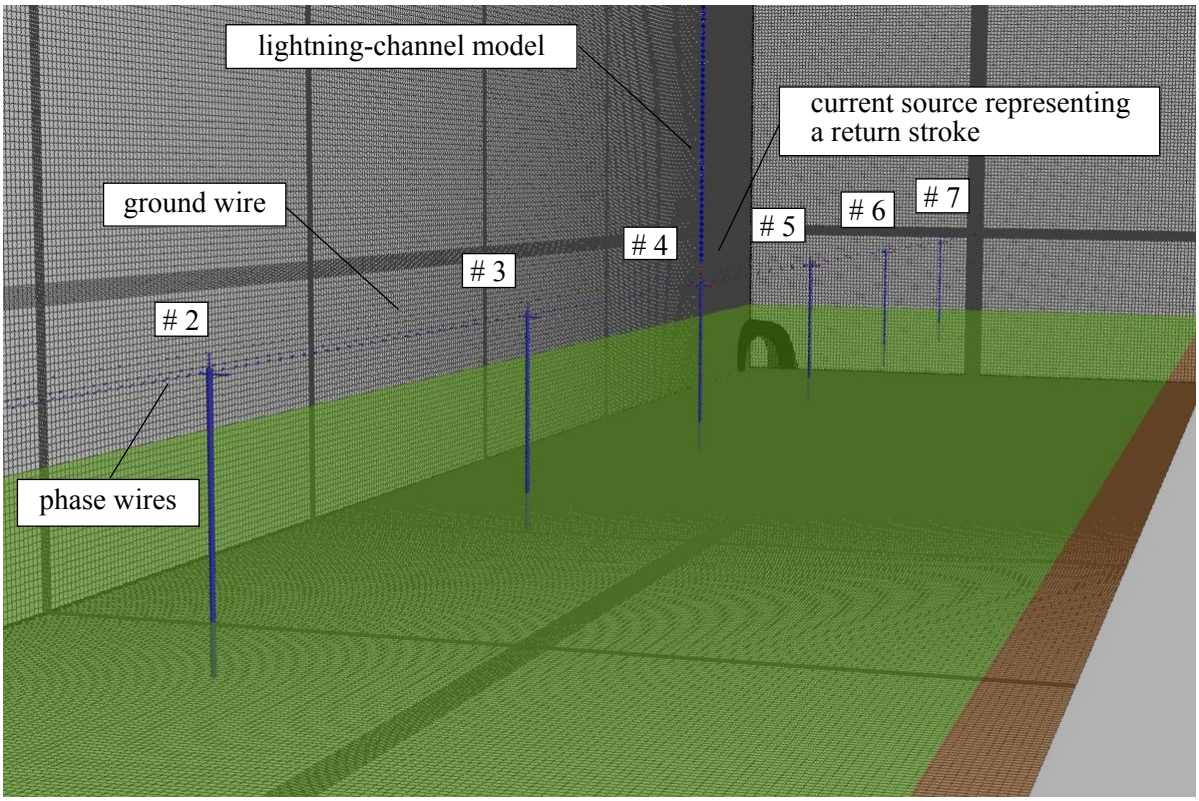


Fig. 3-14.　Structure of an actual-scale distribution line in the simulation.

による計算も行った。以下，EMTP の計算条件を示す。高圧電線および架空地線を多相の分布定数線路モデルで模擬し，地上部分の電柱を単相の分布定数線路モデルで模擬した。電柱のサージインピーダンスは，架空地線や高圧電線の架線状況により，電柱単体の状態と比べて変化する [2-3] ことから，本解析では，文献 [2-9] で提案されている垂直導体のサージインピーダンスの実験式ではなく FDTD 法の計算結果から算出した 371 Ω を電柱のサージインピーダンス値とした。雷撃時には，地中部分の電柱を接地電極としてみなすことができるため，この部分を抵抗 R_g で模擬した。R_g の値は，円柱状の棒電極の接地抵抗を求める式として知られている次式 [3-14] を用いて決定した。

$$R_g = \frac{\rho}{2\pi l}\ln\left(1+\frac{l}{r_0}\right) \tag{3-16}$$

ただし，ρ：大地抵抗率，l：電極長さ，r_0：電極半径

電柱のサイズと大地抵抗率を (3-16) 式に適用すると，$R_g = 19.4\ \Omega$ となる。

3.4.4　解析結果

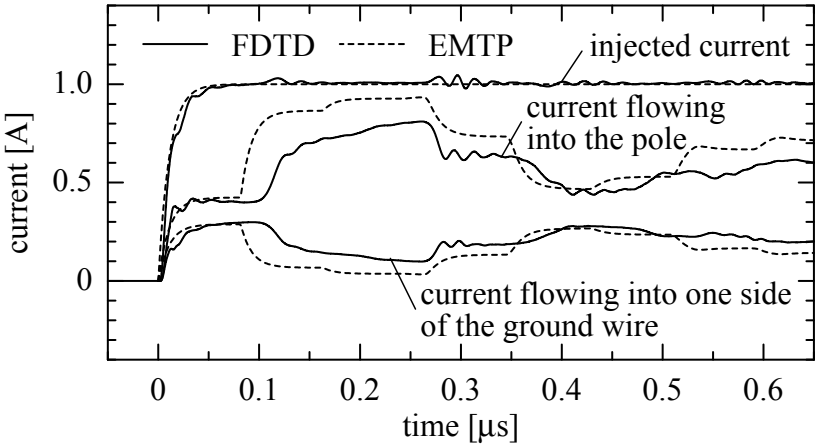
3.4.4.1　雷電流の波頭長の影響

先ず，ステップ電流を注入したときの計算結果を Fig. 3-15 に示す。Fig. 3-15(a) は電柱および架空地線（片側）へ流れる電流波形を示しており，Fig. 3-15(b), (c) は電柱 #4，#5，#6，#7 における架空地線から最も離れた相のがいし間電圧波形を示している。Fig. 3-15(b) は FDTD 法の計算結果であり，Fig. 3-15(c) は EMTP の計算結果である。がいし間電圧のピーク値は，雷撃柱（#4）からの距離が長くなるにつれて低下する結果となった。Fig. 3-15 (b), (c) を比較すると，Fig. 3-15 (b) に示す各柱のピーク値は Fig. 3-15 (c) のものよりも大きく，その発生時刻はいずれも Fig. 3-15 (b) の方が Fig. 3-15 (c) よりも遅れている。

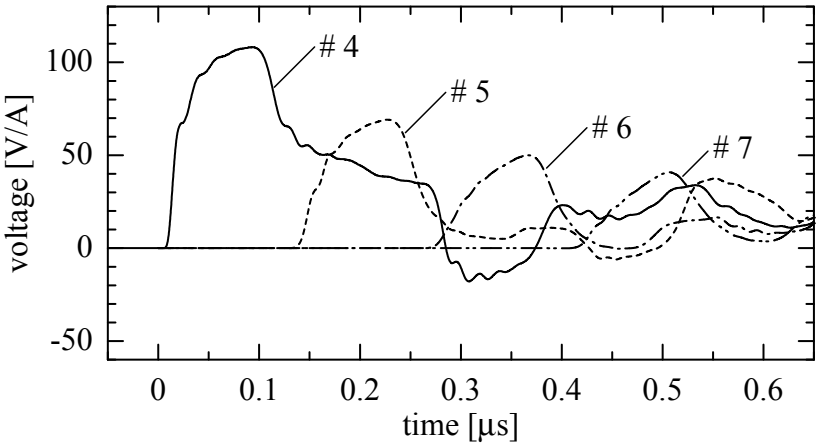
次に，雷電流の波頭長 T_f を変化させたときの注入電流および雷撃柱（# 4）のがいし間電圧波形を Fig. 3-16 に示す。Fig. 3-16(b) は FDTD 法の計算結果であり，Fig. 3-16(c) は EMTP の計算結果である。また，T_f とがいし間電圧ピーク値の関係を Fig. 3-17 に示す。T_f が長くなるにつれて，がいし間電圧は両者とも低下しており，$T_f = 1.0$ μs のがいし間電圧波形においては，時刻 0.1 μs 付近の電柱のサージ応答によるピーク値を殆ど確認できない。Fig. 3-16(b), (c) を比較すると，波形の立ち上がり部分よりも時刻約 0.1 μs 以降の立ち下がり部分に大きな差異がみられ，T_f が長くなるにつれてこの差異は小さくなっている。全ての T_f に対して，がいし間電圧波形のピーク値および立ち下がり部分の値は FDTD 法の方が EMTP よりも大きくなっており，配電線雷スパークオーバの発生に影響を及ぼすものと考えられる。

3.4.4.2　帰還雷撃の進展速度の影響

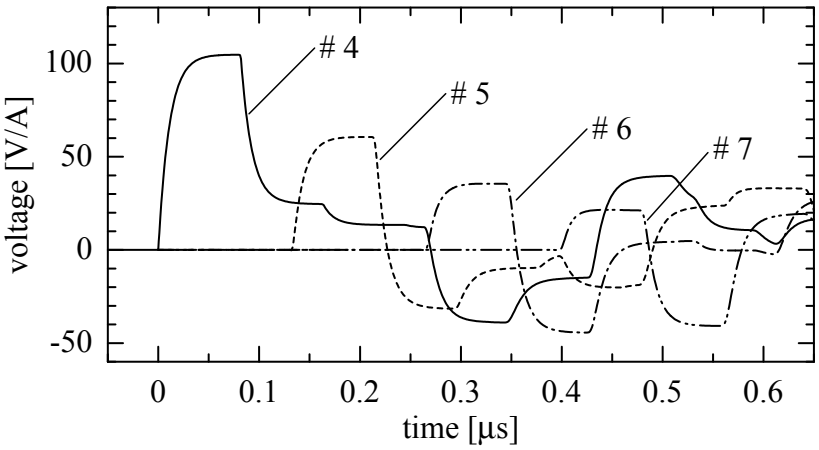
Liao の吸収境界条件 [3-11] は光速で垂直入射する平面波に対して優れた吸収特性を示すことから，雷道モデルにより電流の進展速度を光速の 1/3 とした場合には，境界面からの反射の影響を受けないように鉛直上方の解析空間を大きく設定する必要がある。一方，電流の進展速度が光速の細線導体で雷道を模擬した場合には，境界面からの反射が僅かとなることから，鉛直上方の解析空間を小さく設定することで計算負荷を低減させることができる。ここでは，帰還雷撃の進展速度が雷撃時のがいし間電圧に与える影響について確認する。雷道モデルを用いた場合と細線導体で雷道を模擬した場合におけるステップ電流注入時のがいし間電圧波形を Fig. 3-18 に示す。両者の波形は全体的に同様な形状であるが，部分的には差異が生じており，例えば，丸印で示す立ち下がりの部分の差異は約 12% である。これより，帰還雷撃の進展速度はがいし間電圧波形に若干の影響を与えるといえる。なお，これらのがいし間電圧波



(a) Currents at various positions

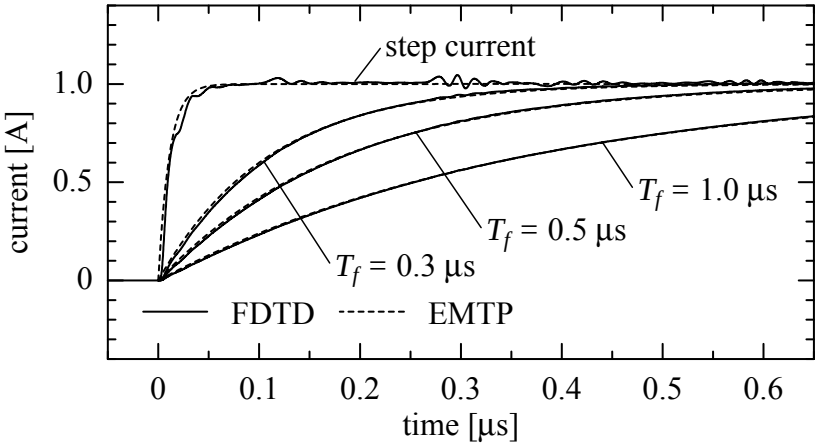


(b) Insulator voltages at Poles # 4, 5, 6, and 7 obtained by the FDTD method

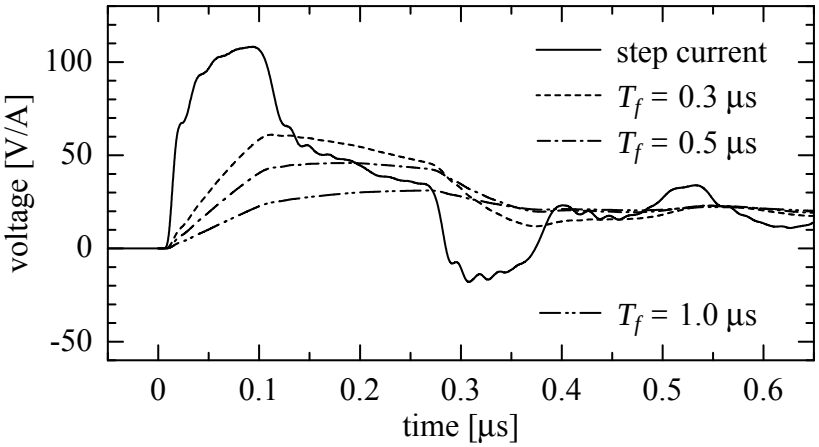


(c) Insulator voltages at Poles # 4, 5, 6, and 7 obtained by the EMTP

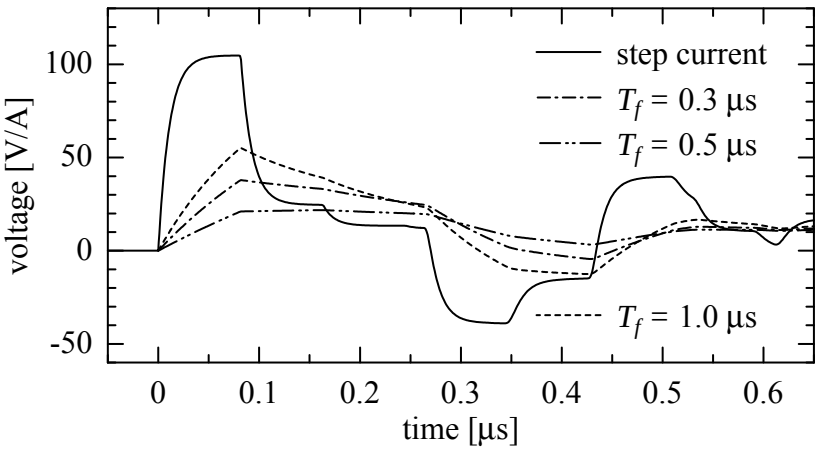
Fig. 3-15.　Calculated results for the step-current injection.



(a) Injected currents



(b) Insulator voltages obtained by the FDTD method



(c) Insulator voltages obtained by the EMTP

Fig. 3-16.　Calculated results at the struck pole (Pole # 4).

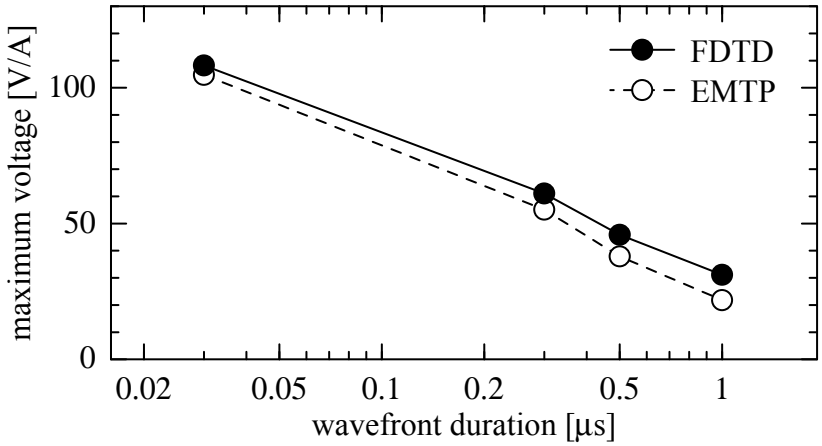


Fig. 3-17.　Relationship between the wavefront duration and the maximum insulator voltage.

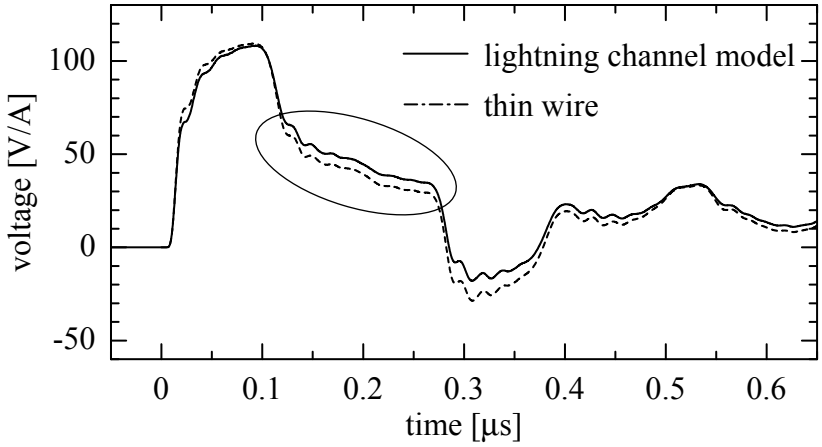


Fig. 3-18.　Calculated insulator voltages at the struck pole (Pole # 4) with respect to the propagation speed of the lightning return stroke.

形の違いが配電線雷スパークオーバの発生にどの程度影響してくるかについては今後の検討が必要である。

3.4.4.3　大地部分の比誘電率の影響

大地パラメータの 1 つである比誘電率については，これまでにいくつか測定された例はあるものの，代表的な値として示されたものがない。ここでは，大地部分の比誘電率 ε_r が雷撃時のがいし間電圧に与える影響について確認する。比誘電率 ε_r を 1.0 および 20 とした場合におけるステップ電流注入時のがいし間電圧波形を Fig. 3-19 に

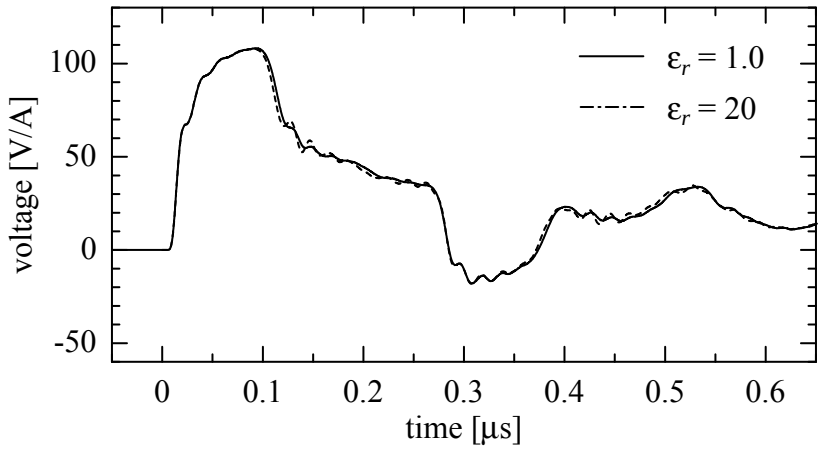


Fig. 3-19.　Calculated insulator voltages at the struck pole (Pole # 4) with respect to the relative permittivity of the space assigned to be ground soil.

示す。なお，後者の値は埋設地線のサージ実験より推定された値 [3-15] より選定した。この結果より，大地部分の比誘電率が雷撃時のがいし間電圧に与える影響は極めて小さいといえる。

3.5　まとめ

本章では，先ず，第 2 章の電柱雷撃を想定して実施した縮小モデル実験を FDTD 法により再現し，計算結果と実測結果の比較から FDTD 法の配電線雷サージ解析への適用可能性を検証した。次に，FDTD 法を用いて，実際の雷撃に近い状況を模擬した雷サージ解析を行い，実規模配電線の雷サージ特性を把握するとともに，FDTD 法と EMTP の計算結果の違いを明らかとした。FDTD 法による配電線雷サージ解析について，得られた知見を以下に要約する。

(1) 配電線の構造を詳細に模擬することにより実用的に十分な精度を有する解析が可能となる。

(2) 配電線近傍の空間刻みを小さく，その他を大きく設定する不均一メッシュを適用することで，配電線の構造を詳細に模擬しつつ計算負荷を低減した実用的な解析が可能となる。

(3) 配電線雷撃時のがいし間電圧は，雷電流の波頭長が短くなるにつれて大きくなる。

(4) 配電線雷撃時のがいし間電圧波形のピーク値および立ち下がり部分の値は，FDTD 法の計算結果の方が EMTP の計算結果よりも大きくなる。実現象を正確に再現できる FDTD 法と違いを生じる EMTP の解析精度は十分でない。

第 3 章の参考文献

[3-1] 野田　琢：「電力系統瞬時値解析プログラムの最新動向」，電気学会論文誌 B 解説，126 巻 11 号，pp. 1108–1111 (2006-11)

[3-2] M. Ishii and Y. Baba: “Numerical Electromagnetic Field Analysis of Tower Surge Response”, *IEEE Trans. Power Delivery*, Vol. 12, No. 1, pp. 483–488 (1997-1)

[3-3] サージ現象に関する数値電磁界解析手法調査専門委員会：数値過渡電磁界解析手法－サージ現象への適用－，電気学会 (2008)

[3-4] K. S. Yee: “Numerical Solution of Initial Boundary Value Problems Involving Maxwell’s Equations in Isotropic Media”, *IEEE Trans. Antennas and Propagation*, Vol. AP-14, No. 3, pp. 302–307 (1966-3)

[3-5] 宇野　亨：FDTD 法による電磁界およびアンテナ解析，コロナ社 (1998)

[3-6] 野田　琢・横山　茂：「FDTD 法に基づくサージ解析コードの開発」，電力中央研究所 研究報告，No. T00004 (2000)

[3-7] 立松明芳・野田　琢・本山英器：「FDTD 法における極細線導体・非線形要素の模擬手法の開発」，電力中央研究所 研究報告，No. H06006 (2007)

[3-8] T. Noda and S. Yokoyama: “Thin Wire Representation in Finite Difference Time Domain Surge Simulation”, *IEEE Trans. Power Delivery*, Vol. 17, No. 3, pp. 840–847 (2002-7)

[3-9] 松浦　進・立松明芳・野田　琢・横山　茂：「FDTD 法を用いた急峻波雷電流に対する配電線雷サージ解析」，電力中央研究所 研究報告，No. H08021 (2009)

[3-10] S. Matsuura, A. Tatematsu, T. Noda, and S. Yokoyama: “A Simulation Study of Lightning Surge Characteristics of a Distribution Line Using the FDTD Method”, *IEEJ Trans. PE*, Vol. 129, No. 10, pp. 1225–1232 (2009-10)

[3-11] Z. P. Liao, H. L. Wong, B. P. Yang, and Y. F. Yuan: “A Transmitting Boundary for Transient Wave Analysis”, Science Sinica, Series A, Vol. 27, No. 10, pp. 1063–1076 (1984)

[3-12] 高見　潤・坪井敏宏・岡部成光：「垂直導体におけるサージ伝搬特性の実測と FDTD 解析との比較」，電気学会放電 開閉保護 高電圧合同研究会資料，ED-07-175 / SP-07-112 / HV-07-155，pp. 71–74 (2007-11)

[3-13] 立松明芳・野田　琢・横山　茂：「FDTD 法による配電線誘導雷電圧計算手法の開発」，電力中央研究所 研究報告，No. H04009 (2005)

[3-14] A. C. Liew and M. Darveniza: “Dynamic Model of Impulse Characteristics of Concentrated Earths”, *Proc. IEE*, Vol. 121, No. 2, pp. 123–135 (1974)

[3-15]　本山英器・野田　琢：「埋設地線の雷サージ特性に関する実験的検討」，電力中央研究所 研究報告，No. T00062 (2001)

第 4 章　配電線の雷サージ解析モデル

4.1　まえがき

第2章で明らかとした短時間領域における配電線の雷サージ現象を正確に再現するには，第 3 章で述べた FDTD 法のようなマクスウェルの方程式を直接数値的に解く数値電磁界解析手法の適用が有効な手段として考えられる [3-3]。しかしながら，数値電磁界解析手法には，計算量が膨大になるという問題点がある。このため，雷事故率計算のように多数回の繰り返し計算を行う場合には，数値電磁界解析手法ではなく，EMTP を用いた電気回路論に基づく解析のように計算時間の短い手法が求められる。

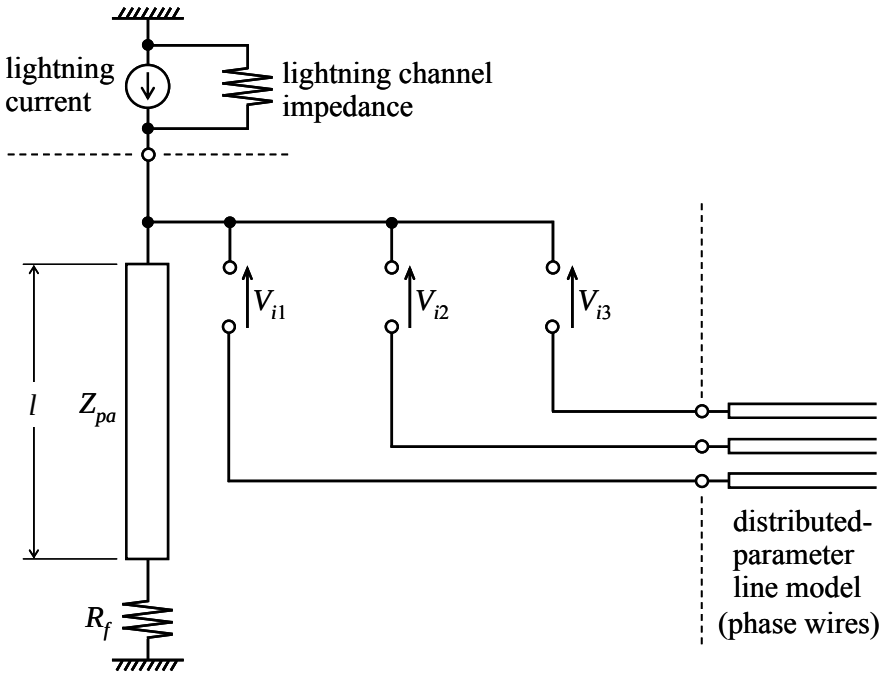
本来，電気回路論では説明できない過渡的な電磁界形成に伴う配電線のサージ現象を，等価回路を用いて模擬することにより，短時間領域における配電線の雷過電圧様相を電気回路論の枠内で再現することが可能となる [4-1]。これにより，短時間領域における配電線のサージ現象を汎用的な解析ツールである EMTP に組み込むことができ，耐雷設計上最も重要となるがいし間電圧を EMTP 解析で算定できることの実用上のメリットは大きい。

本章では，先ず，第 2 章の縮小モデル実験（配電線縮小モデルを用いた雷サージ実験）の実測結果 [2-3] と従来の配電線モデル（以降，「従来モデル」と呼ぶ）[1-17] を用いた EMTP シミュレーションの計算結果の比較から，従来モデルの課題を整理する。次に，従来モデルの課題を踏まえ，短時間領域のサージ現象に対しても実用的に十分な解析精度を有する新たな配電線 EMTP 解析モデルを提案する [4-2]。さらに，第 2 章の実規模配電線実験（実規模配電線を用いた雷サージ実験）を提案モデルにより再現し，実測結果と計算結果の比較を行い，実規模の配電線に対する提案モデルの解析精度を検証する [2-4]。なお，本論文では，DCG 版 EMTP の最新版である EMTP-RV/EMTP Works [4-3] を解析ツールとして使用している。

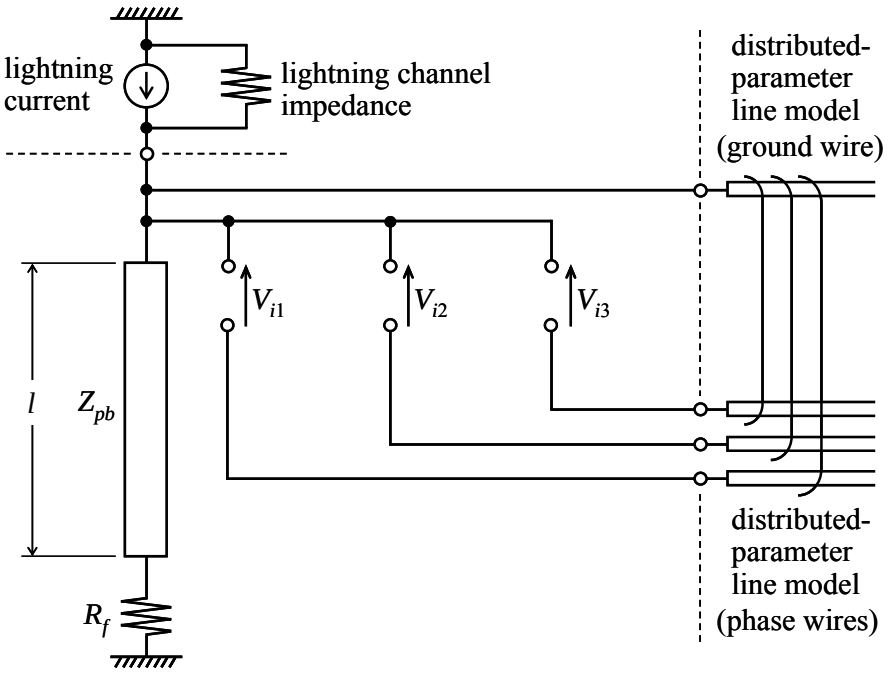
4.2　従来モデルの課題

従来モデル [1-17] を Fig. 4-1 に示す。従来モデルでは，高圧電線および架空地線を多相の分布定数線路モデル†で模擬しており，電柱を単相の無損失分布定数線路モデルで模擬している。このモデルを用いた EMTP シミュレーションにより，第 2 章の縮

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



(a) Distribution line without a ground wire



(b) Distribution line with a ground wire

Fig. 4-1.　Conventional EMTP models of a distribution line.

小モデル実験を再現した結果について述べる。Table 4-1 に，主な計算条件を示す。電柱のサージインピーダンス Z_{pa}，Z_{pb} には，縮小モデル実験より得られた値 [2-3] を用いており，注入電流は次式で与える電流 $i(t)$ の電流源と雷道インピーダンスを模擬する抵抗の並列回路により模擬している。

$$i(t) = i_0\left\{1-\exp\left(-t/\tau_i\right)\right\} \tag{4-1}$$

ただし，i_0：$i(t)$ の収束値，τ_i：$i(t)$ の時定数

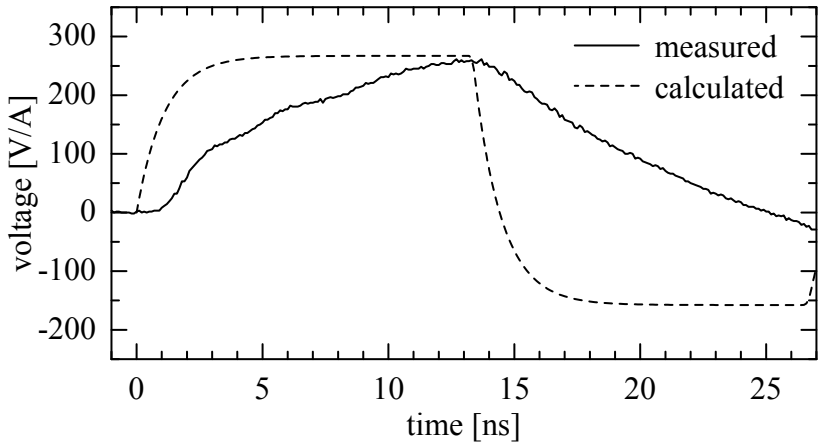
波頭長約 3 ns で立ち上がるステップ電流を注入したときのがいし間電圧 V_{i1} の実測結果と計算結果を Fig. 4-2 に示す。同図 (a) には架空地線がない配電線の結果を，(b) には架空地線がある配電線の結果を示している。なお，注入したステップ電流波形を再現する τ_i は 1.1 ns となる。本章では，比較のため，以降に示す電圧および電流波形

Table 4-1.　Calculation conditions.

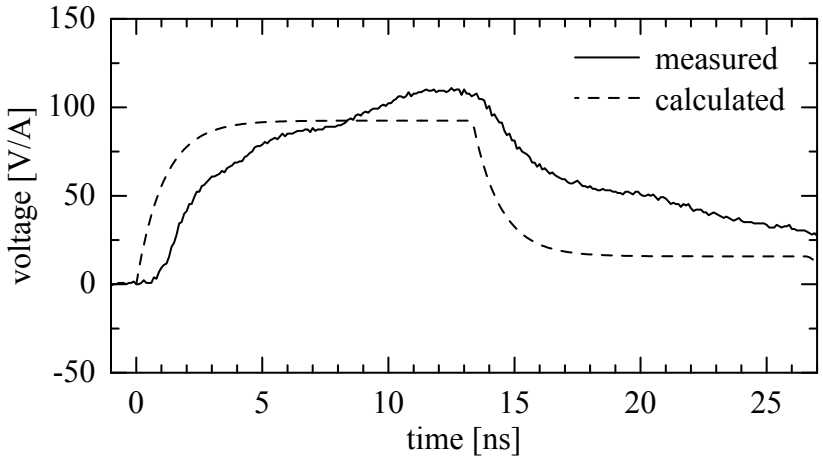
Item		Conditions	
[Distribution line]			
Phase wires		Copper wire	
		Diameter	1.8 mm
		Height	1.875 m
		Conductor spacing	70 mm, 148 mm
Ground wire		Copper wire	
		Diameter	1.0 mm
		Height	2.0 m
Line model		Lossless CP-LINE model	
[Concrete pole]			
Surge impedance	Z_{pa}	267 Ω (Distribution line without a ground wire)	
	Z_{pb}	302 Ω (Distribution line with a ground wire)	
Propagation speed		300 m/μs	
Grounding resistance	R_f	0 Ω	
Line model		Lossless CP-LINE model	
[Lightning current]			
Current waveform		$i_0\{1-\exp(-t/\tau_i)\}$, τ_i = 1.1 ns	
Lightning channel impedance		1040 Ω	
Ground resistivity		1.69×10^{-8} Ωm	

を注入電流収束値 1 A 当たりに換算して表示することとする。

Fig. 4-2(a) では，ピーク値はほぼ一致しているが，ピーク値前後の波形が一致していない。ピーク値前では，計算結果よりも実測結果の方が緩やかに上昇している。これは，電柱近傍の電磁界が球面状に形成していくことにより，柱頂電位が注入電流の立ち上がりよりも緩やかに上昇していくためである。一方，単一サージインピーダンスの分布定数線路モデルにより電柱を模擬している EMTP 解析では，注入電流の立ち上がりに比例して柱頂電位は上昇する。ピーク値後では，計算結果よりも実測結果の方が緩やかに減少している。これは，前述の電位が緩やかに形成していく現象に加えて，電柱に注入されたサージ電流が大地面で反射するときに見かけ上高い接地抵抗値を示すためであり，大地面に対する配置が電柱と同じ垂直である送電鉄塔のサージ特



(a) Distribution line without a ground wire



(b) Distribution line with a ground wire

Fig. 4-2. Comparison between measured insulator voltages and calculated ones obtained by the conventional EMTP model.

性に関する研究 [4-4][4-5][2-12][2-13] においても同様な現象が報告されている。

Fig. 4-2(b) では，Fig. 4-2(a) の差異に加え，ピーク値も一致していない。ピーク値は，計算結果よりも実測結果の方が大きい値を示している。これは，実現象においてがいし間電圧を抑制する架空地線の効果（すなわち，架空地線と高圧電線の結合により，架空地線を流れる電流が高圧電線の電位を持ち上げる効果）が計算よりも小さいためである [2-12][2-13]。Fig. 2-20 に示したように，縮小モデル実験において架空地線電位と高圧電線電位の実測結果から求めた結合率は，時間の経過に伴って上昇する過程を経てから一定値に収束する傾向を示しており，初期の値は TEM 波仮定の値よりも小さい [2-3]。一方，EMTP における分布定数線路モデルでは，TEM 波の電磁界分布を仮定した計算を行うため，瞬時に架空地線と高圧電線の結合が形成される。

以上を要約すると，従来モデルでは，次に示す①～③の現象が考慮されていない。

① 電柱近傍の電磁界形成に伴って，柱頂電位が注入電流よりも緩やかに上昇していく現象。

② 電柱に注入されたサージ電流が大地面で反射するときに見かけ上高い接地抵抗値を示す現象。

③ 架空地線と高圧電線の結合が時間の経過に伴って緩やかに形成していく現象。

なお，Fig. 4-2 では，計算結果よりも実測結果の方が 1.0 ns 程度遅く立ち上がっている。この理由を次に示す。(i) 従来モデルでは，注入電流がほぼ傾き i_0/τ_i で立ち上がる。これに対して，実際の注入電流は傾き 0 から徐々に立ち上がるため，実測結果にはこの立ち上がり遅れ約 0.4 ns の影響が入る。(ii) 従来モデルでは，高圧電線と電柱頂部間の電圧をがいし間電圧として計算しており，計算結果は注入電流と同時に立ち上がる。これに対して，実際のがいし間電圧は高圧電線と高圧腕金間の電圧であり，実測結果は電柱頂部と高圧腕金間の伝搬時間約 0.5 ns が経過した後に立ち上がる。

4.3　新たな配電線雷サージ解析モデルの提案

4.2 節で述べた過渡的な電磁界形成に伴う①～③の現象は，電磁現象を根源的に記述するマクスウェル方程式で表現される現象である。しかしながら，そもそも過渡的な電磁界形成を考慮しない電気回路論では①～③の現象を物理的に表現することができない。そこで，本節では，物理性は若干無視した上で，耐雷設計上最も重要となるがいし間電圧を再現する電気回路論的モデルの構築を行う。マクスウェル方程式が線形であることから①～③は線形の現象であり，これらの特性を線形の等価回路を用いて模擬することにより，がいし間電圧を電気回路論の枠内で再現できる。

4.3.1　提案モデルの概要

4.2 節で整理した従来モデルの課題を踏まえ，新たな配電線 EMTP 解析モデルを提案する。Fig. 4-3 に提案モデルを示す。提案モデルは，がいし間電圧 V_{i1}，V_{i2}，V_{i3} をできるだけ正確に再現するように構築される。図中では，電柱の左右両側に配置される架空地線，高圧電線をまとめて右側に示している。本論文では，架空地線がない配電線の計算を行うための「提案モデル A」と架空地線がある配電線の計算を行うための「提案モデル B」の 2 種類を提案する。提案モデルでは，電柱頂部および架空地線にキャパシタンスを付加することで 4.2 節の現象①を，電柱の定常接地抵抗と直列に *RL* 並列回路を付加することで現象②を，架空地線と高圧電線の結合率の時間特性を模擬する電圧源を付加することで現象③を考慮している。提案モデルのパラメータは，配電線のサージ実験結果を基に設定する。

以下，縮小モデル実験を例にとり，数値例も合わせてモデリング手順を示す。以降の 4.3.2～4.3.4 節で示すモデルパラメータは縮小モデルに対する数値である。

4.3.2　電柱のモデル

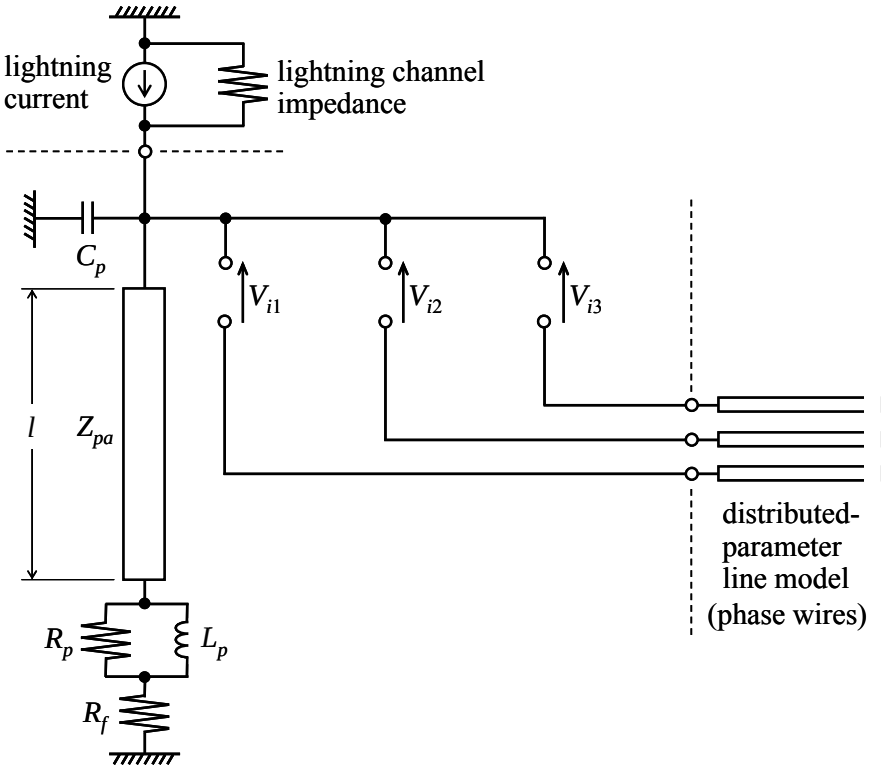
電柱のモデルは，基本部分を従来の単相の無損失分布定数線路モデルとしており，これに本節で述べる新たな回路が付加されている。なお，提案モデル A，B における無損失分布定数線路モデルのサージインピーダンス Z_{pa}，Z_{pb} は，各々，架空地線がない配電線および架空地線がある配電線のサージ実験より得られる電柱のサージインピーダンス値とする。

4.3.2.1　電柱の電位上昇の表現

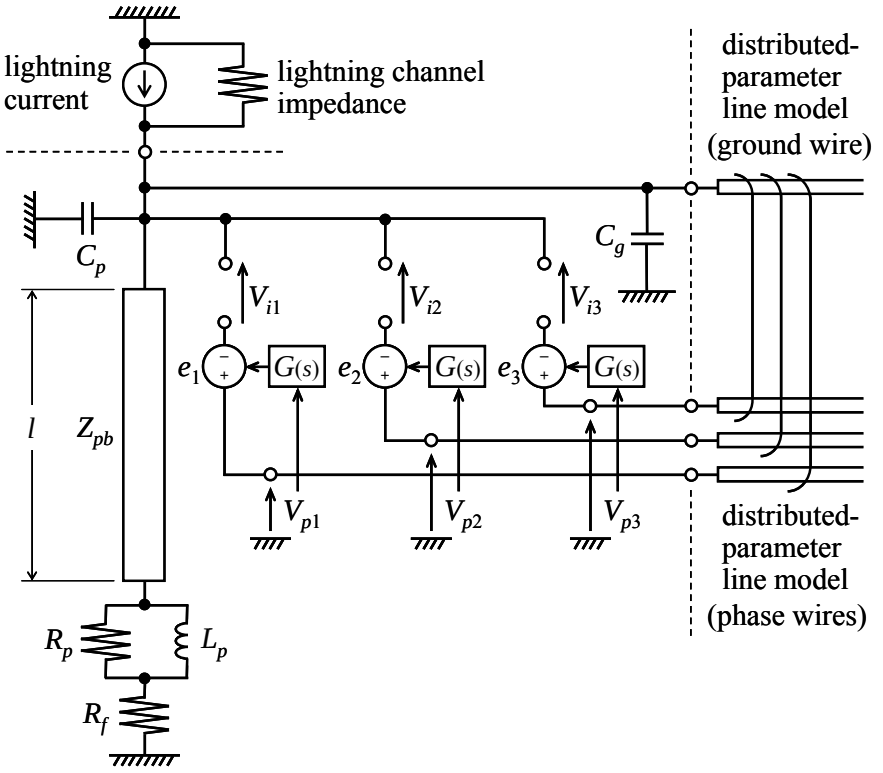
電柱頂部の電位は，時間の経過に伴って緩やかに上昇する。この特性を近似的に表現するため，キャパシタンス C_p を電柱頂部に並列接続する [4-1]。C_p の値は，架空地線がない配電線にステップ電流を注入したときの柱頂電位の測定波形から決定する。縮小モデル実験を例にとり，C_p の決定方法について述べる。架空地線がない配電線にステップ電流を注入したときの柱頂電位の測定波形を Fig. 4-4 に示す。ここで，注入電流を (4-1) 式とするとき，無損失分布定数線路モデルとキャパシタンス C_p の組み合わせでモデリングされた電柱の柱頂電位 $v(t)$ は，次式で与えられる（付録 B を参照）。

$$v(t) = v_0 \left\{ 1 - \frac{\tau_i}{\tau_i - \tau_a} \exp\left(\frac{-t}{\tau_i}\right) + \frac{\tau_a}{\tau_i - \tau_a} \exp\left(\frac{-t}{\tau_a}\right) \right\} \tag{4-2}$$

ただし，v_0：$v(t)$ の収束値，τ_a：モデルの時定数



(a) Model A (without a ground wire)



(b) Model B (with a ground wire)

Fig. 4-3.　Proposed EMTP models of a distribution line.

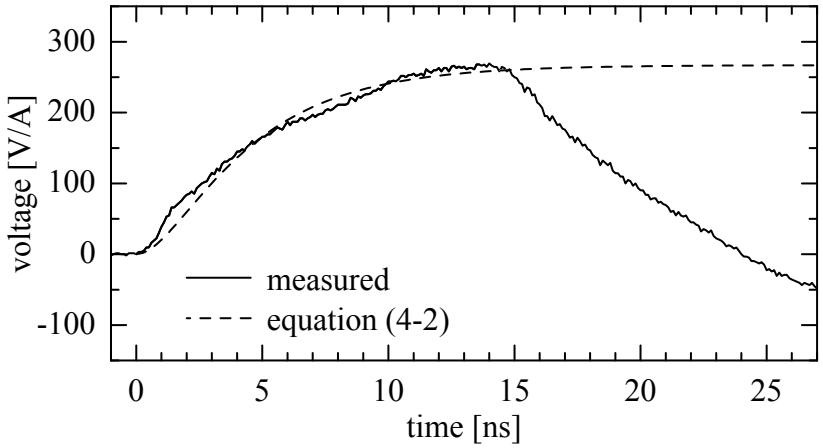


Fig. 4-4.　Approximation of the pole-top voltage waveform by equation (4-2) (without a ground wire).

注入したステップ電流波形を (4-1) 式で最小二乗近似すると，τ_i = 1.3 ns と求まる。τ_i を用いて，Fig. 4-4 の柱頂電位ピーク値までの立ち上がり部分を (4-2) 式で最小二乗近似すると，τ_a = 3.6 ns が得られる。なお，v_0 の値は架空地線がない配電線の実験にて得られた電柱のサージインピーダンス Z_{pa}（= 267 Ω）[2-3] としている（本章では，全ての波形を注入電流収束値 1 A 当たりに規格化しているため，サージインピーダンス値がそのまま電位上昇値になる）。Fig. 4-4 には，この近似結果も合わせて示す。最終的に，C_p は次式で決定できる。

$$C_p = \frac{\tau_a}{Z_{pa}} = 13 \text{ pF} \tag{4-3}$$

さて，このような電位上昇波形の変歪を模擬する方法はこれまでにもいくつか検討されている。例えば，文献 [4-6] では，周波数特性をもたせた線路により表現する周波数依存鉄塔モデルが提案されている。このモデルは数値ラプラス変換と最小二乗法による近似を駆使した手法であり，モデルパラメータの決定過程が非常に煩雑となる。一方，提案モデルは単純な *RC* 並列回路により表現する手法であるが，Fig. 4-4 に示すように波頭部の変歪を十分に精度良く再現している。また，モデルパラメータについても測定波形から直接的に決定できる。よって，提案モデルは周波数依存鉄塔モデルよりも実用的に有用であるといえる。

4.3.2.2　接地インピーダンスの表現

電柱に注入されたサージ電流が大地面で反射するとき，見かけ上高い接地抵抗値を示す。提案モデルでは，この現象を模擬する手法として，送電鉄塔の塔脚接地インピーダンスを模擬するために考案された手法 [2-12][2-13] を用いる。定常接地抵抗を表

す抵抗 R_f と，大地面反射時の見かけ上の高い接地抵抗値を模擬する抵抗 R_p とインダクタンス L_p の並列回路により，電柱の接地インピーダンス特性を模擬する。これにより，電柱の接地抵抗は，反射初期に示す高い接地抵抗値 $Z_f = R_f + R_p$ から，時間の経過に伴って R_f に収束していく。文献 [2-12] では，架空地線を有する送電線の鉄塔塔頂にステップ電流を注入したときの鉄塔に流入する電流波形より Z_f を求める次式が示されている。

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

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

鉄塔を電柱に置き換え，(4-4) 式を配電線に適用する。縮小モデル実験を例にとり，Z_f の値を求める。Fig. 4-5 に，架空地線がある配電線にステップ電流を注入したときの電柱に流入する電流波形を示す。同図より，I_{p1} = 0.45 A，I_{p2} = 0.74 A が得られる（I_{p2} の値は，時刻 15 ns～17.5 ns の部分と時刻 17.5 ns～25 ns の部分を直線にて最小二乗近似し，その交点より求めた）。Z_{tw} の値は，架空地線がある配電線の実験にて得られた電柱のサージインピーダンス Z_{pb}（= 302 Ω）[2-3] とする。Z_{es} は，電柱からみた雷道側のインピーダンス Z_l（= 1040 Ω）と実験より得られた架空地線のサージインピーダンス Z_g（= 495 Ω）[2-3] を用いて次式より求まる。

$$Z_{es} = \frac{Z_l Z_g / 2}{Z_l + Z_g / 2} = 200\ \Omega \tag{4-5}$$

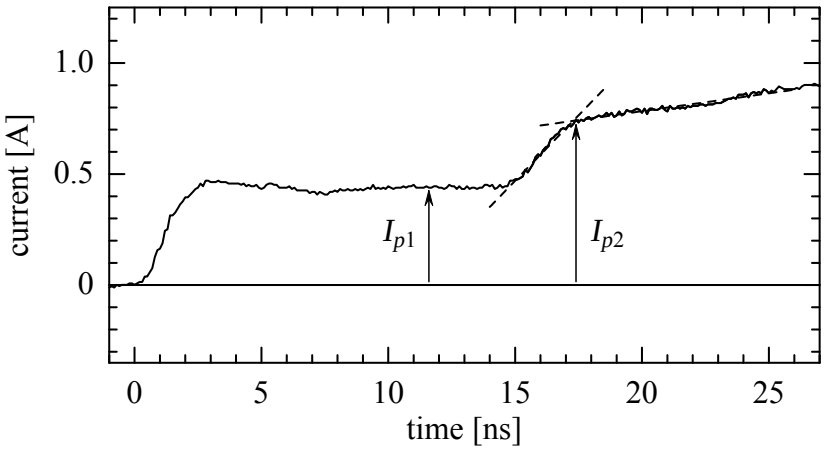


Fig. 4-5.　Waveform of the current flowing into the pole.

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

$$R_p = Z_f - R_f = 91\ \Omega \tag{4-6}$$

L_p の値は，係数 k と電柱内のサージ伝搬時間 $\tau_p = l/c_0$（l：地上部分の電柱長さ，c_0：光速）を用いて，次式で決定できる。

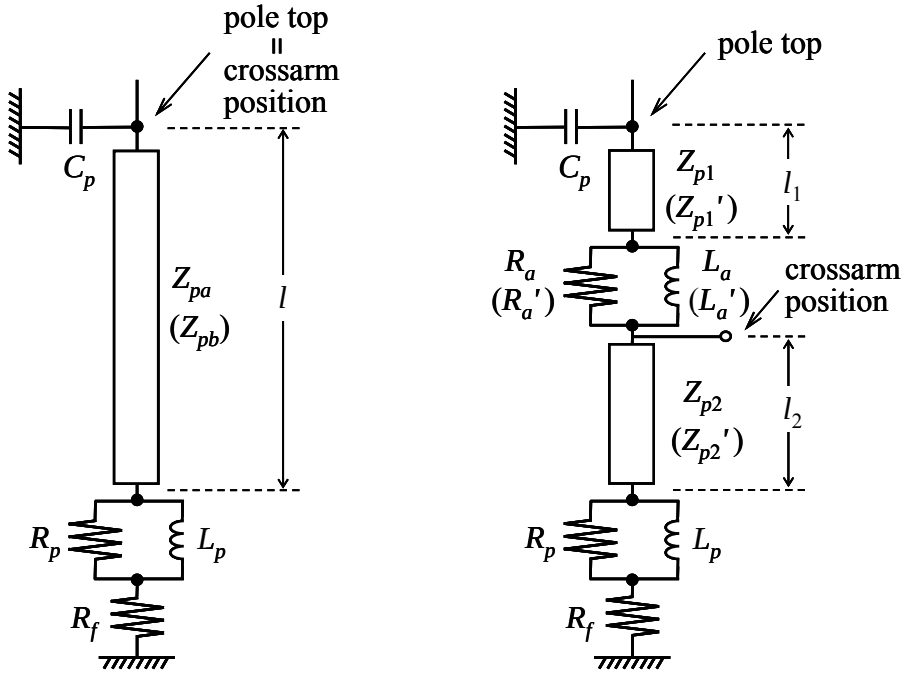
$$L_p = k\tau_p R_p \tag{4-7}$$

k の求め方については，4.3.4 節で述べる。なお，地上部分の電柱長さ l は τ_p に含まれることから，k は l によらない係数となる。

4.3.2.3　高圧腕金電位の表現

がいし間電圧は，高圧腕金電位（すなわち，高圧腕金の取り付け位置における電柱の電位）と高圧電線電位の差である。従って，がいし間電圧を正確に再現するためには，高圧腕金電位を正確に模擬する必要がある。電柱頂部よりも低い位置に取り付けられている高圧腕金の電位は，柱頂電位よりも低下する。これは，電柱頂部よりも雷電流の到来が遅れ，大地面からの反射波の到来が早くなることに加えて，4.2 節で述べたように，電柱頂部や高圧腕金の電位が電磁界の形成に伴って緩やかに上昇していくことに起因する。一般的な高圧 1 回線の配電線では，電柱頂部と高圧腕金の間隔は 1 m 以下であり，柱頂電位と高圧腕金電位の差異は僅かである[†]。これより，柱頂電位と高圧腕金電位を等しい値と見なして，Fig. 4-6(a) に示すように電柱を 1 段の無損失分布定数線路モデルと電柱の電位上昇の時間特性を表現するキャパシタンス C_p の組み合わせ（以降，単に「1 段モデル」と呼ぶ）で模擬しても差し支えない。一方，配電線が分岐する等の理由により，電柱頂部と高圧腕金の間隔が 1 m よりも長くなる場合，柱頂電位と高圧腕金電位の差異は大きくなる。このため，1 段モデルを用いたがいし間電圧の計算結果は実測結果と一致しなくなる。そこで，Fig. 4-6(b) に示すように無損失分布定数線路モデルを 2 つに分割し，柱頂電位と高圧腕金電位の差異を表現する抵抗 R_a とインダクタンス L_a の並列回路を加えた「2 段モデル」により，電柱を模擬する。なお，Fig. 4-6 中のカッコ内は，提案モデル B に対するパラメータを表している。提案モデルでは，電柱頂部と高圧腕金の間隔 $l_1 = 1$ m を目安として，1 段モデルと 2 段モデルを使い分けることとする。2 段モデルには，モデルの構成要素が多いというデメリットがあり, 加えて, 1 段モデルよりも時間刻みが細かくなるため,

[†]2.2 節の縮小モデル実験 [2-3] では，架空地線がない配電線の柱頂電位とがいし間電圧の差異が僅かであった。架空地線がない配電線では，雷電流による高圧電線電位の上昇はほとんどないと考えられるため，がいし間電圧≒高圧腕金電位と見なせる。



(a) Single story model　　(b) Two story model

Fig. 4-6.　Proposed models of a distribution pole.

計算時間が増加する。従って，基本形として 1 段モデルを推奨する。1 段モデルで近似できない場合のみ，2 段モデルを用いる。2 段モデルのパラメータの決定方法を以下に示す。

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

$$R_a = V_t - V_i \tag{4-8}$$

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

$$L_a = k\tau_p R_a \tag{4-9}$$

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

$$Z_{p1} = Z_{pa}, \quad Z_{p2} = Z_{pa} - R_a \tag{4-10}$$

また，地上部分の電柱長さ l と高圧腕金上下部分の電柱長さ l_1，l_2 には，$l = l_1 + l_2$ の

関係がある。

一方，架空地線がある配電線では，架空地線と高圧電線の結合により高圧電線電位が上昇することからがいし間電圧≠高圧腕金電位となる。このため，(4-8) 式より提案モデル B における R_a' の値を求めることができない。そこで，提案モデル A の R_a と提案モデル A，B における電柱のサージインピーダンス Z_{pa}，Z_{pb} を用いて，次式より決定する。

$$R_a' = \frac{R_a Z_{pb}}{Z_{pa}} \tag{4-11}$$

また，提案モデル B におけるその他のパラメータは，次式より求める。

$$L_a' = k\tau_p R_a', \quad Z_{p1}' = Z_{pb}, \quad Z_{p2}' = Z_{pb} - R_a' \tag{4-12}$$

4.3.3　架空地線，高圧電線のモデル

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

4.3.3.1　架空地線の電位上昇の表現

架空地線の電位は，時間の経過に伴って上昇する過程を経てから TEM 波仮定の値に収束していく。提案モデル B では，電柱頂部に接続する C_p に加えて，この特性を近似的に表現するキャパシタンス C_g を架空地線と並列に接続する。架空地線がある配電線にステップ電流を注入したときの柱頂電位の測定波形から C_p と C_g の合成キャパシタンス C_t（$= C_p + C_g$）を求め，これより C_g の値を決定する。縮小モデル実験を例にとり，C_g の決定方法について述べる。架空地線がある配電線にステップ電流を注入したときの柱頂電位の測定波形を Fig. 4-7 に示す。注入したステップ電流波形を (4-1) 式で最小二乗近似すると，$\tau_i = 1.4$ ns と求まる。ここで，(4-2) 式の τ_a を τ_b に置き換えて考え，τ_i を用いて Fig. 4-7 の柱頂電位ピーク値までの立ち上がり部分を (4-2) 式で最小二乗近似すると，$\tau_b = 2.9$ ns が得られる。Fig. 4-7 には，この近似結果も合わせて示す。次に，架空地線がある配電線の電柱のサージインピーダンス Z_{pb} と架空地線のサージインピーダンス Z_g の合成インピーダンス Z_t は，実験より得られた値（$Z_{pb} = 302\ \Omega$，$Z_g = 495\ \Omega$）[2-3] を用いて次式より求まる。

$$Z_t = \frac{Z_{pb} Z_g / 2}{Z_{pb} + Z_g / 2} = 136\ \Omega \tag{4-13}$$

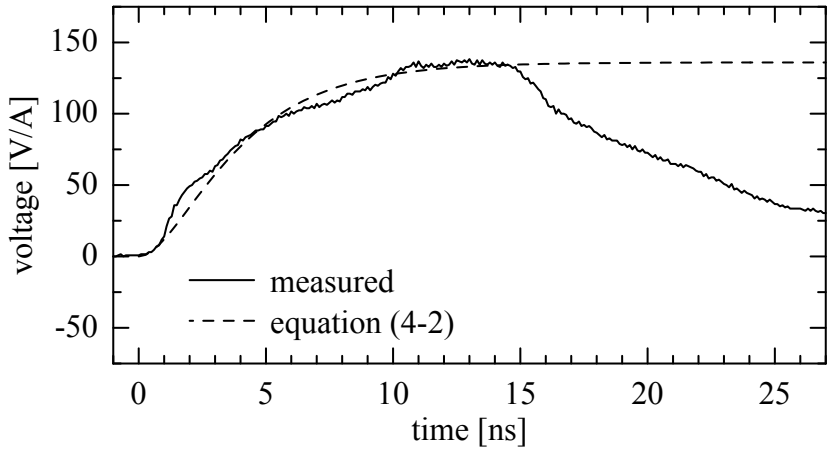


Fig. 4-7.　Approximation of the pole-top voltage waveform by equation (4-2) (with a ground wire).

これより，C_tは次式で決定できる。

$$C_t = \tau_b / Z_t = 21 \text{ pF} \tag{4-14}$$

最終的に，4.3.2.1 節で決定した $C_p = 13$ pF を用いて，C_gは次の値となる。

$$C_g = C_t - C_p = 8 \text{ pF} \tag{4-15}$$

4.3.3.2　がいし間電圧を補正する電圧源

架空地線がある配電線のがいし間電圧を従来モデルにより計算すると，Fig. 4-2(b) に示すような計算結果と実測結果の差異が生じる。これは，4.2 節で述べたように，EMTP における分布定数線路モデルでは架空地線と高圧電線の結合が瞬時に形成されるのに対して，実現象では時間の経過に伴って緩やかに結合が形成していくためである。このがいし間電圧の差異を補正するため，提案モデル B では，Fig. 4-3(b) に示すように電圧源 e_1，e_2，e_3 を各相の高圧電線の先端に接続する [4-1]。これらの電圧源の値は，架空地線に電流が流入したとき瞬時に生じる TEM 波仮定の結合を打ち消して，時定数τ_cで徐々に結合が形成するように設定する。Fig. 4-3(b) に示すように，各相の高圧電線電位 V_{p1}, V_{p2}, V_{p3} を入力として，次式の時定数τ_cをもつ伝達関数 $G(s)$ の応答を求め，これと逆位相の電圧を e_1，e_2，e_3 として発生させる。

$$G(s) = 1 - \frac{1}{1+\tau_c s} = \frac{\tau_c s}{1+\tau_c s} \tag{4-16}$$

架空地線がある配電線では，垂直導体である電柱と水平導体である架空地線と高圧電線の現象が混在して観測されることから，配電線のサージ実験結果を用いてτ_c を直

接的に決定することは難しい。このため，τ_c の決定方法については，4.3.2.2 節で述べた k の決定方法と合わせて 4.3.4 節で述べる。

4.3.4　k と τ_c の決定方法

ここまでで, k と τ_c を除いた提案モデルのパラメータを決定できた。k と τ_c の値は，これらの値を変化させながら提案モデルを用いた EMTP シミュレーションを行い, がいし間電圧の計算結果と実測結果の差異が最も小さくなる条件により決定することとする。なお，送電鉄塔のモデリングに関する研究 [2-12][2-13] においても，一部試行錯誤によるモデルパラメータの決定過程がとられている。しかしながら，本論文にて提案するモデルでは，縮小モデル実験より得られる k と τ_c を実規模配電線における k と τ_c（τ_c は時間領域のパラメータであるため，縮尺の逆数を乗じて実規模に換算する必要がある）として用いることが可能であり，今後，試行錯誤の過程を経ずにモデルパラメータを一意に決定することができる。これは，縮小モデル実験が，我が国における標準的な高圧 1 回線の配電線をできるだけ正確に再現して行った雷サージ実験であり，縮尺 6.3 分の 1 の配電線では，実規模配電線に生じるサージ現象と同様なサージ現象が 6.3 分の 1 に短縮されたタイミングで生じるためである。

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

次に，架空地線がある配電線の実測結果と提案モデル B を用いた計算結果から τ_c の値を求める。なお，k は前述で求めた値を用いる。ここで，EMTP シミュレーションの計算量を少なくするため, 架空地線と高圧電線のみの状態おける高圧電線電位の実測結果から，目安となる時定数 τ_c' を求める。Fig. 2-2(a) の実験配置において，電柱を取り除き架空地線と高圧電線のみの状態とし, 架空地線にステップ電流を注入したときの高圧電線電位の測定波形を Fig. 4-9 に示す。注入電流を (4-1) 式とするとき，分布定数線路モデルとキャパシタンス C_g の組み合わせでモデリングされた架空地線との結合により生じる高圧電線電位 $v_{pn}(t)$ は，次式で与えられる（付録 B を参照）。なお，添え字 $n = 1, 2, 3$ は，高圧電線の 3 相それぞれを表現している。

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

$$\left.-\frac{\tau_c'^{2}}{(\tau_i-\tau_c')(\tau_g-\tau_c')}\exp\left(\frac{-t}{\tau_c'}\right)\right\} \qquad (4\text{-}17)$$

ただし，v_{pn0}：$v_{pn}(t)$ の収束値，τ_g（$=C_gZ_g$）：架空地線モデルの時定数

注入したステップ電流波形を (4-1) 式で最小二乗近似すると，τ_i = 1.5 ns と求まる。τ_i を用いて，Fig. 4-9 の高圧電線電位を (4-17) 式で最小二乗近似すると，τ_c' = 6.1 ns が得られる。Fig. 4-9 には，この近似結果も合わせて示す。得られたτ_c'の値を目安として，τ_cを変化させたときの評価値の変化を Fig. 4-10 に示す。これより，τ_c = 7.0 ns と求まる。なお，τ_c がτ_c'よりも約 15% 大きな値となったことについては，電柱の存在により電磁界が散乱され，架空地線と高圧電線の結合の形成が更に緩やかになったためと考えられる。

4.3.5　モデリング手順全体について

以上で，配電線の縮小モデルを用いた雷サージ実験結果より，配電線 EMTP 解析モデルのパラメータを全て決定することができた。なお，電柱のサイズや装柱（高圧腕金の取り付け位置等）が変われば，モデルパラメータの決定に必要なデータを取得するために，改めて配電線の雷サージ実験を行う必要がある。また，実験の実施が困難な場合には，第 3 章で述べた FDTD 法のような数値電磁界解析手法を適用することも有効な手段と考えられる。

4.4　提案モデルを用いた EMTP シミュレーション

4.3.2～4.3.4 節で決定したモデルパラメータ値を用いた提案モデルにより，縮小モデル実験を再現する。縮小モデル実験における電柱頂部と高圧腕金の間隔は，実規模に換算すると約 1 m であり，電柱モデルには 1 段モデルを用いた。主な計算条件は，Table 4-1 のとおりである。

4.4.1　提案モデル A による計算結果

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

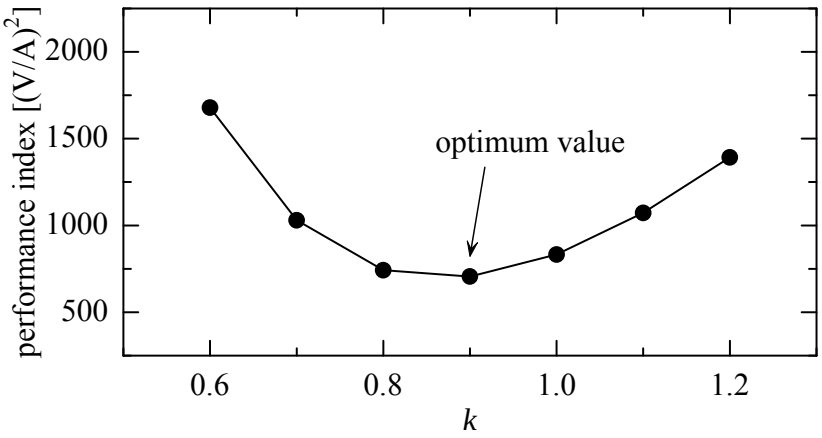


Fig. 4-8.　Relationship between k and performance index.

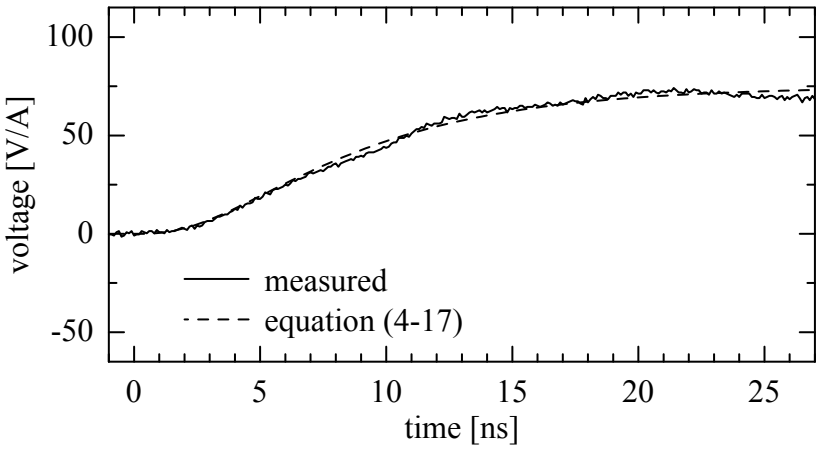


Fig. 4-9.　Approximation of the phase wire voltage waveform by equation (4-17) (without a pole).

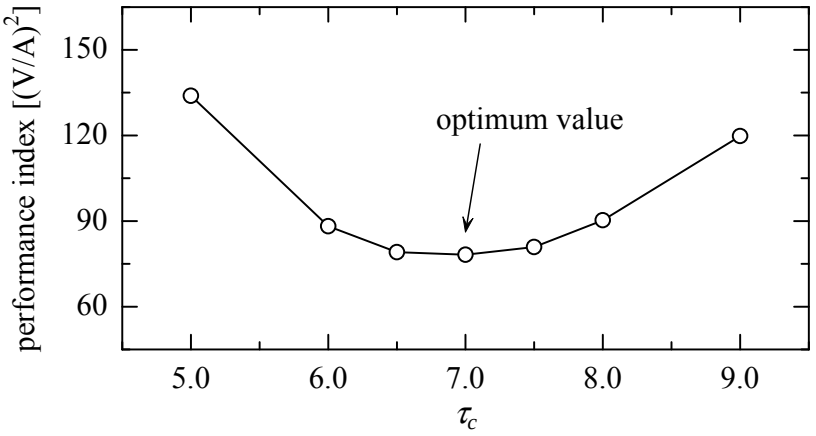
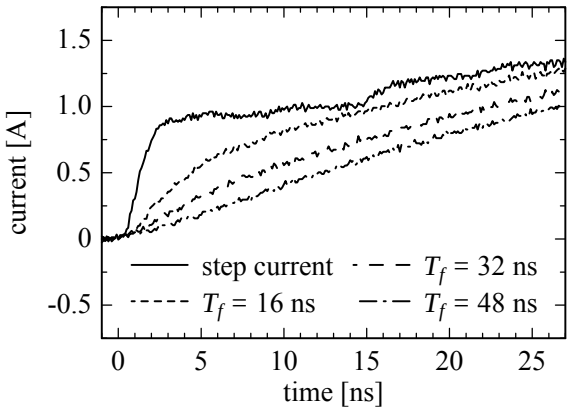


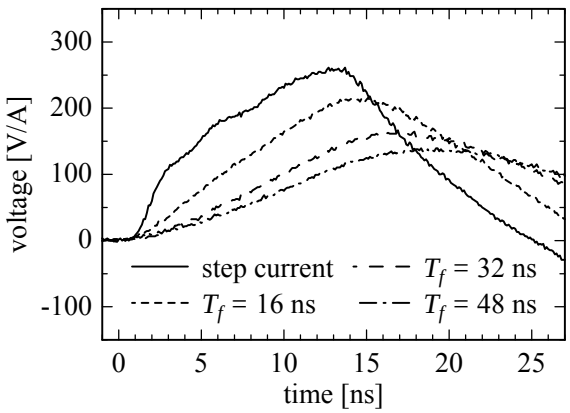
Fig. 4-10.　Relationship between τ_c and performance index.

4.4.2　提案モデル B による計算結果

架空地線がある配電線において，注入電流の波頭長 T_f を変化させたときのがいし間電圧を計算する。実測結果および提案モデル B を用いた計算結果を各々Fig. 4-13, Fig. 4-14 に示す。Fig. 4-14(c) に示すがいし間電圧の計算結果では，Fig. 4-2(b) に見られたがいし間電圧ピーク値の差異がなくなり, Fig. 4-13(c) の実測結果を良く再現している。ただし, ステップ電流を注入したときのピークが早い時刻で出ている。これは，本来一体となって生じている 4.2 節で述べた①～③の現象を別々に模擬していることにより，立ち上がり部分で③の現象（架空地線と高圧電線の結合が緩やかに形成していく現象）を模擬する電圧源の影響が強めに出たためと考えられる。すなわち，立ち上がり部分で高圧電線の電位上昇が必要以上に緩やかとなり，結果として，柱頂電位と高圧電線電位の差分であるがいし間電圧が大きくなっている。しかしながら，ステップ電流を注入したときの実測結果と計算結果は全体として極端に違わないこと，並

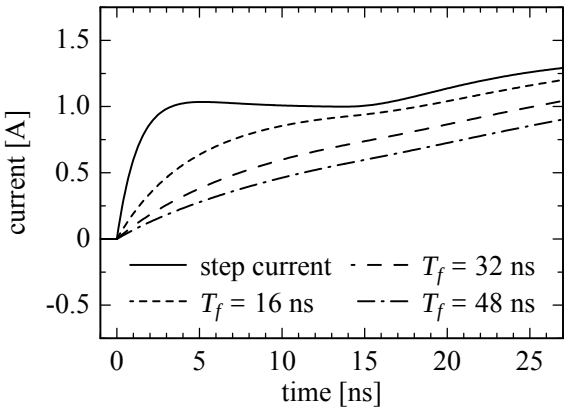


(a) Injected current

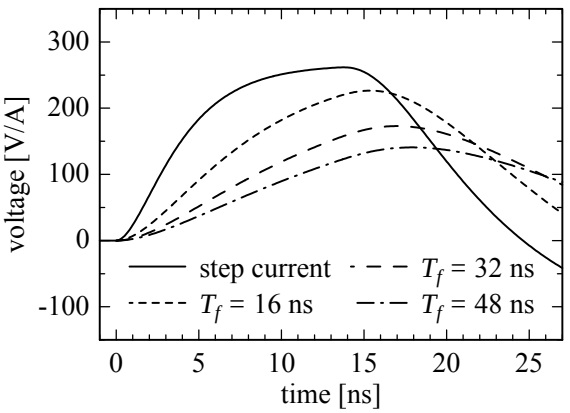


(b) Insulator voltage

Fig. 4-11. Measured results of the distribution line without a ground wire.



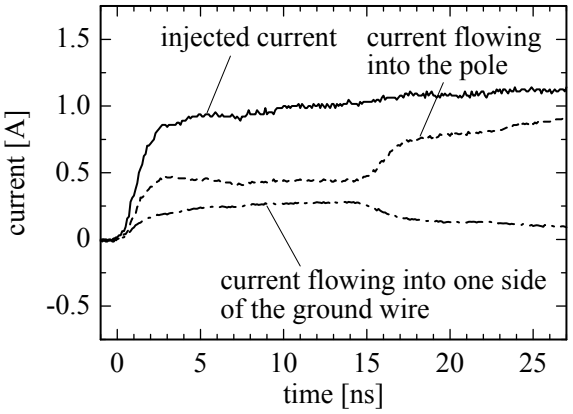
(a) Injected current



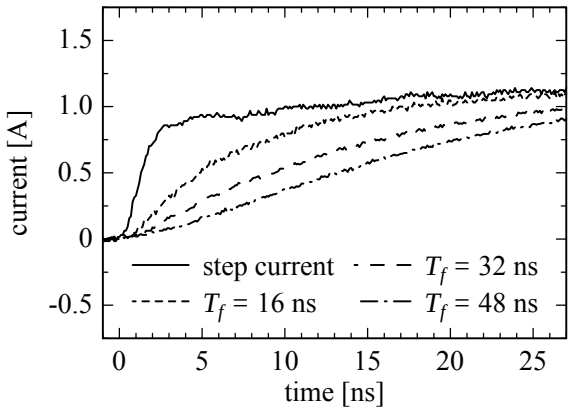
(b) Insulator voltage

Fig. 4-12. Calculated results using Model A (without a ground wire).

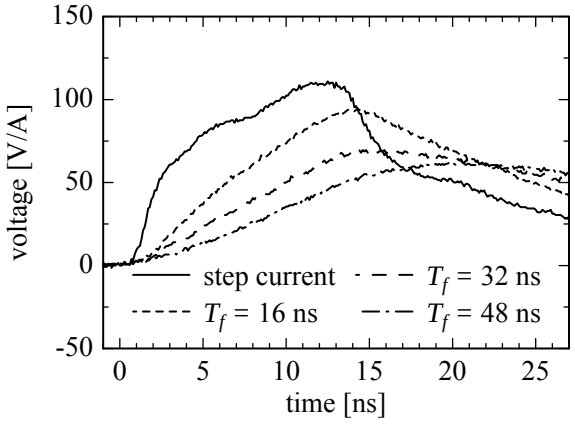
びに，実用的な波頭長である T_f = 16 ns 以上の計算結果は実測結果を再現していること等から，提案モデルは実用的に十分な解析精度を有しているといえる。



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

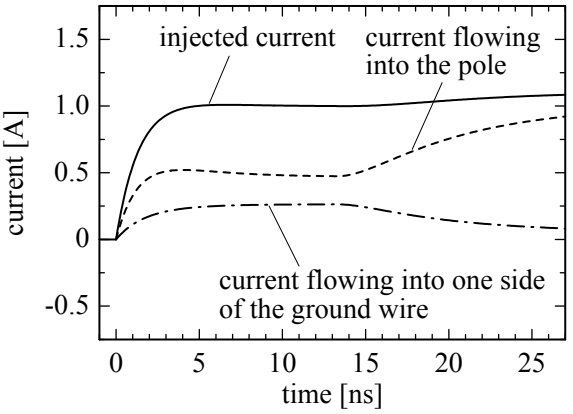


(b) Injected current

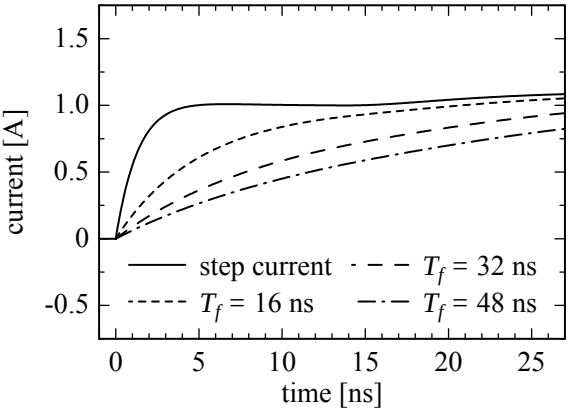


(c) Insulator voltage

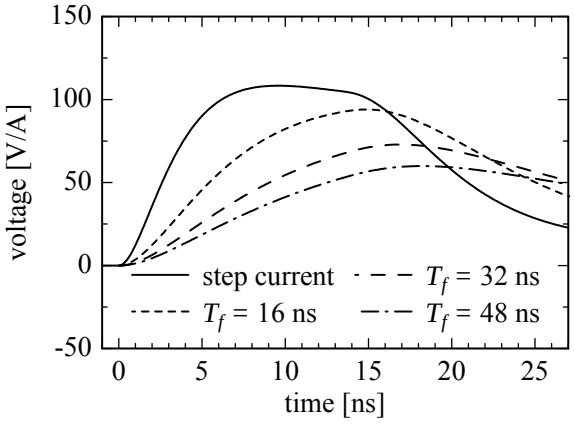
Fig. 4-13. Measured results of the distribution line with a ground wire.



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



(b) Injected current



(c) Insulator voltage

Fig. 4-14. Calculated results using Model B (with a ground wire).

4.5　実規模配電線実験による提案モデルの検証

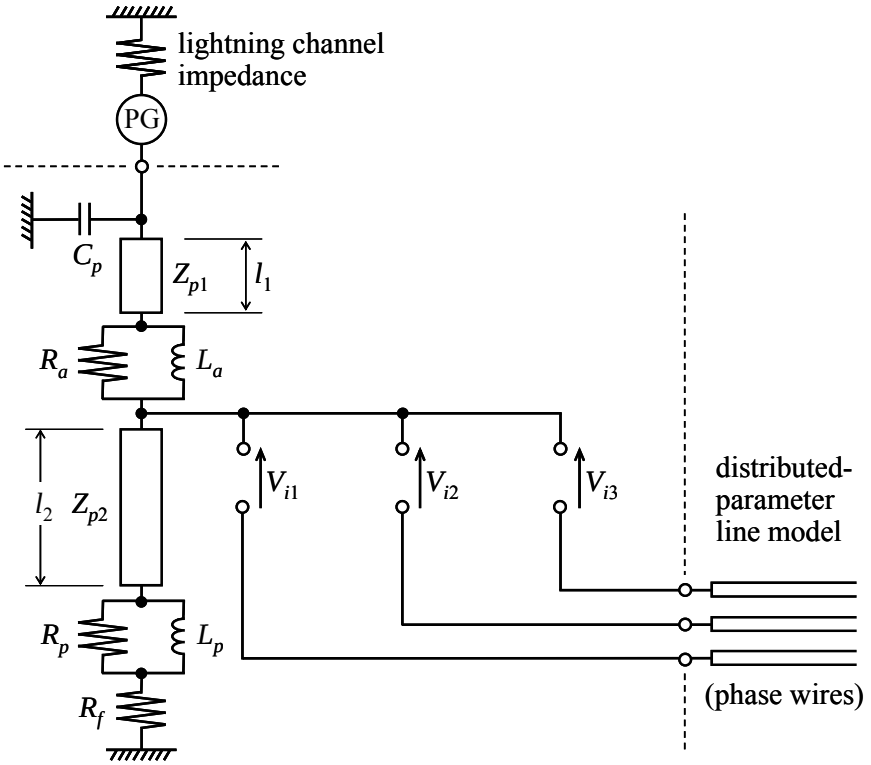
本節では，4.3 節で提案した配電線モデルの実規模配電線に対する解析精度を検証する。提案モデルを用いて，第 2 章の実規模配電線実験を再現し，実測結果と計算結果を比較する [2-4]。

4.5.1　実規模配電線の解析モデル

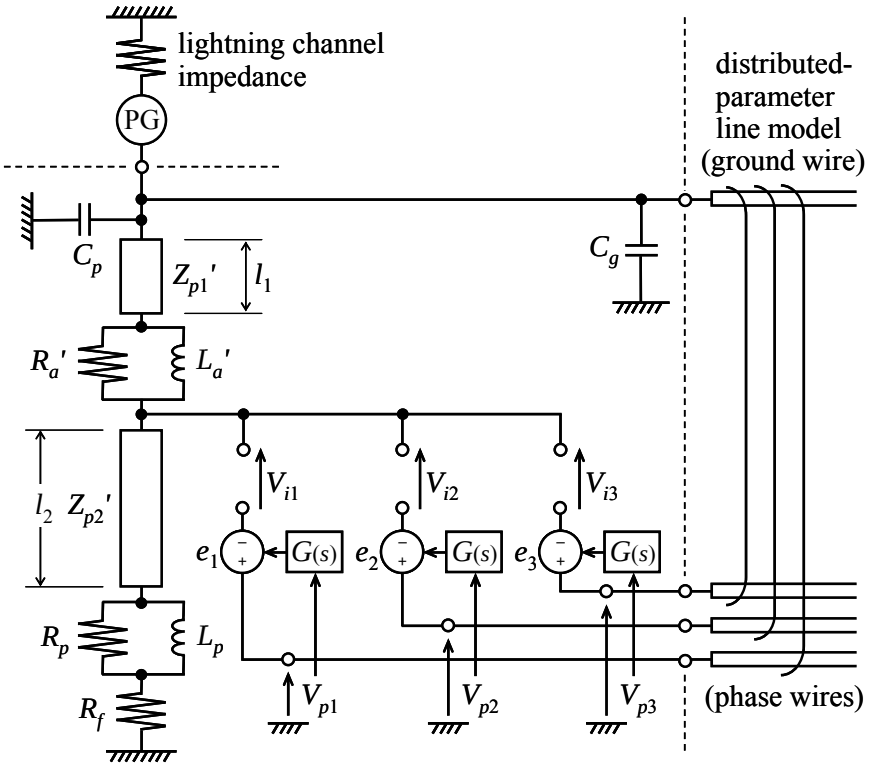
第 2 章の実規模配電線実験を再現するために用いた配電線モデルを Fig. 4-15 に示す。同図には，架空地線がない配電線を模擬する「モデル A（架空地線なし）」と架空地線がある配電線を模擬する「モデル B（架空地線あり）」の 2 種類を示している。PG は Fig. 2-25 に示す等価回路をそのまま入力し，模擬雷道は 500 Ω の抵抗で模擬した。架空地線および高圧電線は多相分布定数線路として EMTP の CP-LINE モデルを用いて模擬し，その線路定数計算のための大地抵抗率は 1000 Ωm† とした。電柱のモデルには，電柱頂部と高圧腕金の間隔が 1 m 以上であることから，提案モデルで基本形とした「1 段モデル」ではなく「2 段モデル」を用いた。ここで，6 号柱の地上から高圧腕金までの間隔は 9.4 m であるが，地上にて 2 m の接地線を介して接地と接続しているという特殊事情を考慮して，高圧腕金より下部分の電柱長さ $l_2 = 11.4$ m とした。

Table 4-2 に，4.3 節のモデリング手法により第 2 章の実規模配電線実験の結果から求めたモデルパラメータを示す。モデルパラメータの殆どは，ステップ電流を注入したときの電圧および電流測定波形を直接読み取ることにより決定できる。ただし，電柱および架空地線の電位上昇の時間特性を表現するキャパシタンス C_p，C_g については，それぞれ第 2 章の Fig. 2-27(b)，Fig. 2-29(b) に示したステップ電流注入時の柱頂電位波形が有する時定数 τ_a，τ_b を得るために 2 重指数関数のフィッティングを行う必要がある。これらのフィッティングの結果を Fig. 4-16 に示す。また，定常接地抵抗を表す抵抗 R_f の値は，ステップ電流を注入してから約 2 μs 経過した後の電圧と電流の比が収束する値とした。ここで，架空地線と高圧電線の結合率の時間特性を模擬する電圧源 e_1，e_2，e_3 を制御する伝達関数 $G(s)$ の時定数 τ_c には，縮小モデル実験の結果より得られた値（7.0 ns）[4-2] を実規模に換算して用いた。架空地線の地上高さを基準としたときの縮尺は 5.4 分の 1 であり，τ_c の値は 38 ns と求まる。

† 塩原実験場の敷地内には部分的に金属のメッシュが施設されており，大地抵抗率を精度良く測定することが難しい。そこで，本節では，文献 [3-15] にて測定された実験場周辺の大地抵抗率（約 700～約 2400 Ωm）から 1000 Ωm を選定した。なお，大地抵抗率が計算結果に与える影響を付録 C に示しておく。



(a) Model A (without a ground wire)

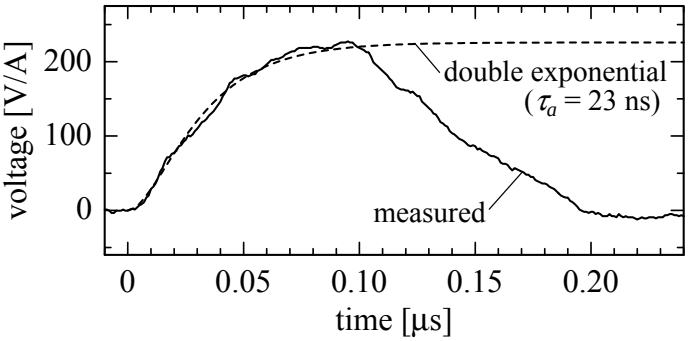


(b) Model B (with a ground wire)

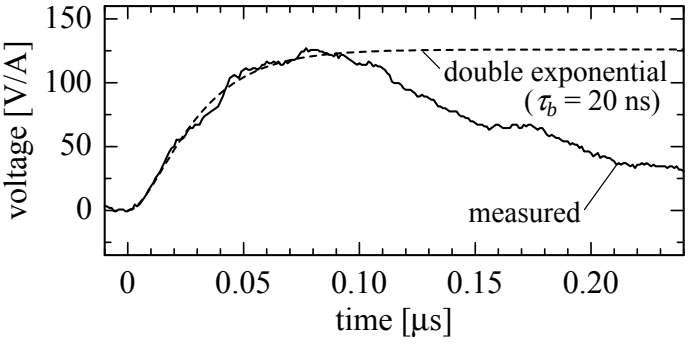
Fig. 4-15.　Proposed distribution line models.

Table 4-2.　Model parameters.

Item		Conditions
Model A	Concrete pole	$Z_{p1} = 226\ \Omega$, $Z_{p2} = 205\ \Omega$ $R_a = 21\ \Omega$, $L_a = 0.803\ \mu H$ $C_p = 102$ pF
	Grounding resistance	$R_p = 67\ \Omega$, $L_p = 2.56\ \mu H$ $R_f = 36\ \Omega$, ($Z_f = 103\ \Omega$)
Model B	Concrete pole	$Z_{p1}' = 263\ \Omega$, $Z_{p2}' = 239\ \Omega$ $R_a' = 24\ \Omega$, $L_a' = 0.918\ \mu H$ $C_p = 102$ pF
	Ground wire	$C_g = 57$ pF ($C_t = 159$ pF, $Z_t = 126\ \Omega$)
	Phase wires	$\tau_c = 38$ ns
	Grounding resistance	$R_p = 67\ \Omega$, $L_p = 2.56\ \mu H$ $R_f = 36\ \Omega$, ($Z_f = 103\ \Omega$)



(a) Case 2 (without a ground wire)

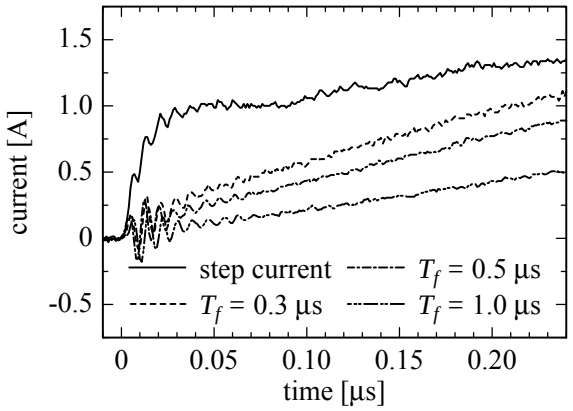


(b) Case 3 (with a ground wire)

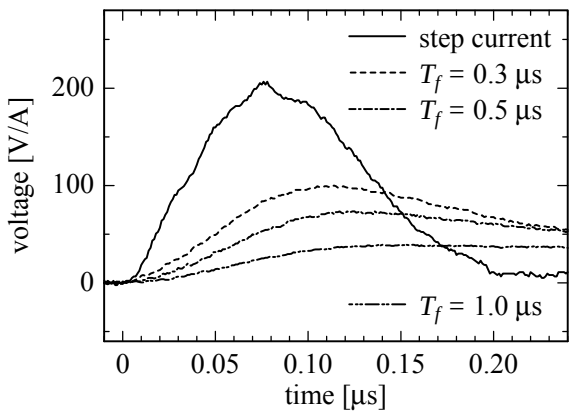
Fig. 4-16.　Approximations of the pole-top voltage waveforms by double exponential functions.

4.5.2　実測結果と計算結果の比較

4.5.1 節で説明したモデルを用いて注入電流の波頭長 T_f を変化させたときのがいし間電圧を計算し，2.3 節の実測結果と比較する。架空地線がない配電線および架空地線がある配電線における実測結果と計算結果をそれぞれ Fig. 4-17, Fig. 4-18 および Fig. 4-19, Fig. 4-20 に示す。配電線雷スパークオーバの発生予測を精度良く行うためには，雷撃時のがいし間電圧を波形レベルで再現することが求められるが，Fig. 4-18，Fig. 4-20 はともに Fig. 4-17，Fig. 4-19 に示した実規模配電線における実測結果を良く再現している。これより，提案モデルは，電柱のサージ応答が問題となる急峻な雷電流に対してだけでなく，電柱のサージ応答が問題とならない緩やかな雷電流に対しても実用的に十分な精度を有しているといえる。また，縮小モデル実験の結果より得られた τ_c を実規模配電線に用いることが十分実用的であることも確認できた。

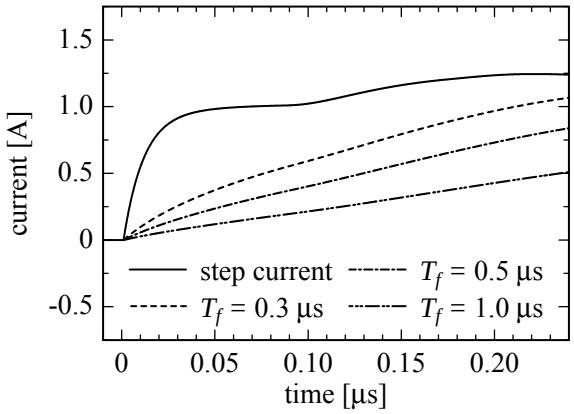


(a) Injected current

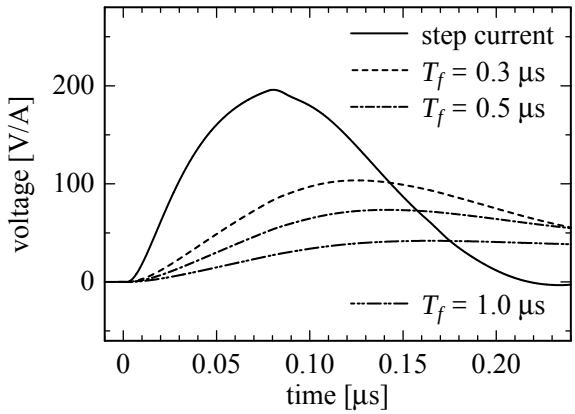


(b) Insulator voltage

Fig. 4-17. Measured results of the distribution line without a ground wire.

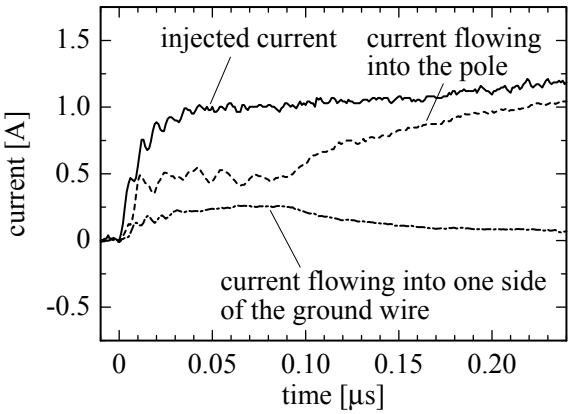


(a) Injected current

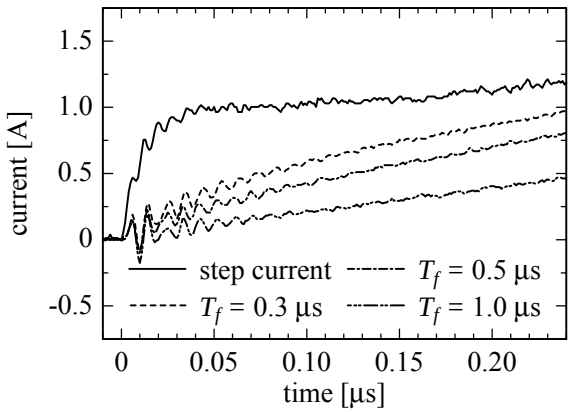


(b) Insulator voltage

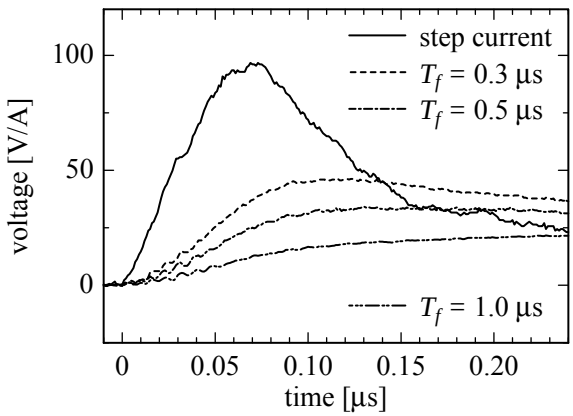
Fig. 4-18. Calculated results using Model A (without a ground wire).



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

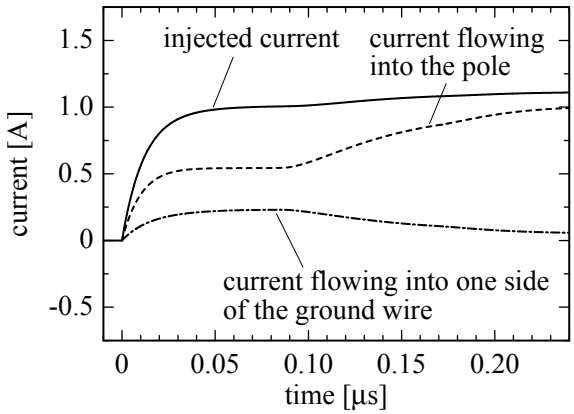


(b) Injected current

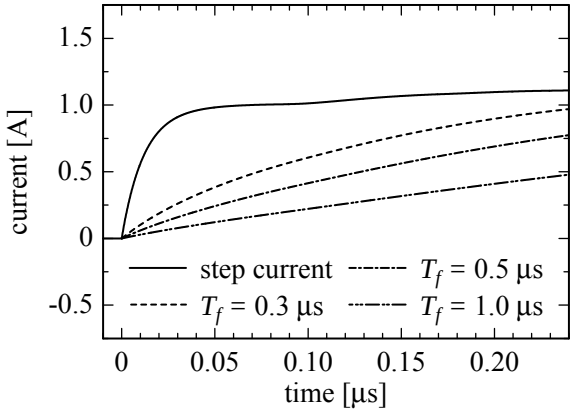


(c) Insulator voltage

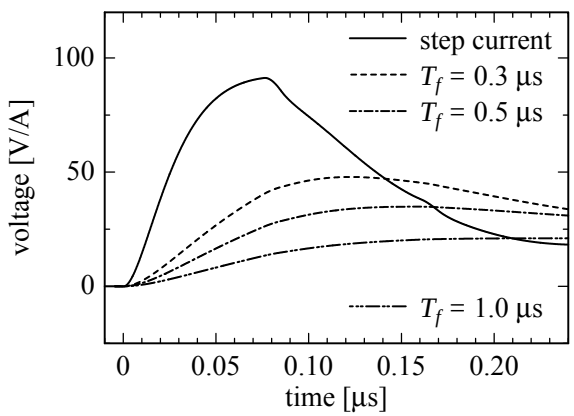
Fig. 4-19. Measured results of the distribution line with a ground wire.



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



(b) Injected current



(c) Insulator voltage

Fig. 4-20. Calculated results using Model B (with a ground wire).

4.6　まとめ

本章では，先ず，第 2 章の配電線縮小モデルを用いた雷サージ実験により得られた知見に基づいて，従来の配電線モデルでは算定できなかった短時間領域における配電線のがいし間電圧を正確に再現できる新たな EMTP 解析モデルを提案した。提案モデルでは，短時間領域における配電線のサージ現象を模擬するため，①電柱，架空地線の電位上昇の時間特性を模擬するキャパシタンス，②電柱のもつ接地インピーダンスの時間特性を模擬する *RL* 並列回路，③架空地線と高圧電線の結合率の時間特性を模擬する電圧源，を付加している。

次に，第 2 章の実規模配電線を用いた雷サージ実験を提案モデルにより再現し，実測結果と計算結果の比較から提案モデルの解析精度を検証した。提案モデルは，電柱のサージ応答が問題となる急峻な雷電流に対して，また，電柱のサージ応答が問題とならない緩やかな雷電流に対しても実用的に十分な精度を有している。

第４章の参考文献

[4-1] 野田　琢：「FDTD 解析の結果に基づく雷サージ解析用鉄塔モデル」，電気学会論文誌 B，127 巻 2 号，pp. 379–388 (2007-2)

[4-2] 松浦　進・野田　琢・浅川　聡・横山　茂：「雷サージ解析のための配電線モデル」，電気学会論文誌 B，128 巻 9 号，pp. 1139–1149 (2008-9)

[4-3] http://www.emtp.com/

[4-4] W.A. Chisholm and W. Janischewskyj: “Lightning Surge Response of Ground Electrodes”, *IEEE Trans. Power Delivery*, Vol. 4, No. 2, pp. 1329–1337 (1989-4)

[4-5] 加藤正平・Rajab Elarbi・望月　東・財満英一：「鉄塔接地サージ特性の数値電磁界解析」，電気学会論文誌 B，115 巻 8 号，pp. 970–977 (1995-8)

[4-6] 長岡真人：「周波数依存鉄塔モデルの開発」，電気学会論文誌 B，111 巻 1 号，pp. 51–56 (1991-1)

第 5 章　引込線および屋内配線の雷サージ解析モデル

5.1　まえがき

近年，高度情報化社会の進展に伴い，一般家庭には雷サージに対して脆弱な電子回路を搭載した家電機器や情報通信機器が普及してきており，低圧側の雷被害が顕在化している [1-5]-[1-8]。これらの被害を軽減するためには，高圧配電線のみならず低圧配電線や需要家設備も含めた配電システム全体としての雷害対策を行うことが重要となる。このような背景を踏まえ，低圧配電線および需要家設備の雷サージ特性や雷害対策に関する研究が活発に行われている [1-22]-[1-25]。また，EMTP を用いた雷サージ解析により低圧側の雷過電圧を算定するため，高圧側と低圧側を結ぶ配電用柱上変圧器のモデルが幾つか提案されている [1-26]-[1-28]。しかし，柱上変圧器の負荷側に接続される引込線や需要家設備に施設される屋内配線のモデリングについては，検討された例が多くない [1-22][1-29]。

引込線および屋内配線を分布定数線路としてモデリングする場合，従来から用いられている相互インダクタンスの計算式により線路定数を算出すると，線間電圧の計算精度が低下する。これは，隣り合う絶縁電線相互が密着している引込線や屋内配線の構造が，導体半径に比べて導体間距離が十分大きいという従来の計算式の仮定を満足していないためである。また，各線心が金属シースを有しない絶縁電線であるため，進行波が絶縁被覆と空気という誘電率の異なる複合媒質中を伝搬することもモデリングする上での課題となる。

本章では，先ず，代表的な引込線，屋内配線について，モード領域におけるサージインピーダンスと伝搬速度の測定を行い，サージインピーダンスの実測値と従来の線路定数計算手法による計算値の比較からモデリングの課題を整理する。次に，モデリングの課題を踏まえ，実測値に基づいた引込線および屋内配線の新たなモデリング手法を提案する [5-1]。なお，実際の配電システムでは，引込線と屋内配線の間に電力量計と電流制限器が接続されるが，これらの機器については，第 6 章で詳しく述べる。

5.2　引込線，屋内配線のサージ基礎特性

5.2.1　実験方法

実験回路の配置を Fig. 5-1 に示す。実験室内の床に大地面を模擬した銅板を敷き詰め，これを実験棟の接地と接続した。長さ 9 m の供試電線（引込線または屋内配線）を銅板から 50 cm の高さで水平に架線し，パルス発生器（ノイズ研究所製，INS-400L）

で発生した急峻波電流を 2 kΩ の抵抗を介して供試電線に注入した。なお，供試電線の支持には木材を用いることで，電気的特性に影響を与えないようにした。Table 5-1 に，本実験で用いた測定装置の概要を示す。供試電線には，良く使用されている Table 5-2 の電線を用いた。引込線については，線心数 3 で導体直径 3.2 mm，導体断面積 38 mm^2，100 mm^2 の 3 種類の DV 電線（以降，各々「DV 3.2 mm」,「DV 38 mm^2」,「DV 100 mm^2」と呼ぶ）を用いた。屋内配線については，線心数 3 で導体直径 2.0 mm の丸形の VVR ケーブルおよび平形の VVF ケーブルの 2 種類（以降，各々「VVR 2.0 mm」,「VVF 2.0 mm」と呼ぶ）を用いた。DV 電線，VVR ケーブル，VVF ケーブルの断面を Fig. 5-2 に示す。DV 電線と VVR ケーブルは 3 本の線心を撚り合わせた構造であり，VVF ケーブルは線心の撚りがなく，3 本の線心が水平に配置されている。いずれの電線も，隣り合う絶縁電線相互が密着している。

引込線，屋内配線の基礎的なサージ特性を明らかとするため，本実験では，系統解析において各相の電圧，電流を正相，逆相，零相に分解して考える対称座標法と同じように，各相の電圧，電流を第 1 線間波モード，第 2 線間波モード，大地帰路モードに分解して考えるモード理論（モード理論の詳細については，文献 [5-2] を参照のこと）を適用して，モード領域におけるサージインピーダンスと伝搬速度を測定した。

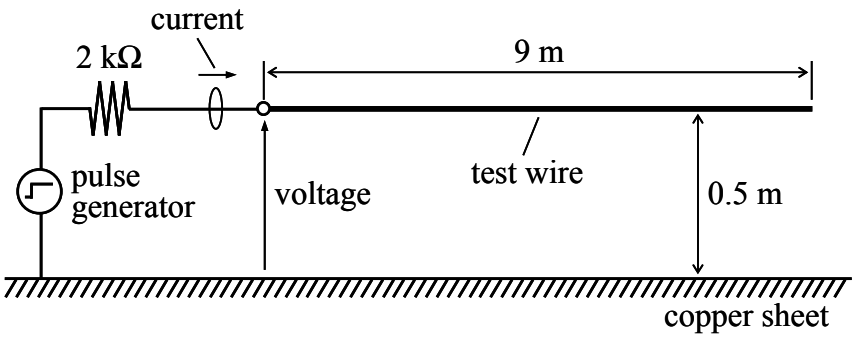


Fig. 5-1.　Experimental setup.

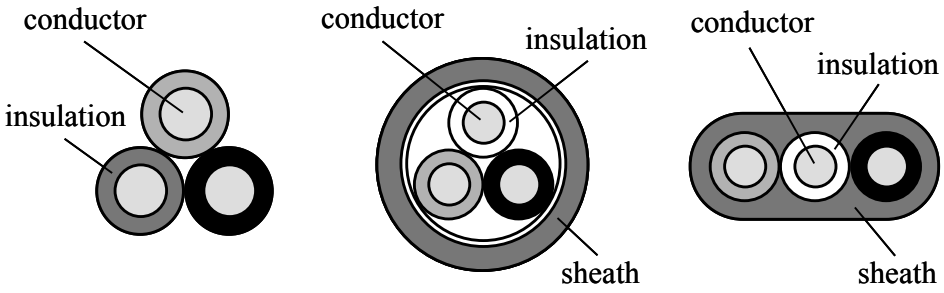
Table 5-1.　Measurement instruments.

Instrument	Manufacturer	Model	Bandwidth
Oscilloscope	Tektronix	TDS784D	DC to 1 GHz
Current probe		CT-1	25 kHz to 1 GHz
Voltage probe		P6139A	DC to 500 MHz (C = 8.0 pF *)

* C : input capacitance

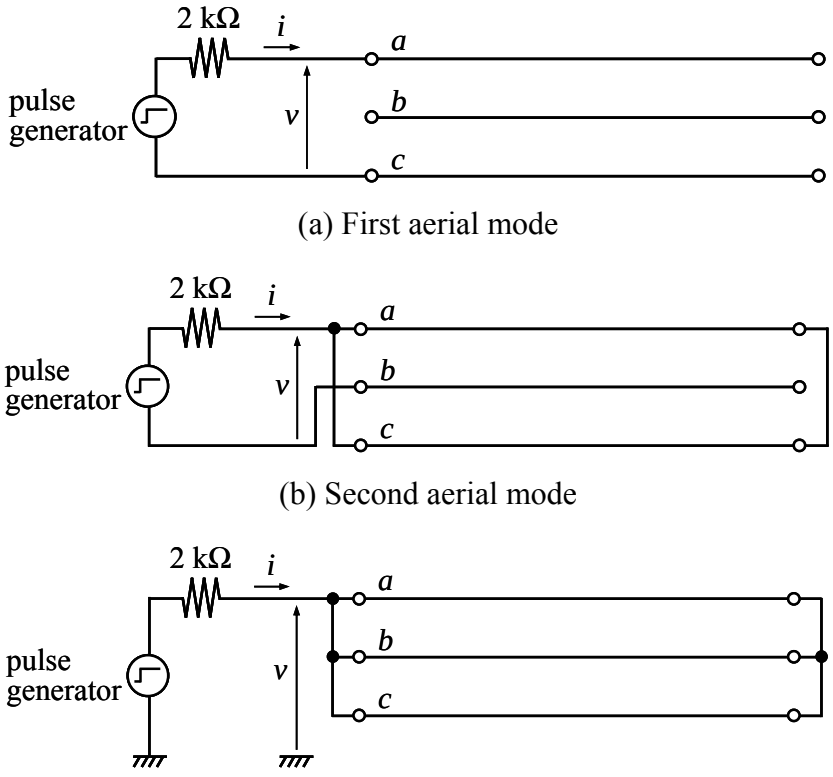
Table 5-2.　Types of test wires.

Test wire	Type
Service-drop wire	DV 3.2 mm, DV 38 mm^2, DV 100 mm^2
Interior-wiring cable	VVR 2.0 mm, VVF 2.0 mm



(a) DV wire　(b) VVR cable　(c) VVF cable

Fig. 5-2.　Cross-sectional views of a DV wire, a VVR cable, and a VVF cable.



(a) First aerial mode

(b) Second aerial mode

(c) Ground return mode

Fig. 5-3.　Measurement circuits.

線心を撚り合わせた DV 電線と VVR ケーブルについては線心 3 本を適当に a，b，c 相とし，VVF ケーブルについては水平に配置された線心の片端から a，b，c 相とした。測定回路を Fig. 5-3 に示す。Fig. 5-3(a) は第 1 線間波モード（a 相を往路，c 相を帰路とする電流成分）の測定回路であり，a 相－c 相間に電流を注入したときに，そこに発生する電圧を測定する。Fig. 5-3(b) は第 2 線間波モード（a，c 相を往路，b 相を帰路とする電流成分）の測定回路であり，a，c 相を一括にした端子と b 相の間に電流を注入したときに，そこに発生する電圧を測定する。Fig. 5-3(c) は大地帰路モード（a，b，c 相を往路，大地を帰路とする電流成分）の測定回路であり，3 相一括で電流を注入したときの対地電圧を測定する。

5.2.2　実験結果

測定波形を代表して，DV 3.2 mm に関する結果を例示する。Fig. 5-4～Fig. 5-6 は，Fig. 5-3 の各回路で測定した電流，電圧波形である。波頭長約 15 ns で立ち上がるステップ波状の電流が注入されており，電圧は上昇後に一定値に収束する傾向を示している。本節では，電流および電圧波形がほぼ平坦とみなせる時刻約 25 ns から 55 ns の範囲の平均値からモード領域のサージインピーダンスを算出する。第 1 線間波モード，第 2 線間波モード，大地帰路モードのサージインピーダンス $Z_{(1)}$，$Z_{(2)}$，$Z_{(0)}$[†]は，平坦部における電流平均値 i と電圧平均値 v を用いて，次式より算出できる。

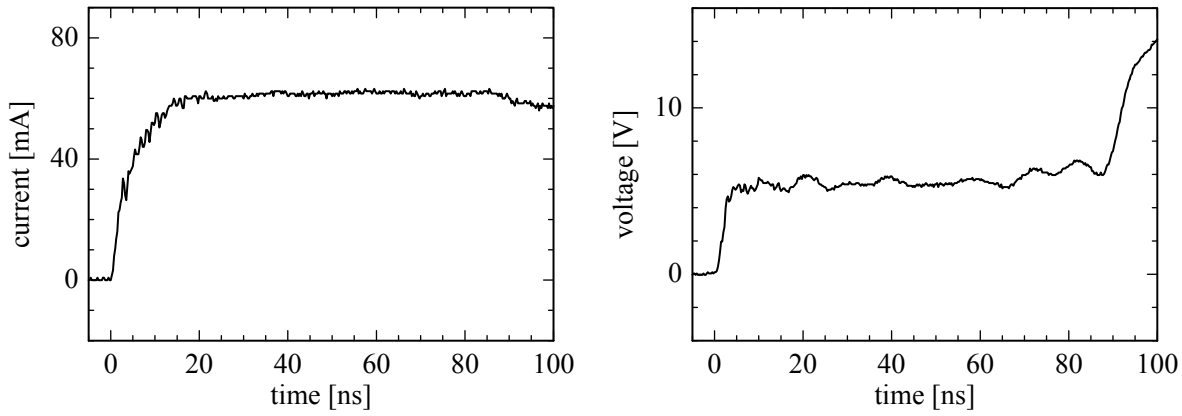
$$Z_{(1)} = \frac{v}{2i},\quad Z_{(2)} = \frac{2v}{3i},\quad Z_{(0)} = \frac{3v}{i} \tag{5-1}$$

Fig. 5-4，Fig. 5-5 では時刻約 90 ns 以降に，Fig. 5-6 では時刻約 65 ns 以降に電流の減少と電圧の上昇が見られる。これは，末端からの反射波が始端に到達したためである。本節では，Fig. 5-4～Fig. 5-6 の電圧波形において，末端からの反射波が始端に到達する時刻を読み取り，線路長の 2 倍をこの時刻で除することによりモード領域の伝搬速度を算出する[††]。

全ての供試電線について，上記の方法により求めたモード領域のサージインピーダンスと伝搬速度の値を各々Table 5-3，Table 5-4 に示す。撚り線の DV 電線と VVR ケーブルについては，第 1 線間波モードと第 2 線間波モードのサージインピーダンスと伝搬速度の値が良く一致しており，線路インピーダンスが平衡している完全撚架線路

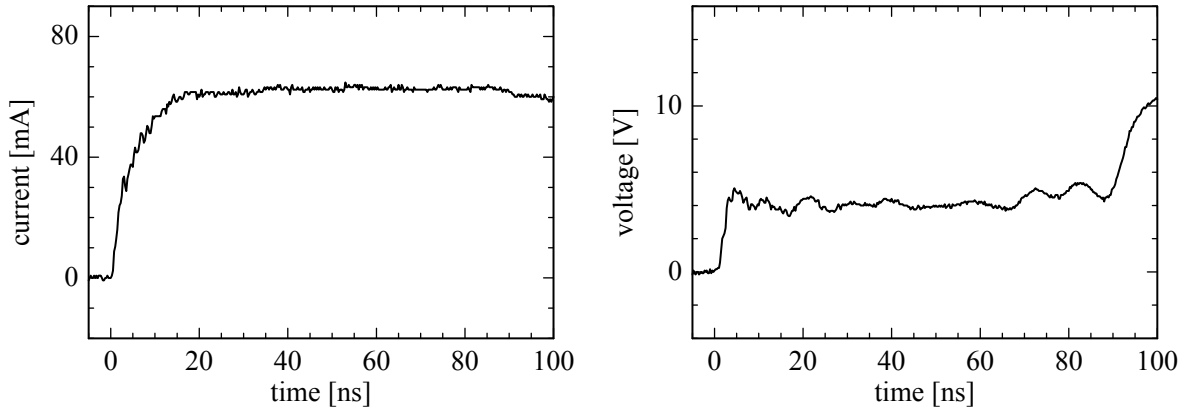
[†]一般に，サージインピーダンスは Z_0 で表記されるが，本章では，簡単のため Z で表記する。なお，添え字の (1)，(2)，(0) は，各々第 1 線間波モード，第 2 線間波モード，大地帰路モードを表現しており，以降もこの表記を用いる。

[††]撚り線の場合，電線長は線路長よりも長くなる。本節では，伝搬速度の算出に線路長を用いることで，この影響も含めた伝搬速度を求めている。なお，DV 電線と VVR ケーブルに関して，電線長と線路長の比 $k_t = \sqrt{\{1 + (2\pi r_e / p)^2\}}$（ただし，$r_e$：層心半径，$p$：撚り合わせピッチ）を求めると，各々1.001，1.005 であり，電線長の伸長は僅かである。



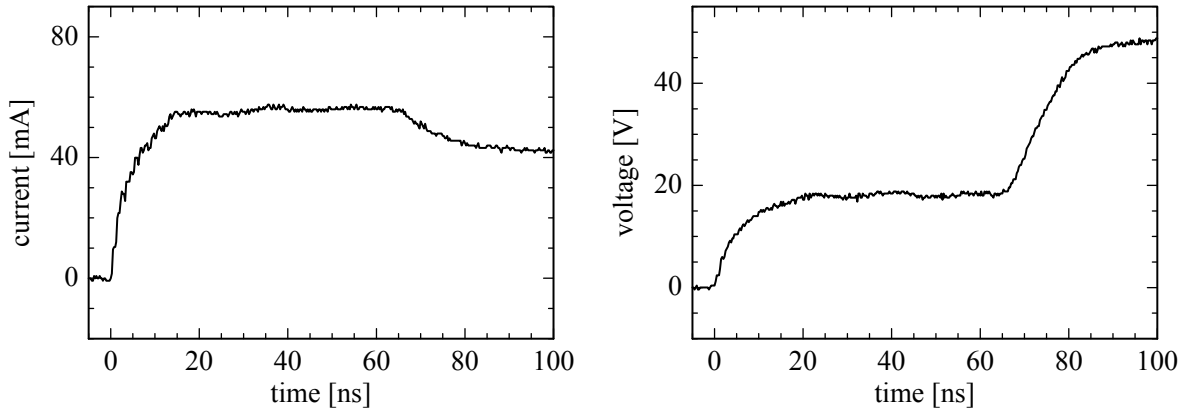
(a) Current　　(b) Voltage

Fig. 5-4.　Measured waveforms of the first aerial mode of a DV 3.2 mm wire.



(a) Current　　(b) Voltage

Fig. 5-5.　Measured waveforms of the second aerial mode of a DV 3.2 mm wire.



(a) Current　　(b) Voltage

Fig. 5-6.　Measured waveforms of the ground return mode of a DV 3.2 mm wire.

Table 5-3.　Measured results of modal surge impedances.

	First aerial mode [Ω]	Second aerial mode [Ω]	Ground return mode [Ω]
DV 3.2 mm	45	43	971
DV 38 mm^2	40	39	828
DV 100 mm^2	39	39	752
VVR 2.0 mm	37	37	1011
VVF 2.0 mm	61	31	992

Table 5-4.　Measured results of modal propagation velocities.

	First aerial mode [m/μs]	Second aerial mode [m/μs]	Ground return mode [m/μs]
DV 3.2 mm	207	204	276
DV 38 mm^2	230	233	278
DV 100 mm^2	233	232	283
VVR 2.0 mm	187	186	276
VVF 2.0 mm	199	182	276

とみなしてモデリングすることが可能と考えられる。線間波モードの伝搬速度については，光速 c_0（= 300 m/μs）よりも約 22～39% と大きく低下している。これは，線間波モードの進行波が主に比誘電率 ε_r（概ね 2～3）の絶縁被覆中を伝搬するためである（5.6.1 節参照)。一方，大地帰路モードの伝搬速度については，進行波が主に比誘電率 1 の空気中を伝搬するため，線間波モードの場合と比べて c_0 に近い値となっている。なお，大地帰路モードの伝搬速度は c_0 よりも最大で 8% 程度低下している。

5.3　引込線，屋内配線のモデリングの課題

本節では，従来から用いられている線路定数の計算手法に基づいて，引込線および屋内配線のモード領域のサージインピーダンスを計算し，計算結果と 5.2.2 節の実験結果の比較からモデリングの課題を整理する。ただし，サージインピーダンスの計算に用いる進行波の伝搬速度については，Table 5-4 の実測値を用いることで，その影響

を考慮する。以下，撚り線の場合と非撚り線の場合に分けて従来の計算手法を示す。

5.3.1　撚り線の場合

撚り線である DV 電線と VVR ケーブルについては，完全撚架を仮定した計算を行う。各導体の自己インダクタンス L_s と相互インダクタンス L_m は次式で与えられる。

$$L_s = \frac{\mu_0}{2\pi}\ln\frac{2h}{r},\quad L_m = \frac{\mu_0}{2\pi}\ln\frac{2h}{d} \tag{5-2}$$

ただし，h：電線の地上高，r：導体半径，d：隣り合う 2 本の導体の中心間距離，μ_0：真空透磁率

完全撚架では線路インピーダンスが平衡しており，第 1 線間波モードと第 2 線間波モードのインダクタンス $L_{(1)}$, $L_{(2)}$ は等しくなる。この線間波モードのインダクタンス $L_{(1)}$（$= L_{(2)}$）および大地帰路モードのインダクタンス $L_{(0)}$ は次式で与えられる。

$$L_{(1)} = L_s - L_m,\quad L_{(0)} = L_s + 2L_m \tag{5-3}$$

これより，線間波モードと大地帰路モードの伝搬速度 $c_{(1)}$, $c_{(0)}$ を用いて，各モードのサージインピーダンス $Z_{(1)}$, $Z_{(0)}$ は次式より求まる。

$$Z_{(1)} = c_{(1)}L_{(1)},\quad Z_{(0)} = c_{(0)}L_{(0)} \tag{5-4}$$

5.3.2　非撚り線の場合

非撚り線の VVF ケーブルについては，線路インピーダンスが不平衡であるため，固有値解析を適用した計算を行う。各導体の自己インダクタンス L_s および導体 i と導体 j の相互インダクタンス L_{ij} は，次式で与えられる。

$$L_s = \frac{\mu_0}{2\pi}\ln\frac{2h}{r},\quad L_{ij} = \frac{\mu_0}{2\pi}\ln\frac{2h}{d_{ij}} \tag{5-5}$$

ただし，d_{ij}：導体 i と導体 j の中心間距離

水平に配置された導体の片端から導体 1，2，3 と指定すると，Fig. 5-2(c) に示すように，導体 1－導体 2 および導体 2－導体 3 の中心間距離は等しいが，これらと導体 1－導体 3 の中心間距離は異なる。これより，L_{12}（$= L_{21} = L_{23} = L_{32}$）と L_{13}（$= L_{31}$）の値は異なったものとなり，インダクタンス行列 $[L]$ は次式で与えられる。

$$[L] = \begin{bmatrix} L_s & L_{12} & L_{13} \\ L_{12} & L_s & L_{12} \\ L_{13} & L_{12} & L_s \end{bmatrix} \tag{5-6}$$

この行列に対して固有値解析を適用して対角化することにより，その固有値として第 1 線間波モード，第 2 線間波モード，大地帰路モードのインダクタンス $L_{(1)}$, $L_{(2)}$, $L_{(0)}$,

固有ベクトルとして電流変換行列が得られる†。

これより，各モードの伝搬速度 $c_{(1)}$，$c_{(2)}$，$c_{(0)}$ を用いて，各モードのサージインピーダンス $Z_{(1)}$，$Z_{(2)}$，$Z_{(0)}$ は次式より求まる。

$$Z_{(1)} = c_{(1)}L_{(1)}, \quad Z_{(2)} = c_{(2)}L_{(2)}, \quad Z_{(0)} = c_{(0)}L_{(0)} \tag{5-7}$$

5.3.3　実験結果と計算結果の比較

5.3.1，5.3.2 節の計算手法により算出したモード領域のサージインピーダンス値を Table 5-5 に示す。また，Table 5-5 の計算値を Table 5-3 の実測値と比較して両者の差異（=|[計算値]−[実測値]|/[実測値]）を計算した結果を Table 5-6 に示す。大地帰路

Table 5-5.　Calculated results of modal surge impedances.

	First aerial mode [Ω]	Second aerial mode [Ω]	Ground return mode [Ω]
DV 3.2 mm	52	52	928
DV 38 mm^2	49	49	806
DV 100 mm^2	45	45	746
VVR 2.0 mm	48	48	1003
VVF 2.0 mm	79	38	977

Table 5-6.　Difference between measured surge impedances and calculated ones.

	First aerial mode [%]	Second aerial mode [%]	Ground return mode [%]
DV 3.2 mm	16	21	4.4
DV 38 mm^2	23	26	2.7
DV 100 mm^2	15	15	0.8
VVR 2.0 mm	30	30	0.8
VVF 2.0 mm	30	23	1.5

† 電流変換行列は，本来線路直列インピーダンス行列と線路並列アドミタンス行列の積を対角化することから求められる。しかしながら，引込線や屋内配線の線路並列アドミタンス行列は，誘電率の異なる複合媒質中の電界を解かなければ，求めることができない。このような複合媒質中の電界を解くことは難しく，現状では数値電界計算等の複雑な計算に依らざるを得ない。一方，VVF ケーブルは，非撚り線ではあるものの，大地に対して各導体の位置が殆ど同じと見なせるため，電圧変換行列と電流変換行列がほぼ同じと考えられる。以上より，本章では，インダクタンス行列から電流変換行列を求めている。

モードについては，実測値と計算値の差異が最大 4% 程度と小さいが，線間波モードについては，いずれも差異が大きく，30% の差異を生じている電線もある。

5.2 節の実験結果および本節の検討結果より，引込線，屋内配線のモデリングには，次に示す①，②の要素を考慮する必要がある。

① 引込線および屋内配線の各線心は金属シースを有しない絶縁電線であるため，進行波が絶縁被覆と空気という誘電率の異なる複合媒質中を伝搬する。これにより，線間波モードと大地帰路モードの伝搬速度には差異が生じる。

② (5-2)，(5-5) 式中の相互インダクタンスを与える式は，導体半径に比べて導体間距離が十分大きいという仮定の基に導出されている。しかし，引込線および屋内配線は，隣り合う絶縁電線相互が密着した構造であり，この条件を満足していない。このため，従来の計算手法では，線間波モードのサージインピーダンスを正確に計算することができない。

5.4　引込線，屋内配線のモデリング手法の提案

5.3 節で整理したモデリングの課題を踏まえ，引込線および屋内配線の新たなモデリング手法を提案する。提案するモデリング手法では，モード理論により，主に絶縁被覆中を伝搬するモードと主に空気中を伝搬するモードに分解して，各モードの伝搬速度に実測値を用いることで①を，線間波モードのサージインピーダンスに実測値を用いることで②を考慮する。これにより，線間波モードの実測値が再現でき，その結果，線間電圧を正確に計算することができる。なお，本章の供試電線には，良く使用されている代表的なものを選定したことから，殆どのケースにおいて問題を生じないが，電力会社によっては異なるサイズの電線を使用する場合もある。そこで，実測値がない供試電線以外の電線については，別途，近似的にモデリングする手法を 5.6 節で述べる。

以下，撚り線の場合と非撚り線の場合に分けて新たなモデリング手法を示す。

5.4.1　撚り線のモデルパラメータ

5.3.1 節と同様，完全撚架を仮定する。すなわち，第 1 線間波モードと第 2 線間波モードのサージインピーダンス $Z_{(1)}$，$Z_{(2)}$ および伝搬速度 $c_{(1)}$，$c_{(2)}$ が各々等しいと仮定する。

線間波モードのサージインピーダンス $Z_{(1)}$（$= Z_{(2)}$）および伝搬速度 $c_{(1)}$（$= c_{(2)}$）については，それぞれ Table 5-3，Table 5-4 の実測値をそのまま用いる。本論文では，線間波モードの値として第 1 線間波モードの実測値を用いる。なお，線間波モードの進行波は電線間を伝搬するため，そのサージインピーダンスは電線の地上高により変化し

ない。

大地帰路モードのサージインピーダンス $Z_{(0)}$ については，電線の地上高により変化することから，実測値との差異が小さかった従来の計算手法を用いて算出する。また，大地帰路モードの伝搬速度 $c_{(0)}$ については，Table 5-4 の実測値を用いる。

次に，撚り線の場合の電流変換行列について述べる。提案手法では，Fig. 5-3 の各モードの電圧，電流と各相の電圧，電流を相互に関係づける変換行列として，クラークの変換行列 [5-3] を採用する。これより，撚り線の場合の電流変換行列 $[T]$ は次式で与えられる。

$$[T]=1/\sqrt{3}\begin{bmatrix}1 & \sqrt{3}/\sqrt{2} & 1/\sqrt{2}\\ 1 & 0 & -\sqrt{2}\\ 1 & -\sqrt{3}/\sqrt{2} & 1/\sqrt{2}\end{bmatrix} \tag{5-8}$$

5.4.2　非撚り線のモデルパラメータ

第 1 線間波モードと第 2 線間波モードのサージインピーダンス $Z_{(1)}$, $Z_{(2)}$ および伝搬速度 $c_{(1)}$，$c_{(2)}$ については，撚り線の場合と同様，それぞれ Table 5-3，Table 5-4 の実測値をそのまま用いる。

大地帰路モードのサージインピーダンス $Z_{(0)}$ については，実測値との差異が小さかったことから，従来の固有値解析を適用した計算を行う。(5-6) 式のインダクタンス行列に対して固有値解析を適用することにより，各モードのインダクタンス $L_{(1)}$, $L_{(2)}$, $L_{(0)}$ および電流変換行列が得られる。このうち，$L_{(0)}$ を用いて (5-7) 式より，$Z_{(0)}$ を求める。また，大地帰路モードの伝搬速度 $c_{(0)}$ については，Table 5-4 の実測値を用いる。

次に，非撚り線の場合の電流変換行列について述べる。上記のように個別に設定した線間波モードと大地帰路モードのサージインピーダンスを用いる場合，これに対応する電流変換行列を得ることは容易ではない。すなわち，大地帰路モードに対応する成分については，従来の固有値解析手法で対応する電流変換行列の成分を得る必要がある。一方，線間波モードに対応する成分については，5.6.2 節で後述する線間波モードのサージインピーダンスの実測値を再現するように算出した電流変換行列の成分を得る必要がある。このように複雑なモデリング手法により求めた電流変換行列と (5-8) 式の電流変換行列 $[T]$ を比較すると，これらの各成分の差異は 2% 程度であることから，本論文では，簡単のため非撚り線の場合においても $[T]$ を用いることとする。

5.4.3　線路モデル

EMTP-RV [4-3] の分布定数線路モデルには，ある周波数での表皮効果のみを再現する CP-LINE モデルと表皮効果の周波数特性を再現する FD-LINE モデルがある。雷サージ解析では，約 10 kHz 以上の周波数領域を解析対象としており，この領域では線路定数がほぼ一定値に収束することから，周波数特性の模擬は重要ではない。また，引込線および屋内配線の線路長は通常短いことから，損失を考慮する必要はない。従って，本論文では，無損失 CP-LINE モデルを用いて引込線および屋内配線を模擬する。CP-LINE モデルは計算原理が簡単で高速な上，5.4.1，5.4.2 節のモデルパラメータ（サージインピーダンス，伝搬速度，電流変換行列）値をそのまま入力することでモデルを構築できる。

5.5　提案モデルを用いた EMTP シミュレーション

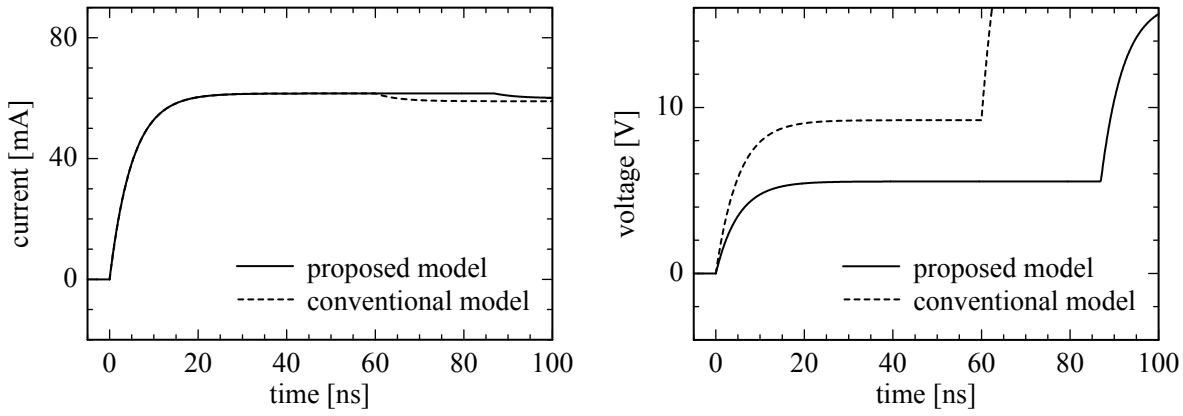
5.4 節の提案モデルを用いて，5.2 節のサージ実験を再現する。供試電線を代表して，DV 3.2 mm に関する計算結果を Fig. 5-7～Fig. 5-9 に示す。比較のため，同図には，5.3 節の従来手法によりモデリングした場合の計算結果も合わせて示す。なお，従来手法によるモデリングでは，各モードの伝搬速度を光速 c_0 とした[†]。

Fig. 5-4～Fig. 5-6 の実測結果と提案モデルを用いた計算結果を比較すると，計算結果は実測結果を良く再現している。一方，Fig. 5-4～Fig. 5-6 の実測結果と従来モデルを用いた計算結果には差異が見られ，特に，Fig. 5-7，Fig. 5-8 の線間波モードの計算結果における差異は大きい。これより，本章で提案したモデリング手法に基づく引込線，屋内配線の解析モデルは，実用的に十分な解析精度を有しているといえる。

5.6　実測値がない電線のモデリング手法

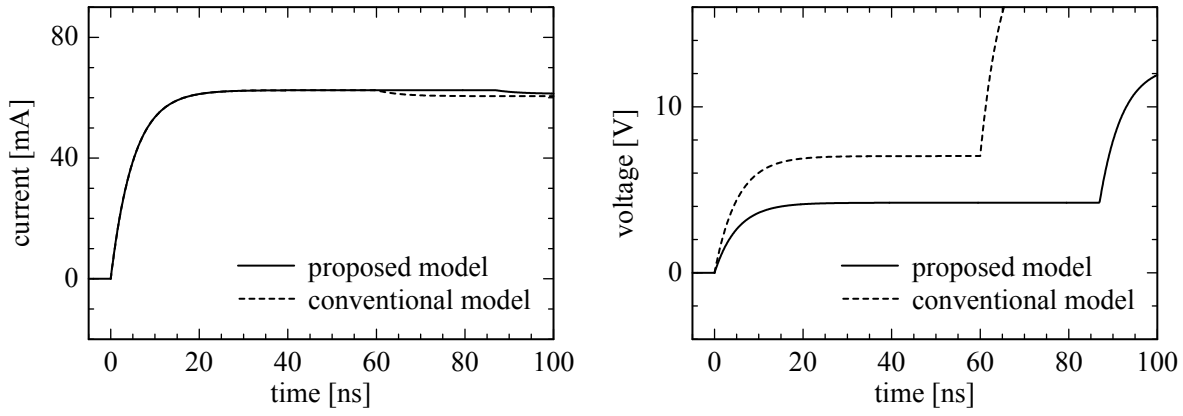
5.4 節では，実測値に基づいたモデリング手法について述べた。ここでは，実測値がない供試電線以外の電線を近似的にモデリングする手法について述べる。以下，モード領域の伝搬速度と線間波モードのサージインピーダンスを計算により導出する手法を示す。

[†]5.3 節の計算では，今回のモデリングの課題である「従来の計算手法では線間波モードのサージインピーダンスを正確に計算できないこと」を明確に示すため，実測値の伝搬速度をそのまま用いている。すなわち，5.3 節の計算は，本来の従来手法ではなく，一部実測値に基づいた手法となっている。本来の従来手法は，実測値が全く存在しない状況下の計算であることから，5.5 節では，各モードの伝搬速度を光速 c_0 とした。



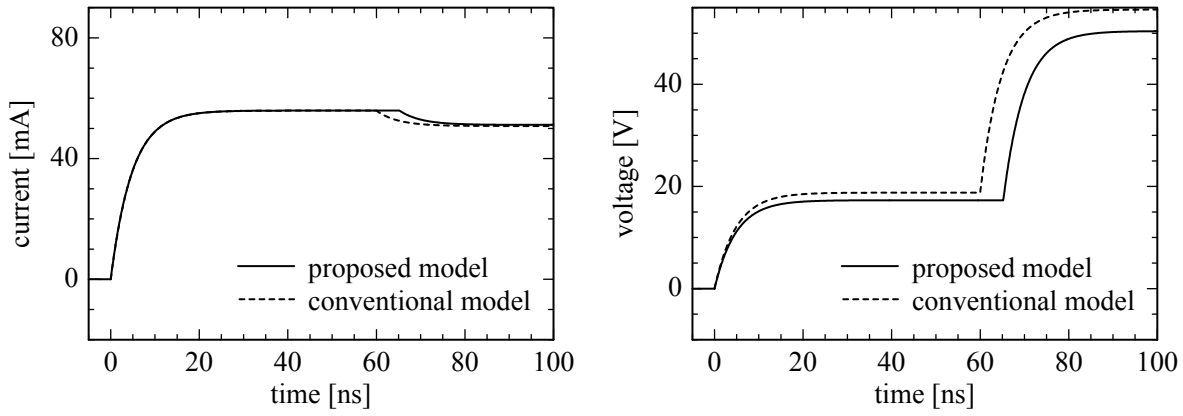
(a) Current　　(b) Voltage

Fig. 5-7.　Calculated waveforms of the first aerial mode of a DV 3.2 mm wire.



(a) Current　　(b) Voltage

Fig. 5-8.　Calculated waveforms of the second aerial mode of a DV 3.2 mm wire.



(a) Current　　(b) Voltage

Fig. 5-9.　Calculated waveforms of the ground return mode of a DV 3.2 mm wire.

5.6.1　モード領域の伝搬速度

モード領域の伝搬速度については，実効的な比誘電率（以降，「実効比誘電率」と呼ぶ）を用いて計算する手法を提案する。一般に，比誘電率 ε_r の媒質を伝搬する進行波の伝搬速度 c は $c = c_0/\sqrt{\varepsilon_r}$（ただし，$c_0$：光速）となることから，各モードの伝搬速度 $c_{(i)}$（$i = 1, 2, 0$）は，次式で与えられる。

$$c_{(i)} = \frac{c_0}{\sqrt{\varepsilon_{r(i)}}} \tag{5-9}$$

ただし，$\varepsilon_{r(i)}$（$i = 1, 2, 0$）：各モードの実効比誘電率

(5-9) 式に適用する実効比誘電率 $\varepsilon_{r(i)}$ の値については，Table 5-4 に示した供試電線の伝搬速度の実測値から求めた値を目安に設定する。

先ず，供試電線の $\varepsilon_{r(i)}$ を求める。(5-9) 式を変形すると，次式が得られる。

$$\varepsilon_{r(i)} = \left(\frac{c_0}{c_{(i)}} \right)^2 \tag{5-10}$$

(5-10) 式の $c_{(i)}$ に Table 5-4 の各モードの実測値を代入することにより，それぞれに対応する $\varepsilon_{r(i)}$ を得ることができる。

全ての供試電線について，(5-10) 式より算出した $\varepsilon_{r(i)}$ の値を Table 5-7 に示す。線間波モードの実効比誘電率 $\varepsilon_{r(1)}$，$\varepsilon_{r(2)}$ は，ほぼ純粋な絶縁被覆の比誘電率であるため，電線の種類ごとに近い値となっている。DV 電線は概ね 2，VVR ケーブルと VVF ケーブル（$\varepsilon_{r(2)}$）は概ね 3 である。ただし，非撚り線の VVF ケーブルの $\varepsilon_{r(1)}$ については，中央の導体（b 相）が開放の状態でこれを挟んで両側の導体間（a 相－c 相間）に電圧が加わった場合において作用する等価的な比誘電率であり，$\varepsilon_{r(2)}$ よりも小さめの値となる。また，大地帰路モードの実効比誘電率 $\varepsilon_{r(0)}$ は概ね 1.2 である。

Table 5-7.　Effective relative permittivity.

	$\varepsilon_{r\,(1)}$	$\varepsilon_{r\,(2)}$	$\varepsilon_{r\,(0)}$
DV 3.2 mm	2.1	2.2	1.2
DV 38 mm^2	1.7	1.7	1.2
DV 100 mm^2	1.7	1.7	1.1
VVR 2.0 mm	2.6	2.6	1.2
VVF 2.0 mm	2.3	2.7	1.2

以上より，供試電線以外の電線の実効比誘電率 $\varepsilon_{r(i)}$ の値には，電線の種類に応じて上記の概算値を設定することを提案する。

5.6.2　線間波モードのサージインピーダンス

(5-2)，(5-5) 式中の相互インダクタンスを与える式は，導体半径に比べて導体間距離が十分大きいという仮定の基に導出されている。すなわち，電流が各導体の中心を流れると仮定している。しかし，引込線や屋内配線のように導体間距離が短い場合には近接効果により電流は導体中を偏って流れることになる。多導体系の近接効果を理論的に取り扱うことは極めて難しく，現状では有限要素法等の数値計算に依らざるを得ない [5-4]。そこで，相互インダクタンスの計算式に等価的な導体間距離を適用することにより，線間波モードのサージインピーダンスを精度良く計算する手法を提案する。等価的な導体間距離の値については，Table 5-3 の供試電線の線間波モードのサージインピーダンス値を再現するように求めた値を目安に設定する。以下，撚り線の場合と非撚り線の場合に分けて計算手法を示す。

5.6.2.1　撚り線の場合

各導体の自己インダクタンス L_s は, 従来どおり (5-2) 式中の計算式で与えられる。相互インダクタンスについては，次の新たな計算式で与えられる。

$$L_m' = \frac{\mu_0}{2\pi} \ln \frac{2h}{d'} \tag{5-11}$$

ただし，d' : 隣り合う 2 本の導体の等価的な中心間距離

提案する計算手法では，線間波モードのインダクタンス $L_{(1)}'$（$= L_{(2)}'$）を，(5-11) 式の L_m' を用いて次式より求める。

$$L_{(1)}' = L_s - L_m' \tag{5-12}$$

これより，線間波モードのサージインピーダンス $Z_{(1)}$ は次式より求まる。

$$Z_{(1)} = c_{(1)} L_{(1)}' \tag{5-13}$$

なお，(5-13) 式の $c_{(1)}$ には，5.6.1 節の (5-9) 式より得られる値を用いる。

5.6.2.2　非撚り線の場合

5.3.2 節と同様，固有値解析を適用した計算を行う。各導体の自己インダクタンス L_s は，従来どおり (5-5) 式中の計算式で与えられる。導体 i と導体 j の相互インダクタンスについては，次の新たな計算式で与えられる。

$$L_{ij}' = \frac{\mu_0}{2\pi} \ln \frac{2h}{d_{ij}'} \tag{5-14}$$

ただし，d_{ij}'：導体 i と導体 j の等価的な中心間距離

提案する計算手法では，線間波モードのインダクタンス $L_{(1)}'$，$L_{(2)}'$ を，(5-14) 式の L_{ij}' を用いた次のインダクタンス行列 $[L']$ より求める。

$$[L'] = \begin{bmatrix} L_s & L_{12}' & L_{13}' \\ L_{12}' & L_s & L_{12}' \\ L_{13}' & L_{12}' & L_s \end{bmatrix} \tag{5-15}$$

この行列に対して固有値解析を適用して対角化することにより，その固有値として各モードのインダクタンス $L_{(1)}'$，$L_{(2)}'$，$L_{(0)}'$，固有ベクトルとして電流変換行列が得られる。このうち，$L_{(1)}'$，$L_{(2)}'$ を用いて，第 1 線間波モードと第 2 線間波モードのサージインピーダンス $Z_{(1)}$，$Z_{(2)}$ は次式より求まる。

$$Z_{(1)} = c_{(1)} L_{(1)}', \quad Z_{(2)} = c_{(2)} L_{(2)}' \tag{5-16}$$

なお，(5-16) 式の $c_{(1)}$，$c_{(2)}$ には，5.6.1 節の (5-9) 式より得られる値を用いる。

5.6.2.3　等価的な導体間距離

(5-11)，(5-14) 式に適用する等価的な導体間距離について述べる。先ず，供試電線の等価的な導体間距離を求める。この値は，Table 5-3 の供試電線の線間波モードのサージインピーダンス値を再現するように与えられる。

撚り線の場合，(5-12) 式を変形して次式を得る。

$$L_m' = L_s - L_{(1)}' \tag{5-17}$$

(5-17) 式に (5-11)，(5-13) 式を代入してさらに変形すると，次式が得られる。

$$d' = \frac{2h}{\exp\left[\dfrac{2\pi}{\mu_0}\left(L_s - \dfrac{Z_{(1)}}{c_{(1)}}\right)\right]} \tag{5-18}$$

(5-18) 式の L_s に (5-2) 式の計算値，$Z_{(1)}$，$c_{(1)}$ にそれぞれ Table 5-3，Table 5-4 の実測値を代入することにより，線間波モードのサージインピーダンスが実測値と一致する等価的な導体間距離 d' を得ることができる。

非撚り線の場合，固有値解析の過程があるため，撚り線の場合の (5-18) 式のよう

に解析的な式を導出することができない。(5-15) 式のインダクタンス行列を固有値解析により対角化する過程を次式で表す†。

$$[T']^{-1}[L'][T'] = diag(L_{(1)}', L_{(2)}', L_{(0)}') \tag{5-19}$$

さらに，導体間距離 d_{12}' (= d_{23}')，d_{13}' を変数として，(5-19) 式に基づいて第 1 線間波モードと第 2 線間波モードのインダクタンスを計算する過程を便宜的に次式で表す。

$$\begin{cases} L_{(1)}' = f_1(d_{12}', d_{13}') \\ L_{(2)}' = f_2(d_{12}', d_{13}') \end{cases} \tag{5-20}$$

(5-20) 式を変形すると，次式が得られる。

$$\begin{cases} f_1(d_{12}', d_{13}') - L_{(1)}' = 0 \\ f_2(d_{12}', d_{13}') - L_{(2)}' = 0 \end{cases} \tag{5-21}$$

(5-21) 式の連立非線形方程式を数値的な反復計算手法により解くことで，線間波モードのサージインピーダンスが実測値と一致する等価的な導体間距離 d_{12}'，d_{13}' を得ることができる。なお，(5-21) 式の計算では，次の値を用いる。

- L_s ：(5-5) 式の計算値
- L_{ij}' : (5-14) 式に d_{12}'，d_{13}' を代入した計算値
- $L_{(1)}'$，$L_{(2)}'$: (5-16) 式の $Z_{(1)}$，$Z_{(2)}$ および $c_{(1)}$，$c_{(2)}$ にそれぞれ Table 5-3，Table 5-4 の実測値を代入して求めた値

反復計算手法には，例えば，MATLAB [5-5] に関数 fsolve として実装されているものを用いると，4 回程度の反復計算で解を得ることができる。

全ての供試電線について，上記の方法により求めた等価的な導体間距離を Table 5-8 に示す。同表には，実際の導体間距離および等価的な導体間距離と実際の導体間距離の比を合わせて示している。等価的な導体間距離は，電線のサイズや種類により多少異なってはいるものの，実際の導体間距離の概ね 8 割程度の長さとなっている。なお，非撚り線の VVF ケーブルでは，3 本の線心が水平に配置されており，$d_{13}' = 2\,d_{12}'$ とならなければ幾何学的に矛盾を生じることになるが，Table 5-8 に示すように $d_{13}' = 2\,d_{12}'$ を満足していない。すなわち，線間波モードのサージインピーダンスを実測値と一致させるため，仮想的に 3 角形状の配置とみなしていることになる。

以上より，供試電線以外の電線の等価的な導体間距離の値には，実際の導体間距離の 8 割の長さを設定することを提案する。

† 非撚り線の VVF ケーブルは 3 本の線心が水平に配置されており，(5-15) 式に示すように，インダクタンス行列 $[L']$ は対称行列となる。これより，その固有値として得られる $L_{(1)}'$, $L_{(2)}'$, $L_{(0)}'$ は実数となる。なお，対称行列の固有値が実数であることは，数学的に証明されている。

Table 5-8.　Comparison between equivalent distance between conductors and actual ones.

	Equivalent distance between conductors [mm]	Actual distance between conductors [mm]	Equivalent distance / Actual distance [%]
DV 3.2 mm	4.74	5.60	85
DV 38 mm^2	9.30	11.4	82
DV 100 mm^2	15.0	17.0	88
VVR 2.0 mm	2.69	3.60	75
VVF 2.0 mm	2.79 / 4.63 *	3.60 / 7.20 *	78 / 64 *

* Line 1to line 2 / Line 1to Line 3

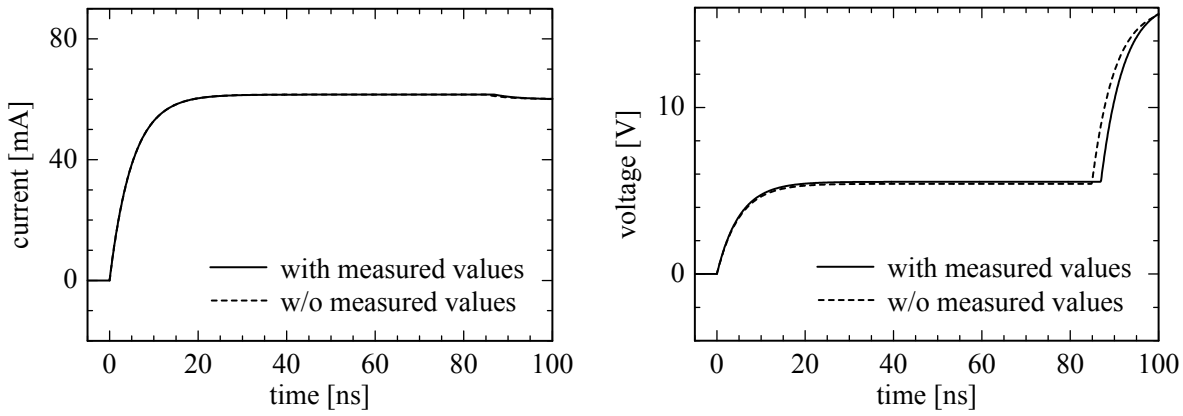
5.6.3　計算結果

5.6.1，5.6.2 節で提案した実測値がない場合のモデリング手法を用いて，5.2 節のサージ実験を再現し，5.5 節の実測値に基づいたモデリング手法による計算結果と比較する。供試電線を代表して，DV 3.2 mm に関する計算結果を Fig. 5.10～Fig. 5.12 に示す。実測値がある場合の計算結果と実測値がない場合の計算結果の差異は僅かであり，実測値がない場合のモデリング手法が十分実用的であることが確認できる。

5.7　まとめ

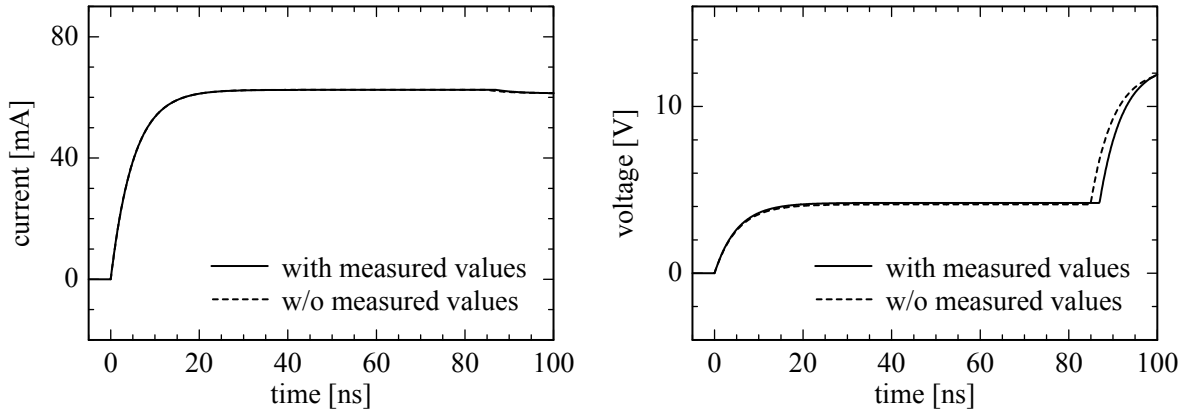
本章では，先ず，代表的な引込線および屋内配線について，モード領域のサージインピーダンスと伝搬速度の測定を行い，これらのサージ特性を明らかとした。また，サージインピーダンスの実測値と従来の線路定数計算手法による計算値の比較から，従来手法では線間電圧の計算精度が低下することを把握した。

次に，実測値に基づいた引込線および屋内配線の新たなモデリング手法を提案した。提案するモデリング手法では，①進行波が絶縁被覆と空気という複合媒質中を伝搬することに対応するため，モード理論により，主に絶縁被覆中を伝搬するモードと主に空気中を伝搬するモードに分解し，各モードの伝搬速度に実測値を適用し，②従来手法では線間波モードのサージインピーダンスを正確に計算できないことに対応するため，直接，実測した線間波モードのサージインピーダンス値を適用している。なお，実測値がない代表的な電線以外の電線についても，近似的にモデリングする手法の検討を行った。提案モデルは，線間波モードのサージ応答を正確に再現でき，その結果，線間電圧を正確に計算することができる。



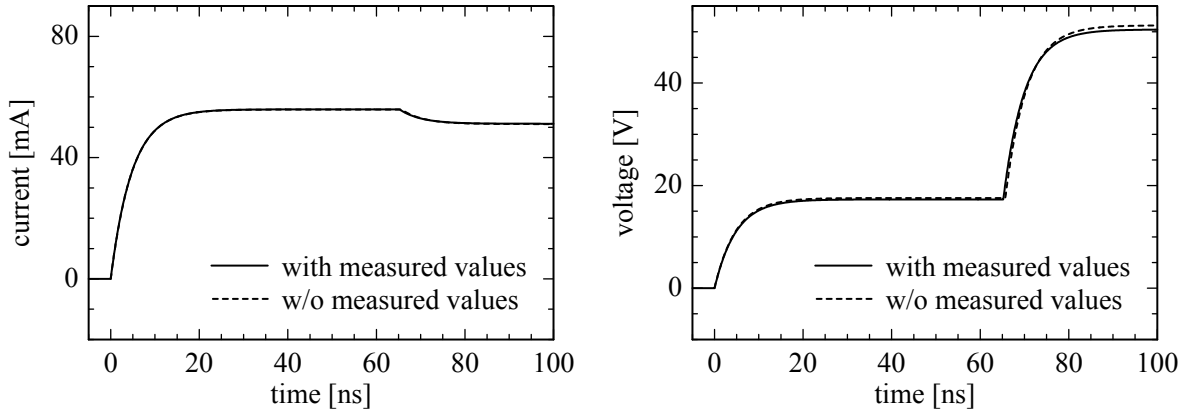
(a) Current　　(b) Voltage

Fig. 5-10.　Calculated waveforms of the first aerial mode of a DV 3.2 mm wire.



(a) Current　　(b) Voltage

Fig. 5-11.　Calculated waveforms of the second aerial mode of a DV 3.2 mm wire.



(a) Current　　(b) Voltage

Fig. 5-12.　Calculated waveforms of the ground return mode of a DV 3.2 mm wire.

第 5 章の参考文献

[5-1]　松浦　進・野田　琢・中村真敏・坂井洋志：「雷サージ解析のための引込線および屋内配線のモデリング」，電気学会論文誌 B，130 巻 2 号，pp. 246–258 (2010-2)

[5-2]　雨谷昭弘：分布定数回路論，コロナ社 (1990)

[5-3]　E. Clarke: Circuit Analysis of A-C Power Systems, Vol. I, John Wiley & Sons, New York (1943)

[5-4]　三木　貫・野田　琢：「表皮効果および近接効果を考慮可能な導体分割に基づく線路直列インピーダンス計算手法の改良」, 電気学会論文誌 B, 128 巻 1 号, pp. 254–262 (2008-1)

[5-5]　http://www.mathworks.com/

第 6 章　電力量計および電流制限器の雷サージ特性

6.1　まえがき

近年，高度情報化社会の進展に伴い顕在化している低圧側の雷被害を軽減するためには，高圧配電線のみならず低圧配電線や需要家設備も含めた配電システム全体としての雷害対策を行うことが重要となる。第 5 章では，柱上変圧器の負荷側に接続される引込線および需要家設備に施設される屋内配線のサージ特性とモデリングについて検討した。実際の配電システムでは，通常，引込線と屋内配線の間に電力量計と電流制限器（アンペアブレーカーとも呼ばれる）が接続されるが，これらの雷サージ特性については十分な検討がなされていない。

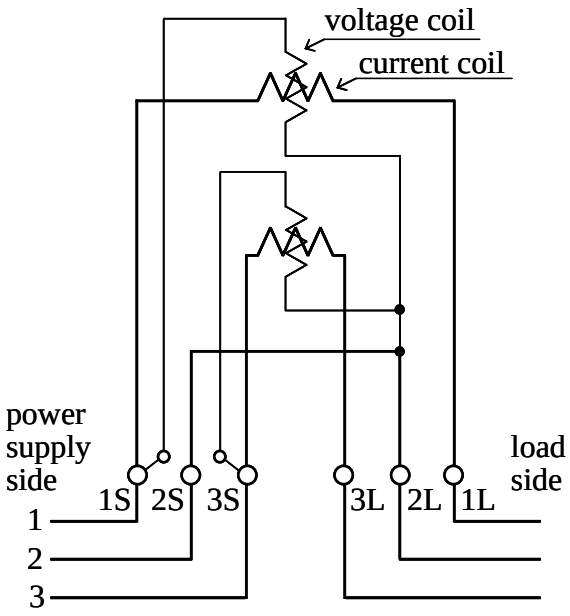
本章では，配電線直撃雷により雷サージが需要家側に侵入してきた際，電力量計と電流制限器の電気的特性が需要家側に発生する雷過電圧に対してどのような影響を及ぼすかについて検討する [6-1]。

6.2　電力量計，電流制限器の動作原理と構造

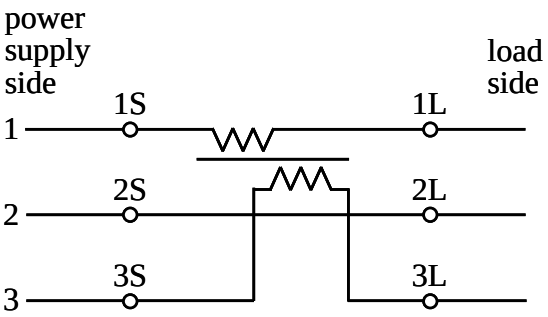
電力量計および電流制限器は，需要家設備に取り付けられる最末端の電力側設備である。電力量計は，その動作原理の違いから機械式電力量計と電子式電力量計に大別される。本章では，現在，広く一般的に普及している機械式電力量計を検討の対象とする。また，供試機器には，機械式電力量計，電流制限器ともに使用数の多い「単相 3 線式 30 A」のものを用いる。

機械式電力量計は，電磁誘導により電圧と電流の乗算量に応じてアルミニウム製の円盤を回転させ，その回転力を，歯車を用いて表示装置に伝達する。機械式電力量計は，このような動作原理に基づき，機械的に使用電力を積算・表示するものである。一方，電流制限器は，低圧の一般需要家における使用電流の超過抑制に使用されるもので，定格電流以上の電流が流れると，コイルの電磁吸引力作用により可動鉄片が動作して接点を開放する。

機械式電力量計と電流制限器の簡略化した回路図を Fig. 6-1 に示す。線路 2 は中性線であり，線路 1 – 2 間，線路 3 – 2 間が 100 V，線路 1 – 3 間が 200 V となる。機械式電力量計と電流制限器には，Fig. 6-1 に示すように，バリスタ等の雷サージ対策はなされていない。Fig. 6-1(a) の機械式電力量計では，アルミニウム製の円板を回転させるための電流コイルが 1S – 1L および 3S – 3L 端子間，電圧コイルが 1S – 2S および 3S – 2S 端子間に挿入されている。Fig. 6-1(b) の電流制限器では, 1S – 1L および 3S – 3L 端子間に同一鉄心のコイルが挿入されており，各線路に流れる電流のベクトル合成和



(a) Mechanical watt-hour meter



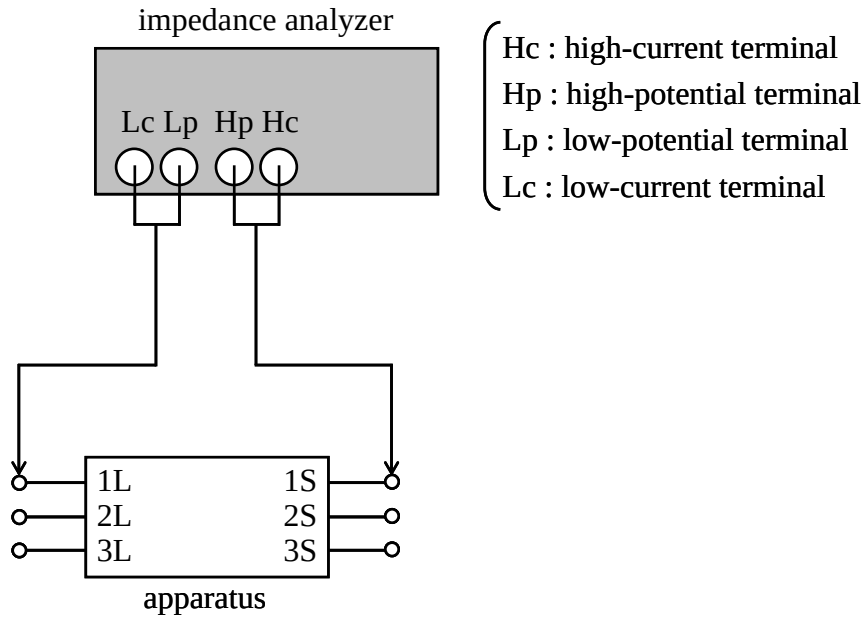
(b) Current limiter

Fig. 6-1.　Circuit diagrams of the apparatuses.

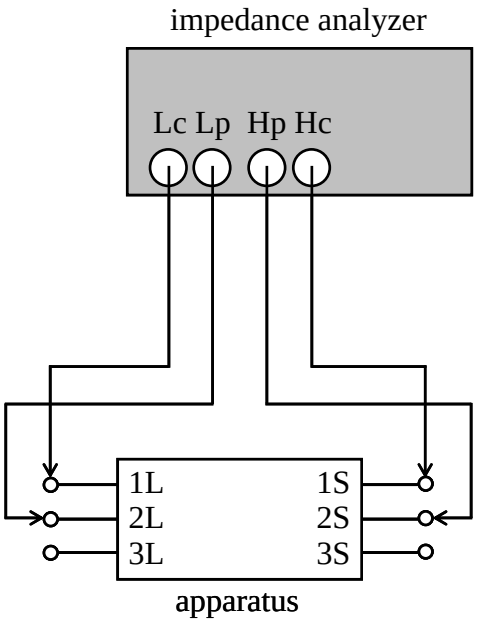
で電流制限器が動作するように，これらのコイルは互いに反対方向に巻かれている。なお，中性線端子の 2S，2L はいずれも素通しの状態である。

6.3　機器単体の電気的特性

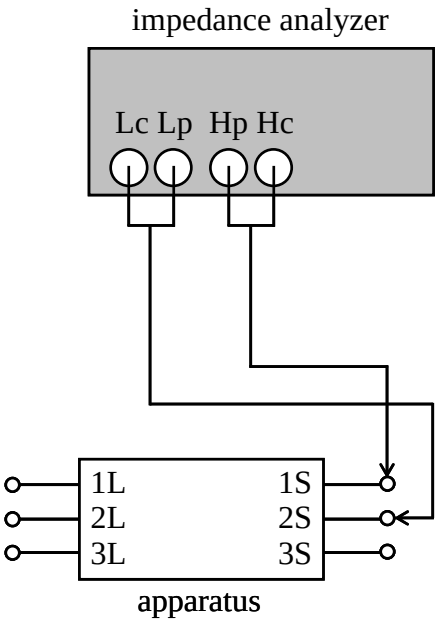
インピーダンスアナライザを用いて，機械式電力量計と電流制限器のそれぞれ単体における周波数特性を測定した。測定項目は，線路の自己インピーダンスと線路間の相互インピーダンスおよびアドミタンスとした。各項目に対応する測定回路の一例を Fig. 6-2 に示す。



(a) Self impedance (Line 1)



(b) Mutual impedance (Line 1 to Line 2)

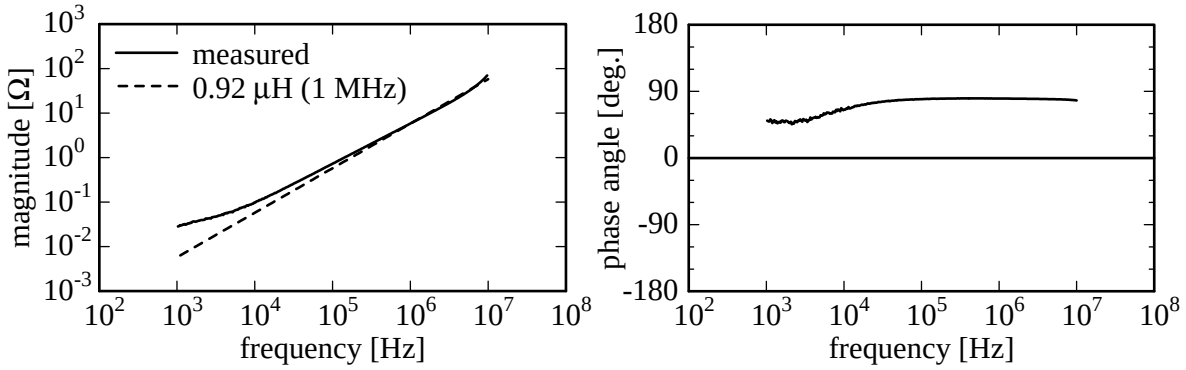


(c) Admittance (Line 1 to Line 2)

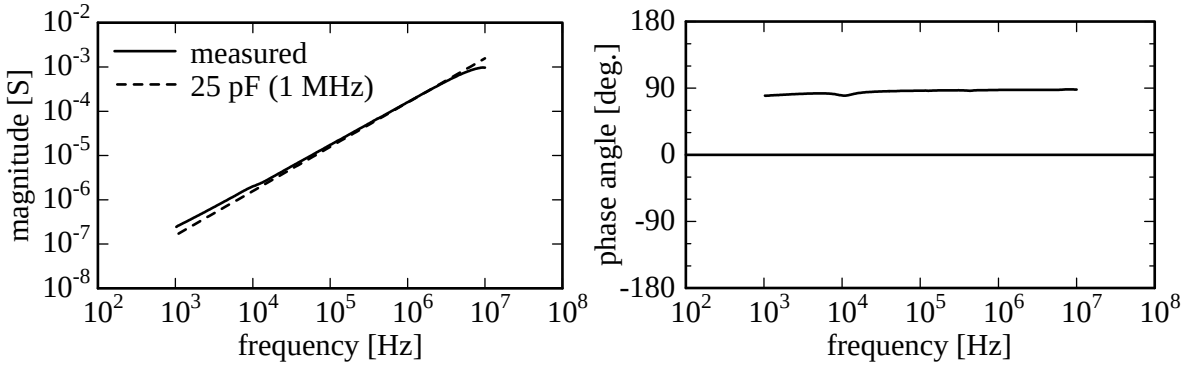
Fig. 6-2.　Measurement circuits.

測定結果を代表して，機械式電力量計における線路 1 の自己インピーダンスと線路 1 – 2 間のアドミタンスの周波数特性測定結果を Fig. 6-3 に示す。また，電流制限器についても同様な周波数特性測定結果を Fig. 6-4 に示す。Fig. 6-3(a)，Fig. 6-4(a) の自己インピーダンスは，いずれも広い周波数に亘り位相が 90 ° に近く，純粋なインダクタンスと見なしても良いことがわかる。また，Fig. 6-3(b)，Fig. 6-4(b) のアドミタンスについても同様の特性が見られ，純粋なキャパシタンスと見なせることがわかる。これらの特性は，各機器の全ての測定結果において同様に確認された。

配電線の雷サージ解析では，電柱のサージ応答が問題となる短時間領域も含めると概ね 0.1～10 μs の時間領域が解析対象である。時間と周波数は逆数の関係となるため，解析対象の時間領域は 100 kHz ～10 MHz の周波数領域に対応すると考えられる。これより，1 MHz における実測値を用いてインダクタンスおよびキャパシタンスを算出する。各機器のインダクタンスおよびキャパシタンスを 1 MHz における実測値より算出した結果を Table 6-1 に示す。また，Fig. 6-3，Fig. 6-4 の絶対値特性には，1 MHz の実測値より算出したインダクタンスおよびキャパシタンスの特性も合わせて示し

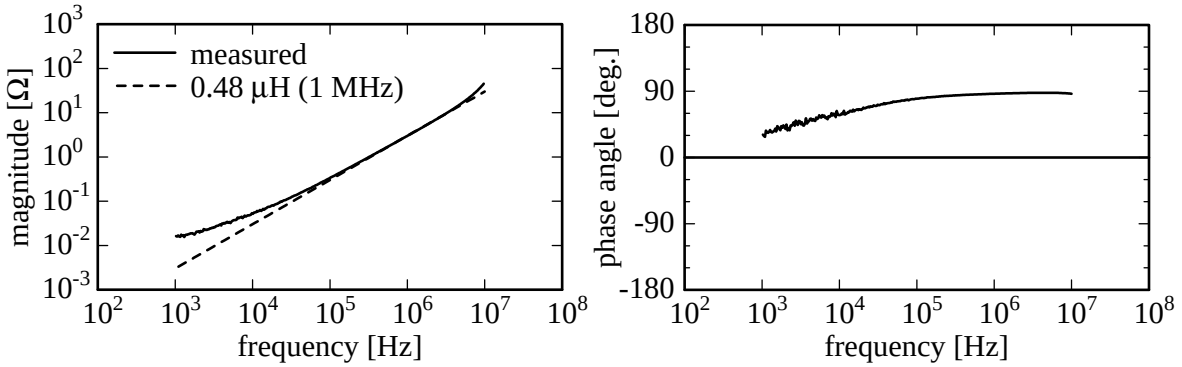


(a) Self-impedance (Line 1)

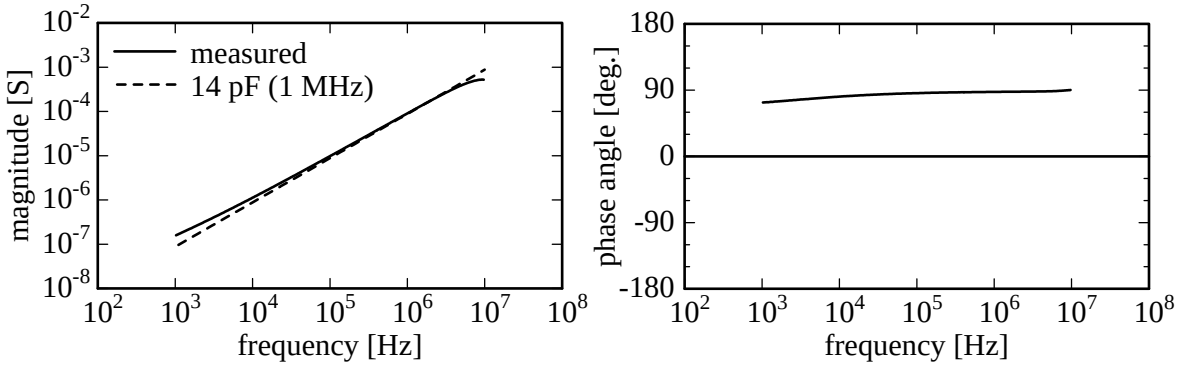


(b) Admittance (Line 1 to Line 2)

Fig. 6-3.　Measured frequency characteristics of the mechanical watt-hour meter.



(a) Self-impedance (Line 1)



(b) Admittance (Line 1 to Line 2)

Fig. 6-4.　Measured frequency characteristics of the current limiter.

Table 6-1.　Inductance and capacitance values of the apparatuses (1 MHz).

Item	Line	Mechanical watt-hour meter	Current limiter
Self-inductance [μH]	1	0.92	0.48
	2	0.054	0.13
	3	0.81	0.45
Mutual inductance [μH]	1-2	N/A	N/A
	2-3	N/A	N/A
	3-1	N/A	-0.26
Capacitance [pF]	1-2	25	14
	2-3	24	14
	3-1	14	69

ている。Table 6-1 より，機械式電力量計および電流制限器は，直列のインダクタンスと並列のキャパシタンスを有しているが，いずれも 1 μH 以下，数十 pF 以下と極めて小さい値であることがわかる。また，線路 1 と線路 3 が電気的にほぼ対称な構造であることも確認できる。なお，相互インダクタンスについては，いずれも非常に小さな値であり，電流制限器の線路 1 – 3 間のもの（各線路のコイルの巻く方向が反対であるため，マイナスの値となる）を除いて測定不能であった。

6.4　配電システム中の雷サージ特性

本節では，6.3 節で測定した機械式電力量計と電流制限器の電気的特性が，配電システム中に組み込まれた状態において，雷過電圧に与える影響を検討する。（財）電力中央研究所 塩原実験場の試験用配電線を用いて，電柱雷撃を模擬した実規模の配電線－需要家引込系の雷サージ実験を実施した。

6.4.1　実験方法

塩原実験場の試験用配電線は，2.3 節の Fig. 2-21 に示したように，11 本のコン柱と 10 径間の線路から構成されており，亘長は 430 m である。本実験では，OC 60 mm^2 の高圧電線 3 条が架線されており，末端の 1 号柱と 11 号柱では反射が生じないように整合終端されている。線路配列は 3 相水平配列であり，電線間隔は 80 cm である。本実験では，この試験用配電線の中央に位置する 6 号柱への雷撃を想定した。6 号柱は長さ 12 m のコン柱（根入れ約 2 m）であり，その上部には，電流注入のために使用した架空地線金物が取り付けられている。コン柱の表面と鉄筋のインパルス耐電圧は 4～5 kV 程度という報告がある [2-14] ことから，本実験ではコン柱の表面と鉄筋のスパークオーバ後を想定し，コン柱の頂部，柱上変圧器の取り付け部，地際部の 3 箇所で鉄筋を露出させ，それぞれ架空地線金物，柱上変圧器の接地線，接地（6 号柱周辺に放射状に配置した 6 つの接地極）に接続した。

実験回路の全体配置および需要家受け点の様相を各々Fig. 6-5，Fig. 6-6 に示す。容量 5 kVA の柱上変圧器を 6 号柱に設置し，地上高 6 m の位置から線心数 3 の DV 3.2 mm の引込線を引き出した。6 号柱から 20 m 離れた地点には需要家受け点を模擬した木柱を設け，地上高 3 m の位置で電柱より引き出した引込線を受けた。さらに，この木柱から 20 m 離れた地点に屋内配線の末端を模擬した木柱を設け，線心数 3 の VVF 2.0 mm の屋内配線を取り付け点高さ 2 m で架線した。機械式電力量計および電流制限器は，Fig. 6-5，Fig. 6-6 に示すように，需要家受け点を模擬した木柱に設けた木板上に設置した。なお，引込線と屋内配線の方向は，高圧電線の方向に対してほぼ直交配置とした。

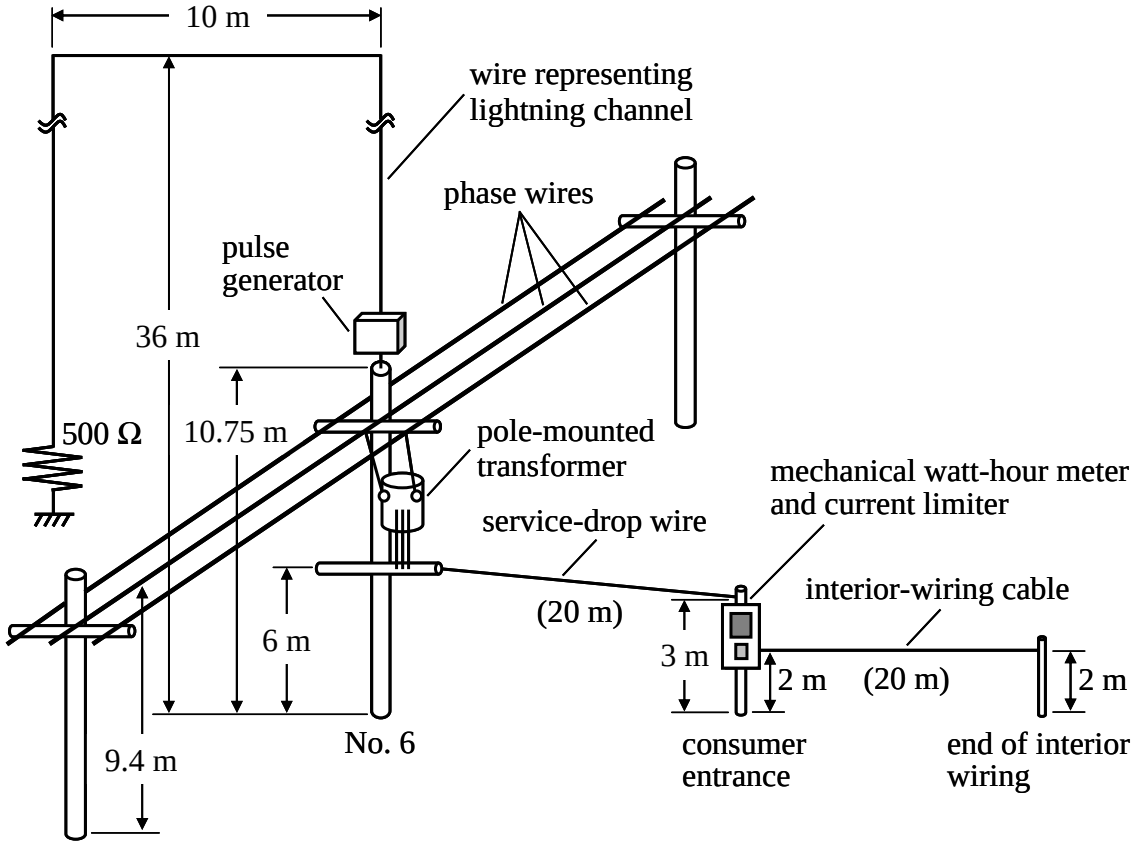


Fig. 6-5.　Experimental setup.

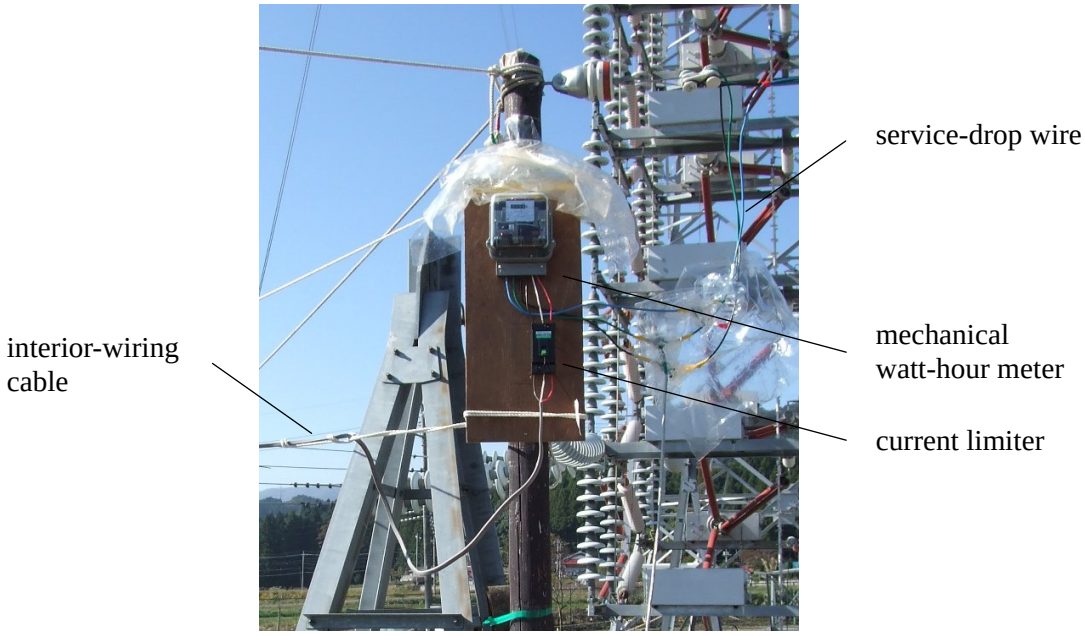


Fig. 6-6.　Photograph of the consumer entrance.

電柱の頂部に，2.3 節の雷サージ実験 [2-4] で用いた PG を設置し，PG よりさらに鉛直上方に架線した模擬雷道から電柱頂部に向けて電流を注入した。模擬雷道には直径 2 mm のビニル被覆電線を用いており，Fig. 6-5 に示すように，PG から鉛直上方へ約 36 m の高さまで立ち上げ，そこから水平方向に向きを変えて遠方約 10 m の位置まで架線し，その後引き下げて地上にて 500 Ω の抵抗で整合終端した。2.3 節の Fig. 2-25 に示した PG において，模擬雷電流の波頭長 T_f を調整するためコンデンサ C_f の値を 1500 pF，700pF，50 pF と変化させることで，T_f を 1.0 μs，0.5 μs，ステップ状と変化させた。Table 6-2 に，本実験の各測定箇所における測定項目を示す。

6.4.2　測定方法

本実験に用いた測定装置の概要を Table 6-3 に示す。需要家受け点および屋内配線の末端においては，電圧プローブ P5100 により対地電圧を，差動プローブ P5205 により線間電圧を測定した。6 号柱における注入電流については，2.3 節の測定方法と同様，光ケーブルを介して測定した。これより，測定系は数十 ns の立ち上がりを十分正確に測定できるものであるといえる。

6.4.3　実験結果

本章では，引込線と屋内配線の間に機械式電力量計と電流制限器を接続したケース 1 と，これらを接続しないで引込線と屋内配線を直接接続したケース 2 の比較を行う。これにより，機械式電力量計と電流制限器が需要家側に発生する雷過電圧に与える影響を把握する。模擬雷電流の波頭長 T_f を 1.0 μs，0.5 μs，ステップ状としたときの実測結果（各部の電圧・電流波形）をそれぞれ Fig. 6-7，Fig. 6-8，Fig. 6-9 に示す。この結果を見ると，機械式電力量計と電流制限器が有する直列インダクタンスと並列キャパシタンスの影響により，ケース 1（機器有り）の実測波形はケース 2（機器無し）

Table 6-2.　Measured quantities.

Measurement point	Measured quantities
Pole No. 6	・Injected current
Consumer entrance	・Line current ・Voltage to ground ・Line-to-line voltage
End of interior wiring	・Voltage to ground ・Line-to-line voltage

Table 6-3.　Measurement instruments.

Instrument	Manufacturer	Model	Bandwidth
Current probe	Pearson	2877	300 Hz to 200 MHz
Voltage probe	Tektronix	P5100	DC to 250 MHz (C < 2.75 pF *)
Differential probe		P5205	DC to 100 MHz (C = 7 pF *)
Oscilloscope		TDS784D	DC to 1 GHz
Optical isolation system		A6906AS	DC to 100 MHz

* C : input capacitance

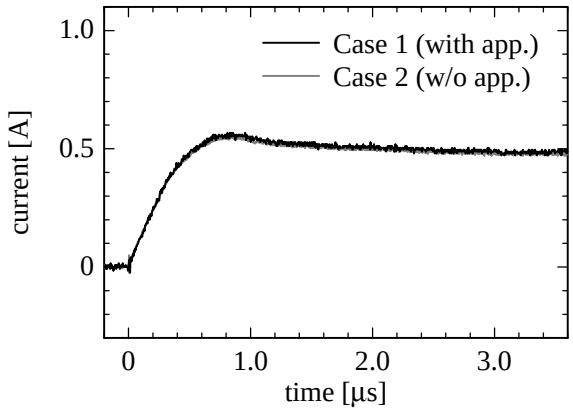
の実測波形に比べて振幅が低下し，その発生時刻が遅れる。しかしながら，これらの差異はいずれも極僅かであり，実用上無視できる程度である。

以上より，機械式電力量計と電流制限器は直列インダクタンスと並列キャパシタンスで模擬できる特性を有しているが，その値自体は極めて小さく，これらを無視して雷サージ解析を行っても実用上問題無いといえる。

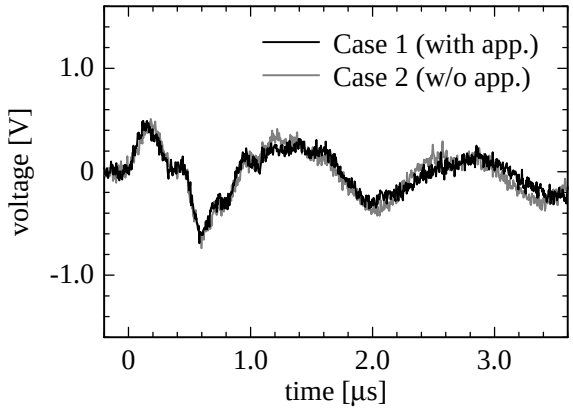
6.5　まとめ

本章では，需要家設備に施設される電力量計および電流制限器の雷サージ特性について検討を行った。広く一般的に普及している単相 3 線式の機械式電力量計および電流制限器を検討対象として，先ず，インピーダンスアナライザにより，それぞれ機器単体の電気的特性を測定した。機械式電力量計と電流制限器は直列インダクタンスと並列キャパシタンスを有しているが，それぞれ 1 μH 以下，数十 pF と極めて小さな値であった。

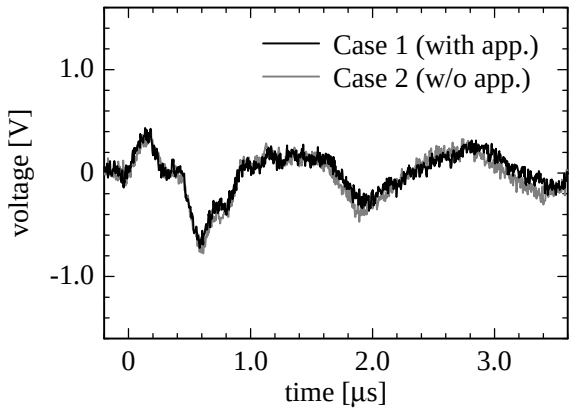
次に，配電システム中における機械式電力量計と電流制限器の雷サージ特性を把握するため，電柱雷撃を想定した実規模の配電線－需要家引込系の雷サージ実験を行った。この結果，配電線直撃雷により雷サージが需要家側に侵入してきた際，機械式電力量計および電流制限器の電気的特性が需要家側に発生する雷過電圧に与える影響は無視できる程度であることを明らかとした。



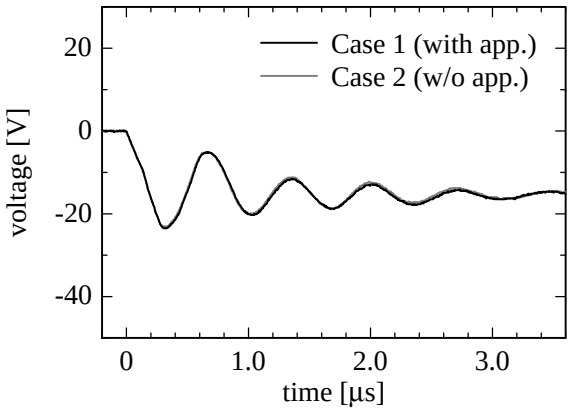
(a) Injected current



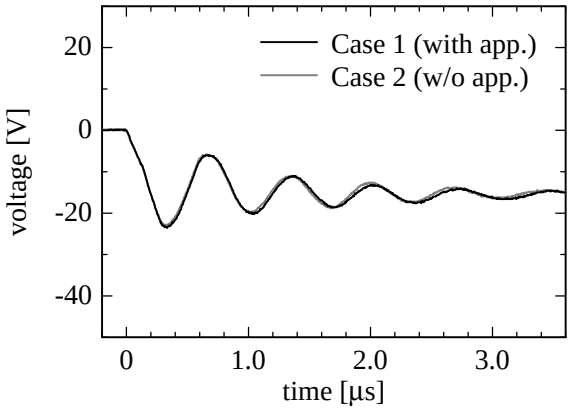
(b) Line-to-line voltage at the consumer entrance (Line + to Line 0)



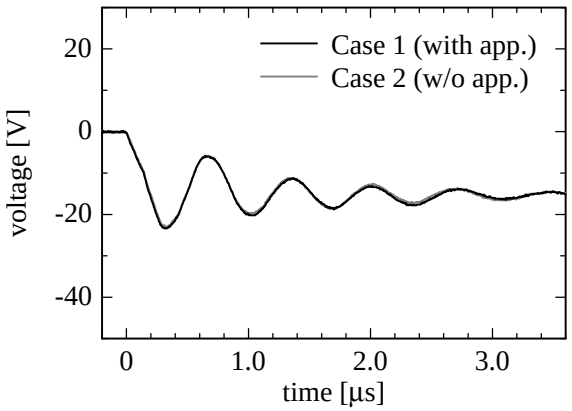
(c) Line-to-line voltage at the consumer entrance (Line – to Line 0)



(d) Voltage to ground at the consumer entrance (Line 0)

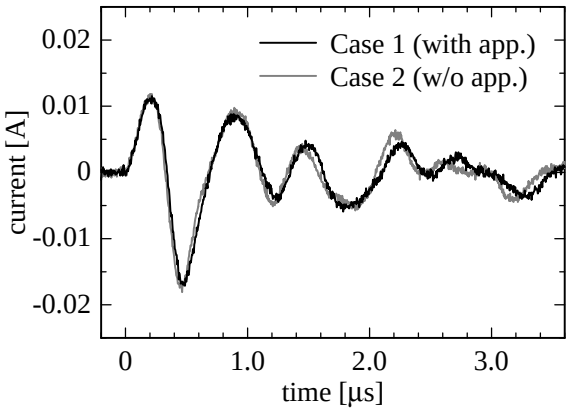


(e) Voltage to ground at the consumer entrance (Line +)

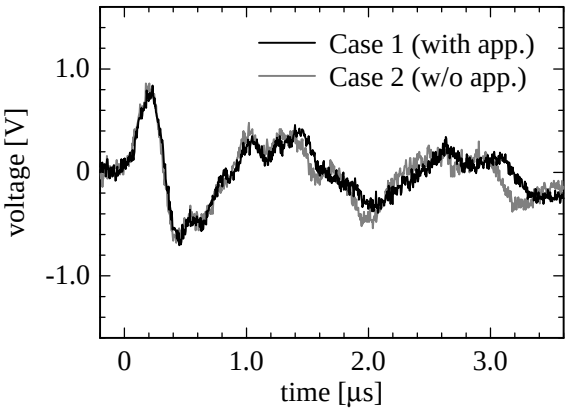


(f) Voltage to ground at the consumer entrance (Line –)

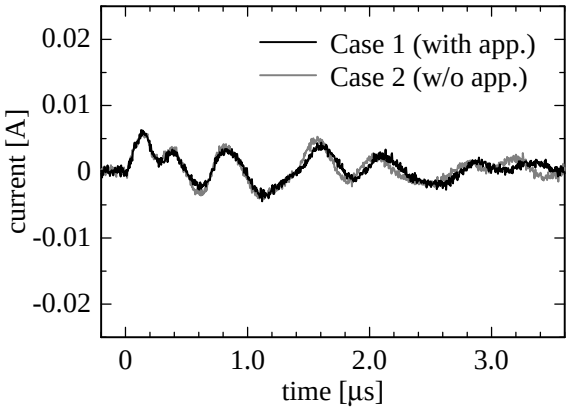
Fig. 6-7.　Measured waveforms of the field test (T_f = 1.0 μs).



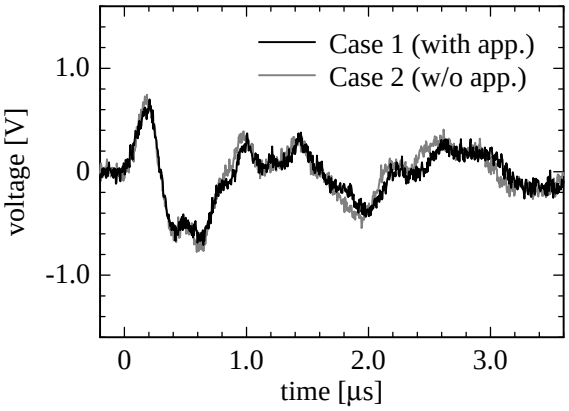
(g) Line current at the consumer entrance (Line 0)



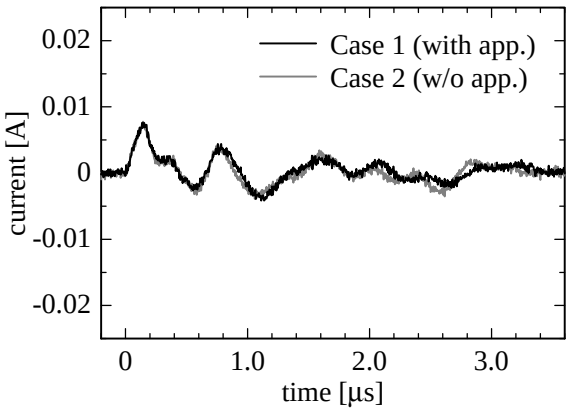
(j) Line-to-line voltage at the end of interior wiring (Line + to Line 0)



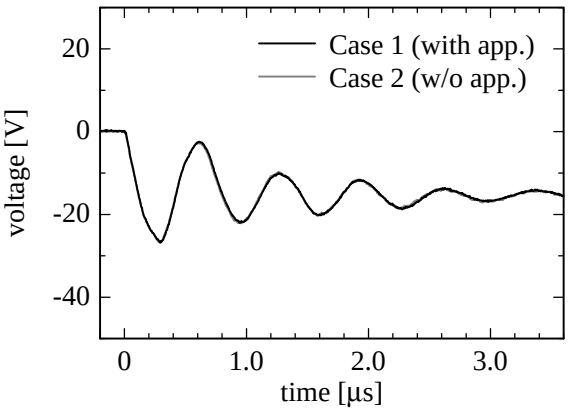
(h) Line current at the consumer entrance (Line +)



(k) Line-to-line voltage at the end of interior wiring (Line – to Line 0)

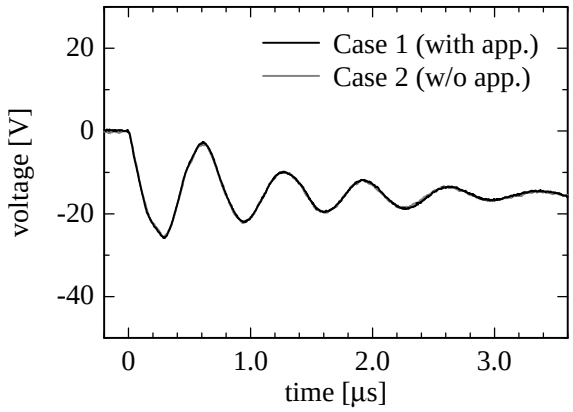


(i) Line current at the consumer entrance (Line –)

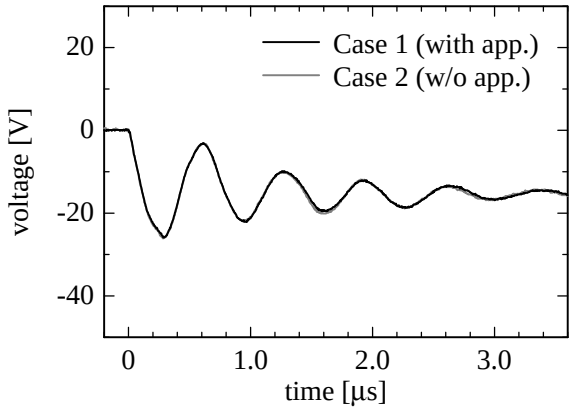


(l) Voltage to ground at the end of interior wiring (Line 0)

Fig. 6-7.　Measured waveforms of the field test (T_f = 1.0 μs). [Continuation]

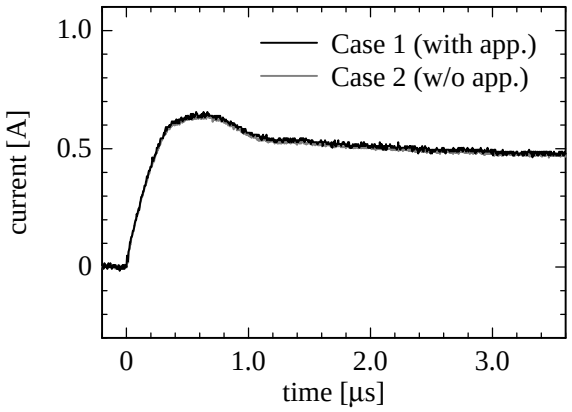


(m) Voltage to ground at the end of interior wiring (Line +)

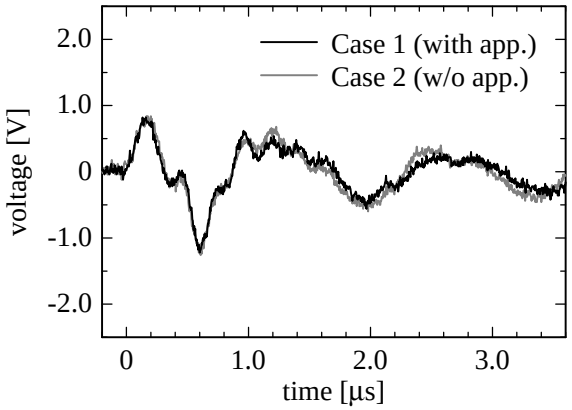


(n) Voltage to ground at the end of interior wiring (Line –)

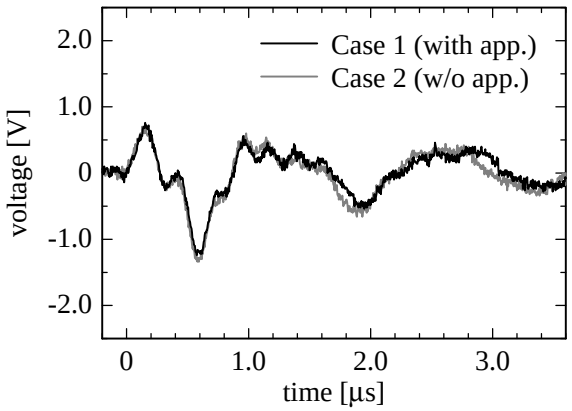
Fig. 6-7. Measured waveforms of the field test (T_f = 1.0 μs). [Continuation]



(a) Injected current

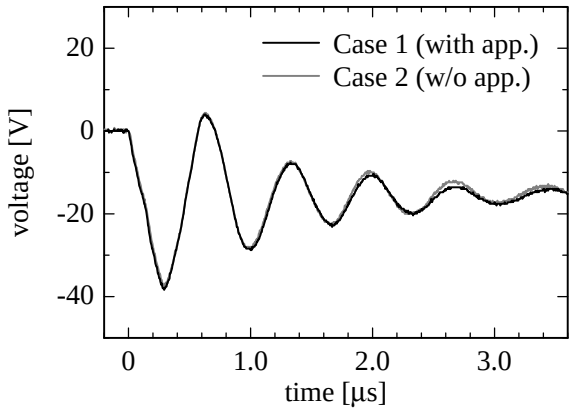


(b) Line-to-line voltage at the consumer entrance (Line + to Line 0)

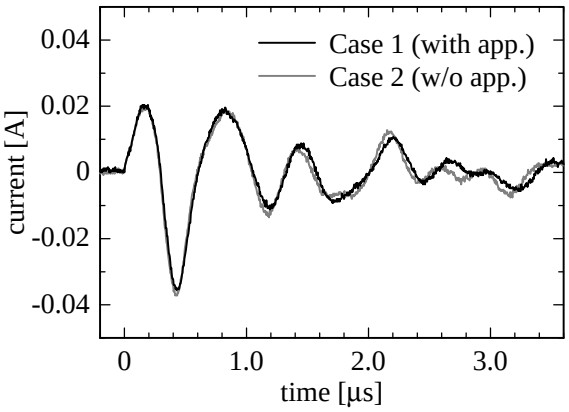


(c) Line-to-line voltage at the consumer entrance (Line – to Line 0)

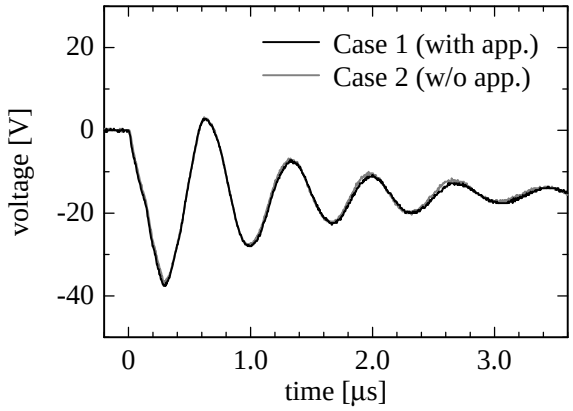
Fig. 6-8. Measured waveforms of the field test (T_f = 0.5 μs).



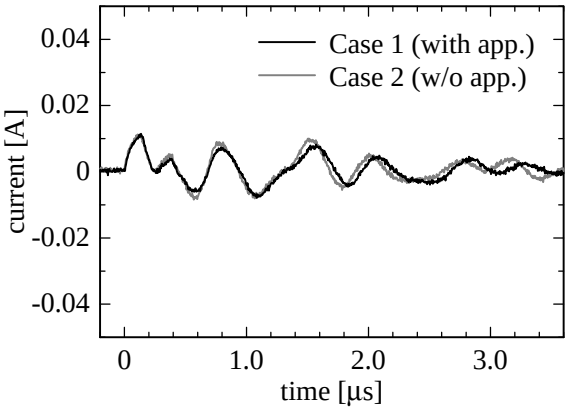
(d) Voltage to ground at the consumer entrance (Line 0)



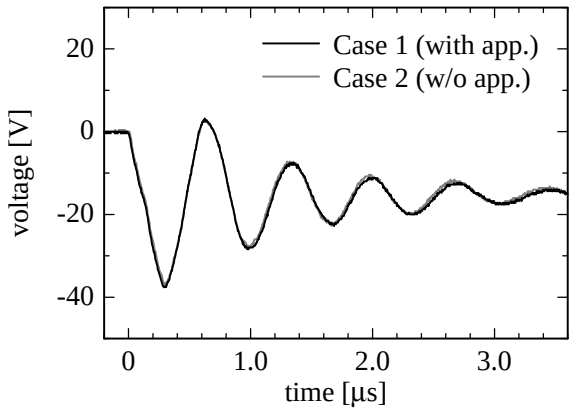
(g) Line current at the consumer entrance (Line 0)



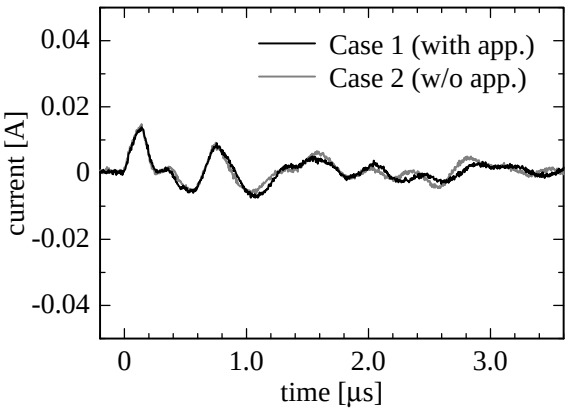
(e) Voltage to ground at the consumer entrance (Line +)



(h) Line current at the consumer entrance (Line +)

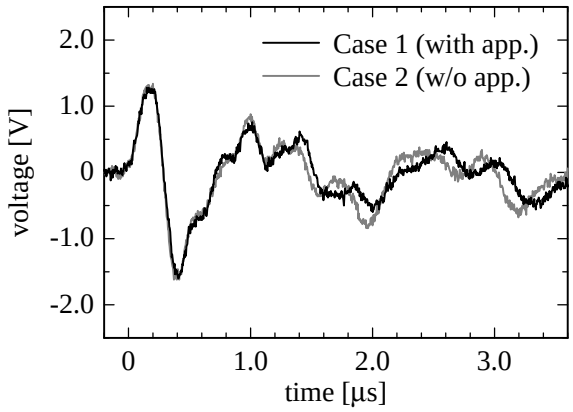


(f) Voltage to ground at the consumer entrance (Line −)

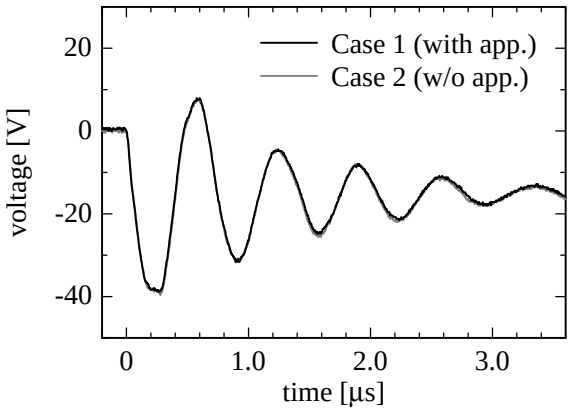


(i) Line current at the consumer entrance (Line −)

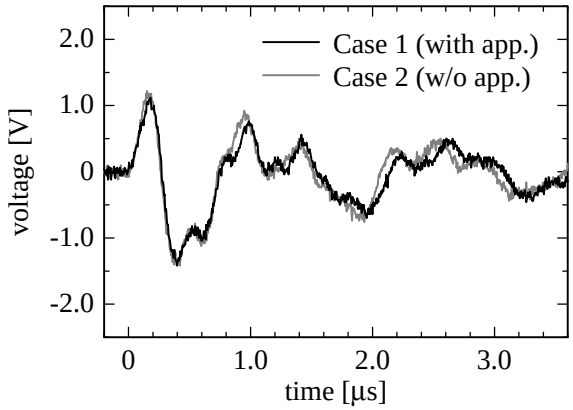
Fig. 6-8.　Measured waveforms of the field test (T_f = 0.5 μs). [Continuation]



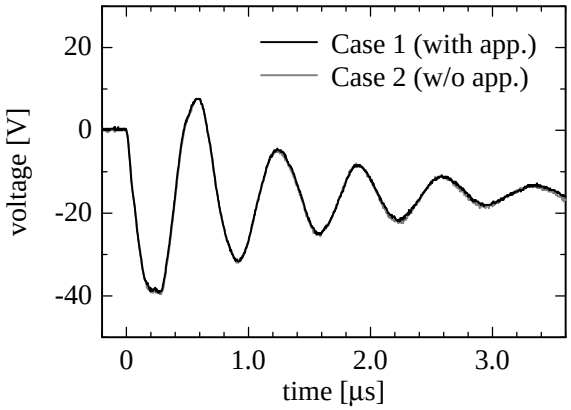
(j) Line-to-line voltage at the end of interior wiring (Line + to Line 0)



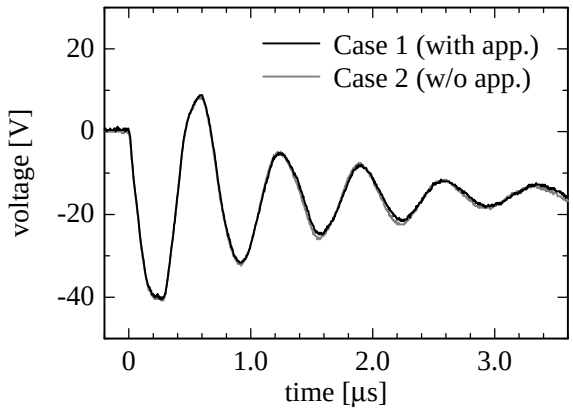
(m) Voltage to ground at the end of interior wiring (Line +)



(k) Line-to-line voltage at the end of interior wiring (Line – to Line 0)

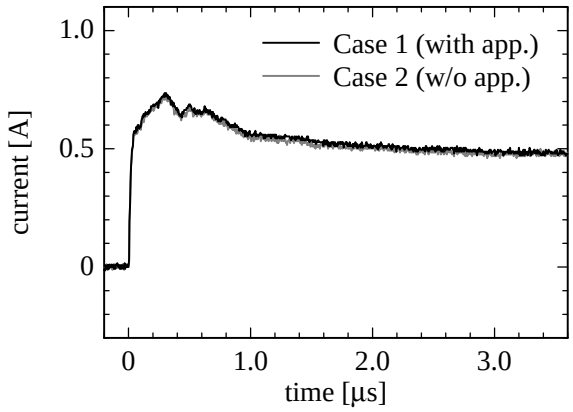


(n) Voltage to ground at the end of interior wiring (Line –)

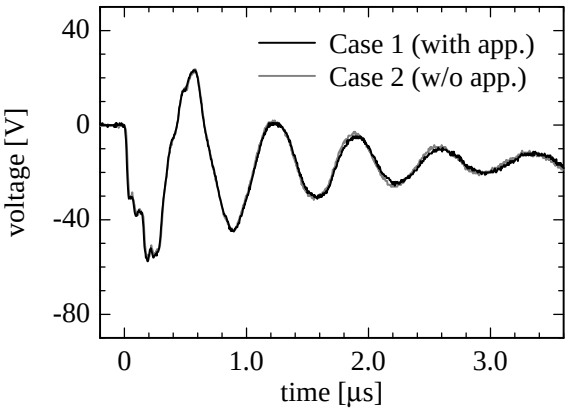


(l) Voltage to ground at the end of interior wiring (Line 0)

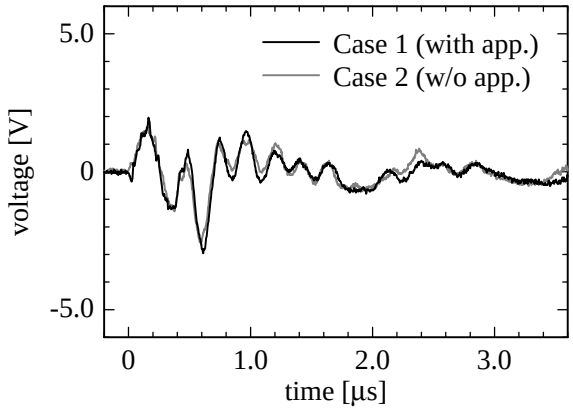
Fig. 6-8.　Measured waveforms of the field test (T_f = 0.5 μs). [Continuation]



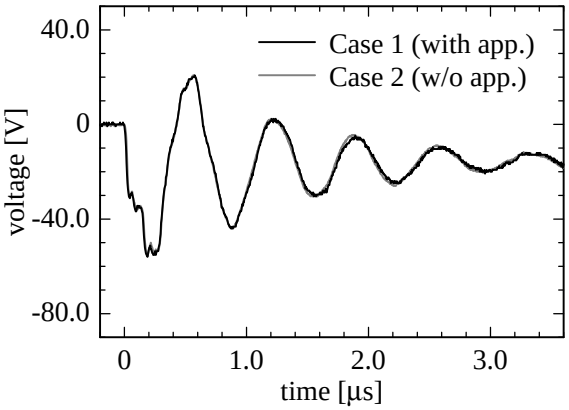
(a) Injected current



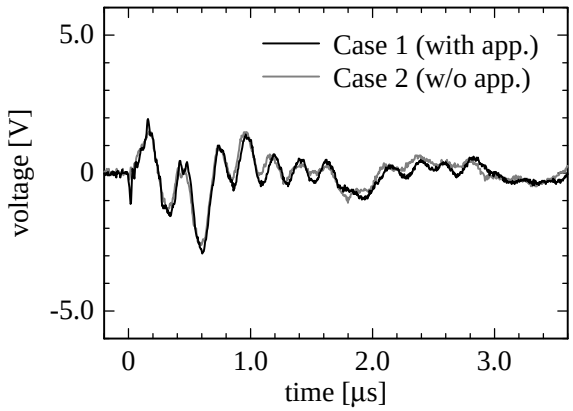
(d) Voltage to ground at the consumer entrance (Line 0)



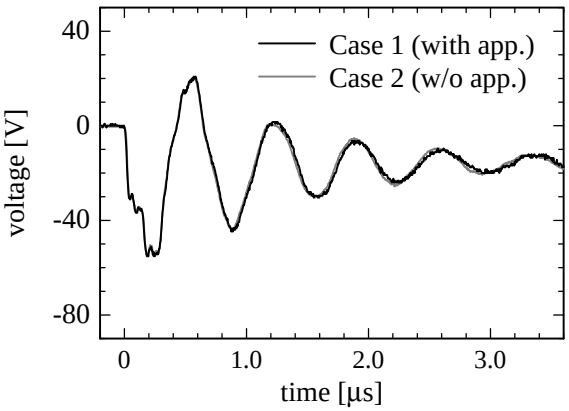
(b) Line-to-line voltage at the consumer entrance (Line + to Line 0)



(e) Voltage to ground at the consumer entrance (Line +)

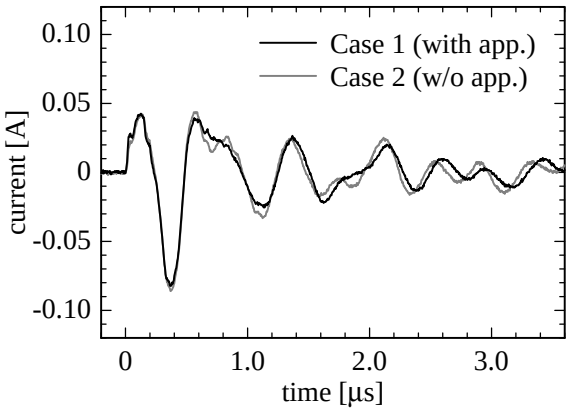


(c) Line-to-line voltage at the consumer entrance (Line – to Line 0)

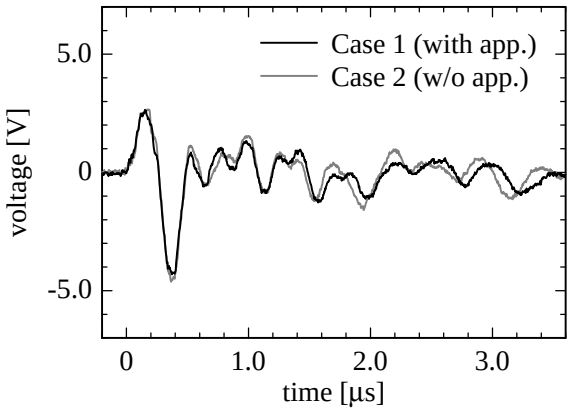


(f) Voltage to ground at the consumer entrance (Line –)

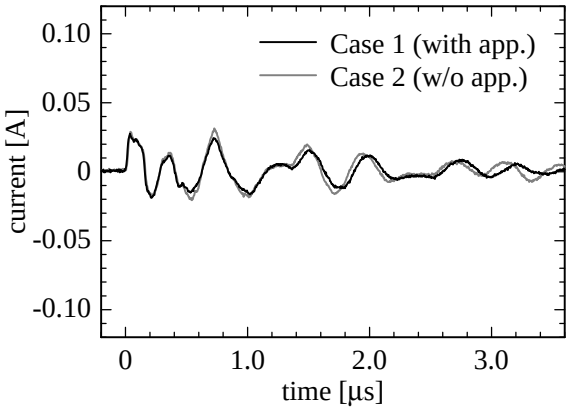
Fig. 6-9.　Measured waveforms of the field test (step current).



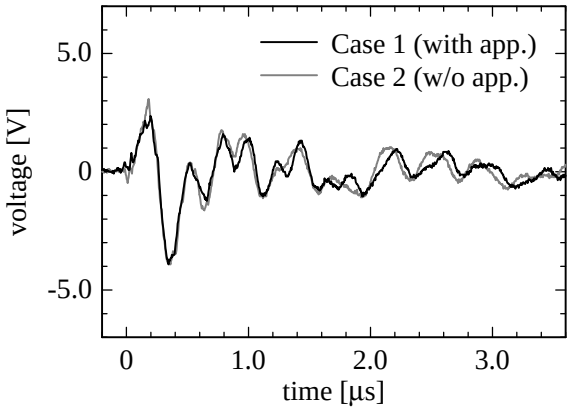
(g) Line current at the consumer entrance (Line 0)



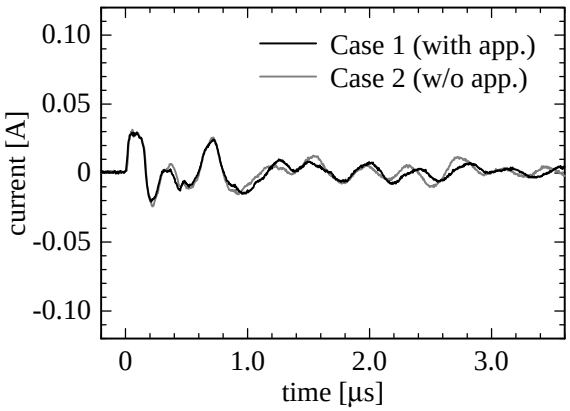
(j) Line-to-line voltage at the end of interior wiring (Line + to Line 0)



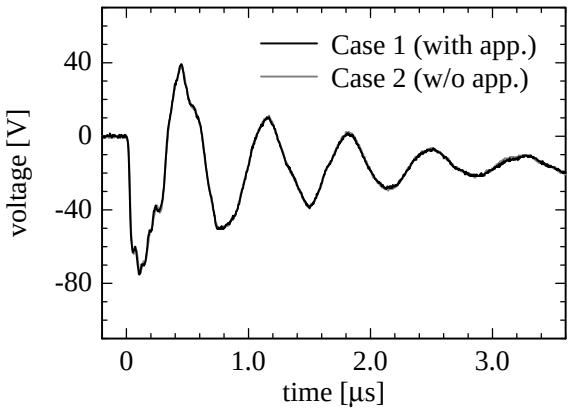
(h) Line current at the consumer entrance (Line +)



(k) Line-to-line voltage at the end of interior wiring (Line – to Line 0)

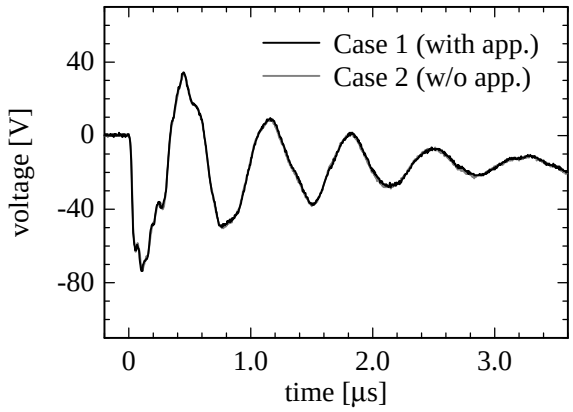


(i) Line current at the consumer entrance (Line –)

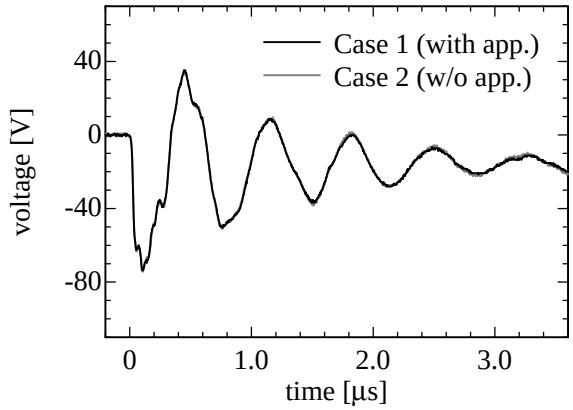


(l) Voltage to ground at the end of interior wiring (Line 0)

Fig. 6-9.　Measured waveforms of the field test (step current). [Continuation]



(m) Voltage to ground at the end of interior wiring (Line +)



(n) Voltage to ground at the end of interior wiring (Line –)

Fig. 6-9.　Measured waveforms of the field test (step current). [Continuation]

第 6 章の参考文献

[6-1]　松浦　進・野田　琢・中村真敏，坂井洋志：「電力量計と電流制限器の雷サージ特性」，平成 21 年電気学会全国大会，No. 7-093，pp. 148–149 (2009-3)

第 7 章　配電システムの雷サージ解析モデル

7.1　まえがき

本章では，第 4 章から第 6 章までの検討結果に基づいて，配電システム各部の解析モデルを EMTP 中に組み上げ，配電システム全体の雷サージ解析モデルを構築する。構築した配電システムの雷サージ解析モデルを用いて，6.4 節で述べた実規模の配電線－需要家引込系の雷サージ実験を再現し，実測結果と計算結果を比較することにより，モデルの解析精度を検証する [5-1]。また，本論文で提案したモデルを用いた解析の一例として，配電線雷スパークオーバについて検討を行った結果についても述べる [7-1][7-2]。

7.2　配電システム解析モデルの構築と検証

7.2.1　電柱－高圧電線系のモデル

6.4 節の雷サージ実験における雷撃柱（6 号柱）の解析モデルを Fig. 7-1 に示す。PG は Fig. 2-25 の等価回路をそのまま入力し，模擬雷道は 500 Ω の抵抗で模擬した。電柱－高圧電線系のモデルには，第 4 章で提案した配電線モデル [4-2] を用いており，図中に示した電柱－高圧電線系のモデルパラメータは，第 4 章のモデリング手法により求めた。電柱のモデルには，電柱頂部と高圧腕金の間隔が 1 m 以上であることから，「2 段モデル」[†] を用いた。6 号柱の地上部分の長さは 10.75 m であるが，地上にて 2 m の接地線を介して接地と接続しているという特殊事情を考慮して，全長を 12.75 m とした。高圧電線は多相分布定数線路として EMTP の CP-LINE モデルを用いて模擬した。

次に，雷電流が電柱から柱上変圧器を介して高圧電線と引込線に分流する箇所について述べる。電柱や鉄塔等の大地に対して垂直な導体には，頂部から大地に向かって電位が小さくなる特性がある [7-3][2-13] ことから，電柱から柱上変圧器へ分流する位置の電位は電柱頂部の電位よりも小さいはずである。そこで，6.4 節の実験回路において高圧電線のみを電柱に架線した状態とし，ステップ電流を注入したときの電柱頂部の電位および分流位置の電位を測定した。実測波形を Fig. 7-2 に示す。なお，同図は注入電流収束値 1 A 当たりに換算して表示している。分流位置の電位ピーク値は 165 V/A であり，電柱頂部の電位ピーク値 228 V/A よりも約 28% 低下している。本論文では，この分流位置の電位低下を模擬するため，分流位置より下部の電柱モデルの

[†] 無損失分布定数線路モデルを 2 つに分割し，電柱頂部の電位と高圧腕金電位の差異を表現する *RL* 並列回路を加えたモデル。

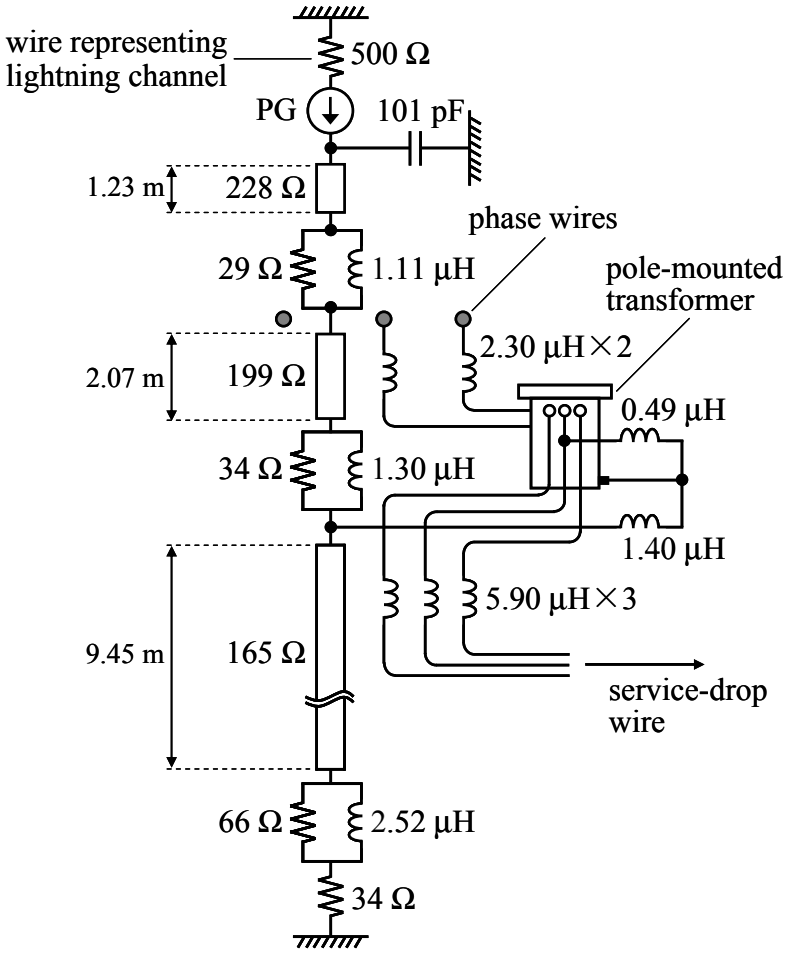


Fig. 7-1.　Simulation model of pole No. 6.

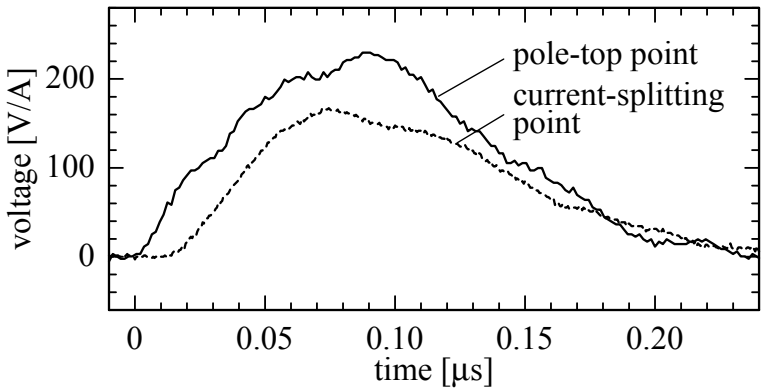


Fig. 7-2.　Measured voltage waveforms at the pole-top and the current-splitting points.

サージインピーダンスを 165 Ω とし, 分流位置より上部の電柱モデルのサージインピーダンス 199 Ω との差分の抵抗 34 Ω とインダクタンス 1.30 μH の並列回路を分流位置に挿入する。なお，インダクタンスの値は，高圧腕金電位を表現する *RL* 並列回路と同じ手法 [4-2] により算出した。

7.2.2　柱上変圧器のモデル

柱上変圧器のモデルについては，文献 [1-27] で提案されたモデルを用いたが，今回の雷サージ実験で用いた柱上変圧器の構造に合わせて等価回路の構成を一部変更した。文献 [1-27] の柱上変圧器モデルを Fig. 7-3 に示す。このモデルでは，変圧器の基本等価回路に，巻線－外装間・1 次側－2 次側巻線間容量，巻線・鉄心の表皮効果，巻線インダクタンスと巻線ターン間容量の多重共振を表現する回路を付加している。巻線－外装間・1 次側－2 次側巻線間容量については, 本来分布的に存在しているが, 近似的に 2 つまたは 4 つの集中定数に分割して挿入している。しかしながら，柱上変圧器の構造には製造者や容量の違い等によって幾つかのタイプがあるため，柱上変圧器の機種によっては実際の構造とモデルが異なる場合が生じる。今回の雷サージ実験に用いた柱上変圧器の構造を確認したところ，主に 2 次側 0 端子に接続するレアが 1 次側－2 次側巻線間容量を分担していた。そこで，本論文では，Fig. 7-4 に示すように，1 次側－2 次側巻線間容量 C_{sm} の接続箇所を柱上変圧器の構造と合うように変更した（付録 D を参照)。なお，柱上変圧器モデルのパラメータについては，文献 [1-27] のモデリング手法により同定した。Table 7-1 に，今回の雷サージ実験に用いた柱上変圧器のモデルパラメータを示す。

7.2.3　引込線および屋内配線のモデル

引込線および屋内配線については，5.4.1，5.4.2 節で提案したモデリング手法により各線路定数を計算し，EMTP の無損失 CP-LINE モデルで模擬した。Table 7-2 に，引込線 DV 3.2 mm および屋内配線 VVF 2.0 mm のモデルパラメータを示す。なお，引込線の線路高は，6 号柱の引き出し点と需要家受け点の平均高である 4.5 m とした。屋内配線の線路高については，弛度（たるみ）を考慮した平均線路高 h_e を採用した。一般に，h_e は次式で与えられる。

$$h_e = h - \frac{2d}{3} \tag{7-1}$$

ただし，h：電線取り付け点の高さ，d：弛度

(7-1) 式の h に 2 m，d に 0.55 m を代入すると，h_e = 1.63 m が得られる。

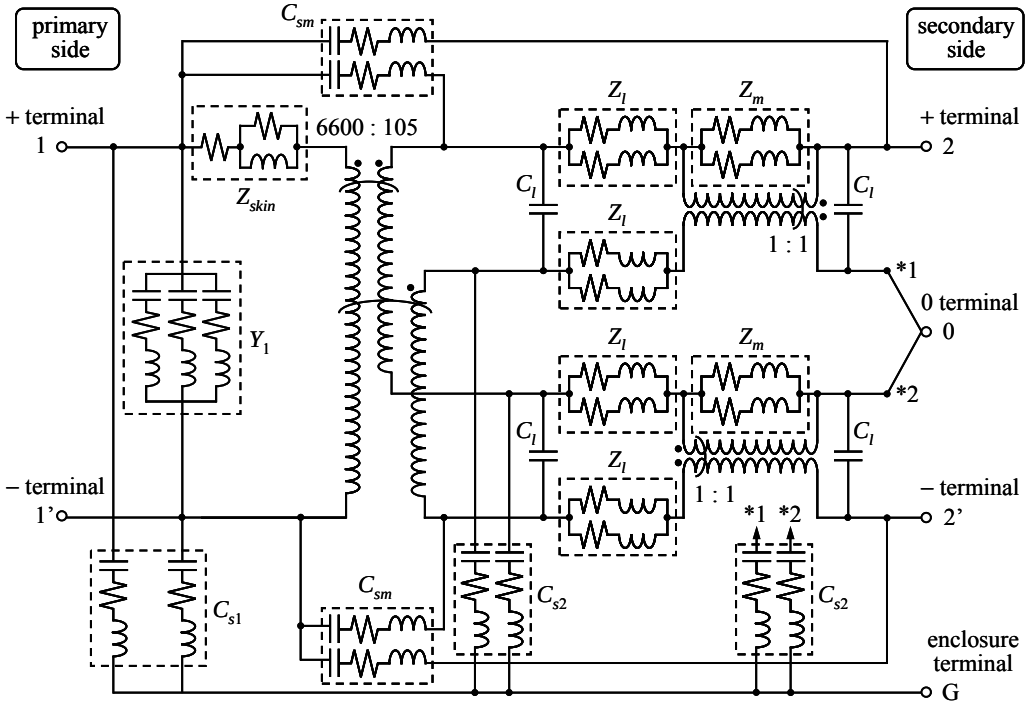


Fig. 7-3.　Equivalent circuit of the original transformer model.

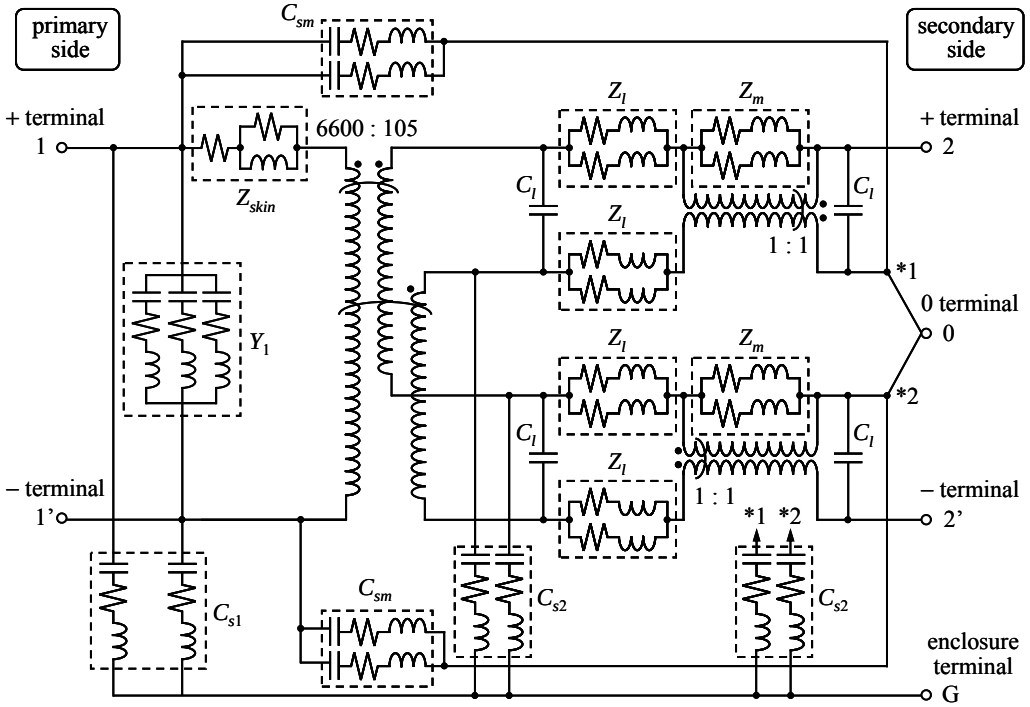


Fig. 7-4.　Equivalent circuit of the modified transformer model.

Table 7-1.　Transformer model parameters.

Item	Conditions		
C_{s1}	C = 63.22 pF	R = 366.0 Ω	L = 51.51 μH
C_{s2}	C = 127.7 pF	R = 181.3 Ω	L = 25.51 μH
C_{sm}	C = 101.7 pF	R = 227.6 Ω	L = 32.03 μH
Z_{skin}	R_0 = 217.0 Ω	R_1 = 53.67 kΩ	L_1 = 344.7 mH
Y_1 (mode1)	R = 947.3 Ω	L = 0.502 mH	C = 23.77 pF
Y_1 (mode2)	R = 13.25 kΩ	L = 36.32 mH	C = 23.94 pF
Y_1 (mode3)	R = 7.671 kΩ	L = 5.042 mH	C = 14.81 pF
Z_{m1}	R_{m1} = 94.16 mΩ	L_{m1} = 37.75 μH	
Z_{m2}	R_{m2} = 61.55 Ω	L_{m2} = 61.22 μH	
Z_{l1}	R_{l1} = 59.81 mΩ	L_{l1} = 4.173 μH	
Z_{l2}	R_{l2} = 1.435 Ω	L_{l2} = 8.888 μH	
C_l	C_l = 501.5 pF		

Table 7-2.　Model parameters of a DV 3.2 mm wire and a VVF 2.0 mm cable.

Item		Ground return mode	First aerial mode	Second aerial mode
DV 3.2 mm	Impedance [Ω]	1292	45	
	Velocity [m/μs]	276	207	
VVF 2.0 mm	Impedance [Ω]	1173	61	31
	Velocity [m/μs]	276	199	182
	Current transformation matrix	$\begin{bmatrix} 0.577 & 0.707 & 0.408 \\ 0.577 & 0 & -0.816 \\ 0.577 & -0.707 & 0.408 \end{bmatrix}$		

7.2.4　リード線類のモデル

高圧電線と柱上変圧器 1 次側端子の間を接続する 2 本のリード線，柱上変圧器 2 次側端子から引込線の引き出し位置までの 3 本のリード線，柱上変圧器 2 次側 0 端子と外装端子を結ぶ IV 線，外装端子と電柱を結ぶ IV 線については，それぞれ次式より算出したインダクタンスで模擬した。

$$L = \frac{\mu_0 l}{2\pi}\left(\ln\frac{2l}{r} - 1\right) \tag{7-2}$$

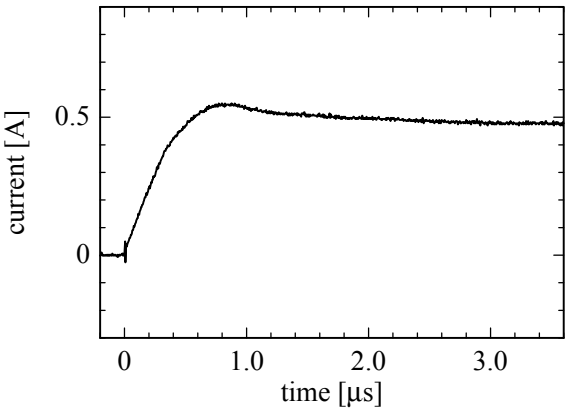
ただし，l：導体長さ，r：導体半径

7.2.5　配電システム解析モデルを用いた EMTP シミュレーション

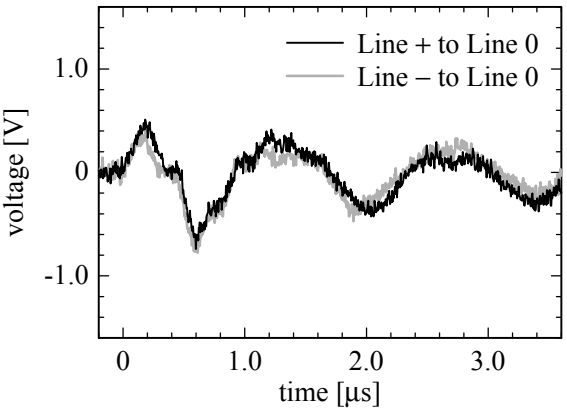
7.2.1～7.2.4 節で構築した配電システム解析モデルを用いて，6.4 節で述べた実規模の配電線－需要家引込系の雷サージ実験を再現する。模擬雷電流の波頭長 T_f を 1.0 μs，0.5 μs，ステップ状としたときの EMTP シミュレーションの計算結果を各々Fig. 7-5～Fig. 7-7 に示す。また，比較のため，6.4.3 節に示した電力量計，電流制限器がない状態の実測結果（Fig. 6-7～Fig. 6-9）を Fig. 7-5～Fig. 7-7 と同じ配置にして再掲する。図中の 0 線，+線，–線は，それぞれ柱上変圧器の 2 次側 0 端子（中性端子），+端子，–端子に接続される線路を意味する。

先ず，実測結果について述べる。電柱雷撃では，Fig. 6-7～Fig. 6-9 の (b) に示すように，電柱から引込線に分流した電流は主に 0 線に流れ，+線，–線には柱上変圧器の 2 次側巻線を介して小さめの電流が流れる。導体間距離の小さい引込線，屋内配線では導体相互の結合が強いため，Fig, 6-7～Fig. 6-9 の (c)，(e) に示すように，3 線の対地電圧は互いに近い値となる。

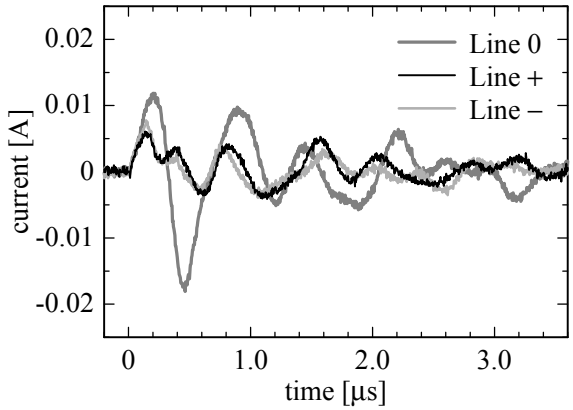
次に，実測結果と計算結果を比較する。雷サージ解析において実用的な波頭長である T_f = 1.0 μs，0.5 μs の場合，Fig. 7-5，Fig. 7-6 の計算結果はいずれも Fig. 6-7，Fig. 6-8 の実測結果を良く再現している。第 5 章の引込線および屋内配線のモデリングの課題であった需要家受け点および屋内配線末端の線間電圧（Fig. 6-7, Fig. 7-5 および Fig. 6-8, Fig. 7-6 の(d)，(f)）についても，実測結果と計算結果は波形全体として良く一致している。一方，T_f がステップ状の場合，Fig. 6-9 の実測結果と Fig. 7-7 の計算結果には差異が見られる。特に，需要家受け点および屋内配線末端の線間電圧（Fig. 6-9，Fig. 7-7 の(d)，(f)）については，いずれも波形全体として一致していない。これは，数 MHz 以上の高周波数領域に対して，本論文で用いた柱上変圧器モデル [1-27] の解析精度が低いためと考えられる（文献 [1-27] の柱上変圧器モデルは，概ね 2 MHz 以下の周波数領域を解析対象としている）。高周波数領域における柱上変圧器の周波数応答は



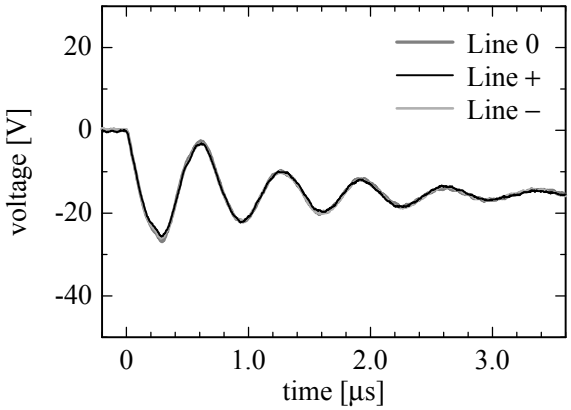
(a) Injected current



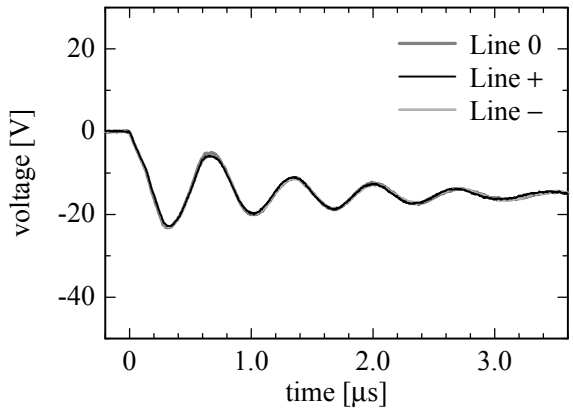
(d) Line-to-line voltages at the consumer entrance



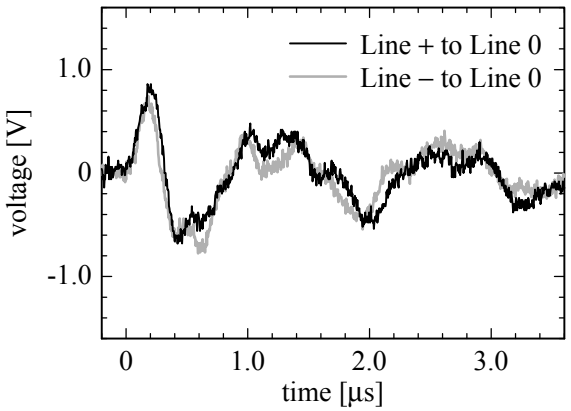
(b) Line currents at the consumer entrance



(e) Voltages to ground at the end of interior wiring

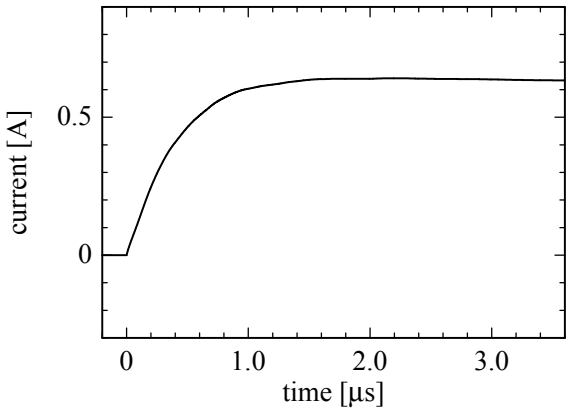


(c) Voltages to ground at the consumer entrance

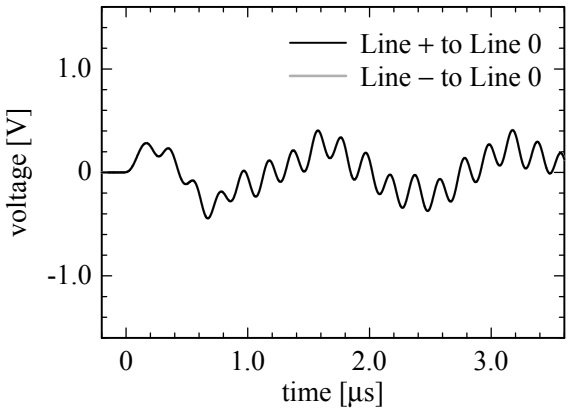


(f) Line-to-line voltages at the end of interior wiring

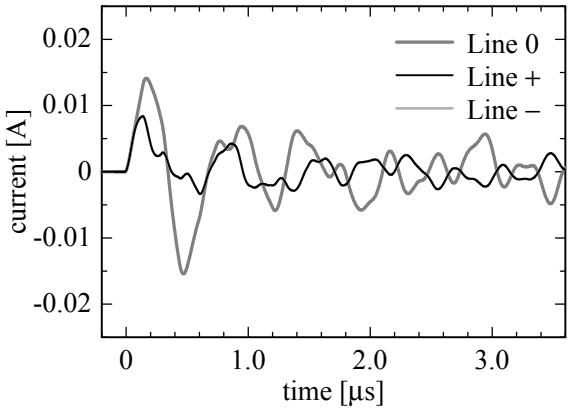
Fig. 6-7.　Measured waveforms of the field test (T_f = 1.0 μs). [again]



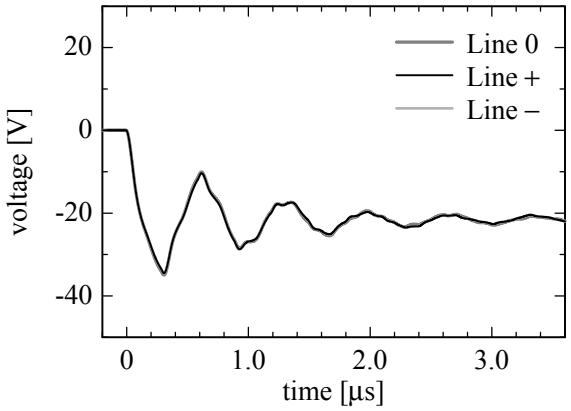
(a) Injected current



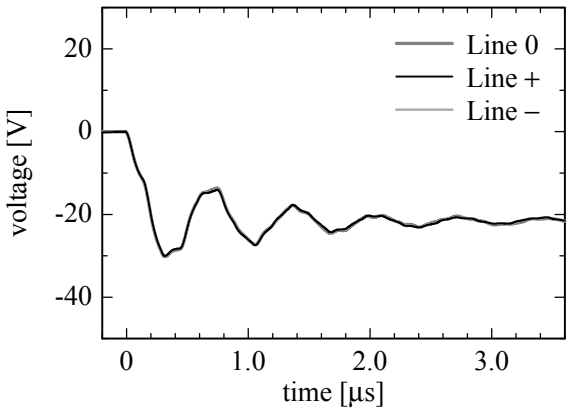
(d) Line-to-line voltages at the consumer entrance



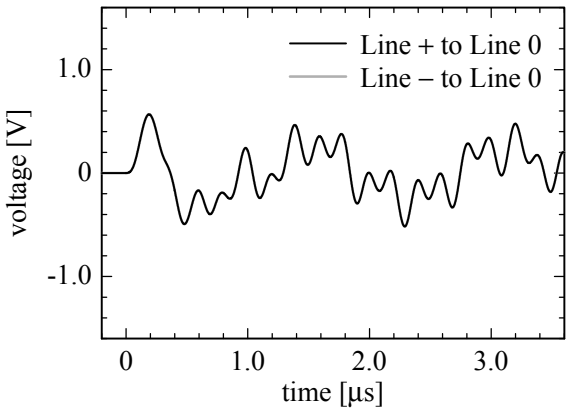
(b) Line currents at the consumer entrance



(e) Voltages to ground at the end of interior wiring

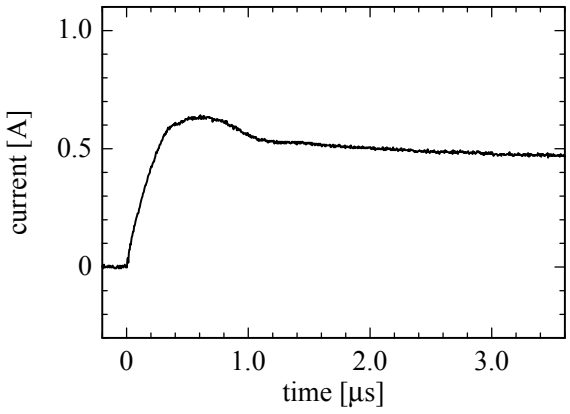


(c) Voltages to ground at the consumer entrance

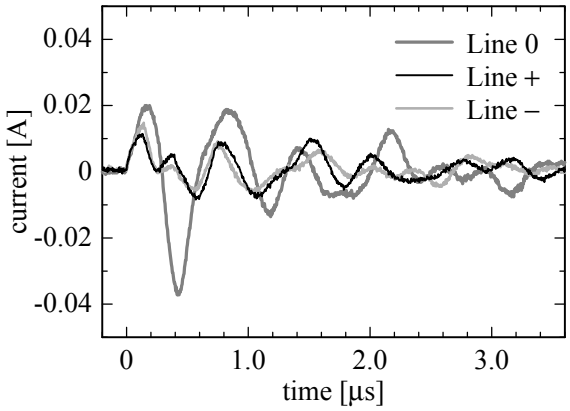


(f) Line-to-line voltages at the end of interior wiring

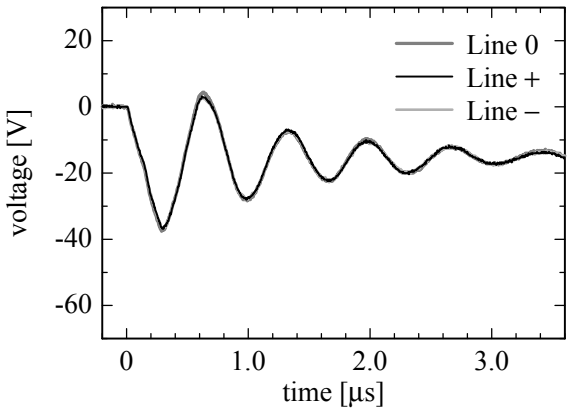
Fig. 7-5.　Calculated waveforms using the proposed model (T_f = 1.0 μs).



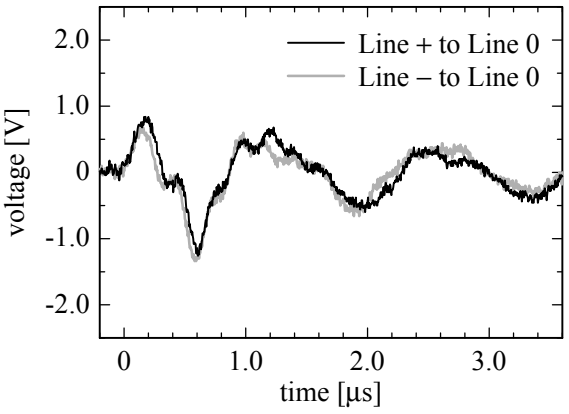
(a) Injected current



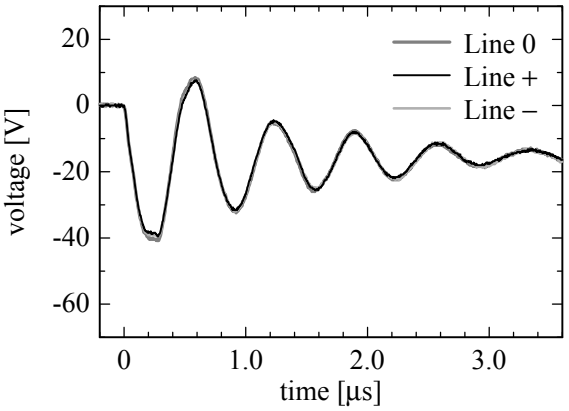
(b) Line currents at the consumer entrance



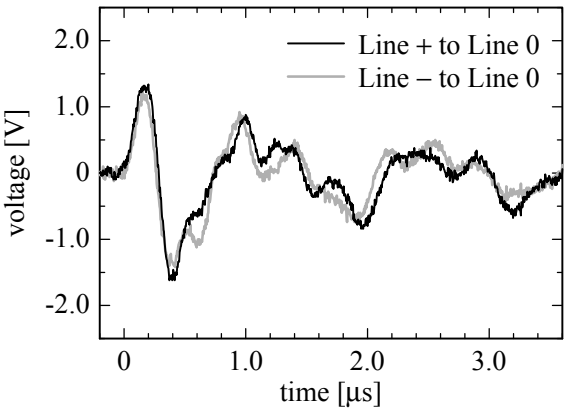
(c) Voltages to ground at the consumer entrance



(d) Line-to-line voltages at the consumer entrance

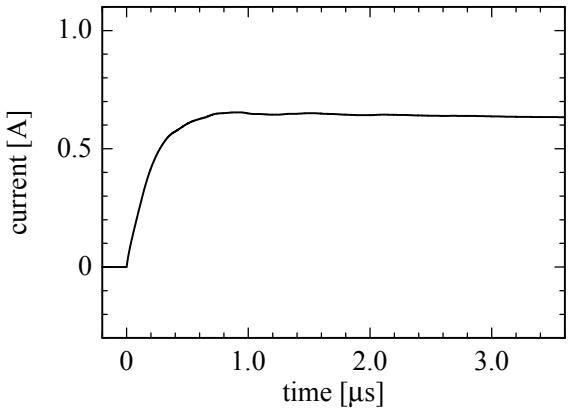


(e) Voltages to ground at the end of interior wiring

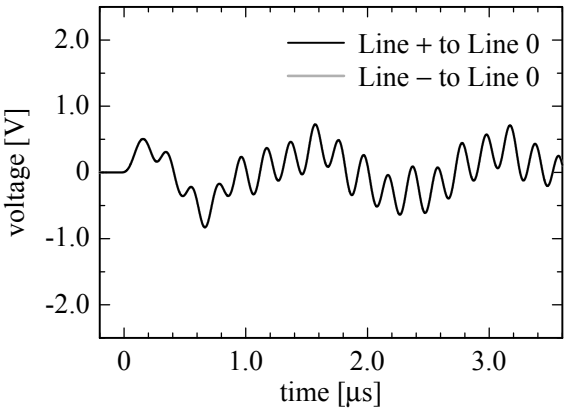


(f) Line-to-line voltages at the end of interior wiring

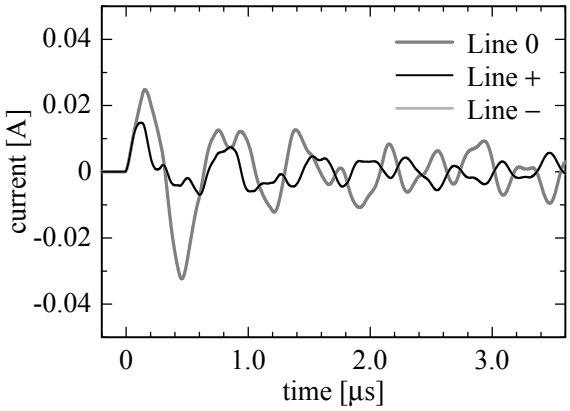
Fig. 6-8.　Measured waveforms of the field test (T_f = 0.5 μs). [again]



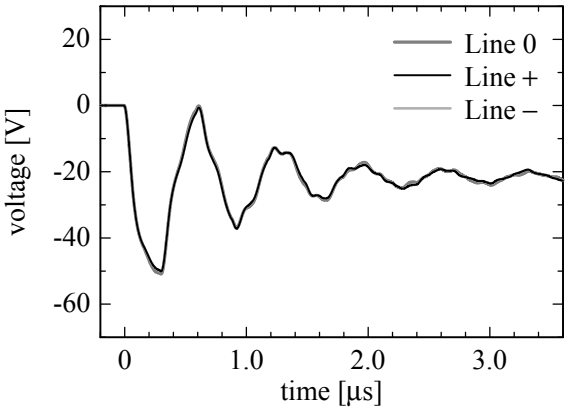
(a) Injected current



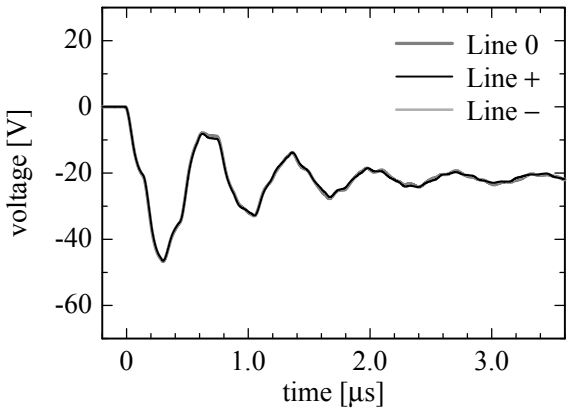
(d) Line-to-line voltages at the consumer entrance



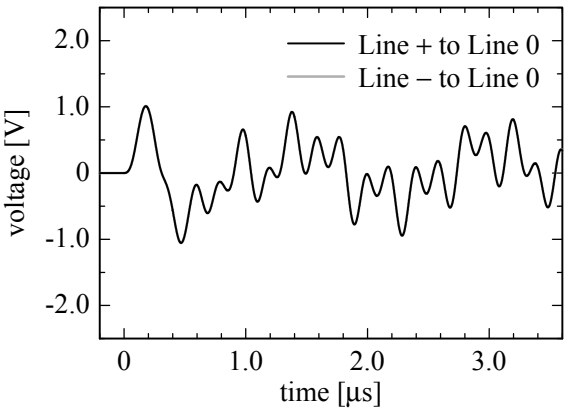
(b) Line currents at the consumer entrance



(e) Voltages to ground at the end of interior wiring

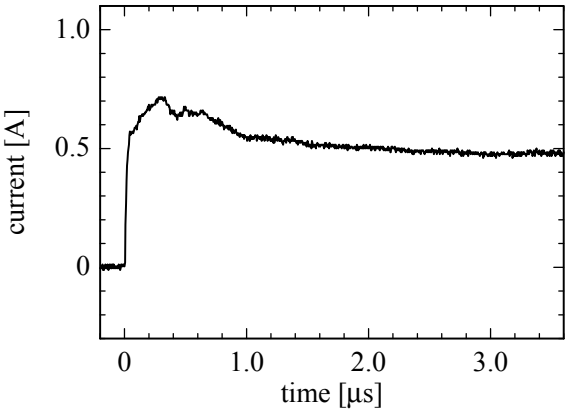


(c) Voltages to ground at the consumer entrance

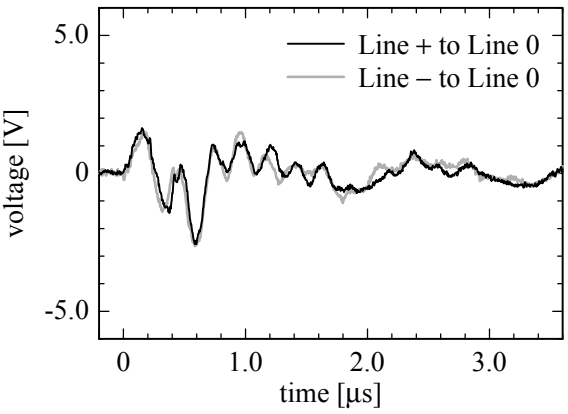


(f) Line-to-line voltages at the end of interior wiring

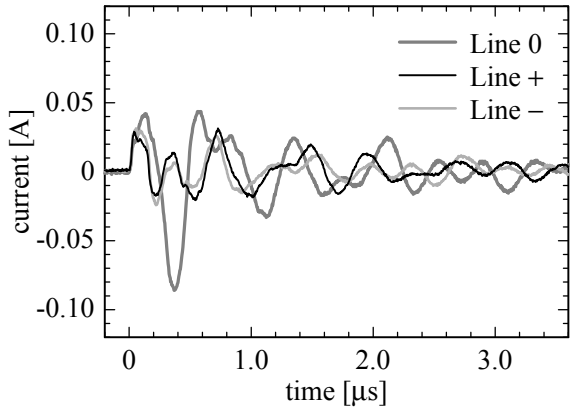
Fig. 7-6.　Calculated waveforms using the proposed model (T_f = 0.5 μs).



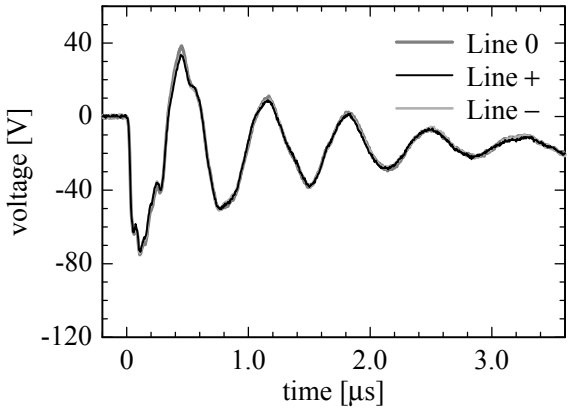
(a) Injected current



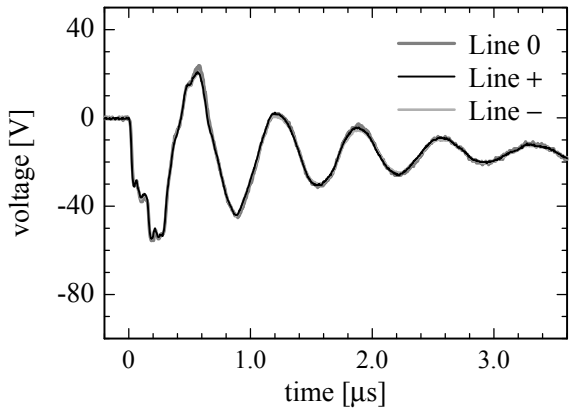
(d) Line-to-line voltages at the consumer entrance



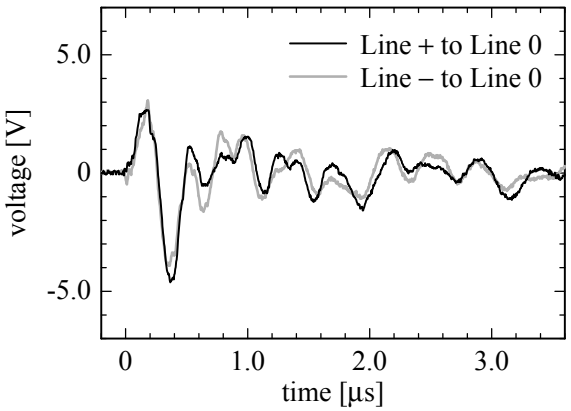
(b) Line currents at the consumer entrance



(e) Voltages to ground at the end of interior wiring

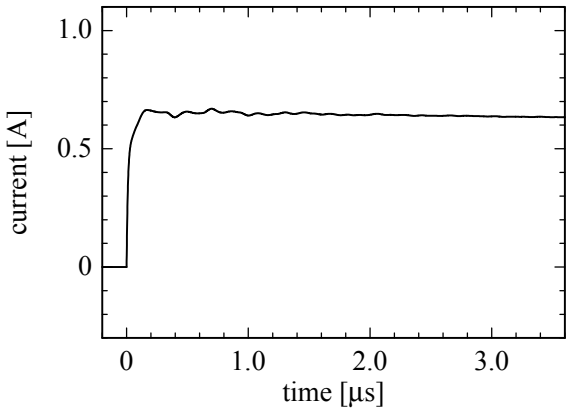


(c) Voltages to ground at the consumer entrance

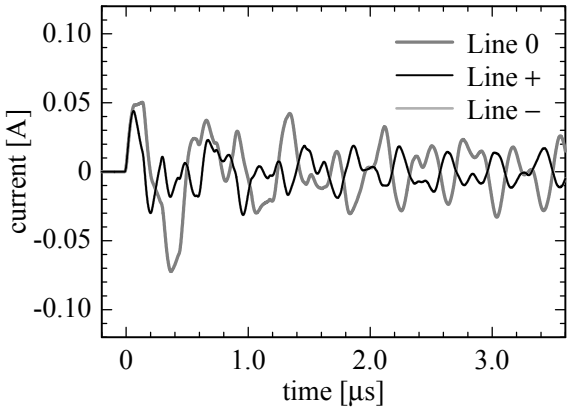


(f) Line-to-line voltages at the end of interior wiring

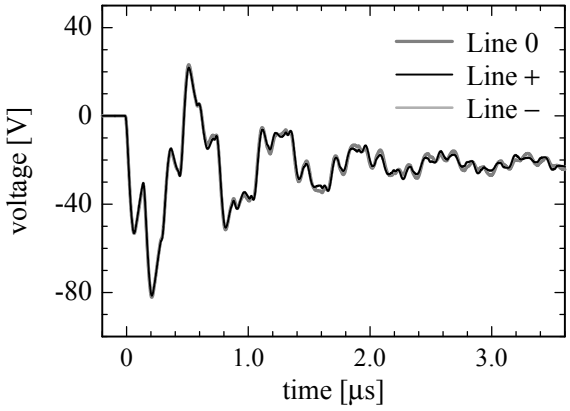
Fig. 6-9.　Measured waveforms of the field test (step current). [again]



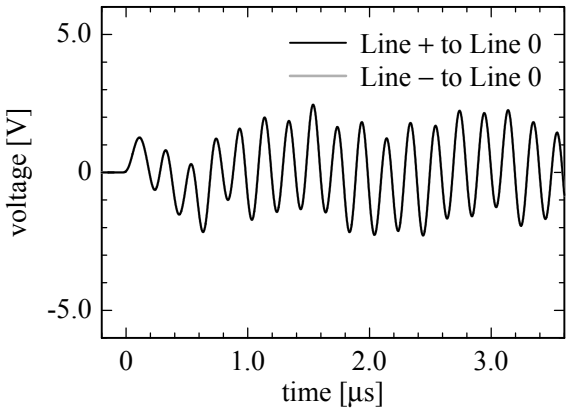
(a) Injected current



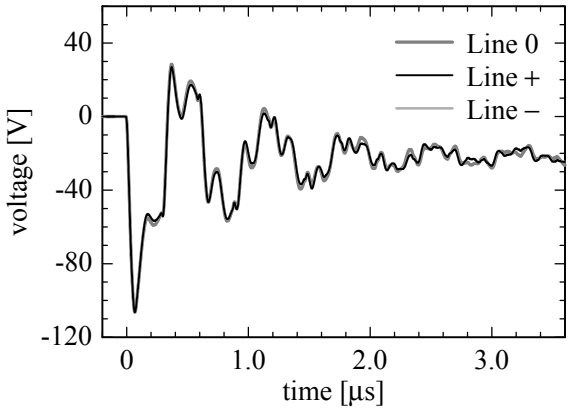
(b) Line currents at the consumer entrance



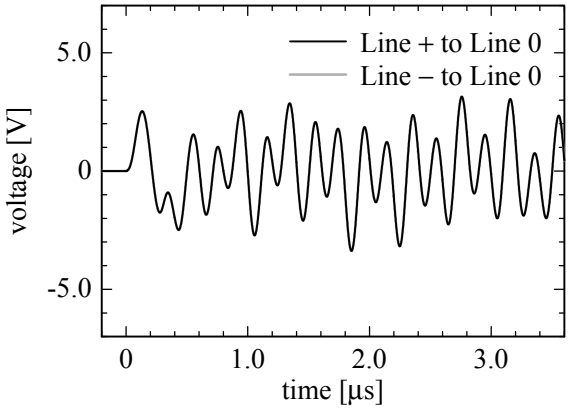
(c) Voltages to ground at the consumer entrance



(d) Line-to-line voltages at the consumer entrance



(e) Voltages to ground at the end of interior wiring



(f) Line-to-line voltages at the end of interior wiring

Fig. 7-7.　Calculated waveforms using the proposed model (step current).

多数の共振点を有する複雑な特性を示すことから，手動でこれら全ての特性を正確にモデリングすることは非常に困難である。今後，このような課題を解決するには，例えば，柱上変圧器を一種のブラックボックスとみなして，周波数応答データから直接 *RLC* 等価回路を同定するような新たなモデリング手法 [7-4] の確立が必要となる。

以上より，本章で構築した配電システム解析モデルは，雷サージ解析において実用的な雷電流波頭長に対して，十分な解析精度を有しているといえる。

なお，実測結果と計算結果の間に生じた細かな差異については，(i) Fig. 6-5 に示すように配置した模擬雷道の特性を詳細に模擬していない，(ii) 塩原実験場の敷地内には部分的に金属のメッシュが施設されており，大地帰路電流の損失は複雑な特性となるが，これを模擬していない，(iii) 大地に対して傾斜している引込線を，大地に対して水平な線路として模擬している，等の理由が考えられる。

7.3　提案モデルを用いた解析例（急峻波雷電流に対する配電線雷スパークオーバの検討）

本節では，直撃雷により波頭部に急峻な立ち上がりを有する雷電流が配電線に流入した場合の配電線雷スパークオーバについて検討を行う。第 4 章で提案した配電線モデルに配電用がいしのスパークオーバモデルを組み込み，雷電流の波頭長や電柱の接地抵抗を変化させて EMTP シミュレーションを行い，これらが配電線雷スパークオーバに与える影響について検討する [7-1][7-2]。

7.3.1　配電線のモデル

配電線のモデルには，第 4 章で提案した配電線モデル [4-2] を用いる。モデルのパラメータについては，第 2 章の縮小モデル実験 [2-3] の実測結果より求めた値を実規模に換算した値 [4-2] を用いる。縮小モデル実験の時間軸を 6.3 倍とすることで等価的に原寸の配電線における結果と考えることができることから，縮小モデルに対して求めた時定数 τ_a，τ_b，τ_c，τ_p を 6.3 倍する。これより，実規模の配電線に対するキャパシタンス C_p，C_g およびインダクタンス L_p は 6.3 倍された数値となる。Table 7-3 に，本節で用いる配電線モデルのパラメータを示す。

7.3.2　配電用がいしのスパークオーバモデル

配電線の雷サージ解析では，一般に，配電用がいしのスパークオーバを理想スイッチで模擬する。これまでの配電線雷スパークオーバに関する研究 [7-5] では，ある一定の電圧（例えば，50%スパークオーバ電圧）を超えると理想スイッチが動作するモデルが用いられている。このモデルは，スパークオーバを単純に模擬する場合には有

Table 7-3.　Estimated model parameters of an actual-scale distribution line.

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

効であるが，がいしの $V-t$ 特性を考慮することができない。

一方，文献 [7-6] では，積分法 [7-7] に基づくスパークオーバモデル（以降，「積分法モデル」と呼ぶ）により配電用がいしの $V-t$ 特性を再現できることが報告されている。そこで，本節では，配電用がいしのスパークオーバモデルとして，文献 [7-7] の積分法モデルを用いる。ここで，積分法モデルの概念は次式で与えられる。

$$DE = \int_{t_0}^{t_b} \left[v(t) - v_0 \right] dt \tag{7-3}$$

ただし，$v(t)$: 印加電圧，t_0 : 印加電圧が v_0 を超える時間，t_b : 絶縁破壊時間，DE, v_0 : 定数

積分法モデルでは，v_0 を超える印加電圧の時間積分値が DE に達すると理想スイッチが動作する。本節では，文献 [7-6] の電柱雷撃を模擬した実験結果より得られた高圧中実がいしのモデルパラメータ値（DE = 0.0246 Vs，v_0 = 190 kV）を用いる。積分法モデルを用いたがいし間電圧波形とがいしの $V-t$ 特性の計算結果を各々Fig. 7-8, Fig. 7-9 に示す。Fig. 7-9 には，$V-t$ 特性の実測結果 [7-6] も合わせて示す。Fig. 7-9 の計算結果と実測結果は良く一致しており，積分法モデルによりがいしの $V-t$ 特性が再現できていることがわかる。

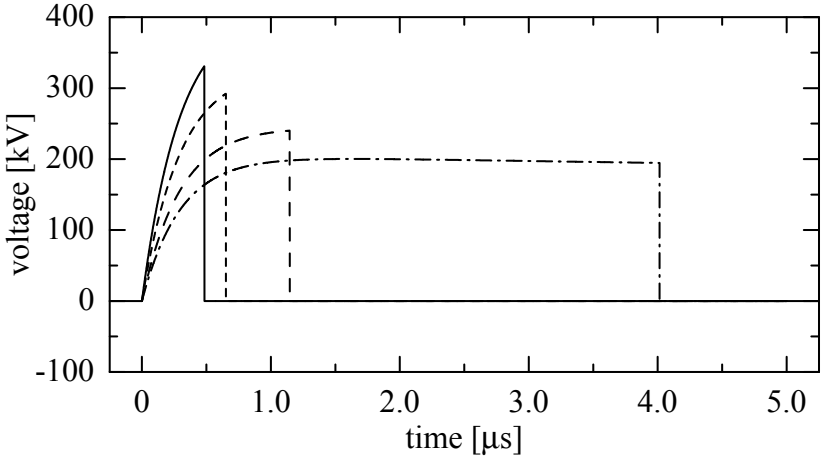


Fig. 7-8.　Calculated insulator voltage waveforms obtained by the integration sparkover model.

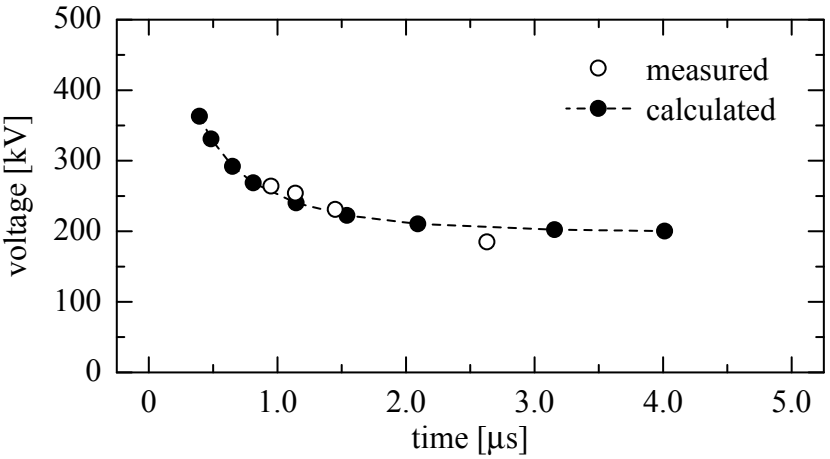


Fig. 7-9.　Comparison between the measured breakdown voltage-time characteristics and the calculated ones.

7.3.3　計算条件

本解析に用いた配電線の構成および相配置を各々Fig. 7-10，Fig. 7-11 に示す。25 本の電柱に高圧電線 3 条と架空空地線 1 条が架線された亘長 1040 m の線路から構成されており，径間長は 40 m である。高圧電線には OC 80 mm^2，架空地線には鋼より線 22 mm^2 を想定しており，線路の末端を整合抵抗で終端している。本解析では，配電線の中央に位置する電柱の頂部を雷撃点とした。

Table 7-4 に，主な計算条件を示す。高圧電線および架空地線は多相分布定数線路として EMTP の FD-LINE モデルを用いて模擬し，その線路定数計算のための大地抵抗

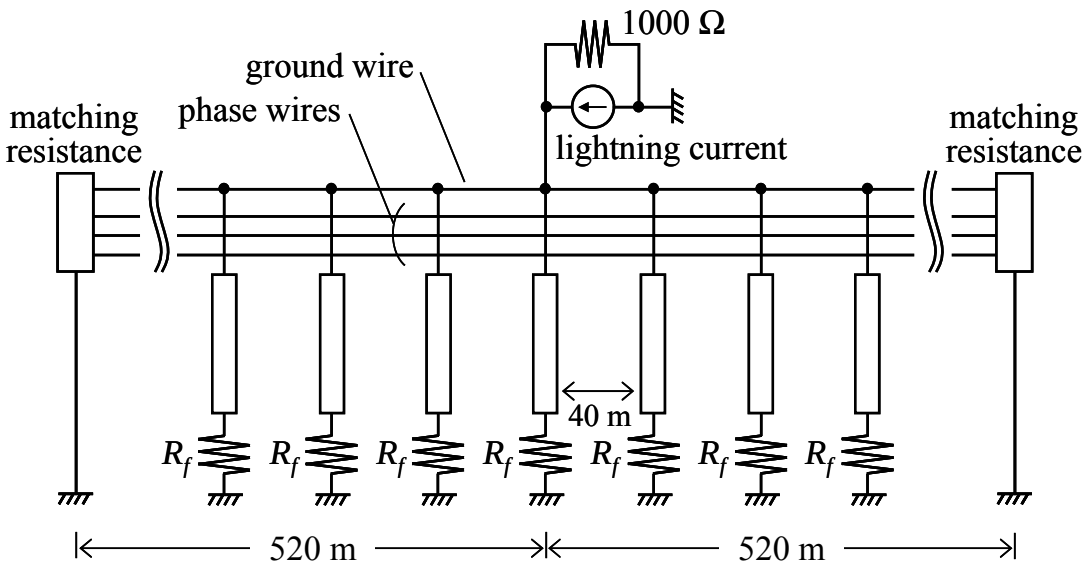


Fig. 7-10.　Configuration of a distribution line used in this study.

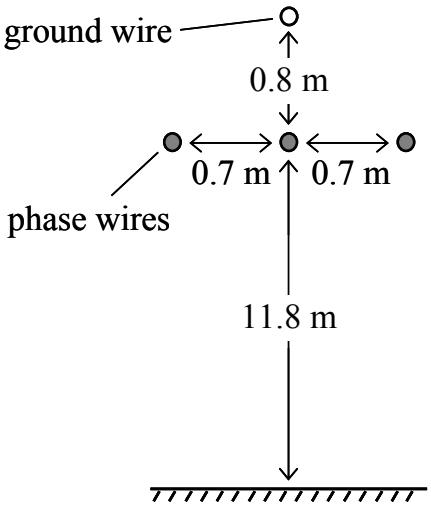


Fig. 7-11.　Arrangement of distribution wires.

率は 1000 Ωm とした。電柱の接地抵抗 R_f は，パラメータとして 10 Ω，30 Ω，60 Ω，100 Ω と変化させた。雷電流波形は Fig. 7-12 に示す Ramp 波とし，波高値 I_p および波頭長 T_f をパラメータとして変化させた。波尾長については，発変電所の耐雷設計で用いられている 70 μs [7-8] に固定した。これは，急峻な立ち上がりを有する雷電流が配電線に流入したときに発生する雷過電圧に対して，波尾長の影響が極めて小さいと考えられるためである。また，雷電流波形を与える電流源に並列接続される雷道インピーダンスを模擬する抵抗の値は，近年の観測結果より得られた 1 kΩ [2-6] とした。

本解析では，架空地線がない配電線および架空地線がある配電線において，雷電流の波頭長 T_f および電柱の接地抵抗 R_f に対して，スパークオーバに至る最小の雷電流波高値 I_p を求める。また，第 4 章の提案モデルにより再現される電柱のサージ応答がスパークオーバに与える影響を明らかとするため，電柱を模擬しないケース（以降，「単純モデル」と呼ぶ）についても計算を行う。

7.3.4　計算結果

7.3.4.1　雷電流の波頭長の影響

雷電流波頭長 T_f に対するスパークオーバに至る最小の雷電流波高値 I_p の関係を Fig. 7-13 に示す。なお，同図の計算では，電柱の接地抵抗 R_f を 30 Ω としている。

先ず，提案モデルの計算結果について述べる。Fig. 7-13(a) の架空地線がない配電線では，T_f が長くなるにつれて I_p は大きくなるが，T_f が 1.0 μs 程度より長くなると一定値に収束する傾向を示している。これは，T_f が長くなると雷撃柱の接地抵抗のみで決まる過電圧が生じるためである。一方，Fig. 7-13(b) の架空地線がある配電線では，T_f が長くなるにつれて I_p も大きくなる。これは，T_f が長くなると多数の電柱の接地抵抗の影響が過電圧に含まれてくるためである。

次に，提案モデルと単純モデルの計算結果を比較する。Fig. 7-13(a), (b) はともに，T_f が短くなるにつれて提案モデルと単純モデルの I_p の差異が大きくなる。これは，T_f が短くなると提案モデルと単純モデルの電位上昇インピーダンスが異なってくるためである。ここで，架空地線がある配電線において，提案モデルがスパークオーバに至る I_p としたときの各モデルのがいし間電圧波形を Fig. 7-14 に示す。Fig. 7-14(a), (b) はそれぞれ T_f = 0.3 μs，T_f = 2.0 μs の計算結果を示している。T_f = 0.3 μs の場合，提案モデルでは大きな過電圧が発生してスパークオーバに至っているが，単純モデルでは大きな過電圧は発生しておらずスパークオーバに至っていない。T_f = 2.0 μs の場合，各モデルの波形には大きな差異がみられず，多少大きめの過電圧が発生した提案モデルの方がスパークオーバに至っている。これより，T_f が短くなる（すなわち，雷電流の波頭峻度が大きくなる）と電柱のサージ応答による過電圧が発生し，スパークオー

Table 7-4.　Calculation conditions.

Item	Conditions	
[Distribution line]		
Ground wire	Galvanized stranded steel wire 22mm^2	
	Diameter	6.0 mm
Phase wires	6.6-kV XLPE insulated copper wire 80 mm^2	
	Diameter	11.6 mm
Line model	FD-LINE model	
Ground resistivity	100 Ωm	
[Distribution pole]		
Span between poles	40m	
Grounding resistance	10, 30, 60, 100 Ω	
[Lightning current]		
Waveform	Ramp wave with two straight sections	
Wavefront duration	0.1, 0.2, 0.3, 0.5, 0.7, 1.0, 2.0, 5.0 μs	
Wavetail duration	70 μs	
Lightning channel impedance	1000 Ω	

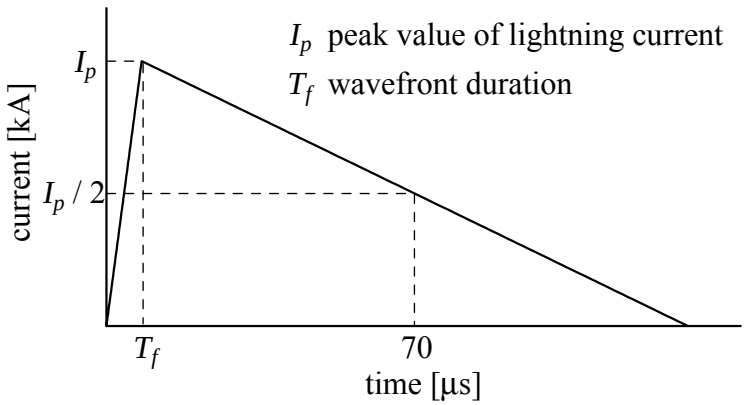
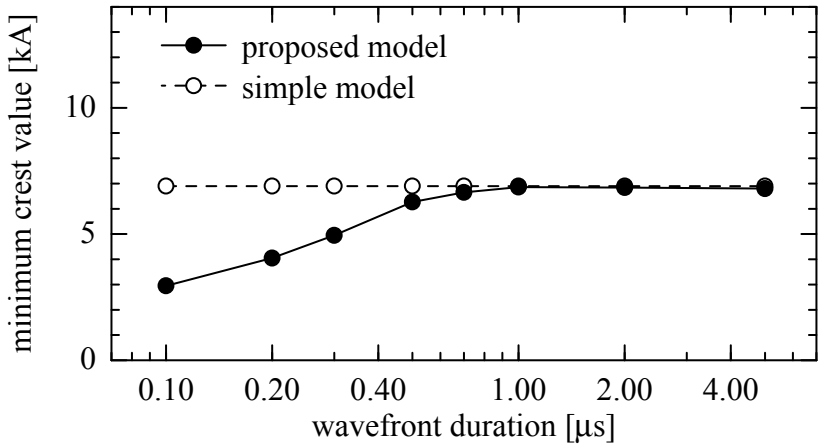
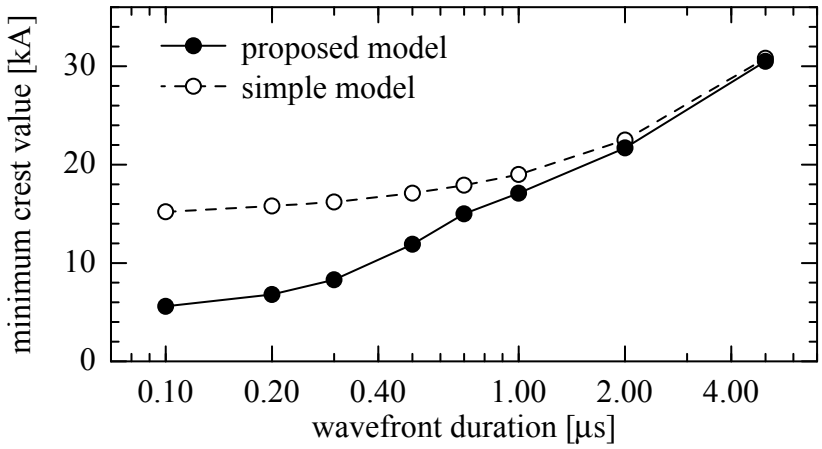


Fig. 7-12.　Lightning current used in this study.



(a) Distribution line without a ground wire

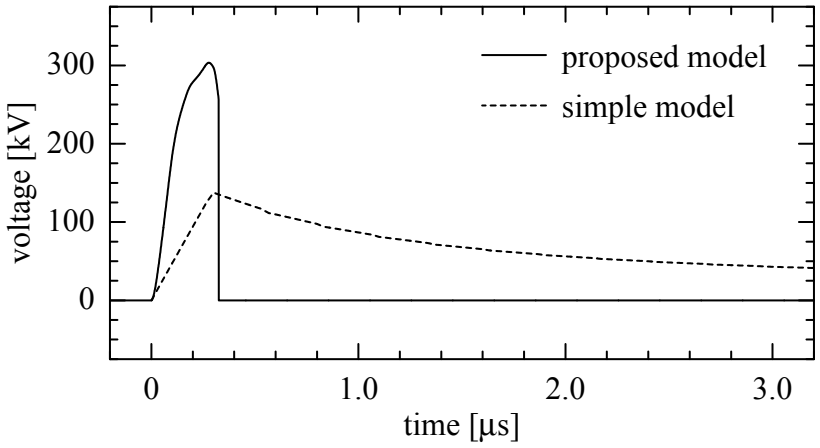


(b) Distribution line with a ground wire

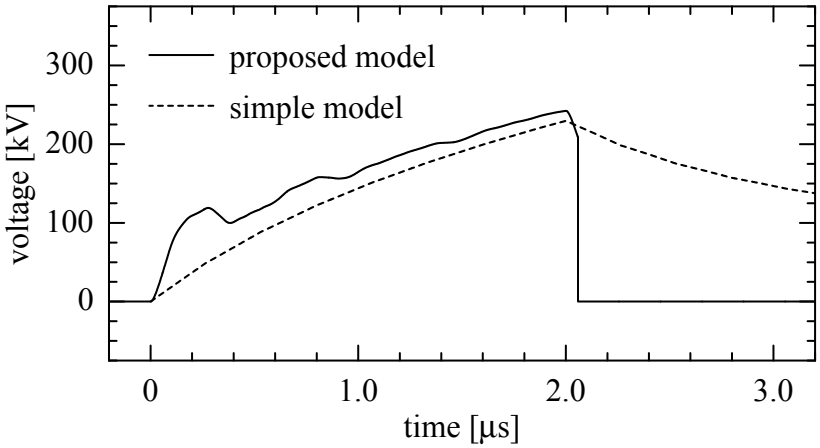
Fig. 7-13.　Relationship between the minimum crest value of a lightning current for the insulator sparkover and the wavefront duration of a lightning current (R_f = 30 Ω).

バを発生する可能性が高くなるといえる。一方，T_f が長くなる（すなわち，雷電流の波頭峻度が小さくなる）と配電線にはほぼ接地抵抗で決まる過電圧が発生する。

さて，提案モデルと単純モデルの I_p の差異は，Fig. 7-13(a) の架空地線がない配電線では T_f = 0.7 μs 付近まで見られ, Fig. 7-13(b) の架空地線がある配電線では T_f = 2.0 μs 付近までの広い領域で見られる。これより，配電線の雷害対策の検討においては，第 4 章の提案モデルを用いて急峻波雷電流に対する電柱のサージ応答の影響を考慮に加える必要があるといえる。



(a) I_p = 8.3 kA,　T_f = 0.3 μs

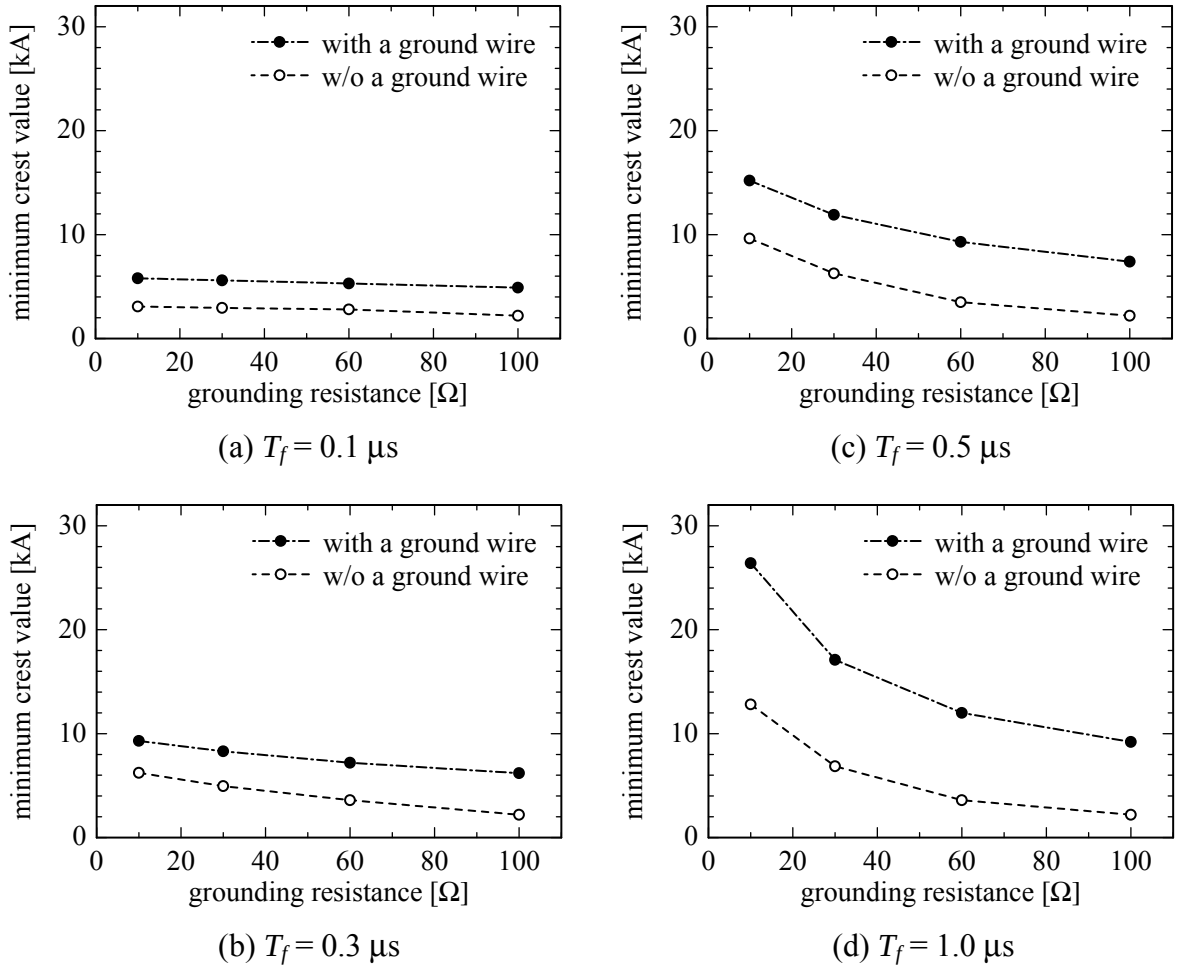


(b) I_p = 21.7 kA,　T_f = 2.0 μs

Fig. 7-14.　Calculated insulator voltage waveforms.

7.3.4.2　電柱の接地抵抗の影響

電柱の接地抵抗 R_f に対するスパークオーバに至る最小の雷電流波高値 I_p の関係を Fig. 7-15 に示す。Fig. 7-15(a) の T_f = 0.1 μs および Fig. 7-15(b) の T_f = 0.3 μs では，接地抵抗を小さくしても，I_p はそれほど上昇していない。一方，Fig. 7-15(c) の T_f = 0.5 μs および Fig. 7-15(d) の T_f = 1.0 μs では，接地抵抗を小さくすると，I_p は大きく上昇している。これより，波頭長が 0.5 μs 程度より短い急峻波雷電流に対しては，接地抵抗値の低減によるスパークオーバの抑制効果が小さいといえる。



(a) T_f = 0.1 μs　　(c) T_f = 0.5 μs

(b) T_f = 0.3 μs　　(d) T_f = 1.0 μs

Fig. 7-15.　Relationship between the minimum crest value of a lightning current and the grounding resistance (proposed model).

7.4　まとめ

本章では，第 4 章から第 6 章までの検討結果に基づいて，配電システム各部の解析モデルを EMTP 中に組み上げ，配電システム全体の雷サージ解析モデルを構築した。構築した配電システム解析モデルを用いて，6.4 節で述べた実規模の配電線－需要家引込系の雷サージ実験を再現し，実測結果と計算結果を比較することにより，モデルの解析精度を検証した。構築した配電システム解析モデルは，実用的に十分な解析精度を有している。

また，本論文で提案したモデルを用いた解析の一例として，配電線雷スパークオーバについて検討を行った結果についても示した。急峻波雷電流に対する配電線雷スパークオーバを正確に推定するには，提案モデルにより電柱のサージ応答の影響を考慮する必要がある。

第 7 章の参考文献

[7-1] S. Matsuura, T. Noda, A. Asakawa, and S. Yokoyama: “A Simulation Study of Flashover of a Distribution Line for Steep Wavefront Lightning Currents”, Proceedings of the 29th International Conference on Lightning Protection (ICLP 2008, Uppsala, Sweden), No. 6a-5 (2008-6)

[7-2] S. Matsuura, T. Noda, A. Asakawa, and S. Yokoyama: “Prediction of Lightning Sparkover of a Distribution Line for Lightning Currents with Steep Wavefront Duration Using EMTP”, Proceedings of the 6th Asian Lightning Protection Forum, (ALPF 2009, Yokohama, Japan), No. C-05, pp. 92–98 (2009-4)

[7-3] M. Ishii, T. Kawamura, T. Kouno, E. Ohsaki, K. Murotani, and T. Higuchi: “Multistory Transmission Tower Model for Lightning Surge Analysis”, *IEEE Trans. Power Delivery*, Vol. 6, No. 3, pp. 1327–1335 (1991-7)

[7-4] 松浦　進・野田　琢・浅川　聡・横山　茂：「雷サージ解析に用いる配電用柱上変圧器のブラックボックスモデリングの検討」，電気学会放電 開閉保護 高電圧合同研究会資料，ED-07-174 / SP-07-111 / HV-07-154，pp. 65–70 (2007-11)

[7-5] 浅川　聡・横山　茂・橋本洋助：「雷による配電線フラッシオーバ発生率算定手法の開発」，電気学会論文誌 B，114 巻 10 号，pp. 1050–1058 (1994-10)

[7-6] 関岡昇三・榎本俊数・山本賢司：「絶縁電線と碍子の組み合わせにおけるフラッシオーバモデルの検討」，電気学会高電圧研究会資料，HV-97-91，pp. 91–96 (1997)

[7-7] D. Kind: “Die Aufbaufläche bei Stoßspannungsbeanspruchung technischer Elektrodenanordnungen in Luft”, ETZ-A, Vol. 79, pp. 65–69 (1958)

[7-8] 耐雷設計委員会 発変電分科会：「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，No. T40（1995）

第 8 章　結論

近年，高度情報化社会の進展に伴い，工場や一般家庭には雷サージに対して脆弱な電子回路を搭載した情報通信機器や家電機器が普及してきている。このため，低圧側における雷被害が顕在化しており，産業・経済・医療等のあらゆる分野において大きな損害を招いている。これらの雷被害を防止するためには，高圧配電線から需要家設備までの配電システム全体の雷過電圧様相を正確に把握し，雷被害の発生予測を行い，これに基づく効果的な雷害対策を確立することが必要となる。

本論文では，雷サージ解析により高圧配電線から需要家設備までの配電システム全体の雷過電圧様相を精度良く再現することを目的として，配電システムを構成する高圧配電線，引込線，電力量計，電流制限器，屋内配線について，これらの雷サージ特性の把握とモデリングの検討を行った。最終的に，これらの検討結果を踏まえて，配電システム全体の雷サージ解析モデルを構築した。

第 2 章では，実際の設備形態に即した架空地線，高圧電線を有する縮尺 6.3 分の 1 の配電線縮小モデルおよび実規模配電線を用いて，実際の雷撃を模擬した雷サージ実験を行い，種々の状況下における配電線の雷サージ特性を明らかとした。得られた知見を以下に要約する。

(1) 雷道を考慮して鉛直方向から電流を注入したときの電柱のサージインピーダンスは，水平方向からの注入よりも約 15% 大きくなる。

(2) 高圧電線を架線した状態における電柱のサージインピーダンスは，電柱単体の状態のものよりも小さくなる。一方，高圧電線に加えて架空地線を架線すると電柱そのもののサージインピーダンス値は大きくなる。

(3) 雷電流の波頭長が長くなると，過電圧に与える電柱のサージ応答の影響が低下し，柱頂電位，がいし間電圧のピーク値はともに小さくなる。架空地線がある配電線では，架空地線がない配電線に比べて電柱のサージ応答が雷過電圧ピーク値に与える影響が低下する。

(4) 電柱の接地抵抗が大きくなると，大地面における反射が小さくなる。また，雷電流の波頭長が短い場合，柱頂電位やがいし間電圧のピーク値は電柱のサージインピーダンスのみで決まるが，波頭長が長くなると相対的に接地抵抗値の影響を受けるようになる。

(5) 架空地線がない配電線では，大地面からの反射が早くかえって来るため，がいし間電圧は柱頂電位よりも僅かに小さくなる。

(6) 架空地線がある配電線では，雷電流の一部が架空地線へ分流するため，架空地

線がない場合と比べて柱頂電位，がいし間電圧が小さくなる。また，僅かな反射の影響に加えて架空地線と高圧電線の結合により，がいし間電圧は柱頂電位よりも小さくなる。この架空地線によるがいし間電圧抑制効果は，波頭長が短いときに小さくなる。この理由は，短い時間領域では高圧電線電位が未だ立ち上がりの過程であることによる。

第 3 章では，先ず，第 2 章の配電線縮小モデルを用いて電柱雷撃を想定して行った雷サージ実験を数値電磁界解析手法の 1 つである FDTD 法により再現し，計算結果と実測結果の比較から，FDTD 法の配電線雷サージ解析への適用可能性を検証した。次に，FDTD 法を用いて実際の雷撃に近い状況を模擬した雷サージ解析を行い，実規模配電線の雷サージ特性を把握するとともに，FDTD 法と EMTP の計算結果の違いを明らかとした。得られた知見を以下に要約する。

(1) 配電線の構造を詳細に模擬することにより実用的に十分な精度を有する解析が可能となる。
(2) 配電線近傍の空間刻みを小さく，その他を大きく設定する不均一メッシュを適用することで，配電線の構造を詳細に模擬しつつ計算負荷を低減した実用的な解析が可能となる。
(3) 配電線雷撃時のがいし間電圧は，雷電流の波頭長が短くなるにつれて大きくなる。
(4) 配電線雷撃時のがいし間電圧波形のピーク値および立ち下がり部分の値は，FDTD 法の計算結果の方が EMTP の計算結果よりも大きくなる。実現象を正確に再現できる FDTD 法と違いを生じる EMTP の解析精度は十分でない。

第 4 章では，先ず，第 2 章の配電線縮小モデルを用いた雷サージ実験により得られた知見に基づいて，従来の配電線モデルでは算定できなかった短時間領域における配電線のがいし間電圧を正確に再現できる新たな EMTP 解析モデルを提案した。提案モデルでは，短時間領域における配電線のサージ現象を模擬するため，①電柱，架空地線の電位上昇の時間特性を模擬するキャパシタンス，②電柱のもつ接地インピーダンスの時間特性を模擬する *RL* 並列回路，③架空地線と高圧電線の結合率の時間特性を模擬する電圧源，を付加している。

次に，第 2 章の実規模配電線を用いた雷サージ実験を提案モデルにより再現し，実測結果と計算結果の比較から提案モデルの解析精度を検証した。提案モデルは，電柱のサージ応答が問題となる急峻な雷電流に対して，また，電柱のサージ応答が問題とならない緩やかな雷電流に対しても実用的に十分な精度を有している。

第 5 章では，先ず，代表的な引込線および屋内配線について，モード領域のサージインピーダンスと伝搬速度の測定を行い，これらのサージ特性を明らかとした。また，サージインピーダンスの実測値と従来の線路定数計算手法による計算値の比較から，従来手法では線間電圧の計算精度が低下することを把握した。

次に，実測値に基づいた引込線および屋内配線の新たなモデリング手法を提案した。提案するモデリング手法では，①進行波が絶縁被覆と空気という複合媒質中を伝搬することに対応するため，モード理論により，主に絶縁被覆中を伝搬するモードと主に空気中を伝搬するモードに分解し，各モードの伝搬速度に実測値を適用し，②従来手法では線間波モードのサージインピーダンスを正確に計算できないことに対応するため，直接，実測した線間波モードのサージインピーダンス値を適用している。なお，実測値がない代表的な電線以外の電線についても，近似的にモデリングする手法の検討を行った。提案モデルは，線間波モードのサージ応答を正確に再現でき，その結果，線間電圧を正確に計算することができる。

第 6 章では，需要家設備に施設される電力量計および電流制限器の雷サージ特性について検討を行った。広く一般的に普及している単相 3 線式の機械式電力量計および電流制限器を検討対象として，先ず，インピーダンスアナライザにより，それぞれ機器単体の電気的特性を測定した。機械式電力量計と電流制限器は直列インダクタンスと並列キャパシタンスを有しているが，それぞれ 1 μH 以下，数十 pF 以下と極めて小さな値であった。

次に，配電システム中における機械式電力量計と電流制限器の雷サージ特性を把握するため，電柱雷撃を想定した実規模の配電線－需要家引込系の雷サージ実験を行った。この結果，配電線直撃雷により雷サージが需要家側に侵入してきた際，機械式電力量計および電流制限器の電気的特性が需要家側に発生する雷過電圧に与える影響は無視できる程度であることを明らかとした。

第 7 章では，第 4 章から第 6 章までの検討結果に基づいて，配電システム各部の解析モデルを EMTP 中に組み上げ，配電システム全体の雷サージ解析モデルを構築した。構築した配電システム解析モデルを用いて，第 6 章の実規模の配電線－需要家引込系の雷サージ実験を再現し，実測結果と計算結果を比較することにより，モデルの解析精度を検証した。構築した配電システム解析モデルは，実用的に十分な解析精度を有している。

また，本論文で提案したモデルを用いた解析の一例として，配電線雷スパークオーバについて検討を行った。急峻波雷電流に対する配電線雷スパークオーバを正確に推

定するには，提案モデルにより電柱のサージ応答の影響を考慮する必要がある。

本論文で構築した配電システム解析モデルは，従来モデルでは不可能であった配電システム各部の雷過電圧様相を正確に再現することができる。本モデルは，電力系統の過渡現象解析において最も汎用的な解析ツールである EMTP に組み込むことが可能であり，より多くの人が手軽に活用できる。今後，本モデルを用いた EMTP シミュレーションにより，様々な状況における配電システムの雷過電圧様相を把握し，雷被害の発生予測を行い，これに基づく各種雷害対策の検討が可能となる。

謝辞

本論文は，慶應義塾大学理工学部システムデザイン工学科教授工学博士　大西公平先生の指導のもとに研究の成果を取り纏めたものである。

本論文を取り纏めるにあたり，慶應義塾大学理工学部システムデザイン工学科教授工学博士　大西公平先生より，終始御懇切なる御指導ならびに御鞭撻を賜りました。ここに，心より深く感謝の意を表します。

慶應義塾大学理工学部システムデザイン工学科教授博士（工学）　村上俊之先生には，本論文を取り纏めるにあたり，多くの御懇切丁寧なる御指導ならびに有益な御助言を賜りました。深く感謝申し上げます。

本論文の審査においては，慶應義塾大学理工学部システムデザイン工学科教授工学博士　大森浩充先生，同教授博士（工学）　斎木敏治先生，同物理学科教授理学博士　白濱圭也先生より，貴重な御討論，御助言を賜りました。心より感謝申し上げます。

財団法人電力中央研究所　横山　茂研究顧問には，本研究の遂行にあたり，終始温かい激励と多大な御指導ならびに御鞭撻を賜りました。厚く御礼申し上げます。

財団法人電力中央研究所電力技術研究所電力応用領域　野田　琢主任研究員には，本研究の遂行にあたり，多大な御指導ならびに御鞭撻を賜りました。また，様々な局面において，的確な御助言を賜りました。深く感謝申し上げます。

財団法人電力中央研究所電力技術研究所雷・電磁環境領域　浅川　聡上席研究員には，本研究の実験の遂行にあたり，多大な御指導ならびに御鞭撻を賜りました。心より感謝申し上げます。

財団法人電力中央研究所電力技術研究所雷・電磁環境領域　立松明芳主任研究員には，本研究の実験ならびに数値電磁界解析手法を用いたシミュレーションの遂行にあたり，多大な御指導ならびに御鞭撻を賜りました。心より感謝申し上げます。

本研究を遂行するにあたり，財団法人電力中央研究所　藤波秀雄理事電力技術研究所長，同電力技術研究所雷・電磁環境領域　新藤孝敏研究参事，本山英器領域リーダー上席研究員，松原広治上席研究員より，多大な御指導ならびに御鞭撻を賜りました。心より感謝申し上げます。

筆者が出席した学会においては，東京大学教授工学博士　石井　勝先生，湘南工科大学電気電子工学科教授博士（工学）　関岡昇三先生より，種々の有意義な御意見，御指導を賜りました。心より感謝申し上げます。

本研究については，当初，北陸計器工業株式会社　金岡潤一取締役社長（当時，北陸電力株式会社　配電部長）より本研究を行う機会を与えて頂き，引き続き，北陸電力株式会社　本林敏功常務取締役営業本部副本部長（当時，同配電部長），その後，

同配電部　酒井英治部長より研究の機会を与えて頂きました。また，本研究の推進および取り纏めにあたっては，北陸電力株式会社七尾支社　柳森幹男支社長（当時，同配電部副部長），同配電部　大西賢治副部長より，多くの御協力を賜りました。心より感謝申し上げます。

本研究の実験およびシミュレーションの遂行ならびに本論文の取り纏めにあたっては，財団法人電力中央研究所横須賀運営センター　横田　勤スタッフ上席（当時，同塩原実験場長），同電力技術研究所雷・電磁環境領域　三木　恵主任研究員，宮島清富主任研究員，三木　貫主任研究員，石本和之研究員，古河征二主任研究員（九州電力株式会社より出向），佐藤智之主任研究員（東北電力株式会社より出向），高橋明久主任研究員（中国電力株式会社より出向），九州電力株式会社福岡西営業所配電技術グループ　生田昌輝氏（当時，財団法人電力中央研究所　主任研究員），東北電力株式会社長岡営業所配電計画課　千葉　亮氏（当時，財団法人電力中央研究所　主任研究員），中部電力株式会社販売本部配電部計画グループ　中村真敏副長，同岡崎営業所配電運営課　坂井洋志氏ならびに北陸電力株式会社配電部業務運営チーム　中田一夫チーム統括課長，同技術開発研究所電力品質チーム　杉本仁志課長，同富山支店営業部配電計画課　浅岡由伸副課長より，多大な御協力と貴重な御意見を賜りました。心より感謝申し上げます。

そして，本論文を取り纏めるにあたり，北陸電力株式会社配電部技術管理チーム田中正機チーム統括課長，手谷　聡課長代理をはじめとする技術管理チームの方々には，博士学位に挑戦することを容認して頂いただけでなく，多大な御支援を賜りました。心より感謝申し上げます。

本研究は，以上の方々の他にも，財団法人電力中央研究所，北陸電力株式会社の方々をはじめとする多くの方々の励ましと御指導，御協力を頂いて，取り組むことができました。謹んで御礼申し上げます。

最後に，本研究を遂行するにあたり，温かく見守ってくれた両親，いつも温かい愛情で支えてくれた妻　晴巳，心の支えとなってくれた長男　竜大，長女　愛佳に心より感謝の意を表します。

付録

付録 A　注入電流の波頭長

大地面からの反射波が柱頂に到達する時間よりも注入電流の波頭長 T_f が長くなると，実測結果から T_f を直接的に求めることが困難となる。そこで，注入電流の測定波形と次式で与えられる理論波形 $i(t)$ を比較し, 立ち上がり部において両者が合致するときの $i(t)$ より T_f を求めた。

$$i(t) = i_0\left\{1-\exp\left(-t/\tau_i\right)\right\} \tag{A-1}$$

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

以下，2.3 節の実規模配電線実験で用いた PG の波頭調整用コンデンサ C_f を 400 pF とした場合を例にとり，T_f の求め方を示す。注入電流の測定波形および立ち上がり部において測定波形と合致する $i(t)$ を Fig. A-1 に示す。ここで，$i(t)$ の τ_i は 0.11 ns となる。$i(t)$ の収束値 i_0 の 10%値から 90%値に至る時間 t_2 – t_1 を 0.8 で除することにより T_f を求める。時刻 t_1，t_2 は (A-1) 式より次式となる。

$$t_1 = -\tau_i \ln 0.9,\quad t_2 = -\tau_i \ln 0.1 \tag{A-2}$$

(A-2) 式を用いて，最終的に次式を得る。

$$T_f = \frac{t_2 - t_1}{0.8} = 1.25\tau_i \ln 9 \tag{A-3}$$

(A-3) 式より，T_f は 0.30 μs と求まる。

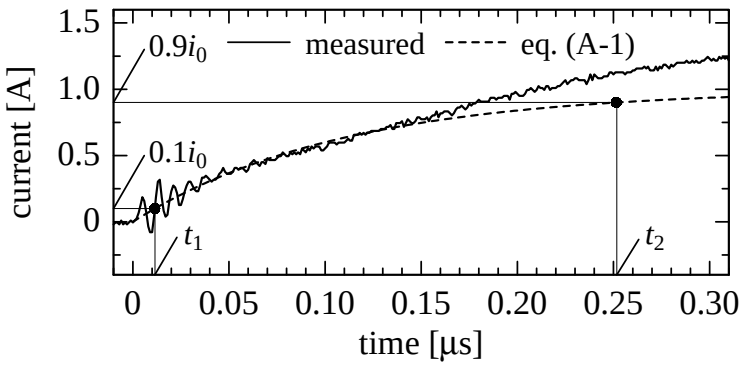


Fig. A-1.　Injected current for C_f = 400 pF.

付録 B　電柱および高圧電線のサージ応答の模擬

B.1　電柱のサージ応答の模擬

第 4 章の提案モデルでは，電柱のサージ応答を *RC* 並列回路により模擬しており，*RC* 並列回路に発生する電圧が提案モデルの柱頂電位に相当する。(4-1) 式で与えられる *RC* 並列回路に注入される電流をラプラス変換し，$\tau_a = RC$ とすると発生電圧として次式を得る。

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

(B-1) 式を逆ラプラス変換することにより，(4-2) 式が得られる。

B.2　高圧電線のサージ応答の模擬

第 4 章の提案モデル B（架空地線あり）では，電柱と同様，架空地線のサージ応答も *RC* 並列回路により模擬している。*RC* 並列回路を Fig. B-1 に示す。提案モデル B の架空地線を流れる電流は，図中の $i_2(t)$ に相当する。架空地線と高圧電線の結合により，この $i_2(t)$ が高圧電線の電位を持ち上げることになる。*RC* 並列回路に注入される電流 $i_1(t)$ を (4-1) 式で与え，$\tau_g = RC$ として $i_2(t)$ をラプラス変換すると次式を得る。

$$I_2(s) = \frac{I_0}{s(1 + \tau_g s)(1 + \tau_i s)} \tag{B-2}$$

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

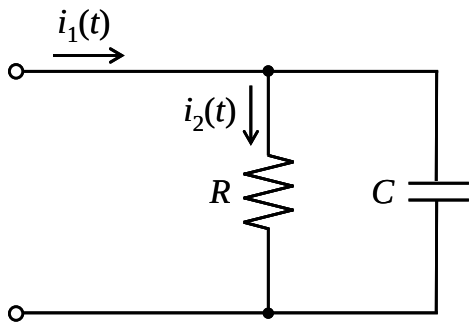


Fig. B-1.　*RC* parallel circuit.

$$V_{pn}(s)=\frac{V_{pn0}}{s(1+\tau_g s)(1+\tau_i s)(1+\tau_c' s)}$$

$$=V_{pn0}\left\{\frac{1}{s}-\frac{\tau_i^{\,2}}{(\tau_i-\tau_g)(\tau_i-\tau_c')(s+1/\tau_i)}+\frac{\tau_g^{\,2}}{(\tau_i-\tau_g)(\tau_g-\tau_c')(s+1/\tau_g)}\right.$$

$$\left.-\frac{\tau_c'^{\,2}}{(\tau_i-\tau_c')(\tau_g-\tau_c')(s+1/\tau_c')}\right\} \qquad \text{(B-3)}$$

ただし，$V_{pn0}=Z_mI_0$（Z_m：架空地線と高圧電線の相互サージインピーダンス）
最終的に，(B-3) 式を逆ラプラス変換することにより，(4-17) 式が得られる。

付録 C　大地導電率の影響

第 4 章の提案モデルを用いた実規模配電線実験の再現において，大地抵抗率が計算結果に与える影響を検討するため，EMTP 上で大地抵抗率を変化させて計算を行った。4.5.1 節で導出したモデル B（架空地線あり）を用いて，ステップ電流を注入したときのがいし間電圧を計算した。大地抵抗率を文献 [3-15] にて測定された最低値の 700 Ωm と最高値の 2400 Ωm とした場合の計算結果を Fig. C-1 に示す。同図には，大地抵抗率を 1000 Ωm とした 4.5.2 節の計算結果も合わせて示す。この結果より，大地抵抗率が計算結果に与える影響は極めて小さく，提案モデルの大地抵抗率には測定値である 700～2400 Ωm のいずれを用いても良いことがわかる。

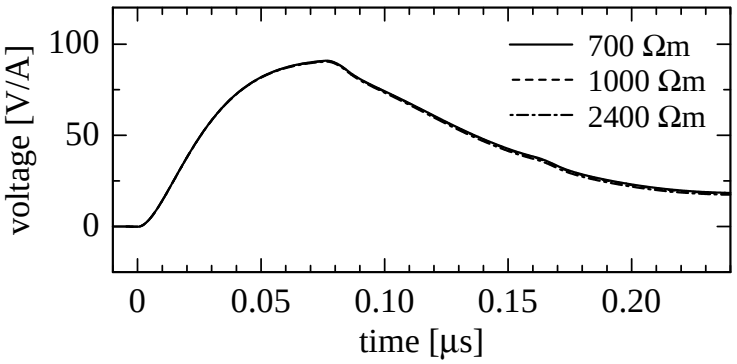
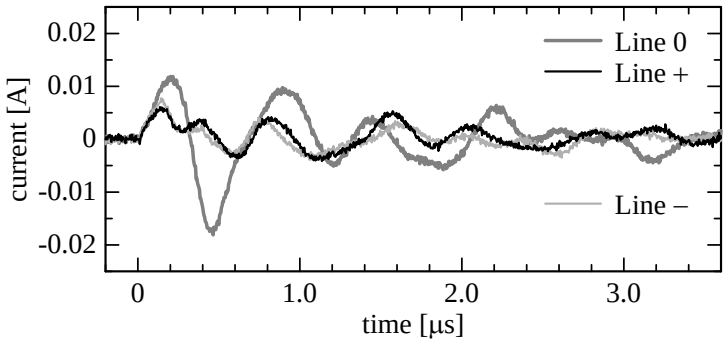


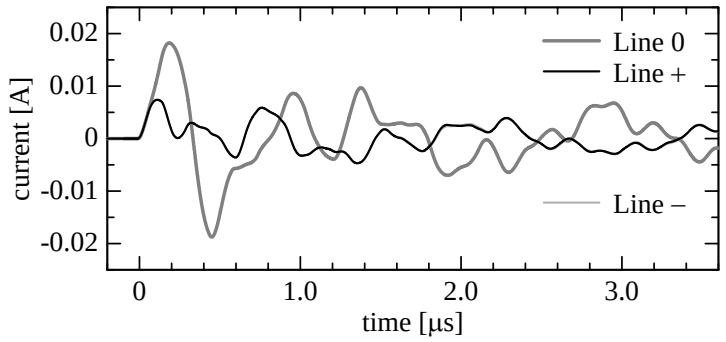
Fig. C-1.　Insulator voltages with respect to the ground resistivity (Model B).

付録 D　柱上変圧器モデルについて

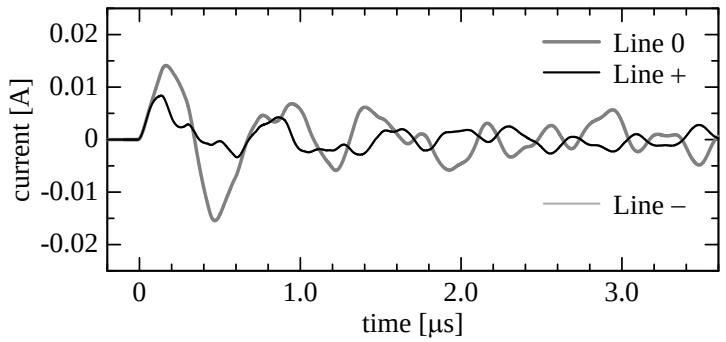
Fig. 7-3 [1-27] および Fig. 7-4 の柱上変圧器モデルをそれぞれ 7.2 節の配電システム解析モデルに組み込み，EMTP シミュレーションを行った。需要家受け点における線電流，線間電圧の実測結果と計算結果をそれぞれ Fig. D-1，Fig. D-2 に示す。変更前の



(a) Measured waveforms



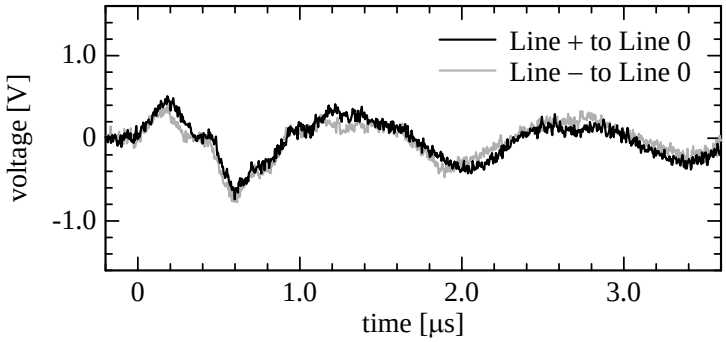
(b) Calculated waveforms by the original transformer model



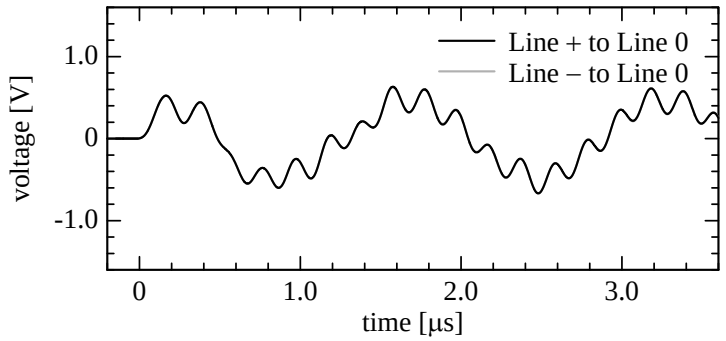
(c) Calculated waveforms by the modified transformer model

Fig. D-1.　Line currents at the consumer entrance.

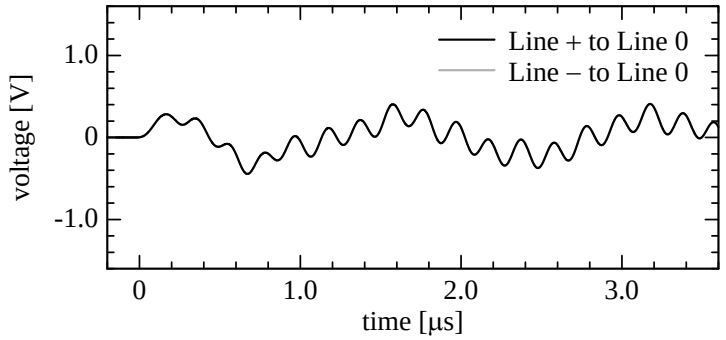
モデルでは，C_{sm} を介して 2 次側から 1 次側へ流れる電流が小さいため，引込線に流れる電流が大きくなる。結果として，線間電圧が大きめに計算されている。一方，変更後のモデルでは，線電流，線間電圧の計算結果はいずれも実測結果に近い値となっている。



(a) Measured waveforms



(b) Calculated waveforms by the original transformer model



(c) Calculated waveforms by the modified transformer model

Fig. D-2.　Line-to-line voltages at the consumer entrance.

研究業績

1. 定期刊行誌掲載論文（主論文に関連する原著論文）

[1] 松浦　進・野田　琢・浅川　聡・横山　茂：「縮小モデルを用いた配電線のサージ特性に関する実験的検討」，電気学会論文誌 B，128 巻 1 号，pp. 226–234 (2008-1)

[2] 松浦　進・野田　琢・浅川　聡・横山　茂：「雷サージ解析のための配電線モデル」，電気学会論文誌 B，128 巻 9 号，pp. 1139–1149 (2008-9)

[3] 松浦　進・野田　琢・浅川　聡・横山　茂：「実規模配電線雷サージ特性の測定と配電線解析モデルの検証」，電気学会論文誌 B，128 巻 9 号，pp. 1150–1158 (2008-9)

[4] S. Matsuura, A. Tatematsu, T. Noda, and S. Yokoyama: “A Simulation Study of Lightning Surge Characteristics of a Distribution Line Using the FDTD Method”, *IEEJ Trans. PE*, Vol. 129, No. 10, pp. 1225–1232 (2009-10)

[5] 松浦　進・野田　琢・中村真敏・坂井洋志：「雷サージ解析のための引込線および屋内配線のモデリング」，電気学会論文誌 B，130 巻 2 号，pp. 246–258 (2010-2)

2. 定期刊行誌掲載論文（その他の論文）

[1] T. Shindo, A. Asakawa, S. Matsuura, and M. Miki: “Discharge Characteristics to Insulated Material”, *IEEJ Transactions on Electrical and Electronic Engineering*, Vol. 2, No. 6, pp. 660–661 (2007-11)

3. 国際学会論文（査読付きの full-length papers）

[1] S. Matsuura*, T. Noda, A. Asakawa, and S. Yokoyama: “Fundamental Surge Propagation Characteristics of Overhead Distribution Line”, Proceedings of the 28th International Conference on Lightning Protection, (ICLP 2006, Kanazawa, Japan), No. VI-1, pp. 772–777 (2006-9)

[2] H. Homma*, T. Takahashi, T. Kuroyagi. Y. Miyauchi, N. Matsuno, T. Saito, K. Mori, S. Matsuura, K. Fujii, A. Ohno, and N. Ahagon: “Determination of Long-Term Performance of Polymeric Insulators for Distribution Lines by Salt Fog Method”,

2006 Annual Report Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena, (Kansas City, USA), pp. 401–404 (2006-10)

[3] S. Matsuura*, T. Noda, A. Asakawa, and S. Yokoyama: “EMTP Modeling of a Distribution Line for Lightning Overvoltage Studies”, 7th International Conference on Power Systems Transients, (IPST 2007, Lyon, France), Paper Session 19-1 (2007-6)

[4] T. Shindo*, A. Asakawa, and S. Matsuura: “Discharge Characteristics to an Insulated Rod”, 15th International Symposium on High Voltage Engineering, (ISH 2007, Ljubljana, Slovenia), No. T2-439 (2007-8)

[5] S. Matsuura*, T. Noda, A. Asakawa, and S. Yokoyama: “A Simulation Study of Flashover of a Distribution Line for Steep Wavefront Lightning Currents”, Proceedings of the 29th International Conference on Lightning Protection, (ICLP 2008, Uppsala, Sweden), No. 6a-5 (2008-6)

[6] S. Matsuura*, T. Noda, A. Asakawa, and S. Yokoyama: “Prediction of Lightning Sparkover of a Distribution Line for Lightning Currents with Steep Wavefront Duration Using EMTP”, Proceedings of the 6th Asian Lightning Protection Forum, (ALPF 2009, Yokohama, Japan), No. C-05, pp. 92–98 (2009-4)

4. その他の国際学会発表

[1] S. Matsuura*, M. Yanagihara, and E. Takeoka: “Development of Compact Electric Vehicle”, Proceedings of the 14th Conference of the Electric Power Supply Industry, (CEPSI 2002, Fukuoka, Japan), No. T7-5, pp. 362–367 (2002-11)

[2] S. Matsuura*, T. Noda, A. Asakawa, and S. Yokoyama: “An Investigation on Overhead Distribution-Line Modeling for Lightning Overvoltage Simulations”, The Papers of the 5th International Workshop on High Voltage Engineering, (IWHV 2007, Hamamatsu, Japan), ED-07-67 / SP-07-43 / HV-07-67, pp. 1–6 (2007-2)

[3] S. Matsuura*, A. Tatematsu, T. Noda, and S. Yokoyama: “A Simulation Study of Lightning Surge Characteristics of a Distribution Line Using the FDTD Method”, The Papers of the 6th International Workshop on High Voltage Engineering, (IWHV 2008, Kyoto, Japan), ED-08-116 / SP-08-31 / HV-08-45, pp. 43–47 (2008-10)

5. 国内学会発表

[1] 松浦　進*・大場達也・後藤則泰・松原克夫：「路上配電機器劣化診断装置の開発」，平成 14 年度電気関係学会北陸支部連合大会，No. A-14，p. 20 (2002-9)

[2] 松浦　進*・大場達也・松嶋　学：「分散型電源に対応した新型高圧自動電圧調整器の開発」, 平成 15 年電気学会電力･エネルギー部門大会, No. 306, pp. B-281–B-282 (2003-8)

[3] 松浦　進*・大場達也：「配電用高分子がいしの長期課電曝露試験（第 1 報），平成 16 年電気学会全国大会，No. 7-124，pp. 188-189 (2004-3)

[4] 本間宏也*・高橋　毅・畔柳俊幸・宮内克治・松野直也・斉藤武彦・森健二郎・松浦　進・藤井恒治・大野哲雄・阿波根直也：「塩霧法を用いた配電用高分子がいしの長期性能評価法の検討」，電気学会誘電・絶縁材料 高電圧合同研究会資料，DEI-04-99 / HV-04-115，pp. 53–58 (2004-12)

[5] 松浦　進*・野田　琢・浅川　聡・横山　茂：「コンクリート柱－配電線系のサージ伝搬特性に関する実験的検討」，電気学会高電圧研究会資料，HV-06-44, pp. 41–46 (2006-3)

[6] 新藤孝敏*・浅川　聡・松浦　進：「絶縁物への放電特性（風車雷撃の一検討）」，平成 18 年電気学会全国大会，No. 7-136，p. 204 (2006-3)

[7] 新藤孝敏*・浅川　聡・松浦　進：「絶縁物への放電特性（その２）－印加電圧極性の影響－」，平成 18 年電気学会基礎・材料・共通部門大会，p. 443 (2006-8)

[8] 松浦　進*・野田　琢・後藤貴行・太田宗則・永田高博：「引込線・屋内配線のサージ特性に関する実験的検討(その１)」，平成 19 年電気学会全国大会，No. 7-098，p. 146 (2007-3)

[9] 松浦　進*・野田　琢・浅川　聡・横山　茂：「縮小モデルを用いた配電線のサージ特性に関する実験的検討」, 平成 19 年電気学会電力･エネルギー部門大会, No. 70，pp. 57-9–57-17 (2007-9)

[10] 松浦　進*・野田　琢・浅川　聡・横山　茂：「雷サージ解析に用いる配電用柱上変圧器のブラックボックスモデリングの検討」，電気学会放電 開閉保護 高電圧合同研究会資料，ED-07-174 / SP-07-111 / HV-07-154，pp. 65–70 (2007-11)

[11] 松浦　進*・野田　琢・浅川　聡・横山　茂：「実規模配電線の雷サージ特性」，平成 20 年電気学会全国大会，No. 7-102，pp. 160–161 (2008-3)

[12] 松浦　進*・立松明芳・野田　琢・横山　茂：「FDTD 法による配電線雷サージ試験結果の再現」，平成 20 年電気学会電力・エネルギー部門大会，No. 400, pp. 51-9–51-10 (2008-9)

[13] 松浦　進*・野田　琢・中村真敏・坂井洋志：「電力量計と電流制限器の雷サージ特性」，平成 21 年電気学会全国大会，No. 7-093，pp. 148–149 (2009-3)

6. その他

[1] 受賞　平成 14 年度 電気学会優秀論文発表賞，平成 14 年度電気関係学会北陸支部連合大会，2003 年 3 月 31 日

[2] 松浦　進, 奥野和慎, 松嶋　学：「自動電圧調整装置」, 特許第 4002190 号, 2007 年 8 月 24 日

[3] 松浦　進，松嶋　学：「配電系統の電圧調整方法とその方法に使用する自動電圧調整装置」，特許第 4224309 号，2008 年 11 月 28 日

[4] 松浦　進，後藤則泰，松原克夫，吉川　徹：「電気機器の部分放電検出方法」，特許出願 2001-131072，2001 年 4 月 27 日

[5] 松浦　進，後藤則泰，松原克夫，吉川　徹：「電気機器の部分放電検出方法」，特許出願 2001-131073，2001 年 4 月 27 日

[6] 松浦　進，藤井義晴：「絶縁スリーブカバーとその取付方法」，特許出願 2005-26595，2005 年 2 月 2 日