

博士論文

論文題目

広範囲な地絡抵抗値に適用可能な配電線の  
地絡点における分岐点の推定手法

Estimation of branch point leading to  
ground fault location covering a wide range of  
ground fault resistance values

横浜国立大学大学院

理工学府

児玉 安広

Yasuhiro Kodama

2018年12月

## 目次

Abstract .....	i
第1章. 緒論 .....	1
1.1. 本研究の背景 .....	1
1.1.1. 配電線における電力供給支障事故 .....	3
1.1.2. 変電所における事故検出 .....	6
1.1.3. 実現場における地絡点推定手法の問題点 .....	7
1.1.4. これまでに提案された地絡点推定手法の原理と問題点 .....	9
1.2. 本研究の目的 .....	13
1.3. 本研究の概要 .....	13
第2章. 配電線の系統構成と検討方針 .....	15
2.1. 序言 .....	15
2.2. 電力の流れと配電システムの構成 .....	16
2.3. ATPシミュレーションの適用評価と検討の方向性 .....	17
2.4. 配電線における地絡波形 .....	19
2.5. 配電線における地絡電流の経路 .....	21
2.5.1. 配電線における地絡電流 .....	21
2.5.2. 地絡抵抗値が低抵抗における地絡電流の経路 .....	22
2.5.3. ATPシミュレーションによる地絡電流の経路 .....	23
2.6. 結語 .....	25
第3章. 共振周波数方式の概要 .....	26
3.1. 共振周波数方式の原理 .....	26
3.2. 共振周波数方式の問題点 .....	28
3.2.1. 高圧配電線健全相の影響評価 .....	28
3.2.2. 共同接地線方式から算出されるインダクタンス .....	30
3.2.3. 分岐点を有する配電線への適用性評価 .....	41
3.2.4. 地絡点の様相が地絡点推定に与える影響評価 .....	41
3.3. 地絡点の様相に依存しない分岐点推定手法 .....	42
3.4. 地絡点のインダクタンスが分岐点推定に与える影響評価 .....	50
3.5. 結言 .....	54
第4章. 配電線模擬装置の開発と提案手法の検証 .....	56
4.1. 序言 .....	56
4.2. 模擬装置の概要 .....	56
4.2.1. 配電線のモデル化 .....	56
4.2.2. 配電線の模擬方法 .....	57
4.2.3. 模擬配電線の伝搬特性 .....	58

4.2.4.	放電性地絡の模擬構築	59
4.2.5.	模擬装置の全体図	59
4.2.6.	模擬装置の評価	60
4.2.7.	電圧特性評価	61
4.2.8.	電流特性評価	62
4.2.9.	共振周波数に関する評価	62
4.2.10.	バンク静電容量と充電電流との関係性評価	63
4.2.11.	模擬装置と実現場で得られた地絡波形の比較評価	66
4.3.	共振周波数方式への適用性評価	66
4.3.1.	試験回路	66
4.3.2.	測定用コンデンサの容量選定	67
4.3.3.	測定結果の評価	68
4.3.4.	かい離要因と補正式の検討	69
4.3.5.	適用性評価	72
4.4.	模擬装置を用いた分岐点推定手法の評価	75
4.4.1.	試験回路	75
4.4.2.	検証結果	75
4.5.	結言	79
第5章.	共同接地線方式を用いた地絡点に至る分岐点推定手法	81
5.1.	序言	81
5.2.	地絡電流の経路と共同接地線を用いた地絡点推定手法	81
5.2.1.	配電線モデル	81
5.2.2.	地絡電流波形の再現性	82
5.3.	共同接地線を用いた地絡点推定手法の評価	83
5.3.1.	$\Delta t$ の電圧ギャップ依存性	83
5.3.2.	$\Delta t$ の地絡抵抗値と地絡点距離に対する依存性	85
5.3.3.	$\Delta t_{DgRg}$ の発生要因	86
5.4.	実適用に向けた検討	91
5.4.1.	共同接地線の施設条件	91
5.4.2.	CTに求められる時間分解能とCT1とCT2の時間同期方法	94
5.4.3.	$\Delta t_{DgRg}$ から地絡点に至る分岐点を推定する方法	94
5.5.	結言	96
第6章.	地絡抵抗値に対する地絡点推定手法	97
6.1.	序論	97
6.2.	シミュレーションモデルと解析条件	97
6.2.1.	モデル配電線	97

6.2.2.	解析条件	97
6.3.	シミュレーション結果	98
6.3.1.	地絡波形	98
6.3.2.	$R_g$ が50 $\Omega$ から500 $\Omega$ 未満における $R_g$ の算出方法	102
6.4.	地絡抵抗値に対する適用範囲	106
6.5.	結言	106
第7章.	結論	107
7.1.	本研究の総括	107
7.2.	今後の研究課題	110
参考文献		111
付録1		I
付録2		III
謝辞		1
研究業績一覧		a

## Abstract

When a ground fault occurs in a distribution line, power transmission is stopped for reasons of public safety and equipment protection. In order to resume power transmission, it is necessary to eliminate the ground fault point. To do so, the ground fault point is first automatically narrowed down to a specific section by a timed investigator. After that, power company workers visit the scene and conduct a 30 to 45-minute ground fault survey. For this reason, development of a method for efficiently locating the ground point is desired. In order to shorten the search time, research is being undertaken to identify ground fault points by utilizing the ground fault waveform obtained from a sensor equipped-in switch installed in the distribution line. Studies on ground fault estimation using sensor built-in switches have been conducted, but the author will examine a method of locating distribution line ground faults using a simple measurement system, which enables a reduction in cost.

The author investigates two methods to shorten the time needed to search for the ground fault point across a wide range of ground fault resistance values, by utilizing the resonance frequency method when the ground fault resistance value is low, and the common earthing conductor method when the ground fault resistance value is high. In the resonance frequency method, sensor equipped-in switchgears are installed at the rising edge of the distribution line and at the interconnection points between the distribution line causing the ground fault and the adjacent distribution lines. When a ground fault occurs, the ground fault current, including the high frequency component, flows to the ground fault point from these switches. This method enables one to estimate the branch point leading to the ground fault location from the resonance frequency of the switches. The common earthing conductor method interconnects common earthing conductors at the ends of two adjacent distribution lines and measures the zero crossing point times of the ground fault current flowing to the common earthing conductor of both the rising edge and the adjacent distribution line. The branch point leading to the ground fault point is estimated from the time difference of the zero-cross point of the ground fault current flowing at the rising edge of the common ground line between the two adjacent distribution lines. The theories underlying these methods are established and evaluated via simulations.

The results confirmed that the resonance frequency method could estimate a

branch location leading to the ground fault point when the ground fault resistance value is  $20 \Omega$  or less. The common earthing conductor method could do so when the ground fault resistance value is  $50 \Omega$  or more.

In this paper, we present an outline of the resonance frequency method and common ground line method, studied for the purpose of shortening the ground fault search time, and the evaluation results obtained via simulation.

# 第1章. 緒論

## 1.1. 本研究の背景

高度情報化社会が進むにつれて、配電システムの運用効率や供給信頼度の向上がこれまで以上に求められている。このような背景から昭和 50 年代に始まった配電設備の拡充・改良のみならず、配電システム保守・運用の向上をめざし自動化の推進による電力供給信頼度の一層の向上、保守業務の省略を図ることが重要となってきた。このため、国内では配電用変電所や現地に設置されている自動開閉器・子局を遠隔で監視制御し、配電線事故時の早期送電の再開や配電システム運用の業務効率化を行うことのできる配電自動化システムの導入が進められてきた<sup>(1)</sup>。至近では、配電線の電圧・電流情報を取得できるセンサ開閉器を導入することにより、従来の自動開閉器では計測できなかった各相電圧・電流値並びに力率などを計測し、分散型電源が大量に連系された配電線の適正電圧確保を目的とした電圧制御への活用が期待されている。一部の電力会社では、これらの計測データを活用し、配電用変電所内に設置している負荷時タップ切替変圧器や配電線途中に設置している高圧自動電圧調整器の整定値を算出する手法の検討・適用が行われている<sup>(2)</sup>。加えて、配電システムの運用効率を向上させるために、配電線の電圧・電流情報を取得できるセンサ開閉器の活用が期待されている。さらに、配電線に設置されたセンサ開閉器にて取得した配電線地絡時の地絡波形を利用した地絡点推定手法や、センサ開閉器の投入開放操作により配電線の供給エリアを調整することで配電システムの電力損失低減を目的とした検討<sup>(3)</sup>も行われており、センサ開閉器の果たす役割は今後、ますます大きくなる。センサ開閉器の性能も向上しており、配電線地絡時の電圧・電流波形が詳細に取得できるようになり、地絡点推定手法の新たな検討の道が開けてきた。

センサ開閉器を用いて配電線の地絡点探査の時間短縮と作業効率向上が実現すれば、電力供給の信頼度を高めることができる。配電線に地絡や短絡が発生すると、公衆安全や機器保護の観点から地絡や短絡の原因を除去するまでは送電ができない。電力の供給信頼度の指標として、「需要家 1 軒当たり年間停電時間 (SAIDI : System Average Interruption Duration Index)」と「需要家 1 軒当たりの年間停電回数 (SAIFI : System Average Interruption Frequency Index)」がある<sup>(4)</sup>。SAIDI を海外と比較すると、日本は 16 分であり海外諸国と比較して短い状況となっている。停電が発生した時の SAIDI を短縮するためには、配電線地絡時の復旧を迅速に行うことが求められる。このためには、現在、電力会社の社員が行っている配電線の地絡・短絡時の探査の一部をセンサ開閉器の情報を用いて行うことにより、配電線の供給支障の原因となる短絡や地絡の原因個所を効率

的に探索することが期待される。

電気協同研究第72巻第3号「配電自動化技術の高度化」での調査結果によると、図1-1に示す電力会社10社の配電線の供給支障事故総数は2010年度より年間10,000件を超えている。図1-2より2009年から2013年度の期間において、その原因は自然現象と他物接触が60～70%を占めている<sup>(5)</sup>。配電線に地絡が発生した際の地絡点特定方法として、時限式事故捜査器により地絡点は特定の区間に絞られるが<sup>(6)(7)</sup>、特定区間内の地絡点を発見するためには、電力会社の作業

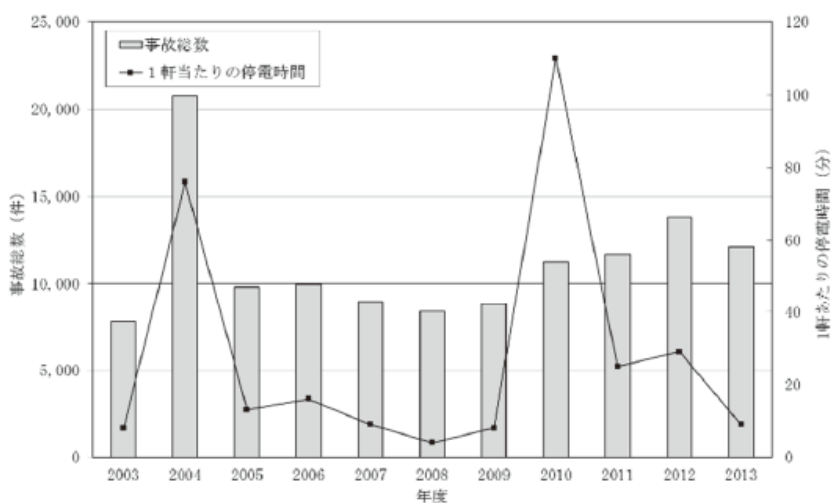


図 1-1 供給支障事故総数の年度推移<sup>(5)</sup>

Fig. 1-1. Year transition in the total number of power supply problem<sup>(5)</sup>.

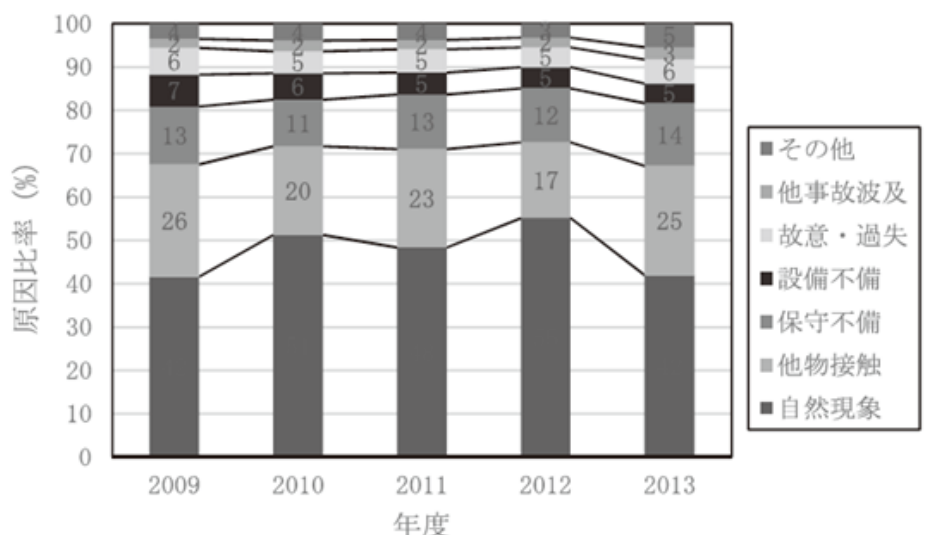


図 1-2 供給支障事故原因比率<sup>(5)</sup>

Fig. 1-2. Cause the ratio of power supply problem<sup>(5)</sup>.



員が電柱上にて作業を行うため時間を要している。この課題を解決するために、配電線地絡時の電圧・電流波形を取得できるセンサ開閉器を活用した地絡点推定手法が検討されている。配電線の地絡点推定手法として、地絡サージ到達時間差方式や共振周波数方式など、センサ開閉器を用いた地絡点推定手法の検討が行われているが、コストや地絡点推定精度の観点から実現場に全面適用されていない状況である。

このような状況の中、社会的にも停電時間長期化は避けなければならない、センサ開閉器を用いたコストと推定精度を兼ね備えた地絡点推定手法の技術確立が望まれている。

### 1.1.1. 配電線における電力供給支障事故

配電線事故による電力供給支障の主な原因は地絡と短絡がある。

配電線地絡は、何らかの原因で高圧配電線路の 1 線と大地がつながる現象であり、地絡点から大地へ流れる電流を 1 線地絡電流という。地絡の現象としては、この 1 線地絡事故が最も多い。

地絡事故が発生すると、図 1-3 に示すように電源電圧によって発生する電流と、線路などの対地静電容量により発生する充電電流が事故点に流れ込み事故電流が形成される<sup>(8)(9)</sup>。さらに変電所に設置されている接地計器用変成器 (GPT : Grounding Potential Transformer) に零相電流・零相電圧が誘起される。また、図 1-4 に示すように、地絡相の相電圧がゼロとなるが、地絡時において線間電圧は保たれるため、健全相の相電圧は線間電圧と等しくなり、地絡発生前の $\sqrt{3}$  倍となる。地絡事故は、主に変電所のリレーにより零相電圧・零相電流から検出されている<sup>(9)</sup>。

配電線の短絡は、高圧配電線の 2 相もしくは 3 相が何らかの原因で電氣的につながり、短絡点に向かって大電流が流れる現象である。配電線において短絡電流が発生すると、図 1-5 に示すように電源から事故点に対し短絡電流が流れる。短絡事故の検出を考える場合、短絡電流の大きさが重要となるが、2 相短絡と 3 相短絡では、以下の示すように短絡電流の大きさが異なる点に注意しなければならない。ここに、図 1-6 に短絡事故における簡易等価回路を、図 1-7 に電圧ベクトル図 (2 相短絡) を示す<sup>(10)</sup>。

2 相短絡時は、短絡点を介して高圧配電線の 2 線が接続され、短絡電流は簡易な等価回路から(1-1)式となる。

$$\text{短絡電流 (2相短絡)} = \frac{\text{線間電圧}}{(\text{上位系統} + \text{配電線インピーダンス}) \times 2} \dots\dots\dots (1-1)$$

これに対し 3 相短絡時は短絡点で相電圧がゼロとなり、地絡と同様の等価回

路とるため(1-2)式となる。

$$\text{短絡電流 (3相短絡)} = \frac{\text{相電圧}}{(\text{上位系統} + \text{配電線インピーダンス}) \times 2} \dots\dots\dots (1-2)$$

以上により，(1-1)式と(1-2)式を比較すると 3 相短絡電流は 2 相短絡電流と比較して  $2/\sqrt{3}$  倍に増加する。

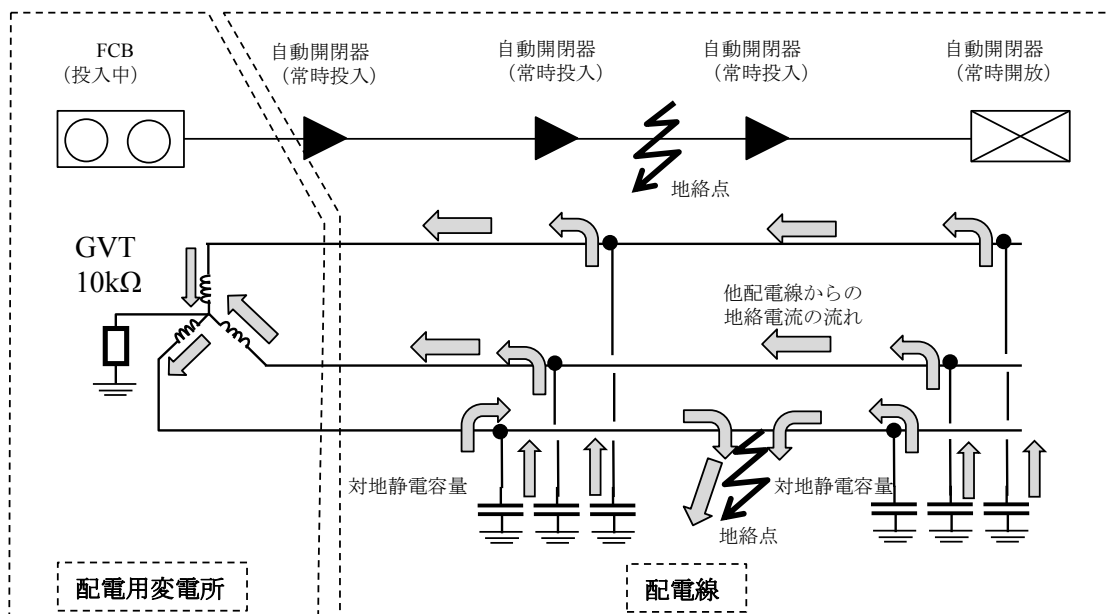


図 1-3 地絡事故発生時の地絡電流の流れ

Fig. 1-3. Flow of ground fault current at the time of ground fault accident.

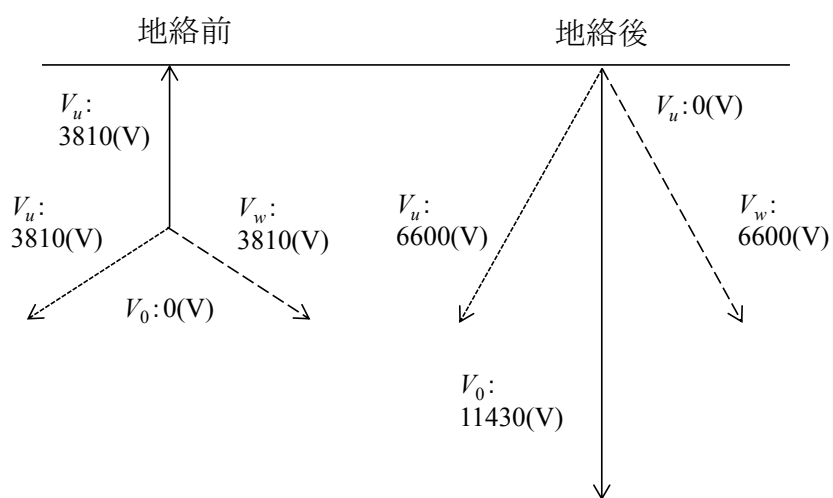


図 1-4 地絡事故時における電圧ベクトルの変化

Fig. 1-4. Change of the voltage vector at the time of ground fault accident.

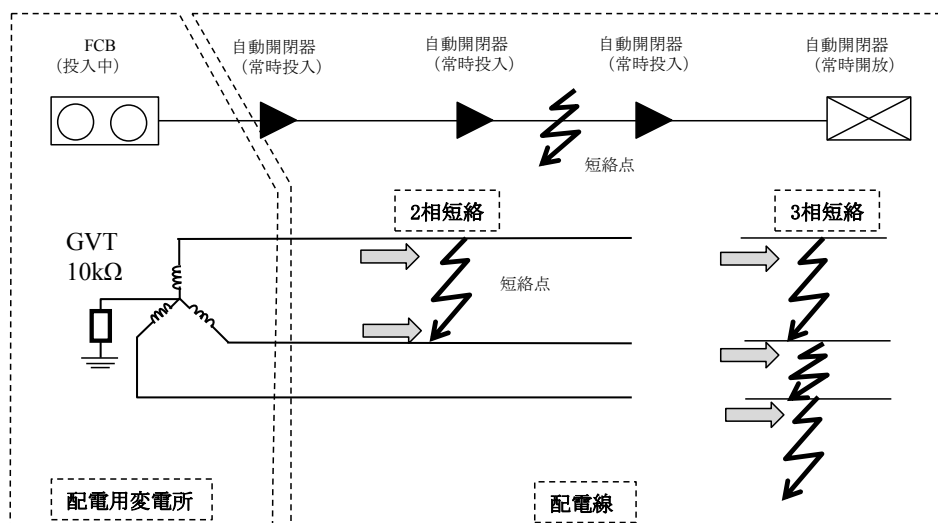


図 1-5 短絡事故発生時の地絡電流の流れ

Fig. 1-5. Flow of ground fault current at the time of short-circuit accident.

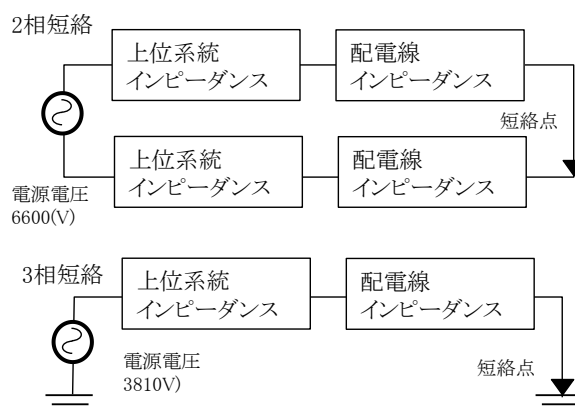


図 1-6 短絡事故時の簡易等価回路

Fig. 1-6. Simplified equivalent circuit at the time of short-circuit accident.

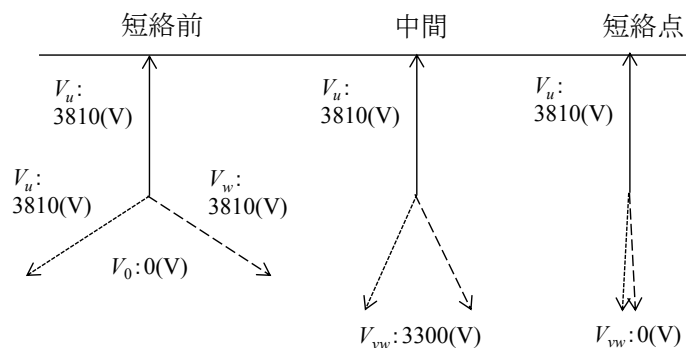


図 1-7 短絡事故時における電圧ベクトルの変化

Fig. 1-7. Change of the voltage vector at the time of short-circuit accident.

### 1.1.2.変電所における事故検出

変電所における事故検出方法の概要を示す。変電所における事故検出は、リレーによる検出が主体であり、地絡方向リレー(DGR : Directional Ground Relay)や過電流リレー (OCR : Over Current Relay) などをもとに検出が行われている。また、事故の検出には、数種類のリレーを組み合わせることが一般的であり、それらの組み合わせや事故判別となる各種制定値は、電力会社ごとの設備形態

表 1-1 事故時の送電遮断の必要性和平均的な整定値と判定ロジック

Table 1-1. The need for power supply cut-off at the time of power system accident, general enactment value and decision logic.

事故種別	項目	検出項目・整定値
地絡事故	送電を遮断する必要性	地絡電流が流れた場合の電位上昇起因とした低圧機器の絶縁破壊の防止
	動作条件	①零相電流 $\geq$ 閾値 ②零相電圧 $\geq$ 閾値 ③位相差：閾値の範囲内 ④時限 $\geq$ 閾値 ①から④の AND 条件で動作
	閾値	零相電流：0.2mA 零相電圧：10~60(V)※GPT の 2 次側 位相差：-45(°)~+135(°) 時 限：0.5~1.0(s)
短絡事故	送電を遮断する必要性	短絡電流を起因とした配線及び機械器具の過熱および焼損の防止
	動作条件	①相電流 $\geq$ 閾値 ②時限 $\geq$ 閾値 ①と②の AND 条件で動作
	閾値	H/高整定・・・ 電流：低整定の 200(%) 時限：0.2(s) L/低整定・・・ 電流：線路・直列機器の設備容量（最小）の 150(%) 時限 0.5~1.0(s) (※ともに：300~1200(A))

にあわせ設定されている<sup>(11)</sup>。

ここで、地絡事故・短絡事故に対して送電を遮断する必要性<sup>(12)</sup>と、電力 10 社へのアンケートを元に取りまとめた平均的な制定値ならびに判定ロジックを表 1-1 に示す。

地絡事故は、主に DGR と地絡過電圧リレー (OVGR: Over Voltage Ground Relay) を組み合わせて検出しており、表 1-1 に示すように零相電圧・零相電流の閾値に加え、その位相差を考慮して動作特性が定められている。なお、動作時限は電気設備の技術基準の解釈 (以下、電技解釈と略す) 第 17 条にもとづいて設定され、一例として、「高低圧混触時に 1 秒以内に自動的に遮断すれば、相電圧の上昇限度を 600 V まで認める。」という記載のもと「0.9 秒」としている。また、零相電圧・零相電流の閾値については、人工地絡試験の結果をもとに定めるなど、各電力会社の設備形態に応じて定められている。

短絡事故は主に OCR で検出しており、図 1-8 のように一般的には高整定と低整定の 2 種類の制定値とする。短絡事故の検出では、高圧配電線末端の短絡事故を検出できることや配電線ループ切り替え時など短時間運用で動作しないことに加え、低整定の条件で過負荷も検出できなければならない。

### 1.1.3. 実現場における地絡点推定手法の問題点

配電線事故には地絡と短絡があるが、地絡点の状態により地絡電流波形が大きく影響を受け複雑な様相を呈する地絡現象に注目し、今後、設置台数の増加が見込まれるセンサ開閉器の活用を念頭に、本論ではセンサ開閉器にて取得した地絡電流波形を利用して地絡点を推定する手法の検討を行う。

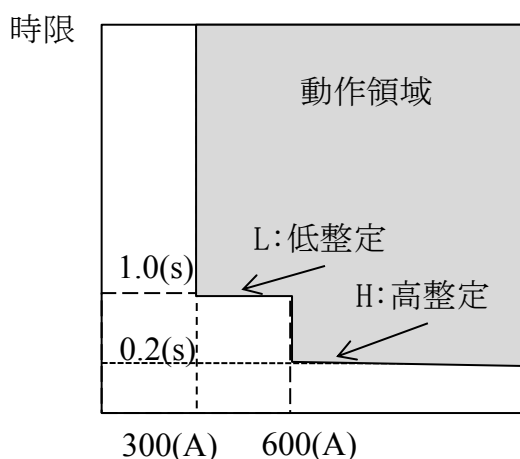


図 1-8 短絡事故の動作特性 (一例)

Fig. 1-8. The operating characteristics at the time of the short-circuit accident.

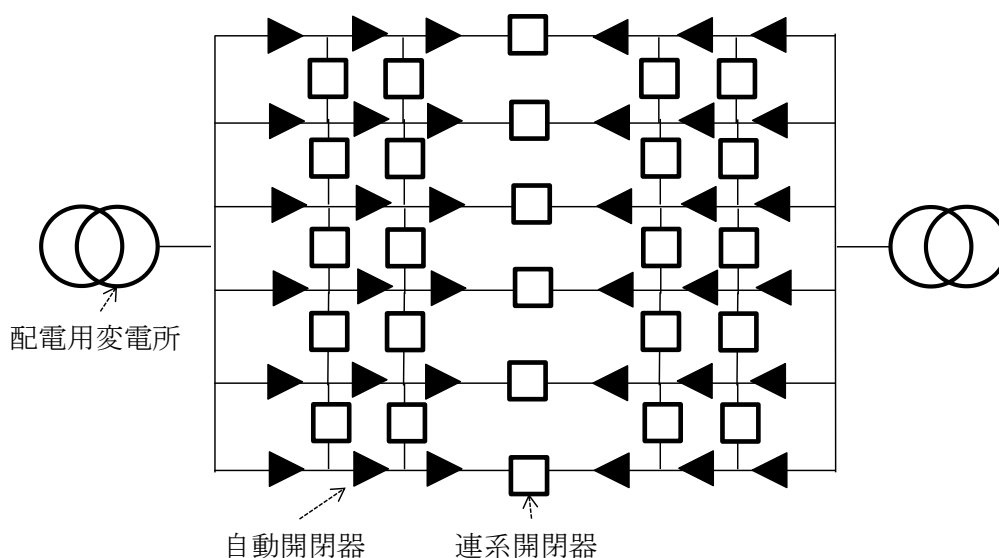


図 1-9 配電線の形態

Fig. 1-9. System configuration of the distribution line.

配電線は負荷の増減に対応するために遠方から制御できる自動開閉器により電力の供給区間が調整できる構成となっている。電力会社によって供給区間の分割数に対する考え方は異なるが、東京電力パワーグリッドでは都市部において一般的に1つの配電線を3分割しそれぞれの区間に連系箇所を設けた3分割3連系、周辺・郊外では1つの配電線を6分割し、6分割した中で3か所の連系箇所を設けた6分割3連系となっている。図 1-9 に3分割3連系の配電線の形態を示す。

配電線に地絡が発生した際、図 1-10 に示すように時限式事故捜査器により地絡点は特定区間に絞られ、電力会社の作業員が現場へ出向し、地絡点に至る分岐点の特定を行い、分岐点の先にある地絡点を特定する。電力会社の作業員が行う具体的な作業は、図 1-11 に示すように電力会社の作業員が電柱上にて直流印加装置（以下 印加装置）から放電されたパルスアンテナにて磁界として検出し、その磁界の有無を判断基準として地絡点の特定を行う。印加したパルスの放電電流は、地絡相の高圧線から地絡点へ流れる。このため、アンテナにて磁界を検知できれば、作業員が地絡点と印加装置の間にいることとなり、アンテナにて磁界を検出できなければ、作業員は印加装置に対し地絡点より遠ざかった箇所にいることとなる。即ち、地絡点はアンテナにて磁界を検出できる箇所とできない箇所の境となる。

このように、地絡点を特定するためには電柱上での作業を伴い、時間を要している。電力会社7社のデータをもとに調査した結果、2009 から2013 年度において、時限式事故捜査器により絞られた特定区間に到着してから地絡点原因の発見までに要した時間は30分から45分となる<sup>(13)</sup>。地絡点探査時間をさらに削

減するために、地絡点の効率的な探査手法の開発が求められている。

### 1.1.4. これまでに提案された地絡点推定手法の原理と問題点

地絡点推定時間短縮に向けた取り組みは、大きく分けて2通りある。1つは、直接的に地絡点を推定する手法である。配電線の地絡点推定手法として、複数のセンサ開閉器への地絡サージ波形の到達時間差から地絡点を推定する手法、地絡波形の高周波成分の共振周波数とバンク静電容量からインダクタンスを算出し、地絡点に至る分岐点を算出する手法<sup>(14)</sup>などの解析的な手法と、ニューラルネットワーク<sup>(15)</sup>を用いた手法などがある。2つ目は、地絡原因を特定する手法である。地絡波形の周波数解析や位相解析から地絡波形の特徴を分析し、地絡

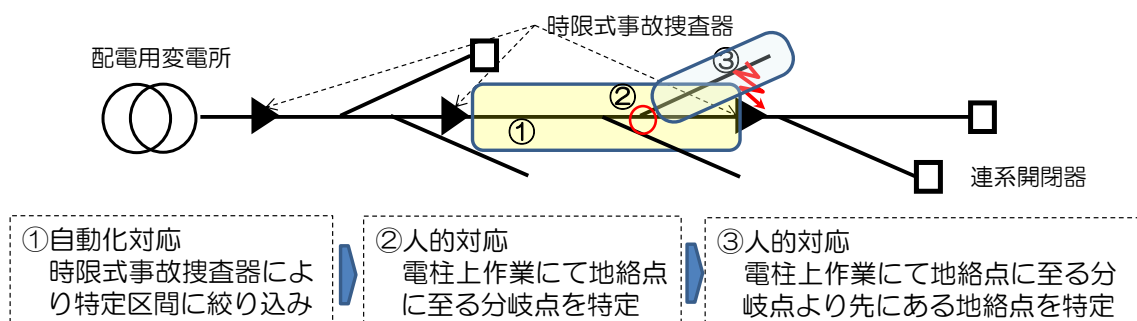


図 1-10 地絡点を特定するための手順

Fig. 1-10. The procedure for identifying the ground fault location.

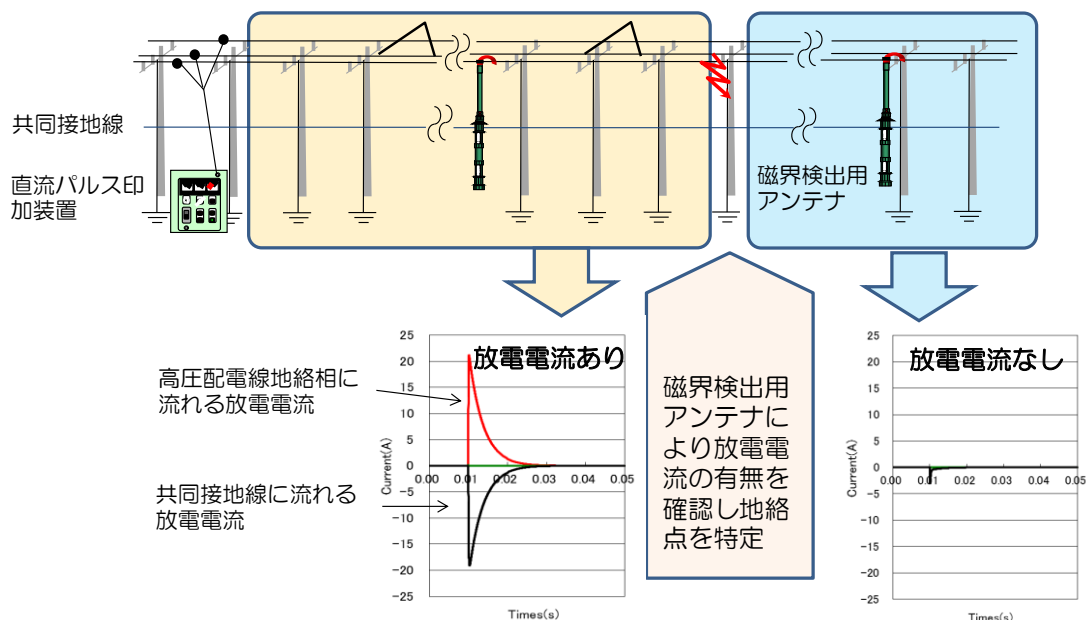


図 1-11 配電線の地絡点特定方法

Fig. 1-11. Method for identifying the ground fault location in distribution line.

原因を推定する手法<sup>(16)(17)(18)</sup>である。本稿では、一つ目の地絡点推定手法の検討を行う。地絡点推定手法として、国内では主に解析的な手法が検討されている。以下に過去に検討されてきた地絡波形から直接地絡点を特定する手法を紹介し、それぞれの手法の概要、適用範囲を以下に示す<sup>(19)</sup>。

(1) 地絡サージ到達時間差方式

基本原理は、開閉器 1, 2 の 2 点間で計測された地絡サージ電流の到達時間差より、地絡点または地絡点に至る分岐点を推定する手法であり、その概要図を図 1-12 に示す。サージ伝搬速度は光速 ( $3.0 \times 10^8$  m/s) に近く、推定誤差を 100 m 程度にするためには時間分解能が数 MHz 程度のセンサ開閉器が必要となる。さらに、センサ開閉器間の時間同期を必要とすることから光回線の設置が必要となり、高価な設備形成となる。

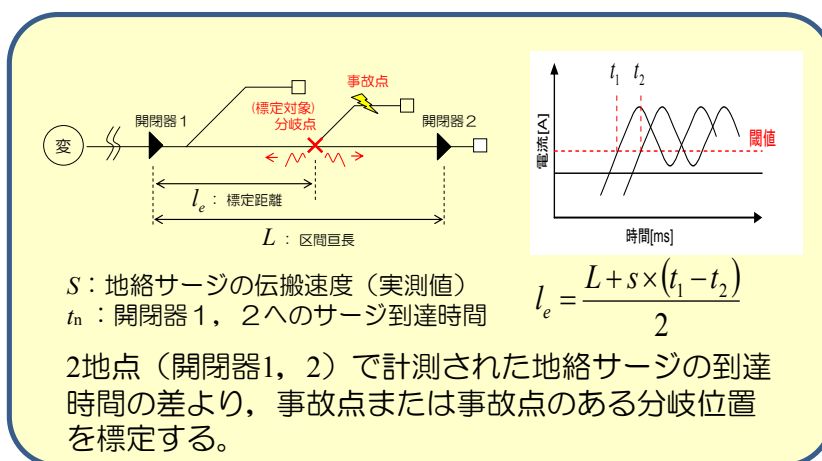


図 1-12 地絡サージ到達時間差方式

Fig. 1-12. Arrival time difference method of ground fault surge current.

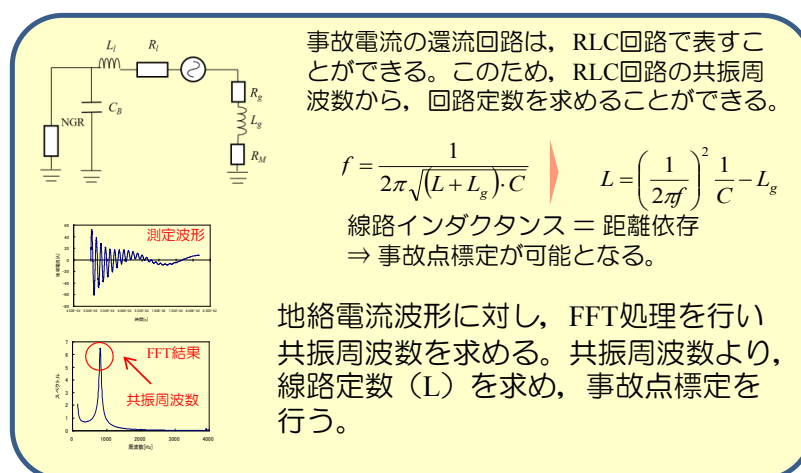


図 1-13 共振周波数方式

Fig. 1-13. Resonance frequency method.



(2) 共振周波数方式<sup>(14)</sup>

基本原理は、RLC 回路の過渡の振動成分を有する地絡電流から求めた共振周波数とバンク静電容量を用いてインダクタンスを算出し、単位長さあたりのインダクタンスで除すことにより地絡点までの距離を推定する手法である。その概要を図 1-13 に示す。この手法は、地絡点が高抵抗の場合、振動成分を有する地絡電流が発生しないこと、地絡様相に誘導性もしくは容量性の成分が含まれていれば、これらの値に地絡点までの距離が依存するという欠点がある。また、配電線には分岐点が多く存在し、地絡点を特定することは困難である。設備面では、センサ開閉器に数十 kHz 程度の波形記憶機能が具備されていれば推定は可能である。

(3) コンデンサ方式

基本原理は、配電線の立ち上がりと末端へコンデンサを設置し、コンデンサ

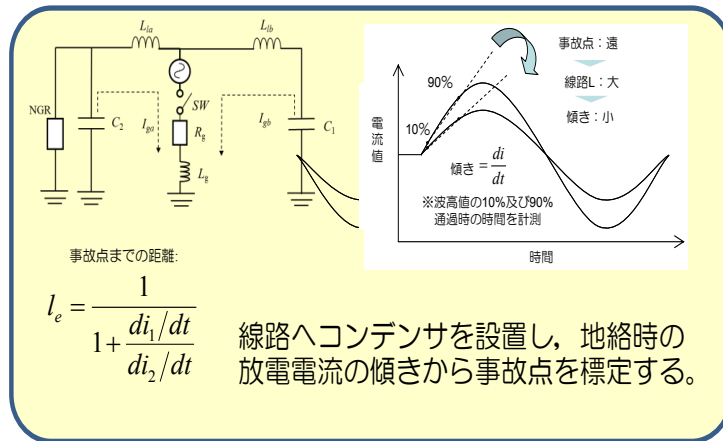


図 1-14 コンデンサ方式

Fig. 1-14. Capacitor method.

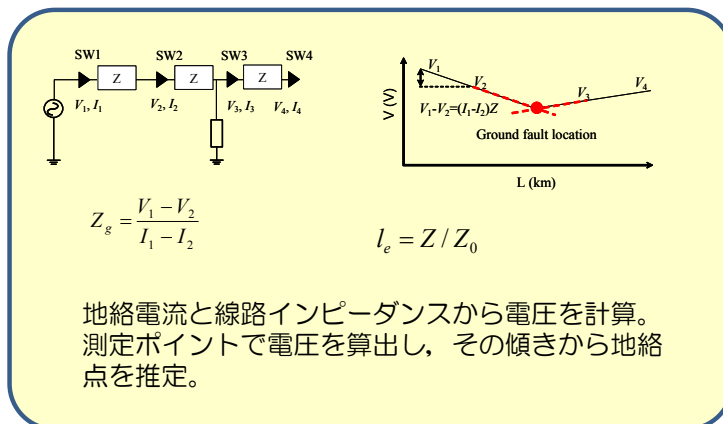


図 1-15 インピーダンス方式

Fig. 1-15. Impedance method.

から地絡点に流れる放電電流の傾きから地絡点を推定する手法である。その概要を図 1-14 に示す。設備面では、配電線にコンデンサを設置するか、もしくは配電線内のケーブルからの放電電流を取得して解析することにより地絡点推定が可能となる。しかし、地絡発生時にコンデンサから放電される電流の傾きを算出することが困難であるという技術面での課題がある。

#### (4) インピーダンス方式

基本原理は地絡電流と線路インピーダンスの積により生じる電圧降下を複数のセンサ開閉器の電圧計測機能を用いて計測し、各地点にて計測した電圧勾配の直線がクロスする位置から地絡点を推定する手法である。その概要を図 1-15 に示す。電圧降下の勾配を決めるのはセンサ開閉器間の線路インピーダンスで

表 1-2 地絡点推定手法の評価<sup>(20)</sup>

Table 1-2. Evaluation of the method in ground fault location<sup>(20)</sup>.

方式	(1) 地絡サー ージ到達時間 差方式	(2) 共振周 波数方式	(3) コンデ ンサ方式	(4) インピ ーダンス方式
推定精 度	数十 m 程度	200~900 m 程 度 (地絡抵抗 20 Ω 程度の場合)	数十~400 m 程度 (地絡抵 抗 100 Ω の場 合)	±3 km 以上
適用範 囲	観測点で挟み 込んだ箇所 (地絡点が分 岐線の場合は 分岐点を推 定)	系統全域 (送 り出し点から の距離に換 算, 分岐点の 特定は不可)	観測点で挟み 込んだ箇所 (地絡点が分 岐線の場合は 分岐点を推 定)	観測点で挟み 込んだ箇所 (地絡点が分 岐線の場合は 分岐点を推 定)
評 定 限 界	地絡抵抗 1 kΩ 程度まで可能	地絡抵抗 30 Ω 程度	地絡抵抗増大 にともない標 定制度の低下	—
システ ムの課 題	高い計測周波 数と高速デー タ転送	高速な周波数 解析	観測用コンデ ンサの設置	電圧測定精度 と電圧降下量
実 現 可 能性	試験適用	可能性あり	可能性あり	低

ある。本手法は波形のサンプリング周波数に依存しないという利点はあるが、線路インピーダンスが小さいため電圧勾配を測定するためには分解能の高い電圧測定器の設置が必要となる。センサ開閉器に高い分解能を持つ電圧測定器の機能を追加するためのコストの増加が懸念される。

以上、方式（１）から（４）の結果をまとめると表 1-2 となる<sup>(20)</sup>。表 1-2 の実現可能性の観点から、（１）の地絡サージ到達時間差方式と（２）共振周波数方式と（３）コンデンサ方式が有望である。（１）の方式については高い計測周波数と高速データ転送が必要となり高コストとなる、（３）は放電電流の傾きの算出が困難である。これらの理由から、著者は地絡点推定精度と適用範囲の課題はあるが適用時のコストの観点から数 10kHz の低周波数で地絡点推定が可能となる（２）の共振周波数方式について研究を行う。現状では、共振周波数方式は地絡点までの直接的な距離は推定できるが、配電線には複数の分岐点があり、分岐点の特定と分岐点から先にある地絡点の特定はできない、また、共振周波数方式は地絡抵抗値が数十  $\Omega$  以下で適用となるため、地絡抵抗値が高抵抗の時は適用できないという課題がある。

## 1.2. 本研究の目的

本研究は、地絡点の状態により複雑な地絡波形の様相を呈する地絡現象に的を絞り、地絡点推定の研究を行う。現在、地絡点推定の実用化に近い地絡サージ到達時間差方式は高い計測周波数と高速データ転送が必要となるため、高コストとなる。そこで、著者等は比較的安価なコストで地絡点を推定できる可能性のある共振周波数方式について検討を行う。

この方式は地絡抵抗値が数十  $\Omega$  以下の条件での適用となり、高抵抗に対しては新たな方式の提案が必要となる。また、共振周波数方式を実現場に適用するためには解決しなければならない課題もある。

共振周波数方式の課題である地絡抵抗値が高抵抗での地絡点推定を可能とするために、共同接地線を活用した新たな地絡点推定方式の検討を行う。この方式は地絡が発生した際、隣接する 2 つの配電線の共同接地線の立ち上がりに設置した電流測定器で測定される地絡電流のゼロクロス点の時間差から地絡点距離を推定する手法である。

これらの検討を行うことで、地絡点を早期に発見する方法を提案し、地絡発生時の停電時間の短縮につなげる手法の提案を行う。

## 1.3. 本研究の概要

本研究は、低抵抗での地絡点推定方式である共振周波数方式と高抵抗での共同接地線方式について測定原理の確立とシミュレーションによる基礎検討を行

う。共振周波数方式においては、既存の共振周波数方式の問題点を解決するための提案を行い、配電線の立ち上がりと末端に設置した電圧・電流波形を測定できるセンサ開閉器から取得した地絡電流波形の共振周波数を用いて地絡点までのインダクタンスをそれぞれ算出し、センサ開閉器を幹線とする地絡点に至る分岐点を推定する方法について研究したものである。地絡抵抗値が高抵抗時に適用できる共同接地線方式においては、本方式を適用できる系統条件とシミュレーションによる検証から地絡点に至る分岐点を推定できるかの研究を行うものである。

第1章では、本研究の背景である電力供給支障事故の種類と発生状況、これまでの地絡点推定手法の原理を示し、問題点を整理する。次に、これまで検討されてきた地絡点探査手法をまとめ、本研究の目的を述べる。

第2章では、配電系統の構成について記載し、共同接地線が施設されている配電線に地絡が発生した時の地絡電流の帰路を明確にする。

第3章では、地絡発生時に共振周波数方式から得られるインダクタンスの根拠を明確に示し、分岐点を多数有する配電線に既存の共振周波数方式を適用できないことに対する解決策を示す。地絡点の様相に依存しないで分岐点を有する配電系統に適用できる、地絡点に至る分岐点を推定する手法をシミュレーションで評価した結果を示す。

第4章では、地絡点に至る分岐点の推定手法を評価するための配電線模擬装置の開発と著者が提案する地絡点の様相に依存しないで配電線の立ち上がりと末端に設置するセンサ開閉器を幹線とし地絡点に至る分岐点を推定する手法の検証結果を示す。

第5章では、地絡発生時の地絡抵抗値が高抵抗の時に、隣接する2つの配電線の共同接地線の立ち上がりの接地極で測定される地絡電流のゼロクロス点の時間差から地絡点を推定する方式を示す。この共同接地線方式を適用できる配電系統の構成とゼロクロス点に時間差が生じる要因を示す。

第6章では、共同接地線方式において、地絡抵抗値が1 k $\Omega$ 以上では適用可能であることが示されているが、地絡抵抗値に対する適用下限値が明確になっていない。そこで、共同接地線方式を適用できる地絡抵抗値の下限値を明確に示し、共振周波数方式と共同接地線方式が適用できる地絡抵抗値の適用範囲を示す。

第7章では、本研究の総括を行うとともに今後の課題を示す。

## 第2章. 配電線の系統構成と検討方針

### 2.1. 序言

本章では初めに、火力発電、水力発電、大規模太陽光発電などにより作られた電気が供給される流れと、東京電力パワーグリッドにおける配電系統からの電力の供給方法と配電系統の構成を示す。他電力と比較して東京電力パワーグリッドの配電線の特徴は、低圧線に電灯 100 V・200 V を供給するための低圧線と、電柱の接地極を広範にわたり接続する共同接地線を有することにある。

次に、配電線地絡時に生じる地絡電圧・電流波形とその特徴を示す。配電線に地絡が発生した時の地絡電流波形は、大きく 2 種類に分類される。1 つは、地絡

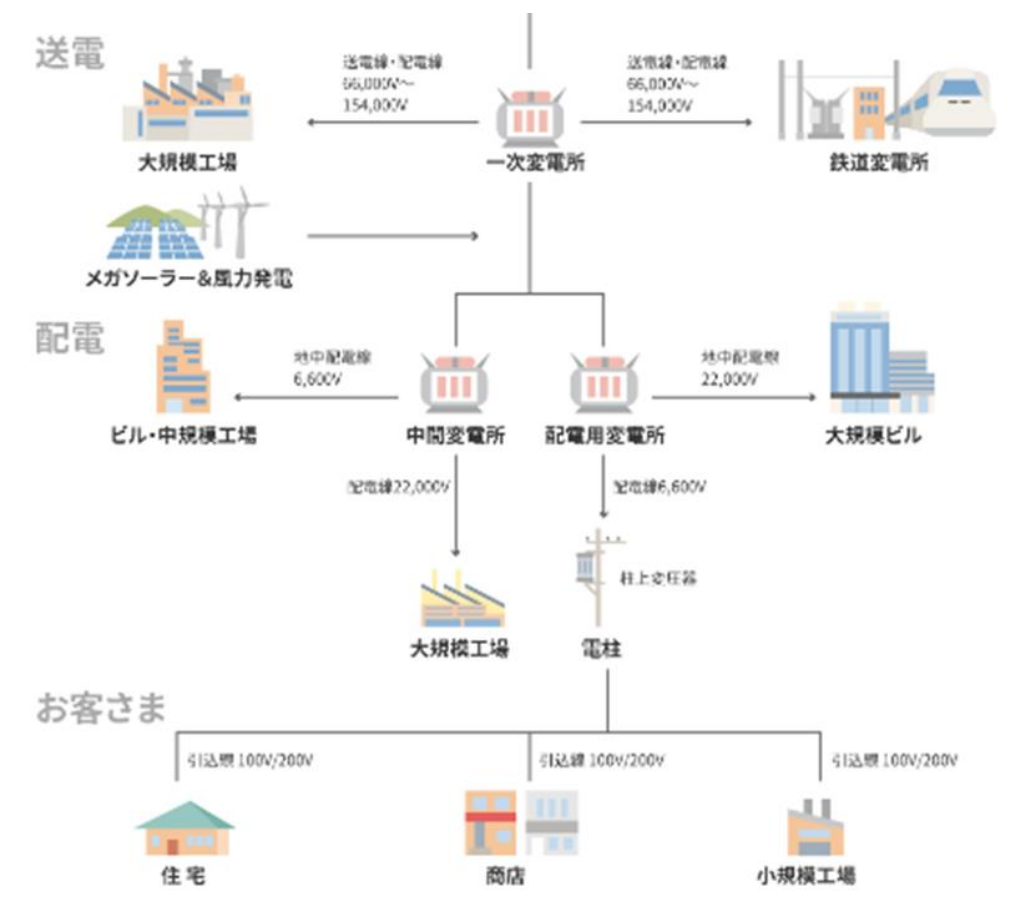


図 2-1 電力供給の流れ<sup>(21)</sup>

Fig. 2-1. Flow of power supply<sup>(21)</sup>.

発生直後の過渡領域に高周波の振動成分を有する地絡電流が発生することになり、他の特徴として、地絡発生時に三角状の地絡電流が発生することにある。これらの地絡電流の特徴をもとに地絡発生時の地絡点の様相を示す。

さらに、共同接地線には電柱に設置されている変圧器や開閉器などの機器の外箱接地が接続されており、配電線地絡時の地絡電流の帰路となる。配電線に地絡が発生した際に共同接地線を介して電柱の接地極に流れる地絡電流の帰路と電柱の接地極への分流の割合を明確にする。

## 2.2. 電力の流れと配電系統の構成

大規模発電所で作られた電力は、図 2-1 に示すように 50 万 V、27.5 万 V、6 万 V の超高電圧で送られ、配電用変電所に設置された変圧器により線間電圧 6.6 kV に降圧される<sup>(21)</sup>。配電線における電力供給方式を示す。配電用変電所の 6.6 kV 側の接地方式は、図 2-2 に示すように系統電位の動揺・擾乱を防止する、地絡発生時に比較的小さい地絡エネルギーで地絡を検出すれば設備破壊などの影響を抑えられるなどの目的から非接地系統と等価となっており、小さい電流で継電器を動作させるために中性点に 10 kΩ の接地抵抗値が施設されている<sup>(22)</sup>。配電線は図 2-3 に示すように高圧線 3 相となっており、線間電圧 6.6 kV（対地電圧の実効値 3.81 kV）で送電されている。単相三線式 100/200 V もしくは動力三相 200 V で電力を供給するために、電柱上には変圧器が設置されている。低圧線には電灯・動力電力を供給するための低圧線と電位の基準となる共同接地線がある。単相 200/100 V もしくは三相 200 V の電気を使用する需要家へは変圧器から直接、もしくは低圧線を介して電力を供給している。

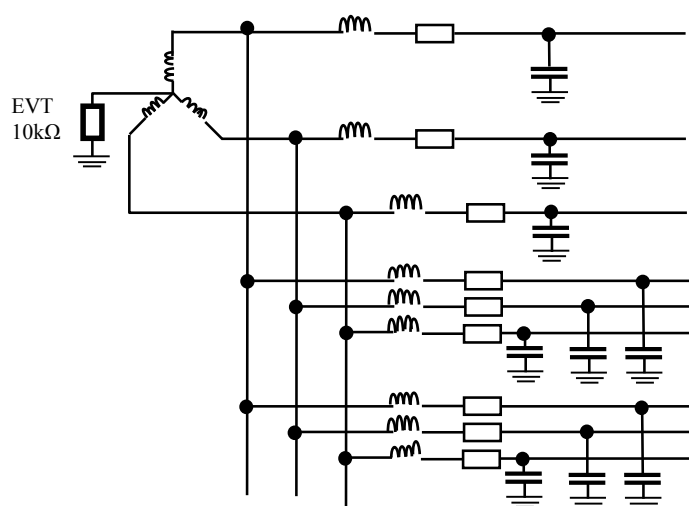


図 2-2 配電線の電源構成

Fig. 2-2. Power supply configuration of distribution line.

東京電力パワーグリッドの配電系統の特徴は、低圧電線と共同接地線 (Common earthing conductor) が施設されていることにある。共同接地線は電柱に施設された接地極と接続され、電位の基準となっている。さらに広範にわたり他の電柱とも接続されており、雷サージ電流の保護や地絡電流に対する電圧上昇抑制の役割も担っている<sup>(12)</sup>。図 2-4 に示すように電柱に施設されている変圧器や開閉器の外箱接地、高圧線を保持するための碍子が取り付けられている腕金の接地は接地線を介して共同接地線へ接続されている。

### 2.3. ATP シミュレーションの適用評価と検討の方向性

本節では、配電線における地絡点推定の検討を電力系統の過渡現象の解析に用いられる Electro Magnetic Transient Program の一つのバージョンである Alternative Transient Program (以下, ATP) を用いて行う。ATP による過渡現象計算は、全ての回路素子をコンダクタンスとこれに並列に接続された電流源に変換し、回路全体のノードのコンダクタンスの方程式を立てて解くことにより実行される<sup>(23)</sup>。

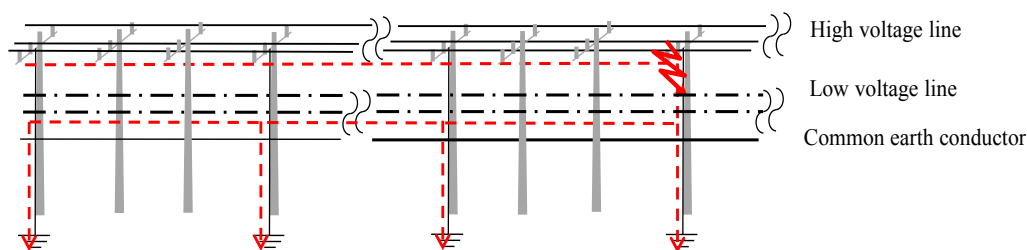


図 2-3 配電線の電線配置図

Fig. 2-3. Arrangement figure of distribution line.

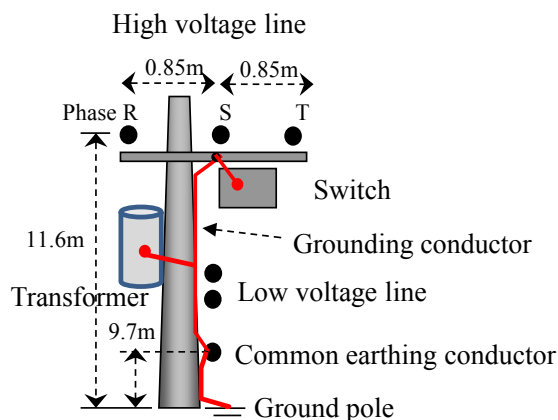
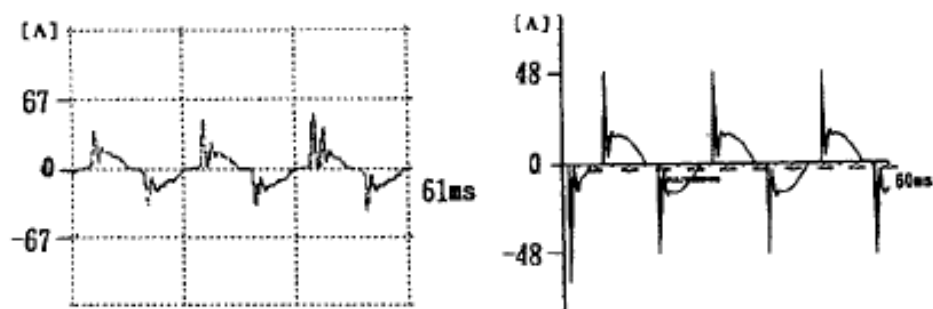


図 2-4 各種機器の配置図

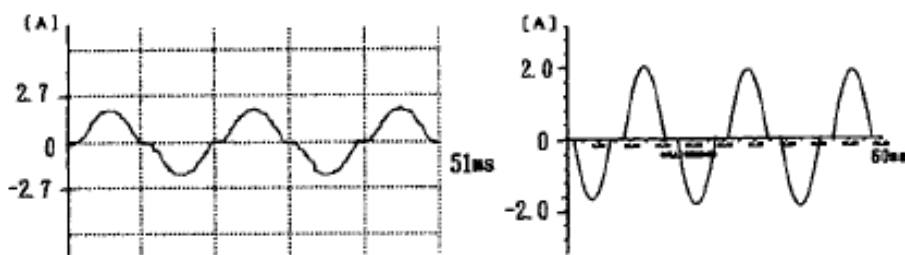
Fig. 2-4. Layout diagram of electric power equipment.

ATPシミュレーションを用いて雷が配電線に及ぼす影響評価や、雷保護に対する合理的な接地形態の在り方など多数の研究が行われている。雷が配電線に及ぼす影響を評価するために実験を行い、実験結果とATPシミュレーションの整合性は確認されている。

6 kV、11.4 kVや22 kVの配電線の地絡や開閉サージの評価を行う際にもATPシミュレーションが用いられている。具体的には、渡邊等は6 kV配電線の試験線路において地絡点を鶏と汚損碍子とした時の実験とシミュレーションの波形を比較しており、その結果を図 2-5に示す。地絡点を鶏とした場合、地絡点の抵抗値は1800 Ω、電圧ギャップを2100 Vと模擬し、EMTP(ATP)シミュレーションを行うことで、実験で測定した波形とEMTP(ATP)シミュレーション波形は概ね一致している。地絡点を汚損碍子とした場合、地絡点の抵抗値を12 Ω、電圧ギャップを1300 Vと模擬し、EMTP(ATP)シミュレーションを行うことで、実験で測定した波形とEMTP(ATP)シミュレーション波形は一致している<sup>(16)</sup>。



(a)汚損碍子の実験 (12 Ω)



(b)鶏の実験 (1800 Ω)

図 2-5 配電における低高抵抗の地絡電流波形<sup>(16)</sup>

Fig. 2-5. Ground fault current waveform in low and high resistance for distribution line<sup>(16)</sup>.



また、11.4 kVと22 kVの実規模配電線路において、中性点接地抵抗値や線路長を変数として開閉サージや地絡サージの過渡性過電圧を測定し、実線路を模擬した配電線とEMTP(ATP)のシミュレーションを比較した結果、両波形の最大波高値の誤差は1.8～10.8%の範囲内となる。EPRI/DCGによるEMTP解析精度に関する検討によれば、開閉サージ領域における誤差は約20%とされているため、EMTPを用いたこれらの解析は十分な精度を有していると言える結果を得ている<sup>(24)(25)</sup>。

これらの結果は、EMTP(ATP)を用いて配電線の地絡点解析を行うことの妥当性を示しており、著者は配電線における地絡点推定の検討をATPで実施する。

本論文での検討は、著者が提案した配電線地絡点推定手法を図 2-6 に示す検討フローのもと ATP シミュレーションを中心に評価を行う。

## 2.4. 配電線における地絡波形

配電線に地絡が発生した時の地絡波形は、地絡抵抗値が低抵抗の状態と高抵抗の状態で異なる。ここでは、地絡抵抗値による地絡電流波形の違いと特徴を示す。

渡邊等による配電線地絡事故時の波形と判別方法に、地絡点を鶏と汚損碍子とした際の地絡点の電氣的な模擬と取得波形, EMTP シミュレーションによる解析波形が示されている<sup>(16)</sup>。図 2-5 (a)に示すように地絡点が汚損碍子のケースでは、地絡点は電圧ギャップと低抵抗で模擬され、地絡電流は高周波成分を有する波形となる。一方で、図 2-5 (b)に示すように地絡点を鶏としたケースでは、地絡点は電圧ギャップと高抵抗で模擬され、地絡電流は高周波成分を含まない

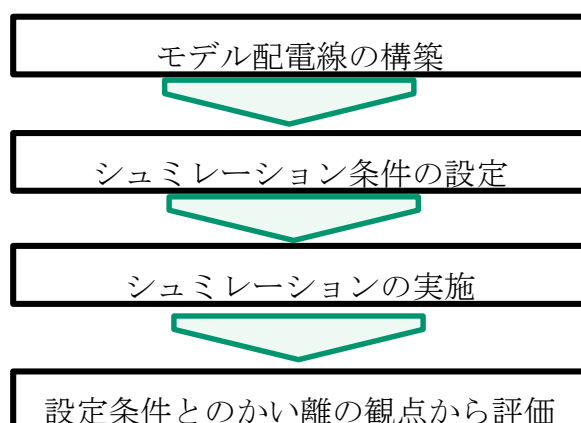


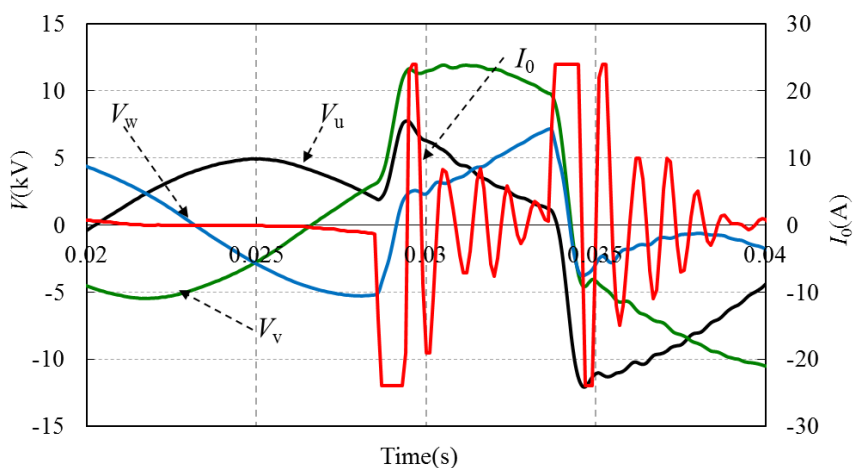
図 2-6 検討の進め方のフロー

Fig. 2-6. Flow of investigation process.

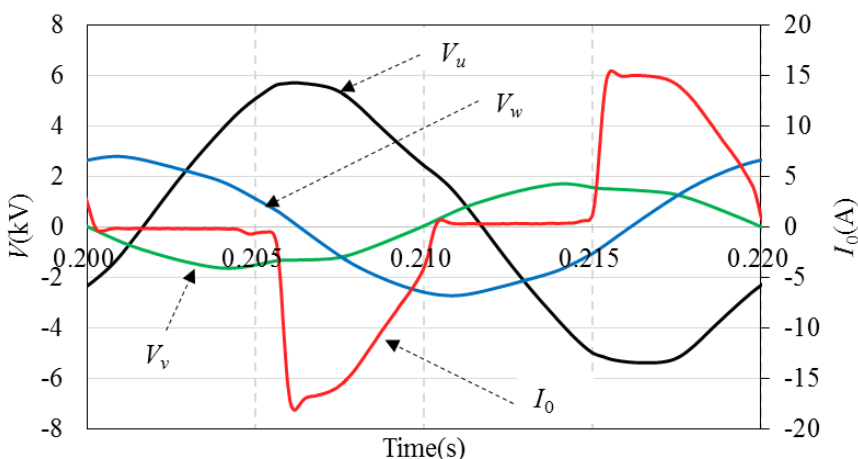
三角状の波形となる。これらの地絡波形は、配電線の対地電圧が閾値を超過した時に地絡電流の発生と消滅を繰り返すため、これらの事象は電圧の半サイクル毎に周期的に表れる<sup>(26)</sup>

東京電力パワーグリッド管内にて配電線の立ち上がりに設置した周波数分解能 10 kHz のセンサ開閉器で取得した地絡波形の一例を図 2-7 に示す。ここで、 $V_u$ ,  $V_v$ ,  $V_w$  は U 相 V 相 W 相の電圧、 $I_0$  は零相電流を示している。図 2-7 の地絡波形も渡邊等の取得した波形と同様に高周波成分を有する地絡電流と高周波成分を含まない三角状の地絡電流となる<sup>(27)</sup>。

図 2-7 (a) は地中機器の絶縁破壊を起因とした地絡波形であり、高周波成分を



(a) 振動成分を有する地絡波形



(b) 三角波の成分を有する地絡波形

図 2-7 地絡波形<sup>(27)</sup>

Fig. 2-7. Wave form of ground fault current<sup>(27)</sup>.

含む地絡電流となる。地絡波形が高周波成分を含む場合、地絡点は低抵抗として模擬できることが渡邊等の論文<sup>(16)</sup>や著者の検討結果<sup>(28)</sup>からわかる。地絡波形に高周波成分が含まれる場合は、地絡点推定に共振周波数方式の適用が可能となる。

図 2-7 (b) は架空ケーブルの接続体の絶縁破壊を起因とした地絡波形であり、高周波成分を含まない三角状の地絡波形となる。この地絡波形は特定の電圧を超えると地絡電流が発生し、地絡相の対地電圧がゼロになる近傍で地絡電流がゼロになること、地絡波形が三角状の波形を含む場合、地絡点は高抵抗で模擬できることが渡邊等の論文からわかる<sup>(16)</sup>。

## 2.5. 配電線における地絡電流の経路

開閉器や変圧器などの絶縁劣化や他物接触を起因として配電線に地絡が発生した際、地絡電流は地絡点直近の電柱の接地極を介して大地に流れる経路と、共同接地線を介して電柱の接地極に分流する経路が考えられる。

### 2.5.1. 配電線における地絡電流

高压配電線の 1 線に何らかの原因で地絡が発生した際、地絡点から大地へ流れる電流を 1 線地絡電流  $I_g$  という。非接地系統である高压配電線では、地絡電流は図 2-8 に示す大地を経由して配電用変電所に設けられた中性線接地抵抗へ戻る電流のほか、配電系統に分布して存在する対地静電容量を介して流れる地絡電流があり、地中または架空ケーブルの互長が長い場合は、ケーブルの静電

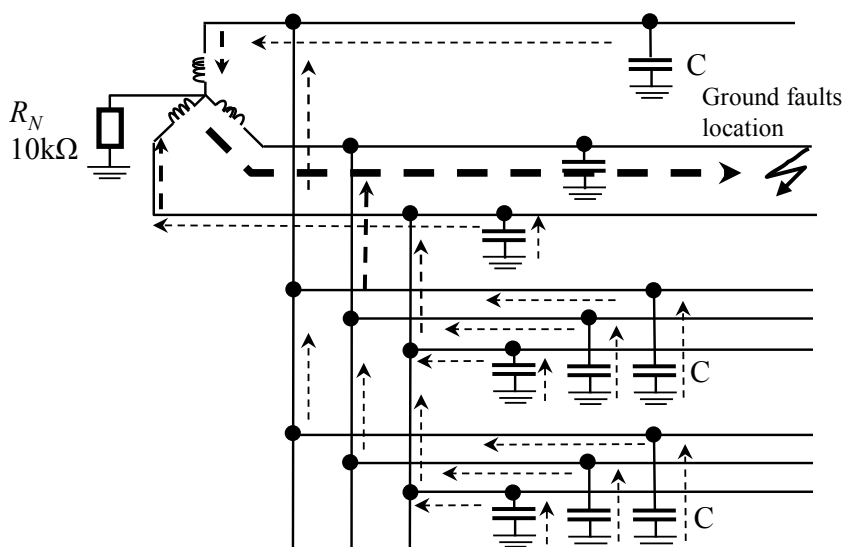


図 2-8 1 線地絡電流の経路

Fig. 2-8. Path of ground fault current in 1-line.

容量のため地絡電流は大きな値となる。地絡電流の大きさと、同一配電用変電所内の配電線の静電量を足し合わせたバンク静電容量  $C_B$  との関係を表 2-1 に示す<sup>(26)</sup>。

配電線の地絡電流の大きさは配電用変電所の中性点に  $10 \text{ k}\Omega$  の抵抗を有するため非接地方式とほぼ等価となり、1線地絡電流の大きさは(2-1)式となる<sup>(29)</sup>。

$$I_g = \omega C_B E \dots\dots\dots (2-1)$$

ここで、 $\omega$  は  $2\pi f$ 、 $f$  は周波数で  $50 \text{ Hz}$ 、 $E$  は対地電圧  $3810 \text{ V}$  となる。

### 2.5.2. 地絡抵抗値が低抵抗における地絡電流の経路

本項では 1 例として地絡抵抗値が低抵抗の時の地絡電流の帰路を示す。ATP シミュレーションに用いる配電線モデルとして、高圧配電線は 3 相 3 線式、線種は架空絶縁電線  $240 \text{ mm}^2$  とする。シミュレーション条件を簡易にするために共同接地線の線種は高圧配電線と同じ線種を適用する。

ここで、低圧の電圧線 2 条は地絡電流に影響を及ぼさないため本シミュレー

表 2-1 地絡電流の大きさと位相

Table 2-1. Line constant at 1700 Hz

条件	$C_B$	地絡電流
地絡点のインピーダンス	大	小
	ゼロ	大
配電線のバンク静電容量	大	V0 に対して進み
	ゼロ	V0 に対して同相か、やや遅れ
アーク地絡の場合		進み分が多い
アーク地絡でない場合		進み分が少ない

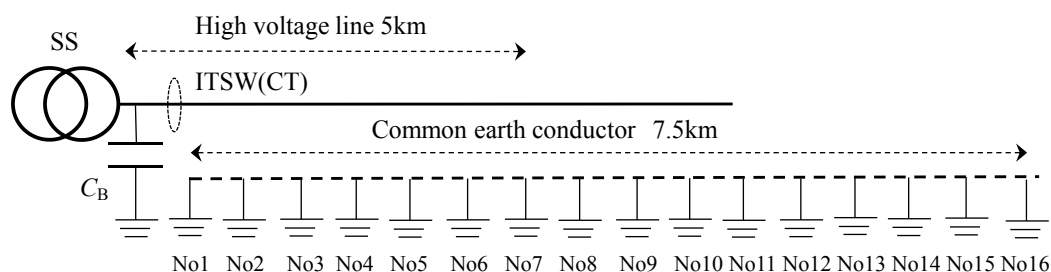


図 2-9 ATP シミュレーションに用いる配電線モデル

Fig. 2-9. Distribution model for ATP simulation.

シミュレーションでは考慮しない。他配電線の影響を考慮するために各相あたり  $0.5 \mu\text{F}$  の静電容量を模擬する。図 2-9 に示すように高圧配電線の亘長は  $5 \text{ km}$ ，共同接地線は他配電線との接続を考慮して高圧配電線の  $1.5$  倍の  $7.5 \text{ km}$  とする。電柱に施設される接地抵抗値  $R_p$  は  $0.5 \text{ km}$  毎に  $20\Omega$  とする。図 2-9 に示すように配電用変電所に近い接地極から No1, No2 とし，配電用変電所から最も離れた接地極を No16 とする。ATP の線路定数プログラムより算出した高圧配電線 (HVL) と共同接地線 (common earthing conductor 以下 CEC) の線路定数を表 2-2 に示す。

### 2.5.3. ATP シミュレーションによる地絡電流の経路

ATP シミュレーションにてセンサ開閉器から  $2.5 \text{ km}$  の地点，地絡抵抗  $1 \Omega$  の条件で，地絡が発生した時にセンサ開閉器を通過する高周波の振動成分を有する地絡電流 (以下，地絡サージ電流)  $I_{ga}$  と，各接地極に流れる地絡サージ電流を  $I_{gc}$  とし，地絡点より電源側の接地極に流れる  $I_{gc}\text{-No1} \sim I_{gc}\text{-No6}$  を図 2-10 に示す。ここで， $I_{gc}\text{-No}$  の末端に示す数字は，図 2-9 の No1~No16 の数字に対応する。

図 2-10 の  $I_{gc}\text{-No1}$  から  $I_{gc}\text{-No6}$  において， $I_{ga}$  は共同接地線を介し電柱の各接地極に分流していることがわかる。各接地極に流れる  $I_{gc}$  を接地極に流れる  $I_{gc}\text{-No1} \sim I_{gc}\text{-No16}$  の 1 波目の最大値の合計値  $I_{gs}$  で規格化した結果を図 2-11 に示す。図 2-11 から接地極に流れる地絡サージ電流の最大値は地絡点の  $I_{gc}\text{-No6}$  となり， $I_{gs}$  に対する  $I_{gc}\text{-No6}$  の割合は約  $22\%$ ，2 番目の値は配電用変電所に近い  $I_{gc}\text{-No1}$  となり， $I_{gs}$  に対する割合は約  $18\%$  となる。図 2-11 から， $I_{gc}$  は地絡点を除き配電用変電所に近づくと大きくなり，地絡点より負荷側では地絡点から離れるとともに小さくなる。地絡サージ電流は地絡点 No6 を除き，配電用変電所の方向に全体の約  $57\%$ ，負荷側に全体の約  $22\%$  が流れる。また，図 2-10 において， $I_{ga}$  と  $I_{gc}\text{-No1} \sim I_{gc}\text{-No6}$  は同方向となっているのは，共同接地線から接地極を介し大地に流れる  $I_{gc}$  の方向を正にしているためである。

表 2-2 1700 Hz での線路定数

Table 2-2. Line constant at 1700 Hz

	$R(\Omega/\text{km})$	$L(\text{mH}/\text{km})$	$C(\mu\text{F}/\text{km})$
HVL	1.75	1.98	0.009
CEC	1.75	1.98	0.009

本シミュレーション結果は、高圧配電線に地絡が発生した際、地絡サージ電流は共同接地線の流れ各接地極に分流することを表している。この結果から、共振周波数方式で地絡点推定を行う場合、共同接地線のインダクタンスや高圧配電線と共同接地線との相互インダクタンスを考慮した検討が必要となる。

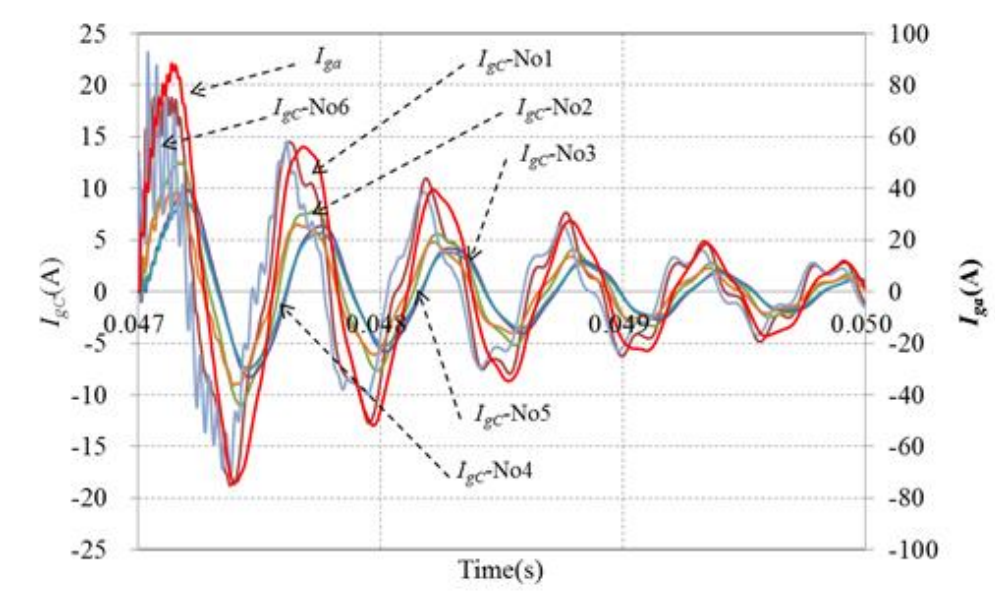


図 2-10  $D_g$  2.5 km と  $R_g$  1  $\Omega$  における  $I_{ga}$  と  $I_{gc}$  の分流  
 Fig. 2-10. Separation of  $I_{ga}$  and  $I_{gc}$  at  $D_g=2.5$  km and  $R_g=1$   $\Omega$ .

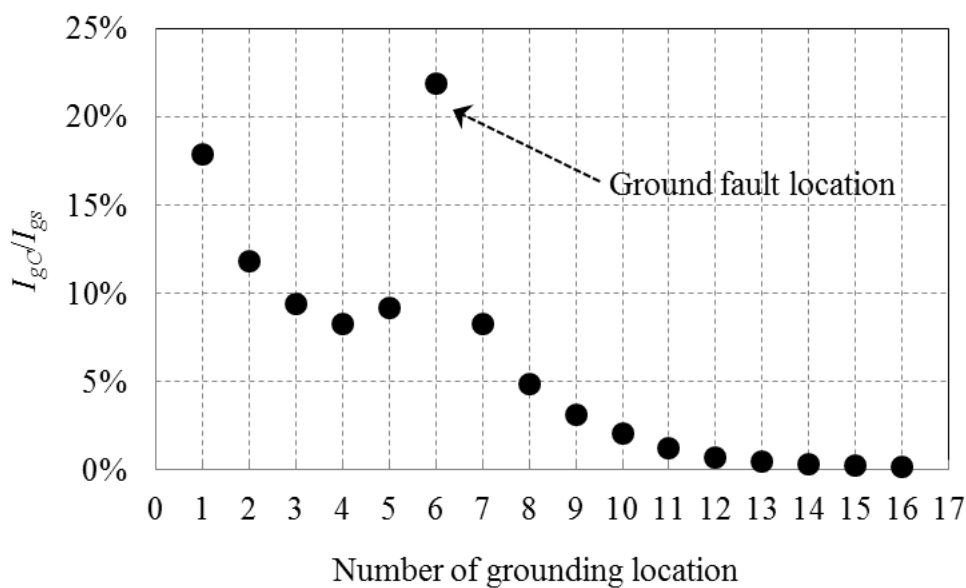


図 2-11  $I_{gc}$  の分流割合  
 Fig. 2-11. Separation ratio of  $I_{gc}$ .

## 2.6. 結語

配電線で地絡が発生した時の地絡電流波形の形状と地絡抵抗値の関係について参考文献をもとに示し，地絡抵抗値が低い時は，地絡発生直後に高周波の振動成分を有する地絡電流が発生し，地絡抵抗値が高い時は，三角状の波形を含む地絡電流が発生することを確認した。

地絡抵抗値が低抵抗値の時に，地絡発生時に共同接地線を通る地絡電流の帰路の検討を行った。地絡発生時に地絡電流は当該の電柱の接地極に最も多く流れ，共同接地線を介し各接地極に分流しつつ，配電用変電所に帰路する。この結果は，地絡電流は高圧配電線地絡相と共同接地線に流れることを示している。このことから以降の地絡点推定手法の検討を行う際，高圧配電線地絡相と共同接地線の相互インダクタンスを考慮した検討が必要となることを示している。

## 第3章. 共振周波数方式の概要

著者が配電線の地絡点推定手法として、コストの観点から選択した共振周波数方式の原理と現状での課題、その解決策を示す。

共振周波数方式は、RLC回路の過渡現象を利用して、高周波の振動成分を有する地絡電流（以下、地絡サージ電流）の共振周波数とバンク静電容量から地絡点までのインダクタンスを求め、求めたインダクタンスを単位長さ当たりのインダクタンスで除すことにより地絡点までの距離を推定する手法である。共振周波数方式は地絡抵抗値が低抵抗の時のみ振動成分を有する地絡サージ電流が現れ、地絡抵抗値が高抵抗の時には振動成分を有する地絡電流が現れないため適用できないという問題がある。さらに、配電線の地絡点推定に共振周波数方式を適用する場合、以下に示す4点の課題を解決する必要がある。

- (1)高圧配電線健全相に流れる地絡サージ電流が高圧線地絡相のインダクタンスに与える影響
- (2)共振周波数方式から得られるインダクタンスの根拠
- (3)配電線の地絡点の様相にインダクタンスや静電容量が含まれる場合、地絡点距離の推定に誤差が生じる
- (4)配電線には多数の分岐点が存在し、共振周波数方式から得られるインダクタンスは配電線立ち上がりから地絡点までの直線距離となるため、分岐点の特定ができず、地絡点を推定できない

著者は(1)と(2)を評価するために ATP シミュレーションにて検討した結果を示す。(3)の地絡点のインダクタンスや静電容量の成分が地絡距離の推定に与える誤差、(4)の共振周波数方式から得られるインダクタンスが分岐点の多数存在する配電線において複数の地絡点を選定する課題を解決するための新たな手法の提案を行う。

本章では、これらの問題点を解決するために、配電線の立ち上がりと末端にセンサ開閉器を設置し、それぞれのセンサ開閉器から地絡点までのインダクタンスを求め、これらのインダクタンスを著者が提案する地絡点推定式に代入し、センサ開閉器を幹線として地絡点に至る分岐点を推定する手法を提案する。

### 3.1. 共振周波数方式の原理

本節では、共同接地線の施設されていない配電システムモデルを用いて共振周波数方式の理論を示す。

図 3-1 に示すようにバンク静電容量  $C_B$  に起因する配電線立ち上がりからの地絡サージ電流  $I_{ga}$  を測定するために配電線立ち上がりにセンサ開閉器(a)を設置する。ここで、図 3-1 の SS は配電用変電所、 $Z_g(=R_g+jL_g)$  は地絡点のインピーダンス



ス、 $R_g$ は地絡抵抗値、 $L_g$ は地絡点のインダクタンス値となる。

図 3-2 は地絡発生時の配電線の等価回路を示しており、図 3-2 の NGR は配電用変電所の中性点接地抵抗値 (10 kΩ)、 $L_{SS}$ は配電用変電所のインダクタンス値 (1.14mH) を表している。地絡スイッチ SW が投入されると、RLC の過渡現象を起因とした振動成分を有する地絡サージ電流  $I_{ga}$  が発生する。地絡発生時の  $I_{ga}$  は(3-1)式で表すことができる<sup>(30)</sup>。

$$I_{ga} = I_a \exp(-\alpha_a t) \cdot \sin 2\pi f_R t \quad \dots\dots\dots (3-1)$$

ここで、 $\alpha_a$ は減衰定数で  $R_g/2L_{Hg}$  となり、 $I_a$ は  $t=0$  の時の  $I_{ga}$  の値となる。

(3-1)式から得られる  $I_{ga}$  を高速フーリエ変換 (以下、FFT)、もしくは極大値と極大値の間の時間差から共振周波数  $f_R$  を求め、(3-2)式を用いて  $L_g$  を含むインダクタンス  $L_{Hg}(=L_H + L_g)$  を算出する。ここで、 $L_H$ を配電用変電所から地絡点までのインダクタンスである。 $L_g$ が 0 mH の場合、(3-3)式から  $L_{Hg}$  を配電線の単位長

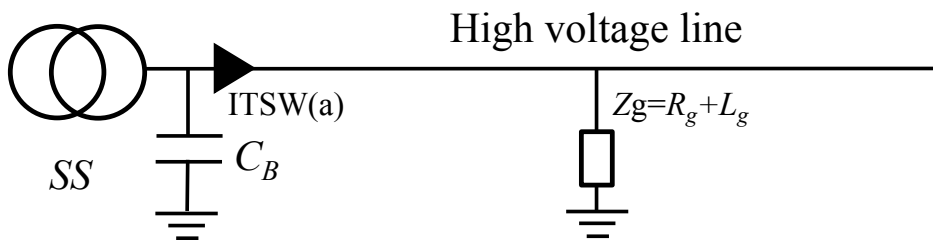


図 3-1 試験回路の概要図

Fig. 3-1. Outline figure of test circuit.

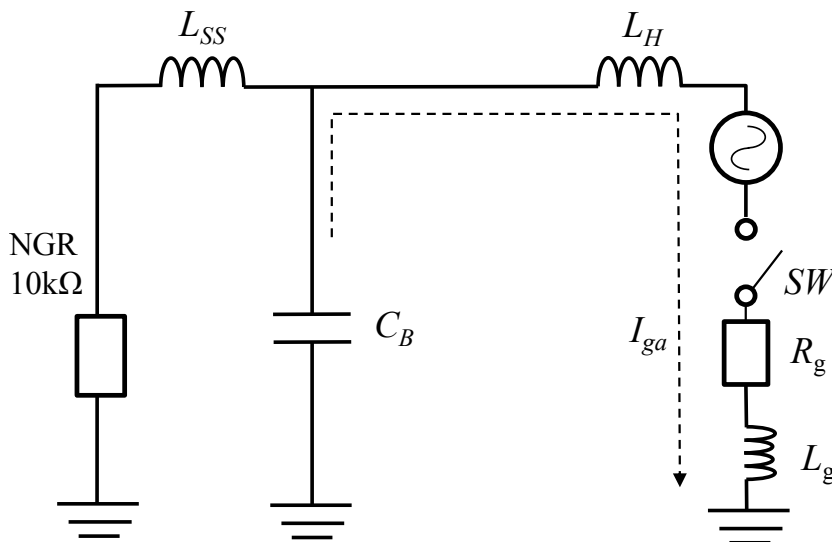


図 3-2 RLC 回路の等価回路

Fig. 3-2. Equivalent circuit of RLC circuit.

さ当たりのインダクタンス  $l_0$  で除すことによりセンサ開閉器(a)からの地絡点までの距離  $D_g$  を推定できる。

$$L_{Hg} = \frac{1}{(2\pi f_R)^2 \times C_B} - L_{SS} \quad \dots\dots\dots (3-2)$$

$$\left( f_R = \frac{1}{2\pi \sqrt{C_B \times (L_{Hg} + L_{SS})}} \right)$$

$$D_g = L_{Hg} / l_0 \quad \dots\dots\dots (3-3)$$

ただし、(3-1)式から地絡抵抗値  $R_g$  が大きくなると指数関数の減衰が大きくなり、 $\sin 2\pi f_R t$  の振動成分が打ち消されるため、高周波成分を有する地絡電流が現れなくなり、地絡点推定に共振周波数方式は適用できない。

### 3.2. 共振周波数方式の問題点

本節では、共振周波数方式を適用するために必要な高圧配電線健全相に流れる地絡サージ電流が地絡相のインダクタンスに与える影響、共振周波数方式から算出されるインダクタンスが高圧線の地絡相を起因としているのか、高圧線と共同接地線を考慮したインダクタンスを起因としているかを明確にし、地絡点の様相が地絡点距離に与える影響や複数の分岐点がある場合に地絡点を推定できないという問題点への対応を検討し解決策を示す。

#### 3.2.1. 高圧配電線健全相の影響評価

東京電力パワーグリッドの高圧配電線の線間距離は図 2-4 に示すように 0.85 m となる。高圧線 3 条平衡状態での電圧降下は、3 相電流のベクトルの和がゼロとなる条件で電線間の相互インダクタンスを考慮した作用インダクタンスを用いて計算している<sup>(31)</sup>。しかし、地絡発生時における健全相と地絡相との間の相互インダクタンスを考慮する必要性については検証が行われていない。

そこで、ATP シミュレーションにて地絡発生時における高圧配電線地絡相の自己インダクタンスと、高圧配電線地絡相の自己インダクタンスに健全相の相互インダクタンスを考慮した作用インダクタンスを算出し比較することで、高圧配電線の健全相と地絡相の間の相互インダクタンスを考慮する必要性を検討する。

地絡点距離  $D_g$  を 2.5 km とした時, 高压配電線地絡相の地絡サージ電流  $I_{ga}$  と健全相 2 相に流れる地絡サージ電流  $I_{ng}$  を図 3-3 に示す。図 3-3 から  $I_{ng}$  の最大値 4.5 A は  $I_{ga}$  の極大値 90 A と比較して約 5 % 程度であり,  $I_{ng}$  は  $I_{ga}$  と比較して十分小さい。

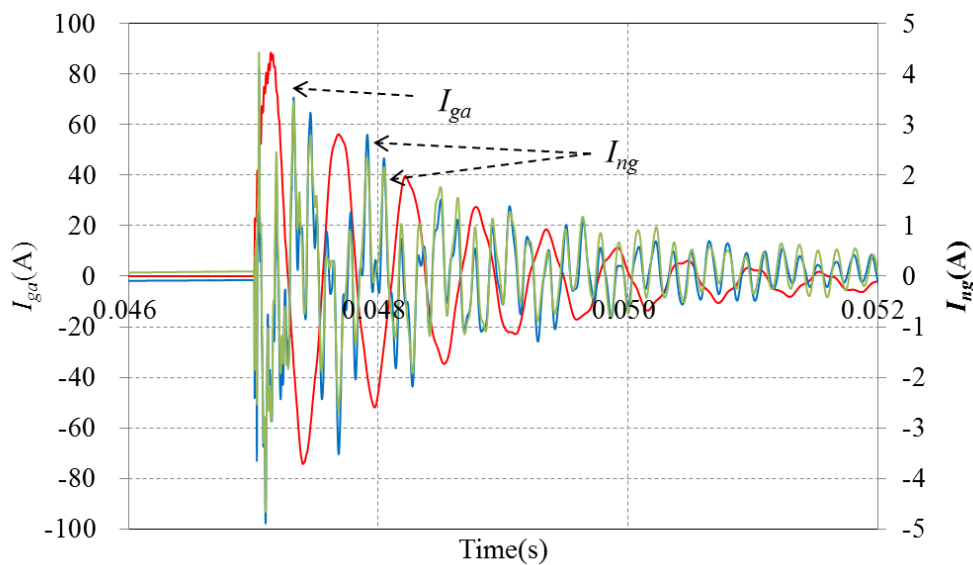


図 3-3  $R_g=1 \Omega$  と  $D_g=2.5 \text{ km}$  の条件での  $I_{ga}$  と  $I_{ng}$   
 Fig. 3-3.  $I_{ga}$  and  $I_{ng}$  at  $R_g=1$  and  $D_g=2.5 \text{ km}$  at  $R_g=1 \Omega$ .

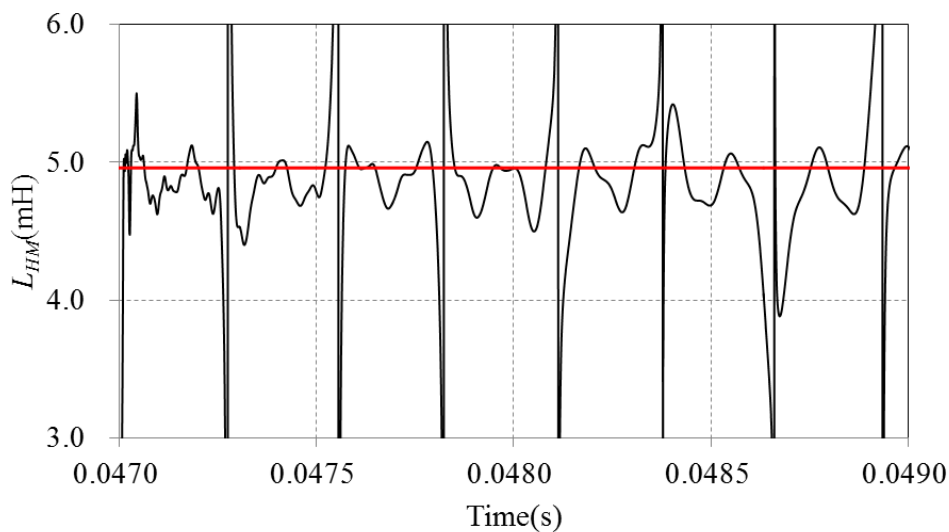


図 3-4  $L_{HM}$  の計算結果  
 Fig. 3-4. Calculated result of  $L_{HM}$ .

高圧配電線地絡相の作用インダクタンス  $L_{HM}$  は、高圧配電線地絡相の自己インダクタンス  $L_H$  と地絡サージ電流  $I_{ga}$  の積となる磁束数  $\phi_H$  と、高圧配電線健全相と高圧配電線地絡相との相互インダクタンス  $L_{HH}$  と高圧配電線健全相に流れる  $I_{ng}$  の積を2倍（健全相は2相）した磁束数  $2\phi_{HH}$  との和となる全磁束数を  $I_{ga}$  で除した値となり、(3-4)式となる。

$$L_{HM} = (\phi_H + 2\phi_{HH}) / I_{ga} \dots\dots\dots (3-4)$$

ここで、 $L_H$  は 1.98 mH/km、高圧配電線地絡相と高圧配電線健全相の相互インダクタンス  $L_{HH}$  は ATP の線路定数計算プログラムから 1.07 mH/km となる。地絡サージ電流が発生している領域において(3-4)式から算出した  $L_{HM}$  を図 3-4 に示す。ここで、図 3-4 の赤線は配電線立ち上がりから地絡点までの距離 2.5 km に対応する高圧線地絡相の自己インダクタンス  $L_{H-SV}$  (4.96 mH) を示している。図 3-4 から、 $L_{HM}$  は設定値  $L_{H-SV}$  と比較して全体的に小さくなる傾向にあり、 $L_{HM}$  は  $L_{H-SV}$  に対して 0.95～1.1 程度の範囲となる。また、 $L_{HM}$  が発散している要因は(3-4)式の分母の  $I_{ga}$  がゼロに近い値になるためである。

この結果は、 $L_{HM}$  は  $L_H$  を基準として求めた地絡点距離と比較して最大で 5 %程度短く推定することを示している。

### 3.2.2. 共同接地線方式から算出されるインダクタンス

2.5.3 項で、地絡発生時に地絡電流は高圧配電線地絡相から地絡点を介し、共同接地線に流れ、電柱の接地極に分流する。地絡発生時の地絡電流の帰路には複数の経路があり、共振周波数方式から得られるインダクタンスがどの要素に依存しているかを検討する必要がある。各接地極や共同接地線に流れる地絡サージ電流の経路をもとに、共振周波数方式から求められるインダクタンス  $L_{Hg}$  は図 3-5 示す 4 つのケースになると考えられる。

Case1 から Case4 のパターンになると考えられる理由を以下に示す。

○Case1：センサ開閉器から地絡点までのインダクタンスとなる場合 著者が地絡点に至る分岐点を推定するために実施した ATP シミュレーションでは、共振周波数方式から求めたインダクタンス  $L_{Hg}$  とセンサ開閉器から高圧配電線の地絡点までのインダクタンスの誤差が地絡抵抗値 20 Ω で最大 10 %程度となり、ほぼ精度よく地絡点を推定できることがわかっている<sup>(28)</sup>。この結果を基に、Case1 のインダクタンス  $L_{1Hg}$  は、図 3-5 に示すセンサ開閉器から地絡点までのインダクタンス  $L_{1H}$  と  $L_g$  の和となり(3-5)式となる。

$$L_{1Hg} = L_{1H} + L_g \dots\dots\dots (3-5)$$

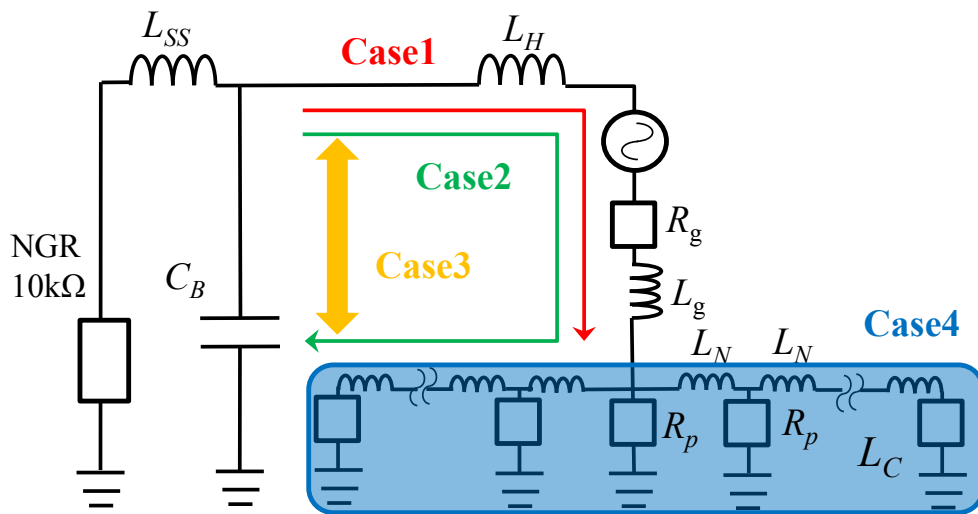


図 3-5 ケース 1 から 4 の概要図  
 Fig. 3-5. Outline figure of Case1~Case4.

○Case2: センサ開閉器から地絡点と地絡点から図 2-9 の共同接地線の No1 までの自己インダクタンスの和となる場合 図 2-10 より地絡時に発生した地絡サージ電流はセンサ開閉器から地絡点に流れ、地絡点から共同接地線に流れ各接地極に分流しつつ図 2-9 の No1 に至る。このため、Case2 のインダクタンス  $L_{2Hg}$  は、センサ開閉器から地絡点を介し図 2-9 の共同接地線の No1 までのインダクタンスとなる。 $L_{2Hg}$  は、センサ開閉器から地絡点までのインダクタンス  $L_{2H}$ 、地絡点から図 2-9 の共同接地線の No1 までのインダクタンス  $L_{2N}$  と  $L_g$  との和となり(3-6)式となる。

$$L_{2Hg} = L_{2H} + L_{2N} + L_g \quad \dots\dots\dots (3-6)$$

○Case3: Case2 に高压配電線と共同接地線との間の相互インダクタンスを考慮した高压線と共同接地線の作用インダクタンスの和となる場合 並行して施設されている 2 条の電線に互いに電流が流れることで、各々の電線の間相互インダクタンスが生じる<sup>(32)</sup>。図 2-9 と図 2-10 から地絡発生時、高压配電線地絡相と共同接地線に地絡サージ電流が流れ、高压配電線の地絡相と共同接地線との間に相互インダクタンスによる影響が生じると考えられる。このため、Case2 に高压線地絡相と共同接地線との間の相互インダクタンスを考慮した作用インダクタンスを検討する必要がある。

高压配電線地絡相と共同接地線との相互インダクタンスは、高压配電線地絡相

と共同接地線が作る磁束数の和により決まる<sup>(33)</sup>。磁束数  $\phi$  は電線の自己インダクタンス  $L$  と電流  $I$  の積となり、(3-7)式で与えられる。

$$\phi = L \times I \quad \dots\dots\dots (3-7)$$

(3-7)式を基に、センサ開閉器から地絡点までの高圧配電線地絡相の自己インダクタンス  $L_{3H}$  と地絡相に流れる地絡サージ電流との積が作る磁束数を  $\phi_H$ 、地絡点から図 2-9 の共同接地線の自己インダクタンス  $L_{3N}$  と共同接地線に流れる地絡サージ電流  $I_{CN}$  の積が作る磁束数を  $\phi_L$ 、高圧配電線地絡相における共同接地線に流れる地絡サージ電流と相互インダクタンス  $L_{MHC}$  の積が作る磁束数を  $\phi_{ML}$ 、共同接地線における高圧配電線地絡相に流れる地絡サージ電流と相互インダクタンスの積が作る磁束数を  $\phi_{MH}$  とする。これらのことから、高圧配電線地絡相の磁束数  $\phi_{CH}$  は  $\phi_H$  と  $\phi_{ML}$  との和として表され(3-8)式となり、共同接地線の磁束数  $\phi_{CL}$  は  $\phi_L$  と  $\phi_{MH}$  との和として表され(3-9)式となる。

$$\phi_{CH} = \phi_H + \phi_{ML} \quad \dots\dots\dots (3-8)$$

$$\phi_{CL} = \phi_L + \phi_{MH} \quad \dots\dots\dots (3-9)$$

(3-7)式と(3-8)式より共同接地線の相互インダクタンスを考慮した高圧配電線地絡相の作用インダクタンス  $L_{Dg-LHM}$  は(3-10)式となり、(3-7)と(3-9)式より高圧配電線地絡相の相互インダクタンスを考慮した共同接地線の作用インダクタンス  $L_{Dg-LCM}$  は(3-11)式となる。

$$L_{Dg-LHM} = \phi_{CH} / I_{ga} = (\phi_H + \phi_{ML}) / I_{ga} \quad \dots\dots\dots (3-10)$$

$$L_{Dg-LCM} = \phi_{CL} / I_{CN} = (\phi_L + \phi_{MH}) / I_{CN} \quad \dots\dots\dots (3-11)$$

これらのことから、Case3 のインダクタンス  $L_{3Hg}$  は、 $L_{Dg-LHM}$  と  $L_{Dg-LCM}$  の和に  $L_g$  を加えた(3-12)式となる。

$$L_{3Hg} = L_{Dg-LHM} + L_{Dg-LCM} + L_g \quad \dots\dots\dots (3-12)$$

○Case4 : Case1 に加え共同接地線のインダクタンスを集中定数として表す場合地絡発生時の地絡サージ電流は、図 2-10 より地絡点から共同接地線に流れ各接地極から大地に分流する。地絡サージ電流は接地極 No1～16 までの接地極を介

して大地に分流しているため共同接地線をはしご型回路とみなし、共同接地線のインダクタンスを合成インダクタンス  $L_C$  として算出する。Case4 のインダクタンス  $L_{4Hg}$  は Case1 と  $L_C$  との和となる。 $L_{4Hg}$  はセンサ開閉器から地絡点までのインダクタンス  $L_{4H}$ 、 $L_g$  と  $L_C$  との和となり、(3-13)式で表すことができる。

$$L_{4Hg} = L_{4H} + L_g + L_C \quad \dots\dots\dots (3-13)$$

(2) ATP シミュレーションによる検証

地絡サージ電流の共振周波数とバンク静電容量から算出した作用インダクタンス  $L_{Hg}$  が、(1) で提案した  $L_{1Hg}$  から  $L_{4Hg}$  のどのパターンに対応するかを ATP シミュレーションで検証する。

(2-1) モデル配電線系統 ATP シミュレーションに用いる配電線モデルは図 2-9 と同様とする。

(2-2) 共振周波数方式から求められるインダクタンスの評価

ATP シミュレーションの条件は、高圧配電線  $240 \text{ mm}^2$ 、共同接地線は  $32 \text{ mm}^2$ 、 $120 \text{ mm}^2$ 、 $240 \text{ mm}^2$  の 3 種類、地絡抵抗値  $R_g$  は  $1 \Omega$ 、地絡点インダクタンス  $L_g$  は  $0 \text{ mH}$  とした。地絡点距離  $D_g$  は ITSW(a) から  $1 \text{ km}$ 、 $2 \text{ km}$ 、 $3 \text{ km}$ 、 $4 \text{ km}$ 、 $5 \text{ km}$  とする。ATP の線路定数算出プログラムを用いて算出した 3 種類の共同接地線の線路定数を表 3-1、高圧配電線地絡相と共同接地線との相互インダクタンスを表 3-2 に示す。

ATP シミュレーションの 1 例として、共同接地線  $240 \text{ mm}^2$  で  $D_g$  が  $1 \text{ km}$  における条件での地絡サージ電流波形  $I_{ga}$  を図 3-6、 $I_{ga}$  の FFT から共振周波数  $f_R$  を求めた結果を図 3-7 に示す。図 3-7 から、 $D_g$  に対応する明確な地絡サージ電流の共振周波数  $f_R$  が表れ、 $f_R$  を(3-2)式に代入して地絡点までのインダクタンスを推定する。

はじめに、算出が必要となる Case3 の  $L_{3Hg}$  と Case4 の  $L_{4Hg}$  を求める方法を示す。次に、共振周波数方式から算出したインダクタンスをもとに Case1 の  $L_{1Hg}$  から Case4 の  $L_{4Hg}$  の単位長さあたりのインダクタンスを用いて地絡点距離  $D_g$  を求め、設定値と比較し評価を行う。

$L_{3Hg}$  の算出に必要な共同接地線との相互インダクタンスを考慮した高圧配電線地絡相の作用インダクタンス  $L_{Dg-LHM}$  と高圧配電線地絡相との相互インダクタンスを考慮した共同接地線の作用インダクタンス  $L_{Dg-LCM}$  の具体的な算出方法を以下に示す。

図 2-9 のモデル系統において，共同接地線が  $32 \text{ mm}^2$ ， $D_g$  が  $3 \text{ km}$ （図 2-9 の No7 地点）の条件で ATP シミュレーションにより求めた高圧配電線地絡相に流れる地絡サージ電流  $I_{ga}$  と共同接地線 No1～No7 に流れる地絡サージ電流  $I_{CN}$  を

表 3-1 1700 Hz での線路定数  
Table 3-1. Line constant at 1700 Hz

	$R \ \Omega/\text{km}$	$L \ \text{mH}/\text{km}$	$C \ \mu\text{F}/\text{km}$
HVL	1.75	1.98	0.009
CEC $32\text{mm}^2$	2.47	2.20	0.007
CEC $120\text{mm}^2$	1.89	2.07	0.008
CEC $240\text{mm}^2$	1.75	1.98	0.009

表 3-2 1700 Hz での相互インダクタンス  
Table 3-2. Mutual inductance between HVL and CEC at 1700 Hz

CEC	$32 \text{ mm}^2$	$120 \text{ mm}^2$	$240 \text{ mm}^2$
$L_{HL}(\text{mH})$	0.45	0.45	0.45

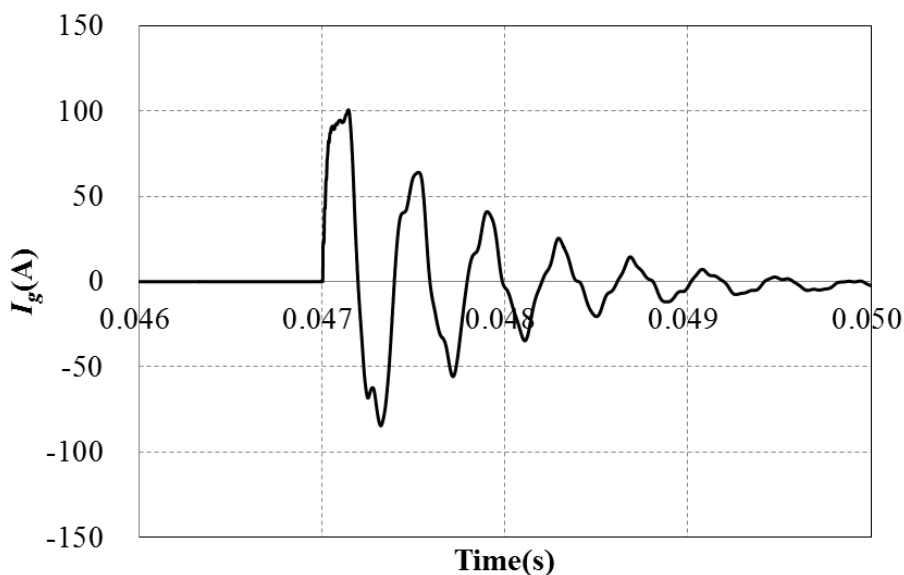


図 3-6  $R_g=1 \ \Omega$  と  $D_g=1 \ \text{km}$  の条件での地絡電流  $I_g$   
Fig. 3-6.  $I_g$  at  $R_g=1 \ \Omega$  and  $D_g=1 \ \text{km}$ .



図 3-8 に示す。ここで、 $I_{CN}$  の  $N$  は図 2-9 の共同接地線の各区間の電流（1 例として、No1~No2 の場合  $I_{C1\sim2}$ ）を表している。図 3-8 から、 $I_{CN}$  は地絡点から共同接地線を介し配電用変電所へ帰路する方向に流れる地絡サージ電流であり、センサ開閉器で測定される地絡サージ電流  $I_{ga}$  と  $I_{CN}$  とは逆向きとなる。また、 $I_{CN}$  は各接地極から大地に分流するため No7 から No1 に向かうとともに小さくなる。 $L_{Dg-LHM}$  と  $L_{Dg-LCM}$  は、図 2-9 の共同接地線の各区間に流れる  $I_{CN}$  と高圧配電線地

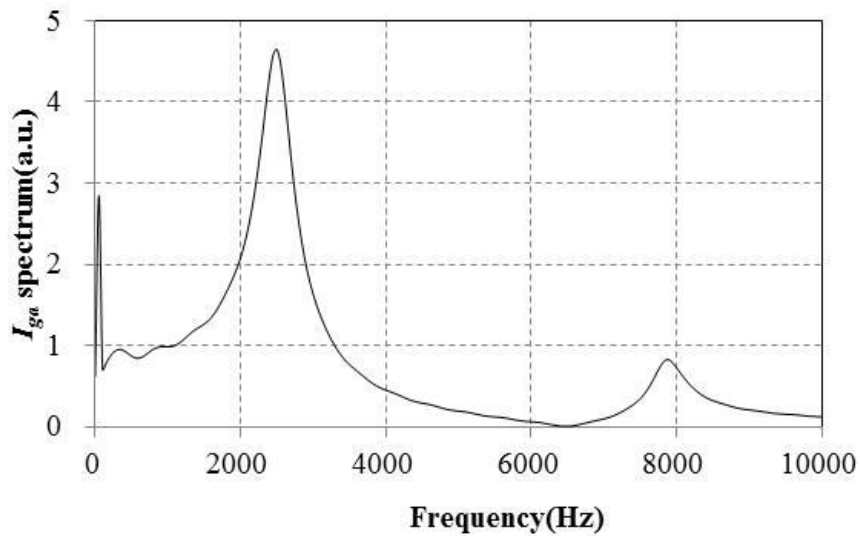


図 3-7  $I_{ga}$  の FFT 結果  
Fig. 3-7. FFT result of  $I_{ga}$ .

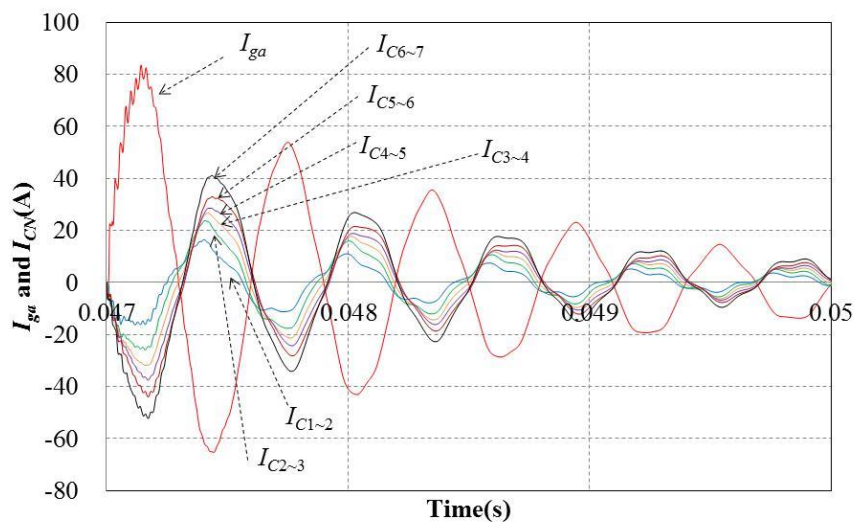


図 3-8  $R_g=1 \Omega$  と  $D_g=3 \text{ km}$  における  $I_{ga}$  と  $I_{CN}$   
Fig. 3-8.  $I_{ga}$  and  $I_{CN}$  at  $R_g=1 \Omega$  and  $D_g=3 \text{ km}$ .

絡相に流れる  $I_{ga}$  とそれぞれに対応するインダクタンスを(3-10)式と(3-11)式に代入して時間毎に算出する。 $D_g$  が 3km の条件で地絡発生後の任意の時間における  $L_{Dg-LHM}$  と  $L_{Dg-LCM}$  の算出式は(3-14)式と(3-15)式となる。ここで、高圧線地絡相に流れる  $I_{ga}$  の大きさはセンサ開閉器(a)から地絡点の間で変化しない。

$$L_{Dg-LHM} = \phi_{CH} / I_{ga} = (\phi_H + \phi_{ML}) / I_{ga} = \left( L_{3H} \times I_{ga} + L_M \times \sum_{N=1\sim 2}^{6\sim 7} I_{CN} \right) / I_{ga} \quad \dots\dots\dots (3-14)$$

$$L_{Dg-LCM} = \phi_{CL} / I_{CN} = (\phi_L + \phi_{MH}) / I_{CN} = \left( L_{3N} \times \sum_{N=1\sim 2}^{6\sim 7} I_{CN} + L_M \times I_{ga} \right) / \sum_{CN=1\sim 2}^{6\sim 7} I_{CN} \quad \dots\dots\dots (3-15)$$

$D_g$  が 1 km, 2 km, 3 km, 4 km, 5 km, 共同接地線が 32 mm<sup>2</sup>, 120 mm<sup>2</sup>, 240 mm<sup>2</sup> の条件で  $L_{Dg-LHM}$  と  $L_{Dg-LCM}$  を算出する。1 例として共同接地線が 32 mm<sup>2</sup>,  $D_g$  が 3 km と 5 km の条件で算出した  $L_{Dg-LHM}$  と  $L_{Dg-LCM}$  を図 3-9 に示す。ここで、 $L_{Dg-SV}$  は高圧配電線地絡相の単位長さ当たりの自己インダクタンス  $l_0$  と  $D_g$  の積となり、 $L_{Dg-LHM}$ ,  $L_{Dg-LCM}$  と  $L_{Dg-SV}$  の  $D_g$  の右に記載されている数字は  $D_g$  の設定値となる。各ケースとも地絡サージ電流の発生している 0.00480s から 0.00485s の間の計算結果を示している。図 3-9 から、 $D_g$  が 3 km と 5 km の時、 $D_g$  が長くなるとともに  $L_{Dg-LHM}$  は大きくなる傾向にあり、 $L_{Dg-LHM}$  は  $L_{Dg-SV}$  と比較して 10%~20% 程度小さい値となる。このことから  $L_{Dg-LHM}$  は ITSW から地絡点までのインダクタンスに関係することがわかる。また、図 3-9 から  $L_{Dg-LCM}$  は、ほぼゼロになることがわかる。図 3-9 の  $L_{Dg-LHM}$  と  $L_{Dg-LCM}$  とが発散している要因は、(3-14)式と(3-15)式を用いて  $L_{Dg-LHM}$  と  $L_{Dg-LCM}$  を算出する際、分母となる  $I_{ga}$  と  $I_{CN}$  がゼロに近い値となるためである。

図 3-10 に  $D_g$  を横軸として、共同接地線が 32 mm<sup>2</sup>,  $D_g$  が 1 km, 2 km, 3 km, 4 km, 5 km の条件で算出した  $L_{Dg-LHM}$  と  $L_{Dg-LHM}+L_{Dg-LCM}$  を示す。図 3-10 の黒の実線は高圧線地絡相の単位長さあたりの自己インダクタンス  $l_0$  と地絡点距離  $D_g$  との積  $L_{HL}$  となる。高圧配電線地絡相と共同接地線に流れる地絡サージ電流は電流の流れが反対方向となり磁束が打ち消されるため、 $L_{Dg-LHM}$  と  $L_{Dg-LHM}+L_{Dg-LCM}$  は  $L_{HL}$  より小さくなる。また、図 3-9 より  $L_{Dg-LCM}$  は概ねゼロになるため、 $L_{Dg-LHM}$  と  $L_{Dg-LHM}+L_{Dg-LCM}$  との差は生じない。

地絡サージ電流は高圧線地絡相と共同接地線に流れるため、地絡点距離の算出に用いる  $L_{3Hg}$  は  $L_{Dg-LHM}$  と  $L_{Dg-LCM}$  との和となる。Case3 の共同接地線が  $32 \text{ mm}^2$ ,

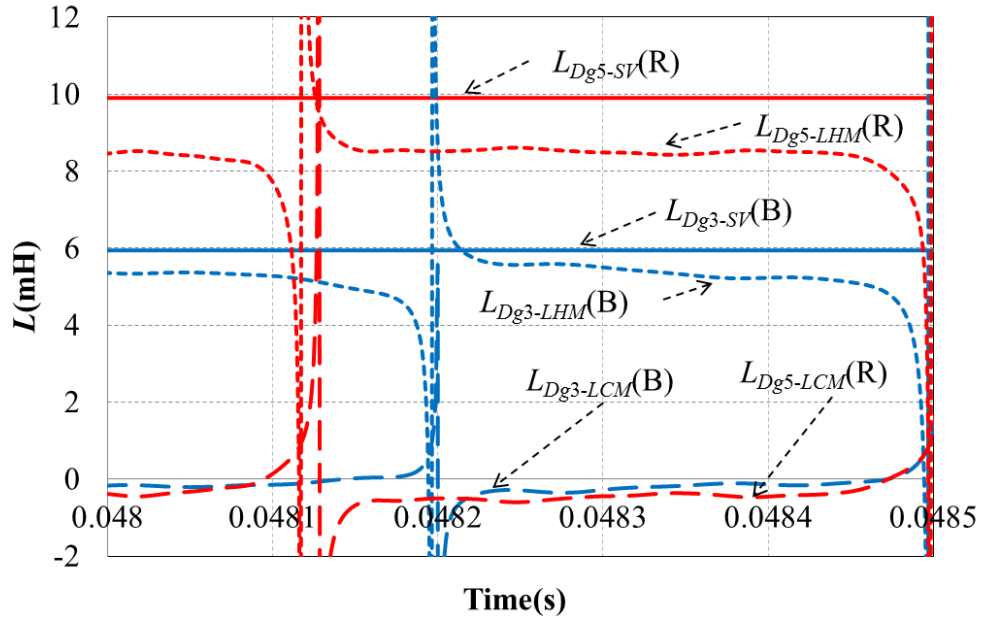


図 3-9 CEC32  $\text{mm}^2$  における  $L_{DG-LHM}$  と  $L_{DG-LCM}$  の算出結果  
 Fig. 3-9. Estimation results of  $L_{DG-LHM}$  and  $L_{DG-LCM}$  of CEC32  $\text{mm}^2$ .

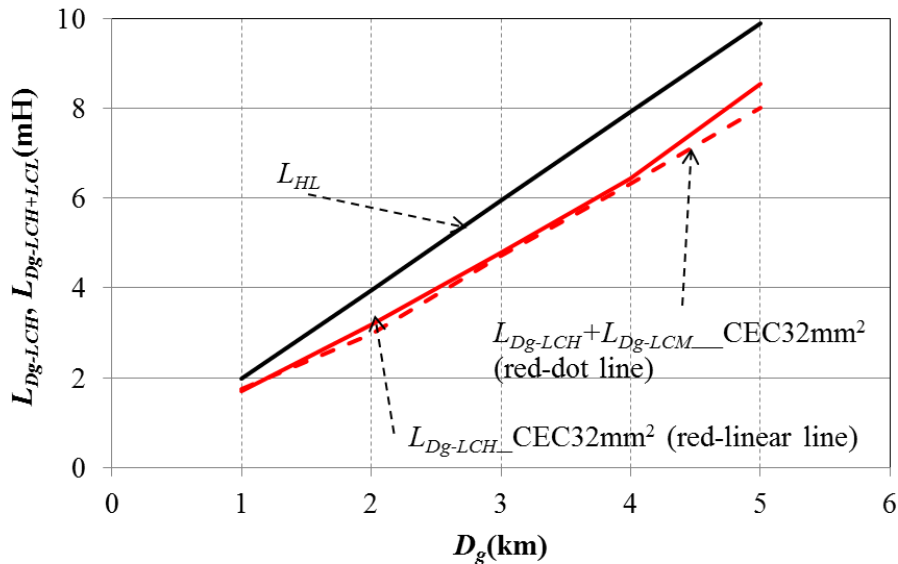


図 3-10 CEC32  $\text{mm}^2$  における  $L_{DG-LHM}$  と  $L_{DG-LHM} + L_{DG-LCM}$  の算出結果  
 Fig. 3-10. The relation between  $D_g$  and  $L_{DG-LHM}$ ,  $L_{DG-LHM} + L_{DG-LCM}$  of CEC32  $\text{mm}^2$ .

120 mm<sup>2</sup>, 240 mm<sup>2</sup> と  $D_g$  が 1 km, 2 km, 3 km, 4 km, 5 km の条件で図 3-10 と同様の検討を行い,  $D_g$  と  $L_{Dg-LHM} + L_{Dg-LCM}$  の相関関係の傾きから算出した単位長さあたりの  $L_{Dg-LHM} + L_{Dg-LCM}$  の大きさ  $L_{Dg0}$  を表 3-3 に示す。  $L_{Dg0}$  を算出する際の相関係数は 0.99 以上である。 Case3 においては, 表 3-3 に示す値を用いて(3-3)式から地絡点距離を推定する。

Case4 の共同接地線の合成インダクタンス  $L_C$  は, 図 2-9 の地絡発生時の電流源にそれぞれの地絡ケースに対応する地絡サージ電流の共振周波数に該当する周波数の電流源を挿入して ATP シミュレーションを行い算出する。  $L_C$  の算出方法の概略を以下に示す。 初めに, 地絡点に対する対地電圧  $V_{LN}$  と地絡点を通過する電流  $I_{LN}$  を測定し,  $V_{LN}$  と  $I_{LN}$  との積から電力の平均値  $P_{aLN}$  を求め,  $P_{aLN}$  の最大値を  $V_{LN}$  と  $I_{LN}$  との最大値の積の 2 倍で除すことにより力率  $\cos\theta_{go}$  を求める。 次に,  $V_{LN}$  の最大値を  $I_{LN}$  の最大値で除すことによりインピーダンス  $Z_{LN}$  を求め,  $\cos\theta_{go}$  から  $\sin\theta_{go}$  を算出し,  $Z_{LN}$  と  $\sin\theta_{go}$  の積を  $2\pi f_R$  で除すことで  $L_C$  を求める。  $L_C$  の詳細な算出方法は付録 1 に示す。

図 3-11 の横軸を地絡点距離  $D_g$  として, 全てのシミュレーション条件に対応する  $L_C$  (○の塗りつぶしなし) を左軸,  $L_C$  を距離換算した値  $D_C$  (●の塗りつぶしあり) を右軸に示す。  $L_C$  は共同接地線が太くなると小さくなる傾向にあるが, 線種による違いはほとんどなく, 地絡点距離の設定値と比較して十分小さい結果となった。

全てのシミュレーションケースにおいて,  $f_R$  から(3-2)式を用いてインダクタンス  $L_{Hg}$  を算出した。 表 3-2 と表 3-3 の線路定数と(3-5), (3-6), (3-12), (3-13)式から  $L_{1Hg}$  から  $L_{4Hg}$  に対応するインダクタンスを算出した。 ただし, Case3 におけるインダクタンスは表 3-3 の  $L_{Dg0}$  を用いる。 地絡点距離  $D_g$  を横軸,  $L_{Hg}$  を単位長さあたりの  $L_{1Hg}$  から  $L_{4Hg}$  で除した値に設定した  $D_g$  をかけて算出した地絡点推定距離  $D_{gc}$  を縦軸とした相関図を図 3-12 に示す。 共同接地線が 120 mm<sup>2</sup> の場合を図 3-12 (a), 共同接地線が 240 mm<sup>2</sup> の場合を図 3-12(b)に示す。 図 3-12 の赤の点線は, 地絡点距離の設定値を示しており,  $D_{gc}$  がこの直線上にのれば, 地絡

表 3-3  $L_{Dg0}$  の算出結果  
Table 3-3. Estimated results of  $L_{Dg0}$ .

$L_{Dg0}$	(mH/km)
CEC 32 mm <sup>2</sup>	1.64
CEC 120 mm <sup>2</sup>	1.65
CEC 240 mm <sup>2</sup>	1.64

点を精度よく推定できることを示している。Case 毎の評価結果を以下に示す。

(1) Case1 ITSW(a)から地絡点までのインダクタンスとなる場合、地絡点距離を10%~20%程度短く推定する。

(2) Case2 ITSW(a)から地絡点と地絡点から図 2-9 の共同接地線の No1 までのインダクタンスの和となる場合、地絡点距離を30%程度短く推定する。

(3) Case3 Case2 に高压配電線と共同接地線との間の相互インダクタンスを考慮した作用インダクタンスとした場合、地絡点距離をほぼ誤差なく推定できる。

(4) Case4 Case1 と集中定数として算出した共同接地線の合成インダクタンス  $L_C$  との和とする場合、 $L_C$  が地絡点距離と比較して極めて小さいため、Case1 とほぼ一致し、地絡点距離を10%~20%程度短く推定する。

これらの結果は、(3) の共同接地線と高压配電線地絡相の相互インダクタンスを考慮した共同接地線と高压線地絡相の作用インダクタンスの和  $L_{3Hg}$  が共振周波数方式から求められる単位長さあたりのインダクタンス  $L_{Hg}$  に等しくなることを示している。

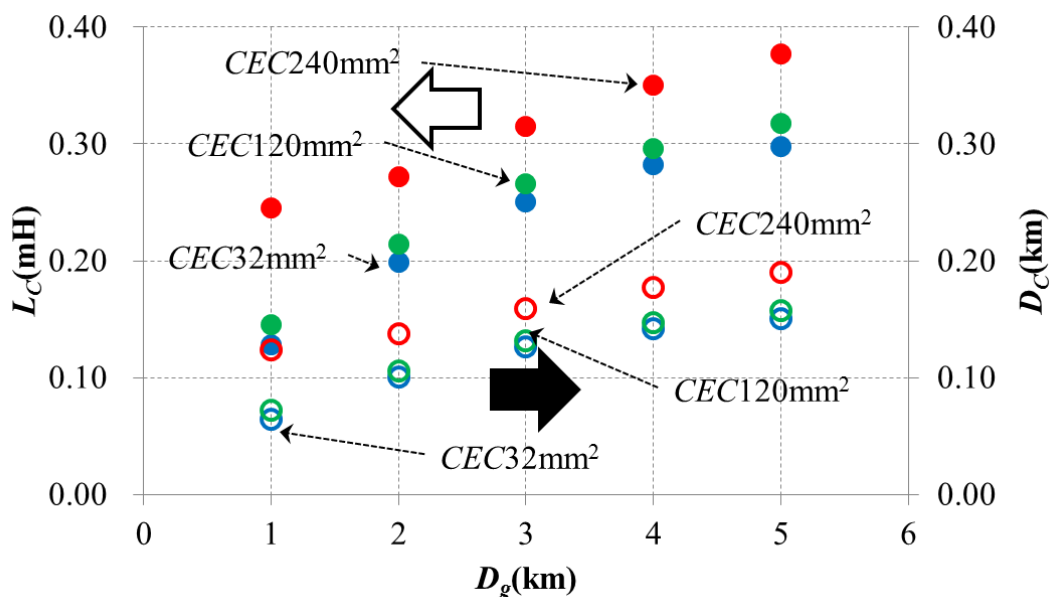
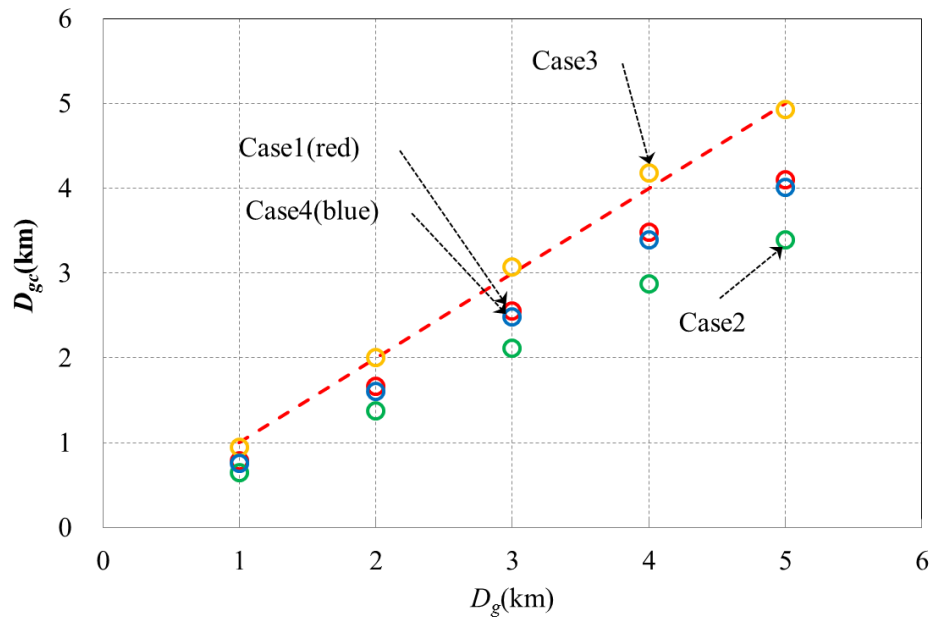
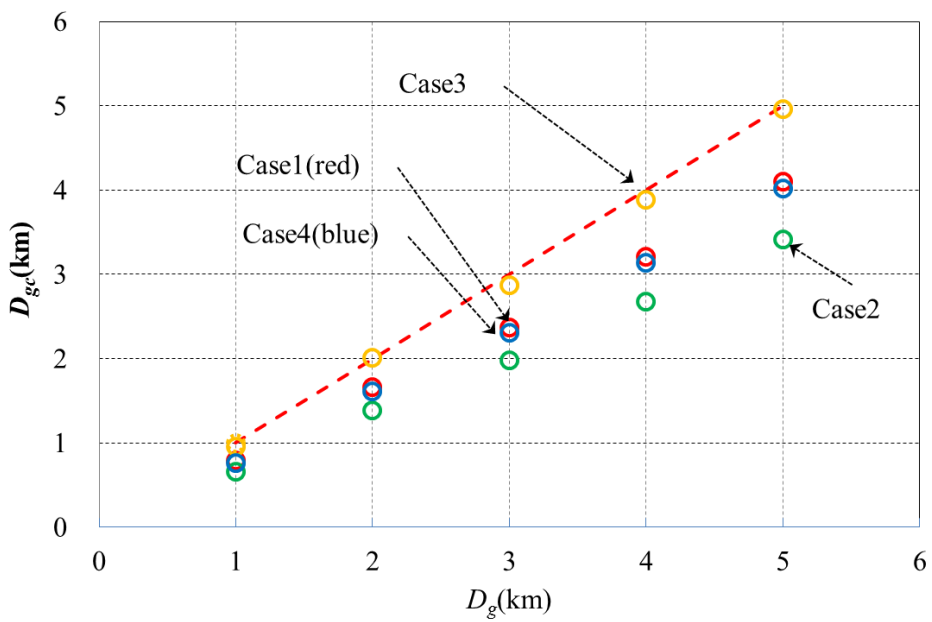


図 3-11  $L_C$  の概算結果と地絡点距離への変換  
Fig. 3-11. Estimated results and distance conversion of  $L_C$ .



(a) CEC  $120 \text{ mm}^2$



(b) CEC  $240 \text{ mm}^2$

図 3-12 地絡点距離の算出結果

Fig. 3-12. Estimation results of ground fault locations.

### 3.2.3. 分岐点を有する配電線への適用性評価

図 3-13 に示すように地絡サージ電流の共振周波数とバンク静電容量から求めたインダクタンスを用いて地絡点距離を推定する共振周波数方式では、地絡点までの直線距離は推定できるが、配電線には複数の分岐点が存在するため、複数の分岐点の中でどこが地絡点に該当するかを特定することはできないという問題がある<sup>(28)</sup>。

### 3.2.4. 地絡点の様相が地絡点推定に与える影響評価

地絡点のインダクタンスが配電線立ち上がりから地絡点までの距離に影響を与える理由を以下に示す。図 3-1 に示す配電線に地絡が発生した時の等価回路は、交流印加時の RLC 回路の過渡現象と等価となる。

配電線立ち上がりから地絡点までの距離  $D_g$  は、(3-16)式に示す  $f_R$  と  $C_B$  からインダクタンスを求め、求めたインダクタンスから配電用変電所の  $L_{SS}$  と  $L_g$  をマイナスし(3-16)式の  $L_{Hg}$  を求め、高压配電線の単位長さあたりのインダクタンス  $l_0$  で除すことにより算出する。ここで、(3-16)式の  $L_{SS}$  は配電用変電所のインダクタンス、 $L_g$  は地絡点のインダクタンスを表している。しかし、地絡発生時の  $L_g$  の値は把握できないため、(3-16)式から  $L_{Hg}$  を算出することは困難となる<sup>(28)</sup>。このため、 $L_g$  の影響を受けない地絡点推定手法を検討する必要がある。

$$L_{Hg} = \left( \frac{1}{2\pi f_R} \right)^2 \frac{1}{C_B} - L_{SS} - L_g \quad \dots\dots (3-16)$$

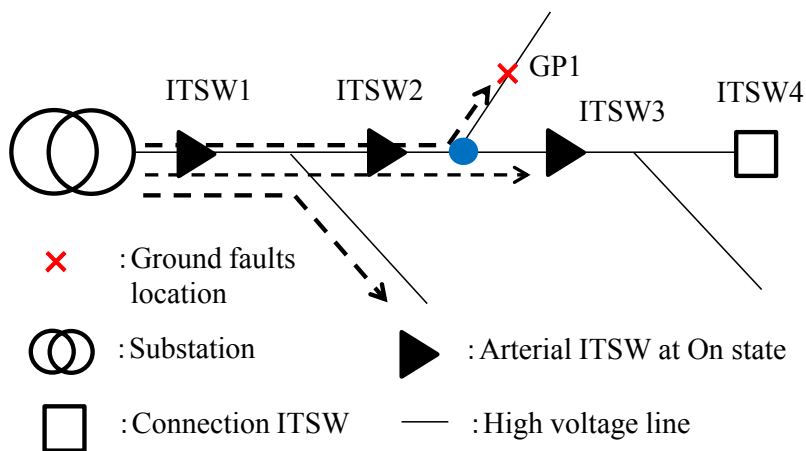


図 3-13 分岐点がある場合の地絡点推定の概念図  
Fig.3-13. Outline figure of detecting ground fault location.

### 3.3. 地絡点の様相に依存しない分岐点推定手法

共振周波数方式には、配電用変電所から地絡点までの距離が地絡点の様相に依存する、分岐線が複数存在する場合、地絡点を特定できないという課題がある。これらの課題を解決するための手法を以下で検討する。

図 3-14 からセンサ開閉器(a)から分岐点までのインダクタンス  $l_a$  を求めるためには、 $l_a$ ,  $l_b$ ,  $l_x + L_g$  の 3 つの未知数から  $l_a$  を求めなければならない。このためには、3 つの未知数に対し 3 つの方程式を提案する必要がある。図 3-14 に示すように、配電線立ち上がりと末端にセンサ開閉器(a)とセンサ開閉器(b)を設置し、それぞれのセンサ開閉器から地絡点のインダクタンス  $L_g$  を含む  $L_a$ ,  $L_b$  を求めることで  $L_g$  によらずセンサ開閉器(a)から地絡点に至る分岐点までの距離  $d_a$  の算出が可能となる。分岐点 BP は、図 3-14 に示すようにセンサ開閉器(a)とセンサ開閉器(b)を高圧線の幹線とし、その幹線から地絡点へ至る幹線上の地点として定義する。

センサ開閉器(a)の共振周波数方式から得られるインダクタンス  $L_a$  は(3-17)式、センサ開閉器(b)の共振周波数方式から得られるインダクタンス  $L_b$  は(3-18)式、センサ開閉器(a)と(b)の間の幹線のインダクタンス  $l_t$  は(3-19)式となり、3 つの連立方程式が成り立つ。センサ開閉器(a)から BP までのインダクタンス  $l_a$  は、これらの連立方程式を解くことにより(3-20)式となる。 $l_a$  を  $l_0$  で除すことで、(3-21)式に示すようにセンサ開閉器(a)から地絡点に至る分岐点までの距離  $d_a$  を算出できる<sup>(28)</sup>。

$$L_a = l_a + l_x + L_g \quad \dots\dots\dots (3-17)$$

$$L_b = l_b + l_x + L_g \quad \dots\dots\dots (3-18)$$

$$l_t = l_a + l_b \quad \dots\dots\dots (3-19)$$

$$l_a = \frac{l_t + L_a - L_b}{2} \quad \dots\dots\dots (3-20)$$

$$d_a = l_a / l_0 \quad \dots\dots\dots (3-21)$$

ここで、 $l_0$  は高圧配電線の単位長さあたりの作用インダクタンス、 $l_a$  は配電線立ち上がりのセンサ開閉器(a)から分岐点までのインダクタンス、 $l_b$  は配電線末端



のセンサ開閉器(b)から分岐点までのインダクタンス、 $l_x$ は分岐点から地絡点までの線路インダクタンス、 $L_g$ は地絡点のインダクタンスを表している。

センサ開閉器(a)から分岐点までの距離を求めるためにセンサ開閉器(a)ならびにセンサ開閉器(b)から地絡点のインダクタンスを含む $L_a$ と $L_b$ の算出方法を以下に示す。

$L_a$ は(3-16)式から $L_{SS}$ を差し引くことにより求めることができ、 $l_a+l_x$ に地絡点のインダクタンス $L_g$ を加えた値となる。

$L_b$ の算出方法を以下に示す。配電線末端のセンサ開閉器(b)から地絡点に流れる地絡サージ電流 $I_{gtb}$ は交流印加時の過渡現象であり図 3-15 から(3-22)式で表される。 $I_{gtb}$ は、(3-1)式と同様に指数関数の減衰項と振動項の積となる。

$$I_{gtb} = I_{g0b} \exp(-\alpha_b t) \cdot \sin 2\pi f_b t \quad \dots\dots\dots (3-22)$$

$$\alpha_b = (R_g + R_b) / 2L_b \quad \dots\dots\dots (3-23)$$

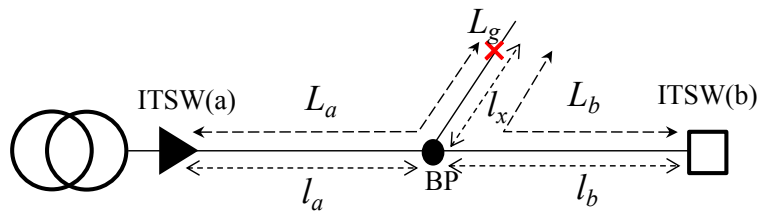


図 3-14 分岐点がある場合の地絡点推定の概念図<sup>(28)</sup>

Fig. 3-14. Conceptual diagram of ground fault estimation with branch line<sup>(28)</sup>.

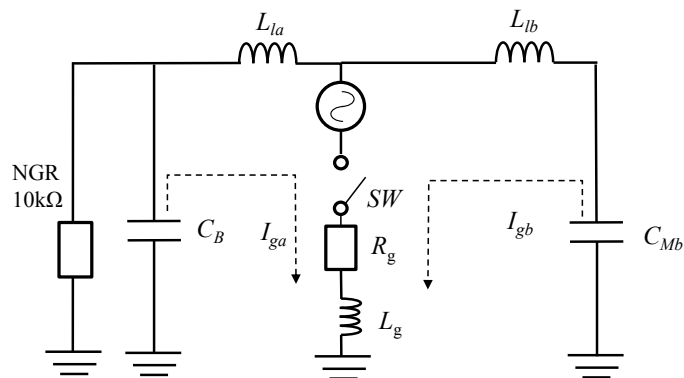


図 3-15 提案する手法の等価回路

Fig. 3-15. Equivalent circuit of the proposed method.

$$f_b = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{1}{L_b \cdot C_b}} \quad \dots\dots\dots (3-24)$$

$$L_b = \left( \frac{1}{2\pi f_b} \right)^2 \frac{1}{C_b} \quad \dots\dots\dots (3-25)$$

ここで、 $t$ は時間、 $I_{gtb}$ はセンサ開閉器(b)から地絡点に流れる過渡領域の地絡サージ電流、 $I_{g0b}$ は $t=0$ における  $I_{gtb}$  の値、 $C_b$ は配電線末端のセンサ開閉器(b)に設置する測定用コンデンサ、 $R_b$ は配電線末端から地絡点までの線路抵抗値を表している。

$L_b$ は、(3-24)式から(3-25)式となる。ここで、センサ開閉器(b)から数 10kHz 程度の地絡サージ電流を発生させるためには測定用コンデンサ  $C_b$  の設置が必要となる。以下で、ATP シミュレーションにより提案手法の検証を行う。

図 3-16 のモデル配電線は地絡サージ電流波形測定用のセンサ開閉器(a)を配電線立ち上がりの第 1 開閉器に、配電線の末端にセンサ開閉器(b)を設置し、幹線亘長を 3000 m とし、センサ開閉器(a)から 1000 m、2000 m の地点に 1000 m の分岐線を施設する。地絡点は、センサ開閉器(a)から 2000 m 離れた分岐点 BP からの負荷側に 400 m の地点とする。また、センサ開閉器(b)から地絡点に流れ込む放電電流の周波数が数 10 kHz 程度となるように、センサ開閉器(b)に設置するコンデンサ容量を 0.02  $\mu$ F とする。

電線は高圧配電線と共同接地線ともに絶縁電線 240 mm<sup>2</sup>として、一般的な電柱への電線の配置条件である図 3-16 に示すように配置し、高圧線地絡相の作用インダクタンスの値は表 3-3 の値を用いる。電柱には、200 m 毎に 65  $\Omega$  の接地抵抗値を施設する。

著者の調査では地絡抵抗値  $R_g$  は地絡様相により様々な値となり、高圧線が接地極とつながっている腕金と接触した場合には数  $\Omega$ ~50  $\Omega$  程度、変圧器の内部の絶縁破壊では数 k $\Omega$ 、樹木接触においてはギャップ性の様相となる。

共振周波数方式は、 $R_g$ が高くなると(3-1)式の指数関数の減衰が大きくなりその影響を受け放電電流の極大値が打ち消される。この結果、地絡点に流れる放電電流の過渡領域における高周波の振動成分の極大値が表れなくなり、共振周波数の算出ができなくなるため地絡点までの距離を求められない。このため、 $R_g$ が低い高圧線が腕金等の接地帯へ接触した状態を模擬し、 $R_g$ が 10~50  $\Omega$  の範囲で検討する。

また、著者等らの調査結果から、高圧線が接地帯に接触時した時の地絡波形解析から求めた地絡点のインダクタンス  $L_g$  は 0.8 mH となる。この結果をもとに、

$L_g$  を 0.5, 1.0, 1.5, 2.0 mH としてシミュレーションを行う。

バンク静電容量  $C_B$  に関する著者の知見では、B 種接地抵抗値から求めた  $C_B$  は 0.33~3.3  $\mu\text{F}/\text{相}$  となる。共振周波数方式を適用するためには、地絡サージ電流波形に高周波の振動成分が含まれていることが必要であり、このためには(3-2)式より  $C_B$  の値は小さい方が望ましい。よって、 $C_B$  の分布で小さい値となる 0.5  $\mu\text{F}/\text{相}$ 、1.0  $\mu\text{F}/\text{相}$ 、1.5  $\mu\text{F}/\text{相}$  を想定して ATP シミュレーションを実施する。これらの中で地絡抵抗値 10~50  $\Omega$  の範囲で最も精度よく地絡点に至る分岐点を推定できる  $C_B$  を今後の検討で用いることとする。

図 3-17 のモデルにおいて高圧線地絡相を R 相に固定し、地絡抵抗値  $R_g$  を 10  $\Omega$ 、20  $\Omega$ 、30  $\Omega$ 、40  $\Omega$ 、50  $\Omega$ 、バンク静電容量 0.5  $\mu\text{F}/\text{相}$ 、1.0  $\mu\text{F}/\text{相}$ 、1.5  $\mu\text{F}/\text{相}$  の条件で ATP を用いて配電線の地絡シミュレーションを実施する。地絡サージ波形の FFT 解析から地絡サージ電流の共振周波数を算出し、(3-16)~(3-25)式を用いてセンサ開閉器(a)から地絡点までの距離  $D_a$ 、センサ開閉器(b)から地絡点までの距離  $D_b$ 、センサ開閉器(a)から分岐点までの距離  $d_a$  を求める。

ここで、図 3-17 に示すように、配電線立ち上がりから地絡点までの距離  $D_a$

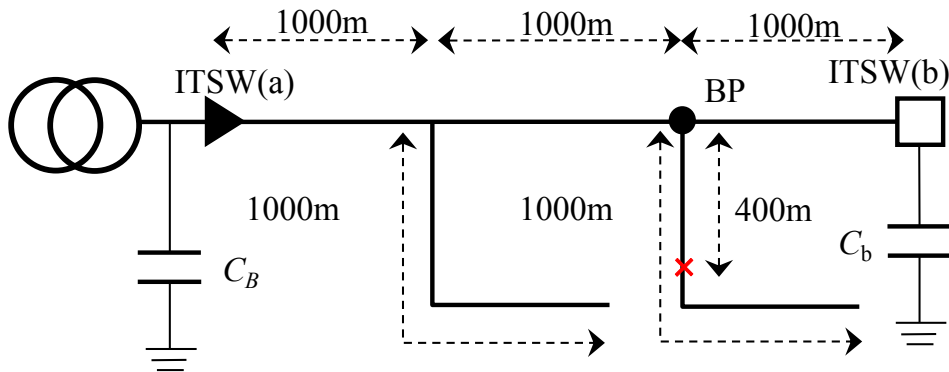


図 3-16 モデル配電線<sup>(28)</sup>

Fig. 3-16. Distribution line model<sup>(28)</sup>.

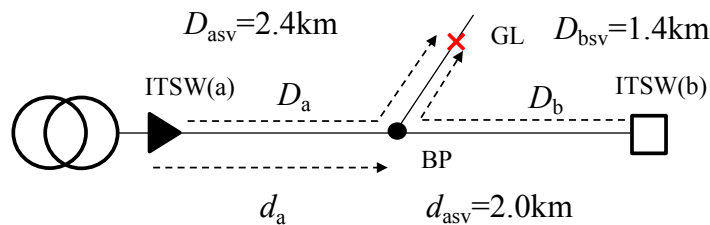


図 3-17  $D_a$ 、 $D_b$ 、 $d_a$  の設定値<sup>(28)</sup>

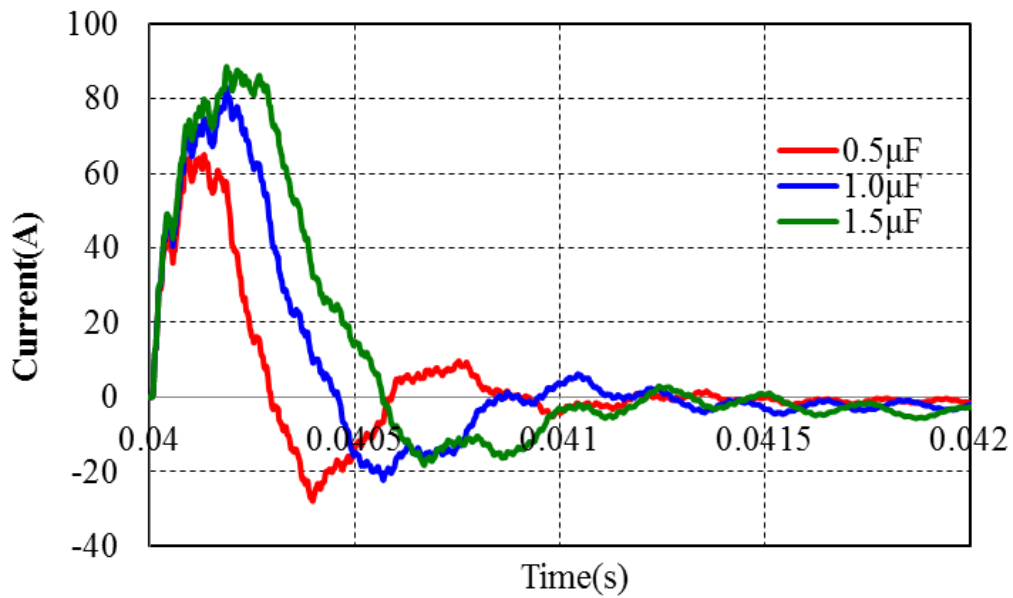
Fig. 3-17. Setting value of  $D_a$ 、 $D_b$ 、 $d_a$ <sup>(28)</sup>.

は  $D_a=L_a/l_0$  , 配電線末端から地絡点までの距離  $D_b$  は  $D_b=L_b/l_0$  となる。また,  $D_{aSV}$  はセンサ開閉器(a)から地絡点までの設定距離 2.4 km,  $D_{bSV}$  はセンサ開閉器(b)から地絡点までの設定距離 1.4 km,  $d_{aSV}$  はセンサ開閉器(a)から BP までの設定距離 2.0 km である。

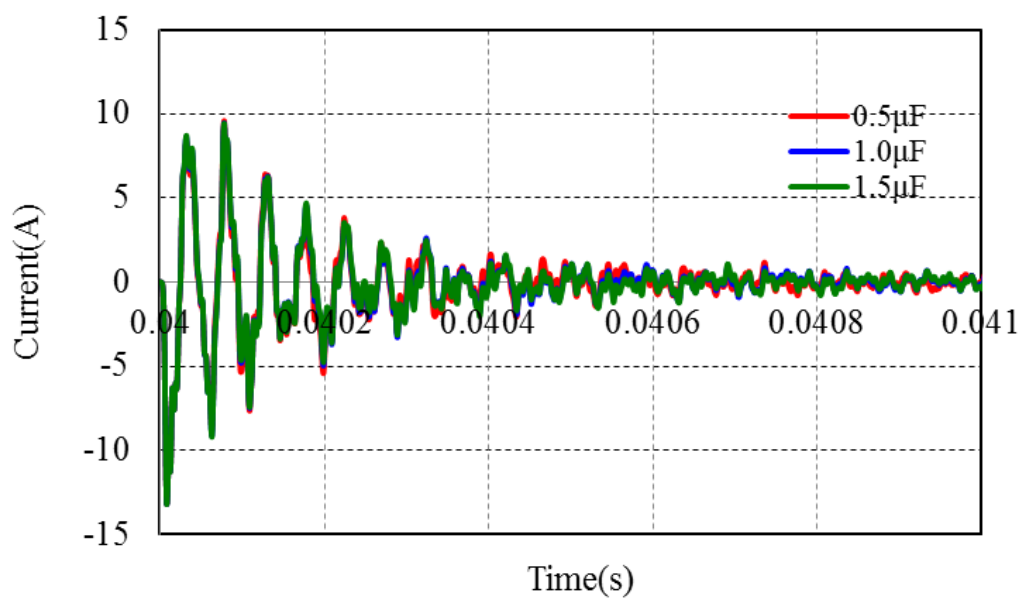
ATP シミュレーション結果を以下に示す。一例として,  $R_g$  が 30  $\Omega$ , バンク静電容量  $C_B$  が 0.5  $\mu\text{F}$ /相, 1.0  $\mu\text{F}$ /相, 1.5  $\mu\text{F}$ /相の条件で, センサ開閉器(a)とセンサ開閉器(b)を通して地絡点へ放電される電流波形を図 3-18, FFT 解析の結果を図 3-19 に示す。

図 3-18(a)から, センサ開閉器(a)から地絡点に流れる地絡サージ電流は  $C_B$  が大きくなると波高値と波高値の間の時間間隔 (1 周期の時間) が長くなり, 図 3-19 (a)から共振周波数は低周波側へシフトする。この理由は, (3-2)式から  $C_B$  が大きくなると  $f_R$  が小さくなることで説明できる。1 周期の時間が長くなると, (3-1)式より抵抗に依存する指数関数の減衰の影響を受け地絡サージ電流の高周波成分の極大値が小さくなる。この結果, 図 3-19 (a)のバンク静電容量 1.5  $\mu\text{F}$ /相では共振周波数に明確なピークが表れない。

図 3-18(b)から地絡サージ電流は  $C_B$  の大きさに依存しないで, 地絡波形は同一波形となる。これは, センサ開閉器(b)に設置した静電容量 0.02  $\mu\text{F}$ /相がセンサ開閉器(b)から地絡点までの静電容量となるためである。 $C_b$  は 0.02  $\mu\text{F}$ /相であり, バンク静電容量 0.5  $\mu\text{F}$ /相, 1.0  $\mu\text{F}$ /相, 1.5  $\mu\text{F}$ /相と比較すると十分小さく, 静電容量が小さいと(3-24)式より極大値と極大値の間の時間が短くなる。このため, (3-22)式の地絡抵抗値により決まる指数関数の減衰の影響を受けにくくなり地絡サージ電流の波高値が周期的に明確に現れる。この結果, 図 3-19 (b)に示す末端からの地絡サージ電流の共振周波数に明確なピークが現れる。全てのシミュレーション条件において,  $D_a, D_b$  を算出した結果を図 3-20 に示し,  $d_a$  を算出した結果を図 3-21 に示す。図 3-20 より, バンク静電容量が 1.0  $\mu\text{F}$ /相, 1.5  $\mu\text{F}$ /相の場合, 地絡抵抗値  $R_g$  が 40  $\Omega$  以上で FFT の明確なピーク見出せなくなるため,  $D_a$  は算出できない。これは,  $R_g$  が大きくなると(3-22)式の指数関数の減衰の影響を受け地絡サージ電流の波高値と波高値の間の時間間隔が現れず, FFT による共振周波数の明確なピークが見出せなくなるためである。 $R_g$  が 10  $\Omega$  と比較して,  $R_g$  が 20  $\Omega$ , 30 $\Omega$  の場合に  $D_a$  と設定距離との乖離が大きくなる要因も同様に(3-22)式より  $R_g$  が大きくなると指数関数の減衰の影響を受け FFT の共振周波数の明確なピークが現れなくなり, 正確な共振周波数の値を算出できなくなるためである。 $D_b$  については, (3-25)式の  $C_b$  はセンサ開閉器(b)に設置された静電容量であり  $C_B$  の影響を受けないため, 設定値に近い値を算出できる。図 3-21 から,  $d_a$  を精度よく求められる条件は,  $C_B$  が 1.0  $\mu\text{F}$ /相, 1.5  $\mu\text{F}$ /相の場合,  $R_g$  が 30  $\Omega$  以下となるが,  $C_B$  が 0.5  $\mu\text{F}$ /相の場合,  $R_g$  は 40  $\Omega$  以下となる。



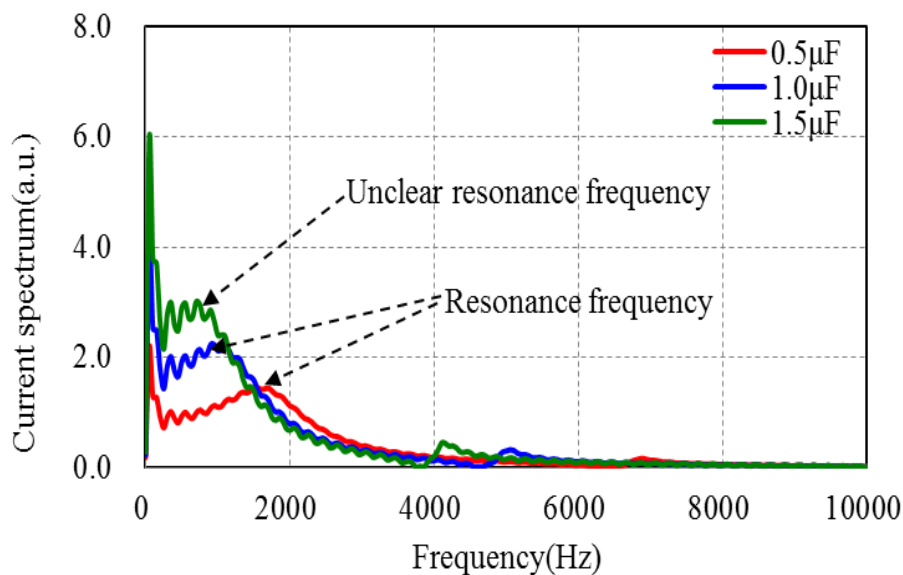
(a) Discharging current from ITSW(a)



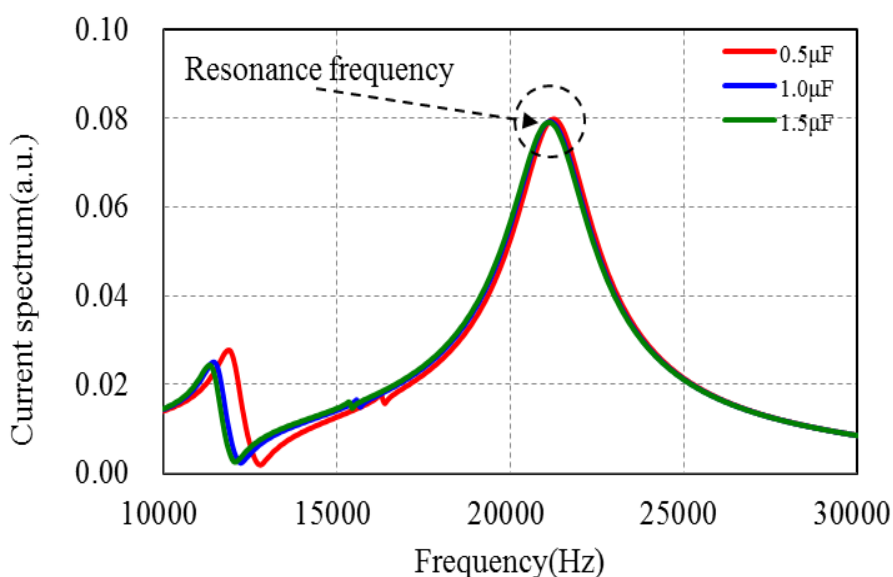
(b) Discharging current from ITSW(b)

図 3-18  $R_g=30 \Omega$  での放電電流のバンク静電容量依存性<sup>(28)</sup>  
 Fig. 3-18. Discharging current dependence of capacitance at  $R_g=30 \Omega$ <sup>(28)</sup>.

よって、地絡点のインダクタンスをパラメータとするシミュレーションにおけるバンク静電容量は、地絡抵抗  $R_g$  が  $10 \sim 40 \Omega$  の範囲で  $d_a$  を概ね誤差ゼロで推定できる  $0.5 \mu\text{F}$ /相とする。



(a) FFT results from ITSW(a) discharge current



(b) FFT results from ITSW(b) discharge current

図 3-19  $R_g=30 \Omega$  におけバンク静電容量による放電電流の FFT 解析結果<sup>(28)</sup>

Fig. 3-19. FT results for Discharging current dependence of capacitance at  $R_g=30 \Omega$ <sup>(28)</sup>.

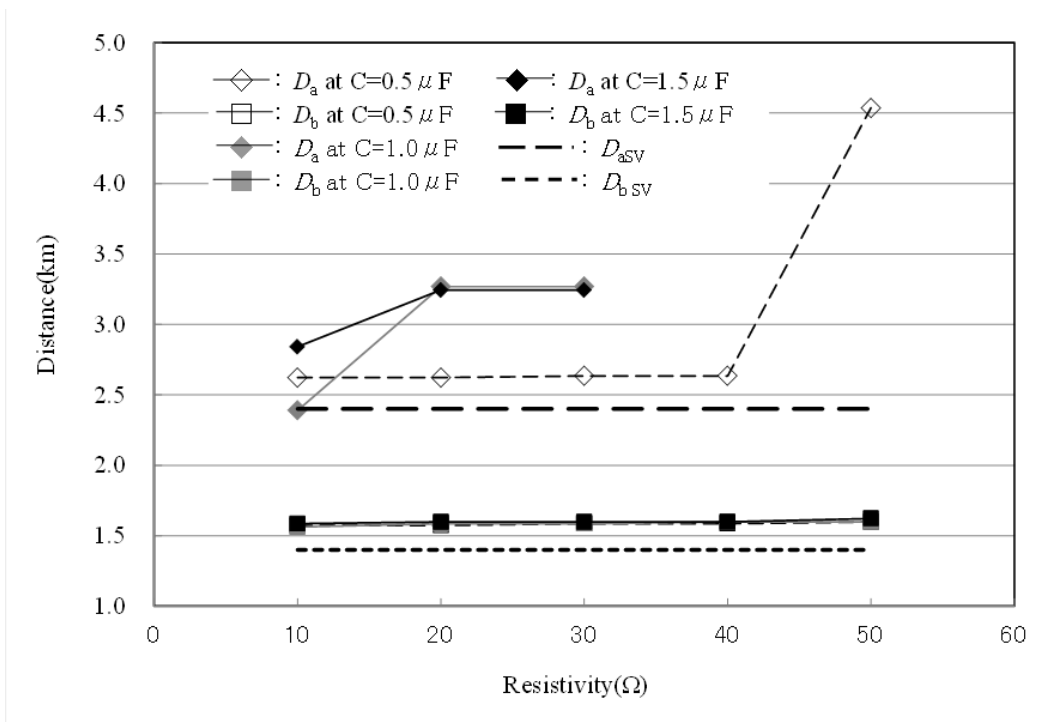


図 3-20  $D_a, D_b$  の  $R_g$  と  $C_B$  との依存性  
 Fig. 3-20.  $R_g$  and  $C_B$  dependence of  $D_a, D_b$ .

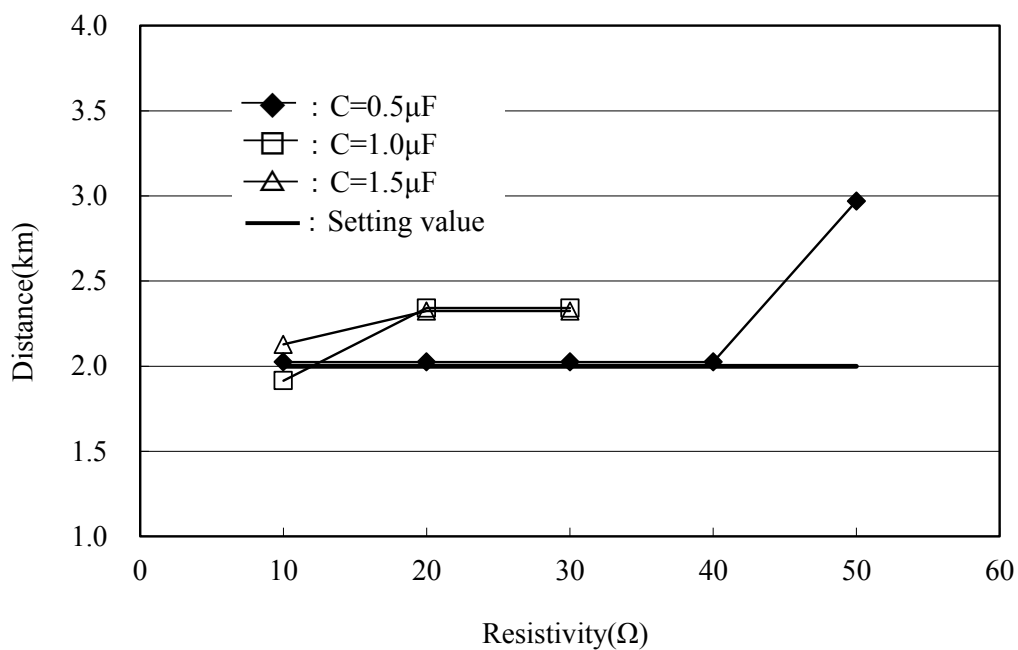


図 3-21  $d_a$  の  $R_g$  と  $C_B$  との依存性  
 Fig. 3-21.  $R_g$  and  $C_B$  dependence of  $d_a$ .

### 3.4. 地絡点のインダクタンスが分岐点推定に与える影響評価

バンク静電容量  $0.5 \mu\text{F}/\text{相}$ 、地絡抵抗値  $R_g$  を  $20 \Omega$ ,  $30 \Omega$ ,  $40 \Omega$ 、地絡点のインダクタンス  $L_g$  を  $0.0 \text{ mH}$ ,  $0.5 \text{ mH}$ ,  $1.0 \text{ mH}$ ,  $1.5 \text{ mH}$ ,  $2.0 \text{ mH}$  と変数として、ATP シミュレーションで地絡を発生させセンサ開閉器(a)とセンサ開閉器(b)から地絡点へ流れる地絡サージ電流波形を求めた。得られた波形をもとに(3-16)から(3-25)式を用いて  $D_a$ ,  $D_b$ ,  $d_a$  を算出する。

バンク静電容量が  $0.5 \mu\text{F}/\text{相}$ 、 $R_g$  を  $30 \Omega$  とし  $L_g$  が  $0 \text{ mH}$ ,  $1.0 \text{ mH}$ ,  $2.0 \text{ mH}$  の条件のもと、センサ開閉器(a)とセンサ開閉器(b)から地絡点へ流れる地絡電流波形を図 3-22 (a)(b)、地絡電流波形の FFT の解析結果を図 3-23 (a)(b)に示す。

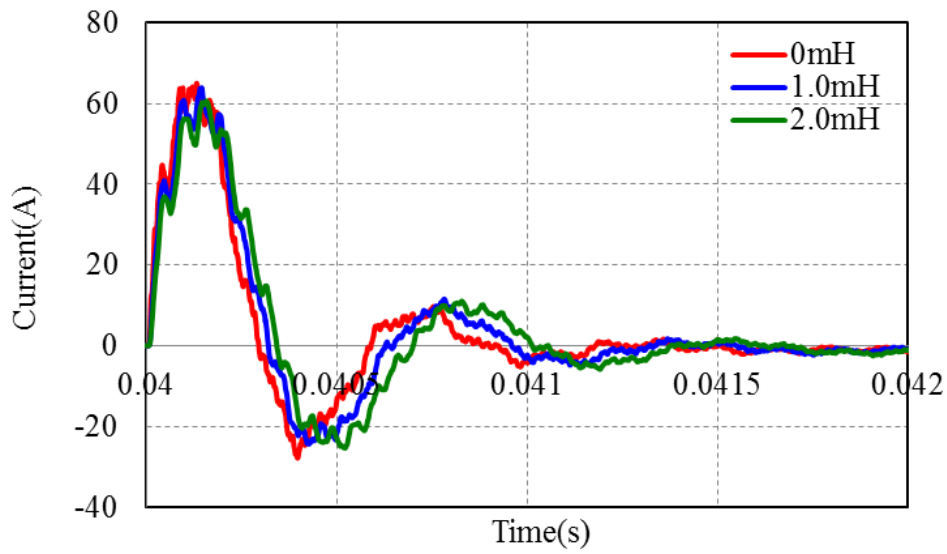
図 3-22 (a)(b)の結果は、 $L_g$  が大きくなるとともに極大値と極大値の間の時間が長くなる、すなわち周期が長くなることを示している。図 3-23 (a)(b)の FFT 解析の結果も図 3-22 (a)(b)の地絡波形からわかるように地絡点のインダクタンスが大きくなると共振周波数のピークが低周波側にシフトする。この要因は、(3-16)式と(3-25)式の分母のインダクタンスが大きくなると共振周波数の値が小さくなるためである。

図 3-24 は、実施した全てのケースのシミュレーション結果から求めた  $D_a$ ,  $D_b$  を示している。図 3-24 より、 $D_a$ ,  $D_b$  は  $L_g$  が大きくなると設定距離と比較すると長く算出される。この要因は、 $L_g$  が大きくなると(3-16)式と(3-25)式の分母が大きくなるが、分子の値は一定であるため共振周波数が小さくなり低周波側へシフトするためである。

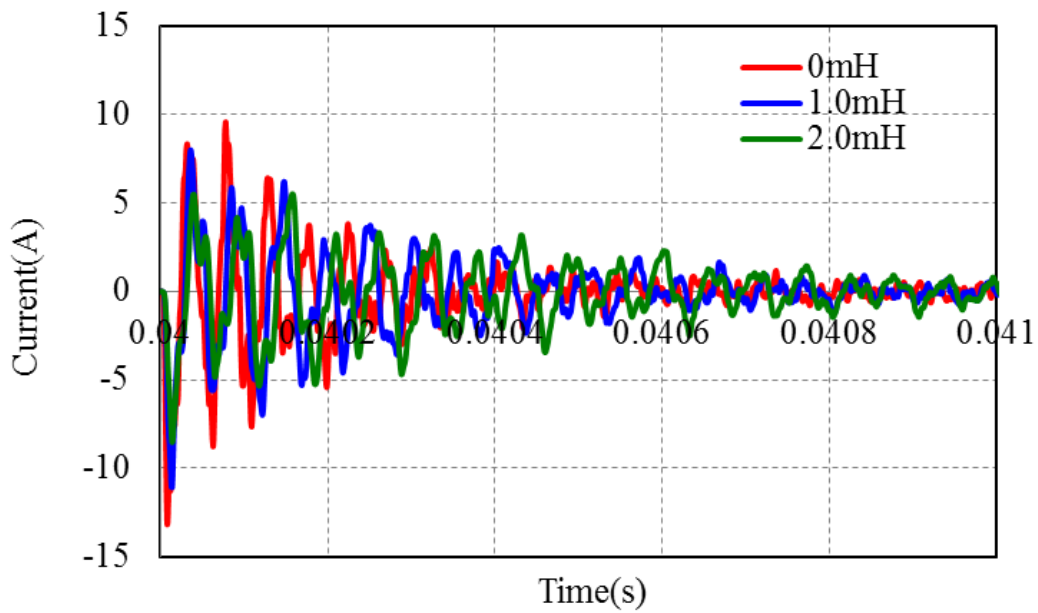
次に、図 3-25 は算出した  $D_a$ ,  $D_b$  を用いて(3-21)式より  $d_a$  を算出した結果を示している。図 3-25 から  $R_g$  が  $20 \Omega$  の時、 $L_g$  が  $1.0 \text{ mH}$  以下では 10%以下の誤差で地絡点に至る分岐点を推定でき、 $L_g$  が  $1.0 \text{ mH}$  超過では 20%以内の誤差で地絡点に至る分岐点を推定できている。一方で、 $R_g$  が  $30 \Omega$ ,  $40 \Omega$  と大きくなると共に分岐点の推定精度は低下する傾向にある。 $R_g$  が  $30 \Omega$  において、 $L_g$  が  $2.0 \text{ mH}$  の時の誤差は約 30%、 $R_g$  が  $40 \Omega$  においては、 $L_g$  が  $2.0 \text{ mH}$  の時の誤差は約 40%となる。地絡点に至る分岐点の推定誤差が大きくなる理由は、図 3-26 に示すように  $L_g$  が一定の条件のもと地絡抵抗値が高くなると(3-1)式の指数関数の減衰が大きくなり、センサ開閉器(a)から地絡点に流れる地絡サージ電流の極大値のピークが不明確となり、FFT の結果から得られる共振周波数のピークが低周波側へシフトするためである。

地絡点に至る分岐点の推定精度は、地絡抵抗値とバンク静電容量が比較的小さい条件においては、地絡点のインダクタンスに影響を受けず、精度よく地絡点に至る分岐点を推定できることが分かる<sup>(28)</sup>。





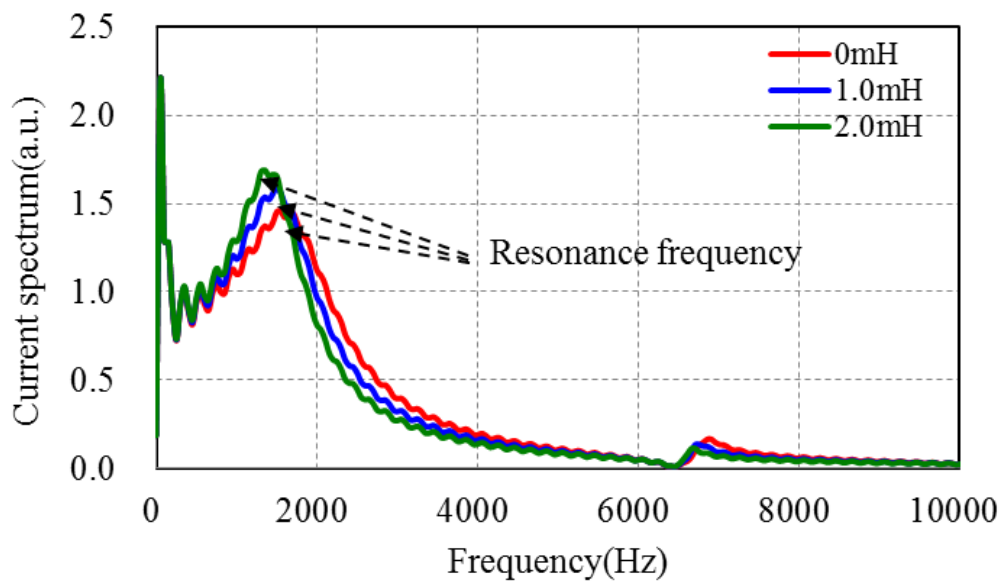
(a) Discharging current from ITSW(a).



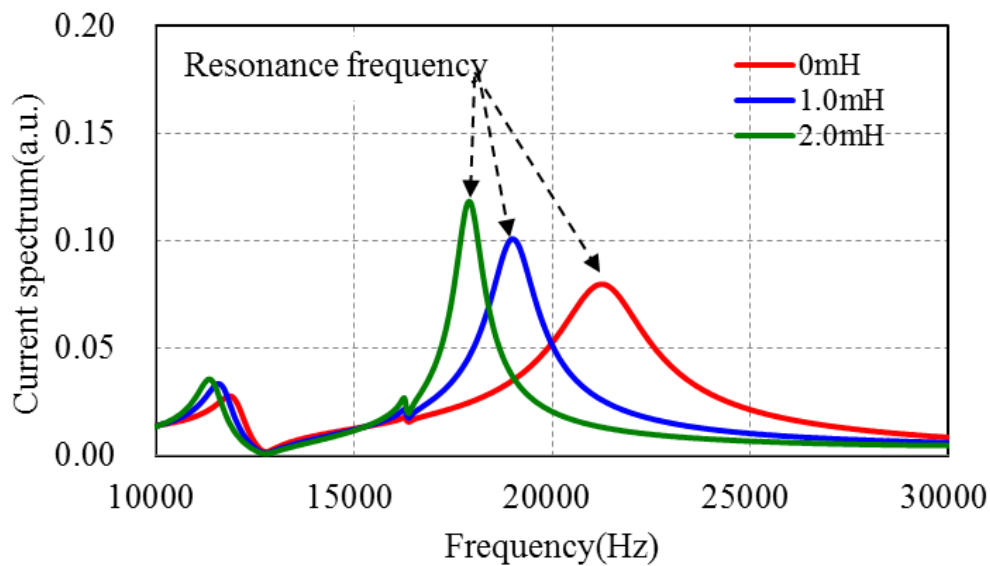
(b) Discharging current from ITSW(b).

図 3-22  $R_g=30 \Omega$  と  $0.5 \mu\text{F}/\text{phase}$  における放電電流の地絡点インダクタンス依存性<sup>(28)</sup>

Fig. 3-22. Discharging current dependence of  $L_g$  at  $R_g=30 \Omega$  and  $0.5 \mu\text{F}/\text{phase}$ <sup>(28)</sup>.



(a) FFT s from ITSW(a) discharge current.



(b) Discharging current from ITSW(b).

図 3-23  $R_g=30 \Omega$  と  $0.5 \mu\text{F}/\text{phase}$  における  
 地絡点インダクタンスに依存する放電電流の FFT 解析結果<sup>(28)</sup>  
 Fig. 3-23. FFT results for discharging current dependence of  $L_g$   
 at  $R_g=30 \Omega$  and  $0.5 \mu\text{F}/\text{phase}$ <sup>(28)</sup>.

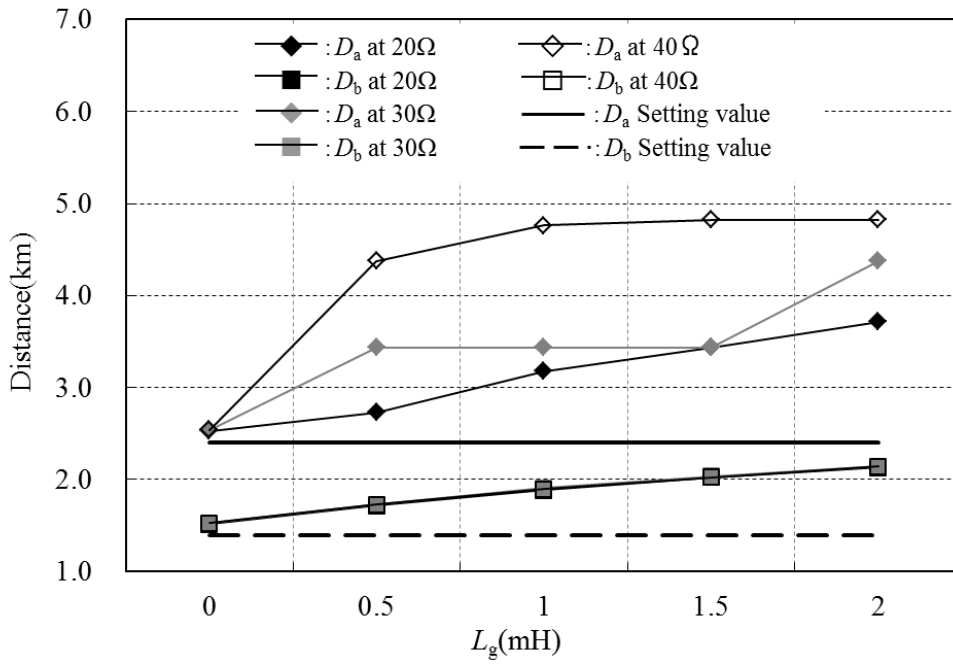


図 3-24  $D_a, D_b$  の  $R_g$  とインダクタンスとの依存性<sup>(28)</sup>

Fig. 3-24.  $R_g$  and inductance dependence of  $D_a$  and  $D_b$ <sup>(28)</sup>.

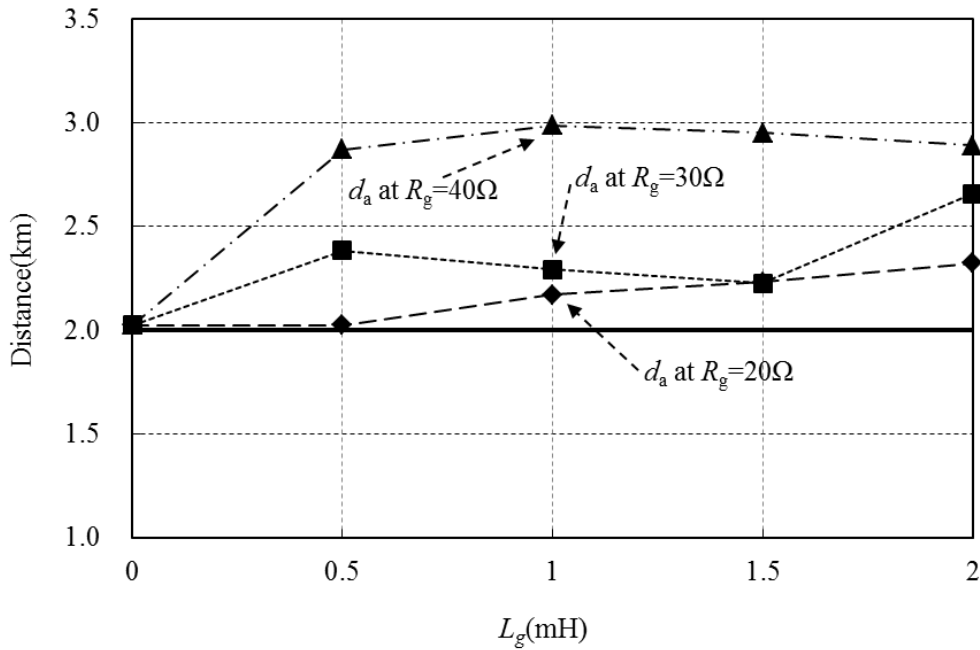


図 3-25  $d_a$  の  $R_g$  とインダクタンスとの依存性<sup>(28)</sup>

Fig. 3-25.  $R_g$  and inductance dependence of  $d_a$ <sup>(28)</sup>.

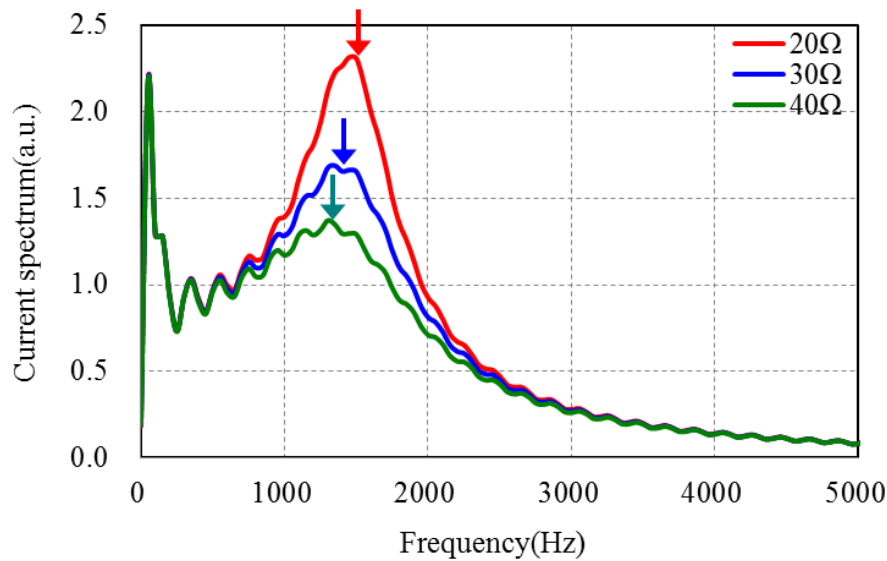


図 3-26 ITSW(a)からの放電電流の地絡抵抗依存性<sup>(28)</sup>  
 Fig. 3-26. Resistance dependence of discharge current at ITSW(a)<sup>(28)</sup>.

### 3.5. 結言

本章では、共振周波数方式の問題点である、

- (1)高圧配電線の健全相のインダクタンスが地絡相のインダクタンスに与える影響評価
- (2)共振周波数方式から得られるインダクタンスの根拠
- (3)分岐点が多数存在する配電線では地絡点は直接推定不可であること
- (4)地絡点のインダクタンスが地絡点推定に与える影響について検討を行った。

(1)の高圧配電線の健全相が地絡相に与える影響評価は、高圧線地絡相の作用インダクタンスは自己インダクタンスと地絡点距離の積の値と比較すると全体的に小さくなる傾向にあり、地絡点距離に対応する自己インダクタンスの値と比較して 0.95~1.1 程度の範囲となる。

この結果は、高圧線地絡相の作用インダクタンスは地絡点距離に対応する自己インダクタンスの値を基準として求めた地絡点距離に対して最大で 5 %程度短く推定することを示している。

(2)の共振周波数方式から得られるインダクタンスの根拠として、共同接地線を有する配電系統で地絡が発生した時、地絡サージ電流の共振周波数とバンク静電容量から求めたインダクタンスが、Case1：センサ開閉器から地絡点までのインダクタンスとなる場合、Case2：センサ開閉器から地絡点と地絡点から共同接地線の No1 までの自己インダクタンスの和となる場合、Case3：Case2 に高圧配

電線と共同接地線との間の相互インダクタンスを考慮した高圧線と共同接地線の作用インダクタンスの和となる場合、Case4 : Case1 に加え共同接地線のインダクタンスを集中定数として表す場合の 4 つのケースについて検討した。その結果、高圧配電線地絡相と共同接地線との相互インダクタンスを考慮した作用インダクタンスである Case3 が一致し、本章でのシミュレーション結果では、高圧配電線地絡相の作用インダクタンスは高圧配電線地絡相の自己インダクタンスの約 0.8 倍となる。

(3)の分岐線が存在する配電線において地絡点を特定できない問題と、(4)の地絡点の様相が地絡点距離に与える影響を回避するために、配電線立ち上がりと末端にセンサ開閉器を設置することで、地絡点の様相に依存しないで地絡点に至る分岐点を推定する手法を提案した。著者が提案した地絡点のインダクタンスに依存せずに配電線の立ち上がりから地絡点に至る分岐点までの距離を推定できる手法の評価を、ATP シミュレーションで検証した。

センサ開閉器(a)と測定用コンデンサを設置したセンサ開閉器(b)から地絡点に流れる地絡サージ電流の FFT 解析から求めた共振周波数を用いて地絡点を含むインダクタンスを算出した。求めたインダクタンスとセンサ開閉器(a)からセンサ開閉器(b)までの幹線のインダクタンスと組み合わせることで、バンク静電容量  $0.5 \mu\text{F}$ /相の条件のもと、地絡抵抗値と直列につながる地絡点のインダクタンスが  $0 \sim 1.0 \text{ mH}$  の範囲において、地絡抵抗値が  $20 \Omega$  の場合には推定誤差 10 %程度で分岐点を特定できることを示した。この結果は、著者が提案した地絡点に至る分岐点推定手法の妥当性を示している。また、同様の条件で地絡抵抗値  $30 \Omega$  の場合には推定誤差約 20 %、地絡抵抗値  $40 \Omega$  の場合には推定誤差約 50 %となることがわかった。

地絡抵抗値が大きくなると分岐点の推定精度が低下する要因については、地絡抵抗値が大きくなると指数関数の減衰の影響を受け、センサ開閉器(a)から地絡点に流れる過渡領域の共振周波数の算出精度が低下するためであることを確認した。

## 第4章. 配電線模擬装置の開発と提案手法の検証

### 4.1. 序言

第3章にて配電線立ち上がりと末端に設置したセンサ開閉器を幹線として地絡点に至る分岐点を推定する手法の理論構築とシミュレーションによる検証を行い、ATPシミュレーションによりその妥当性を確認した。実配電システムに本手法を適用するには、ATPシミュレーションでの検証では評価が十分に行われているとはいえない。また、実規模大の試験設備を用いた検証は試験日数や作業員を多数必要とするためコストを要し日数も限られ、実用性評価に必要な全てのパターンの試験を行うことは困難である。

そこで本章では、上の課題に対し地絡点推定手法を簡易に評価できる装置の開発を目的に、配電線の高抵抗接地方式や同一バンク内の他配電線の影響を組み込み、配電線を抵抗、インダクタンス、キャパシタンスで模擬し配電線の長さを任意に変更できる配電線模擬装置（以下 模擬装置）を開発した<sup>(34)</sup>。この模擬装置を用いる実験で取得される地絡電流・電圧波形の再現性の観点から、模擬装置を用いて地絡点推定を検討することの妥当性を評価する。また、著者が提案する配電線立ち上がりと末端に設置したセンサ開閉器を幹線とする地絡点に至る分岐点推定手法の妥当性も検証する<sup>(38)</sup>。

### 4.2. 模擬装置の概要

高圧配電線は三相三線式、高圧線の対地電圧は実効値 3810 V、線間電圧の実効値は 6600 V、配電用変電所の接地方式は中性点接地抵抗値 10 k $\Omega$  となる。

また、地絡波形を用いて地絡点推定を行う場合、同一配電用変電所内の他配電線の対地静電容量を考慮する必要がある。これらの条件を反映した模擬装置の開発を行う。

#### 4.2.1. 配電線のモデル化

図 4-1 に模擬装置の等価回路を示す。電源電圧は三相 200 V を  $\Delta$ -Y 結線の変圧器で昇圧し模擬装置の線間電圧を最大 3300 V、中性点接地抵抗値を 10 k $\Omega$ 、電線類は立ち上がりの地中ケーブルを CVT500 mm<sup>2</sup> で 500 m (以下 ケーブル)、高圧線を OC 電線 150 mm<sup>2</sup> (以下 OC 電線) で最長 5100 m として、同一配電用変電所内の他配電線の影響を考慮するために 4 配電線を設置している。地絡電圧・電流波形の解析に用いる配電線は分布定数回路で模擬し、他配電線の影響を考慮するための 4 配電線は集中定数として模擬する。

## 4.2.2. 配電線の模擬方法

地絡電流の伝搬を解析する際、商用周波程度の周波数帯であれば配電線路を集中定数として模擬し地絡現象を把握できる。一方、数 MHz 帯のサージ伝搬を対象とする場合、分布定数として取り扱う必要がある。模擬装置は、時間やコストの観点から 1 MHz 程度までのサージ伝搬を解析できる構成となっている。具体的には、模擬配電線長を最長 5100 m として、1 MHz のサージ伝搬を想定したケースでは、1MHz のサージに対する波長は 300 m ( $c=f\lambda$ ,  $c$ : 光速  $3 \times 10^8$  m/s,  $f$ : 周波数 1 MHz,  $\lambda$ : 波長) となり、解析に用いる模擬装置の配電線長 5100 m と比較して十分に短くなるため、分布定数として扱う必要がある。分布定数回路の模擬方法として、配電線を抵抗、インダクタンス、キャパシタンスを用いて  $\pi$  型回路を構築し多段に接続することで良く模擬できることが知られている。この多段に接続する  $\pi$  型回路の回路定数は、模擬を行う波長の 1/10 の回路定数に合わせて算出すれば良いことが示されている<sup>(35)</sup>。そのため架空線は 30 m 毎に  $\pi$  型回路で模擬している。ただし、架空部分に限定した解析を行うため、配電線立ち上がりのケーブルは集中定数で模擬する。

OC 電線とケーブルの線路定数は周波数 10kHz の計算条件で ATP/EMTP の  $\pi$  モデルを用いた Cable Parameter サブルーチンで求めた。OC 電線 300 m, ケーブル 500 m の線路定数の算出結果を表 4-1 に示す。OC 電線の模擬は、分布定数のサ

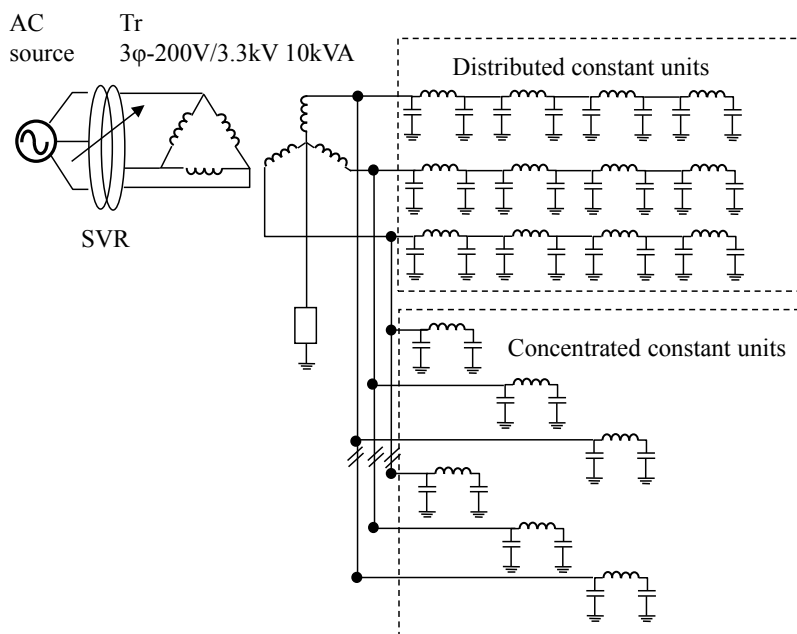


図 4-1 配電線の等価回路<sup>(34)</sup>

Fig. 4-1. Distribution line simulator equivalent circuit<sup>(34)</sup>.

ージ伝搬を解析できるように 30 m 単位でインダクタンスとキャパシタンスを用いて集中定数ユニットを構築し、図 4-2 に示すように 10 ユニートを 1 つの組として 300 m の OC 電線とした。これらを直列接続することで、高圧配電線の亘長を変更できる構造となっている。図 4-2 に示すように、キャパシタンスは底部の金属帯と接続し、各ユニットを接続する際、これらの金属帯を相互に接続できる構造としており、この金属帯が模擬装置の接地帯となっている。

### 4.2.3. 模擬配電線の伝搬特性

模擬装置の OC 電線の周波数特性を把握するために、三相分の分布定数ユニットを 17 個直列に接続することで 5.1 km の高圧配電線路を構築し、図 4-3 に示すように一方の末端に特性抵抗 500 Ω の整合抵抗を設置し他端からファンクションジェネレータにより電圧を印加することで電線部分の伝搬特性は評価された。印加電圧の周波数を 50 Hz, 1 kHz, 10 kHz, 100 kHz とし、これらの地点における波高値の最大値と最小値の電圧差を測定して、線路長に対する印加点における電圧の減衰率を測定した。測定結果は図 4-4 に示すように、印加点からの距離が長くなると減衰率は大きくなる。さらに印加電圧の周波数を高くするとともに減衰率が大きくなる結果が得られた。また、U,V,W 相の減衰率を比較した結果、ほぼ同じ減衰特性を有していることが分かる<sup>(34)</sup>。

表 4-1 ATP から求めた線路定数<sup>(34)</sup>

Table 4-1. Line constant estimated by ATP<sup>(34)</sup>.

	OC150 mm <sup>2</sup> 300 m	CVT500 mm <sup>2</sup> 500 m
Resistance(Ω)	2.5	1.38
Inductance(mH)	0.54	0.034
Capacitance(μF)	0.00208	0.222



図 4-2 架空配電線の 300 m 単位の模擬<sup>(34)</sup>

Fig. 4-2 Outside drawing of 300 m unit in simulated open wire distributed constant circuit<sup>(34)</sup>.



#### 4.2.4. 放電性地絡の模擬構築

放電性地絡の模擬を目的に、針ギャップを使用した放電性模擬装置を作製した。作成した放電性模擬装置の写真を図 4-5 に示す。空気圧でギャップ間隔は任意の値に調整でき、放電性地絡の模擬が可能となる。ギャップの設定間隔は 0.5~30 mm の範囲で調整できる。電圧が印加されている状態で放電性模擬装置の針の距離を接近させることで放電性地絡は発生する。

#### 4.2.5. 模擬装置の全体図

模擬装置の全体写真を図 4-6 に示す。印加できる電圧の最大値は 3.3 kV あり、

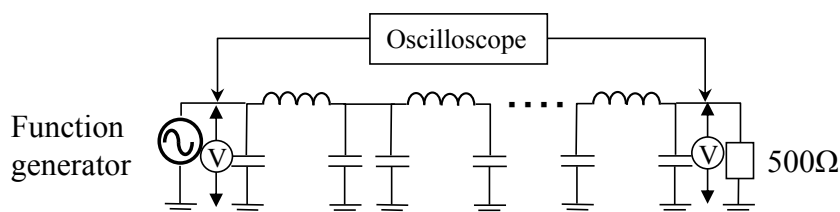


図 4-3 線路特性の測定回路<sup>(34)</sup>

Fig. 4-3. Measurement circuit of line characteristics<sup>(34)</sup>.

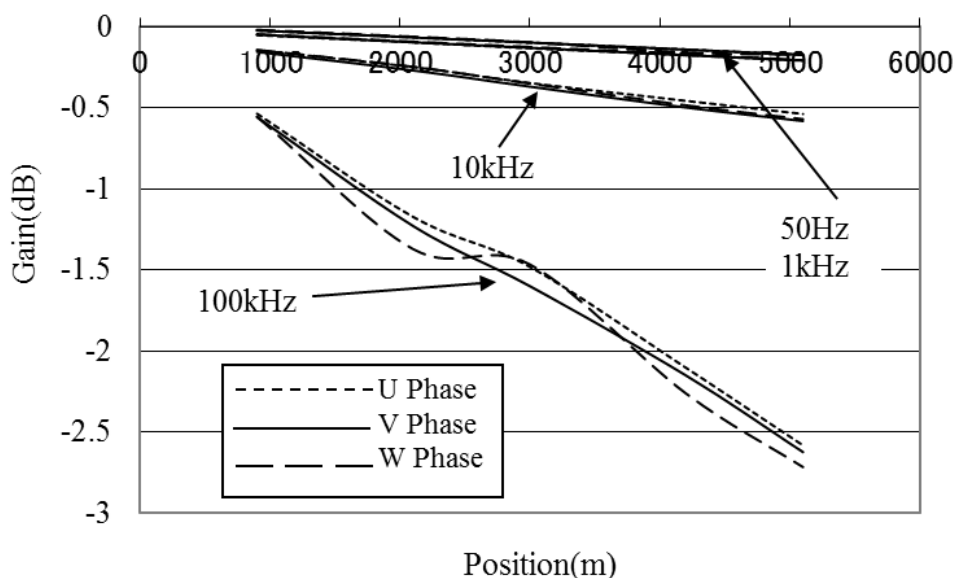


図 4-4 減衰特性の周波数依存性<sup>(34)</sup>

Fig. 4-4. Frequency dependence of propagation characteristics<sup>(34)</sup>.

架空線 OC150mm<sup>2</sup> 300 m を 1 ユニットの分布定数として模擬しており地絡点までの線路長を任意に設定することができ、他の 4 配電線は集中定数で模擬している。地絡点は針ギャップ、接地は金属板をつなぎ合わせることで模擬し、外部要因に影響を受けず再現性のある地絡波形が得られるように構築されている<sup>(34)</sup>。

#### 4.2.6. 模擬装置の評価

集中定数ユニットの数をパラメータとして、高圧配電線に放電性地絡が発生した際の高圧配電線各相の電圧と電流の大きさや形状、地絡波形の過渡領域に生じる高周波成分の特性把握から模擬装置が地絡点推定の検証に利用できるか

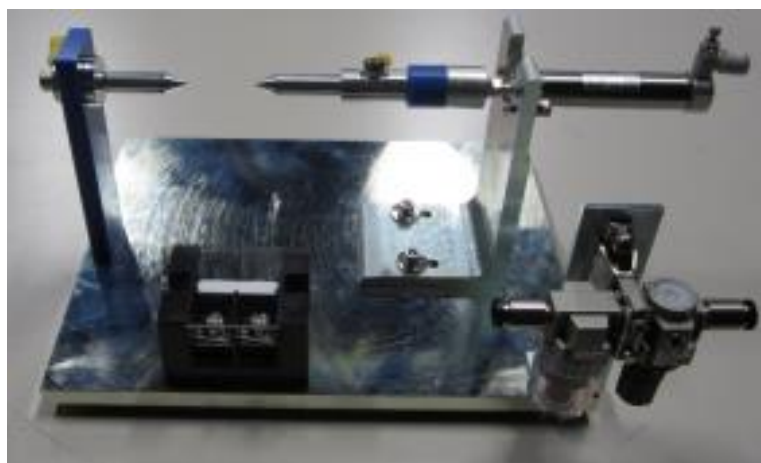


図 4-5 放電ギャップの模擬<sup>(34)</sup>

Fig. 4-5. Outside drawing of needle shape gap<sup>(34)</sup>.



図 4-6 模擬装置の全体図<sup>(34)</sup>

Fig.4-6. Whole outside drawing of simulated distribution line<sup>(34)</sup>.

の評価を行う。

地絡試験に用いる配電線は、図 4-7 に示すように評価対象の高圧配電線を亘長 5.1 km の分布定数として、他の 4 配電線は集中定数として模擬する。地絡抵抗を  $13\ \Omega$  として放電性地絡装置のギャップを接近させることで放電性地絡を発生させ、地絡発生時の電圧・電流波形を測定する。

#### 4.2.7. 電圧特性評価

配電線に 1 線地絡が発生した際、健全相 2 相の電圧は地絡発生前の対地電圧の約  $\sqrt{3}$  倍となる<sup>(36)</sup>。U 相で放電性地絡が発生した際、送り出し点にて測定した電圧波形を図 4-8 に示す。図 4-8 より、地絡相 U の電圧はゼロに近い値となり、地絡発生後の W 相の電圧は地絡発生前の 1.90 倍、V 相では地絡発生前の 1.76 倍となり、V、W 相共に地絡時の電圧は  $\sqrt{3}$  倍より若干大きい値となる。

地絡時に W 相よりも V 相の電圧が大きくなる理由は、(4-1)式から導くことができる<sup>(37)</sup>。電力系統では通常、 $X_1 > 0$ 、 $R_0$ 、 $R_1 > 0$  となり、非接地系統や高抵抗接地系統では、零相インピーダンスは容量性で  $X_0 < 0$  であるから(4-1)式は  $V_V > V_W$  となる<sup>(37)</sup>。

$$V_W^2 - V_V^2 = \frac{6\sqrt{3}R_0R_1\left(\frac{X_1}{R_1} - \frac{X_0}{R_0}\right)E_a^2}{\{(R_0 + 2R_1)^2 + (X_0 + 2X_1)^2\}} \quad \dots\dots\dots (4-1)$$

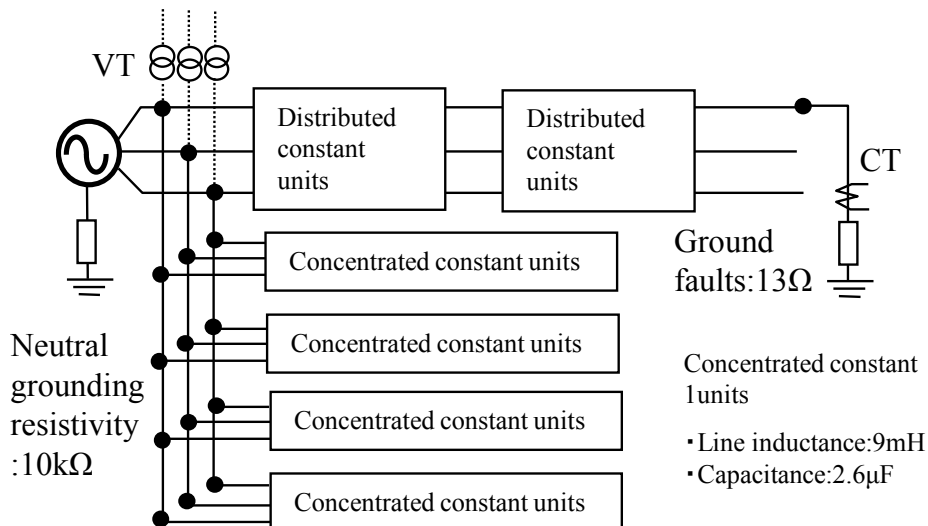


図 4-7 地絡電流測定システム<sup>(34)</sup>

Fig. 4-7. Ground fault current measurement system<sup>(34)</sup>.

ここで、 $R_0$ は零相抵抗、 $R_1$ は正相抵抗、 $X_0$ は零相インピーダンス、 $X_1$ は正相インピーダンスを表している。

これらの結果から、模擬装置で地絡を発生させた時、模擬装置で測定される電圧は概ね妥当な特性を有することを確認できた<sup>(34)</sup>。

#### 4.2.8. 電流特性評価

U相に地絡を発生させた時の地絡点での地絡電流波形を図4-9に示す。地絡電流波形は、地絡発生直後の高周波成分を含む過渡領域と商用周波数の電流の2つの領域から構成される。地絡電流波形は、それぞれの領域に関する理論から得られる値と比較し、妥当性を検証する<sup>(34)</sup>。

#### 4.2.9. 共振周波数に関する評価

高圧配電線は非接地（等価中性線抵抗10kΩ）の3相3線式であり、1つの配電用変電所から複数の配電線が引き出されている。配電線地絡時に発生する電流波形に含まる高周波成分の共振周波数は(4-2)式で与えられる。(4-2)式より、共振周波数 $f_R$ は同一配電用変電所内の配電線の対地静電容量の和となるバンク静電容量 $C_B$ と地絡点までのインダクタンス $L$ に依存する。このため、模擬装置は当該配電線を除く他配電線の対地静電容量も考慮している。

$$f_R = \frac{1}{2\pi\sqrt{LC_B}} \dots\dots\dots (4-2)$$

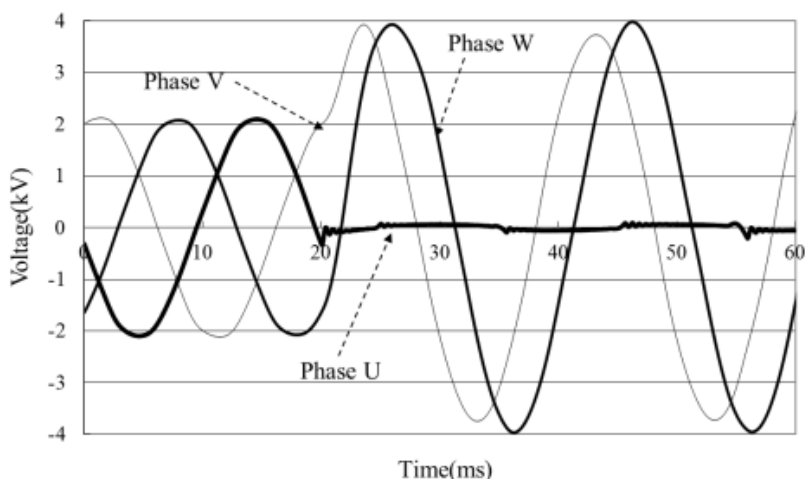


図 4-8 地絡相と健全相の電圧波形<sup>(34)</sup>

Fig. 4-8. Voltage wave form of the fault-phase and sound-phase <sup>(34)</sup>.

地絡発生時に生じる高周波成分を含む地絡電流の周波数解析を行った結果の一例を図 4-10 に示し、1 kHz 近傍に共振周波数が現れていることがわかる。

バンク静電容量をパラメータとして、実験から求めた共振周波数と(4-2)式から算出した共振周波数の関係を図 4-11 に示す。実験値から求められる共振周波数は(4-2)式から算出される値と比較して高くなる。バンク静電容量を 1/3 として(4-2)式から共振周波数を算出すると、図 4-11 に示すように実験と(4-2)式から求められる共振周波数は概ね一致する。模擬装置を用いた実験値と(4-2)式から得られるバンク静電容量と共振周波数の傾向は一致しているが<sup>(34)</sup>、模擬装置を用いて地絡点推定を行うためには、実験と(4-2)式から求められる共振周波数の乖離要因を明確にする必要がある。

#### 4.2.10. バンク静電容量と充電電流との関係性評価

配電線地絡時に発生する充電電流の大きさ  $I_0$  は、(4-3)式により与えられる<sup>(29)</sup>。

$$I_0 = \omega C E_B \dots\dots\dots (4-3)$$

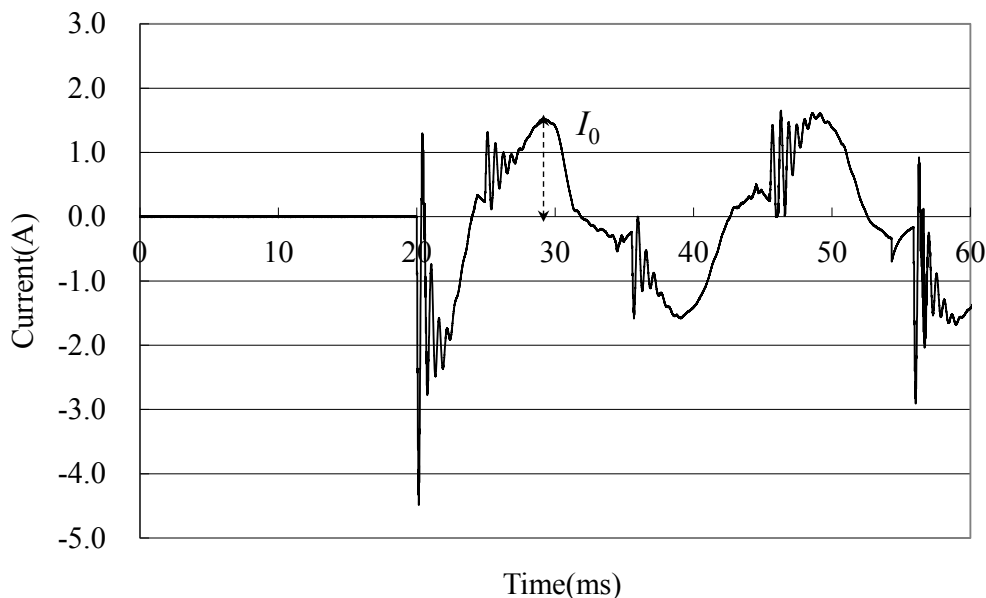


図 4-9 地絡点における R 相の地絡電流波形<sup>(34)</sup>  
 Fig. 4-9. Current wave form of the fault-phase in phase R  
 at ground fault location<sup>(34)</sup>.

ここで、 $\omega$  は  $2\pi f$ ,  $f$  は周波数で 50 Hz,  $C_B$  はバンク静電容量,  $E$  は対地電圧 1900 V を表している。

図 4-9 に示す  $I_0$  は零点からの絶対値とした。バンク静電容量をパラメータとし

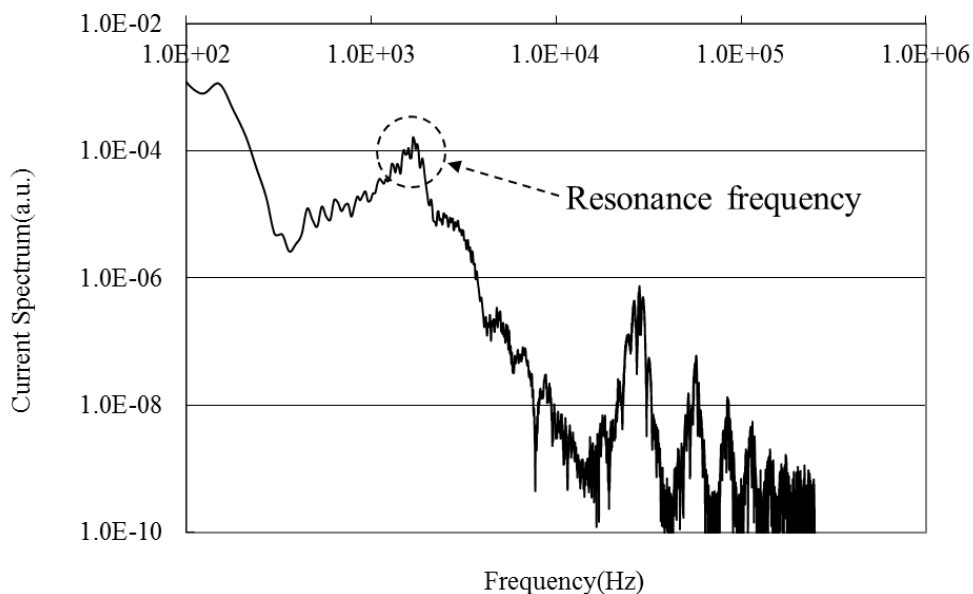


図 4-10 地絡点における地絡電流波形の FFT 解析結果<sup>(34)</sup>

Fig. 4-10. FFT analysis results of ground fault current at ground fault location<sup>(34)</sup>.

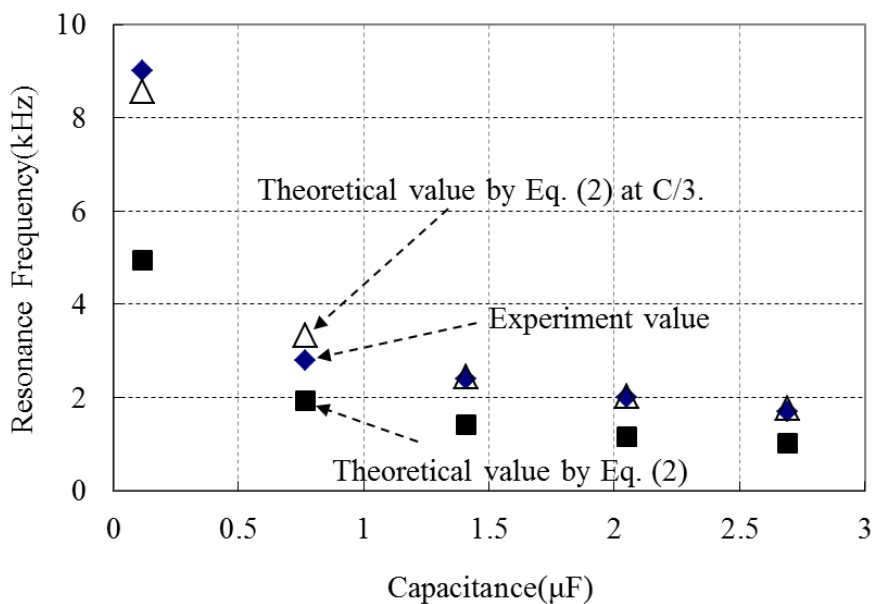


図 4-11 共振周波数の静電容量依存性<sup>(34)</sup>

Fig. 4-11. Capacitance dependence of resonance frequency<sup>(34)</sup>.

て実験から求めた  $I_0$  と理論式から求めた  $I_0$  との関係を図 4-12 に示す。図 4-12 より、実験から得られた  $I_0$  は  $C_B$  に比例して増加する傾向にあり、(4-3)式と一致する。  $C_B$  が大きくなるとともに、実験と(4-3)式から算出した  $I_0$  の乖離は大きく

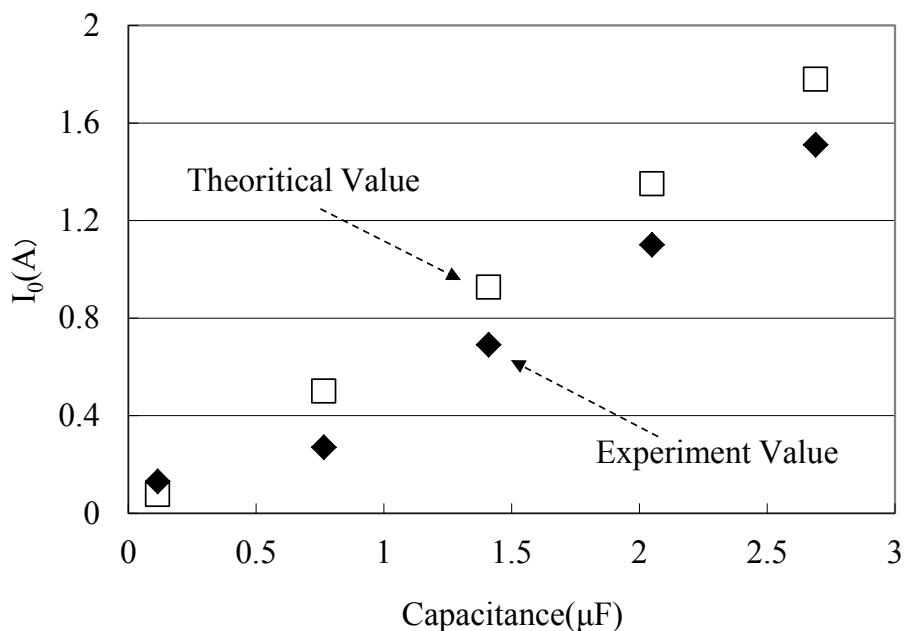
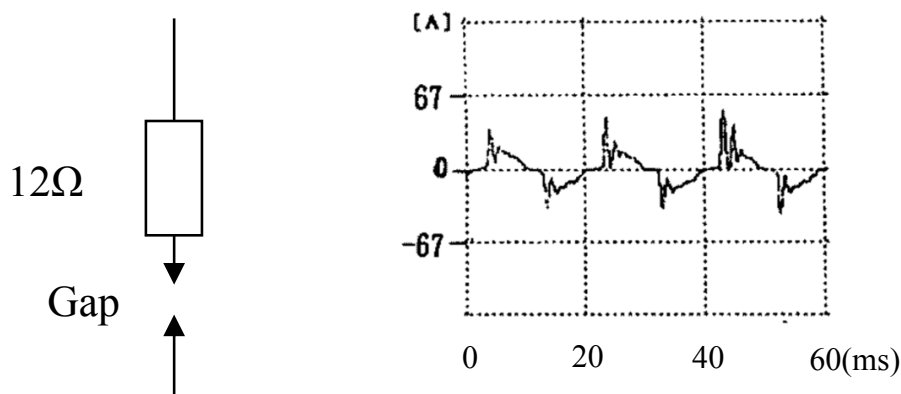


図 4-12 放電電流の静電容量依存性<sup>(34)</sup>  
 Fig. 4-12. Capacitance dependence of discharge current<sup>(34)</sup>.



(a) equivalent circuit (b)  $I_0$  wave form  
 (a)地絡点の等価回路 (b)地絡波形  
 図 4-13 地絡の等価回路と絶縁物を介した等価回路<sup>(16)</sup>  
 Fig. 4-13. Ground fault location equivalent circuit and  $I_0$  wave form of insulator contamination<sup>(16)</sup>.

なるが、概ね妥当な特性が得られている。

#### 4.2.11. 模擬装置と実現場で得られた地絡波形の比較評価

参考文献(16)に示されている地絡電流波形と、模擬装置において地絡時に発生する地絡波形との比較を行う。図 4-13(a)に汚損碍子の地絡点インピーダンスの等価回路、図 4-13 (b)には汚損碍子を用いた実験での  $I_0$  波形を示す<sup>(16)</sup>。

地絡模擬装置の地絡点インピーダンスとして、針ギャップに直列に  $13\Omega$  の抵抗を接続して地絡実験を行い、取得した地絡電流波形を図 4-9 に示す。図 4-9 と図 4-13(b)との比較から、模擬装置から得られた  $I_0$  波形は汚損碍子の  $I_0$  波形のように三角波と高周波成分を含む針状波が重なりあった波形となっており、地絡電流波形の再現性の観点から類似性が確認できる<sup>(34)</sup>。

### 4.3. 共振周波数方式への適用性評価

本節では、模擬装置の地絡点推定への適用性を評価する。

#### 4.3.1. 試験回路

模擬装置の回路構成を図 4-14 に示す。OC 電線の亘長は 5.1 km、他配電線を模擬するための地中ケーブルを集中定数として 4 回線 (表 4-1 の CVT500 mm<sup>2</sup>) 設置し、地絡点距離  $D_g$  は OC 電線の立ち上がりから 2.1 km, 2.4 km, 2.7 km, 3.0 km, 3.3 km と設定する。測定用コンデンサ  $C_{M1}$  は、OC 電線立ち上がりから 1.8 km、測定用コンデンサ  $C_{M2}$  は 3.6 km、測定用コンデンサ  $C_{Mb}$  は OC 電線の末端となる 5.1 km の箇所に設置した。本検討では実現場での適用を見据え、配電線の広い範囲をカバーできるように OC 電線立ち上がりのバンク静電容量を起因とした地絡サージ電流と架空線末端に設置した  $C_{Mb}$  から放電される地絡サージ電流を用いて地絡点までの距離を推定する。すなわち、図 4-14 に示す OC 電線立ち上がりに設置したセンサ開閉器(a)と末端に設置したセンサ開閉器(b)で地

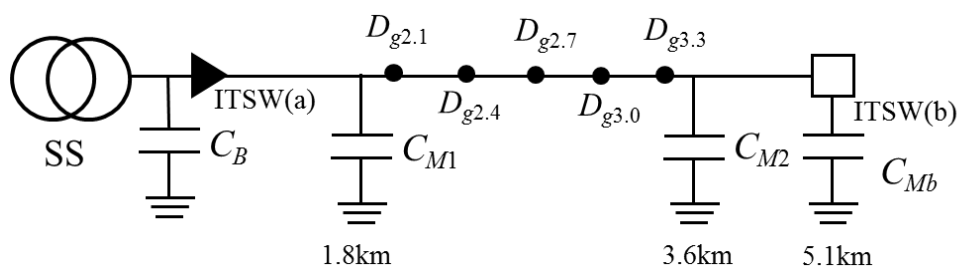


図 4-14 試験回路<sup>(38)</sup>

Fig. 4-14. Test circuit<sup>(38)</sup>.



絡サージ電流波形を測定し、地絡点までの距離を推定する。ここで、測定用コンデンサは架空線に対して並列に接続されており、 $C_{Mb}$ からの地絡サージ電流の流れは、図 3-15 より  $C_{Mb}$  から地絡点と大地を介し、 $C_{Mb}$ の接地極から  $C_{Mb}$ に帰路する。このため、センサ開閉器(b)は  $C_{Mb}$  から放電される地絡サージ電流のみを測定しているため、 $C_{M1}$ と  $C_{M2}$ の影響を受けない。

まずは試験条件を簡易にするため、バンク静電容量  $C_B$  は地絡配電線と地中ケーブルで模擬した 4 配電線の静電容量の合計値  $3.3 \mu\text{F}$ 、地絡抵抗値  $R_g$  は  $0 \Omega$ 、地絡点のインダクタンス  $L_g$  は  $0 \text{ mH}$  とした。

#### 4.3.2. 測定用コンデンサの容量選定

測定用コンデンサ  $C_{Mb}$  を他配電線との連系点に設置する場合、 $C_{Mb}$  容量は地絡時の地絡電流を抑制する観点から小さいほうが望ましい。一方で、 $C_{Mb}$  容量を小さくすると、(3-25)式より  $C_{Mb}$  から放電される地絡サージ電流の共振周波数が高くなり、高い周波数を測定できるセンサの設置が必要となる。地絡サージ電流の伝送システムを含めた測定システムに関する詳細な検討は実施していないが、 $C_{Mb}$  容量が小さければセンサ開閉器(b)から地絡点に流れる地絡電流の共振周波数が高くなり大容量の波形データの伝送が必要となるため高コストな設備構築となる。これらの条件を考慮して  $C_{Mb}$  容量を選定する必要があり、本検討では、 $C_{Mb}$  容量を小容量の  $10 \text{ nF}$ 、中間容量の  $40 \text{ nF}$ 、大容量の  $110 \text{ nF}$  の 3 種類を候補として検討を行う。

ここで、 $C_{Mb}$  容量によりセンサ開閉器に必要とされるサンプリング周波数を算出する。(3-25)式は  $C_{Mb}$  から地絡点までの距離が短い(インダクタンスが小さい)場合、共振周波数が高くなることを表している。配電線末端のセンサ開閉器(b)に設置した  $C_{Mb}$  から  $50\text{m}$  離れた個所 ( $C_{Mb}$  から電柱 1~2 基離れた個所) の地絡点を推定できる条件のもと、各  $C_{Mb}$  容量に対して共振周波数を測定するために求められるサンプリング周波数を算出した。さらに、高速フーリエ変換を行うために必要なサンプリング周波数を共振周波数の 2 倍とし、必要となるサンプリング周波数を算出した結果を表 4-2 に示す。

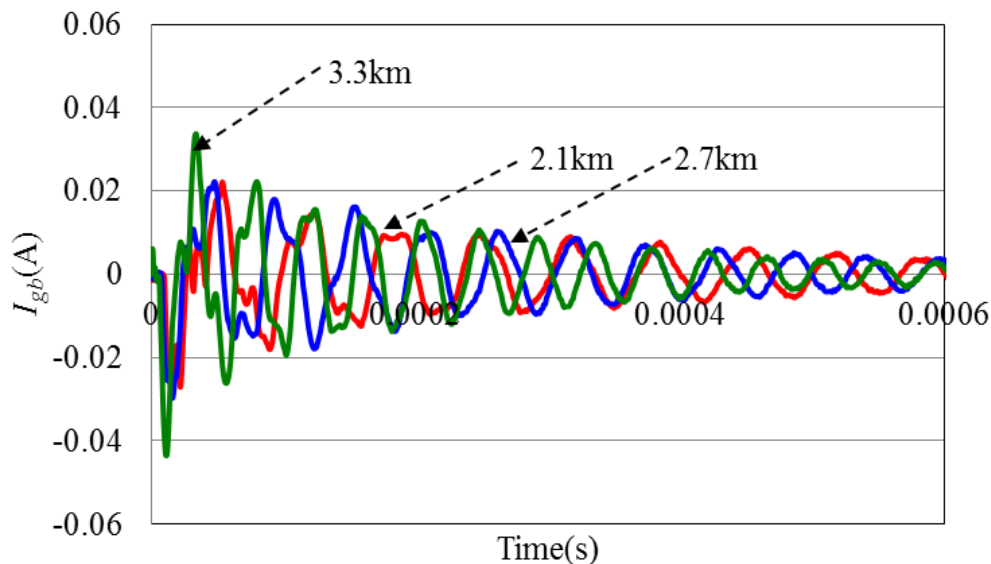
表 4-2  $C_{Mb}$  とサンプリング周波数の関係<sup>(38)</sup>

Table 4-2. The relation between  $C_{Mb}$  capacitance and sampling frequency<sup>(38)</sup>.

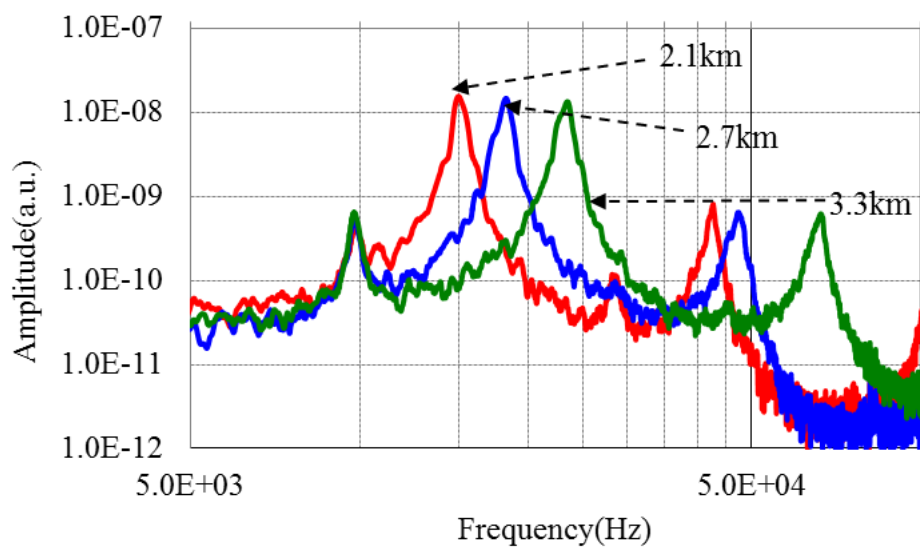
Capacitance(nF)	10	40	110
Sampling Frequency(kHz)	340	170	110

### 4.3.3. 測定結果の評価

試験結果の一例として、 $C_{Mb}$  容量が 10 nF で地絡点位置がセンサ開閉器(a)から 2.1 km, 2.7 km, 3.3 km における地絡サージ電流波形を図 4-15 (a)に示し、FFT



(a)  $I_{gb}$  の放電電流波形  
(a) Discharge current wave form of  $I_{gb}$ .



(b)  $I_{gb}$  の FFT 結果  
(b) FFT results of  $I_{gb}$ .

図 4-15  $I_{gb}$  の放電電流波形と FFT 解析結果<sup>(38)</sup>  
Fig. 4-15. Discharge current wave form and FFT results of  $I_{gb}$ <sup>(38)</sup>.

解析の結果を図 4-15 (b)に示す。図 4-15 (b)の FFT 解析の結果から、 $C_{Mb}$  に設置したセンサで測定された地絡サージ電流の共振周波数  $f_{Rb}$  は、センサ開閉器(a)から地絡点までの距離が長くなると高周波側にシフトする。これは、センサ開閉器(a)から地絡点に至る距離が長くなると OC 電線末端に設置した  $C_{Mb}$  から地絡点までの距離が短くなることでインダクタンス  $L_{lb}$  が小さくなり、 $f_{Rb}$  は(3-25)式より高くなる。センサ開閉器(a)から地絡点までの距離と測定用コンデンサの容量を変数として地絡点距離  $D_g$  の推定精度を評価する。ここで、センサ開閉器(a)から地絡点までのインダクタンスの設定値を  $L_{la}$ 、センサ開閉器(b)から地絡点までのインダクタンスの設定値を  $L_{lb}$ 、センサ開閉器(a)からの地絡サージ電流  $I_{ga}$  の共振周波数  $f_{Ra}$  とバンク静電容量  $C_B$  から求めたインダクタンスを  $L_a$ 、センサ開閉器(b)の測定用コンデンサ  $C_{Mb}$  から地絡点に流れる地絡サージ電流  $I_{gb}$  の共振周波数  $f_{Rb}$  と  $C_{Mb}$  の容量から求めたインダクタンスを  $L_b$  と記載する。測定結果の図への表記は、 $C_{Mb}$  容量 10 nF, 40 nF, 110 nF に対応する容量をグラフ上に示す凡例の末端に記載する。表 4-3 に  $L_{la}$ ,  $L_a$ ,  $L_{lb}$  と  $C_{Mb}$  容量が 10 nF, 40 nF, 110 nF における  $L_b$  を示す。表 4-3 から、 $L_{la}$  と  $L_a$ ,  $L_{lb}$  と  $L_b$  の値が乖離する結果となり、 $L_{la}$  と  $L_a$  の誤差は  $D_g=3.3$  km の設定値で最大 4.40 mH となり距離換算で約 2.4 km,  $L_{lb}$  と  $L_b$  の誤差は  $C_{Mb}$  容量 10 nF の時に  $D_g=2.1$  km の設定条件において最大 5.86 mH となり距離換算で約 3.3 km となる。

#### 4.3.4. 乖離要因と補正式の検討

$L_a$  と  $L_{la}$  の差  $L_{Ma}$ ,  $L_b$  と  $L_{lb}$  の差  $L_{Mb}$  の発生要因を解明するために、測定用コンデンサ  $C_{Mb}$  の容量毎に  $L_{la}$  と  $L_{Ma}$ ,  $L_{lb}$  と  $L_{Mb}$  の関係を図 4-16 に示す。図 4-16 から、 $L_{la}$  と  $L_{Ma}$  は、 $L_{la}$  が大きくなると  $L_{Ma}$  は負に大きくなる関係にある。 $L_{lb}$  と  $L_{Mb}$  は、 $L_{lb}$  が大きくなると  $L_{Mb}$  は正に大きくなる関係にある。これらの結果は、模擬装置は同じ値のインダクタンス素子を用いて構築しているにも関わらず  $C_B$  や  $C_{Mb}$  の値により単位長さあたりのインダクタンスが変化していることを示して

表 4-3 各種パラメータの算出結果<sup>(38)</sup>  
Table 4-3. Estimated results of parameters<sup>(38)</sup>.

	2.1(km)	2.4(km)	2.7(km)	3.0(km)	3.3(km)
$L_{la}$ (mH)	3.81	4.35	4.89	5.43	5.97
$L_a$ (mH)	1.02	1.16	1.28	1.44	1.57
$L_{lb}$ (mH)	5.40	4.86	4.32	3.78	3.24
$L_{b-10nF}$ (mH)	11.26	9.42	7.65	5.91	4.63
$L_{b-40nF}$ (mH)	7.65	6.59	5.64	4.63	3.58
$L_{b-110nF}$ (mH)	7.53	6.33	5.29	4.45	3.45

いる。地絡発生時の等価回路は図 3-1 から RLC の過渡現象となり、地絡サージ電流の共振周波数とバンク静電容量を用いて(3-2)式から求められるインダクタンス値はセンサ開閉器(a)から地絡点までのインダクタンス値と等しくなる。また、著者が配電線立ち上がりと末端に設置したセンサ開閉器を幹線とする分岐点を推定するために行った ATP シミュレーションでは、 $C_B$  を  $1.5 \mu\text{F}$ ,  $3 \mu\text{F}$ ,  $4.5 \mu\text{F}$ ,  $C_{Mb}$  を  $20 \text{ nF}$  の条件で、架空線の単位長さあたりの作用インダクタンスを  $l_0$  として、地絡サージ電流の共振周波数とバンク静電容量から算出したインダクタンスを  $l_0$  で除すことにより地絡点を推定できる結果を得ている<sup>(28)</sup>。図 3-1 に示す RLC の過渡現象と著者が行った ATP シミュレーションの結果から判断すると、 $L_{Ma}$  と  $L_{Mb}$  はゼロとなる。

$L_{Ma}$  と  $L_{Mb}$  が発生する要因を解明するために、模擬装置に使用しているインダクタンス素子の特性を調査する。模擬装置に用いているインダクタンス素子は外部からのノイズを遮蔽するためにコイル部分が遮蔽されているシールド素子を用いている。シールド素子の特徴として、インダクタンス素子を通る電流の周波数に応じた誘導現象を起因とした渦電流がシールドに発生する。このシールドの渦電流とインダクタンス素子との相互インダクタンスにより、インダクタンス値が変化することが示されている<sup>(39)</sup>。このため、 $L_a$  と  $L_{la}$  の差  $L_{Ma}$ ,  $L_b$  と  $L_{lb}$  の差  $L_{Mb}$  が生じるとの結論に至った。

センサ開閉器(a)と(b)に流れる地絡サージ電流の共振周波数から地絡点を推定するためには、 $L_{Ma}$  と  $L_{Mb}$  をゼロにする必要がある。このためには、 $L_{Ma}$  と  $L_{Mb}$

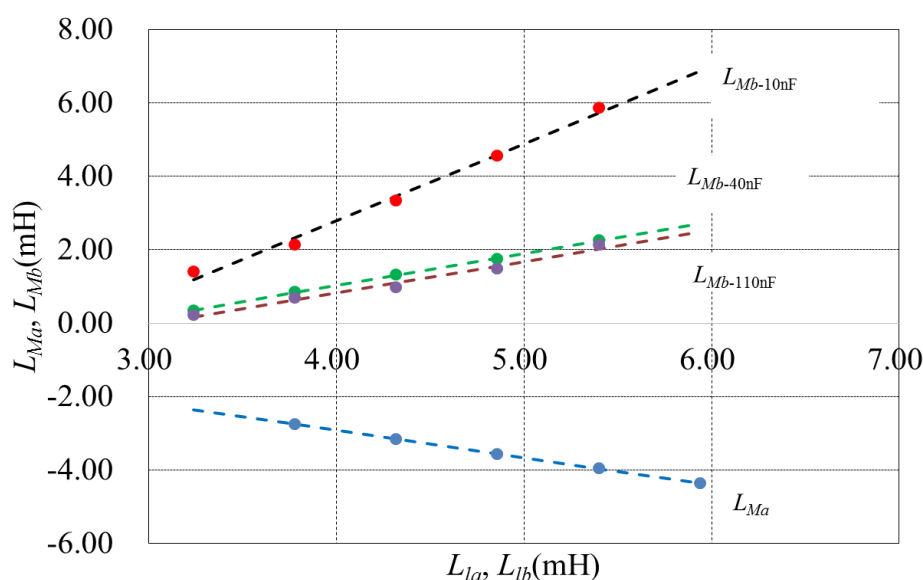


図 4-16  $L_l$  と  $L_{ha}, L_{hb}$  の関係<sup>(38)</sup>

Fig. 4-16. The relation between  $L_l$  and  $L_{ha}, L_{hb}$ <sup>(38)</sup>.

に対して2つの方程式が必要となる。1つは、 $L_a$ と $L_{la}$ の差を $L_{Ma}$ と定義したことから数式化される(4-4)式、 $L_b$ と $L_{lb}$ の差を $L_{Mb}$ と定義したことから数式化される(4-5)式となる。

$$L_a = L_{la} + L_{Ma} \quad \dots\dots\dots (4-4)$$

$$L_b = L_{lb} + L_{Mb} \quad \dots\dots\dots (4-5)$$

さらに、 $L_{Ma}$ と $L_{la}$ 、 $L_{Mb}$ と $L_{lb}$ の関係式を求めることができれば $L_{Ma}$ と $L_{Mb}$ に依存しないで直接地絡点を推定するための関係式を構築できる。図 4-16 から  $L_{la}$ と $L_{Ma}$ の関係と $L_{lb}$ と $L_{Mb}$ の関係が直線となることを用いて求める、 $L_{la}$ と $L_{Ma}$ の関係を(4-6)式、 $C_{Mb}$ が10 nFの時の $L_{lb}$ と $L_{Mb}$ の関係式を(4-7)式に示す。(4-6)式と(4-7)式を求める際の決定係数は0.99以上である。

$$L_{Ma} = -0.745L_{la} + 0.0574 \quad \dots\dots\dots (4-6)$$

$$L_{Mb} = 2.106L_{lb} - 5.644 \quad \dots\dots\dots (4-7)$$

センサ開閉器(a)から地絡点までの距離 $L_{la}$ は、(4-6)式を(4-4)式に代入して得られる(4-8)式から求められる。また、センサ開閉器(b)から地絡点までの距離 $L_{lb}$ は(4-7)式を(4-5)式に代入して得られる(4-9)式から求められる。(4-8)式から求めた $L_{la}$ を $L_{la-cal}$ 、(4-9)式から求めた $L_{lb}$ を $L_{lb-cal}$ として、これらの値を表 4-4 に示す。表 4-4 から、 $L_{la}$ と $L_{la-cal}$ 、 $L_{lb}$ と $L_{lb-cal}$ の差は最大で0.07 mHとなる。これらの結果から $L_{Ma}$ と $L_{Mb}$ の影響をキャンセルできることがわかる<sup>(38)</sup>。

$$L_{la} = \frac{L_a - 0.0574}{0.255} \quad \dots\dots\dots (4-8)$$

表 4-4  $L_{la-cal}$  と  $L_{lb-cal}$  の計算結果<sup>(38)</sup>  
Table 4-4. Calculated results of  $L_{la-cal}$  and  $L_{lb-cal}$ <sup>(38)</sup>.

	2.1(km)	2.4(km)	2.7(km)	3.0(km)	3.3(km)
$L_{la}$ (mH)	3.78	4.32	4.86	5.40	5.94
$L_{la-cal}$ (mH)	3.79	4.34	4.80	5.43	5.95
$L_{lb}$ (mH)	5.40	4.86	4.32	3.78	3.24
$L_{lb-cal}$ (mH)	5.44	4.85	4.28	3.72	3.31

$$L_{lb} = \frac{L_b + 5.644}{2.106} \dots\dots\dots (4-9)$$

同様の方法で、 $C_{Mb}$  容量が 40 nF と 110 nF の場合において、 $L_{lb-40nF}$  と  $L_{b-110nF}$  の関係式を(4-10)式、 $L_{lb-110nF}$  と  $L_{b-110nF}$  の関係式を(4-11)式に示す。

$$L_{lb-40nF} = \frac{L_{b-40nF} + 2.465}{1.871} \dots\dots\dots (4-10)$$

$$L_{lb-110nF} = \frac{L_{b-110nF} + 2.620}{1.860} \dots\dots\dots (4-11)$$

全てのケースにおいて、(4-8)式から(4-11)式を用いて OC 電線立ち上がりから地絡点までの距離を計算した結果と設定値とを比較し、計算値と設定値の誤差を算出する。ここで、便宜上、センサ開閉器(b)から地絡点までの  $L_{lb}$  をセンサ開閉器(a)から地絡点までのインダクタンス  $L_{lbb}$  に置き換える。図 4-17 から、 $L_{lbb}$  はセンサ開閉器(a) とセンサ開閉器(b)の間のインダクタンス  $L_0$  からセンサ開閉器(b)から地絡点までのインダクタンスをマイナスした値となり、(4-12)式で表される。

$$L_{lbb} = L_0 - L_{lb} \dots\dots\dots (4-12)$$

$L_{la}$  から求めた地絡点までの距離を  $D_a$ 、 $L_{lbb}$  から求めた地絡点までの距離を  $D_b$  として末尾に測定用コンデンサ容量を記載する。算出した  $D_a$  と  $D_b$  と設定値の誤差を図 4-18 に示す。図 4-18 より  $L_{Ma}$  と  $L_{Mb}$  を取り除くと、 $D_a$  と設定値の誤差は 4.4.3 項に記載した約 2.4 km から 0.04 km 未満と大きく改善する。 $D_b$  と設定値の推定誤差も最大約 3.3 km から 0.05 km 未満と大きく改善する。(4-8)式から(4-11)式の補正式を適用することで設定値と推定値の誤差が 0.05 km 未満となり  $L_{Ma}$  と  $L_{Mb}$  を取り除くことができる。

模擬装置を適用できる判断基準として、電柱間の距離の平均は約 0.04 km であり、著者の地絡点推定に関する実現場の経験から、特定区間内での地絡点推定時間を削減するためには、地絡点に対し電柱 2~3 基の精度 (0.1 km) となることが望ましいと考える。(4-8)式から(4-11)式の補正式を用いることで、設定値と推定値の誤差は 0.05 km 未満となり、地絡点推定手法の検証を模擬装置で行うことの妥当性を示す結果となる<sup>(38)</sup>。

#### 4.3.5. 適用性評価

地絡電流波形は地絡原因により様々な形状となるため、地絡波形から地絡点

の様相を抵抗やインダクタンスなどの定数で模擬することは困難である。このため、著者は地絡点のインダクタンス値  $L_g$  などの地絡点の様相に依存しないで、配電線のセンサ開閉器(a)と(b)を幹線とする地絡点に至る分岐点の推定手法を提案している<sup>(28)</sup>。模擬装置を用いて  $L_g$  に依存しない地絡点推定手法を検証する。

$L_g$  は図 4-17 に示すように、センサ開閉器(a)から地絡点までのインダクタンス  $L_{la}$  と直列に接続され、センサ開閉器(b)から地絡点までのインダクタンス  $L_{lb}$  と直列に接続される。このため、 $L_g$  が存在することでセンサ開閉器(a)から地絡点までの距離は、 $L_{la}$  と  $L_g$  の和を単位長さあたりのインダクタンス  $l_0$  で除した値となり、設定値よりも長く推定される。センサ開閉器(b)から地絡点までの距離を算出する場合も、 $L_{lb}$  と  $L_g$  は直列の接続となり、センサ開閉器(b)から地絡点までの距離も長く推定される。このため、センサ開閉器(b)から地絡点までの距離をセンサ開閉器(a)から地絡点までの距離と見た場合、設定値より短く推定される。

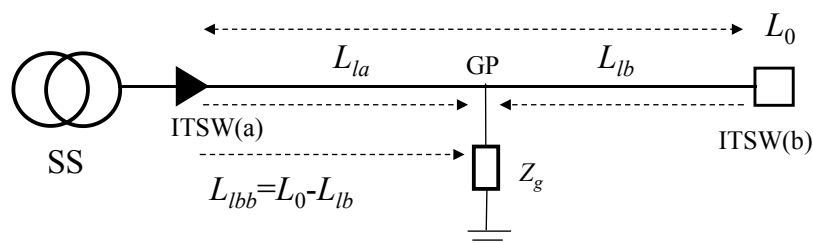


図 4-17 試験回路の概略図<sup>(38)</sup>

Fig. 4-17. Outline figure of test circuit<sup>(38)</sup>.

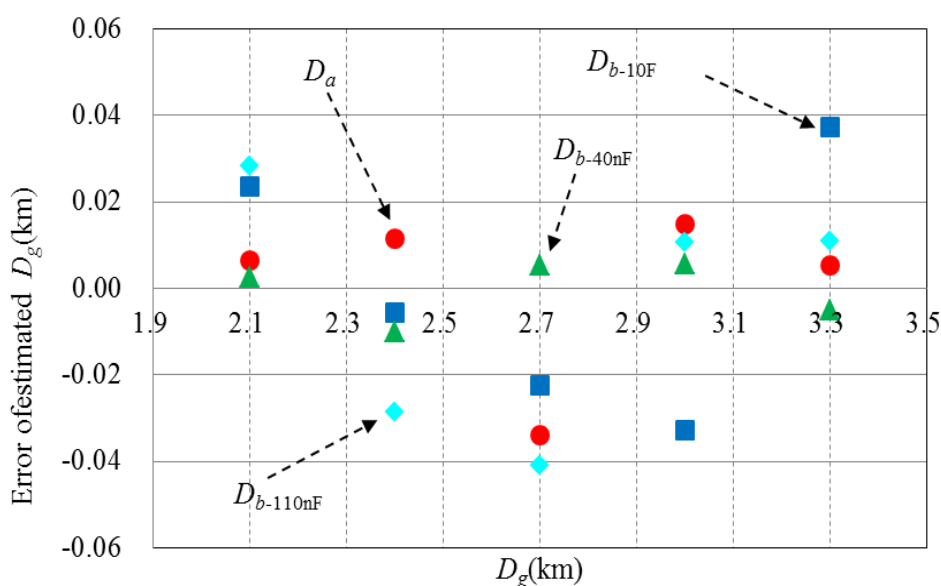


図 4-18 地絡点距離の誤差<sup>(38)</sup>

Fig. 4-18. Error of estimated ground fault location<sup>(38)</sup>.

ここで、 $L_g$  に依存しないでセンサ開閉器(a)から地絡点までの距離を推定する手法を以下に示す。センサ開閉器(a)から地絡点までのインダクタンス  $L_{la}$  は、センサ開閉器(a)からセンサ開閉器(b)までのインダクタンスを  $L_0$ 、 $L_{ga}$  を  $L_{la}+L_g$ 、 $L_{gb}$  を  $L_{lb}+L_g$  とすると、(4-13)式となる<sup>(28)</sup>。 $L_{la}$  を  $l_0$  で除し、センサ開閉器(a)から地絡点までの距離を求めることができる。

$$L_{la} = \frac{L_0 + L_{ga} - L_{gb}}{2} \dots\dots\dots (4-13)$$

地絡点に  $L_g$  が含まれる場合、センサ開閉器(a)と(b)に流れる地絡サージ電流の共振周波数とバンク静電容量から求められるインダクタンス  $L'_a$ 、 $L'_b$  は、図 4-16 の  $L_{Ma}$  と  $L_{la}$ 、 $L_{Mb}$  と  $L_{lb}$  の関係と同様に(4-14)式と(4-15)式で表される。ここで、(4-14)式と(4-15)式に含まれる  $L_g$  は同一の値となるため(4-13)式に代入するとキャンセルされる。

$$L'_a = L_{la} + L'_{Ma} + L_g = L_{ga} + L'_{Ma} \dots\dots\dots (4-14)$$

$$L'_b = L_{lb} + L'_{Mb} + L_g = L_{gb} + L'_{Mb} \dots\dots\dots (4-15)$$

一方で、模擬装置で生じる  $L'_a$  と  $L_{la}+L_g$  の差となる  $L'_{Ma}$ 、 $L'_b$  と  $L_{lb}+L_g$  の差となる  $L'_{Mb}$  は(4-13)式では排除できない。このため、 $L_{la}$  と設定値との間で乖離が生じる。 $L'_{Ma}$  と  $L'_{Mb}$  を排除し、 $L_{la}$  を求める手法が必要となる。その手法として、(4-8)式と同様にセンサ開閉器(a)から  $L_g$  を含むインダクタンス  $L_{ga}(=L_{la}+L_g)$  と  $L'_a$  の関係式を求めることが出来れば、(4-13)式から  $L_{la}$  を算出できる。 $L_g$  が含まれない場合の  $L_{la}$  を算出するために求めた(4-8)式の導出過程をもとに、 $L_g$  を含む場合のセンサ開閉器(a)を流れる地絡サージ電流の共振周波数とバンク静電容量から算出したインダクタンス  $L'_a$  と  $L_{ga}$  の関係式を導出する。

図 4-16 より  $L_{Ma}$  と  $L_{la}$  は比例関係にあるため、 $L_{Ma}$  と  $L_{la}$  の関係式は(4-16)式となる。 $L_g$  を含む場合、 $L_{la}$  と  $L_g$  は直列接続となり、線路長が長くなることと等価になる。すなわち、(4-16)式の傾きと切片を用いることができ、 $L_g$  を含む場合の  $L'_{Ma}$  と  $L_{ga}$  の関係式は(4-17)式となる。(4-17)式を(4-14)式に代入し  $L'_{Ma}$  を消去することで、 $L'_a$  と  $L_{ga}$  は(4-18)式となる。

$$L_{Ma} = cL_{la} + d \dots\dots\dots (4-16)$$



$$L'_{Ma} = c(L_{la} + L_g) + d = cL_{ga} + d \quad \dots\dots\dots (4-17)$$

$$L'_a = (c + 1)L_{ga} + d \quad \dots\dots\dots (4-18)$$

(4-18)式より,  $L_{ga}$ は(4-19)式となる。

$$L_{ga} = L_{la} + L_g = \frac{L'_a - d}{1 + c} \quad \dots\dots\dots (4-19)$$

(4-19)式は,  $L_{ga}$ を算出する際,  $L_g$ を含む場合でも  $L_g$ を含まない場合と同じ傾き  $c$ と切片  $d$ となり, (4-8)式に  $L'_a$ を代入することで  $L_{ga}$ を求めることができる。 $L_g$ を含む場合も同様の考えで, (4-9)式に  $L'_b$ を代入することで  $L_{gb}$ を求めることができる。 $L_{la}$ は算出した  $L_{ga}$ と  $L_{gb}$ を(4-13)式に代入することで求められる。

以下に, 模擬装置を用いて  $L_g$ を含む場合の地絡点推定を行う。

#### 4.4. 模擬装置を用いた分岐点推定手法の評価

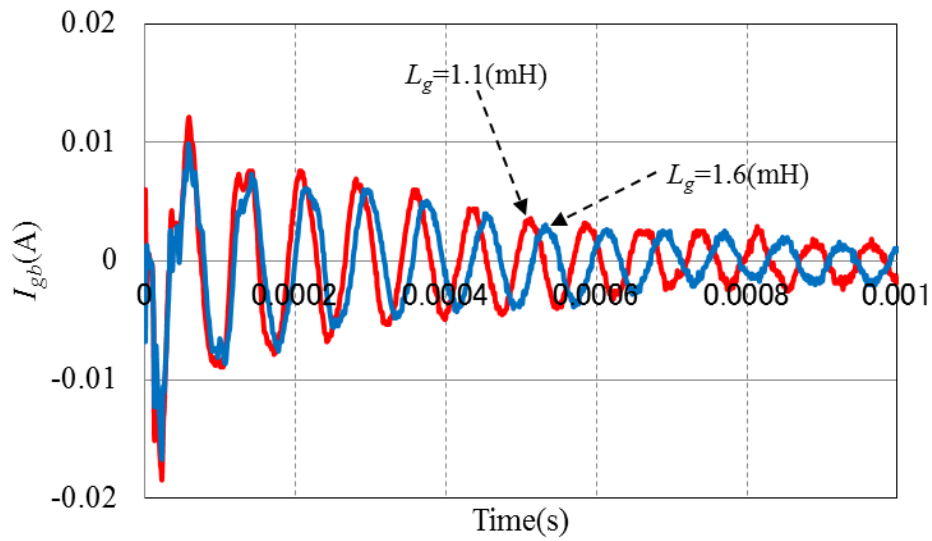
本節では, 著者が提案している地絡点の様相に依存しないでセンサ開閉器を幹線として地絡点に至る分岐点を推定する手法の検証に模擬装置を適用できるかの評価を行い, その結果を示す。

##### 4.4.1. 試験回路

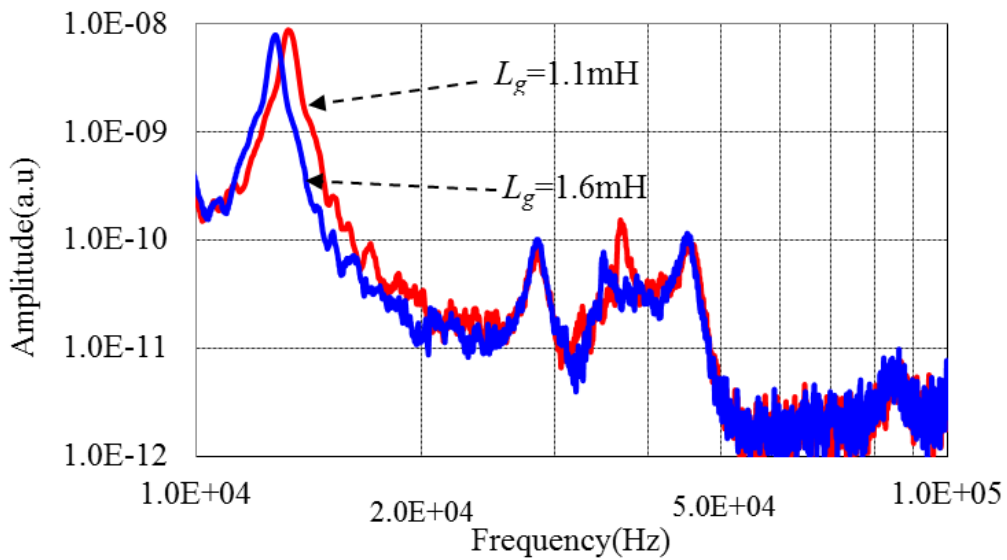
地絡点距離は 4.3.1 項と同様とし, バンク静電容量  $C_B$  は 3.3  $\mu\text{F}$ , 地絡抵抗値  $R_g$ は 0  $\Omega$ , 地絡点のインダクタンス  $L_g$ は 1.1 mH と 1.6 mH の条件で検証を行う。また, 4.4 節にて地絡点までの推定精度は測定用コンデンサ容量によらず 0.05 km 未満となっており大差がないことから, センサ開閉器(b)に設置する測定用コンデンサ容量  $C_{Mb}$ を 10 nF としして検討を行う。

##### 4.4.2. 検証結果

一例として地絡点距離が 2.1km, 地絡点のインダクタンス  $L_g$ が 1.1 mH, 1.6 mH の時の  $C_{Mb}$ から地絡点に流れる地絡サージ電流と FFT の解析結果を図 4-19(a)と(b)に示す。図 4-19(b)より, センサ開閉器(b)に設置する測定用コンデンサ  $C_{Mb}$ から放電される地絡サージ電流  $I_{gb}$ の共振周波数は  $L_g$ が大きくなると低周波側へシフトする。 $L_g$ は線路のインダクタンスに対して直列接続となっており,  $L_b$ と  $C_{Mb}$ が一定条件のもとでは,  $L_g$ が大きくなると(3-25)式の分母が大きくなるため, 共振周波数は低くなり低周波側へとシフトする。



(a)  $L_g=1.1$  mH,  $1.6$  mH における放電電流波形  
 (a) Discharge current wave form of  $I_{gb}$  at  $L_g=1.1$  mH,  $1.6$  mH.



(b)  $L_g=1.1$  mH,  $1.6$  mH における FFT 形跡結果  
 (b) FFT results of  $I_{gb}$ . at  $L_g=1.1$  mH,  $1.6$  mH

図 4-19  $I_{ga}$  と  $I_{gb}$  の放電電流波形と FFT 解析結果<sup>(38)</sup>

Fig. 4-19. Discharge current wave form and FFT results of  $I_{ga}$  and  $I_{gb}$ <sup>(38)</sup>.

$C_{Mb}$  が 10 nF,  $L_g$  が 1.1 mH, 1.6 mH の試験条件において, センサ開閉器(a)から地絡点までのインダクタンス  $L_{la}$ , センサ開閉器(b)から地絡点までのインダクタンス  $L_{lb}$ , 模擬装置による地絡試験から求めたセンサ開閉器(a)からの地絡サージ電流の共振周波数  $f_{Ra}$  とバンク静電容量  $C_B$  から求めたインダクタンス  $L'_a$ ,  $f_{Rb}$  と  $C_{Mb}$  容量から求めたインダクタンス  $L'_b$  を表 4-5 に示す。地絡点のインダクタンス  $L_g$  が 1.1 mH の場合, 表 4-5 の  $L'_a$  を(4-8)式に代入して算出した  $L_{la}$  を  $L_{ga-1.1mH}$ ,  $L'_b$  を(4-9)式に代入して算出した  $L_{lb}$  を  $L_{gb-1.1mH}$ , これらの値を単位長さあたりのインダクタンス  $l_0$  で除して算出したセンサ開閉器(a)から地絡点までの距離を  $D_{ga-1.1mH}$ ,  $D_{gb-1.1mH}$  と表す。地絡点のインダクタンス  $L_g$  が 1.6mH の場合, 表 4-5 の  $L'_a$  を(4-8)式に代入して算出した  $L_{la}$  を  $L_{ga-1.6mH}$ ,  $L'_b$  を(4-9)式に代入して算出した  $L_{lb}$  を  $L_{gb-1.6mH}$ , これらのインダクタンスを  $l_0$  で除して算出したセンサ開閉器(a)から地絡点までの距離を  $D_{ga-1.6mH}$ ,  $D_{gb-1.6mH}$  と表す。ここで,  $D_{gb-1.1mH}$  と  $D_{gb-1.6mH}$  は, (4-12)式を用いてセンサ開閉器(a)から地絡点までの距離に変換した値とする。これらの算出したセンサ開閉器(a)から地絡点までの距離を図 4-20 に示す。

算出したこれらの地絡点距離が図 4-20 に示す地絡点距離を表す点線上にプロットされていれば地絡点距離を推定できている。図 4-20 から,  $D_{ga}$  は  $D_g$  より遠い側に,  $D_{gb}$  は近い側に推定する結果となる。 $D_{ga}$  の誤差は約 1 km,  $D_{gb}$  の誤差は約 0.8 km となる。 $L_g$  が含まれる場合,  $L_g$  はセンサ開閉器(a)から地絡点までのインダクタンスと直列に接続されるため, 地絡点までの距離  $D_{ga}$  を長く推定す

表 4-5 各種パラメータの算出結果<sup>(38)</sup>  
Table 4-5. Estimated results of parameters<sup>(38)</sup>.

(a) $L_g=1.1$  mH

	2.1(km)	2.4(km)	2.7(km)	3.0(km)	3.3(km)
$L_{la}$ (mH)	3.81	4.35	4.89	5.43	5.97
$L'_a$ (mH)	1.30	1.50	1.57	1.79	1.83
$L_{lb}$ (mH)	5.40	4.86	4.32	3.78	3.24
$L'_b$ (mH)	14.11	12.74	10.68	9.08	7.40

(b) $L_g=1.6$  mH

	2.1(km)	2.4(km)	2.7(km)	3.0(km)	3.3(km)
$L_{la}$ (mH)	3.81	4.35	4.89	5.43	5.97
$L'_a$ (mH)	1.44	1.53	1.68	1.83	1.92
$L_{lb}$ (mH)	5.40	4.86	4.32	3.78	3.24
$L'_b$ (mH)	15.46	13.70	12.22	10.54	9.30

る。 $L_g$  はセンサ開閉器(b)から地絡点までのインダクタンスと直列に接続されるため、センサ開閉器(b)から地絡点までの距離  $D_{gb}$  を長く推定するようになる。このため、 $D_{gb}$  はセンサ開閉器 (a)側からみると地絡点までの距離を短く推定する。これらの事から、 $D_{ga}$  と  $D_{gb}$  の地絡点推定の乖離は  $L_g$  の影響であることが分

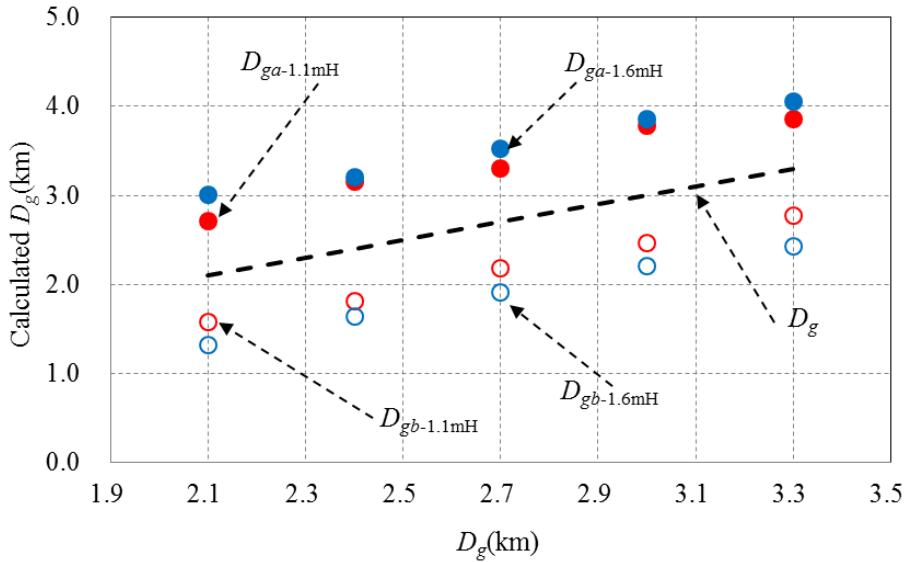


図 4-20  $D_g$  と  $D_{ga}$ ,  $D_{gb}$  との関係<sup>(38)</sup>

Fig. 4-20. The relation between  $D_g$  and  $D_{ga}$ ,  $D_{gb}$ <sup>(38)</sup>.

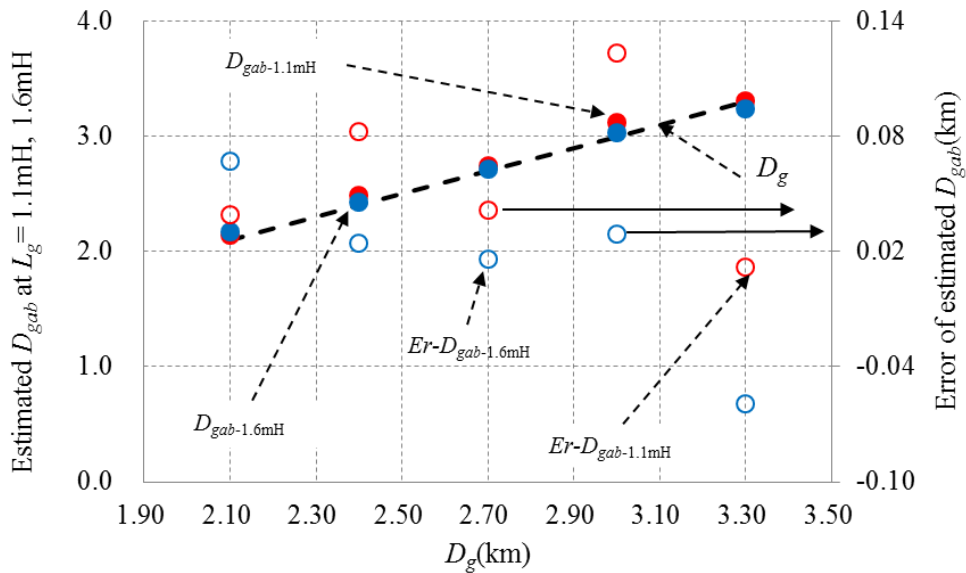


図 4-21 1.1 mH と 1.6 mH における  $D_{gab}$  の算出結果<sup>(38)</sup>

Fig. 4-21. The estimated results of  $D_{gab}$  at 1.1 mH and 1.6 mH<sup>(38)</sup>.

かる。

次に、 $L_g$  が 1.1 mH の時に算出した  $L'_{la-1.1mH}$  と  $L'_{lb-1.1mH}$  を(4-13)式に代入し、センサ開閉器(a)から地絡点までの距離  $D_{gab-1.1mH}$ 、 $L_g$  が 1.6 mH の時に算出した  $L'_{la-1.6mH}$  と  $L'_{lb-1.6mH}$  を(4-13)式に代入し、センサ開閉器(a)から地絡点までの距離  $D_{gab-1.6mH}$  を推定した結果を図 4-21 の左軸に示し、 $D_{gab-1.1mH}$ 、 $D_{gab-1.6mH}$  と設定値との誤差  $Er-D_{gab-1.1mH}$ 、 $Er-D_{gab-1.6mH}$  を図 4-21 の右軸に示す。図 4-21 の点線は  $D_g$  の設定値であり、 $D_{gab}$  がこの点線上にあれば、 $D_g$  を推定できる結果となる。

図 4-21 から、 $L_g$  が 1.1 mH と 1.6 mH の場合において、(4-13)式から算出した  $D_{gab}$  はほぼ点線上にあり、図 4-21 の右軸に示した誤差も -0.06 km から 0.12 km の範囲にある。この結果は、地絡点にインダクタンスを含む場合においても、センサ開閉器(a)から地絡点までの距離を精度よく推定できることを示している。よって、地絡点のインダクタンス値に依存しないで地絡点を推定できる(4-13)式の有効性ととも地絡サージ電流の共振周波数方式から地絡点推定を行う手法の検証に模擬装置を活用することの妥当性を確認することができた<sup>(39)</sup>。

また、地絡点のインダクタンス  $L_g$  を配電線の分岐線のインダクタンスに置き換えると、センサ開閉器(a)とセンサ開閉器(b)を幹線とする地絡点に至る分岐点を推定することも可能である。

## 4.5. 結言

地絡点推定手法の評価を目的に開発した配電線模擬装置は、三相回路で中性点高抵抗接地系統を模擬した実配電線の接地方式を反映し、放電性地絡波形の模擬が可能であり、地絡点距離、線種、バンク静電容量などの要素を任意に変更でき、拡張可能な構成となっている。

放電性地絡の模擬を行うために針ギャップを用いた回路モデルを採用し、地絡時に発生する信号の伝搬特性を模擬するために分布定数回路、および他配電線の影響を考慮するための集中定数回路で構築している。

開発した配電線模擬装置の妥当性を検討するために、静電容量を変化させ地絡電圧・電流波形を測定し、地絡時の健全相電圧の変化、静電容量変化に対する充電電流値、および地絡電流の共振周波数を文献と比較し、理論や文献に記載されている結果と概ね同等の傾向となることを確認した。この結果、実配電系統を模擬できる装置となっていることを示した。この配電線模擬装置を用いることで、安定した試験環境下で再現性よく効率的に地絡波形が得られるようになる。

地絡点標定手法の評価として、地絡相の電圧特性から地絡点位置を標定するインピーダンス方式について検討を行い、理論と概ね傾向が一致することを確認した。しかし、配電線立ち上がりと末端に設置したセンサ開閉器から地絡点

までのインダクタンスと、地絡サージ電流の共振周波数と静電容量から求めたインダクタンスに乖離が生じる結果となった。これらのインダクタンスの乖離がシールド付のインダクタンスを模擬装置に用いているためであると想定し、この乖離を補正するための補正式を用いることで、地絡点距離に対する推定精度が 0.05km 未満と補正することができた。この結果、模擬装置を用いて地絡点推定手法の評価を行う妥当性を示すことができた。

地絡点にインダクタンスがある場合、配電線立ち上がりと末端からの地絡サージ電流の共振周波数と静電容量からインダクタンスを求め、インダクタンスの乖離の補正式と著者が提案する地絡点のインダクタンスの大きさに依存せずに地絡点を推定できる提案式を用い、配電線立ち上がりと末端に設置したセンサ開閉器を幹線とする地絡点に至る分岐点は誤差 0.12 km 程度で推定可能となった。また、模擬装置を用いて地絡点推定の評価を行うことと著者が提案した地絡点の様相に依存しないで配電線立ち上がりと末端に設置したセンサ開閉器を幹線とする地絡点に至る分岐点を推定する提案式の妥当性を示した。

## 第5章. 共同接地線方式を用いた地絡点に至る分岐点推定手法

### 5.1. 序言

著者は数 kHz から数 10 kHz の比較的低い周波数で地絡点を推定できる共振周波数方式を応用した配電線の立ち上がりと末端に設置したセンサ開閉器を幹線とする地絡点に至る分岐点を推定する手法を提案している<sup>(28)</sup>。この方式では、地絡抵抗値が大きくなると、共振周波数の算出に必要な地絡発生直後の過渡領域に高周波の振動成分を有する地絡電流が消滅するため、共振周波数方式を適用できないという課題がある。

この問題点を解決するために、地絡点が高抵抗の時に共同接地線に流れる地絡電流を用いて、地絡の発生した配電線と隣接配電線の連系点を幹線とする地絡点に至る分岐点を推定する手法を検討した<sup>(27)</sup>。高抵抗の地絡点推定が可能である本章での提案手法と低抵抗の地絡点推定が可能となる共振周波数方式を組み合わせることで地絡点推定手法の適用範囲が拡大する。

そこで、本章では著者が提案する共同接地線を用いた地絡配電線の立ち上がりから隣接配電線との連系点を幹線とする地絡点に至る分岐点を推定する手法の概要を示す。著者の提案手法の妥当性を ATP シミュレーションにより評価した結果を示し、まとめを記載する。

### 5.2. 地絡電流の経路と共同接地線を用いた地絡点推定手法

地絡抵抗が高抵抗の条件で地絡を発生させた時の地絡電流の経路と共同接地線を用いた分岐点推定手法を示す。

#### 5.2.1. 配電線モデル

ATP シミュレーションに用いる配電線モデルを図 5-1 に示す。図 5-1 において、上側を配電線 1、下側を配電線 2 と表し、高圧配電線と共同接地線の互長は配電線 1 と 2 とともに 5 km、配電線 1 と 2 の高圧線の連系開閉器は解放されている状態、配電線 1 と 2 の共同接地線は連系点で接続されている状態とする。ここで、図 5-1 に記載している SS は配電用変電所, Automatic Switch (以下, ATSW) は遠方からの開閉器の入切が操作できる自動開閉器、共同接地線は Common earthing conductor, CT は電流測定器、 $C_B$  はバンク静電容量を表している。共同接地線と接続されている接地極は図 5-1 に示す番号とした。高圧配電線と共同接地線の電線種別は絶縁電線 240 mm<sup>2</sup>、接地抵抗値は 20 Ω とする。高圧配電線

と共同接地線の線路定数を表 5-1 に示す。他配電線の影響を考慮するための対地静電容量は各相あたり  $2.0 \mu\text{F}$  とする。

地絡抵抗値が高抵抗の条件において、地絡時に発生する高周波成分を含まない三角状の地絡電流を対象とし、2つの配電線の共同接地線の立ち上がりから到達する地絡電流のゼロクロス点の時間差から地絡点に至る分岐点を推定する手法を検討する。

### 5.2.2. 地絡電流波形の再現性

本項での地絡シミュレーションに用いる電圧ギャップは文献(16)と同じ  $2.1 \text{ kV}$  とする。また、地絡抵抗値  $R_g$  は  $1 \text{ k}\Omega$ 、配電線の立ち上がりから地絡点までの距離  $D_g$  を  $1 \text{ km}$  (図 5-1 の No.1) の条件で ATP を用いて配電線地絡シミュレーションを行う。

$D_g$  を  $1 \text{ km}$  とした時に配電線立ち上がりの ATSW に流れる地絡電流  $I_{g\text{ATSW}}$ 、地絡発生配電線 (配電線 1) の配電線立ち上がりの共同接地線に設置した電流測定

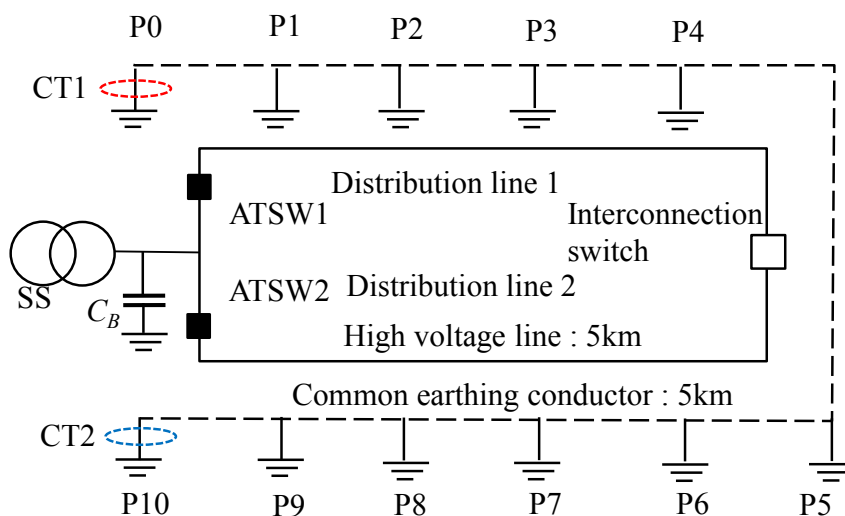


図 5-1 モデル配電線<sup>(27)</sup>

Fig. 5-1. Distribution model<sup>(27)</sup>.

表 5-1 50 Hz における線路定数<sup>(27)</sup>

Table 5-1. Line constant at 50 Hz<sup>(27)</sup>.

	$R(\Omega/\text{km})$	$L(\text{mH}/\text{km})$	$C(\mu\text{F}/\text{km})$
HVL	0.173	2.34	0.009
CE	0.173	2.34	0.009



器 CT1 に流れる地絡電流  $I_{CT1}$ 、隣接配電線（配電線 2）の立ち上がりの共同接地線に設置した電流測定器 CT2 に流れる地絡電流  $I_{CT2}$  を図 5-2 に示す。ここで実施する ATP シミュレーションでは配電線の負荷を考慮していないため、図 5-1 の ATSW に流れる地絡電流  $I_{gATSW}$  は零相電流  $I_0$  とほぼ等しくなる。図 5-2 の  $I_{gATSW}$  と図 2-7(b)の  $I_0$  は波形が類似していることから、ATP シミュレーションにより電圧ギャップを有する地絡電流波形を再現できている。この結果は ATP シミュレーションにて地絡点推定を行う妥当性を示している。また、共同接地線を介して CT1 と CT2 で測定される  $I_{CT1}$  と  $I_{CT2}$  のゼロクロス点の時間差  $\Delta t$  が生じている。 $\Delta t$  から地絡点距離が推定できるかの検討を次節で行う。

### 5.3. 共同接地線を用いた地絡点推定手法の評価

地絡点の電圧ギャップと地絡抵抗値を変数として、ATP シミュレーションにより CT1 と CT2 で測定される  $I_{CT1}$  と  $I_{CT2}$  のゼロクロス点の時間差  $\Delta t$  を求め、地絡点距離  $D_g$  と  $\Delta t$  との関係を図上にプロットし、この関係から地絡点推定が可能であるかの検討を行う。

#### 5.3.1. $\Delta t$ の電圧ギャップ依存性

配電線のシミュレーションモデルは図 5-1 と同じとし、 $D_g$  を 1 km、 $R_g$  を 1 k $\Omega$  の条件のもと、電圧ギャップを 1 kV、2 kV、3 kV と変数とした時に CT1 と CT2

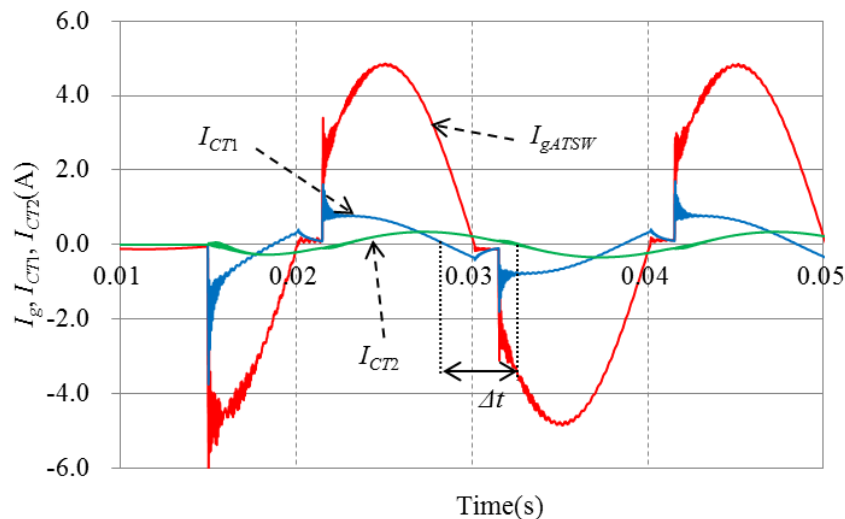


図 5-2  $D_g=1$  km,  $V_p=2.1$  kV and  $R_g=1$  k $\Omega$ .における  $I_{gATSW}$ ,  $I_{gCT1}$  と  $I_{gCT2}$  の地絡電流波形<sup>(27)</sup>

Fig. 5-2. Ground fault current flowing  $I_{gATSW}$ ,  $I_{gCT1}$  and  $I_{gCT2}$  at  $D_g=1$  km,  $V_p=2.1$  kV and  $R_g=1$  k $\Omega$ <sup>(27)</sup>.

に流れる地絡電流  $I_{CT1}$  と  $I_{CT2}$  を図 5-3 に示す。図 5-3 に示す配電線地絡を起因して生じる  $I_{CT1}$  の減少から増加に転じる時間幅  $t_{du}$  は電圧ギャップが高くなると長くなる傾向となる。これは地絡点の電圧ギャップが高くなると、地絡発生時間が遅れるためである。この結果は、 $t_{du}$  を求めることで電圧ギャップの大きさ

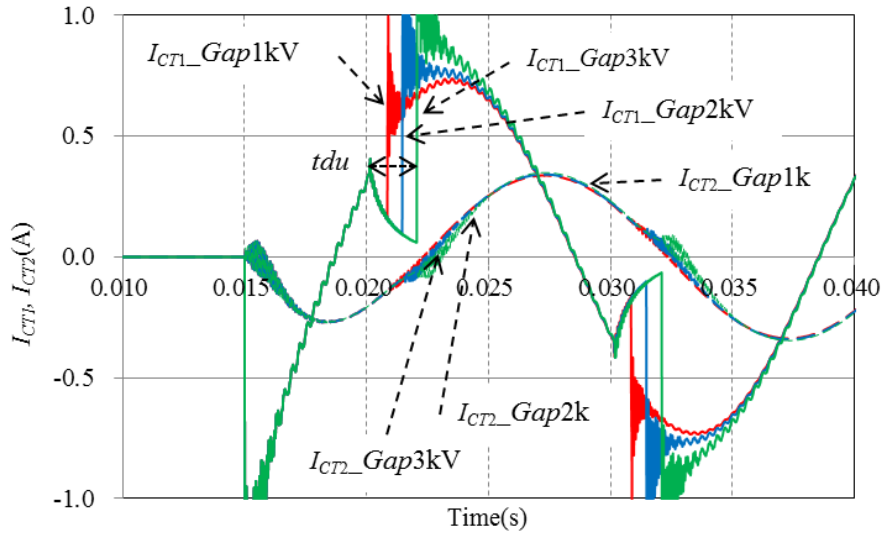


図 5-3  $D_g=1$  km.における  $I_{CT1}$  and  $I_{CT2}$  の電圧ギャップ依存性<sup>(27)</sup>  
 Fig. 5-3. Voltage gap dependence of  $I_{CT1}$  and  $I_{CT2}$  at  $D_g=1$  km<sup>(27)</sup>.

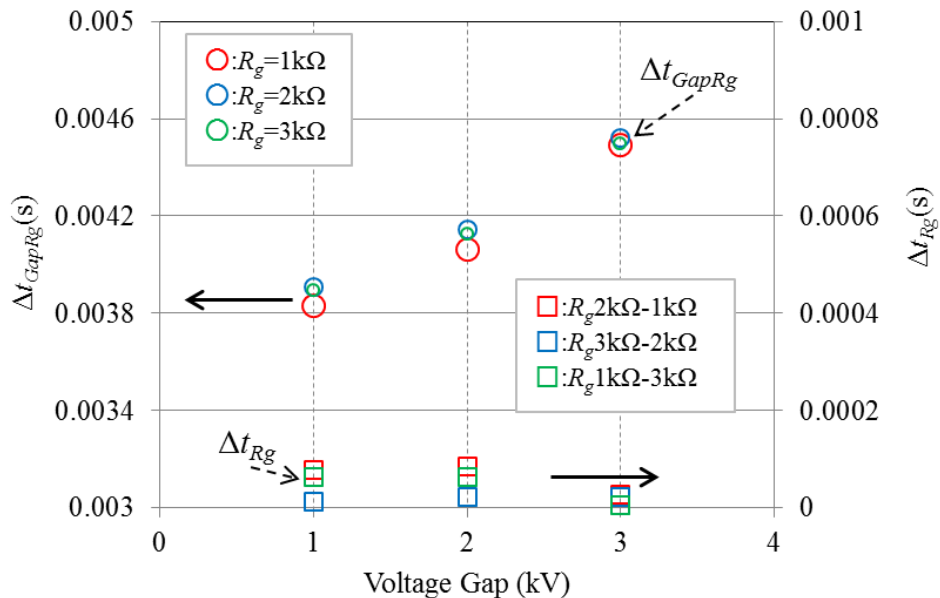


図 5-4  $D_g=1$  km.における  $\Delta t_{Gap}$  と  $\Delta t_{Rg}$  の電圧ギャップ依存性<sup>(27)</sup>  
 Fig. 5-4. Voltage gap and  $R_g$  dependence of  $\Delta t_{GapRg}$  and  $\Delta t_{Rg}$  at  $D_g=1$  km<sup>(27)</sup>.

を推定できることを示している。また、図 5-3 に示す  $I_{CT1}$  と  $I_{CT2}$  の地絡波形は  $t_{du}$  を除く時間帯では同一波形となり、電圧ギャップの大きさに依存しない、概ね正弦波を描く地絡電流波形となる。

$D_g$  を 1 km,  $R_g$  を 1 k $\Omega$ , 電圧ギャップを 1 kV, 2 kV, 3 kV の条件のもと、ATP シミュレーションから得られた図 5-3 に示す  $I_{CT1}$  と  $I_{CT2}$  のゼロクロス点の時間差を  $\Delta t_{GapRg}$  と記載する。 $\Delta t_{GapRg}$  と電圧ギャップの関係を図 5-4 にプロットする。図 5-4 の左軸は電圧ギャップの大きさ毎に  $R_g$  を 1 k $\Omega$ , 2 k $\Omega$ , 3 k $\Omega$  と変化させた時の  $\Delta t_{GapRg}$ , 右軸は電圧ギャップ一定の条件で 2 つの異なる  $R_g$  に対する  $\Delta t_{GapRg}$  の時間差  $\Delta t_{Rg}$  を表している。ここで図 5-4 の  $\Delta t_{GapRg}$  のシンボルは電圧ギャップに依存しないで,  $R_g=1$  k $\Omega$  は中抜きの赤丸 (○),  $R_g=2$  k $\Omega$  は中抜きの青丸 (○),  $R_g=3$  k $\Omega$  は中抜きの緑丸 (○) の時の  $\Delta t_{GapRg}$  を示している。また、図 5-4 の  $\Delta t_{Rg}$  のシンボルも同様に,  $R_g 2$  k $\Omega - 1$  k $\Omega$  は中抜きの赤四角 (□),  $R_g 3$  k $\Omega - 2$  k $\Omega$  は中抜きの青四角 (□),  $R_g 1$  k $\Omega - 3$  k $\Omega$  は中抜きの緑四角 (□) を表している。凡例  $R_g 2$  k $\Omega - 1$  k $\Omega$  は  $R_g$  が 1k $\Omega$  の時の  $\Delta t_{GapRg}$  と 2 k $\Omega$  の時の  $\Delta t_{DgGap}$  との時間差  $\Delta t_{Rg}$  を表している。 $R_g 3$  k $\Omega - 2$  k $\Omega$  と  $R_g 1$  k $\Omega - 3$  k $\Omega$  の記載も同様となる。図 5-4 から、電圧ギャップが 1kV 高くなると  $\Delta t_{GapRg}$  は、決定係数 0.97 で 0.00033s 長くなる。一方で、電圧ギャップが同一の条件において  $R_g$  が 1 k $\Omega$  大きくなる場合に発生する  $\Delta t_{Rg}$  の差は電圧ギャップが 1kV 高くなる場合に発生する  $\Delta t_{GapRg}$  の差と比較して十分小さくなる。

以上から次のことがわかる。(1)電圧ギャップが高くなるるとともに地絡発生時間は遅れる。(2)地絡発生時間は地絡抵抗値より電圧ギャップに依存する。(3)  $t_{du}$  の範囲を除き地絡継続時間の電流波形は電圧ギャップに依存しない。

### 5.3.2. $\Delta t$ の地絡抵抗値と地絡点距離に対する依存性

シミュレーションモデルは図 5-1 と同様とし、電圧ギャップを 2.1kV,  $D_g$  を 1 km の条件のもと、 $R_g$  を 1 k $\Omega$ , 2 k $\Omega$ , 3 k $\Omega$  とした時の  $I_{CT1}$  と  $I_{CT2}$  を図 5-5 に示す。図 5-5 から、 $I_{CT1}$  は  $R_g$  が大きくなると小さくなり、地絡の発生する時間が  $I_{CT1}$  の波高値となる時間に近づく。 $I_{CT2}$  の特徴も  $I_{CT1}$  の特徴と同様となる。

電圧ギャップを 2.1kV に固定し、地絡点距離  $D_g$  を 1 km, 2 km, 3 km, 4 km, 5 km とし、 $D_g$  の設定値毎に  $R_g$  を 1 k $\Omega$ , 2 k $\Omega$ , 3 k $\Omega$  とした時の図 5-5 に示す  $I_{CT1}$  と  $I_{CT2}$  のゼロクロス点の時間差を  $\Delta t_{DgRg}$  と表し、図 5-6 に  $D_g$  と  $\Delta t_{DgRg}$  の関係を示す。ここで、図 5-6 における  $\Delta t_{DgRg}$  のシンボルとして  $D_g$  の距離によらず、 $R_g=1$  k $\Omega$  は中抜きの赤丸 (○),  $R_g=2$  k $\Omega$  は中抜きの青丸 (○),  $R_g=3$  k $\Omega$  は中抜きの緑丸 (○) を表している。図 5-6 から、 $\Delta t_{DgRg}$  は  $D_g$  が 1 km 長くなるとともに決定係数 0.99 で 0.00030s 短くなる。また、 $\Delta t_{DgRg}$  は  $R_g$  の影響を受けない。これらの結果は、電圧ギャップが一定の条件のもと図 5-6 に示す  $D_g$  と  $\Delta t_{DgRg}$  の関係は

$D_g$  が長くなるとともに  $\Delta t_{DgRg}$  が直線で短くなる関係にある。この直線関係から地絡点推定が可能であることを示唆している。

### 5.3.3. $\Delta t_{DgRg}$ の発生要因

図 5-6 から、配電線 1 からの地絡点距離  $D_g$  が長くなると CT1 と CT2 で測定

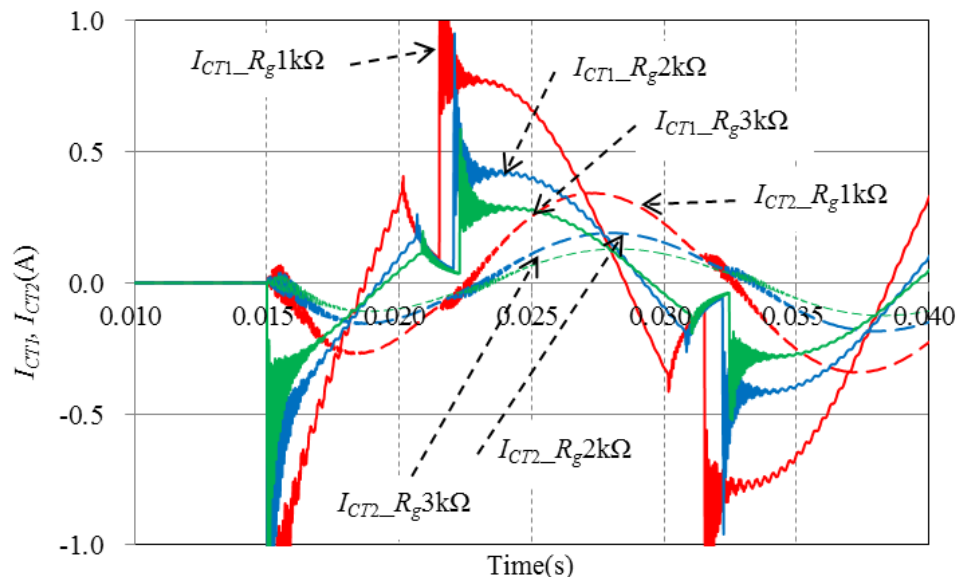


図 5-5  $D_g=1$  km と  $V_{gap}=2.1$  kV における  $I_{CT1}$  と  $I_{CT2}$  の  $R_g$  依存性<sup>(27)</sup>  
 Fig. 5-5.  $R_g$  dependence of  $I_{CT1}$  and  $I_{CT2}$  at  $D_g=1$  km and  $V_{gap}=2.1$  kV<sup>(27)</sup>.

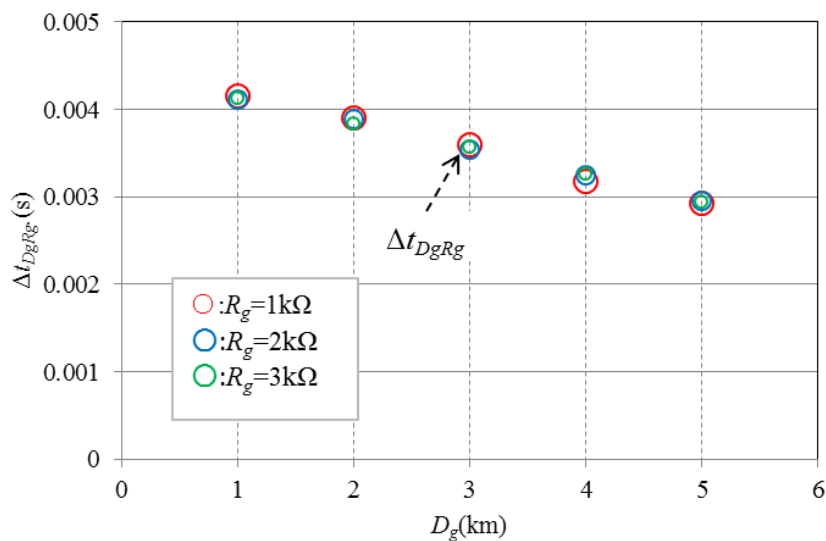


図 5-6  $V_{gap}=2.1$  kV における  $\Delta t_{DgRg}$  の  $D_g$  と  $R_g$  依存性<sup>(27)</sup>  
 Fig. 5-6.  $D_g$  and  $R_g$  dependence of  $\Delta t_{DgRg}$  at  $V_{gap}=2.1$  kV<sup>(27)</sup>.

される  $I_{CT1}$  と  $I_{CT2}$  のゼロクロス点の時間差  $\Delta t_{DgRg}$  が短くなる。 $D_g$  が 1 km の場合、 $\Delta t_{DgRg}$  は 0.004s となる。 $\Delta t_{DgRg}$  の発生要因を地絡電流が光速 ( $=3 \times 10^8$  m/s) で伝搬すると仮定した場合、地絡点から CT1 までの距離と地絡点から CT2 までの距離の差は約 1200 km となり、設定値の 8 km と大きく乖離する。この結果は、 $\Delta t_{DgRg}$  の発生要因は地絡電流の光速での伝搬ではないことを示している。

地絡点から CT1 までと地絡点から CT2 までの共同接地線のインピーダンスの差を起因とする位相差が  $\Delta t_{DgRg}$  の発生要因であると仮定する。図 5-7 に示す RLC 回路に交流を印加した時、回路に流れる電流は(5-1)式となり、位相差  $\phi$  は抵抗  $R$ 、リアクタンス  $X$  を用いて(5-2)式となる<sup>(40)</sup>。

$$I = \frac{E_m}{\sqrt{R^2 + \left(\omega L - \frac{1}{\omega C}\right)^2}} \cos(\omega t - \phi) \quad \dots\dots\dots (5-1)$$

$$\phi = \tan^{-1} \frac{\omega L - \frac{1}{\omega C}}{R} = \tan^{-1} \frac{X}{R} \quad \dots\dots\dots (5-2)$$

共同接地線の等価回路は電柱に施設されている接地極の抵抗と共同接地線の

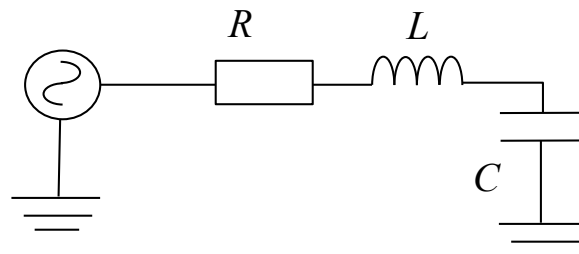


図 5-7 RLC の等価回路<sup>(27)</sup>

Fig. 5-7. Equivalent circuit of RLC<sup>(27)</sup>.

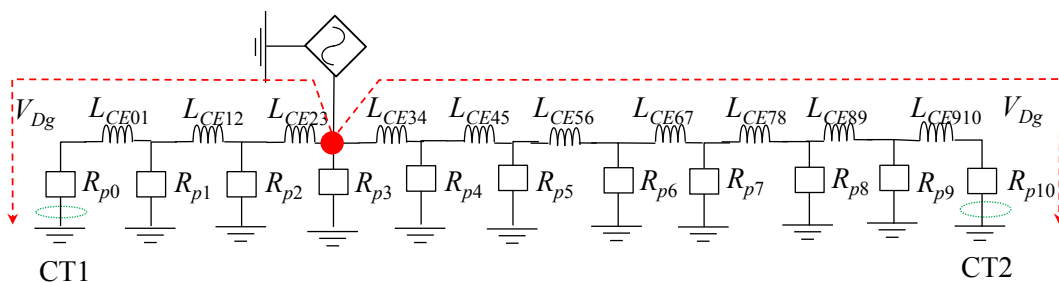


図 5-8 地絡発生時の共同接地線の等価回路<sup>(27)</sup>

Fig. 5-8. Equivalent circuit at the time of ground fault occurrence<sup>(27)</sup>.

インダクタンスと対地静電容量を 1 つの組み合わせとした図 5-8 に示すはしご型回路となる。ここで、表 5-1 より共同接地線の対地静電容量から算出されるリアクタンスは共同接地線の抵抗値とインダクタンスから求められるリアクタンスと比較して十分大きくなり、地絡電流は流れない。このため、図 5-8 に共同接地線の対地静電容量は考慮しない。

図 5-8 と(5-2)式を基に、 $I_{CT1}$  の位相差  $\phi_{CT1}$  と  $I_{CT2}$  の位相差  $\phi_{CT2}$  から  $\Delta t_{DgRg}$  を算出する。(5-1)式と(5-2)式から CT1 に流れる  $I_{CT1}$  は(5-3)式、CT2 に流れる  $I_{CT2}$  は(5-4)式、地絡点から至近の接地極に流れる地絡電流の位相差を基準として地絡点から CT1 までの時間差  $\Delta t_{DgRg-cal1}$  は  $\phi_{CT1}$  を用いて(5-5)式、同様に地絡点から CT2 までの時間差  $\Delta t_{DgRg-cal2}$  は  $\phi_{CT2}$  を用いて (5-6)式となる。図 5-8 の  $D_g$  が 3 km の例において、(5-3)式の  $\phi_{CT1}$  は  $L_{CE23}$  と  $R_{p2}$  により生じる位相差と、この位相差に  $L_{CE12}$  と  $R_{p1}$  により生じる位相差、さらには  $L_{CE01}$  と  $R_{p0}$  により生じる位相差を足し合わせた位相差となる。(5-4)式の  $\phi_{CT2}$  も  $\phi_{CT1}$  と同様に地絡点から CT2 における各区間の  $R_p$  と  $L_{CE}$  により生じる全ての位相差を足し合わせた位相差となる。 $I_{CT1}$  と  $I_{CT2}$  のゼロクロスとなる時間差  $\Delta t_{DgRg-cal}$  は(5-5)式と(5-6)式の和となり、(5-7)式となる。

$$I_{CT1} = \frac{V_{Dg}}{\sqrt{R_{p0}^2 + (X_{Dg0})^2}} \cos(\omega t - \phi_{CT1}) \quad \dots\dots\dots (5-3)$$

$$I_{CT2} = \frac{V_{Dg}}{\sqrt{R_{p9}^2 + (X_{Dg10})^2}} \cos(\omega t - \phi_{CT2}) \quad \dots\dots\dots (5-4)$$

$$\Delta t_{DgRg-cal1} = \frac{\phi_{CT1}}{\omega} = \left( \tan^{-1} \frac{X_{Dg0}}{R_{p0}} \right) / \omega \quad \dots\dots\dots (5-5)$$

$$\Delta t_{DgRg-cal2} = \frac{\phi_{CT2}}{\omega} = \left( \tan^{-1} \frac{X_{Dg10}}{R_{p10}} \right) / \omega \quad \dots\dots\dots (5-6)$$

$$\Delta t_{DgRg-cal} = \Delta t_{DgRg-cal1} + \Delta t_{DgRg-cal2} \quad \dots\dots\dots (5-7)$$

ここで、 $V_{Dg}$  は地絡点と大地の間の電圧、 $R_{p0}$  は図 5-1 の地点 0 点の抵抗値、 $X_{Dg0}$  は地絡点から CT1 までの合成リアクタンス、 $R_{p10}$  は図 5-1 の地点 10 点の抵抗値、 $X_{Dg10}$  は地絡点から CT2 までの合成リアクタンスとなる。図 5-8 から共同接地線は抵抗とインダクタンスのはしご型回路であり、直接計算により  $X_{Dg0}$ ,

$R_{p0}$ ,  $X_{Dg10}$ ,  $R_{p10}$  は算出できない。

そこで、 $\Delta t_{DgRg-cal}$  を求めるために必要となる  $X_{Dg0}$ ,  $R_{p0}$ ,  $X_{Dg10}$ ,  $R_{p10}$  の算出方法を以下に記す。地絡発生時の共同接地線の等価回路は図 5-8 と等価となることから、 $\phi_{CT1}$  の算出に必要な  $X_{Dg0}$  と  $R_{p0}$  は地絡発生時の地絡点と大地の間の電位上昇  $V_{Dg}$  と  $R_{p0}$  に流れる電流  $I_{CT1}$  から求める。同様に、 $\phi_{CT2}$  の算出に必要な  $X_{Dg10}$  と  $R_{p10}$  は  $V_{Dg}$  と  $R_{p10}$  に流れる電流  $I_{CT2}$  から求める。 $X_{Dg0}$  と  $R_{p0}$  を求めるための手順を以下に示す。はじめに、 $X_{Dg0}$  と  $R_{p0}$  を求めるために  $V_{Dg}$  と  $I_{CT1}$  との積から(5-8)式に示す電力  $P_{CT1}$  の平均値  $P_{aCT1}$  を算出する<sup>(41)</sup>。(5-8)式の左辺の  $P_{aCT1}$  は  $V_{Dgmax}$  と  $I_{CT1max}$  の積に力率  $\cos\theta$  を乗じた値の 1/2 倍となる<sup>(41)</sup>。

$$P_{aCT1} = \int_0^T \frac{V_{Dg} \times I_{CT1}}{T} dt = \frac{V_{Dgmax} \times I_{CT1max} \times \cos\theta}{2} \dots\dots\dots (5-8)$$

$$Z_{CT1} = \frac{V_{Dgmax}}{I_{CT1max}} = \frac{V_{Dgmax}}{I_{CT1max}} (\cos\theta + j\sin\theta) = R_{p0} + jX_{Dg0} \dots\dots\dots (5-9)$$

ここで、 $V_{Dgmax}$  は  $V_{Dg}$  の 50 Hz 成分の最大値、 $I_{CT1max}$  は  $I_{CT1}$  の 50 Hz 成分の最大値、 $T$  は電力の積分時間、 $j$  は虚数を表している。次に、 $V_{Dgmax}$  と  $I_{CT1max}$  から(5-9)式のインピーダンス  $Z_{CT1}$  を算出する。

$R_{p0}$  は(5-8)式から得られる  $\cos\theta$  と(5-9)式から得られる  $Z_{CT1}$  の積から求められ、 $X_{Dg0}$  は(5-9)式から得られる  $Z_{CT1}$  と(5-8)式から得られる  $\cos\theta$  から求めた  $\sin\theta$  との積から求められる。 $\Delta t_{DgRg}$  を算出するための計算方法の妥当性を確認するために、付録 2 より、交流電流源の位置をパラメータとして簡易回路での検証を行っている。交流電流源の位相を基準に App.Fig. 2 の P1 から P7 の時間差を ATP シミュレーションから算出した結果と(5-7)式を用いて算出した結果が一致することを確認できる。この結果から、 $R_{p0}$  と  $X_{Dg0}$  を算出するための計算方法の妥当性を確認できる。 $R_{p10}$  と  $X_{Dg10}$  も  $R_{p0}$  と  $X_{Dg0}$  を求めるのと同様の方法で算出できる。

表 5-2  $R_p$  と  $X_{Dg}$  の算出結果<sup>(27)</sup>  
Table 2. Estimated results of  $R_p$  and  $X_{Dg}$ <sup>(27)</sup>.

	$D_g=1$ km		$D_g=2$ km		$D_g=3$ km		$D_g=4$ km		$D_g=5$ km	
	CT1	CT2	CT1	CT2	CT1	CT2	CT1	CT2	CT1	CT2
$R_p(\Omega)$	17.80	17.23	16.31	19.27	15.50	20.42	14.78	20.91	14.54	21.01
$X_{Dg}(\Omega)$	4.36	37.70	5.45	30.06	5.56	23.41	5.66	17.52	5.84	12.79

電圧ギャップ 1 kV の条件で ATP シミュレーションから得られた  $D_g$  に対応する CT1 と CT2 での  $R_p$  と  $X_{Dg}$  を表 5-2 に示す。表 5-2 の値を用いて(5-5)式から得られる  $\Delta t_{DgRg-cal1}$  (図 5-9 の◆), (5-6)式から得られる  $\Delta t_{DgRg-cal2}$  (図 5-9 の◇), (5-7)式から得られる  $\Delta t_{DgRg-cal}$  (図 5-9 の■) と  $\Delta t_{DgRg}$  の関係を図 5-9 に示す。

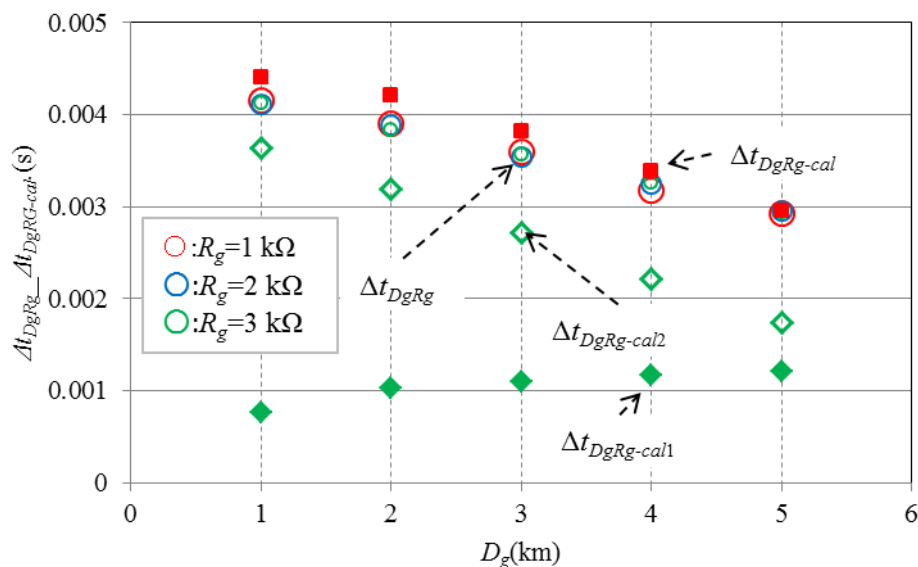


図 5-9  $V_{gap}=1.0$  kV におけるの  $\Delta t_{DgRg}$  と  $\Delta t_{DgRg-cal}$  比較<sup>(27)</sup>  
 Fig. 5-9. Comparison of  $\Delta t_{DgRg}$  and  $\Delta t_{DgRg-cal}$  at  $V_{gap}=1.0$  kV<sup>(27)</sup>.

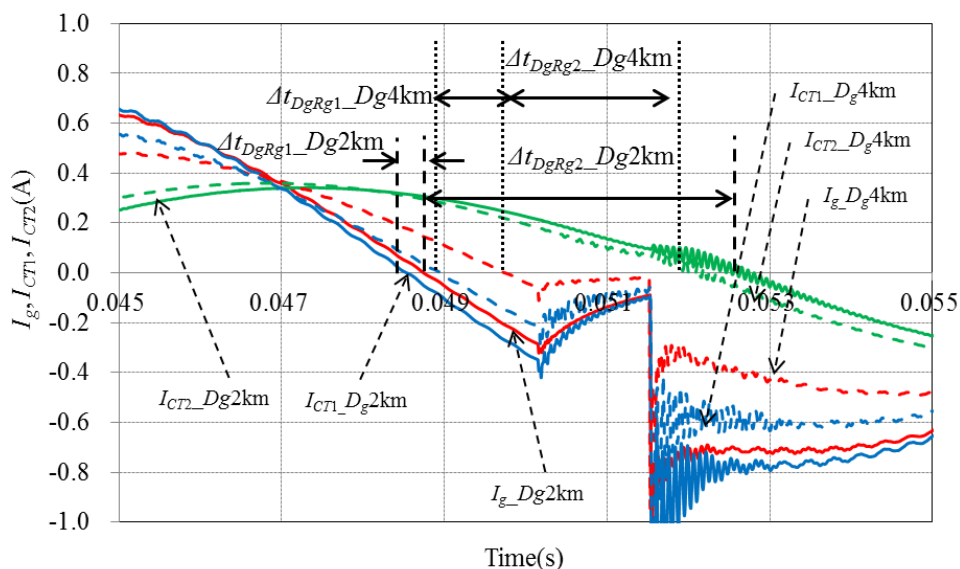


図 5-10  $V_{gap}=1.0$  kV におけるの  $I_g$  ,  $I_{CT1}$ , と  $I_{CT2}$  関係性<sup>(27)</sup>  
 Fig. 5-10. Relation between  $I_g$  and  $I_{CT1}$ ,  $I_{CT2}$  at  $V_{gap}=1.0$  kV<sup>(27)</sup>.



ここで  $\Delta t_{DgRg}$  と  $\Delta t_{DgRg-cal}$  を比較するために、図 5-9 に図 5-6 と同じ  $\Delta t_{DgRg}$  の結果を示す。

図 5-9 にプロットされた、 $\Delta t_{DgRg}$  と  $\Delta t_{DgRg-cal}$  は概ね同一の値となる。この結果は、 $\Delta t_{DgRg}$  は地絡点から CT1 と CT2 までの合成リアクタンスと電柱の接地抵抗値を起因として生じる  $I_{CT1}$  と  $I_{CT2}$  の位相差を要因として発生していることを示している。また、(5-7)式から算出した  $\Delta t_{DgRg-cal}$  の妥当性を検証するために、図 5-10 に  $D_g$  が 2 km と 4 km の時に地絡点に流れる電流  $I_g$  と  $I_{CT1}$ 、 $I_{CT2}$  の関係を示す。図 5-10 より、 $D_g$  が 2 km における  $I_g$  と  $I_{CT1}$  のゼロクロス点の時間差  $\Delta t_{DgRg1\_Dg 2 km}$  と、 $D_g$  が 4 km における  $I_g$  と  $I_{CT1}$  のゼロクロス点の時間差  $\Delta t_{DgRg1\_Dg 4 km}$  を比較すると、 $D_g$  が 4 km における  $\Delta t_{DgRg1\_Dg 4 km}$  が  $D_g 2 km$  における  $\Delta t_{DgRg1\_Dg 2 km}$  よりも長くなる。これは、地絡点から CT1 までの距離が長くなると共同接地線の合成リアクタンスが大きくなり、(5-5)式から算出された  $\Delta t_{DgRg1}$  の傾向と一致するためである。同様に、 $D_g$  が 2 km における  $I_g$  と  $I_{CT2}$  のゼロクロス点の時間差  $\Delta t_{DgRg2\_Dg 2 km}$  と、 $D_g$  が 4 km における  $I_g$  と  $I_{CT2}$  のゼロクロス点の時間差  $\Delta t_{DgRg2\_Dg 4 km}$  を比較すると、 $D_g$  が 4 km における  $\Delta t_{DgRg2\_Dg 4 km}$  が  $D_g 2 km$  における  $\Delta t_{DgRg2\_Dg 2 km}$  よりも短くなる。これも、 $D_g$  が 4 km の時は地絡点から CT2 までの距離が 6 km、 $D_g$  が 2 km の時は地絡点から CT2 までの距離が 8 km となり、地絡点から CT2 までの距離が長くなるとリアクタンスが大きくなるため、リアクタンスが大きくなると地絡点からのゼロクロス点の時間差が大きくなる(5-6)式から求められる  $\Delta t_{DgRg2}$  の傾向と一致する。これらの結果も、(5-5)式から(5-7)式を用いて  $\Delta t_{DgRg-cal}$  を求める根拠となる。

## 5.4. 実適用に向けた検討

共同接地線を活用した地絡点推定手法を実適用する際の配電系統における系統条件の検討を行う。

### 5.4.1. 共同接地線の施設条件

共同接地線方式を実配電線に適用するために、(1) 分岐点で地絡が発生した場合と (2) 共同接地線が隣接する配電線の末端以外で接続されている場合に共同接地線を用いた地絡点推定が適用可能であるかの検討を行う。

(1) 分岐線で地絡が発生した場合 図 5-11 に示す配電線 1 の No3 の分岐線末端 B1 で地絡が生じた場合、共同接地線方式の適用可否を検討する。図 5-11 の B1 で地絡が生じた際、B1 から CT1 に流れる地絡電流の経路は、B1→3→2→1→0 となる。B1 から CT2 に流れる地絡電流の経路は、B1→3→4→5→6→7→8→9→10 となる。共同接地線を介して CT1 と CT2 に流れる地絡電流の経路で B1→3 は共通の経路となるため、 $\Delta t_{DgRg}$  は B1→3 を除いた CT1 に地絡電流が流れる

経路 3→2→1→0 と B1 から CT2 に地絡電流が流れる経路 3→4→5→6→7→8→9→10 の時間差となる。この結果は、 $\Delta t_{DgRg}$  から分岐点から地絡点までの距離を算出できないことを示している。

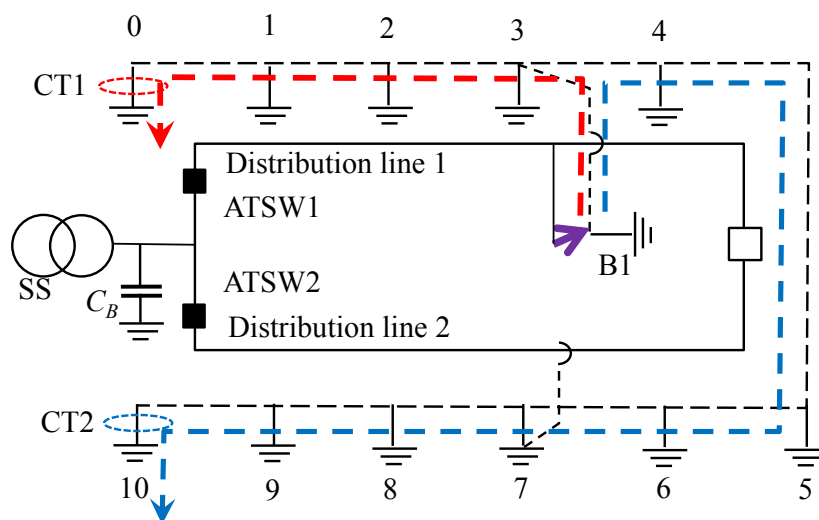


図 5-11 分岐線が存在する場合の共同接地線に流れる地絡電流の経路<sup>(27)</sup>

Fig. 5-11. Path of ground fault current flowing common earthing conductor with branch line<sup>(27)</sup>.

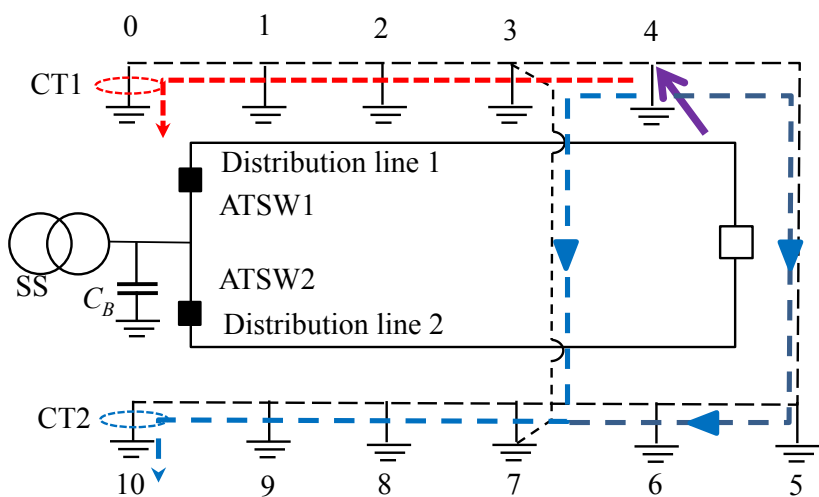
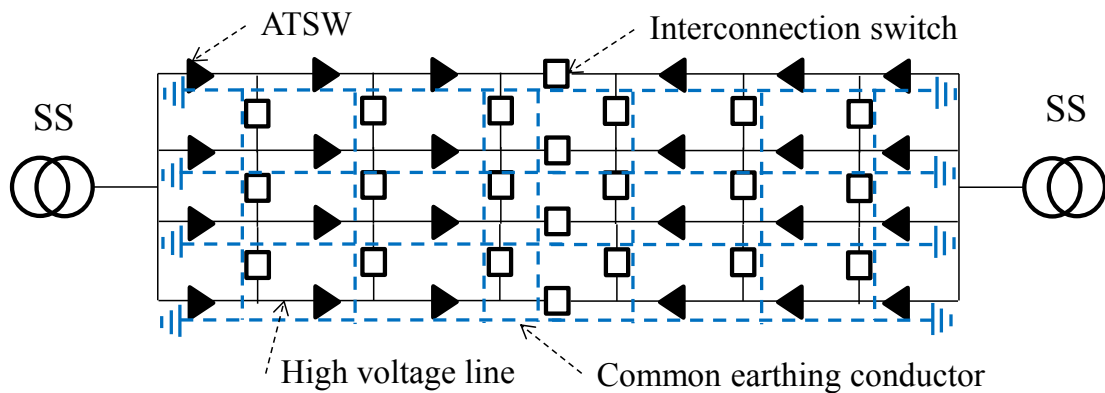


図 5-12 末端よりも電源側で共同接地線が接続された場合の地絡電流の経路<sup>(27)</sup>

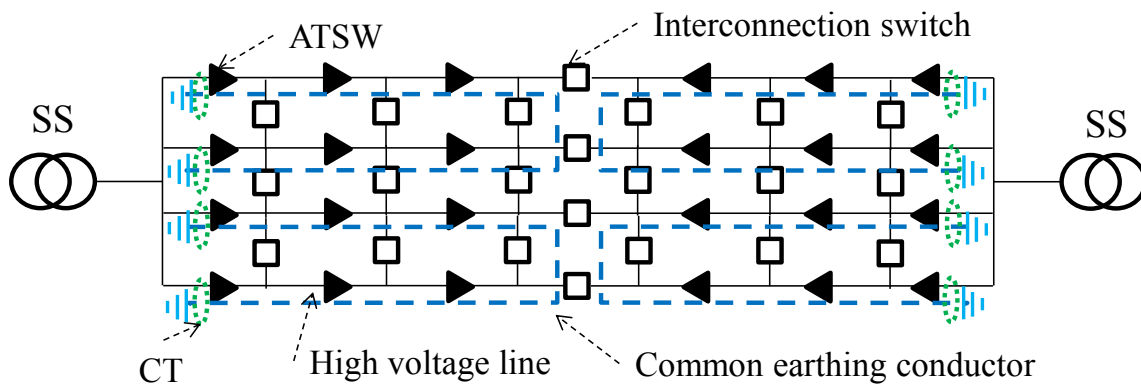
Fig. 5-12. Path of ground fault current flowing common earthing conductor in case of existing common earthing conductor connection points on the power supply side<sup>(27)</sup>.

(2) 共同接地線が隣接する配電線の末端以外で接続されている場合 配電線 1 と 2 の共同接地線が図 5-12 の No.3 と No.7, No.5 の 2 か所で接続されているケースにおいて, 共同接地線に流れる地絡電流の経路を以下に示す。配電線 1 の No.4 で地絡が発生した場合, 配電線 1 の CT1 へ流れる地絡電流の経路は図 5-12 から共同接地線を介し  $4 \rightarrow 3 \rightarrow 2 \rightarrow 1 \rightarrow 0$  となる。配電線 2 の CT2 へ流れる地絡電流の経路は地絡点から共同接地線を介し  $4 \rightarrow 3 \rightarrow 7$  と  $4 \rightarrow 5 \rightarrow 6 \rightarrow 7$  の経路に分流し, 7 地点で合流して  $7 \rightarrow 8 \rightarrow 9 \rightarrow 10$  となる。この時, 地絡点から CT2 までの合成リアクタンス  $X_{Dg10}$  は,  $4 \rightarrow 3 \rightarrow 7$  と  $4 \rightarrow 5 \rightarrow 6 \rightarrow 7$  の並列の合成リアクタンスと  $7 \rightarrow 8 \rightarrow 9 \rightarrow 10$  の合成リアクタンスの和となる。このため,  $\Delta t_{DgRg}$  は  $4 \rightarrow 3 \rightarrow 2 \rightarrow 1 \rightarrow 0$



(a)現状の共同接地線の施設状況<sup>(27)</sup>

(a) Present State : Common earth conductor extensively connected<sup>(27)</sup>.



(b)提案手法を適用した時の共同接地線の施設状況

(b) Proposal technique : Common earth conductor connected only injection point of adjacent distribution.

図 5-13 共同接地線の施設方法<sup>(27)</sup>

Fig. 5-13. Common earthing conductor of the facility situation<sup>(27)</sup>.

と 4→5→6→7→8→9→10 の時間差とならない。これらのことから、隣接する 2 つの配電線の末端以外に共同接地線の接続点がある場合、本提案方式は適用できない。

よって、(1) と (2) の検討結果から、分岐点より先の地絡点と、地絡点よりも電源側に隣接配電線と地絡の発生した配電線の共同接地線の連系点がある場合、本方式は適用できない。配電線地絡時の地絡電流が共同接地線を介し CT1 と CT2 で測定される  $I_{CT1}$  と  $I_{CT2}$  のゼロクロス点の時間差  $\Delta t_{DgRg}$  から地絡点に至る分岐点を推定するには、地絡電流の経路に共通の経路が含まれず、かつ分流が発生しない条件で  $\Delta t_{DgRg}$  を測定する必要がある。このためには、共同接地線は配電線 1 と 2 の幹線の末端でのみ接続される構成とする必要がある。

東京電力パワーグリッドにおける配電線の共同接地線は、図 5-13(a)に示すように面的に広い範囲に亘って接続されており、本方式を適用するには、図 5-13(b)に示すように共同接地線は隣接する配電線の末端のみで接続する配電系統への変更が必要となる。

#### 5.4.2. CT に求められる時間分解能と CT1 と CT2 の時間同期方法

本提案方式を実現場に適用するために要求される CT の時間分解能を求める。著者の現場経験から地絡点探査時間を削減するためには地絡点距離に対し 100m 程度の精度が求められる。図 5-6 から地絡点距離が 1 km 長くなると  $\Delta t_{DgRg}$  は  $2 \times 10^{-4}$ s 短くなり、100 m の精度で地絡点推定を行うために最低限必要となる時間分解能は  $2 \times 10^{-4}$ s の 1/10 の  $2 \times 10^{-5}$ s となる。地絡点測定精度を高めるための時間分解能は  $2 \times 10^{-5}$ s の 2 倍の  $1 \times 10^{-5}$ s とする。

本方式を適用するためには CT1 と CT2 の時間同期も必要となる。配電線の地絡点推定に地絡サージ電流到達時間差方式<sup>(4)</sup>が適用されており、数 MHz の計測周波数と時間同期が可能なセンサ開閉器が用いられている。このセンサ開閉器に共同接地線に流れる地絡電流を測定できる CT を具備することで CT1 と CT2 の時間同期は可能となる。

また、本手法は高抵抗地絡時に発生する三角状の地絡電流のゼロクロス点の時間を測定するものであり、測定対象となる周波数は 50Hz となる。CT1 と CT2 で測定される地絡電流にノイズが含まれる場合は、フィルターにより除去することで、CT1 と CT1 で測定される地絡電流のゼロクロス点を正確に測定できる。

#### 5.4.3. $\Delta t_{DgRg}$ から地絡点に至る分岐点を推定する方法

CT1 と CT2 で測定される  $I_{CT1}$  と  $I_{CT2}$  のゼロクロス点の時間差  $\Delta t_{DgRg}$  の特徴は、以下の 2 点となる。

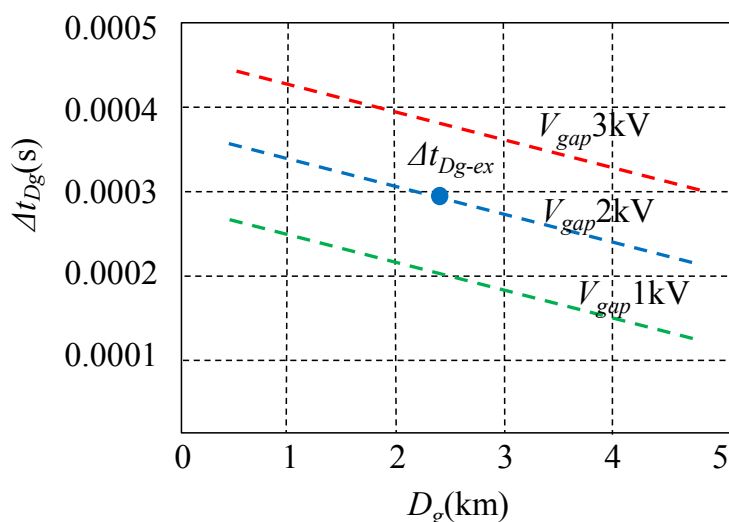
- ・図 5-4 より、電圧ギャップが 1 kV 高くなる毎に、 $\Delta t_{DgRg}$  は 0.0002s 短くなる。

・ 図 5-6 より,  $\Delta t_{DgRg}$  は地絡抵抗値の影響を受けない。

これらの特徴を考慮して地絡点推定を行うためには, 電圧ギャップに対応する  $D_g$  と  $\Delta t_{DgRg}$  との関係図を事前に用意する必要がある。電圧ギャップの大きさは, 地絡発生時の  $I_{CT1}$  の  $t_{du}$  と図 5-4 に示す事前にシミュレーションで把握する  $t_{du}$  の時間幅を比較することで求めることができる。本提案方式を用いた地絡点

**【Pre-implementation content】**

- (1) Estimate the relationship between voltage gap and  $t_{du}$ .
- (2) Show the relationship between  $D_g$  and  $\Delta t_{DgRg}$  for applicable distribution lines as voltage gap parameters. (Display an example below)



Graph necessary to estimate of the ground faults location. (Reference graph)

**【Response when a ground fault occurs】**

- (1) Estimate  $t_{du}$  from  $I_{CT1}$ ,
- (2) Estimate the voltage gap from  $t_{du}$ ,
- (3) Identify the relational line between  $D_g$  and  $\Delta t_{DgRg}$  from reference graph.
- (4) Estimate  $\Delta t_{DgRg-ex}$  from  $I_{CT1}$  and  $I_{CT2}$  in ground fault state, and plot  $\Delta t_{DgRg}$  on the relational equation between  $D_g$  and  $\Delta t_{DgRg}$ .
- (5) Estimate the branch point leading ground fault location from relational equation between  $D_g$  and  $\Delta t_{DgRg}$ .

図 5-14 地絡点推定手法<sup>(27)</sup>

Fig. 5-14. Estimation method of ground fault location<sup>(27)</sup>.

推定フローを図 5-14 に示す。電圧ギャップは地絡点の様相により変化するが、図 5-4 から電圧ギャップと  $\Delta t_{DgRg}$  は電圧ギャップが 1 kV 高くなると  $\Delta t_{DgRg}$  が約 0.33ms 長くなる関係にあり、電圧ギャップに対する  $\Delta t_{DgRg}$  と  $\Delta t_{DgRg}$  の関係式を構築することが可能である。

このような手順を経ることで地絡点に至る分岐点の推定が可能となる。

## 5.5. 結言

本章では、同一バンク内の隣接する 2 つの配電線の末端の共同接地線を接続する配電系統において、配電線に電圧ギャップを有する高抵抗地絡が発生した時、地絡点に至る分岐点を推定する手法を提案し検討を行った。

隣接する 2 つの配電線の末端の共同接地線を接続した配電系統において、2 つの配電線の共同接地線の立ち上がりの接地極に帰路する地絡電流のゼロクロス点に時間差が生じ、この時間差から地絡点に至る分岐点を推定する手法を提案した。このゼロクロス点の時間差は地絡点距離が長くなるとともに短くなり、地絡抵抗値の大きさにはほぼ依存しない。ゼロクロス点の時間差が生じる要因は、地絡点から地絡電流が帰路する 2 つの配電線の共同接地線の立ち上がりまでの合成リアクタンスの差を起因とする位相差であることを明確にした。また、地絡点の電圧ギャップの大きさが 2 つの配電線の立ち上がりの接地極に流れる地絡電流のゼロクロス点の時間差に影響を及ぼすため、地絡点に至る分岐点の推定に誤差が生じる。この問題は、地絡配電線の共同接地線立ち上がりに設置された電流測定器に流れる電圧ギャップの大きさに依存する地絡電流波形の減少から増加に転じる時間幅から電圧ギャップの大きさを把握することが可能であることから解決できる。

本手法を現場適用するための条件として、共同接地線は隣接する 2 つの配電線の末端のみで接続する系統構成としなければならないことを示した。隣接する 2 つの配電線立ち上がりにおける地絡電流のゼロクロス点の時間差を測定するためには、共同接地線の立ち上がりに設置する電流測定器には時間同期の機能が必要となる。新たに設置する機器として、配電線立ち上がりの共同接地線に設置する電流測定器と測定した地絡電流のゼロクロス点の時間差を演算できる装置のみであり、安価に測定システムを構築することができる。

本手法を配電線の地絡点推定に適用することで、地絡点推定時間の短縮に貢献することができる。

今後、実現場に近い配電線系統を用いて本手法の妥当性の検証を行う。

## 第6章. 地絡抵抗値に対する地絡点推定手法

### 6.1. 序論

共振周波数方式は地絡抵抗値が  $20 \Omega$  以下の条件で地絡点推定に適用できるが、地絡抵抗値が高くなると適用できないという問題がある<sup>(28)</sup>。この問題を解決するために、著者は高抵抗における地絡点推定に適用できる共同接地線方式を提案する<sup>(27)</sup>。共同接地線方式は同一バンク内の 2 つの隣接する配電線の末端の共同接地線のみを接続した配電系統において、地絡発生時に隣接する 2 つの配電線の立ち上がりの共同接地線に流れる地絡電流のゼロクロス点の時間差から地絡点を推定する手法である<sup>(27)</sup>。第 5 章にて、配電線の地絡点推定に共同接地線方式を適用する際、地絡抵抗値が  $1 \text{ k}\Omega$  以上で適用可能であることを ATP シミュレーションにより確認しているが、共同接地線方式の地絡抵抗値に対する下限値は明確になっていない。そこで、著者は本章において ATP シミュレーションにより共同接地線方式が適用できる地絡抵抗値の下限値を明確にする。この結果を基に、地絡抵抗値に対する共振周波数方式と共同接地線方式との適用範囲を明確にする。

### 6.2. シミュレーションモデルと解析条件

本節では、共同接地線方式の地絡抵抗値に対する適用範囲を明確にするための解析に用いる配電線モデルと解析条件を示す。

#### 6.2.1. モデル配電線

ATP シミュレーションで用いる配電線モデルは、図 6-1 に示すように、上側を配電線 1、下側を配電線 2 として、高圧配電線と共同接地線の互長は配電線 1 と 2 とともに  $5 \text{ km}$ 、配電線 1 と 2 の高圧線の連系開閉器は解放状態、配電線 1 と 2 の共同接地線は接続状態とする。共同接地線からの大地への接地極は図 6-1 に示すように P0 から P10 までの番号を付けている。高圧配電線 HVL と共同接地線 CEC の線種は絶縁電線  $240 \text{ mm}^2$ 、接地極の接地抵抗値  $R_p$  は  $20 \Omega$  とした。高圧配電線と共同接地線の線路定数は表 6-1 に示す。他配電線を模擬するための対地静電容量は  $2.0 \mu\text{F}/\text{相}$  とする。

#### 6.2.2. 解析条件

$R_g$  が  $1000 \Omega$  以上における共同接地線方式を用いた地絡点推定の検討は第 5 章で実施しており、CT1 と CT2 に流れる地絡電流のゼロクロスの時間差  $\Delta t$  は電圧ギャップに依存するが、地絡抵抗値には概ね依存しないことが分かっている<sup>(27)</sup>。

また、著者が検討している共振周波数方式は  $R_g$  が  $20 \Omega$  以下の場合に適用できるが<sup>(28)</sup>、共同接地線方式の適用できる  $R_g$  の下限値は明確になっていない。そこで、共同接地線方式の  $R_g$  に対する下限値を明確にするために、電圧ギャップを  $2.1 \text{ kV}$  に固定し、 $R_g$  を  $1 \Omega$ ,  $10 \Omega$ ,  $20 \Omega$ ,  $30 \Omega$ ,  $40 \Omega$ ,  $50 \Omega$ ,  $100 \Omega$ ,  $200 \Omega$ ,  $300 \Omega$ ,  $400 \Omega$ ,  $500 \Omega$ ,  $1000 \Omega$  の条件で ATP シミュレーションを実施する。

### 6.3. シミュレーション結果

共同接地線方式における、 $R_g$  を変数とした時の ATP シミュレーション結果を以下に示す。

#### 6.3.1. 地絡波形

図 6-1 の配電線モデルを用いて 6.2.2 項の解析条件で ATP を用いて地絡シミュレーションを実施する。電圧ギャップを  $2.1 \text{ kV}$  に固定し、地絡抵抗値  $R_g$  が  $5 \Omega$

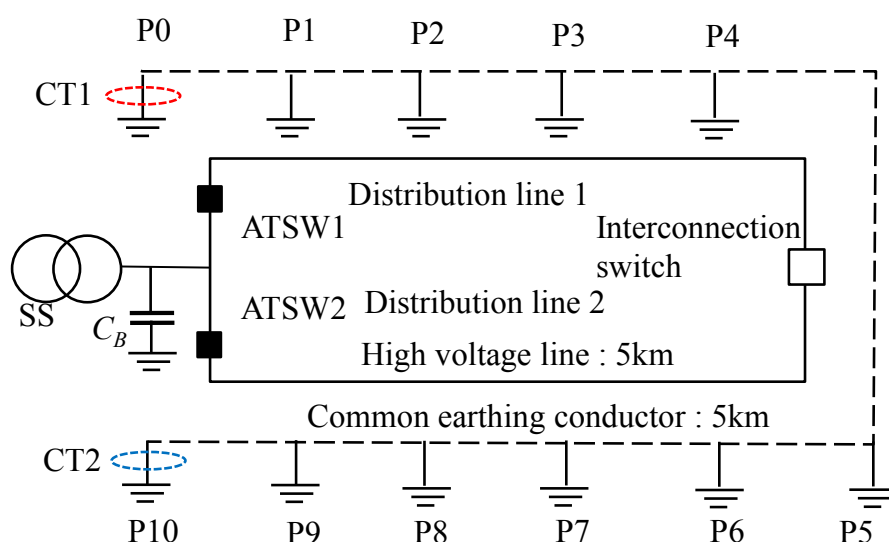


図 6-1 モデル配電線

Fig. 6-1. Distribution model.

表 6-1 50 Hz における線路定数

Table 6-1. Line constant at 50 Hz

	$R(\Omega/\text{km})$	$L(\text{mH}/\text{km})$	$C(\mu\text{F}/\text{km})$
HVL	0.173	2.34	0.009
CEC	0.173	2.34	0.009



と  $500 \Omega$  の条件で ATP シミュレーションを行った結果を以下に示す。

$R_g$  が  $5 \Omega$  と地絡点距離  $D_g$  が  $3 \text{ km}$  の条件での高圧線の相電圧  $V_u, V_v, V_w$  と配電線立ち上がりの自動開閉器に流れる地絡電流  $I_{gATSW}$  を図 6-2 に示す。図 6-2 から地絡相の電圧は低くなり、健全相  $V_v$  は地絡相と比較して約  $\sqrt{3}$  倍となる。また、 $I_{gATSW}$  は振動成分を有する波形となる。これは、 $R$  が小さい時の  $RLC$  の過渡現象であり、参考文献(16)と(28)とも同等の結果となった。図 6-1 のモデルにおいて、地絡発生時の地絡相の電圧  $V_g$  と CT1 に流れる地絡電流  $I_{CT1}$  と CT2 に流れる地絡電流  $I_{CT2}$  を図 6-3 に示す。図 6-3 から  $I_{CT1}$  と  $I_{CT2}$  のゼロクロス点の時間差  $\Delta t$  を明確に見出すことができない。

$R_g$  が  $500 \Omega$  と  $D_g$  が  $3 \text{ km}$  の条件での地絡波形を図 6-4 に示す。図 6-4 から地絡相の電圧は健全相 2 相と比較して小さくなる。配電線立ち上がりの ATSW を流れる地絡電流は、電圧ギャップが  $2.1 \text{ kV}$  で地絡が発生し、正弦波に近い電流波形となる。地絡発生時に図 6-4 の地絡相の電圧  $V_g$  と CT1 に流れる地絡電流  $I_{CT1}$  と CT2 に流れる地絡電流  $I_{CT2}$  を図 6-5 に示す。図 6-5 に示す  $I_{CT1}$  と  $I_{CT2}$  から  $\Delta t$  を求めることが出来る。地絡点の推定方法は、参考文献(27)に記載している。

$R_g$  が  $1000 \Omega, 2000 \Omega, 3000 \Omega$  の条件で実施した ATP シミュレーションでは、 $D_g$  が長くなると  $\Delta t$  は短くなる負の相関となる<sup>(27)</sup>。 $R_g$  が  $10 \Omega$  から  $1000 \Omega$  の範囲における  $D_g$  と  $\Delta t$  との関係を図 6-6 に示す。図 6-6 から、 $R_g$  が  $40 \Omega$  以下では  $D_g$  と  $\Delta t$  との関係に負の相関はない。図 6-3 から、振動成分を有する地絡電流が

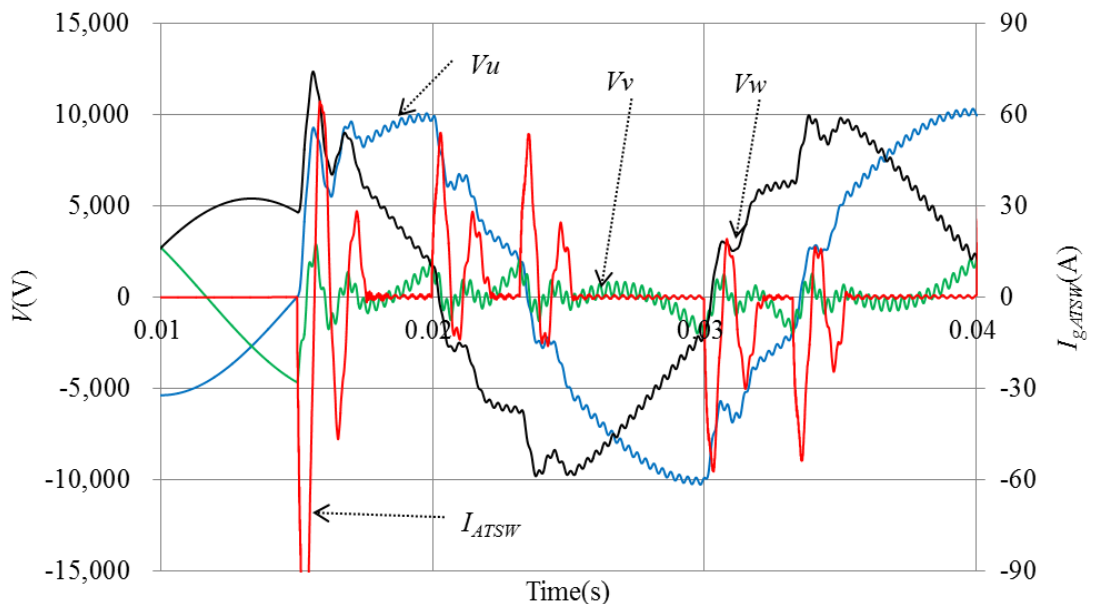


図 6-2  $R_g=5 \Omega$  における地絡電流波形

Fig.6-2. Voltage and current wave forms in Ground fault at  $R_g=5 \Omega$

継続しているため  $\Delta t$  を算出できない。この結果は、 $R_g$  が  $40 \Omega$  以下では共同接地線方式を適用できないことを示している。

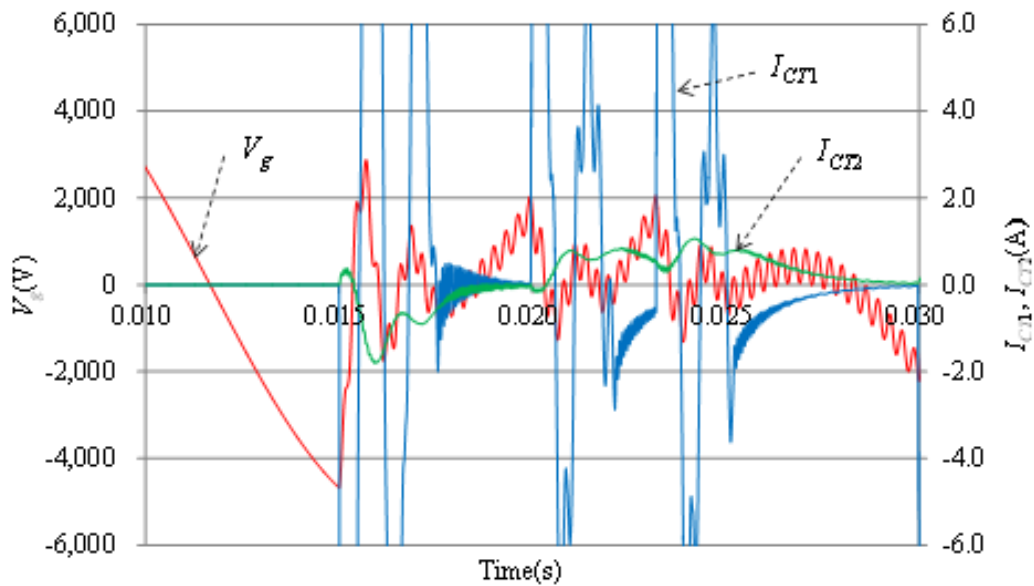


図 6-3  $R_g=5 \Omega$  における  $I_{CT1}$  と  $I_{CT2}$

Fig. 6-3.  $I_{CT1}$  and  $I_{CT2}$  at  $R_g=5 \Omega$ .

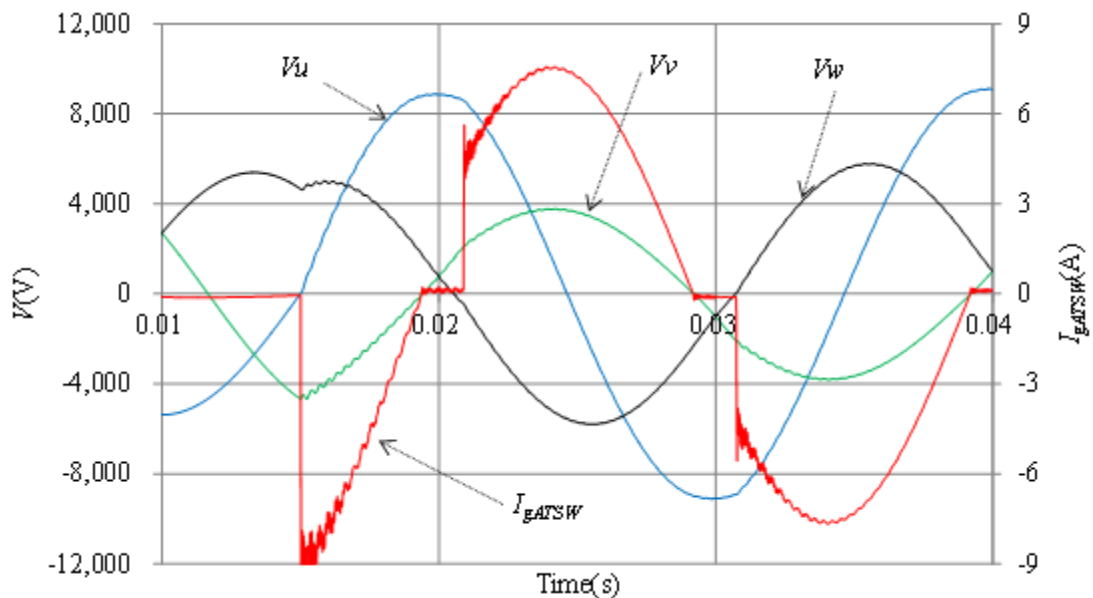


図 6-4  $R_g=500 \Omega$  における地絡波形

Fig. 6-4. Voltage and current wave forms in Ground fault at  $R_g=500 \Omega$ .

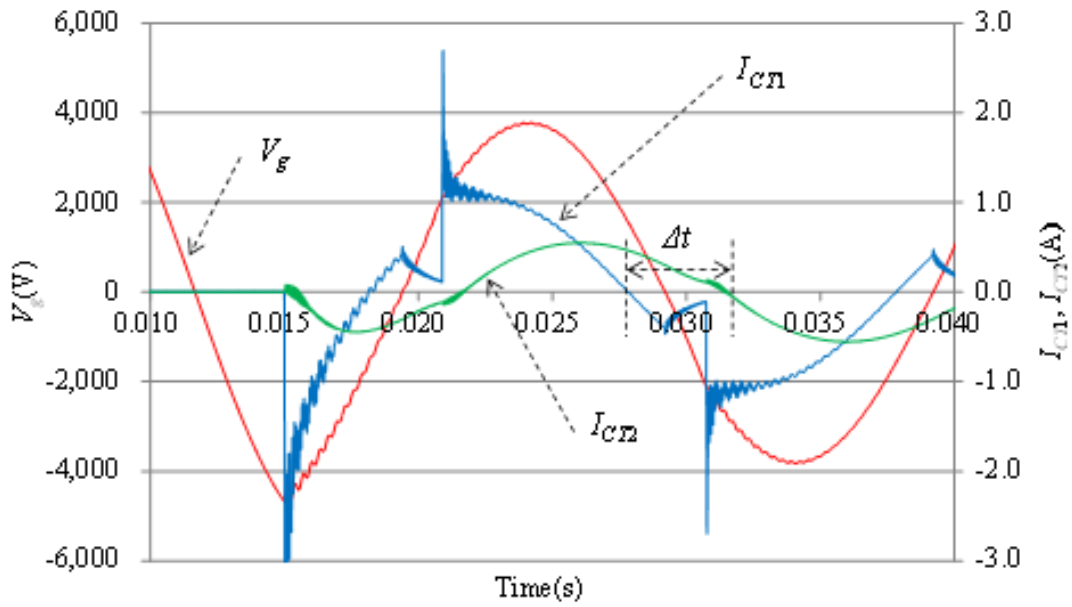


図 6-5  $R_g=500 \Omega$  における  $I_{cn1}$  と  $I_{cn2}$   
 Fig. 6-5.  $I_{cn1}$  and  $I_{cn2}$  at  $R_g=500 \Omega$ .

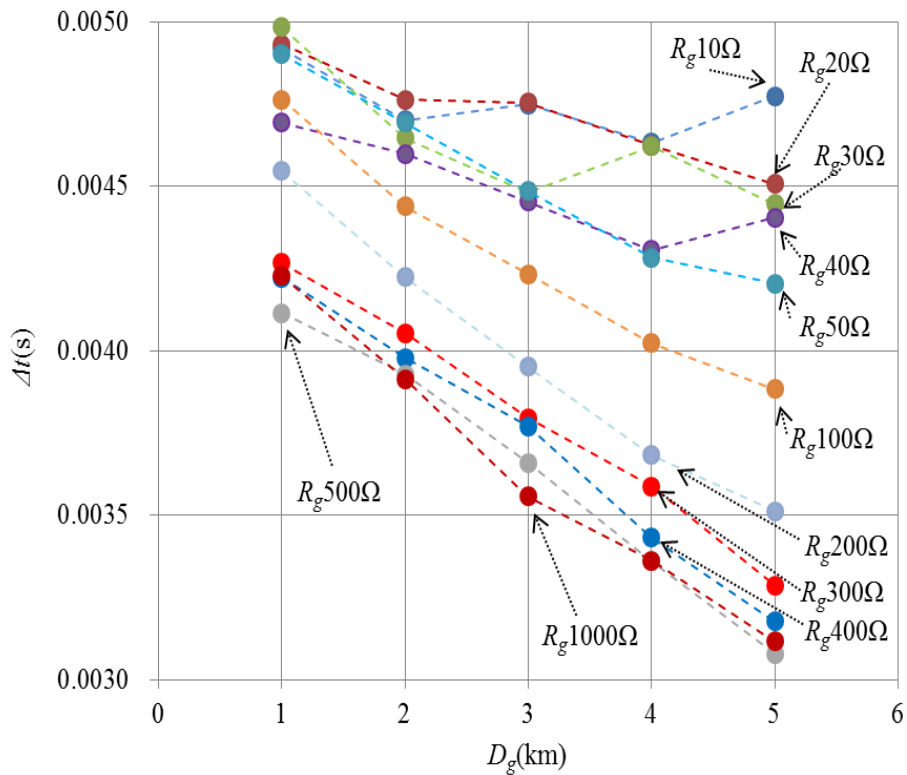


図 6-6  $\Delta t$  の  $R_g$  依存性  
 Fig. 6-6. Estimated results  $\Delta t$  dependence on  $R_g$ .

一方、図 6-6 から、 $R_g$  が  $50 \Omega$  以上では  $D_g$  と  $\Delta t$  の関係は負の相関となるため、共同接地線方式による地絡点推定が可能となる。この結果は、 $R_g$  が  $50 \Omega$  以上で共同接地線方式が適用できることを示している。 $R_g$  が  $500 \Omega$  と  $1000 \Omega$  においては、地絡抵抗値によらず  $\Delta t$  はほぼ一致する。しかし、 $R_g$  が  $50 \Omega$  から  $500 \Omega$  未満においては、 $\Delta t$  は  $R_g$  が大きくなると短くなる傾向にあり、 $\Delta t$  は  $R_g$  に依存するため  $R_g$  を推定する必要がある。

### 6.3.2. $R_g$ が $50 \Omega$ から $500 \Omega$ 未満における $R_g$ の算出方法

$R_g$  が  $50 \Omega$  から  $500 \Omega$  未満における地絡抵抗値  $R_g$  の推定方法を以下に示す。 $R_g$  をパラメータとして、 $D_g$  を  $3 \text{ km}$ 、 $R_g$  を  $100 \Omega$ 、 $200 \Omega$ 、 $300 \Omega$ 、 $400 \Omega$  とした時の高圧線地絡相に流れる地絡電流  $I_{gATSW}$  を図 6-7 に示す。図 6-7 から、 $R_g$  が  $100 \Omega$  と  $200 \Omega$  については、地絡を起因とする RLC の過渡現象における減衰項の影響から  $I_{gATSW}$  の波高値を見出すことはできない。一方、 $R_g$  が  $200 \Omega$  と  $400 \Omega$  においては、 $I_{gATSW}$  の波高値を見出すことができる。 $R_g$  が  $50 \Omega$  から  $500 \Omega$  未満の全ての範囲において、 $I_{gATSW}$  の波高値から  $R_g$  は推定できない。そこで、図 6-7 に示す  $I_{gATSW}$  の継続時間  $t_w$  に注目すると、 $t_w$  は  $R_g$  が大きくなると長くなる傾向にある。 $t_w$  から  $R_g$  を推定する方法を検討する。

図 6-8 に一例として  $D_g$  を  $3 \text{ km}$  とした時の地絡電流と電圧波形を示す。図 6-8 から  $I_{gATSW}$  は電圧ギャップが設定値  $2.1 \text{ kV}$  を超えると発生し、ゼロクロス点で消滅する。 $t_w$  は地絡相の電圧が電圧ギャップに達した時間に始まり、 $I_{gATSW}$  がゼロとなる時間まで継続する。電圧ギャップが  $1, 2.1, 3 \text{ kV}$  において  $R_g$  をパラメータとして  $t_w$  を求め、それぞれの電圧ギャップに対する  $R_g$  と  $t_w$  の関係を図 6-9 に示す。図 6-9 から、 $t_w$  は電圧ギャップが大きくなると長くなり、 $R_g$  が大きくなると長くなる。この結果は、電圧ギャップと  $t_w$  を把握できれば  $R_g$  を推定できることを示している。電圧ギャップの大きさは図 5-3 の  $t_{du}$  から算出できる。

$t_w$  が  $R_g$  に依存する要因を検討する。図 6-4 から  $I_{gATSW}$  が非振動的波形となる  $(R_g^2 - 4L_{dg}/C_B) > 0$  の条件<sup>(42)</sup>では、 $I_{gATSW}$  は RLC の過渡現象における非振動的な地絡電流と静電容量を起因とした  $50 \text{ Hz}$  成分の地絡電流の和となり、これらの関係から  $t_w$  の  $R_g$  依存性を検討する。 $(R_g^2 - 4L_{dg}/C_B) > 0$  の条件において、RLC の過渡現象から  $I_{gATSW}$  の過渡領域における非振動的波形と  $50 \text{ Hz}$  成分の地絡電流の和は (6-1)式となる<sup>(42)</sup>。

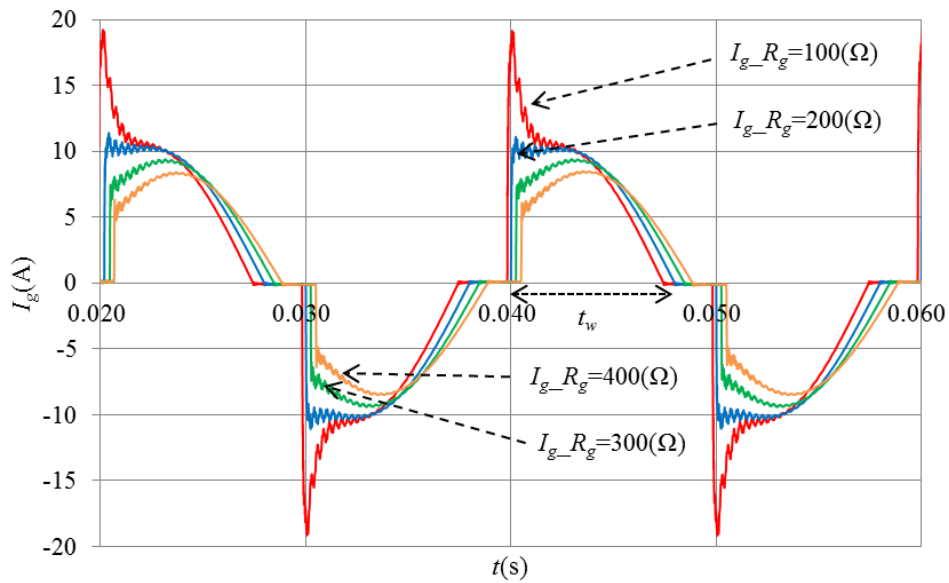


図 6-7  $D_g=3\text{km}$  における  $I_{gATSW}$  の  $R_g$  依存性  
 Fig. 6-7.  $I_{gATSW}$  dependence on  $R_g$  at  $D_g=3\text{km}$ .

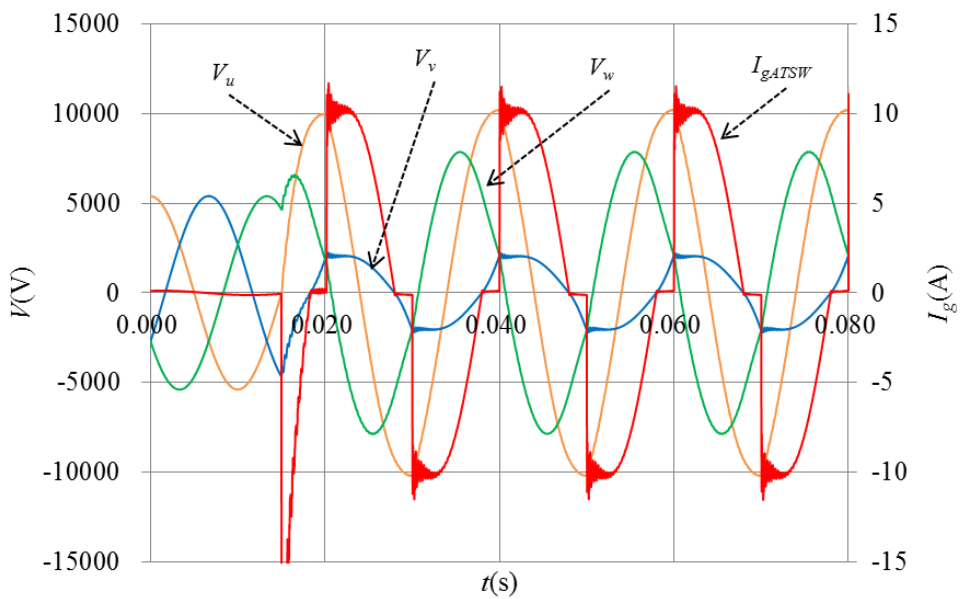


図 6-8  $D_g=3\text{km}$  と  $R_g=200\ \Omega$  における地絡発生時の電圧・電流波形  
 Fig. 6-8. Current and voltage waveform of ground fault state at  $D_g=3\text{km}$  and  $R_g=200\ \Omega$

$$I_{aATSW} = \frac{2I_m \sqrt{\frac{L_{dg}}{C_B}}}{\sqrt{R_g^2 - 4\frac{L_{lg}}{C_B}}} e^{-\alpha t} \sin(\theta - \phi) \sinh(\gamma t - \phi) + I_{gm} \sin(\omega t + \theta - \phi) \quad \dots\dots (6-1)$$

$$I_m = \frac{E_g}{\sqrt{R_g^2 + \left(\omega L_{dg} - \frac{1}{\omega C_B}\right)^2}} \quad \dots\dots\dots (6-2)$$

$$\alpha = \frac{R_g}{2L_{dg}} \quad \dots\dots\dots (6-3)$$

$$\gamma = \sqrt{\left(\frac{R_g}{2L_{dg}}\right)^2 - \frac{1}{L_{dg}C_B}} \quad \dots\dots\dots (6-4)$$

$$\sinh \phi = \frac{\gamma}{\sqrt{\alpha^2 - \gamma^2}} \quad \dots\dots\dots (6-5)$$

$$I_{gm} = \sqrt{\frac{\frac{1}{R_n^2} + 9(\omega C_B)^2}{\left(1 + \frac{R_g}{R_n}\right)^2 + 9(\omega C_B R_g)^2}} E_g \quad \dots\dots\dots (6-6)$$

ここで、 $E_g$ はギャップ電圧、 $\omega$ は $2\pi f$ 、 $f$ は50Hz、 $L_{dg}$ はATSWから地絡点を含むインダクタンス、 $C_B$ はバンク静電容量、 $R_n$ は中性点接地抵抗値10k $\Omega$ となり、 $\sin(\theta - \phi)$ は定数として扱う。(6-1)式に表6-2の条件を代入して $I_{gATSW}$ を算出した結果を図6-10に示す。図6-10から、 $R_g$ が大きくなると $t_w$ は長くなり $I_{gATSW}$ の波高値は小さくなる。図6-10の結果は、ATPシミュレーションから求めた図6-7に示す $I_{gATSW}$ の波高値と $t_w$ の $R_g$ 依存性と同様の傾向となる。この結果は $t_w$ と $R_g$ の関係が(6-1)式を用いて説明できることを示している。

$R_g$ の算出が必要となるのは、 $R_g$ が50 $\Omega$ 以上から500 $\Omega$ 未満であり、電圧ギャップに対する $R_g$ と $t_w$ の関係を事前に求めておく必要がある。また、 $I_{gATSW}$ の大きさは図3-2からバンク静電容量から求められるリアクタンスと $R_g$ の和から算出できるため、 $R_g$ が500 $\Omega$ 以上であることは(6-6)式から $I_{gATSW}$ の大きさから判断できる。

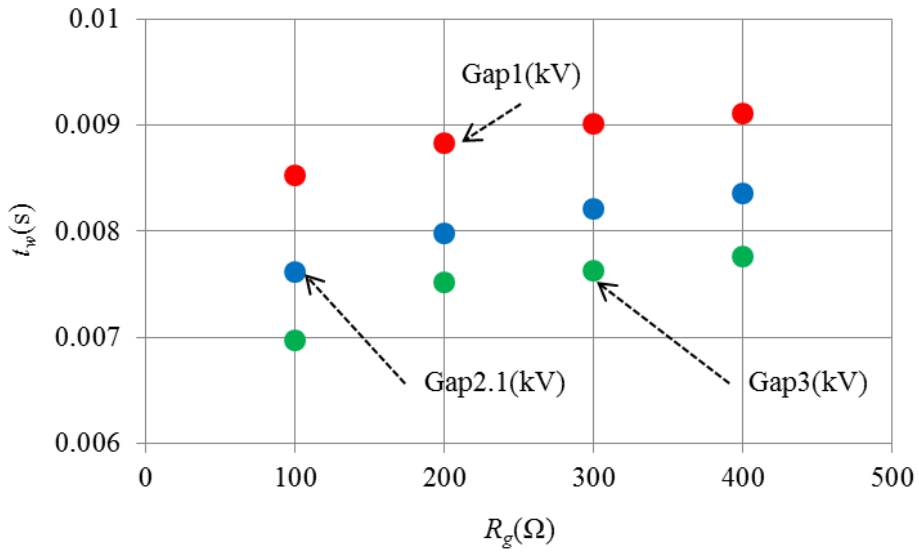


図 6-9 電圧ギャップ 1, 2.1, 3 kV における  $R_g$  の  $t_w$  依存性  
 Fig. 6-9.  $t_w$  dependence on  $R_g$  at  $V_{gap}=1, 2.1, 3$  kV.

表 6-2 地絡抵抗に対する  $I_{gATSW}$  を算出するためのパラメータ  
 Table 6-2. Line constant at 50 Hz

$R_n$ ( $\Omega$ )	$C_B$ ( $\mu$ F)	$E_g$ (V)	$L_{lg}$ (mH)
10,000	6	2100	6

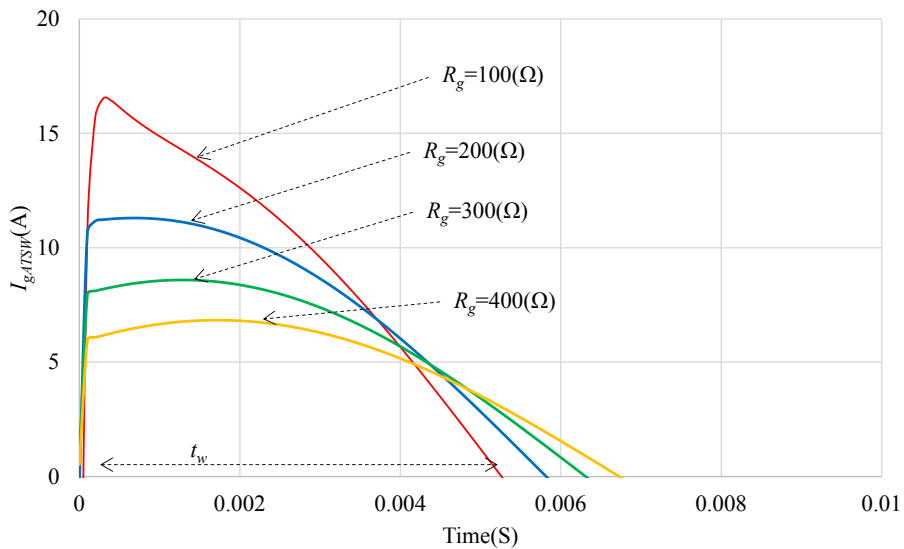


図 6-10  $I_{gATSW}$  の  $R_g$  依存性  
 Fig. 6-10.  $I_{gATSW}$  dependence of  $R_g$ .

## 6.4. 地絡抵抗値に対する適用範囲

著者が実施した検討条件の結果では、共振周波数方式は地絡抵抗値  $R_g$  が  $20 \Omega$  以下、共同接地線方式では  $R_g$  が  $50 \Omega$  以上で地絡点推定に適用できる。これを図に示すと図 6-11 となる。図 6-11 から、 $R_g$  が  $20 \Omega$  を超過し  $50 \Omega$  未満で適用できる地絡点推定方式の検討が必要となる。

## 6.5. 結言

共同接地線方式にて隣接する 2 つの配電線立ち上がりの共同接地線に設置した電流測定器に流れる地絡電流のゼロクロス点の時間差と地絡点距離との相関関係から地絡点推定を行えるかを検討した結果、共同接地線方式を適用できる地絡抵抗値の下限値は  $50 \Omega$  であることが分かった。

共同接地線方式の地絡抵抗値に対する特徴は次のようになる。地絡抵抗値が  $50 \Omega$  から  $400 \Omega$  の範囲では地絡点距離に対して隣接する 2 つの配電線の立ち上がりの共同接地線に設置した電流測定器に流れる地絡電流のゼロクロス点の時間差は地絡抵抗値が大きくなると短くなるため、地絡抵抗値が  $50 \Omega$  から  $400 \Omega$  の範囲においては地絡抵抗値を把握する必要がある。この範囲における地絡抵抗値は、地絡電流の継続時間により推定できることを示した。一方で、地絡抵抗値が  $500 \Omega$  以上においては、地絡抵抗値に関わらず地絡点距離と隣接する 2 つの配電線の立ち上がりの共同接地線に設置した電流測定器に流れる地絡電流のゼロクロス点の時間差は一致する。

今後、実系統に近い設備を用いて試験を行い、地絡電流波形に高周波成分を有する振動波形が含まれる場合（地絡抵抗値が  $20 \Omega$  以下）は共振周波数方式、地絡電流波形に三角波もしくは正弦波を有する場合（地絡抵抗値が  $50 \Omega$  以上）は共同接地線方式を適用できるかの検証を行う必要がある。

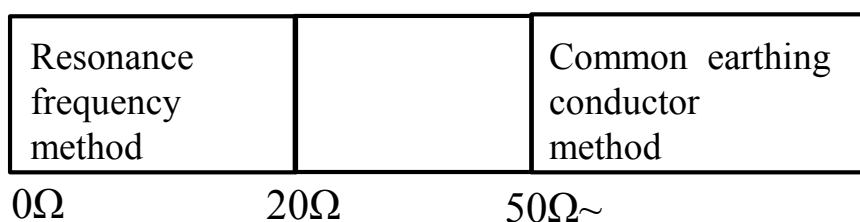


図 6-11 地絡抵抗値による地絡点推定手法の適用方式  
Fig. 6-11. Application method to ground fault resistance.



## 第7章. 結論

### 7.1. 本研究の総括

配電線に地絡が発生すると送電が停止され、送電を再開するためには地絡点の特定とその除去が必要となる。配電線に地絡が発生した際、時限式事故捜査器により地絡点は特定区間に絞られるが、地絡点の特定には電柱上での作業が伴い時間を要する状況となっている。

この課題を解決するために、著者が提案する配電線における幅広い地絡抵抗値の範囲に適用できる地絡点に至る分岐点の推定手法を適用することで、図 7-1 に示す地絡点に至る分岐点を特定する過程を省略できる。著者の経験によると地絡点推定に要する時間を15分程度短縮できると期待される。

本論文での研究内容のまとめを以下に示す。地絡点を特定するために様々な方式が検討されており、日本国内においては配電線に設置され始めたセンサ開閉器から取得した電圧・電流波形を用いて地絡点推定を行う研究が行われている。センサ開閉器を活用して地絡点を推定する手法として、地絡サージ電流到達時間差方式や共振周波数方式などが提案されているが、コストや精度の観点から全面的な実用に至っていない。著者は、地絡点推定手法の中で設置コストの観点から共振周波数方式に注目し、共振周波数方式を実現場で適用するための基礎検討を本論文にて行った。また、共振周波数方式は地絡抵抗値が $20\Omega$ 以下の範囲での適用となるため、高抵抗での地絡点探査手法として共同接地線方式を提案し、広範囲にわたる地絡抵抗値において地絡点推定が可能であるかの検討を行った。

第1章にて、配電線で発生する事故の代表例として地絡と短絡の概要と発生状

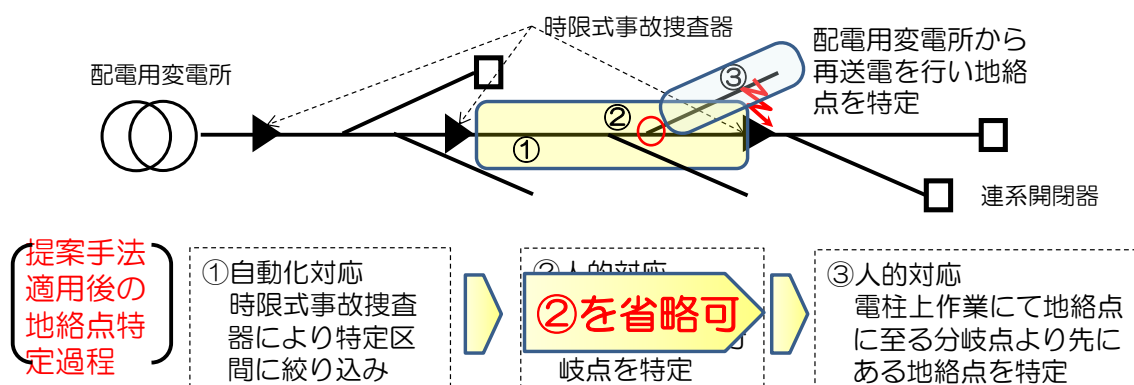


図 7-1 地絡点推定手順

Fig. 7-1 Estimation procedure of ground fault location.

況を記載した。実現場で得られた事例から配電線事故点の特定に現場到着後30～45分要している現状を示し、更なる時間短縮の必要性を提起した。また、これまでに検討されてきた地絡点探査手法を取りまとめ、コストの観点から共振周波数方式を選定したことを記載した。

第2章にて、電力の供給方法、配電系統の接地方式と配電線における電線や機器の装柱状態を示した。また、11.4kVと22kVの実規模配電線路における開閉サージや地絡サージの過渡性過電圧の測定と、開閉サージや地絡サージの中性点接地抵抗値や線路長を変数とした電力系統の過渡現象の解析に一般的にAlternative Transients Program（以下、ATP）シミュレーションが用いられていることを示し、実験から得られた地絡波形とATPシミュレーションから得られた地絡波形の類似性から地絡点推定の検討にATPシミュレーションが適用可能であることを示した。

地絡点推定を行うにあたり基本検討として、配電線に地絡が発生した時の地絡電流の経路を明確にするためにATPシミュレーションを実施した。地絡点の帰路となる共同接地線が施設されている場合、配電線の地絡電流は高圧線地絡相から地絡点を介し、共同接地線の流れ共同接地線と接続されている電柱の接地極に分流することを示した。

第3章にて共振周波数方式を配電線の地絡点推定に用いるために解決しなければならない3つの課題と解決策を示した。

1つ目の課題は、配電線に地絡が発生した際、地絡電流は共同接地線を介して電柱の接地極に分流するため地絡電流の経路が複雑となり、共振周波数方式で得られるインダクタンスの算出根拠を明確にする必要がある。ATPシミュレーションで検討した結果、高圧線地絡相と共同接地線の相互インダクタンスを考慮した高圧線地絡相と共同接地線の作用インダクタンスの和が共振周波数方式から求められるインダクタンスとなり、その値は高圧線自己インダクタンスの約0.8倍となることを示した。また、高圧配電線の健全相が地絡相のインダクタンスに与える影響は5%程度であることを示した。

2つ目の課題は、配電線には複数の分岐点が存在し、共振周波数方式から得られるインダクタンスは分岐点の数に応じて配電線立ち上がりから地絡点までの直線距離を推定することとなり、地絡点を特定できないことにある。

3つ目の課題は、地絡点がインダクタンスや静電容量の様相を含む場合、共振周波数方式から得られるインダクタンスが地絡点の様相の影響を受け、地絡点距離を正確に特定できないことにある。

2つ目と3つ目の課題に対して、配電線の立ち上がりと末端にセンサ開閉器を設置し、それぞれから求めたインダクタンスを著者が提案する推定式に代入することで、地絡点の様相に依存しないでセンサ開閉器を幹線とする地絡点に至

る分岐点を推定できる手法を提案することにより解決した。

著者が提案した手法をATPシミュレーションで評価した結果、バンク静電容量0.5 $\mu$ F/相、地絡抵抗値と直列につながる地絡点のインダクタンスが0~2.0mHの条件のもと、地絡点のインダクタンスが1 mHで地絡抵抗値が20 $\Omega$ の場合には推定誤差10%程度で分岐点を特定できることを示した。また、同様の条件で地絡抵抗30 $\Omega$ の場合には推定誤差約20%、地絡抵抗値40 $\Omega$ の場合には推定誤差約50%となることがわかった。地絡抵抗値が大きくなると地絡点に至る分岐点の推定精度が低下する要因については、地絡抵抗値が大きくなると地絡サージ電流が指数関数の減衰の影響を受け、過渡領域の極大値が表れなくなり、配電線の立ち上がりに設置するセンサ開閉器から地絡点に流れる地絡サージ電流のFFTから求める共振周波数が低周波側にシフトし共振周波数の算出精度が低下するためであることを確認した。

第4章にて、地絡点推定手法の評価を簡易に行うために、抵抗素子、インダクタンス素子、コンデンサ素子を用いて配電線模擬装置を開発した。

模擬装置に接続する静電容量を変化させ地絡時の電圧・電流波形を観測し、地絡電圧・電流の波形の類似性を文献と比較することにより、開発した模擬装置の妥当性を評価した。その結果、理論や文献における傾向と概ね同等の結果を示していることを確認し、実配電システムを模擬できている模擬装置を開発できたことを確認した。

地絡点標定手法の評価として、地絡相の電圧特性から地絡点位置を標定するインピーダンス方式について検討を行い、理論における傾向と概ね一致することを確認した。共振周波数方式においては、地絡点にインダクタンスがない場合、配電線立ち上がりと末端に設置したセンサ開閉器設置個所から地絡点までのインダクタンスの設定値と、実験により求めた地絡サージ電流の共振周波数と静電容量から算出したインダクタンスに乖離が生じる結果となった。この原因が模擬装置に用いたシールド付のインダクタンスにあると推定し、この乖離を補正するための補正式を用いることで、地絡点距離に対する推定精度が0.05km未満となった。このことから模擬装置を用いて地絡点推定手法の評価を行うことの妥当性を示した。

模擬装置を用いて地絡点にインダクタンスがある場合、配電線の立ち上がりと末端からの地絡サージ電流の共振周波数と静電容量からインダクタンスを求め、著者が提案する地絡点のインダクタンスの大きさに依存せずに地絡点を推定できる推定式を用いて、地絡点に至る分岐点を誤差0.12km程度で推定できた。模擬装置を用いて地絡点推定の評価を行うことと、著者が提案する地絡点における分岐点の推定手法の妥当性を示した。

第5章にて、地絡抵抗値が高抵抗の場合における、共同接地線を用いた地絡点

推定手法の提案とシミュレーションによる検証を行った。共同接地線方式は、地絡抵抗値が高抵抗の時、隣接する2つの配電線の共同接地線の立ち上がりを設置した電流測定器に流れる地絡電流のゼロクロス点の時間差から地絡点を推定する手法である。地絡抵抗値を $1\text{k}\Omega$ 、 $2\text{k}\Omega$ 、 $3\text{k}\Omega$ の条件で電圧ギャップと地絡点距離をパラメータとして、ATPシミュレーションを実施した。ゼロクロス点の時間差は地絡抵抗値の大きさには依存せずに、地絡配電線の立ち上がりから地絡点までの距離が長くなるとともに直線的に減少する傾向にあり、この傾向を利用して地絡点の推定が可能であることを示した。また、ゼロクロス点の時間差は地絡点の電圧ギャップの大きさに依存することも示した。2つの配電線の共同接地線の立ち上がりの接地極に流れる地絡電流のゼロクロス点の時間差は、地絡点からそれぞれの電流測定器までの合成リアクタンスの差により生じることがATPシミュレーション結果と理論計算の比較から示した。

本方式を実配電線に適用する場合、隣接する2つの配電線の共同接地線の末端のみを接続する系統構成とする必要がある。地絡点が多岐点より負荷側にある場合は分岐線上の地絡点の特定はできず、地絡配電線と隣接する配電線との連系開閉器を幹線とする、地絡点に至る分岐点の推定となる。また、本方式は2つの隣接する配電線の共同接地線の立ち上がりに時間同期可能な電流測定器を設置すれば測定系を構築でき、簡易な方式となる。

第6章にて、共同接地線方式の地絡抵抗値に対する適用下限値をシミュレーションにより検証した。地絡点距離とゼロクロス点の時間差の間に負の相関関係が成り立つことが共同接地線方式を適用できる条件とし、この結果から共同接地線方式は地絡抵抗値が $50\Omega$ 以上で適用可能なことが分かった。地絡抵抗値に対し、共振周波数方式（地絡抵抗値 $20\Omega$ 以下）と共同接地線方式（地絡抵抗値 $50\Omega$ 以上）の適用区分を示すことが出来た。

## 7.2. 今後の研究課題

今後の課題として、実設備に近い条件で著者が提案している地絡点に至る分岐点を推定する手法の検証を行う必要がある。同一太さの高圧配電線と共同接地線での検証を行っているが、異なる太さや線種（主にケーブル）の電線が接続された場合において著者が提案した2つのセンサ開閉器を幹線とする分岐点を推定する手法の検証が必要となる。また、高圧で電力供給を受ける需要家において、使用機器により力率を低下させる場合があり、これを回避するために力率改善用コンデンサが設置されており、この力率改善用コンデンサが共振周波数方式から得られるインダクタンスに与える影響評価を行う必要がある。

## 参考文献

- (1) 電気協同研究会：「電気協同研究第 72 巻第 3 号」, p.7(2016)
- (2) 電気協同研究会：「電気協同研究第 72 巻第 3 号」, p.63(2016)
- (3) Y. Hayashi, H. Takano, J. Matsuki, Y. KNishikawa: “Multi-objective Optimization Method for Distribution System Configuration using Pareto Optimal Solution”, *IEEEJ Trans. PE*, Vol.128, No.1, pp.1209-1216 (2008) (in Japanese)  
林泰弘・高野浩貴・松木純也・西川裕士：「パレート最適解を用いた配電ネットワーク構成の多目的最適化手法」, 電学論 B, Vol.128, No.10, pp.1209-1216 (2008)
- (4) 電気協同研究会：「電気協同研究第 72 巻第 3 号」, p.34(2016)
- (5) 電気協同研究会：「電気協同研究第 72 巻第 3 号」, p.113(2016)
- (6) 小田切 司朗：「配電自動化の変遷」, 電気学会誌, Vol.129, No.9, pp.620-623 (2009)
- (7) 電気協同研究会：「配電自動化方式第 36 巻第 5 号」, pp.67-69, (1980)
- (8) 川本浩彦：「6kV 高圧受電設備の保護協調 Q&A」, p.41(2010)
- (9) 電気協同研究会：「電気協同研究第 72 巻第 3 号」, pp.118-119(2016)
- (10) 電気協同研究会：「電気協同研究第 72 巻第 3 号」, pp.119-120(2016)
- (11) 電気協同研究会：「電気協同研究第 72 巻第 3 号」, p.122(2016)
- (12) 電気設備の技術基準の解釈の解説：「電気設備の技術基準の解釈の解説」
  - ・地絡：第 17 条【接地工事の種類及び施設方法】 ,p.32 (2016)
  - ・短絡：第 34 条【高圧又は特別高圧の電路に施設する過電流遮断器の性能等】 ,p.53 (2016)
- (13) 電気協同研究会：「電気協同研究第 72 巻第 3 号」, p.117(2016)
- (14) 雪平謙二：「配電線の間欠孤光地絡時における電流波形形状の解明と事故点探査への適用」, 電力中央研究所報告：185016 (1985)
- (15) S. K. Yellagoud, P. R. Talluri, and G. N. Sreenivas:”Automated Faults Location on Power Distribution Lines using Artificial Neural Networks”,

- (16) M. Watanabe, K. Kotanshi, O. Nakamura, H. Kurioka, S. Fukui and K. Tsuji: “A New Method for Discrimination of Ground Faults Causes in Distribution Lines”, *IEEJ Trans. PE*, Vol.115, No.1, pp.18-23 (1995) (in Japanese)  
渡邊誠・小丹枝和二・中村脩・栗岡英明・福井助憲・辻克典：「配電線地絡時の波形と原因判別法」，電学論 B, Vol.115-B, No.1 pp.18-23 (1995)
- (17) T. Kikuchi, M. Yoshimi, T. Hikosaka and T. Matsumoto: “Analysis of 1LG Fault Surge on Simulated Overhead Distribution Line”, *IEEJ Trans. PE*, Vol.116, No.4, pp.496-501 (1996) (in Japanese)  
菊池辰夫・吉見正志・彦坂知行・松本俊郎：「模擬架空配電線における一線地絡事故サージの解析」，電学論 B, Vol.116, No.4, pp.496-501 (1996)
- (18) T. Horita, M. Sumiyoshi, T. Wakai, N. Ikeda and I. Kitamura: “A New Classification Method of Ground Faults in Distribution Line with Phase Plane Trajectory of Their Waveforms”, *IEEJ Trans. PE*, Vol.117-B, No.2 pp.196-202 (1997) (in Japanese)  
堀田剛・住吉正弘・若井武生・池田長康・北村岩雄：「位相面軌跡による配電線地絡事故波形分類法」，電学論 B, Vol.117, No.2, pp.196-202 (1997)
- (19) 電気協同研究会：「電気協同研究第 72 巻第 3 号」，pp.138-147(2016)
- (20) 電気協同研究会：「電気協同研究第 72 巻第 3 号」，p.147(2016)
- (21) 東京電力パワーグリッドのホームページより引用：  
<http://www.tepco.co.jp/pg/electricity-supply/operation/flow.html>
- (22) 川本浩彦：「6kV 高圧受電設備の保護協調 Q&A」，p45(2010)
- (23) 電力中央研究所：「EMTP の基礎と応用研修コース」，p.1(2002)
- (24) K. Oka, T. Takinami, T. Hirai, M. Ichihara, H. Takei: “A Calculation of Transient Overvoltage for Rationalization of Insulation Design of 11.4kV Distribution System”, *IEEJ Trans. PE*, Vol. 122, No. 5, pp.659-666, 2002 (in Japanese)  
岡圭介・滝波力・平井崇夫・市原正文・武井秀夫：「11.4kV 系統の絶縁合理化に向けた過渡性過電圧解析」，電学論 B, Vol.122, No.5,

pp.659-666(2002)

- (25) K. Oka, T. Hirai, K. Murata, E. Hashimoto, Y. Ariga: “A Calculation of Transient Overvoltage for Rationalization of Insulation Design of 22kV Cable System”, *IEEJ Trans. PE*, Vol. 122-B, No. 6, pp.732-738(2002) (in Japanese)  
岡圭介・平井崇夫・村田孝一・橋本栄二・有賀保夫：「22kV 全ケーブル系統の絶縁設計合理化に向けた過渡過電圧解析」, 電学論 B, Vol.122-B, No.6, pp.732-738 (2002)
- (26) 川本浩彦：「6kV 高压受電設備の保護協調 Q&A」, p.44(2010)
- (27) Y. Kodama, R. Yamamoto, Y. Nishida, T. Sano:” Estimating Branch Point to Ground Faults Location Using Common Earthing Conductor”, *IEEJ Trans. PE*, Vol.138, No.9, pp.1-9(2018) (in Japanese)  
児玉安広・山本良太・西田悠介・佐野常世：「共同接地線を用いた地絡点に至る分岐点推定手法」, 電学論 B, Vol.138, No.9, pp.772-780 (2018)
- (28) Y. Kodama, M. Watanabe, T. Sano:” Study for estimating method of branch point up to ground faults location using switch with built-in sensor in distribution line”, *IEEJ Trans. PE*, Vol.135, No.5, pp.322-328 (2015) (in Japanese)  
児玉安広・渡辺雅人・佐野常世：「配電線でのセンサ開閉器を用いた地絡点に至る分岐点推定の検討」, 電学論 B, Vol.135, No.5, pp.322-328 (2015)
- (29) 新田目倅造：「電力系統技術計算の応用」, p.204(1997)
- (30) 電気学会：「電気回路論」, p.302(1997)
- (31) 電気学会：「電気磁気学」, p.260(1997)
- (32) 電気学会：「電気磁気学」, p.266(1997)
- (33) 電気学会：「送配電工学」, p.100(1997)
- (34) Y. Kodma, M. Watanabe, N. Maeda, J. Sato and T. Matsui: “Development Simulator of Reproduce Ground Faults Phenomenon in Distribution Line”, *IEEJ Trans. PE*, Vol.135, No.4, pp.251-258 (2015) (in Japanese)  
児玉安広・渡辺雅人・前田直人・佐藤純一・松井照久：「配電線地絡

現象を再現するための模擬装置の開発」, 電学論 B, Vol.135, No.4 pp.251-258(2015)

- (35) エリック・ボガディン:「高速デジタル信号の伝送技術 シグナルインテグリティ入門」, p.242(2002)
- (36) 電気学会:「送配電工学」, p.242(1997)
- (37) 新田目倅造:「電力系統技術計算の応用」, p.198(1997)
- (38) Y. Kodma, M. Watanabe, N. Maeda,: “Validity verification for Estimating Ground Fault Locations by Simulator of Reproduce Ground Fault”, *IEEEJ Trans. PE*, Vol.137, No.2, pp.102-109 (2017) (in Japanese)  
児玉安広・渡辺雅人・前田直人:「地絡点推定手法を地絡模擬装置で検証することの妥当性評価」, 電学論 B, Vol.137, No.2. pp.102-109 (2017)
- (39) サガミエレク株式会社:「コイルを使う人のための話」, 第8回 渦電流と磁気シールド
- (40) 電気学会:「電気回路論」, p.36(1997)
- (41) 電気学会:「電気回路論」, p.38(1997)
- (42) 電気学会:「電気回路論」, pp.298-301(1997)



## 付録 1

配電線に地絡が発生した時の等価回路は付図 1-1 になることから、地絡点距離に対応した共振周波数を交流電流源として設置し、共同接地線の合成インダクタンスを算出する。

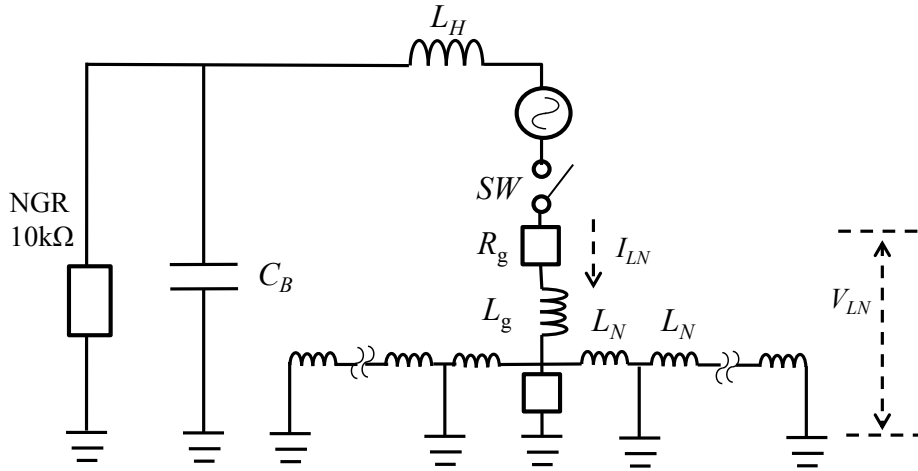
一例として、高压配電線 240 mm<sup>2</sup> と共同接地線 32 mm<sup>2</sup>、地絡抵抗値 1 Ω、ITSW から 1 km の箇所に地絡を発生させたときと同じ周波数成分の電流源を用いて、地絡点の対地電圧  $V_{LN}$ 、地絡点に流れる電流値  $I_{LN}$ 、対地電圧と地絡点に流れる電流の積の平均値  $P_{aLN}$  を付図 1-2 に示す。 $I_{LN}$  は  $V_{LN}$  に対して位相が遅れており、インダクタンス成分が関係していることがわかる。共同接地線の合成インダクタンスの算出方法は以下となる。

はじめに、(付 1-1) 式より、 $I_{LN}$  と  $V_{LN}$  との積から電力の平均値  $P_{aLN}$  を求める。 $P_{aLN}$  は  $I_{LN}$  と  $V_{LN}$  の最大値  $I_{LN-max}$  と  $V_{LN-max}$  の積に力率  $\cos\theta_{go}$  を掛けた値を 2 で除した値と等しくなる。ATP シミュレーション結果から  $I_{LN-max}$  と  $V_{LN-max}$  を求め、(付 1-1) 式から  $\cos\theta_{go}$  を求める。(付 1-2) 式からインピーダンス  $Z_L$  を求め、 $Z_L$  を (付 1-3) 式に代入して合成インダクタンス  $L_C$  を求める。

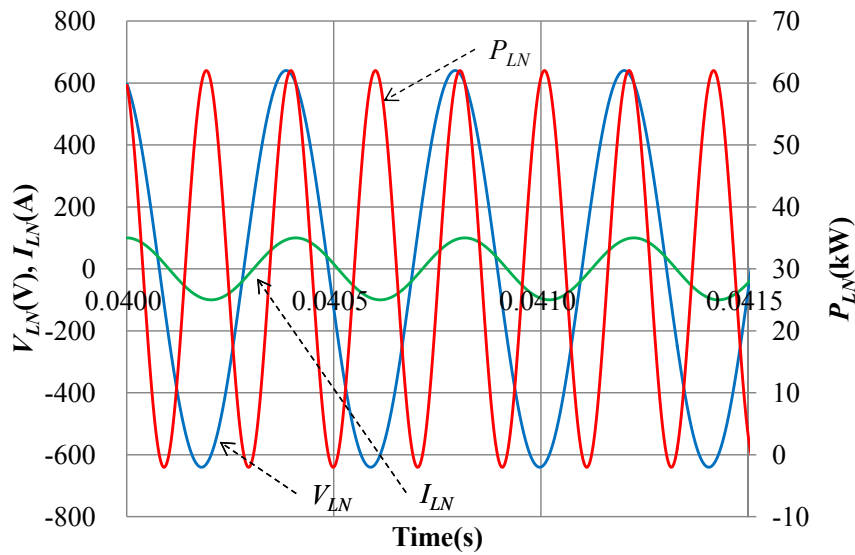
$$P_{aLN} = \int_0^T \frac{V_{LN} \times I_{LN}}{T} dt = V_{LN-max} I_{LN-max} \times \cos\theta_{go} / 2 \dots\dots\dots (付 1-1)$$

$$Z_L = V_{LN-max} / I_{LN-max} \dots\dots\dots (付 1-2)$$

$$L_C = Z_L \times \sin\theta_{go} / \omega = Z_L \times \sqrt{1 - \cos\theta_{go}^2} / \omega \dots\dots\dots (付 1-3)$$



付図 1-1  $L_C$ を概算するための配電線モデル  
 app. Fig. 1-1. Distribution model for estimated  $L_C$ .

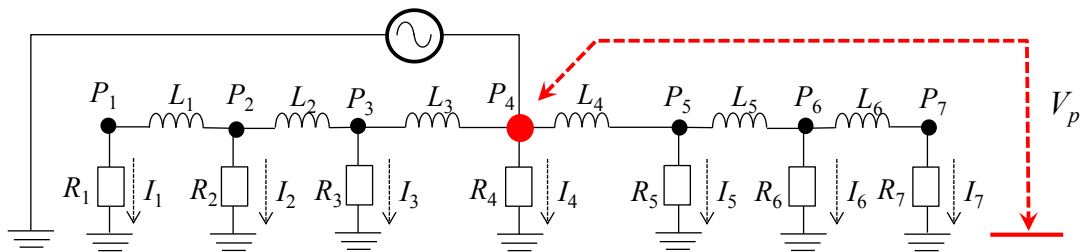


付図 1-2 共同接地線  $32 \text{ mm}^2$ ,  $D_g=1 \text{ km}$  と  $R_g=1 \Omega$  と同条件における  $P_{LN}$ ,  $V_{LN}$  と  $I_{LN}$  のシミュレーション結果  
 app. Fig. 1-2.  $P_{LN}$ ,  $V_{LN}$  and  $I_{LN}$  at same condition of  $32 \text{ mm}^2$ ,  $D_g=1 \text{ km}$  and  $R_g=1 \Omega$ .

## 付録 2

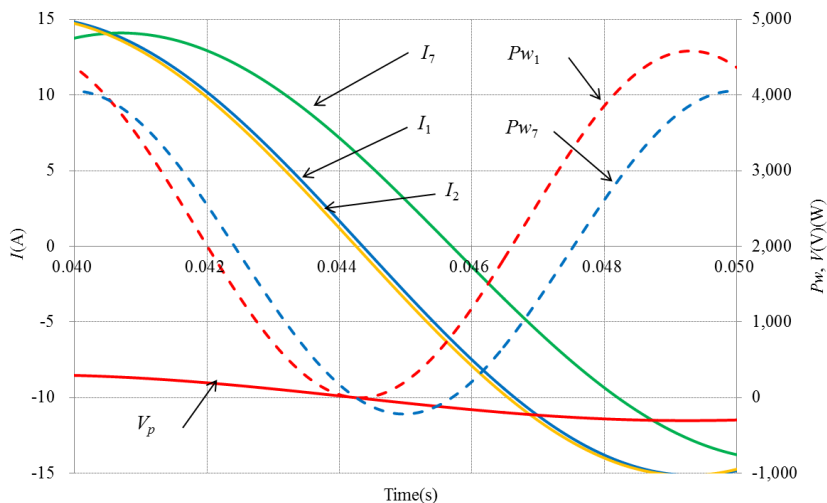
はしご型回路における地絡点から地絡配電線の立ち上がりの接地極までの合成インダクタンス  $L_C$  と立ち上がりの接地抵抗  $R$  の算出方法の妥当性を検証する。

付図 2-1 に示すインダクタンス  $L$  と  $R$  で構成されるはしご型回路に交流電源を印加した際、 $P_1$  から  $P_7$  の各地点における  $R$  と交流電源から各地点までの  $L_C$  を直接計算から求めることは困難である。このため、ATP シミュレーションを用いて、 $P_1$  から  $P_7$  までの各地点における  $R$  に流れる電流と交流電源の対地に対する電圧上昇  $V_p$  から  $R$  と  $L_C$  を算出する方法を示す。



付図 2-1 地絡発生時の共同接地線の等価回路

App.Fig. 2-1. Equivalent circuit at the time of ground fault occurrence.



付図 2-2 ACS P<sub>2</sub>における  $V_p$ ,  $I$  と  $P_w$

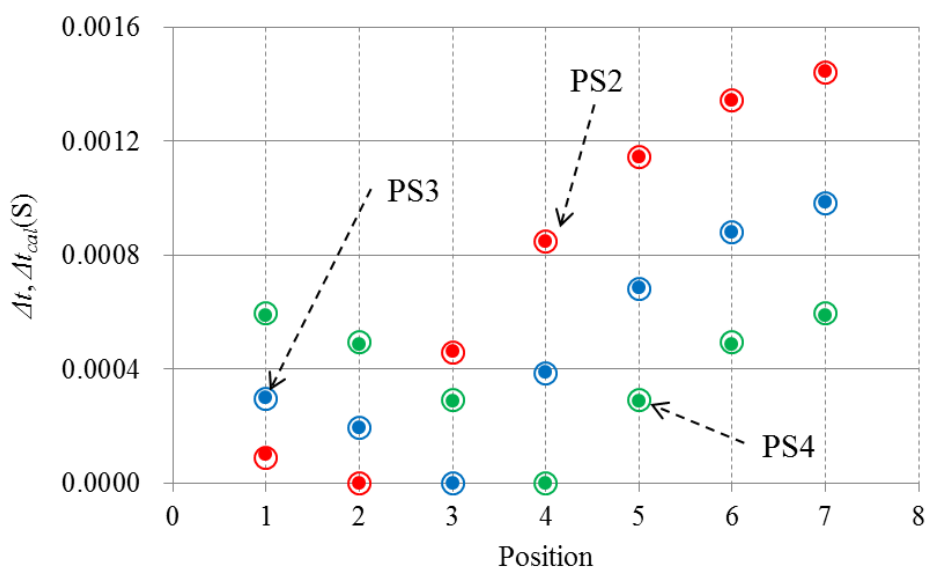
AppFig. 2-2.  $V$ ,  $I$ , and  $P_w$  at ACS P<sub>2</sub>.

第5章の(5-8)式と(5-9)式を用いて、 $P_1$  から  $P_7$  のおける各地点の  $R$  と  $L_C$  を求め、(5-5)式と(5-6)式に代入し、交流電流源の位相を基準として  $P_1$  から  $P_7$  におけるゼロクロス点の時間差  $\Delta t_{cal1}$  から  $\Delta t_{cal7}$  を算出する。ATP シミュレーションから得られる交流電流源の位相を基準とし、各地点のゼロクロス点から時間差  $\Delta t_1$  から  $\Delta t_7$  を求め、 $\Delta t_{cal1}$  から  $\Delta t_{cal7}$  の値と比較する。 $\Delta t_1$  から  $\Delta t_7$  と、 $\Delta t_{cal1}$  から  $\Delta t_{cal7}$  を比較した結果をもとに、(5-5)式と(5-7)式から求めるゼロクロス点の算出方法の妥当性を評価する。

ATP シミュレーションモデルは付図 2-1 に示す交流電流源を設置し  $R$  と  $L$  のは

付表 2-1 ACS  $P_2$  における  $P_w, I_{max}$  と  $V_{2max}$  から求めた  $R$  と  $L_C$  の計算結果  
App.Table 1 Calculated results  $R$  and  $L$  from  $P_w, I_{max}$  and  $V_{2max}$  at ACS  $P_2$ .

ACS	$P_1$	$P_2$	$P_3$	$P_4$	$P_5$	$P_6$	$P_7$
$P$ (W)	4581	4586	4369	4172	4011	3897	3839
$V_{pmax}$ (A)	303	303	303	303	303	303	303
$I_{max}$ (A)	15	15	15	14	14	14	14
$\cos\theta$	1.00	1.00	0.99	0.96	0.94	0.91	0.90
$\sin\theta$	0.03	0.00	0.14	0.26	0.35	0.41	0.44
$Z$ ( $\Omega$ )	20.01	20.00	20.77	21.21	21.41	21.47	21.48
$R$ ( $\Omega$ )	20.00	20.00	20.56	20.46	20.04	19.59	19.31
$X_C$ ( $\Omega$ )	0.561	0.000	2.984	5.571	7.521	8.788	9.403
$L_C$ ( $\Omega$ )	0.002	0.000	0.009	0.018	0.024	0.028	0.030



付図 2-3 ACS  $P_2, P_3$  and  $P_4$  における  $\Delta t_1 \sim \Delta t_7$  と  $\Delta t_{cal1} \sim \Delta t_{cal7}$  の算出結果  
App.Fig.2- 3 Calculation results of  $\Delta t_1 \sim \Delta t_7$  and  $\Delta t_{cal1} \sim \Delta t_{cal7}$  at ACS  $P_2, P_3$  and  $P_4$ .

しご型回路とし、 $P_1$  から  $P_7$  の地点に  $R_1$  から  $R_7$  を電柱の接地極を模擬し大地に接地するように配置し、 $L$  は各地点間に  $L_1$  から  $L_6$  と配置する。ここで ATP シミュレーションを簡易にするために、交流電流源は波高値 100 A、 $R$  は 20  $\Omega$ 、 $L$  は 2 mH と集中定数として設定する。ATP シミュレーション時間は 0 から 0.1s の範囲で、 $1 \times 10^{-5}$ s 毎に計算を行った。

一例として、交流電流源の位置 (ACS) を  $P_2$  に設置した時の  $P_1$ 、 $P_2$ 、 $P_7$  に流れる電流  $I_1$ 、 $I_2$ 、 $I_7$ 、 $P_2$  の対地に対する電圧  $V_p$ 、 $P_1$  から  $P_7$  の電力  $P_{w1}$ 、 $P_{w7}$  を App.Fig. 2-2 に示す。 $P_1$  における  $R_1$  と  $L_1$  を算出する。 $P_{w1}$  の平均値は(5-8)式に示すように  $I_1$  と  $V_2$  の積分の時間平均 (0 から 0.1 s) から求め、 $I_1$  の最大値  $I_{1max}$  と  $V_2$  の最大値  $V_{2pmax}$  は 0 から 0.1 秒の間で求めた。ACS が  $P_2$  における  $P_w$ 、 $V_{pmax}$ 、 $I_{max}$  から力率  $\cos\theta$  を求め、 $\cos\theta$  から  $\sin\theta$  を求める。さらに、(5-9)式からインダクタンス  $Z$  を求め、 $Z$  と  $\cos\theta$  の積から  $R$ 、 $Z$  と  $\sin\theta$  の積から求めた  $L_C$  を付表 2-1 に示す。

同様に交流電流源を  $P_3$  と  $P_4$  に設置した時にも  $P_w$ 、 $V_{max}$ 、 $I_{max}$ 、力率  $\cos\theta$ 、力率から求めた  $\sin\theta$ 、インダクタンス  $Z$ 、 $R$ 、 $L_C$  をそれぞれ求めた。交流電流源を  $P_2$ 、 $P_3$ 、 $P_4$  とした時に(5-7)式から求めた  $\Delta t_{cal1}$  から  $\Delta t_{cal7}$  と、ATP シミュレーションにより求めた  $\Delta t_1$  から  $\Delta t_7$  を付図 2-3 に示す。ここで、付図 2-3 の丸の塗りつぶしは  $\Delta t_1$  から  $\Delta t_7$ 、塗りつぶしのない丸は  $\Delta t_{cal1}$  から  $\Delta t_{cal7}$  を表している。

付図 3 から、 $\Delta t_{cal1}$  から  $\Delta t_{cal7}$  と  $\Delta t_1$  から  $\Delta t_7$  とは概ね一致することから、各地点の  $R$  と交流電流源から各地点までの  $L_C$  を起因として発生するゼロクロス点の時間差を(5-7)式を用いて求めることの妥当性は確認された。

## 謝辞

本研究は、著者が東京電力株式会社 技術開発研究所で行った研究を論文博士として横浜国立大学 大山力先生のご指導を頂きまとめたものです。大山力先生に終始ご親切なご教示とご鞭撻を賜り、厚く感謝いたします。

本研究の全過程を通し、東京電力ホールディング株式会社 経営技術研究所 技術開発部 需要家エリアの佐野常世エリアリーダーから終始ご支援と温かい励ましをいただきました。本研究の共同研究者として、渡辺雅人研究員、山本良太研究員、西田悠介研究員には多大なご協力を賜りました。

実験設備の構築とシミュレーションの実施にあたり、株式会社東芝 電力システム社の佐藤純一博士、松井照久博士、野呂康宏博士（現工学院大学教授）をはじめ多くの関係者のご協力をいただきました。深く感謝いたします。

著者が、本研究のテーマである配電線の地絡点推定に関する研究を始めた際、研究成果を論文にまとめるように佐野常世エリアリーダーから助言頂きました。著者が CIGRE SC C6 の国内幹事を務めるところになった際に委員長を務められていた横浜国立大学 大山力先生からも様々なご助言をいただきました。これらのことが、著者の博士論文の執筆へとつながりました。研究員の立場を離れての博士論文執筆となり、続けるべきかを悩んだこともありました。やり遂げることができたのは、関係者皆様の支えと励ましがあったからと感謝しています。

最後に、献身的に支えてくれた妻 孝子に心から感謝いたします。

## 研究業績一覧

項 目	西曆 年	月	論文・著述・その他
口頭発表	1995		「 $\text{La}_{2-x}\text{Sr}_x\text{CuO}_4$ 単結晶におけるピーク効果と磁束のびん止めエネルギー」, 児玉 安広・岡 邦彦・山口 祐二・西原 美一・梶村 皓二 1995 年秋 日本物理学会 (大阪市立大学)
ポスター 発表 + 論 文	1995	10	「Magnetic Relaxation and Second peak of $\text{La}_{2-x}\text{Sr}_x\text{CuO}_4$ 」, Y.Kodama・K. Oka・Y. Yamaguchi・Y. Nishihara・K. Kajimura The 8th International Symposium on Superconductivity, October30-November 2, 1995
口頭発表	1996	04	「 $\text{La}_{2-x}\text{Sr}_x\text{CuO}_4$ のアンダードープ領域 ( $x < 0.15$ ) での磁気緩和」, 児玉 安広・岡 邦彦・山口 祐二・西原 美一・梶村 皓二 1996 年春 日本物理学会 (金沢大学)
口頭発表	1996	10	「高温超電導体 $\text{LaBa}_2\text{Cu}_3\text{O}_7$ 単結晶のセカンドピークと磁化緩和」, 児玉 安広・岡 邦彦・山口 祐二・西原 美一・梶村 皓二 1996 年秋 日本物理学会 (山口大学)
修士論文	1996	03	「高温超電導体 $\text{La}_{2-x}\text{Sr}_x\text{CuO}_4$ 単結晶の超伝導状態における磁化特性の研究」 筑波大学修士論文
ポスター 発表 + 論 文	1996	10	「Relation Between Second Peak and Magnetic Relaxation in $\text{LaBa}_2\text{Cu}_3\text{O}_7$ Single Crystal」, Y.Kodama・K. Oka・Y. Yamaguchi・Y. Nishihara・K. Kajimura The 9th International Symposium on Superconductivity, October21-24, 1996
ポスター 発表	1997	03	「Collective Creep near the Second Peak of Magnetization Curve in $\text{LaBa}_2\text{Cu}_3\text{O}_7$ and $\text{La}_{2-x}\text{Sr}_x\text{CuO}_4$ Single Crystals」, Y.Kodama・K. Oka・Y. Yamaguchi・Y. Nishihara・K. Kajimura M <sup>2</sup> S-HTSC-V, Feb. 28- Mar. 4, 1997, Beijing, China

論文	1997	09	「Relation between the second peak in magnetization curves and magnetic relaxation of $\text{La}_{2-x}\text{Sr}_x\text{CuO}_4$ Single Crystals」, Y. Kodama · K. Oka · Y. Yamaguchi · Y. Nishihara · K. Kajimura Phys. Rev. B 56, 6265 (1997)
----	------	----	---



項目	西暦年	月	論文・著述・その他
口頭発表	2014	03	「配電線地絡点探査手法に関する基礎検討」, 児玉安広, 高橋昌宏・渡辺雅人 平成 26 年電気学会全国大会 7-090
口頭発表 国際会議	2014	08	「Demonstaration results related to output limiting of PV by various communication methods」 2013 年 CIGRE パリ大会での SCC6 コントリビューションで発表
口頭発表	2014	09	「直流パルス印加による地上からのチラクテンタンサ方法に関する検 討」, 児玉安広・渡辺雅人・佐野常世 平成 26 年電気学会電力・エネルギー部門大会 247
口頭発表	2015	03	「地絡点のリアクタンスに依存しない地絡点推定手法」, 児玉安広・渡辺雅人・佐野常世 平成 27 年電気学会全国大会 6-267
論文	2015	04	「配電線地絡現象を再現するための模擬装置の開発」, 児玉安広・渡辺雅人・前田直人・佐藤純一・松井照久 電学論 B, Vol.135, No.4. pp.251-258 (2015)
論文	2015	05	「配電線でのセンサ開閉器を用いた地絡点に至る分岐点推定の検討」, 児玉安広・渡辺雅人・佐野常世 電学論 B, Vol.135, No.5, pp.322-328 (2015)
口頭発表	2015	08	「地絡点推定における共振周波数解析の地絡抵抗値に関する適用限界」, 児玉安広・渡辺雅人・佐野常世・松井照久・野呂康宏 平成 27 年電気学会電力・エネルギー部門大会 204
論文	2017	02	「地絡点推定手法を地絡模擬装置で検証することの妥当性評価」, 児玉安広・渡辺雅人・前田直人 電学論 B, Vol.137, No.2. pp.102-109 (2017)

口頭発表	2018	03	「配電線における共同接地線を用いた地絡点推定」, 児玉安広・山本良太・西田悠介 平成 30 年電気学会全国大会 6-202
論文	2018	09	「共同接地線に流れる地絡電流を用いた地絡点における分岐点推定」, 児玉安広・山本良太・西田悠介・佐野常世 電学論 B, Vol.138, No.9. pp.772-780 (2018)
口頭発表	2018	09	「配電線の地絡抵抗値に対して適用できる地絡点推定手法」, 児玉安広・西田悠介 平成 30 年電気学会電力・エネルギー部門大会 142

項目	西暦 年	月	論文・著述・その他
特許	2015	01	「【特許出願】共振周波数解析に基づく事故点標定方法」, 児玉安広・高橋昌宏・渡辺雅人, 出願番号 2015-165225
特許	2016	05	「【特許出願】共同接地線を用いた地絡点距離の推定手法」, 児玉安広・植田直樹, 出願番号 2016-109190