

電力系統の絶縁合理化に関する研究

財満英一



①

電力系統の絶縁合理化に関する研究

財満英一

目 次

第1章 まえがき	1
1-1. はじめに	1
1-2. 絶縁合理化の概要	1
1-3. 絶縁合理化の研究の現状と本論文の概要	3
1-4. 本論文の構成	6
第2章 電力系統に発生するサージ	9
2-1. はじめに	9
2-2. 雷サージ解析のための送電鉄塔モデル	9
2-2-1. はじめに	9
2-2-2. UHV鉄塔におけるサージ応答特性測定	14
2-2-3. 縮小モデルによる測定線誘導電圧の測定	20
2-2-4. 鉄塔モデルの検討	22
2-2-5. 考察	28
2-2-6. まとめ	31
2-3. 分路リアクトル開閉時の再発弧サージ	32
2-3-1. はじめに	32
2-3-2. 再発弧および高周波消弧時の多重再発弧サージの発生	33
2-3-3. 再発弧および高周波消弧時の多重再発弧サージの フィールド測定	35
2-3-4. 高周波消弧特性の工場試験	40
2-3-5. 再発弧および高周波消弧サージ時の多重再発弧の 電圧波形に関する検討	45
2-3-6. 高周波消弧の模擬におけるアークモデルの検討	50
2-3-7. まとめ	57
第3章 送電線用避雷器	63
3-1. はじめに	63
3-2. 避雷器の動作原理	63
3-3. 懸垂型避雷器のコンセプト・仕様	64
3-3-1. コンセプト	64
3-3-2. 仕様	64
3-3-3. 基本構造	67
3-4. 避雷器の開発	68
3-4-1. 高性能素子の開発	68
3-4-2. 碍子への埋め込み技術	69
3-4-3. 保護ギャップ	69

3-4-4. 防爆性能	70
3-5. 性能評価試験	71
3-5-1. 避雷機能	71
3-5-2. 汚損特性	74
3-5-3. 防爆機能	80
3-5-4. 屋外長期課電試験	80
3-6. 適用の考え方	84
3-6-1. 66kVの避雷碍子の適用方法	84
3-6-2. 500kVの避雷碍子の適用方法	85
3-7. 66kV実送電線フィールド試験	85
3-7-1. フィールド試験概要	85
3-7-2. 観測結果	87
3-7-3. 適用効果の検証	89
3-8. まとめ	89
第4章 変電機器の多頻度サージ特性	91
4-1. はじめに	91
4-2. 変圧器のV-N特性	94
4-2-1. 試験方法	94
4-2-2. 内鉄形ターン間モデル試験結果	99
4-2-3. 内鉄形セクション間モデル試験結果	105
4-2-4. 外鉄形セクション間モデル試験結果	111
4-2-5. 考察	117
4-3. GISのV-N特性	119
4-3-1. 試験方法	119
4-3-2. スペース浴面試験結果	122
4-3-3. スペース内部試験結果	126
4-3-4. 考察	130
4-4. 雷/開閉インパルス試験電圧への影響評価	131
4-4-1. 変圧器・GISの雷インパルス試験電圧への影響評価	131
4-4-2. 変圧器・GISの開閉インパルス試験電圧への影響評価	131
4-5. まとめ	132
第5章 変電機器の交流V-t特性	135
5-1. はじめに	135
5-2. 内鉄形変圧器のV-t特性	139
5-2-1. 試験方法	139
5-2-2. 試験結果	141
5-2-3. 考察	145
5-2-4. 内鉄形変圧器の台形波電圧に対する評価	148

5-3. 外鉄形変圧器のV-t特性	151
5-3-1. 試験方法	151
5-3-2. 試験結果	151
5-3-3. 考察	154
5-3-4. 外鉄形変圧器の台形波電圧に対する評価	154
5-4. GISのV-t特性	156
5-4-1. 試験方法	156
5-4-2. 試験結果	157
5-4-3. 試験結果の考察	161
5-5. 交流試験電圧の検討	164
5-5-1. 変圧器の交流試験電圧の検討	164
5-5-2. GISの交流試験電圧の検討	166
5-6. まとめ	166
第6章 GISの現地絶縁試験電圧の検討	169
6-1. はじめに	169
6-2. 現地絶縁試験の基本的考え方	170
6-3. GIS絶縁に影響を与える欠陥	171
6-4. 欠陥の限界長とその検出感度	173
6-5. GISの現地絶縁試験の有効性の検討	177
6-6. まとめ	178
第7章 結論	181
謝辞	185
著者の主要発表論文(本論文に関連したもの)	187

第1章 まえがき

1-1. はじめに

我国の電力系統は、都市部の電力需要の急速な伸びと電源の遠隔化に伴い、規模が拡大し、送電線・変電所が高電圧化されてきた。現在の最高電圧である500kVも、昭和48年に送電が開始されて以来、拡充され、電力の基幹系統として、良好に運転されている。次期上位送電電圧であるUHV(1000kV)系統は、将来さらに遠隔化する電源と、ますます巨大化する系統に対応して、その導入が平成10年代前半に計画されている。また、大都市部では、昭和46年に275kV地中送電線が導入され、平成10年代前半には500kV地中送電線の直接導入も計画されている。これらの高電圧化に伴い、単純に設備を大きくすると、電力供給コストは上昇する傾向となる。そのため、高電圧現象を正確に把握し、十分な検討を行い、電力供給コストを低減する必要がある⁽¹⁾⁽²⁾。

近年、UHV送電の技術開発を背景に、高性能酸化亜鉛形避雷器の開発による系統過電圧の効果的抑制、およびデジタル解析技術の開発による過電圧の精緻な解析が可能となってきた。また、機器の長時間交流V-I絶縁特性などの諸データが蓄積されてきた。このような技術背景から、電力系統の信頼度を維持しつつ、絶縁の合理化により電力供給コストを低減できる見通しが得られている⁽³⁾。本論文では、電力系統の絶縁合理化を可能にする技術について検討した結果について述べる。

1-2. 絶縁合理化の概要

絶縁合理化の研究分野においては、我国では昭和48年に現在の系統最高電圧である500kVの運転が開始された頃から始まる。昇圧にあたっては、絶縁設計に関する検討が送電機能研究委員会によって行われ、絶縁協調に関しては、「500kV送電に関する研究報告その5 500kV系統の絶縁協調」として報告されている⁽⁴⁾。雷サージは変電所に設置する避雷器により効果的に抑制すること、開閉サージは遮断器の投入抵抗(抵抗値1000Ω、失敗時は避雷器)により抑制することを基本に、送電線の絶縁設計レベルを2p.u.、変圧器および開閉装置の雷インパルス試験電圧をそれぞれ1550kV、1800kV、開閉インパルス試験電圧を1175kVとした。避雷器はギャップ付き・炭化珪素素子のもので $V_{10kA}=1220kV$ が前提となっており、雷サージなどの過電圧解析にあたっては、アナログ方式のTNA(Transient Network Analyzer)で行われたものである。また、交流試験電圧においても、従来の1分間耐電圧試験に加えて、部分放電測定を伴う長時間耐電圧試験が初めて規定された⁽⁵⁾⁽⁶⁾。

一方、平成10年代前半に導入することが計画されているUHV送電においては、昭和53年にUHV送電特別委員会で検討が始められ、高性能避雷器をベースとした合理的な絶縁設計に関する検討結果が「UHV送電特別委員会中間報告書-UHV交流送電に関する研究一」にまとめられている⁽⁷⁾⁻⁽¹⁰⁾。また、500kV以下を対象に、電気協同研究会の絶縁設計合理化専門委員会において、絶縁合理化の検討が行われた⁽¹¹⁾。送変電設備の絶縁合理化の体系を図1-1に示す。これらの絶縁合理化を可能にした具体的な技術は次の通りである。

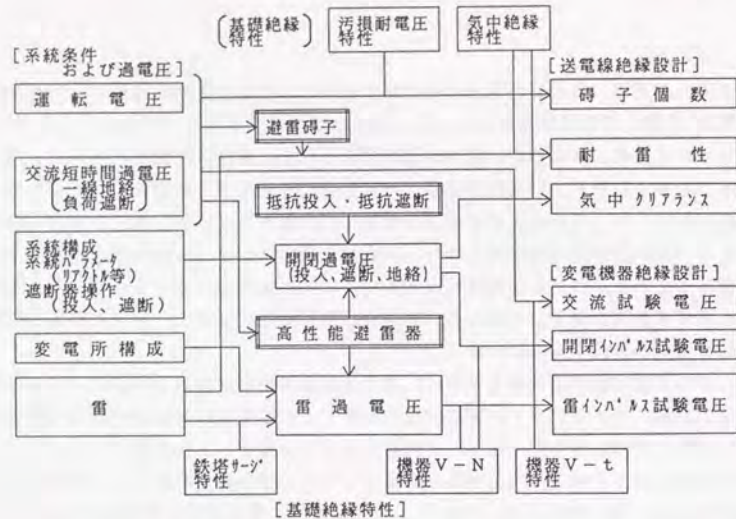


図1-1 送変電設備の絶縁合理化の体系

- ・系統に発生する過電圧の抑制は、送変電設備のコンパクト化を実現する上で極めて重要である。この中心的役割を果たすのが、高性能避雷器である。これは、UHV適用を目指し、従来の酸化亜鉛避雷器の技術をもとに高課電率化、高平坦率化、高寿命化を実現し、保護特性が良い避雷器を開発したものである⁽¹²⁾。保護レベルとして、公称放電電流での制限電圧 $V_{20kA}=1820kV(1.80pu)$ (500kVでは $V_{10kA}=870kV(1.94pu)$) を実現し、従来の500kV用に比べ30%程度低減すると共に、小電流域から大電流域まで平坦で、過電圧を効果的に抑制する。これらの避雷器を変電所の送電線引込口と変圧器近傍等に設置することにより、変圧器およびGISに発生する雷過電圧を効果的に抑制することが可能である。さらに、遮断器の投入抵抗および遮断抵抗(UHVのみ)を組み合わせることで、送電線に発生する過電圧を効果的に抑制できる。
 - ・この高性能避雷器の開発と併せて、過電圧解析の精緻化に大きく貢献したのが、過電圧解析技術の向上である。昭和43年に米国で開発されたデジタルシミュレーション、EMTP (Electro-Magnetic Transients Program) により、高精度かつ容易に、過電圧解析が可能となった⁽¹³⁾。
 - ・交流試験電圧については、絶縁破壊の前駆現象である部分放電の有無を確認し、絶縁強度を検証すること、および機器絶縁特性をもとに信頼度を評価し、合理的な試験電圧を設定する。具体的には、機器の長時間V-t特性のデータ蓄積を踏まえ、部分放電試験をもとにした新しい試験電圧(長時間試験と短時間試験の組み合わせ)とし、従来の1分間耐電圧試験を廃止する。
- これらの絶縁合理化方策を適用することにより、500kVでは、従来の雷インパルス試験

電圧値として、変圧器 1550kV(3.44pu)、GIS 1800kV(4.01pu)であったものが、それぞれ、1300kV(2.90pu)、1425kV(3.17pu)に、合理的に低減できる。交流試験電圧として、電気学会の試験電圧標準特別委員会では、 $1.5E \times 1h \sim 2E \times 1min \sim 1.5E \times 1h$ (変圧器の例)を検討中である。絶縁合理化の結果、たとえば、500kV GISでは、10%程度のコストダウンが可能である。また、UHV変電機器では、雷インパルス試験電圧を変圧器が1950kV(2.17pu)、GISは2250kV(2.51pu)に、また交流試験電圧は、 $1.5E \times 1h \sim \sqrt{3}E \times 5min \sim 1.5E \times 1h$ (変圧器の例)に、合理的に設定できる見通しが得られている⁽¹⁴⁾。UHV送電線に関しては、開閉サージに対する絶縁設計レベルを、1.8p.u. ~ 1.7p.u.に抑制することができる。既に、UHV設計の送電線として、平成4年5月に西群馬幹線、平成5年10月新新潟幹線が建設され、当面500kVで運転されている⁽¹⁵⁾。以上のように、電力系統の信頼度を維持しつつ、絶縁の合理化により電力供給コストを低減できる見通しが得られている。変電機器の雷インパルス試験電圧において、絶縁合理化の動向を図1-2に示す。筆者は、昭和49年に東京電力に入社して以来、変電機器および絶縁協調に関する研究に主に従事し、この間、UHV系統の絶縁協調および500kV系統の絶縁合理化の研究を行った。

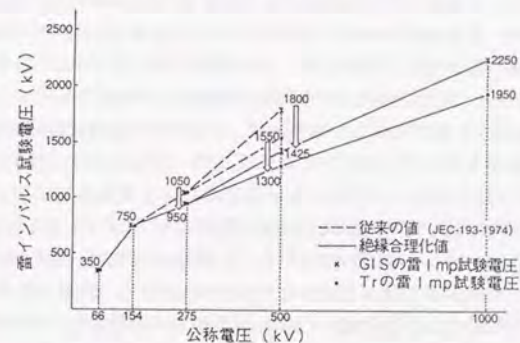


図1-2 変電設備の絶縁合理化の動向

1-3. 絶縁合理化の研究の現状と本論文の概要

雷サージ解析において、前述のようにEMTPにより精度の高い解析が可能となると、回路模擬の精度が解析結果に影響を与える。変電所の雷サージ解析においては、変電所に近接する第1鉄塔での逆フラッシュオーバーの条件で解析しており、鉄塔の模擬は重要である。鉄塔のモデルについては、国内外で昭和30年代より実験的、理論的に研究され、河合氏による実鉄塔の測定は国内の鉄塔インピーダンスの基礎データとなってきた⁽¹⁶⁾⁽¹⁷⁾。500kV昇圧時の検討も含め、従来は架空地線および電力線一相のみを線路模擬とする二相回路での雷サージ解析を行っており、鉄塔を単一のサージインピーダンス(実測に基づき、 $Z=100\Omega$ 程度)で模擬するモデルが使用されてきた。近年では、架空地線二線および電力線六相を線路模擬とする多相回路解析に対応し、各相の鉄塔アームと電力線間のホーン間電圧が求められるように、架線状態における実鉄塔でのホーン間電圧の測定データに基づき、鉄塔をアーム位置で4つに分ける鉄塔4段モデル(インピーダンス値:上段 220 Ω ,下段 150 Ω)が用いられている⁽¹⁸⁾⁽¹⁹⁾。しかしながら、第1鉄塔での逆フラッシュオーバー時、電

力線を伝搬し変電所に侵入するサージは、架空地線を伝搬し変電所引込鉄構で反射するサージとの誘導により波高値が削られることから、鉄塔モデルの構築にあたっては、ホーン間電圧だけでなく、塔頂電位を合わせる必要があることがわかった。UHVにおいては、高信頼度および合理化が要求され、より精度の高い解析が必要であることから、UHV実鉄塔を対象に測定を行い、ホーン間および塔頂電圧を共に合わせる鉄塔モデルを検討した。

UHVにおいては、高性能避雷器の適正な配置により雷サージおよび開閉サージを効果的に抑制し、雷インパルス試験電圧を変圧器が1950kV(2.17pu)、GISが2250kV(2.51pu)、開閉インパルス試験電圧を変圧器が1425kV(1.59pu)、GISが1550kV(1.73pu)とすることで検討している。これらの試験電圧は、寿命期間中に稀にしか機器が遭遇しないような苛酷な条件で解析された稀頻度の過電圧レベルがもとになっている。たとえば、雷インパルス試験電圧は、雷撃条件は1000年に1回程度の稀頻度の発生確率、雷撃電流200kA、変電所近傍の第1鉄塔での逆フラッシュオーバー条件、かつ、変電所も送電線遮断器が開放されているような苛酷な回路での解析結果である。しかしながら、通常の運用では、変電所の全設備は運転されており、かつ、変電所の第1鉄塔で逆フラッシュオーバーするような苛酷な条件にはならないため、通常発生する多頻度の過電圧は、発生する回数が多いものの稀頻度の過電圧レベル程高くない。多頻度の過電圧レベルとして、通常運用回路での近接雷や遠方雷により発生する多頻度の雷過電圧(発生回数:50回程度)は、変圧器で1750kV(1.95pu)、GISで2000kV(2.23pu)、また、通常の遮断器の開閉および地絡で発生する多頻度の開閉過電圧は1260kV(1.40pu)と想定されている。従来、500kVでは試験電圧の値と多頻度の過電圧レベルは比較的差があったが、UHVでは、合理的に抑制された試験電圧が多頻度過電圧レベルが1.1~1.3倍と近づいてきたことから、繰り返しの多頻度サージに対して機器の絶縁が劣化する特性を把握しておく必要がある。変圧器およびGISを対象に国内外でデータは取られてはいるものの、部分放電ではなく、絶縁破壊電圧一回数特性がほとんどであり、試験条件に一貫性がなく体系化されていなかった⁽¹¹⁾。今回、雷・開閉インパルスを対象に部分要素モデルを用い、変圧器とGISの多頻度サージ特性(部分放電開始電圧一回数特性)のデータを把握し、UHV機器の雷・開閉インパルス試験電圧への多頻度過電圧の影響を評価した。

交流試験電圧については、歴史的には、“線間電圧の2倍1分間”印加する耐電圧試験、通称、交流1分間試験からスタートした。当初は交流のみではなくインパルスも対象に含めた機器絶縁の総合検証の意見合いが強かったようであるが、雷インパルス試験などの導入により、交流絶縁耐力の検証のみに限られた経緯がある⁽¹⁰⁾。500kV導入に当たっては、油ギャップのV-I特性を基に、部分放電の測定を伴う長時間耐電圧試験(1.5E×1h~2E×5min~1.5E×1h)も併せて実施することとし、この試験電圧で検証した100台以上の500kV変圧器が良好に運転されている⁽²⁰⁾。UHVでは、複合絶縁物(油-絶縁紙)のデータ蓄積および良好な運転実績を踏まえ、従来の1分間耐電圧試験を廃止し、部分放電試験をベースにした合理的な交流試験電圧(長時間試験と短時間試験の組み合わせ)が提案された。交流試験の目的は、一線地絡時および負荷遮断時などの交流短時間過電圧と、長時間の常時対地電圧に対する絶縁耐力の検証という2つであり、それぞれの短時間試験と長時間試験に対応している(変圧器の場合1.5E×1h~√3E×5min(UHV)/2E×1min(500kV)~1.5E×1h)。これらのもととなるのが、機器の部分放電開始電圧-時間特性(V-I特性)であ

るが、変圧器およびGISに関し国内外でデータが取られているものの、データのほとんどのものが10年以上前に試験されたものであり最新の知見とは言いがたいこと、また、試験条件に一貫がないなど体系化されていなかった。UHVにおいては、より高い信頼度かつ合理的な設計が特に求められることから、変圧器およびGISを対象に、高信頼度および合理的な交流試験電圧を構築することを目的に、体系的な最新の絶縁特性を特性を明らかにした。

一方、送電線においても、2回線同時トリップ防止など系統の信頼度に対する要求が高まっている。架空送電線の電気的な事故の半数以上は雷によるものである。雷による閃絡事故を防止する対策として、架空地線の多糸化、接地抵抗の低減などが用いられている。近年、酸化亜鉛形避雷器の技術を応用することにより、雷事故を低減することを目的とした送電線用の避雷器が、東京電力をはじめ国内・米国でも開発・適用され、着目されている⁽²¹⁾。一般的に使用されているものは、いずれも変電用避雷器の技術を単に延長したものであり、長幹型の外部絶縁容器の中に酸化亜鉛素子を収納したタイプで多くは直列ギャップを有するもので既設碍子連装置に併設するものである。この方式では、既設の懸垂碍子と交換できず、また、機械力を持たせられない。これらを解決すべく、懸垂碍子タイプの送電用避雷器を開発すると共に、東京電力の66kV送電線で適用し、避雷効果を確認した。

また、都市部の電力需要に対応するため、電力の供給は需要地を取り囲む500kV外輪系統から275kVの地中ケーブル系統で内部の需要に供給する形態を取っている。これらの275kVの地中ケーブル送電線は、こう長が10~20kmがあり、非常に大きい充電容量を有している。この充電容量を補償するために、150~200MVAの大容量分路リアクトルが設置されている。分路リアクトル遮断は、遅れ小電流の遮断となり、通常の短絡・地絡電流遮断の際とは異なる独特の電流遮断、再発弧、高周波消弧などの現象が起こる可能性がある。特に、高周波消弧が発生すると電圧が拡大する現象、いわゆる電圧エスカレーションへ至り、過大な開閉サージ領域の過電圧により機器の絶縁が脅かされる恐れもあるため、発生の可能性について詳細な検討を行う必要がある⁽²²⁾。遅れ小電流遮断による過電圧の発生については、従来から無負荷変圧器の励磁電流等の遮断などで検討されていたが、ガス遮断器の良好な消弧性能のために改めて着目されるようになったものである。分路リアクトルの遮断現象を実フィールドで測定すると共に、高周波消弧に伴う電圧エスカレーションの発生の可能性について明らかにした。また、実系統での再発弧サージ電圧の大きさは系統を模擬した計算により求められるが、計算の精度向上にはアーク抵抗のモデルの精緻化が必要であるため、Mayr形のアーク方程式のアーク時定数などのパラメータを明らかにした。

変電機器においては、工場出荷前に工場試験で絶縁性能が確認されると共に、現地据付後に、輸送から現地据付までの期間中に発生した欠陥を検出するために現地試験を実施している。工場で実施する試験電圧については、前述の通り高性能避雷器などの適用により合理的に低減できる見通しを得ている。今回、絶縁合理化を進めるにあたって、機器の現地絶縁試験電圧についても併せて検討した。特に、我国では、工場で絶縁性能は十分確認し、かつ、絶縁物には苛酷な影響は与えたくないという考えから、欧米に比較すると低い交流の現地試験電圧を印加している(500kVの例:1.1pu×10min)⁽²³⁾⁽²⁴⁾。今回、GISを対象に、絶縁に影響を与える欠陥およびその現地での検出感度を定量的に検討し、我国の現地絶縁試験の有効性について評価した。さらに、現在、従来に比べ、機器信頼度

は格段に向上しており、また、外部診断技術も近年非常に進歩していることから、現地絶縁試験の今後の方向性についても考察した。

1-4. 本論文の構成

本論文では、このような背景を基に、電力系統の絶縁合理化を目的にとりまとめられたものであり、全7章からなる。

第2章では、電力系統で発生するサージについて論じており、雷サージを解析するパラメータとして重要な送電鉄塔のモデルについて、UHV鉄塔での実測データを基に検討した。また、ケーブル系統で問題になるリアクトル開閉時の再発弧サージについて、その発生、フィールドでの実測および模擬について検討した。

第3章では、雷サージの低減と送電線絶縁設計について論じている。特に、送電線の雷事故防止に有効な送電線用避雷器(避雷碍子)について、開発および適用効果の評価について論じた。

第4章では、電力系統で発生する開閉サージなど、多頻度サージの変電機器への影響について論じており、変圧器とGISを対象に実施したモデル試験結果を基に、雷/開閉インパルス試験電圧への影響を評価した。

第5章では、電力系統で発生する交流過電圧に対する絶縁耐力を確認すると共に、運転電圧に対する長時間絶縁耐力を確認するために、絶縁破壊の前駆現象である部分放電の有無を確認し、絶縁耐力を検証する交流試験のベースとなる機器の交流長時間V₁-t特性について論じており、変圧器およびGISを対象に実施したモデル試験を基に、交流試験電圧の電圧値を検討した。

第6章では、変電機器、特にGISの現地絶縁試験について検討を行い、絶縁に影響を与える欠陥およびその現地での検出感度から現地絶縁試験の有効性について論じた。

第7章では、それまでの結果をとりまとめると共に、今後の送変電設備の絶縁設計および信頼度向上に関する課題について論じている。

本論文が、電力系統の絶縁設計の合理化に少しでも役立てば、筆者の喜びとするところである。

参考文献 [第1章]

- 1) 三井恒夫「高電圧技術の過去と将来」講演I、電気学会雑誌 平成4年5月
- 2) 河野照哉「系統絶縁論」コロナ社 昭和59年
- 3) 財満英一「変電機器の絶縁合理化に関する最近の研究動向」電気学会論文誌 B、解説 Vol.114-B、平成6年3月
- 4) 送電機能研究委員会「500kV送電に関する研究報告 その5 500kV系統の絶縁協調」電力中央研究所 昭和44年3月

- 5) 試験電圧標準特別委員会「試験電圧標準(JEC-193-1974)」電気学会 昭和50年
- 6) 試験電圧標準特別委員会ワーキンググループIII「500kV系統の過電圧特性」電気学会 技術報告 II部 第49号 昭和51年
- 7) 山田直平他「特集:UHV交流送電」電気学会雑誌 昭和57年11月
- 8) 電力中央研究所 UHV送電特別委員会「UHV送電特別委員会中間報告書—UHV交流送電に関する研究—」委員会報告 No. 282001 昭和57年
- 9) 電力中央研究所 UHV送電特別委員会 絶縁部会「UHV送電系統の絶縁—絶縁部会報告書—」委員会報告 昭和57年
- 10) 電力中央研究所 UHV送電特別委員会 機器部会「UHV交流機器の試験電圧に関する検討」第8次報告 昭和57年
- 11) 電気協同研究会「絶縁設計の合理化」電気協同研究第44巻第3号 昭和63年
- 12) 酸化亜鉛形避雷器の特性評価試験法調査専門委員会「酸化亜鉛形避雷器の特性と評価試験法」電気学会技術報告 II部 第474号 平成5年
- 13) 雨谷昭弘「過渡現象解析プログラムEMTPの最近の動向」電気学会誌、113 平成5年12月
- 14) 田邊 愈「100万V昇圧に向けた技術開発・建設について」平成5年電気学会電力・エネルギー部門大会、No.575
- 15) 浅野直則「建設が進む100万V送電線」電気学会誌、111 平成3年6月
- 16) 変電所における雷サージの新評価法調査専門委員会「変電所における雷サージの新評価法」電気学会技術報告 II部 第446号 平成4年
- 17) 耐雷設計基準委員会「送電線耐雷設計基準要綱」電力中央研究所報告 No.71037 昭和46年
- 18) 電力系統のサージ解析調査専門委員会「電力系統における雷サージ解析の新技术」電気学会技術報告 II部 第244号 昭和82年
- 19) サージに対する絶縁協調調査委員会「発変電所の雷サージ解析における各種パラメータとその影響」II部 第301号 昭和84年
- 20) 試験電圧標準特別委員会ワーキンググループI「V₁-t特性からみた500kV油入変圧器の交流絶縁試験の検討」電気学会 技術報告 II部 第47号 昭和51年
- 21) 酸化亜鉛素子の線路保護への適用調査専門委員会「送電用避雷装置の開発状況と適用効果」電気学会技術報告 II部 第367号 平成3年
- 22) 大容量遮断器の特殊遮断条件調査専門委員会「大容量遮断器の特殊遮断条件」電気学会技術報告 II部 第388号 平成3年
- 23) Working Group 33/23.12 "Insulation Coordination of GIS: Question on the Influence of On-site Tests and Dielectric Diagnostics" CIGRE 1992 Session 23/33-03, AUG. 1992
- 24) T. Kawamura, T. Suzuki, Y. Zaima, et al., "Development of GIS Diagnosis and On-site Testings" CIGRE 1992 Session 23/33-03, AUG. 1992

第2章 電力系統に発生するサージ

2-1. はじめに

送変電設備の絶縁においては、常規運転電圧だけでなく、系統に発生する過電圧を考慮して設計されている。電力系統に発生する過電圧は、表2-1に示すように、雷撃時に発生する波頭長数 μ s程度の雷サージ、遮断器の開閉操作や地絡故障時に発生する波頭長数百～数千 μ s程度の開閉サージ、地絡故障や負荷遮断時などに発生する商用周波の短時間交流過電圧などに分類される⁽¹⁾。

表2-1 電力系統に発生する過電圧

分類	発生原因	波頭長
雷サージ	・鉄塔雷撃による逆フラッシュオーバ ・遮蔽失敗による送電線直撃雷	数 μ s程度
開閉サージ	・送電線の投入・遮断 ・地絡サージ ・リアクトル遮断時の再発弧サージ ・無負荷変圧器の励磁電流等の遅れ小電流遮断	数百～千 μ s程度
急峻波サージ	・GISの断路器開閉	数十～百ns程度
短時間過電圧	・一線地絡時の健全相対地電圧上昇 ・負荷遮断 ・鉄共振などによる高調波過電圧	商用周波

本章では、その電力系統に発生する過電圧に関連して、絶縁合理化を進めるにあたって、今回検討した

- ・雷サージ解析のための送電鉄塔モデル
- ・分路リアクトル開閉時の再発弧サージ（開閉サージ）

に焦点を絞って述べる。

2-2. 雷サージ解析のための送電鉄塔モデル

2-2-1. はじめに

(1) 検討の必要性

送変電設備の合理的な絶縁設計を行うためには、電力系統に発生する雷サージ過電圧を正確に把握する必要がある。変電所の雷サージ過電圧の解析には、近年精度の高いデジタル解析（EMTP）が用いられているが、この場合、鉄塔、送電線、変電機器などの各部の模擬方法が重要である^{(2) (3)}。

変電所に発生する雷サージ過電圧は、変電所に近接する第1鉄塔での雷撃による逆フラッシュオーバ時の過電圧が解析される。したがって、鉄塔のモデルについては、鉄塔での逆フラッシュオーバ解析のために、昭和30年代より実験的、理論的に研究され、種々のモデルが提案されている⁽⁴⁾。500kV昇圧時の検討も含め従来は、架空地線および電力線一相のみを線路模擬とする二相回路での雷サージ解析に対応し、鉄塔を単一のサージインピーダ

ス(100Ω程度)で模擬するモデルが使用されてきた⁽²⁾⁽⁵⁾⁽⁶⁾。最近では、架空地線二線および電力線六相を線路模擬とする多相回路解析に対応し、架線状態におけるホーン間電圧の測定データに基づいた鉄塔4段モデルが用いられている⁽⁷⁾⁽⁸⁾。しかしながら、第1鉄塔において逆フラッシュオーバー後、電力線を伝搬し変電所に侵入する雷サージは、架空地線を伝搬し変電所引込鉄構で反射するサージとの誘導により、その波高値が削られる。概念図を、図2-1に示す。このことから、鉄塔モデルの構築にあたっては、電力線へ侵入するサージ(ホーン間電圧)だけでなく、架空地線へ侵入するサージ(塔頂電圧)を合わせる必要がある。現在使用されている鉄塔モデルは、500kV奥吉野線でのホーン間電圧の実測データに合わせたモデルであり、塔頂電圧も合わせたモデルではない。また、架線状態における実測においても、ホーン間電圧および塔頂電圧を同時に測定された例はない。

したがって、UHVにおいては、特に高信頼度が要求され、より精緻な過電圧解析が必要であることから、実鉄塔を対象に測定を行い、ホーン間および塔頂電位を共に合わせる鉄塔モデルを検討した。また、実測における測定補助線の影響を検討し、鉄塔モデルに反映した

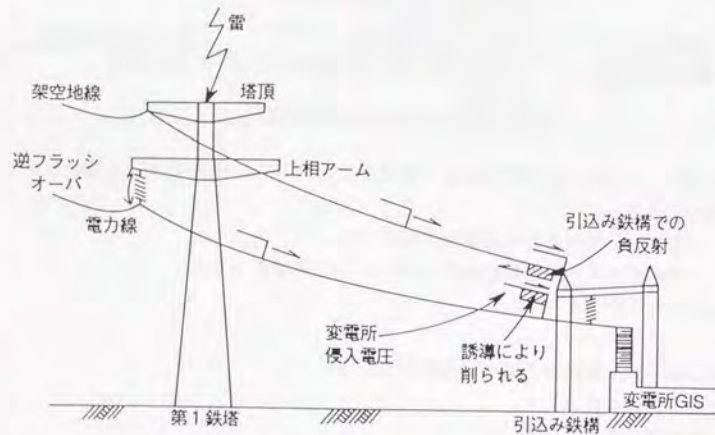


図2-1 第1鉄塔逆フラッシュオーバー時の変電所侵入サージ(送電線引込口)

(2) 従来の鉄塔モデル

鉄塔に関しては、そのサージ応答特性と模擬方法について、実験的および理論的な研究が行われている。サージ応答特性については、縮小モデル実験や電磁界理論および数値電磁界解析に基づく検討が行われており、サージインピーダンスの推定手法などが報告されている。しかしながら、実鉄塔、特に、架線状態における測定例が少ないのが現状である。

①鉄塔単体のサージインピーダンス(実測例)

鉄塔単体のサージインピーダンスは、従来から国内外で実測が行われており、特に、川合氏による直接法(塔頂と電圧測定線に現れる電圧と印加電流の比からサージインピーダンスを求める方法、図2-2)を用いた測定結果は、国内の鉄塔インピーダンスの基礎データとなってきた⁽⁹⁾。代表的な測定結果を、図2-3に示す⁽⁴⁾⁽¹⁰⁾。測定された鉄塔高は、26.5~214mにわたっており、インピーダンスは初期は20~50Ω、塔脚からの反射波が戻る時間付近では100~110Ω程度となっている。従来は、これらの測定データに基づき、架空地線および電力線一相のみを線路模擬とする二相回路での雷サージ解析に対応し、鉄塔を単一のサージインピーダンス、100Ωの値が用いられてきた。

また、UHV級の鉄塔の測定例として、東京電力の500kV新橋木線(鉄塔高114.5m)および電力中央研究所UHV赤城試験線(鉄塔高90~97m)でのデータ⁽¹¹⁾⁽¹²⁾を図2-4に示す。(b)図では、サージインピーダンスは同様に110Ω程度である。(a)図では80Ω程度であり、これは測定補助線を斜めに配置した影響が現れているものと考えられる。

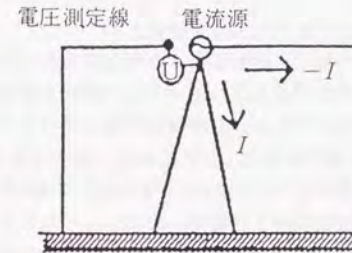


図2-2 鉄塔サージインピーダンスの測定(直接法)

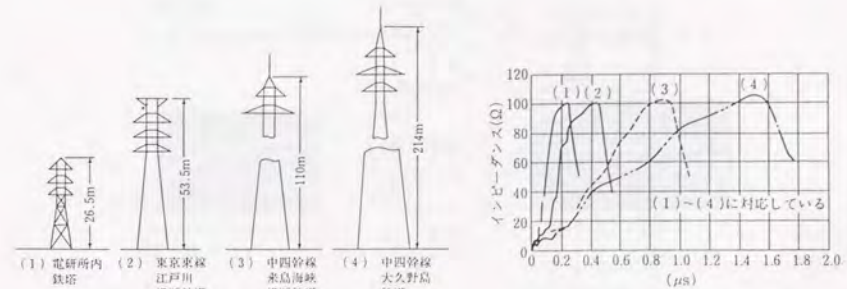
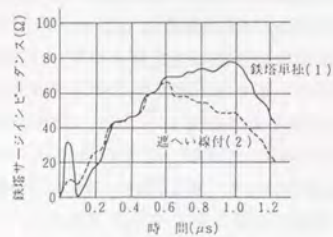
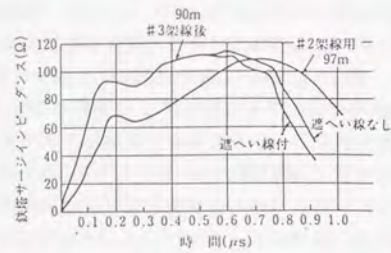


図2-3 鉄塔のサージインピーダンスの実測例



注(1) 併架されている154kV線路を接続しない場合
 (2) 併架されている154kV線路の上線を接続した場合

(a) 新秩父橋水線での測定結果
 (高さ114.5m, 810×6母体)



(b) UHV赤城試験線
 (高さ90mあるいは97m, 810×10母体)

図2-4 鉄塔のサージインピーダンスの実測例(UHV級)

②鉄塔架線状態のサージインピーダンス(実測例)

最近では、多相回路解析(架空地線2線および電力線6相)に対応し、鉄塔の各相アームと電力線間のホーン間電圧が求められるように、関西電力500kV奥吉野線での架線状態における実鉄塔(H=62.8m)でのホーン間電圧の測定データ⁽¹³⁾に基づき、電気学会・電力系統のサージ解析調査専門委員会において鉄塔4段モデルが検討された⁽⁷⁾⁽¹⁴⁾。

この鉄塔4段モデルは、図2-5に示すように、上、中、下相アーム取付位置で4個の分布定数線路に分割し、減衰抵抗および並列に接続したインダクタンスをこの4箇所集中定数として挿入されている。4分割した分布定数線路は、鉄塔サージインピーダンス上部 Z_{t1} 、下部 Z_{t2} およびサージ伝搬速度 V_t の無損失線路で表し、減衰抵抗分は、 $R_1 \sim R_4$ に一括して表している。この減衰抵抗 $R_1 \sim R_4$ は、鉄塔全体の減衰定数 γ から求めた単位長あたりの抵抗値 r に、相当する部分長 $h_1 \sim h_4$ を乗じた値としている。

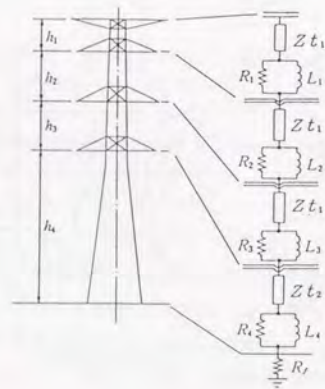


図2-5 鉄塔4段モデル

$$r = -2Z_t \cdot (\ln \gamma) / H \quad (2-1)$$

$$R_n = r \cdot h_n, n=1 \sim 4 \quad (2-2)$$

H: 鉄塔の高さ, $H = h_1 + h_2 + h_3 + h_4$

Z_t : 鉄塔サージインピーダンス

また、 $R_1 \sim R_4$ と並列に接続したインダクタンス $L_1 \sim L_4$ の値は、すべての鉄塔モデルに対して同じ値を用いると、鉄塔寸法に応じて R_n の値が変化するために、 L_n による波尾の電圧抑制効果も異なってくる。そこで、鉄塔寸法に応じて L_n が R_n に対して一般的なサージバイパス効果を示すように、時定数 (L_n/R_n) と雷サージの鉄塔往復伝搬時間 (τ) との比率 (α) を選定し、そこから L_n の値を逆算して求めている。

$$(L_n/R_n) = \alpha \cdot \tau = \alpha \cdot (2H/V_t) \quad (2-3)$$

$$\therefore L_n = \alpha \cdot \tau \cdot R_n, n=1 \sim 4 \quad (2-4)$$

ただし、 V_t : 鉄塔サージ伝搬速度

α : 係数

この鉄塔4段モデルについて、上記の奥吉野線のホーン間電圧の測定データに合うように各パラメータを決定した。

$$Z_{t1} = 220 \Omega, Z_{t2} = 150 \Omega, V_t = 300 \text{m}/\mu\text{s}, \gamma = 0.8, \alpha = 1$$

なお、測定方法は図2-6に示すように、印加電流は地上に設置した高電圧パルス発生器から同軸ケーブルを架線と垂直な面に張り、鉄塔の架空地線アームに注入した。電圧測定は、誘導を避けるため電力線を使用し、ホーン間電圧は電力線とアーム間について測定している。

近年国内で実施された測定結果を表2-2に示す⁽¹³⁾⁽¹⁵⁾⁻⁽¹⁷⁾。

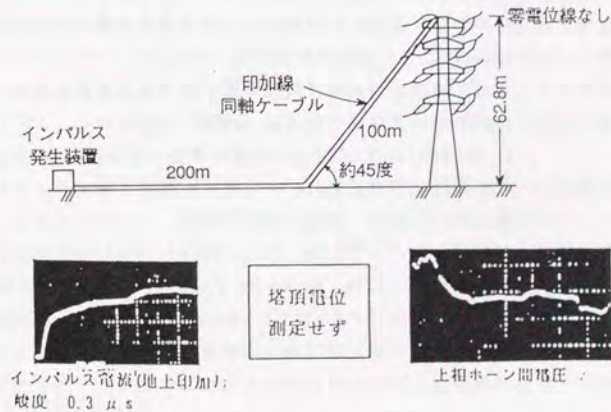


図2-6 鉄塔ホーン間電圧の測定(関西電力500kV奥吉野線)

表 2-1 最近の鉄塔ホーン間電圧等の測定例

項目	奥吉野線	新しいわき線	山崎試験線
測定形態	2回線 同軸ケーブル 山岳地 電流線地上 100m 200m 使用	2回線 水平印加 平地 電流線地上 100m	引留鉄塔 山岳地 電流線地上 印加角度35度
鉄塔高(=)	62.8	77.0	73.8~61.8 (脚により異なる)
鉄塔形状	懸垂	耐張	耐張
印加電流(A) 波形状(%)	2 0.3/∞	285 1.2/40	150 0.2/300
印加抵抗(Ω)	1000	600	900
接地抵抗(Ω)	17	4	3
測定対象	アークホーン間電圧	アークホーン間電圧 鉄塔電位上昇	アークホーン間電圧 鉄塔電位上昇
鉄塔モデル 定数(%)	上部 220 下部 150	上部 100 下部 100	上部 83 下部 33

2-2-2. UHV鉄塔におけるサージ応答特性測定

(1) 測定対象鉄塔

測定は、東京電力(株)西群馬幹線(西群馬開閉所~東山梨変電所、UHV設計)のNo.3鉄塔(西群馬開閉所から3基目)を対象とし、架線状態でサージ応答特性を測定した。このNo.3鉄塔はUHV設計の2回線の耐張鉄塔である。

- ・測定場所: 西群馬幹線No.3鉄塔(群馬県吾妻郡中之条町下沢渡)
- ・測定鉄塔: No.3鉄塔の鉄塔高 140.5m、塔脚間 26.0m
No.3鉄塔の構造を図2-7、鉄塔の写真を図2-8、に示す。
- ・送電線: 架空地線 OPGW 500mm²×2条
電力線 ACSR 810mm²×8導体
- ・隣接鉄塔: 鉄塔高 No.2...108.5m、No.4...91.5m、No.5...89.5m
- ・径間: No.2~No.3...854m、No.3~No.4...613m、No.4~No.5...627m
- ・接地抵抗: No.2...5.5Ω、No.3...2.0Ω、No.4...2.0Ω、No.5...1.9Ω
(抵抗値は、電圧降下法による測定値)

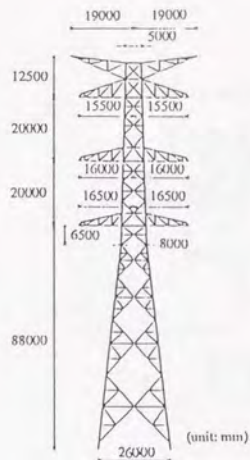


図 2-7 UHV鉄塔構造図
(架線状態で測定: 西群馬幹線 No.3)

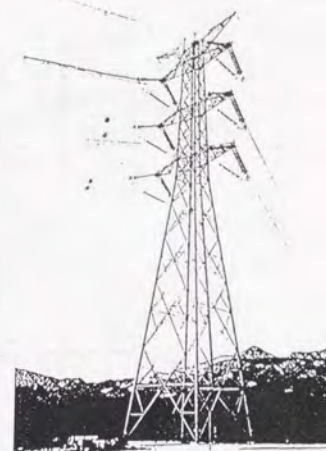


図 2-8 UHV鉄塔の全景
(測定中 西群馬幹線 No.3)

(2) 測定方法

塔頂に設置したパルス発生器でステップ波電流や緩やかな電流を高抵抗(2.5kΩ)を介して塔頂に印加し、注入電流、塔頂などの鉄塔各部の電圧(アーム電圧など)、電力線電圧、ホーン間電圧および脚電圧を測定した。これらの測定は、すべて光変換器を用いて地上で計測した⁽¹⁷⁾⁽¹⁸⁾。

電流印加線および電圧測定補助線は、鉄塔および送電線との結合が最小となるように大地面に水平で、かつ送電線に直角となるようにバルーン(直径3~4m)で保持した。測定回路を図2-9、図2-10、図2-11に示す。

- ・パルス発生器: 定格 2000V、1A (測定時の印加電流は、0.6A程度)
- ・インパルス発生器: 定格 600kV、300A (測定時の印加電流は、20A程度)
- ・電流印加線: 2mm²
- ・電圧測定補助線: 2mm²

電流印加線および電圧測定補助線は、地面との水平部分を現地測定での制約はあるものの、少なくとも鉄塔より長くすることとし、それぞれ約180m、160mとした。また終端は、それぞれサージインピーダンスに相当する抵抗(接地抵抗を含め750Ω)で整合を取った。なお、測定では、隣接のNo.2およびNo.5鉄塔で電力線を接地した。

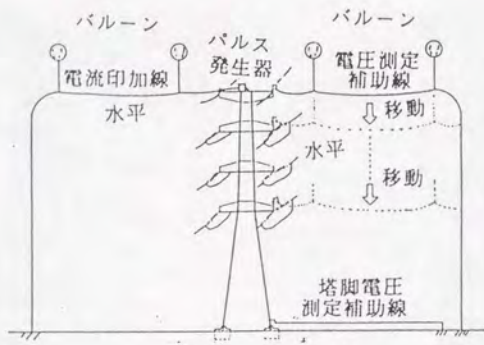


図 2-9 UHV 鉄塔のサージ特性の測定回路 (概要)

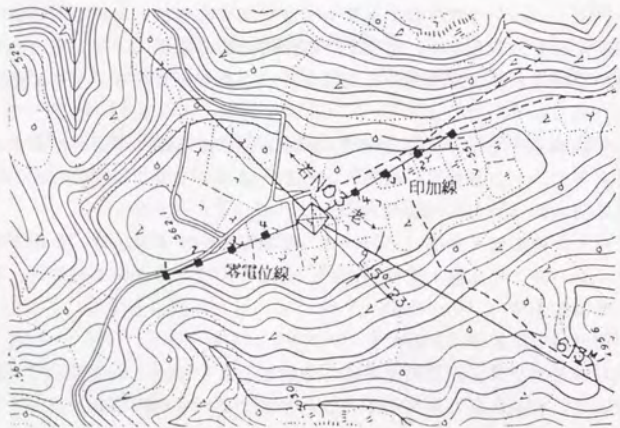


図 2-10 UHV 鉄塔のサージ特性の測定回路 (平面図)

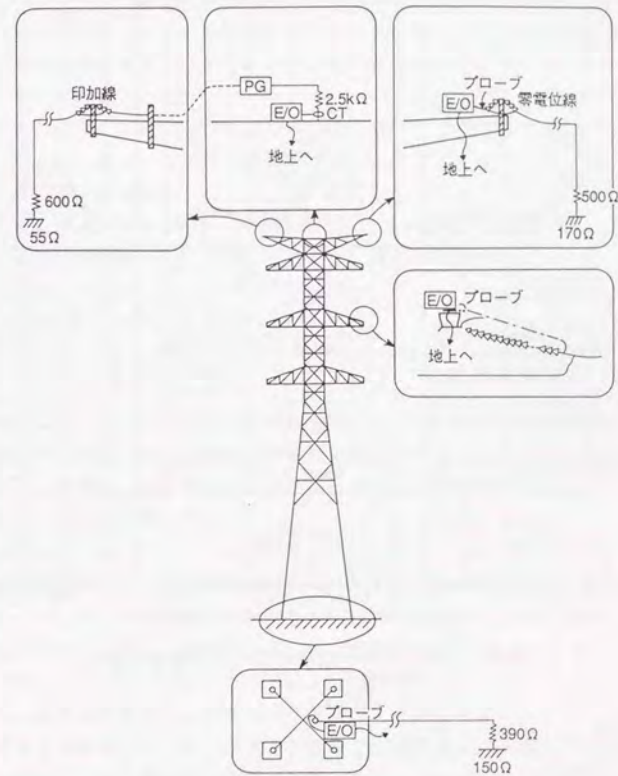


図 2-11 UHV 鉄塔のサージ特性の測定回路 (詳細)

(3) 測定結果

塔頂に、ステップ波を印加した時の実測波形として、印加電流、塔頂電圧、アーム電圧、電力線電圧、脚電圧およびホーン間電圧を図2-12(a)に示す⁽¹⁸⁾⁽¹⁹⁾。

図2-13に鉄塔各部の電圧およびホーン間電圧を示す。なお、数値は次節に示す手法で実測波形よりラプラス変換を用いてステップ波応答波形(図2-12(b))を求め算出したものである。高い鉄塔部位ほど電圧は大きく、ほぼ高さに直線比例した関係を示した。なお、接地抵抗のサージ特性を示す塔脚抵抗は、ほぼ平坦な特性を示した。

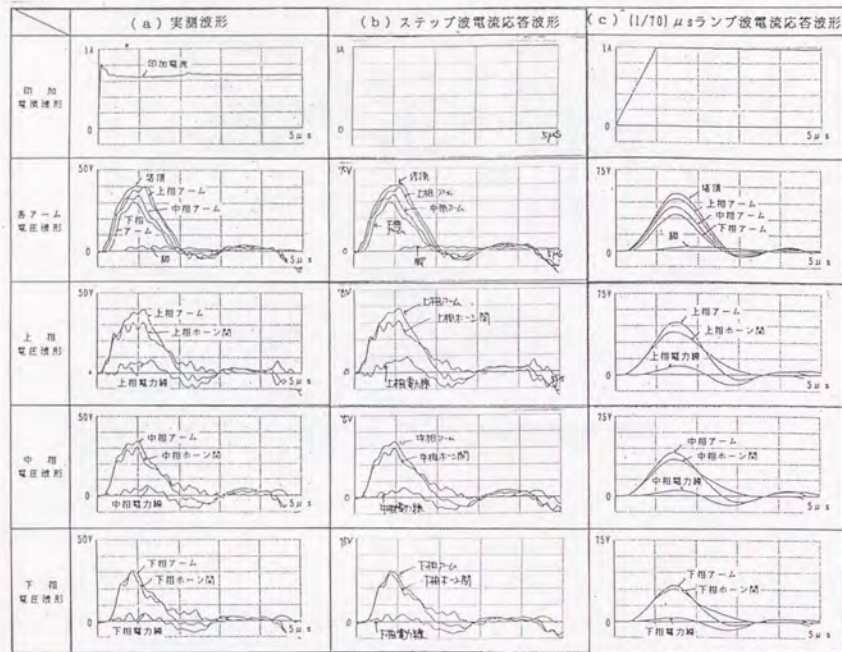


図 2-12 UHV 鉄塔のサージ特性測定波形

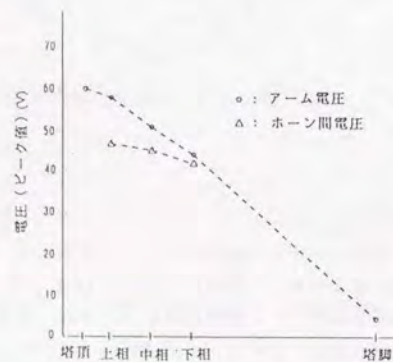


図 2-13 UHV 鉄塔各部の電圧およびホーン間電圧

(4) 1/70 (μs) ランプ波応答波形

雷サージ解析では、印加電流波形として 1/70 (μs) ランプ波を用いるため、鉄塔モデル化の検討においてもこの電流波形に対する電圧応答波形を基本とすることとし、実測波形からラプラス変換を用いて 1/70 (μs) ランプ波応答波形を算出した⁽²⁰⁾⁽²¹⁾。

測定印加電流波形を $i_o(t)$ 、測定電圧波形を $v_o(t)$ とし、それぞれの周波数応答を $i_o(s)$ 、測定電圧波形を $v_o(s)$ とすると、次式が成立する。

$$v_o(s) = H(s) i_o(s) \quad (2-5)$$

$$\text{ただし、} i_o(s) = L\{i_o(t)\}, v_o(s) = L\{v_o(t)\} \quad (2-6)$$

ここに、 $s = \alpha + j\omega$: ラプラス演算子 L : ラプラス変換

$H(s)$: 伝達関数

いま、任意の電流波形を $i(t)$ 、その電流波形に対する電圧応答波形を $v(t)$ とし、それぞれの周波数応答を $i(s)$ 、 $v(s)$ とすると、次式が成立する。

$$v(s) = H(s) i(s) \quad (2-7)$$

$$\text{ただし、} i(s) = L\{i(t)\}, v(s) = L\{v(t)\} \quad (2-8)$$

(2-7) 式にラプラス逆変換を施すことにより電圧応答波形 $v(t)$ は次式より求まる。

$$v(t) = L^{-1}\{H(s) i(s)\} \quad (2-9)$$

電流波形 $i(t)$ をステップ波および 1/70 (μs) ランプ波とすれば、それぞれステップ波電圧応答および 1/70 (μs) ランプ波電圧応答波形が算出できる。

数値ラプラス変換は、折れ線フーリエ変換をラプラス変換に改良した直線近似ラプラス変換により次式で計算した。

$$F(s) = L\{f(t)\} = [f(t_0) - f(t_n) \exp(-s \cdot t_n)] \cdot [1/s + \{1 - \exp(s \cdot \Delta t)\} / (s^2 \cdot \Delta t)] + [\exp(-s \cdot \Delta t) - 2] / (s^2 \cdot \Delta t) \cdot f(t_{1-1}) \cdot \exp(-s \cdot t_{1-1}) \quad (2-10)$$

ここに、 $n = N+1$, $t_0 = 0$, $t_{n-1} = t_n = T_{max}$, $\Delta t = T_{max}/N$

N : サンプリング数 T_{max} : 計算時間

なお、(2-10) 式の見終項は、高速フーリエ変換で計算できる。

数値ラプラス逆変換としては、ラプラス変換と窓関数および高速フーリエ変換を組み合わせた高速ラプラス変換により次式で計算した。

$$f(n \cdot \Delta t) = L^{-1}\{F(s)\} = \text{Re} \left[\frac{1}{\pi} \cdot \exp\{(\alpha \cdot \Delta t + j\pi/N) \cdot n\} [F_k \cdot W^{(k-1) \cdot n}] \right] \quad (2-11)$$

ここに、 $F_k = F\{(2k-1)\Delta\omega - j\alpha\} \delta_k \cdot 2\Delta\omega$, $\delta_k = \sin\{(2k-1)\pi/2N\}$

$$\omega = \exp(j2\pi/N), \Delta t = T_{max}, \Delta\omega = \pi/T_{max}$$

図 2-12 (c) に (a) の実測波形から算出した 1/70 (μs) ランプ波電圧応答波形を示す。

このラプラス変換による手法の妥当性について、実測した 1/60 (μs) 指数関数印加電流に対する電圧応答波形により検証した⁽²¹⁾。実測ステップ波より算出した伝達関数を基にして 1/60 (μs) 指数関数印加電流に対する電圧応答波形を求め、実測した電圧応答波形と比較した。図 2-14 に塔頂電圧と上相アーム電圧、電力線電圧およびホーン間電圧の比較を示すが、波高値および波形ともよく一致していることが確認できた。

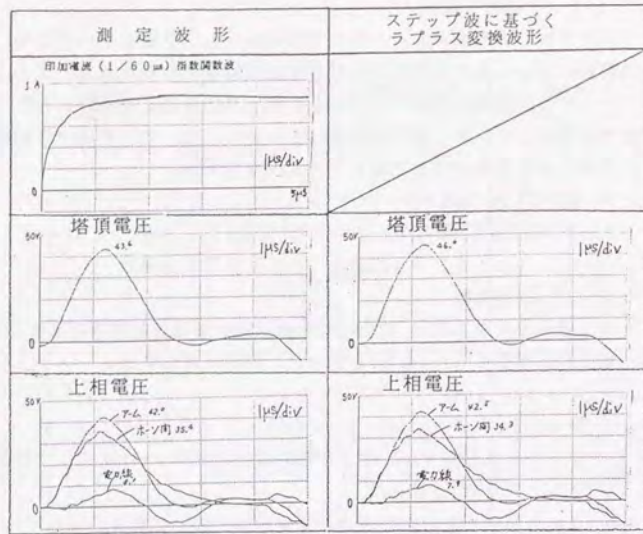


図2-14 ラプラス変換の妥当性の検証例

2-2-3. 縮小モデルによる測定線誘導電圧の測定

送電鉄塔においてサージ応答特性を測定する際には、電流印加線は鉄塔および送電線と直角に配置されるが、アーム電圧と電力線電圧の測定に用いる電圧測定補助線とは直線配置を取らざるを得ない。そのため、誘導電圧の影響を受け、アーム電圧および電力線に電圧は低く測定される。この影響については、これまで円柱および円錐モデルを対象に実験および電磁界解析により、直交配置と直線配置でサージインピーダンスに20V/A程度の差があることが確認されている⁽²²⁾。

(1) 縮小モデルによる測定線誘導電圧の測定

今回、縮小モデルにより電流印加線と電圧測定補助線の影響を検討した⁽²³⁾。実験回路を図2-15に示す。鉄塔モデルは高さ1800mm、塔脚間366mmの500kV送電鉄塔の縮小モデルである。電流は、パルス発生器を地上に配置し、同軸ケーブルにて塔頂に水平に印加した。電圧測定補助線を電流印加線に対し直交配置(90°)から直線配置(0°)まで変化した時の塔頂電圧を測定した。図2-16に印加電流波形、図2-17に塔頂電圧を示す。電圧ピークの生じた瞬時値で簡易的にサージインピーダンスを算出すると、直線配置は、直交配置と比較して、約16V/A低い値となった。これは、直線配置の場合、印加線電流が作る磁束が電圧測定ループに鎖交し、これによる誘導電圧により測定電圧が小さくなると考えられる。さらに、架空地線がない状態で上相電力線を電流印加線と直交するように配置し、電力線電圧を直線配置で測定した。架空地線がないため電力線電圧は、ほとんど生じないはずであるが、図2-18に示すように直線配置と直交配置の差に相当するピーク値 -14V/Aの誘導電圧が測定された。

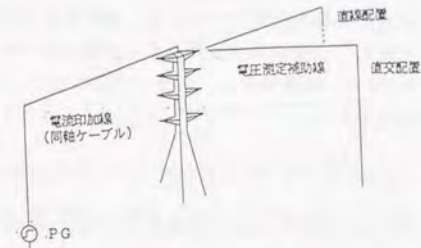


図2-15 縮小鉄塔モデルによる測定線誘導電圧の測定回路

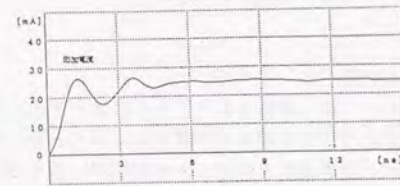


図2-16 縮小鉄塔モデルによる測定線誘導電圧の印加電流波形

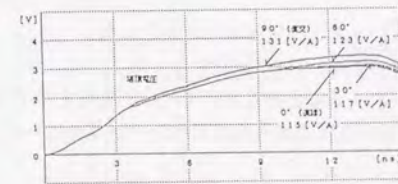


図2-17 縮小鉄塔モデルにおける電圧測定補助線配置による塔頂電圧波形の変化

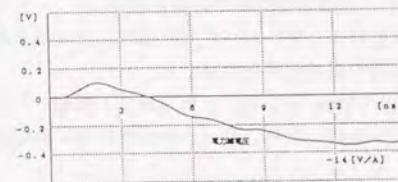


図2-18 縮小鉄塔モデルにおける電力線電圧の測定波形

(2) モーメント法による測定線誘導電圧の検討

また、モーメント法による電磁界解析⁽²⁴⁾により、直線配置と直交配置の差がアーム位置(高さ)によってどのように変わるか計算した。直径6mm、高さ1800mmの円柱を対象に解析した結果を表2-3に示す。誘導電圧は、塔頂で15V/Aであり、高さが低くなると誘導電圧が低くなる傾向を示した。

表2-3 直交配置と直線配置の比較(モーメント法)

地上高(mm)	直交配置(V/A)	直線配置(V/A)	差(V/A)
180	345	330	15
150	330	320	10
120	315	305	10
90	300	290	10
60	280	266	14
30	220	215	5

2-2-4. 鉄塔モデルの検討

鉄塔モデルの検討にあたっては、鉄塔4段モデルを基本とすることとし、電圧補助線が必要としないホーン間電圧については波形が一致するように、かつ塔頂電圧、アーム電圧および電力線電圧については誘導電圧を考慮した波高値が一致するように鉄塔モデルを検討した⁽¹⁹⁾⁽²⁵⁾。

(1) 解析条件

① 鉄塔模擬

鉄塔模擬は、図2-19に示すように4段モデルとした。

また、接地抵抗については、図2-12(a)に示したように、サージ応答特性を測定したNo.3鉄塔の塔脚電圧のサージ応答特性がほぼ平坦な特性を示しているため、抵抗値、 2.0Ω で模擬した。隣接の鉄塔の接地抵抗値は、それぞれ(No.2) 5.5Ω 、(No.4) 2.0Ω 、(No.5) 1.9Ω とした。

② 線路模擬

測定した送電線路は、図2-20に示す多相回路で模擬を行い、周波数特性を考慮したJ. Martiモデルを使用した。主な線路模擬条件は次の通り。

- ・ 電線配置：具体配置は、図2-21に示した通り。平均地上高は、大地の起伏、 15°C 、無風時の電線弛度を考慮した。
- ・ 架空地線：OPGW $500\text{mm}^2 \times 2$ 条、電力線：ACSR $810\text{mm}^2 \times 8$ 導体
- ・ 線路長：No.2~No.3...854m、No.3~No.4...613m、No.4~No.5...627m
- ・ 大地固有抵抗： $30 \Omega \cdot \text{m}$
- ・ 計算周波数：1MHz
- ・ 終端：No.2およびNo.5で電力線を接地

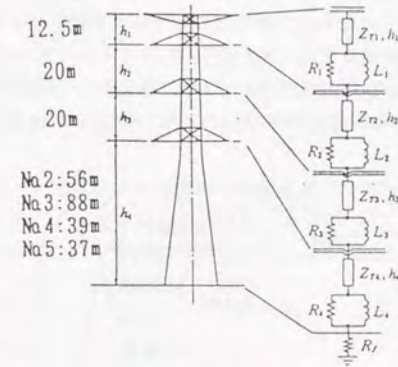


図2-19 鉄塔模擬(鉄塔4段モデル)

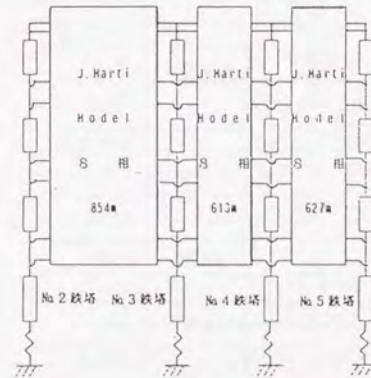


図2-20 線路模擬(多相回路)

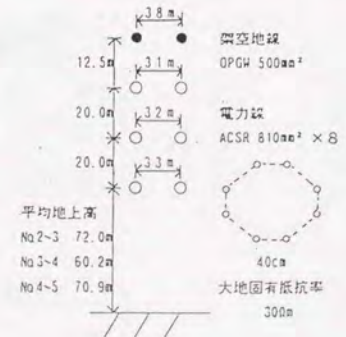


図2-21 電線配置

③電源模擬

電流印加線の測定回路を図2-22に示す。これを模擬回路で示すと図2-23(a)となる。なお、電流源 J は、測定電流 I により決定され、解析では、 I は $1/70(\mu s)$ ランプ波となるように J を設定した。

電流印加点は、塔頂アーム中心であるため印加線と塔頂アーム間に静電結合を持つ。この影響を解析に反映させるために図2-23(b)に示すようにキャパシタンスを印加抵抗と並列に挿入した。容量は、印加線半径 $r:1mm$ 、塔頂アーム等価半径 $r:1.8m$ 、間隔 $d:2.8m$ 、長さ $L:20m$ の2導体間のキャパシタンスを求め $150pF$ とした。

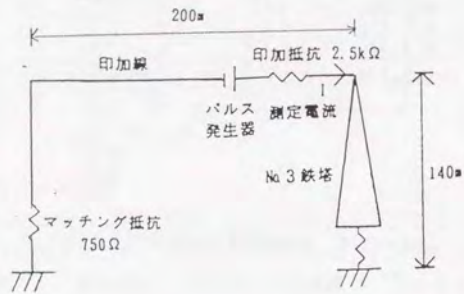


図2-22 電源模擬(電流の印加回路)

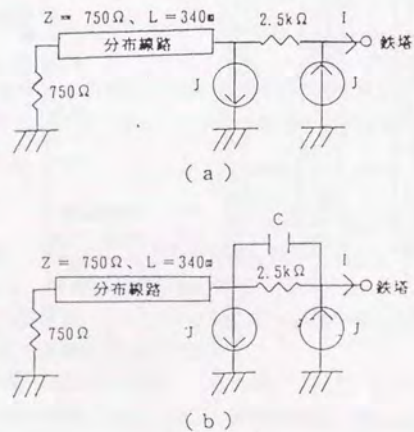


図2-23 電源模擬の等価回路

(2) 鉄塔モデルの解析結果

鉄塔4段モデルの定数は、ホーン間電圧の波形(波高値、規約波頭長、規約波尾長)および塔頂電圧、アーム電圧、電力線電圧の波高値(電圧測定補助線の誘導電圧を考慮)を合わせるように決めた。

①ホーン間電圧

第1の検討ステップとして、電流印加線による電圧測定補助線の誘導電圧の影響がないホーン間電圧の実測値に合わせるモデルを検討した。その結果を、図2-24および表2-4に示す。

次の定数がよくホーン間電圧の実測波形と解析波形が一致することがわかった。

- ・鉄塔サージインピーダンス: $Z_{t1} = Z_{t2} = 120\Omega$
- ・鉄塔サージ伝搬定数: $V_t = 300m/\mu s$
- ・減衰定数: $\gamma = 0.7$
- ・減衰係数: $\alpha = 1$

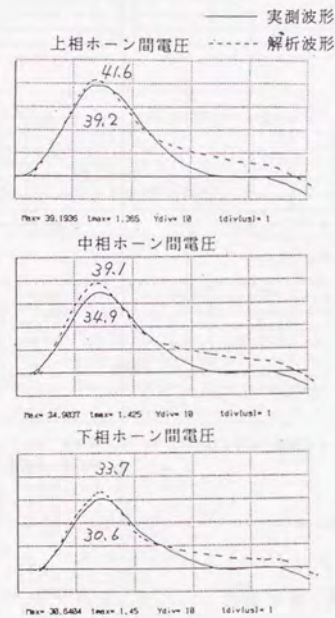


表2-4 実測値と解析値の比較

		(V/A)		
		実測値	$Z_{t1}/Z_{t2} = 120/120\Omega$	差
塔頂電位		53.3	72.5	-19.2
上相	アーム	48.3	67.4	-19.1
	ホーン間	39.2	41.6	-2.4
中相	アーム	41.1	58.0	-16.9
	ホーン間	34.9	39.1	-4.2
下相	アーム	34.1	47.4	-13.3
	ホーン間	30.6	33.7	-3.1

図2-24 ホーン間電圧の比較(実測/解析波形: 120/120Ω)

鉄塔サージ伝搬速度 V_t については、実測波形より正確な反射波の到来時点を特定するのが難しく、また物理的にも鉄塔内の電流伝搬速度が光速であることより、光速とした。

また、サージインピーダンスをパラメータとすると、図2-25に示すように、 $Z_{t1}=110\Omega$ 、 $Z_{t2}=110\Omega$ では、波高値はほぼ合うが波尾の様相が異なり、 $Z_{t1}=130\Omega$ 、 $Z_{t2}=130\Omega$ では、波高値、波形共ほぼ合うが、解析値の波高値が若干高い。また、減衰定数 γ 、減衰係数 α をパラメータとすると、図2-26に示すように、 γ は波高値と波尾の減衰に関係し、また、 α は波尾の減衰に大きく関係することがわかり、 $\gamma=0.7$ および $\alpha=1$ が適している。

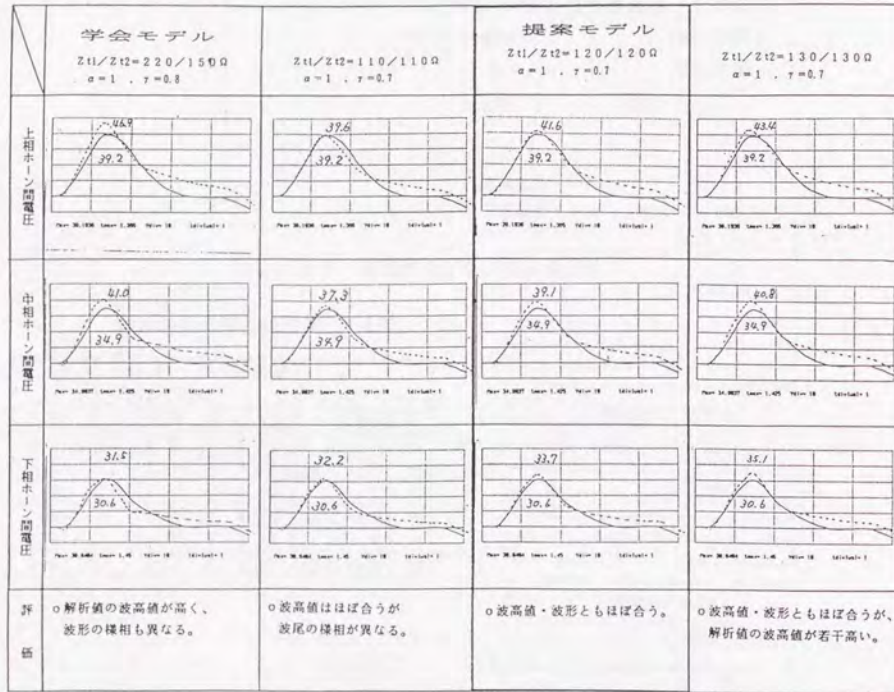
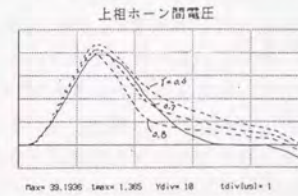


図2-25 ホーン間電圧の比較(実測/解析波形: Z_{t1} 、 Z_{t2} をパラメータ)

① γ の値を変えた場合
($Z_{t1}/Z_{t2}=120/120\Omega$ 、 $\alpha=1$)



② α の値を変えた場合
($Z_{t1}/Z_{t2}=120/120\Omega$ 、 $\gamma=0.8$)

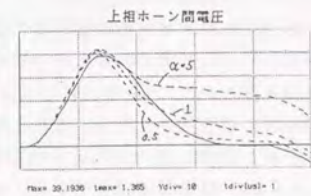


図2-26 ホーン間電圧の比較(実測/解析波形: γ 、 α をパラメータ)

一方、従来の4段モデル

$Z_{t1}=220\Omega$ 、 $Z_{t2}=150\Omega$ 、 $v=300\text{m}/\mu\text{s}$ 、 $\gamma=0.8$ 、 $\alpha=1$

では、図2-27に示すように、上相、中相のホーン間電圧共、解析値の波高値が高く、波形の様相も異なっている。

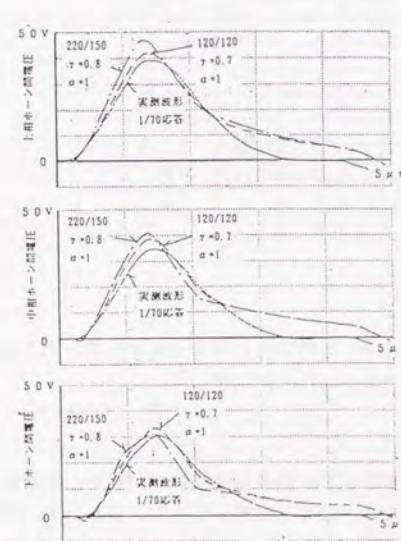


図2-27 ホーン間電圧の比較
(解析波形: $120/120\Omega$ と $220/150\Omega$)

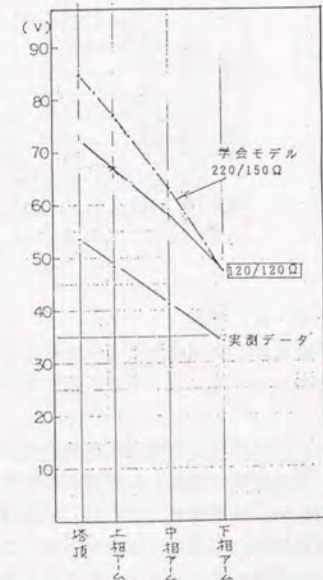


図2-28 鉄塔各部の電圧の比較
(実測、解析: $120/120\Omega$ 、 $220/150\Omega$)

②塔頂電圧、アーム電圧

検討の第2ステップとして、塔頂電圧等について検討した。この $Z_{t1}=120\Omega$ 、 $Z_{t2}=120\Omega$ のモデルにおいては、表2-4に示すように、塔頂電圧、アーム電圧および電力線電圧について解析値に比べ実測値が、19~13V/A小さくなっているが、2-2-3項の縮小モデルで説明した電圧測定補助線配置の影響を考慮すれば、塔頂電圧、アーム電圧および電力線電圧について実測結果と解析結果がよく一致していると考えられる。

従来の4段モデル、 $Z_{t1}=220\Omega$ 、 $Z_{t2}=150\Omega$ では、解析を行うと、表2-5に示すように塔頂電圧がかなり大きくなる。また、塔頂電圧および各相アーム電圧について、今回提案モデルと比較を図2-28に示すが、従来モデルでは実測データとの電圧分担の傾きが異なっている。従来の4段モデルは、ホーン間電圧の再現性を重視したモデルでホーン間電圧のみに合わせたモデルであり、今回の測定結果においてもホーン間電圧については、従来の定数でも大きな差はない。しかし、逆フラッシュオーバーによる変電所への侵入サージに着目する場合には、塔頂電圧、すなわち鉄塔および架空地線への電流の分流比が重要であり、その意味で今回の検討したモデルは、より妥当なものとする。

表2-5 実測値と解析値の波高値の比較

		(単位: V/A)				
		実測値	$Z_{t1}/Z_{t2}=120/120\Omega$		$Z_{t1}/Z_{t2}=220/150\Omega$	
			解析値	差	解析値	差
塔頂電位		53.3	72.5	-19.2	84.8	-31.5
上	アーム	48.3	67.4	-19.1	77.0	-28.7
	ホーン間	39.2	41.6	-2.4	46.9	-7.7
中	電力線	8.9	25.9	-17.3	30.2	-21.3
	アーム	41.1	58.0	-16.9	63.0	-21.9
相	ホーン間	34.9	39.1	-4.2	41.0	-6.1
	電力線	5.3	19.1	-13.8	22.3	-17.0
下	アーム	34.1	47.4	-13.3	47.3	-13.2
	ホーン間	30.6	33.7	-3.1	31.5	-0.9
相	電力線	4.2	13.9	-9.7	16.2	-12.0
脚電圧		3.8	1.9	1.9	1.9	1.9

2-2-5. 考察

架線状態の実測結果により選定した鉄塔4段モデル定数のサージインピーダンスと鉄塔単体のサージインピーダンスの関係について考察する⁽⁷⁾⁽¹⁰⁾⁽²⁵⁾。

①UHV鉄塔の単体測定結果からの考察

架線状態で測定した鉄塔と異なるが、UHV設計の西群馬幹線No.118鉄塔(鉄塔高120.5m、鉄塔構造は図2-29)で鉄塔単体のサージ特性を実測した⁽¹⁰⁾。図2-30(a)に印加電流波形、塔頂電圧波形を示す。この実測波形より、2-2-2(3)で示したラプラス変換による手法によりステップ応答波形を算出した。その結果を図2-30(b)に示すが、鉄塔インピーダンス値は、126 Ω であった。この測定は、測定上の制約により電流印加線と電圧測定補助線の交差角度は、約130度であったため、直角配置であれば、130 Ω 程度と

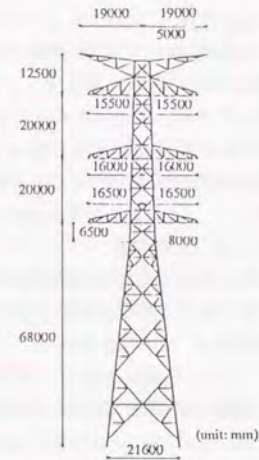


図2-29 UHV鉄塔構造図(単体で測定:西群馬幹線 No.118)

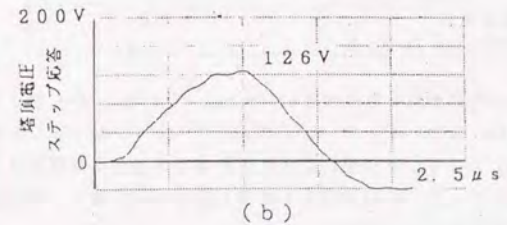
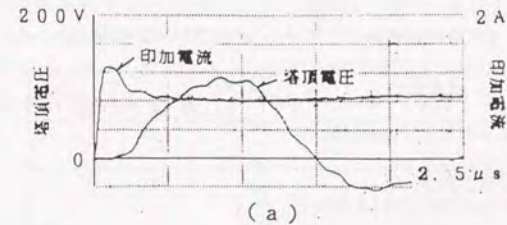


図2-30 UHV鉄塔のサージインピーダンス(西群馬幹線 No.118 単体)

推定される。この値から見ても、提案した4段モデルは妥当であると考えられる。

②鉄塔インピーダンスの理論式からの考察

今回測定したサージインピーダンスについて、近年提案されている理論式および実験式を用いて計算した。

円形断面垂直導体鉄塔のインピーダンスをノイマンのインダクタンス公式およびデリの複素透過深度を基本に求めた算出式が雨谷氏などから提案されている⁽²⁶⁾。これは、近似的に次式で表現でき、ヨルダンのサージインピーダンス算出式に一致する。

$$Z = 60 \{ \ln (H/R) - 1 \} \quad (\text{ただし、} R < H) \quad (2-12)$$

ここに、R：鉄塔等価半径　H：鉄塔塔高

上式の鉄塔等価半径Rについては、鉄塔を等価的に円錐に置き換えて算出する場合と同様に鉄塔に等価的に円柱に置き換え次式で定義する。

$$R = (r_1 h_2 + r_2 H + r_3 h_1) / (2 \cdot H) \quad (2-13)$$

ここに、 r_1 ：塔頂部半径　 r_2 ：中央部半径　 r_3 ：塔脚部半径

h_1 ：塔脚から中央部までの高さ　 h_2 ：中央部から塔頂までの高さ

今回測定した単体鉄塔 ($H=120.5\text{m}$, $r_1=2.5\text{m}$, $r_2=4.0\text{m}$, $r_3=10.8\text{m}$, $h_1=61.5\text{m}$, $h_2=59\text{m}$) について(2-12)式でサージインピーダンスを算出すると、 $Z=126\Omega$ ($R=5.4\text{m}$) となり、実測値の130Ω程度とよく一致する。

さらに、加藤氏の理論式⁽²⁷⁾および原氏の実験式⁽²⁸⁾を用いて、今回測定した単体鉄塔のサージインピーダンスを計算した結果を表2-6に示す。その結果からも、鉄塔単体の実測値に近い値が得られている。

表2-6 UHV送電鉄塔のサージインピーダンス計算結果

提案式	鉄塔サージインピーダンス(Ω) $h=120.5\text{m}$, $r=5.4\text{m}$
雨谷近似式 (=Jordan) $Z=60 \{ \ln (h/r) - 1 \}$	126
加藤近似式 $Z=60 \{ \ln (2h/r \cos (\theta / 2)) - 1 \}$ ($\theta = 90^\circ$)	147
原近似式 $Z=60 \{ \ln (2\sqrt{2h/r}) - 2 \}$	129

また、架線状態で今回測定した鉄塔 ($H=140.5\text{m}$, $r_1=2.5\text{m}$, $r_2=4.0\text{m}$, $r_3=13.0\text{m}$, $h_1=81.5\text{m}$, $h_2=59.0\text{m}$) について、(2-12)式によりサージインピーダンスを算出すると、 $Z=126\Omega$ ($R=6.3\text{m}$) となり、実測値および鉄塔単体で算出した鉄塔のインピーダンスとほぼ一致する。したがって、今回設定した鉄塔4段モデル定数は、理論式のインピーダンスともほぼ一致するモデルである。

なお、IEEEおよびCIGREで推奨されている方法⁽²⁹⁾⁽³⁰⁾で計算した結果を示す。平均サージインピーダンスは、鉄塔を逆円錐で模擬した次式で計算される。

$$Z = 60 \cdot \ln \{ \cot [0.5 \cdot \tan^{-1} (R/H)] \} \quad (2-14)$$

上式のRは、図2-29に示すように鉄塔を上部・下部の円錐台に分けたものを等価的に円錐に置き換えて算出したもので、次式で定義されている。

$$R = (r_1 h_2 + r_2 H + r_3 h_1) / H \quad (2-15)$$

今回測定した鉄塔について(2-14)式で平均サージインピーダンスを算出すると、 $Z=187\Omega$ ($R=10.7\text{m}$) となり、実測値に比較し60Ω程度高い結果になっている。

2-2-6. まとめ

本章では、UHV送電鉄塔のサージ応答特性の実測結果およびこれに基づく雷サージ解析に用いる鉄塔4段モデルを提案した。

- (1) 架線状態のUHV送電鉄塔を対象に、ホーン間電圧、アーム電圧、電力線電圧および脚電圧のサージ応答特性を測定した。
- (2) ラプラス変換を用いて、測定結果から1/70(μs)ランプ波電流に対する応答波形を算出し、モデル化の対象とした。
- (3) 塔頂電圧、アーム電圧および電力線電圧については、電圧測定補助線配置の影響を考慮した。
- (4) 実測波形に基づくUHV鉄塔4段モデル定数は、

$$Z_{11} = Z_{12} = 120\Omega, \quad v = 300\text{m/s}, \quad \gamma = 0.7, \quad \alpha = 1$$

となった。

- (5) UHV鉄塔単体のサージインピーダンスは約130Ωで、鉄塔4段モデル定数の鉄塔サージインピーダンスとほぼ等しい。
- (6) このモデルは、ホーン間電圧のみならず、塔頂電圧も一致し、逆フラッシュオーバによる変電所の雷サージ解析に適している。

2-3. 分路リアクトル開閉時の再発弧サージ

2-3-1. はじめに

都市部の電力需要に対応するため、電力の供給は需要地を取り囲む500kV外輪系統から275kVの地中ケーブル系統で内部の需要に供給する形態を取っている。図2-31に東京電力の都内の275kV系統を示す。これらの275kVの地中ケーブル送電線は、こう長が10~20kmがあり、非常に大きい充電容量を有している。この充電容量を補償するために、150~200MVAの大容量分路リアクトルが設置されている。分路リアクトル遮断は、遅れ小電流の遮断となり、通常の短絡・地絡電流遮断の際とは異なる独特の電流遮断、再発弧、高周波消弧などが発生する可能性がある。特に、高周波消弧が発生すると電圧が拡大する現象、いわゆる電圧エスカレーションへ至り、過大な開閉サージ領域の過電圧により機器の絶縁が脅かされる恐れもあるため、発生の可能性について詳細な検討を行う必要がある。遅れ小電流遮断による過電圧の発生については、従来から無負荷変圧器の励磁電流等の遮断などで検討されていたが、ガス遮断器の良好な消弧性能のために改めて着目されるようになったものである⁽²¹⁾⁻⁽²⁵⁾。

本項では、分路リアクトルの電流遮断時の再発弧、高周波消弧現象を実フィールドで測定した結果を説明する。高周波消弧の発生は、高周波電流の周波数、高周波電流に重畳した商用周波電流の大きさ、遮断器のストローク長に関係する。ガス遮断器について、工場で遮断試験を行い、高周波消弧の発生とこれらのパラメータの関係を検討した。これらの結果から、高周波消弧の実系統での発生の有無および多重再発弧発生時の過電圧の大きさを検討した。



図2-31 東京電力の都内275kV地中系統

さらに、実系統での高周波消弧による多重再発弧過電圧の発生の有無の計算結果の精度を確認するため、アーク抵抗のモデルの検討を行った。すなわち、Mayr形のアーク方程式のアーク時定数などのパラメータを工場試験により明らかにし、実系統での高周波消弧の発生の可能性の理論検討結果の妥当性を裏付けた。

2-3-2. 再発弧および高周波消弧時の多重再発弧サージの発生

分路リアクトル切り離しに伴う遮断現象の概略を説明する⁽²⁶⁾⁽²⁷⁾。

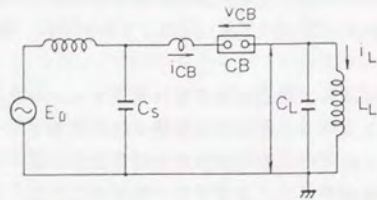
図2-32に、分路リアクトル回路の代表的な等価回路を示す。また、分路リアクトルを切り離すために遮断器を遮断動作させた場合の電圧、電流波形を図2-33に示す。分路リアクトル L_L を遮断するためにCBを開極すると、 t_0 で電流が遮断される。分路リアクトル回路においては通常電流は電圧に対しほぼ 90° 遅れているから、 t_0 において電源電圧 E_0 はほぼ最大値にある。 C_L はこの電源電圧に充電されている。電流遮断後、 C_L に蓄えられた電荷は $C_L \sim L_L$ の回路を通して放電されるため、図2-33(a)に示す通りCBの負荷側端子電圧 V_L は周波数 $1/2\pi\sqrt{C_L \cdot L_L}$ で振動する。この V_L と電源電圧(負荷側電圧に対してほぼ一定値が維持されるとみなし得る)との差 $V_{CB} = E_0 - V_L$ が遮断器CBの極間に印加される。もし遮断器の極間距離が十分に開離しておらず、極間の絶縁耐力が不十分であれば、この極間電圧によって図2-33の t_1 にて絶縁破壊が発生する。この絶縁破壊は再発弧と呼ばれる。系統構成によっては再発弧の結果 E_0 の3倍程度のサージ電圧が発生する可能性がある。

再発弧が起こると C_L に蓄えられた電荷は $C_L \sim CB \sim C_S$ を通じて流れ、 C_L と C_S の合成キャパシタンスと送電線のインダクタンスとから決まる周波数数百kHz~数MHzの高周波電流となる。一方、遮断器電極間が絶縁破壊を起こして導通状態となれば電源側からCBを通じて L_L を流れる電流も現れる。この電流の周波数は商用周波数である。したがって、再発弧が発生すると遮断器には商用周波電流と高周波電流が重畳した電流が流れる。遮断器極間を流れる電流 i_{CB} を図2-33(b)および(c)に示す。この電流は図2-33(c)に示すように商用周波電流に高周波電流が重畳した結果、付加的に発生した零点を持つ。この零点では遮断器電流 i_{CB} は零であるが、分路リアクトル電流 i_L は零とはならない。この零点で遮断器CBにより電流が遮断される現象を高周波消弧と呼ぶ。

高周波消弧が発生した瞬間に L_L を流れる電流および C_L の端子電圧をそれぞれ i および V_0 とすると、 L_L および C_L に蓄えられた磁気エネルギーおよび静電エネルギーはそれぞれ $L_L \cdot i^2/2$ および $C_L \cdot V_0^2/2$ となる。高周波消弧発生後エネルギーは C_L と L_L の間を振動する。遮断器負荷側端子電圧は全エネルギーが C_L に集中した時に最大値 V_{max} となる。すなわち、

$$C_L \cdot V_{max}^2/2 = L_L \cdot i_0^2/2 + C_L \cdot V_0^2/2 \quad (2-16)$$

となる。(2-16)式より高周波消弧後の遮断器負荷側電圧の波高値は再発弧前の波高値よりも上昇する可能性があることがわかる。このような機構で再発弧と高周波消弧が繰り返されると、分路リアクトル端子電圧が逐次増大し、非常に大きな電圧が発生する可能性もある。この現象を電圧エスカレーションと呼ぶ。なお、再発弧が生じかつ高周波消弧が発生しない場合には電流は商用周波数 $1/2$ サイクル後の零点にて遮断されるため大きな問題にはならない。リアクトル開閉において再発弧は通常発生すると考えられることから、高周波消弧現象を検討することは重要である。



i_{CB} : 遮断器電流 CB : 遮断器
 i_L : リアクトル電流 C_s : 電源側キャパシタンス
 E_0 : 電源電圧 C_L : 負荷側キャパシタンス
 v_L : 遮断器負荷側端子電圧 L_L : シャントリアクトル
 v_{CB} : 遮断器極間電圧

図 2-32 分路リアクトル回路の等価回路

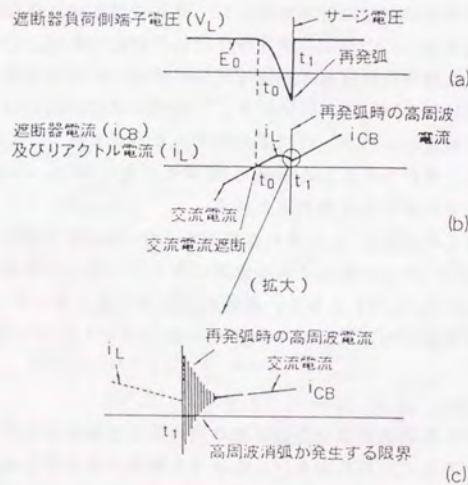


図 2-33 分路リアクトル遮断時の電圧・電流波形

2-3-3. 再発弧および高周波消弧時の多重再発弧サージのフィールド測定
(38) (38) (39)

(1) 測定箇所および方法

フィールド測定を東京電力の 275kV GIS 変電所の 2 箇所で行った。図 2-34 および図 2-35 に、それぞれ、A 変電所および B 変電所の単線結線図を示す。

分路リアクトルの容量は 150MVA、このリアクトルを開閉する遮断器は 300kV のバツファタイプの単圧式ガス遮断器であり、遮断器の分路リアクトル側端子電圧を測定した。再発弧および高周波消弧サージを測定には、ガス遮断器のスペーサのキャパシタンスを

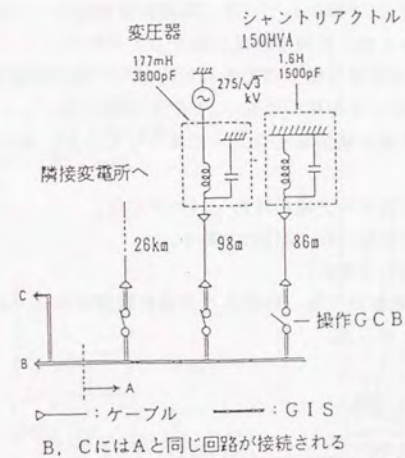


図 2-34 275 kV GIS 変電所単線結線図 (A 変電所)

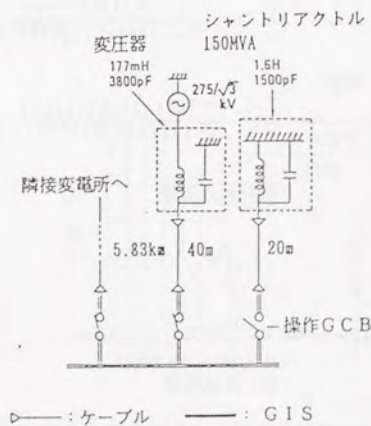


図 2-35 275 kV GIS 変電所単線結線図 (B 変電所)

C分圧器（測定帯域：～10MHz）として利用した。一相に分圧器を2台設置し、1台は低周波現象測定用とし商用周波と遮断後の過渡回復電圧（約1kHz）を測定し、もう1台は高周波現象測定用とし再発弧に伴うサージ（数百kHz）を測定した。信号は光変換し、光ファイバーを用い、誘導によるノイズを最小限に抑えた。

(2) A変電所における測定結果

測定は、分路リアクトルの通常の開閉操作に併せて実施した。54回の分路リアクトル開閉に伴う過渡現象が記録された。測定結果の概要を次に示す。

- 1) 図2-36(a)に低周波用の分圧器で測定された代表的な電圧波形を示す。この例では、再発弧は赤相の時間 t_1 で発生している。商用周波電流の1.5サイクル後の時間 t_2 に遮断が完了しているが、高周波消弧は発生していない。
- 2) 図2-36(b)に高周波用の分圧器で測定された代表的な電圧波形を示す。この例では、再発弧は図2-36(a)に示す赤相の時間 t_1 で発生している。
 - ①この例では、再発弧は極間電圧1.0puで発生している。 $(1.0\text{pu} = (275\text{kV} \times \sqrt{2}) / \sqrt{3} = 225\text{kV})$
 - ②この例では、再発弧サージ電圧は約1.3puである。
 - ③高周波振動の周波数は、約360kHzである。
 - ④高周波振動の減衰は大きい。
- 3) 記録された54回の遮断のうち、69回の再発弧が観測された。この測定期間中、高周波消弧は観測されなかった。

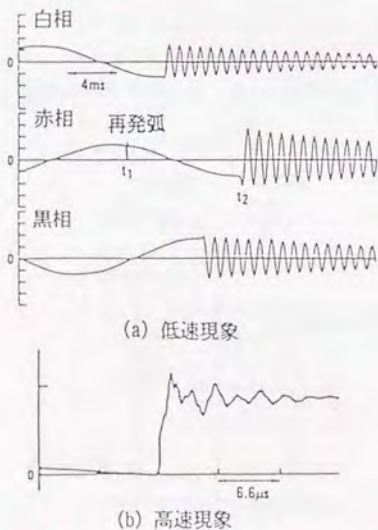


図2-36 分路リアクトル遮断時の代表的な波形 (A変電所)

- 4) 図2-37に測定された電流遮断サージ電圧の発生分布を示す。最大値は、1.55puで、平均値は1.12puである。
- 5) 電流遮断後の過渡回復電圧の周波数は1.1kHzであった。
- 6) 図2-38に再発弧直前の極間電圧の分布を示す。最大値は2.00puで、平均値は1.10puであった。図2-37に示すように、極間電圧が2.00puと大きい場合の再発弧確率はそれほど大きくないことがわかる。
- 7) 再発弧時のサージ電圧(図2-35(b))は、21回測定された。図2-39に、再発弧サージの発生分布を示す。最大値は、1.5puで、平均値は1.26puである。

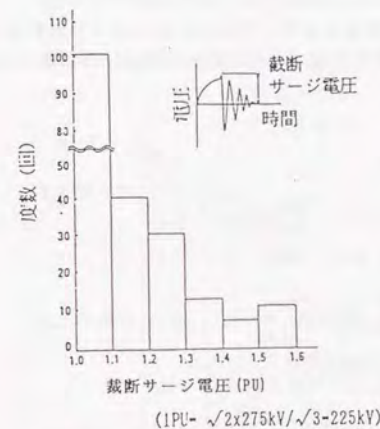


図2-37 遮断サージ電圧の発生分布 (A変電所)

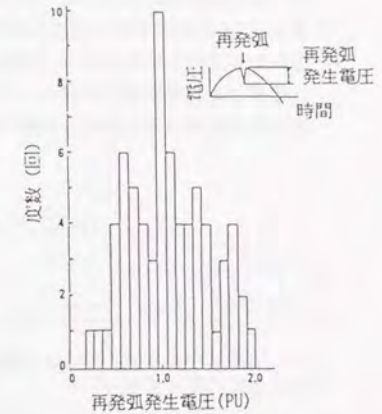


図2-38 再発弧直前の極間電圧の分布 (A変電所)

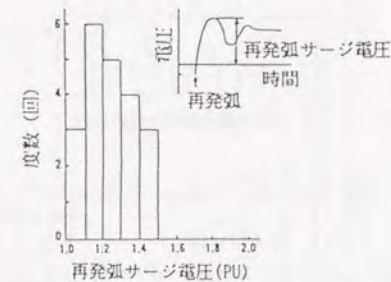


図2-39 再発弧サージ電圧の発生分布 (A変電所)

(3) B変電所における測定結果

測定は、分路リアクトルの通常の開閉操作に併せて実施した。11回の分路リアクトル開閉に伴う過渡現象が記録された。測定結果の概要を次に示す。

- 1) 図2-40(a)に低周波用の分圧器で測定された代表的な電圧波形を示す。この例では、再発弧は赤相および白相で発生している。赤相においては、4回の多重再発弧が発生し、図示していないが商用周波電流の0.5サイクル後の電流零点にて電流が遮断されている。また、白相では再発弧は単一のものであり、高周波消弧および多重再発弧は起こらず、商用周波電流の0.5サイクル後の電流零点で電流は遮断されている。
- 2) 図2-40(b)には同図(a)中の赤相の多重再発弧時の波形を示す。再発弧が発生してから高周波消弧が起こるまでに50~60 μ secが経過していることがわかる。
- 3) 図2-40(c)には再発弧に伴う高周波振動波形を示す。同図から以下のことがわかる。
 - ①再発弧直後には周波数1.06MHzの振動が現れ、これが減衰した後に周波数95kHzの第二の周波数成分が現れている。
 - ②再発弧高周波電圧振動の振幅率は、1.15である。

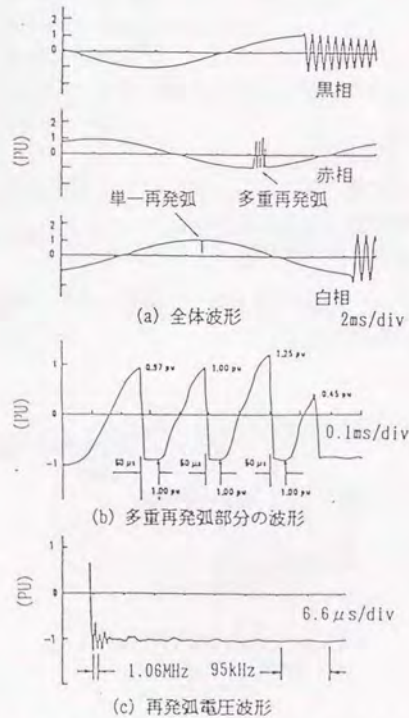


図2-40 分路リアクトル遮断時の代表的な波形 (B変電所)

- 4) 測定結果の概要を表2-7に示す。11回の遮断動作中、三相合計16回の再発弧が観測され、そのうち3回は高周波消弧~多重再発弧に至った。
- 5) 図2-41には、電流遮断サージ電圧の発生分布を示す。最大値は、1.55puで、平均値は1.18puである。
- 6) 電流遮断後の過渡回復電圧の周波数は2.1kHzであった。
- 7) 図2-42に再発弧直前の極間電圧の分布を示す。最大値は1.97puで、平均値は1.02puであった。
- 8) 再発弧に伴うサージ電圧の測定例が少なかったため、各々の再発弧の際の波高値を再発弧発生時のGCB極間電圧および図2-40(c)に示す測定例の振幅率から推定した。図2-43にはこうして推定した再発弧サージ電圧波高値の分布を示す。最大値1.35puで、平均値は1.08puである。

表2-7 B変電所における分路リアクトル遮断測定結果

再発弧回数	黒相	4回
	赤相	5回
	白相	7回
多重再発弧回数	黒相	1回 (2重再発弧 1.0pu以下)
	赤相	1回 (4重再発弧 1.25pu)
	白相	1回 (3重再発弧 1.28pu)

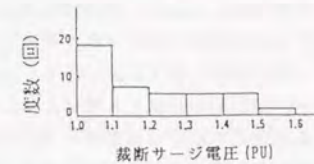


図2-41 断サージ電圧の発生分布 (B変電所)

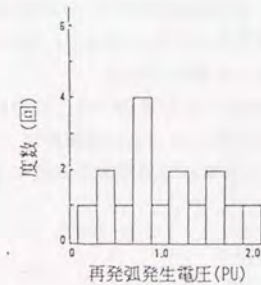


図2-42 再発弧直前の極間電圧の分布 (B変電所)

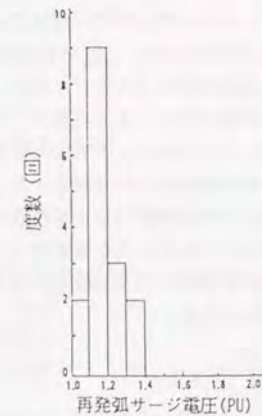


図2-43 再発弧サージ電圧の発生分布 (B変電所)

2-3-4. 高周波消弧特性の工場試験⁽³⁶⁾⁽³⁷⁾

(1) 試験回路

分路リアクトル電流遮断時の再発弧とその高周波現象を模擬して試験回路を構成した。これを図2-44に示す。

図2-44の試験回路の動作を、図2-45を用いて説明する。供試遮断器 GCBを投入状態から開極する。開極動作と同期してインパルス発生器 IGを動作させる。(図2-45中のA点) IGの放電によりコンデンサ Cが抵抗 Rを通じて充電されるため、遮断器の高圧側端子電圧 V_{ocB} は、図2-45(a)に示すように時定数 CRで上昇する。この時、GCBはまだ開極途中であり、電圧 V_{ocB} がGCBの極間耐電圧以上になると極間で絶縁破壊が発生する。

(図2-45中のB点) この時点でCに充電されていた電荷は、C~L~GCBの回路を通して流れる。すなわち、高周波電流 I_{HF} が流れる。さらに、この時点でIG~R~L~GCBの回路を通して、IGの電荷が放電され、主としてRで決まる直流電流 I_0 がGCBに流れる。この直流電流は、実際のリアクトル遮断の場合には再発弧に伴ってリアクトルに流れ込む商用周波電流に相当する。GCBの電流 I_{ocB} は I_{HF} と I_0 の重畳したものとなり、図2-45(b)に示す。

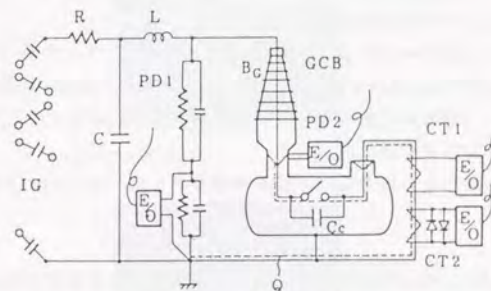
GCBの電流 I_{ocB} は、直流電流成分と高周波電流成分が重畳した結果生じる電流零点のいずれかで遮断される可能性がある。図2-45(b)に示すC点は高周波電流成分 I_{HF} が減衰して電流零線と接する点である。C点近傍の電流零点で消弧する場合としない場合がある。図2-45は消弧した場合を示している。

高周波電流成分の周波数はLおよびCの値を変更することにより設定した。また、直流電流の値はRの値を変更することにより設定した。

実際のリアクトル電流遮断における再発弧の発生、再発弧高周波電流、再発弧後の交流電流成分および高周波消弧の発生は、図2-45において、それぞれB点、高周波電流成分 I_{HF} 、直流電流成分 I_0 およびC点近傍の現象に対応している。

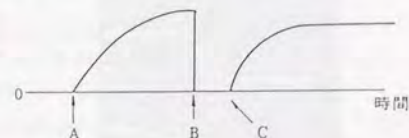
一方、実際の分路リアクトル電流遮断においては、遮断器は開極後いったん数百Aの交流リアクトル電流をその電流零点で遮断し、再発弧後はその後、極間に現れる過渡回復電圧が発生する。図2-44の試験回路においては、この数百A程度のアーク電流なしに再発弧試験を行うことになる。一般にリアクトル電流遮断において再発弧する場合はアーク時間が短く、また小電流アークであるので、再発弧高周波アーク現象に対して、リアクトルの交流アーク電流の影響は小さいと考えられる。したがって、図2-44に示す試験回路は高周波アーク現象に関して等価性は大きいと考えられる。

再発弧高周波電流 I_{HF} の周波数は275kVの系統を模擬した計算例では、100kHz程度またはそれ以上であることが報告されている。ここでの測定では I_{HF} の周波数は、27、56、177kHzの3種類とした。直流分電流 I_0 についても、実系統での現象を念頭において、10~40Aとした。

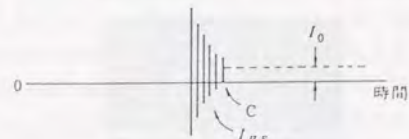


- IG: 衝撃電圧発生器, 2 μ F 100 kV \times 12 段
- C: コンデンサ, 5000 pF ~ 40,000 pF
- R: 抵抗体, 18 k Ω ~ 36 k Ω
- L: リアクトル, 180 μ H ~ 870 μ H
- PD1: 棒形分圧器, PD2: スペーサ形分圧器
- CT: 変流器, E/O: 電気-光信号変換器
- GCB: 供試 SF₆ 300 kV モデル遮断器
- BG: ブッシング, Cc: 遮断器極間コンデンサ

図2-44 再発弧および高周波消弧時の多重再発弧サージの試験回路



(a) 供試遮断器 GCB の端子電圧 V_{ocB}



(b) 供試遮断器 GCB の電流 I_{ocB}

図2-45 試験回路における供試遮断器の端子電圧と電流

(2) 試験方法

電流の測定には、図2-44に示す2つのCTを用いた。CT1は、全体的な電流波形を測定することとし、0~1000Aの電流を測定した。CT2は、電流零点付近の電流波形を詳細に測定することとし、0~100Aの電流を測定した。

電圧の測定には、図2-44に示す2つのPDを用いた。PD1(通常のC-R分圧器)は、GCB高压側の全体的な電圧波形を測定することとし、0~1200kVの開閉インパルス電圧を測定した。PD2は、GCBのエポキシスペーサの静電容量を利用した分圧器であり、電流零点付近のアーク電圧を詳細に測定した。

電流および電圧測定系の総合的な周波数帯域はともにDC~10MHzである。

(3) 試験結果

図2-46と図2-47は、今回の測定で得られた代表的な電圧および電流波形である。図2-46には、高周波消弧のケースを示しており、高周波電流成分の周波数は27kHzである。図2-46(a)中の t_1 において、極間で絶縁破壊が起こり、直流電流に高周波電流が重畳した電流が、GCB極間を流れる。時刻 t_2 にて、高周波消弧が起こり、この電流は遮断されている。図2-46(b)には、図2-46(a)の t_2 付近を拡大したものである。高周波電流成分が減衰して電流のピークが零線に接した時に電流が遮断されていることがわかる。

図2-47には、高周波消弧が発生しなかったケースを示しており、高周波電流成分の周波数は56kHzである。時刻 t_2 において、高周波電流成分のピークは零線に接しているが、電流は遮断されていない。 t_2 以降は、高周波成分は減衰して電流零点が現れないため、電流は遮断されない。

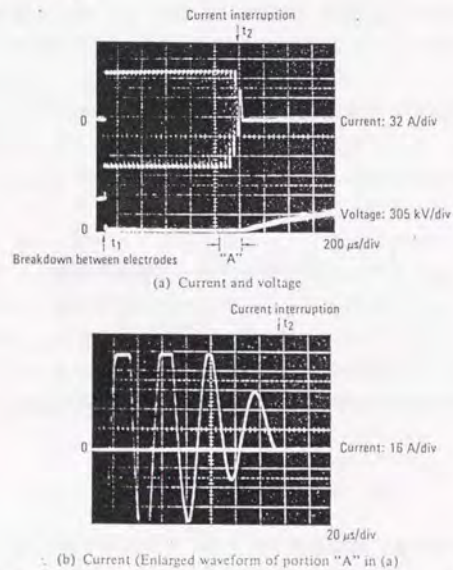


図2-46 高周波電流遮断試験の電圧・電流波形例(27kHz、高周波消弧した時)

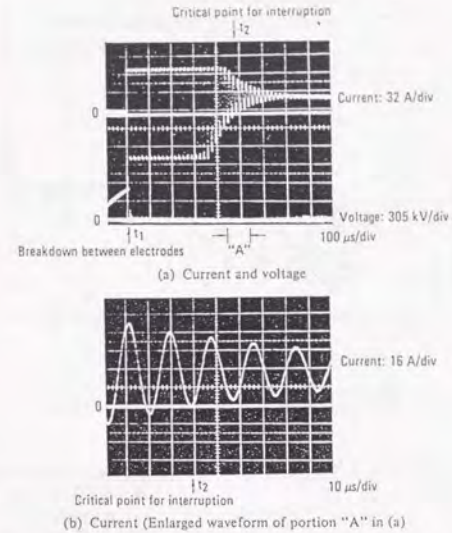


図2-47 高周波電流遮断試験の電圧・電流波形例(56kHz、高周波消弧しない時)

図2-46、図2-49と図2-50は高周波消弧電流の27、56、177kHzの場合の試験結果を示している。横軸は、高周波消弧が起こった場合はその瞬間の直流電流成分の値、高周波消弧が起こらなかった場合は高周波電流成分の振幅と直流電流成分の振幅とが等しくなった瞬間の直流電流成分の値である。縦軸は、その瞬間の遮断器可動部ストローク長である。これらの結果をまとめると以下の通りである。

- 1) 高周波消弧が発生し得る上限となる直流電流値がある。
- 2) 直流電流値がこの上限値以下の場合は高周波消弧が起こることが可能である。
ただし、必ず起こるとは限らない。
- 3) 直流電流値が上限値以上の場合、高周波消弧は起こり得ない。
- 4) 直流電流値の上限値は、高周波電流の周波数が増加するにつれて急激に減少する。
- 5) 直流電流値は、ストローク長が増加するにつれて増加する。

また、図2-48~図2-50より、ストローク長を一定とした時の高周波消弧発生限界の周波数特性を求めることができる。この結果を図2-51に示すが、高周波消弧が発生し得る上限となる直流電流値は高周波電流の成分の周波数が増加するにつれて著しく減少することがわかる。なお、実際のリアクトル遮断では電流零点を迎えるストローク長は全くランダムであるから、高周波消弧が発生する可能性を検討する際には図2-51において再発弧が発生する最大ストローク長(0.4μ)を考えればよい。

なお、図2-44に示す試験回路における直流電流は実際のリアクトル遮断においては商用周波電流に相当するので、以後商用周波電流と表現する。

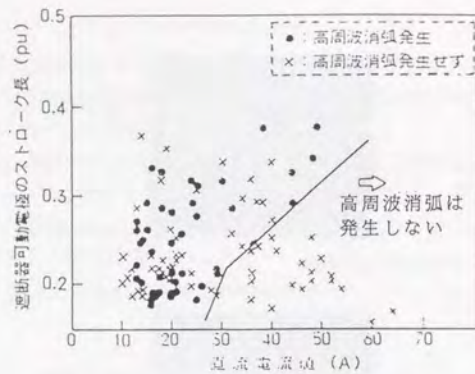


図 2-48 高周波消弧特性 (27kHz)

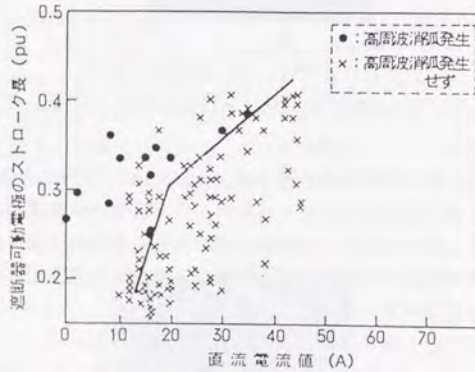


図 2-49 高周波消弧特性 (56kHz)

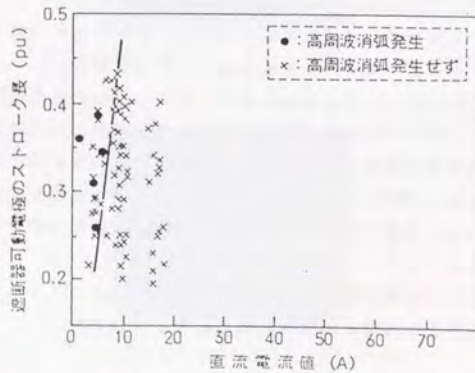


図 2-50 高周波消弧特性 (177kHz)

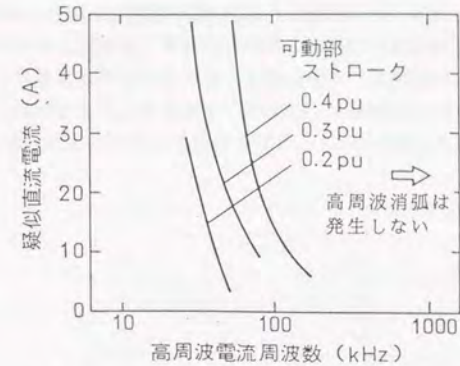


図 2-51 高周波消弧発生限界の周波数特性

2-3-5. 再発弧および高周波消弧時の多重再発弧サージの電圧波形に関する検討 (38) (38)

(1) 再発弧サージの電圧波形模擬

実フィールドで測定されたケーブル系統における再発弧サージを対象に、EMTPにより電圧波形を再現計算した。実測したA変電所およびB変電所の単線結線図は、それぞれ、前述の図2-34および図2-35に示した通りであり、表2-8に機器やケーブルの定数を示す。ケーブル定数は、EMTPプログラムのサブルーチン 'Line Constants' を使い、シースも考慮した2導体として算出した。(周波数: 350kHz)

表2-8、計算に用いた回路定数 (A変電所)

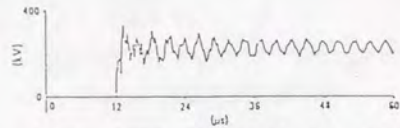
GIS	$Z = 70 \Omega, v = 270 \text{m/s}$
ケーブル1 (Tr~SHR)	$Z_1 = 38 \Omega, v_1 = 197 \text{m/s}, r_1 = 0.0024 \Omega/\text{m}$ $Z_2 = 138 \Omega, v_2 = 124 \text{m/s}, r_2 = 0.34 \Omega/\text{m}$
ケーブル2 (送電線)	$Z_1 = 20 \Omega, v_1 = 162 \text{m/s}, r_1 = 0.0024 \Omega/\text{m}$ $Z_2 = 139 \Omega, v_2 = 126 \text{m/s}, r_2 = 0.34 \Omega/\text{m}$
分路リアクトル	$L = 1.6 \text{H}, C = 1500 \text{pF}$
変圧器	$L = 177 \text{mH}, C = 3800 \text{pF}$
背後インダクタンス	16mH

注: Z_1, v_1, r_1 : 導体・シース間
 Z_2, v_2, r_2 : シース・大地間

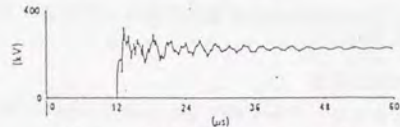
A変電所において実測された電圧波形は、前述の図2-36(b)に示した通りであり、過電圧値は1.33puである。電圧の初期状態は、分路リアクトル側の電圧は0pu、電源側は1puである。また、実測波形において、再発弧サージの減衰は、非常に速い。高周波振動成分の減衰の原因としては、遮断器のアーキ抵抗とケーブルシースの損失が考えられるため、この2つをパラメータとして計算した。図2-52に、A変電所の電圧波形の解析結果 (GCBの分路リアクトル側端子の高周波電圧) を示す。(a)はアーキ抵抗およびケーブルシースの接地インピーダンスを共に考慮しない場合、(b)はアーキ抵抗のみを考慮

した場合、(c)はアーク抵抗とケーブルシースを共に考慮した場合である。これらの図と実測波形(図2-36(b))を比較すると、図2-52(c)(アーク抵抗とケーブルシースを共に考慮した場合)が極めて精度よく現象を模擬していることがわかる。

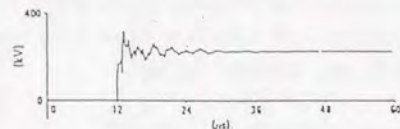
次に、B変電所における再発弧サージの電圧波形を同じ手法で解析した。この結果を図2-53に示す。この場合も図2-40(c)に示す実測波形と極めてよく一致した解析結果が得られた。



(a) アーク抵抗、接地インピーダンス共に考慮しない場合



(b) アーク抵抗のみを考慮した場合



(c) アーク抵抗、接地インピーダンス共に考慮した場合

図2-52 再発弧電圧波形の解析結果(A変電所)

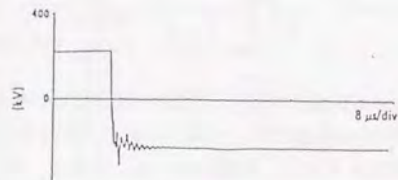


図2-53 再発弧電圧波形の解析結果(B変電所)

なお、ケーブルシースは図2-54に示すように模擬した。また、遮断器のアーク抵抗の値を 2Ω としたが、この値は、図2-55に示す工場試験の高周波アークに対する電圧および電流波形(177kHz)から求めたものである。

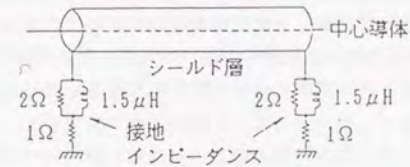


図2-54 ケーブルシースの模擬方法

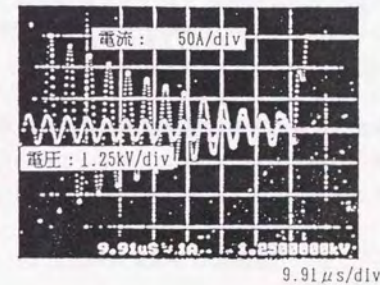


図2-55 高周波消弧時の電圧・電流波形の例(177kHz)

(2) 高周波消弧の発生

高周波消弧現象は、①高周波電流成分が減衰してそのピークが零線に接した時に、②これが重畳している商用周波電流瞬時値が図2-51に示した限界値以下の時にのみ、発生することは、2-3-4(3)に示した通りである。そこで、前節にて述べた手法を用いて再発弧高周波電流を解析する。

A変電所について高周波消弧現象を検討する。フィールド測定の条件で、リアクトル電流の上昇率は、

$$\begin{aligned} di/dt &= V/L = 0.14 \text{ (A/}\mu\text{s)} \\ V &= 275 \text{ kV} / \sqrt{3} \times \sqrt{2} = 225 \text{ (kV)}, L = 1.6 \text{ (H)} \end{aligned} \quad (2-17)$$

図2-56には、A変電所において高周波電流を解析した結果を示す。これは、分路リアクトルでの振動電圧ピークで再発弧が発生した時にGCBに流れる高周波電流を計算したものである。(計算条件は、図2-52(c)と同じく、遮断器のアーク抵抗とケーブルシース

のインピーダンスを考慮した場合である。) 同図には、減衰する高周波電流が零線に接する付近の様子を見るために、全体波形のA部を拡大した波形も示した。再発弧後、商用周波電流成分に重畳した高周波電流が減衰し零線に近づくまでの時間は、約50 μ s (=t_a)である。再発弧後50 μ s以内に、交流電流成分 i_aは、(2-17)式を用いて次の値に近づく。

$$i_a = di/dt \times t_a = 0.14 \text{ (A/}\mu\text{s)} \times 50 \text{ (}\mu\text{s)} = 7 \text{ (A)} \quad (2-18)$$

ここで求めた商用周波電流成分(直流電流成分)が約7Aであり、この時の高周波電流の周波数は350kHzであることを考えあわせると、図2-51に示す限界値を超える値である。このことから、A変電所では高周波消弧が発生しないことが説明できる。

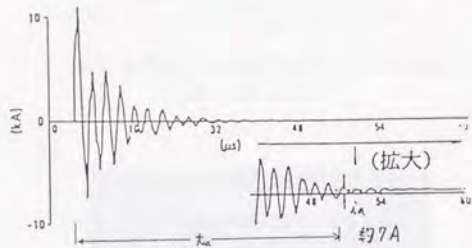


図2-56 再発弧高周波電流の解析値(A変電所)

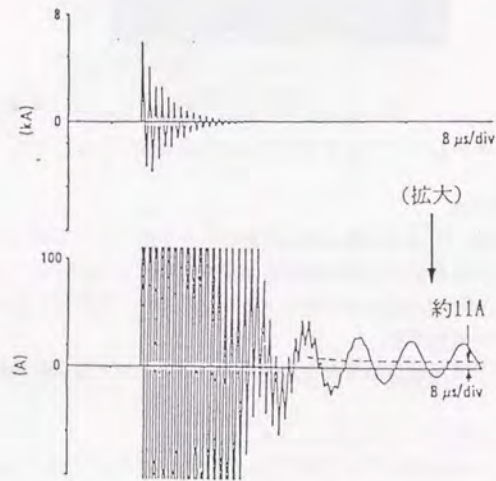


図2-57 再発弧高周波電流の解析値(B変電所)

次に、B変電所の現象を解析した結果を図2-57に示す。B変電所の場合、周波数1.06MHzの電流成分のピークは零線に接することなく、95kHzの成分のピークが再発弧発生後約60 μ s経過後に零線に接している。この時の商用周波電流値は約11Aであり、これは図2-51に示す限界値以下であることから、B変電所にて高周波消弧が発生した原因が理解できる。

このような二重周波現象は解析を変電所内の回路に限った場合には現れないもので、電源側系統の影響によって現れたものである。また、A変電所の場合には電源側ケーブルが十分に長いため、その前に商用周波電流が増加して電流零点が発生しなくなり、この結果、高周波消弧は起こらない。

以上の検討により、従来変電所構内の振動のみから判断して高周波消弧が発生しないと考えられていた場合でも、電源側回路の系統構成が特殊な条件を満たした場合には、再発弧高周波電流が二重周波となって高周波消弧が発生することがわかった。

(3) 地中ケーブル系統変電所での高周波消弧現象および過電圧の評価

実際の系統での長距離地中ケーブル系統に接続されている275kV変電所での分路リアクトル開閉において、高周波消弧現象の発生の有無および発生時の過電圧レベルについて検討した。計算条件として、分路リアクトルの容量は150MVA/3 ϕ (1.6H/ ϕ)、遮断器のアーキ抵抗(2 Ω)とケーブルシースの模擬は前述の図2-54を用いた。

解析結果を表2-9に示す。AからEの全変電所とも、それぞれの高周波電流周波数と商用周波電流の値を図2-51に示す高周波消弧発生の限界と比較すると、いずれも高周波消弧が発生しない範囲にある。しかしながら、高周波消弧の発生の有無を検討するには、さらに電源側系統に起因する二重周波の周波数および減衰も考慮する必要がある。

表2-9 ケーブル系統変電所の計算結果

変電所	高周波電流周波数(kHz)	高周波電流減衰時間(μ s)*	商用周波電流(A)**	アーキ電圧(pu)			系統構成		
				遮断器端子	リアクトル端子	リアクトルケーブル長(m)	電源側回路		
							変圧器	ケーブル	長さ(km)
A	360	48	7	1.70	-	86	3	3	9.5
B	1020	27	4	1.38	-	20	1	1	5.7
C	280	120	17	1.34	2.57	110	2	1	23.2
D	170	150	21	1.53	2.01	167	1	1	14.0
E	280	105	15	1.74	2.23	150	1	2	14.0

*) 再発弧から高周波電流のピークが零線に接するまでの時間

***) 高周波電流のピークが零線に接する時点の商用周波電流の値

AおよびB変電所については、前節2-3-5(2)でも言及したが、その結果も含めて論じると次の通りである。

- 1) 変電所A、C、DとEについては、隣接する変電所と接続されているケーブルのこう長が10~20km程度である。EMTPによる解析の結果、二重周波の第2周波数は30kHz以下であり減衰は非常に遅い。したがって、高周波消弧は発生しない。
- 2) B変電所について、隣接する変電所と接続されているケーブルのこう長が5km程度と特殊な系統条件になるため、高周波消弧が発生する。

この場合、高周波消弧時の多重再発弧過電圧は、高周波消弧が11Aで発生すると仮定すると、

$$\sqrt{[225(\text{kV})]^2 + [11.0(\text{A})]^2 \times [1.6(\text{H})] / [1500(\text{pF}) + 2700(\text{pF})]} / 225(\text{kV}) = 1.38\text{pu}$$

となり、実用上は考慮しなくてもよい過電圧倍数である。

以上のことから、分路リアクトル開閉時に発生する再発弧と高周波消弧時の多重再発弧サージは、工場試験および実フィールド測定に裏付けされた計算手法により模擬できること、実系統では高周波消弧はほとんどの場合発生しないこと、また特殊な電源系統条件では高周波消弧が発生することも皆無ではないが、仮に高周波消弧が発生しても、今回検討した系統条件では大きな過電圧は発生しないことがわかった。

また、再発弧サージの過電圧倍数は、C、D、E変電所を対象に解析した結果、分路リアクトル端で最大2.6pu程度であり、理論上も3.00pu以下である。275kV分路リアクトルの雷インパルス試験電圧値が950kV(4.05pu)と比較しても、十分低いレベルであると考えられる。

しかしながら、系統構成が変わることもあり、かつ広範囲わたる実系統において、高周波消弧が発生する二重周波条件を、予測するのは困難であること、また、実系統では、再発弧サージのような繰り返し過電圧は機器絶縁面からも抑制するのが望ましいことから、高周波消弧のみならず、再発弧自体をも抑制できるように、開極位相制御が採用している⁽⁴⁰⁾⁽⁴¹⁾。

2-3-6. 高周波消弧特性の模擬におけるアークモデルの検討

高周波消弧特性を正確に模擬するためには、遮断器のアークおよびケーブルシースの模擬が重要であるは、2-3-5(1)で示した。さらに、計算精度を向上するため、ここでは、アークモデルについて検討した結果を報告する⁽⁴²⁾⁻⁽⁴⁴⁾。

(1) 測定方法

Mayr形のアーク方程式は、(2-19)式で一般に表される⁽⁴⁵⁾⁽⁴⁶⁾。

$$\frac{1}{G} \frac{dG}{dt} = \frac{1}{\theta} \left(\frac{VI}{N_0} - 1 \right) \quad (2-19)$$

ここで、V：アーク電圧、I：アーク電流、G：アークコンダクタンス

θ ：アーク時定数、 N_0 ：アーク損失

図2-58に示すようなアーク電流およびアークコンダクタンスの測定波形から、(2-19)式のアーク時定数 θ およびアーク損失 N_0 をアークコンダクタンスGの関数として求めること

ができる。すなわち、図2-58において、

- (1) ある一つの値Gを定め、これに対する瞬時値二点を定める。
 (2) 上記二点において、 I_1 、 dG_1/dt および I_2 、 dG_2/dt を読み取って(2-19)式から θ と N_0 を求める。

$$\theta = \frac{G(I_2^2 - I_1^2)}{I_1^2 \frac{dG_2}{dt} - I_2^2 \frac{dG_1}{dt}} \quad (2-20)$$

$$N_0 = \frac{I_1^2 \frac{dG_2}{dt} - I_2^2 \frac{dG_1}{dt}}{G \left(\frac{dG_2}{dt} - \frac{dG_1}{dt} \right)}$$

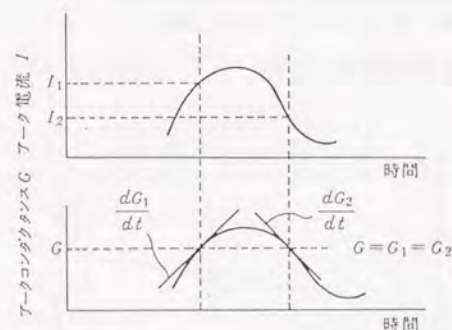


図2-58 アーク電流・コンダクタンスの波形

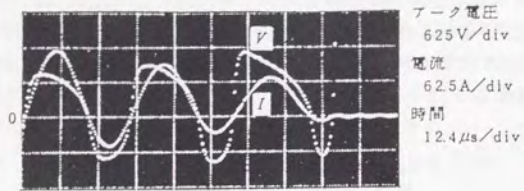
(2) 試験回路

分路リアクトル電流遮断時の再発弧とその高周波消弧現象を模擬して試験回路を構成し、300kVガス遮断器を供試して前述のアークパラメータを求めた。試験回路は、2-3-4項の図2-44と同じである。

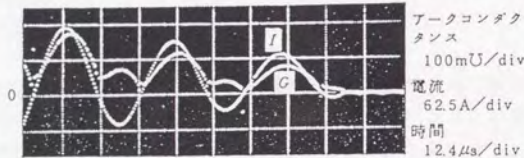
測定結果の波形例を図2-59に示す。同図は周波数27kHz、可動電極のストローク長0.21pu(1puは全ストローク長)の場合で、高周波消弧が発生した場合を示す。

(3) アークパラメータの測定結果

図2-59に示したように、高周波振動電流の時間的変化に対応したアークコンダクタンスに時間的変化が求められたので、図2-58に示したように、同一アークコンダクタンスGの値に対応する瞬時値二点を測定波形上に定義することができる。(2-20)式に従って時定数 θ およびアーク損失 N_0 を求めた。

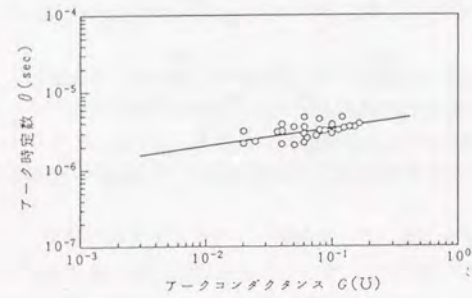


(a) アーク電圧 V , 電流 I

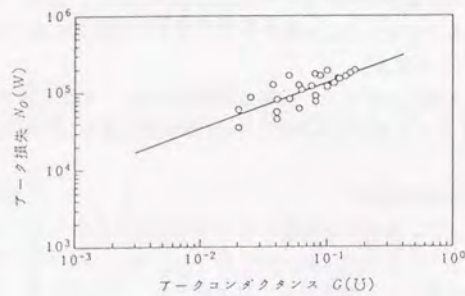


(b) アークコンダクタンス G , 電流 I

図 2-59 高周波電流の時間的变化に対応したアーク電圧およびアークコンダクタンス



(a) アーク時定数 θ



(b) アーク損失 N_0

図 2-60 アークパラメータの測定例 (データグループ 2 : 27kHz, 0.30pu)

高周波消弧能力は高周波消弧時点の遮断器可動電極のストローク長に關係する。測定は、高周波電流の周波数と共にストローク長を変えて実施した。測定条件を表2-10に示す。読み取りには、高周波消弧発生直前の数波を用いた。

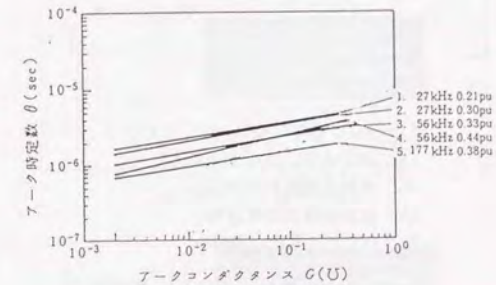
アークパラメータの読み取り結果の例をアークコンダクタンス G の関数として図2-60に示す。これは、表2-10に示すデータグループ 2の結果である。(a)図は、アーク時定数 θ 、(b)図はアーク損失 N_0 の結果である。図中に示すように、プロットデータを直線近似すると、これらの直線は(2-21)式のように表される。

$$\theta = A G^{\alpha}, N_0 = B G^{\beta} \quad (2-21)$$

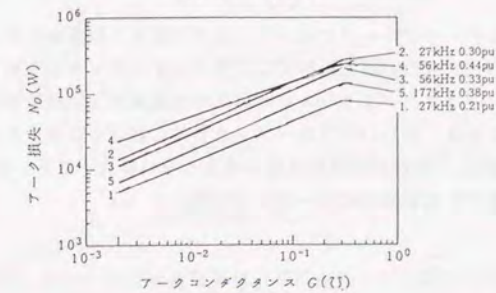
表2-10における他のデータグループについても同様にプロットし、プロットデータを直線近似した。結果を図2-61に実線で示す。

表2-10 アークパラメータの測定条件一覧

データグループ	周波数 (kHz)	ストローク長 (pu)	データ数
1	27	0.21	4
2	27	0.30	3
3	56	0.33	2
4	56	0.44	2
5	177	0.38	1



(a) アーク時定数 θ



(b) アーク損失 N_0

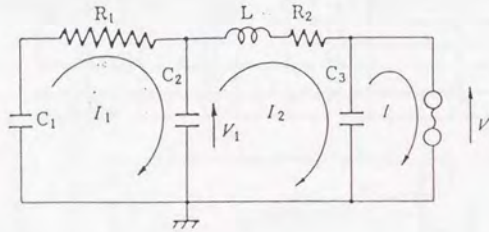
図 2-61 アークパラメータの測定結果のまとめ

(4) アークパラメータから解析した高周波消弧特性と実験結果との比較

図2-44の試験回路を模擬し、求めたアークパラメータを(2-20)式に用いてこれらを組み合わせて高周波消弧特性を計算した。計算回路を図2-62に示す。図2-62の方程式は(2-22)式のようになる。

$$\begin{aligned}
 I_1 &= -C \left(\frac{d}{dt} \right) (R_1 I_1 + V_1) \\
 I_1 - I_2 &= C_2 \left(\frac{d}{dt} \right) V_1 \\
 L \left(\frac{d I_2}{dt} \right) + R_2 I_2 + V &= V_1 \\
 C_3 \left(\frac{d}{dt} \right) V &= I_2 - I
 \end{aligned} \tag{2-22}$$

$$\frac{1}{I} \frac{d I}{dt} - \frac{1}{V} \frac{d V}{dt} = \frac{1}{A (I/V)^\alpha} \left[\frac{V I}{B (I/V)^\beta} - 1 \right]$$

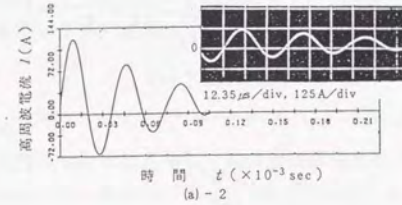
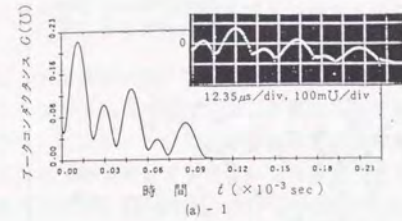


C_1 : IGの静電容量, R_1 : 図1のR
 C_2 : 図1のC, L: 図1のL
 R_2 : 高周波電流の減衰抵抗
 C_3 : 遮断器極間静電容量
 V, I : アーク電圧, 電流

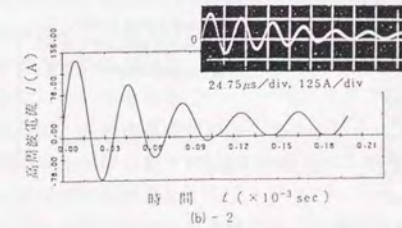
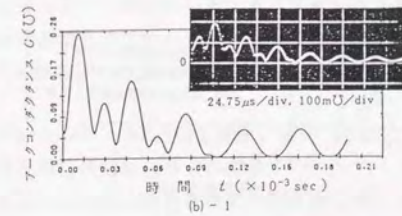
図2-62 高周波消弧の計算回路

表2-10に示す各データグループについて、各々対応する回路条件およびアークパラメータを用いて、(2-22)式の非線形微分方程式をルンゲ・クッタ法を用いて計算した。

高周波電流、アークコンダクタンスについての計算波形と実測波形との比較の例を図2-63に示す。これは、表2-10のグループ1の条件における比較であり、(a)図は高周波消弧が発生した場合、(b)図は高周波消弧が発生しない場合である。いずれにおいても、計算波形と実測波形とは比較的良好に一致している。

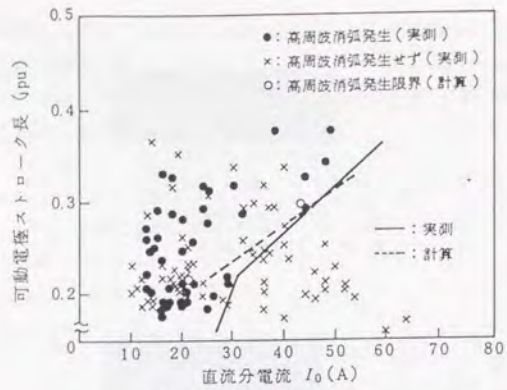


(a) データグループ1(27 kHz, 0.21 pu)

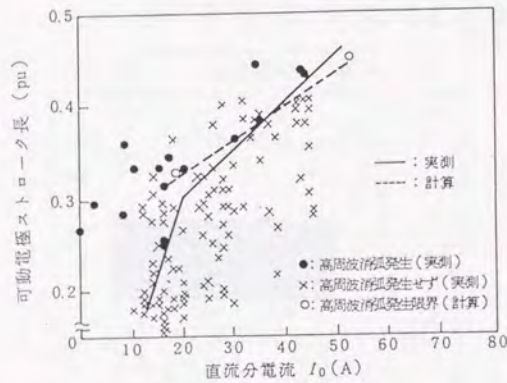


(b) データグループ1(27 kHz, 0.21 pu)
(高周波消弧発生しない場合)

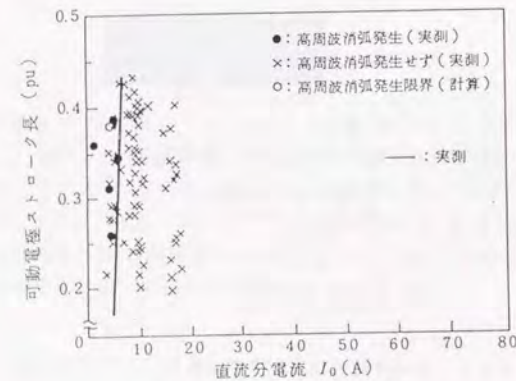
図2-63 高周波消弧現象の実測波形と計算波形の比較



(a) 高周波電流周波数 27 kHz



(b) 高周波電流周波数 56 kHz



(c) 高周波電流周波数 177 kHz

図 2-64 高周波消弧発生限界の試験結果と計算結果の比較

図2-44の試験回路において、直流電流 I_0 を変えて、高周波消弧特性発生限界を求めた試験結果と、計算によって同様に求めた高周波消弧発生限界との比較を図2-64に示す。

試験においては、高周波消弧は、図2-44のC点に示すように高周波電流の波高値が電流零線とほとんど接する状態で発生した。実際のシステムでの実測結果においても同様な結果が得られている。図2-64において、計算結果と実測結果とはよく一致しているといえる。計算と実測の両者において高周波電流の周波数が高くなると、高周波消弧発生限界の直流電流 I_0 が小さくなり、また可動電極ストローク長が大きくなると同 I_0 が大きくなっている。

以上示したように、工場試験により明らかにしたMayr形のアーク方程式のアーク時定数などを用いた検討により、実システムでの高周波消弧の発生の検討方法の妥当性を裏付けることができた。

2-3-7. まとめ

分路リアクトルの電流遮断時の再発弧、高周波消弧現象について、実フィールド測定および理論面から検討した。実測は、東京電力の275kV GIS変電所の2箇所で行った。ガス遮断器を用い、工場での遮断試験を行い、高周波消弧の発生とその周波数、高周波電流に重畳した商用周波電流の大きさなどのパラメータの関係を検討した。これらの結果から、高周波消弧の実システムでの発生の有無および発生時の過電圧の大きさを検討した。さらに、Mayr形のアーク方程式のアーク時定数などのパラメータを工場での遮断試験により明らかにし、実システムでの高周波消弧の発生の可能性の理論検討結果の妥当性を検討した。

本章の内容をまとめると次のようになる。

- 2箇所の275kVケーブル系統GIS変電所において分路リアクトル遮断時の再発弧サージおよび高周波消弧時の多重再発弧サージのフィールド測定を実施した。この結果、A変電所では69回の再発弧はすべて高周波消弧を起こさなかったのに対し、B変電所では16回の再発弧中3回は高周波消弧～多重再発弧へと至った。
- ガス遮断器を用いた工場での分路リアクトル遮断試験を実施した。この結果、高周波消弧の発生とその周波数、高周波電流に重畳した商用周波電流の大きさの関係を明らかにした。すなわち、
 - ①高周波消弧は、高周波電流が減衰してそのピークが零線に接した時に発生する
 - ②高周波電流の周波数が数十kHz程度の場合は、重畳した商用周波電流が大きい場合でも高周波消弧が発生する
 - ③高周波消弧の発生限界は、周波数が高くなるに従い、重畳する商用周波電流が小さくなる
 ことがわかった。
- ケーブル系統GIS変電所における再発弧サージの過電圧波形について、遮断器のアーク抵抗およびケーブルシースの接地インピーダンスを考慮することにより、精度よく現象を模擬できることがわかった。

- 4) 実変電所を対象に高周波消弧現象を解析した結果、A変電所を含め、ほとんどの変電所では変電所内の回路構成から評価して、高周波消弧は発生しないことが明らかになった。一方、B変電所における高周波消弧は電源側系統構成が高周波消弧が起こる条件を満たしているために発生することがわかった。
- 5) 高周波消弧特性の模擬の精度向上のため、アークの動特性を含めた検討を行った。ガス遮断器を用いて、再発弧と高周波消弧を模擬した試験回路を工場で構成し、Mayr形アーク方程式のアークパラメータを求めた。このパラメータ値を用いて、高周波消弧の発生限界を解析した結果、実測結果とよく一致し、上記の検討結果の妥当性が確認できた。
- 6) 過電圧について、再発弧による過電圧は 2.6pu程度であり、また、仮に高周波消弧が発生しても多重再発弧による過電圧は 1.38pu程度であること、さらに、開極位相制御をリアクトル開閉用の遮断器に適用するので、275kV系統の機器においては絶縁面で問題ないことが確認できた。

今回の検討においてはアークモデルの検討により実系統での高周波消弧の発生の有無の評価を行ったが、検討の精度を向上させるもう一つの重要なパラメータであるケーブルシースの研究については、今後の課題である。

参考文献 [第2章]

- 1) 河野照哉「系統絶縁論」コロナ社 昭和59年
- 2) 電力中央研究所 UHV送電特別委員会 機器部会「UHV送電系統の絶縁-絶縁部会報告書-」委員会報告 昭和57年
- 3) 電気協同研究会「絶縁設計の合理化」電気協同研究第44号第3号 昭和63年
- 4) 変電所における雷サージの新評価法調査専門委員会「変電所における雷サージの新評価法」電気学会 技術報告 II部 第446号 平成4年
- 5) 試験電圧標準特別委員会ワーキンググループIII「500kV系統の過電圧特性」電気学会 技術報告 II部 第49号 昭和51年
- 6) 送電機能研究委員会「500kV送電に関する研究報告 その5 500kV系統の絶縁協調」電力中央研究所 昭和44年
- 7) 電力系統のサージ解析調査専門委員会「電力系統における雷サージ解析の新技术」電気学会 技術報告 II部 第244号 昭和62年
- 8) サージに対する絶縁協調調査専門委員会「発変電所の雷サージ解析における各種パラメータとその影響」電気学会 技術報告 II部 第301号 平成元年
- 9) M. Kawai "Studies of the Surge Response on a Transmission Line Tower" IEEE Tr., PA & S, 1964
- 10) 耐雷設計基準委員会「送電線耐雷設計基準要項」電力中央研究所報告 No. 71037 昭和46年
- 11) 補永、佐々木、岸嶋「500kV新秩父栃木線のサージに対する諸特性」電力中央研究所報告、179531 昭和55年
- 12) 電力中央研究所 UHV送電特別委員会 機器部会「UHV送電系統の絶縁-絶縁部会報告書-」委員会報告 昭和57年、pp286~291
- 13) 河村他「東大生産技研談話会報告」30、No23
- 14) M. Ishii, T. Kawamura, T. Kouno, E. Ohsaki, K. Shiokawa, K. Murotani, T. Higuchi "Multistory Transmission Line Model for Lightning Surge Analysis", IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 6, July 1991
- 15) 松原他「500kV送電線のサージに対する諸特性」電中研報告 T90075
- 16) 山田他「500kV実規模試験送電線の雷サージ解析結果について」電気学会高電圧研究会資料 HV-89-96、1987
- 17) 財満、澤田、山田他「鉄塔サージインピーダンスの実測結果」平成3年電気・情報関連学会連合大会 57-4
- 18) 松原、本山「UHV送電鉄塔の雷サージ特性実験結果」電力中央研究所報告、依頼報告：T92502、平成4年
- 19) 望月、山田、澤田、財満「UHV鉄塔モデルの検討」電気学会 平成5年電気学会電力・エネルギー部門大会 40
- 20) 雨谷他「ラプラス変換による鉄塔インピーダンス実測結果の補正」平成4年電気学会全国大会 1193

- 21) 山田、望月、澤田、財満「UHV鉄塔サージ実測結果に基づく雷サージ解析用波形の算出と妥当性の検証」平成5年電気学会全国大会 1394
- 22) 松原他「鉄塔サージ応答特性に対する試験方法の影響」電気学会高電圧研究会 HV-91-82、平成2年
- 23) 望月、山田、澤田、財満「鉄塔サージ測定における測定線配置の影響の検討」平成5年電気学会全国大会 1395
- 24) 加藤他「新しいサージ解析法と高電圧工学への応用」電気学会高電圧研究会 HV-91-19、平成2年
- 25) T. Yamada, A. Mochizuki, J. Sawada, E. Zaima, T. Kawamura, A. Ametani, M. Ishi, S. Kato "An Experimental Evaluation of UHV Tower Model for Lightning Surge Analysis" IEEE PES 94 WM 044-8 PWRD
- 26) 雨谷他「鉄塔サージインピーダンスの垂直多導体モデル」電気学会電力研究会 PE-92-172、平成3年
- 27) 加藤他「鉄塔サージインピーダンスの印加電流角度の依存性の実測」平成2年電気学会全国大会 1287
- 28) 原他「サージ解析における鉄塔インピーダンスの表現」平成2年電気学会連合大会 S7-3
- 29) "Guide to Procedure for Estimating the Lightning Performance of Transmission Lines", CIGRE SC33-WG01 report, Oct. 1991
- 30) "Estimating Lightning Performance of Transmission Lines II - Update to Analytical Models", IEEE Working Group Report, 92 SM 453-1 PWRD
- 31) 大容量遮断器の特殊遮断条件調査専門委員会「大容量遮断器の特殊遮断条件」電気学会技術報告 II部 第388号 平成3年
- 32) CIGRE Working Group 13.02, "Interruption of Small Inductive Currents, Chapters 1 and 2" Electra, No72, 1980
- 33) CIGRE Working Group 13.02, "Interruption of Small Inductive Currents, Chapters 4, Part A" Electra, No101, 1985
- 34) CIGRE Working Group 13.02, "Interruption of Small Inductive Currents, Chapters 4, Part 2" Electra, No132, 1988
- 35) H. Kawada, K. Goto, M. Hanamyra, et al., "Switching Surge of Shunt Reactor Caused by SF Circuit Breaker Operation" IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. PWRD-2, No. 4, 1987
- 36) E. Zaima, S. Okabe, S. Nishiwaki, M. Ishikawa, T. Nakamoto, Y. Murayama, Y. Kawaguchi "Reignition Surges at Reactor Current Interruption in Cable-System GIS" IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 5, No. 2, April 1990
- 37) 花村、萬屋、岡部、石川、西脇、柳父「ガス遮断器によるリアクトル開閉に伴う現象」電気学会開閉保護装置研究会試料 SPD-89-3 (平成元年)
- 38) 萬屋、岡部、西脇、池田、石川「変電所におけるシャントリアクトル遮断に伴う多重再発弧現象とその保護」電気学会開閉保護装置研究会試料 SPD-90-3 (平成2年)

- 39) 財満、岡部他「シャントリアクトル開閉に伴う過渡現象の長期自動現地測定」平成元年電気学会全国大会 1353
- 40) 山形、熊谷、西脇、戸田、石川、横田「ガス遮断器の開極位相制御によるシャントリアクトル電流遮断に伴う再発弧過電圧の抑制」電気学会論文誌 B、112巻2号、平成4年
- 41) S. Okabe, M. Kosaka, H. Toda, K. Suzuki, M. Ishikawa "Investigation of Multiple Reignition Phenomena and Protection Scheme of Shunt Reactor Current Interruption in GIS Substation" IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 8, No. 1, 1993
- 42) 岡部、財満、萬屋、西脇、石川、中本、小坂田「SF₆ガス遮断器の高周波消弧のシミュレーション」電気学会論文誌B、111巻11号、平成3年
- 43) 岡部、萬屋、財満、西脇、石川、中本、横田「SF₆ガス遮断器の高周波電流消弧時のアーク抵抗、アークコンダクタンスの測定方法」電気学会論文誌B、111巻7号、平成3年
- 44) E. Zaima, S. Okabe, S. Nishiwaki, M. Ishikawa, K. Suzuki, H. Toda "Application of Dynamic Arc Equations to High-Frequency Arc Exinctions in SF₆ Gas Circuit Breakers" IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 8, No. 3, July 1993
- 45) Mayr "Beitrage zur Theorie des statischen und des dynamischen Lichtbogens" Archive fur Elektrotechnik, 37. Band, Heft 12, 1943
- 46) T. E. Browne, Jr., "A Study of A-C Arc Behavior Near Current Zero by Means of Mathematical Models" AIEE Trans., Vol. 67, 1948

第3章 送電線用避雷器

3-1. はじめに

送電線においても、2回線同時トリップ防止など系統の信頼度に対する要求が高まっている。架空送電線の電気的な事故の半数以上は図3-1に示すように、雷によるものである。雷による閃絡事故を防止する対策として、架空地線の多条化、接地抵抗の低減および不平衡絶縁方式などが用いられているが、根本的な対策には至っていない。近年、当社をはじめ、国内、米国でも酸化亜鉛避雷器の技術を応用することにより、雷事故を低減することを目的とした送電線用の避雷器が開発・適用され、実用化されている⁽¹⁾⁻⁽⁸⁾。

しかしながら、従来から使用されているものは、いずれも変電用避雷器の技術を単に延長したものであり、長幹型の外部絶縁容器の中に酸化亜鉛素子を収納したタイプで多くは直列ギャップを有するもので既設碍子連装置に併設するものである。これは、既設の懸垂碍子と交換できない、機械力を持たせられないなど問題があり、懸垂碍子タイプの送電用避雷器が必要であった。

そのニーズに対応し、懸垂型の避雷碍子を開発した。これは、従来の送電用懸垂がいしの電気的機能と機械機能に避雷機能を兼ね備えることができ、また、ギャップレスタイプであるので、放電の遅れがなく、確実にサージを吸収する利点を持ち、従来碍子装置と置換が可能である。

懸垂型避雷碍子の開発研究は、昭和58年に開始し、66kVおよび500kV級避雷碍子のプロトタイプを試作および工場試験を実施し、屋外課電試験により信頼性を確認した。東京電力の66kV送電線で適用し、避雷効果を確認した。

本章では、懸垂型避雷碍子のコンセプト・仕様、その開発、適用の考え方および適用効果の評価について論じる。

3-2. 避雷碍子の動作原理

従来の碍子装置では、鉄塔へ落雷すると、碍子装置のアーキホーン間の電圧が高くなり逆フラッシュオーバーが発生し、引き続いて商用周波の統流（地絡電流）が流れる。この地絡電流を検出し、変電所で遮断器が開放し、送電を停止する（500kVの場合、70ms）。アーキホーン間の絶縁回復後、再送電を行う（500kVの場合、1秒）。

一方、避雷碍子を設置する場合、アーキホーン間の電圧は避雷碍子の動作により抑制さ

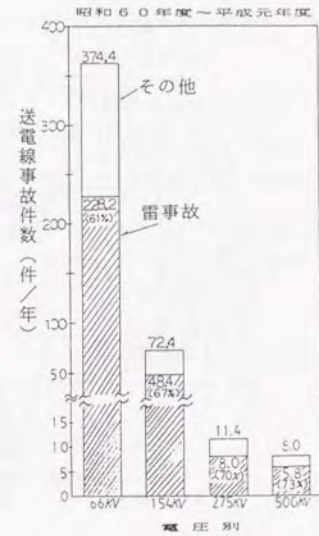


図3-1 架空送電線事故件数

れ、雷電流は瞬間的に避雷碍子の酸化亜鉛素子には流れるが、引き続いて流れようとする続流は遮断され、変電所の遮断器は動作しない。このため、落雷時でも送電が継続され、停止することがない。(動作原理を、図3-2に示す)

以上のことから、避雷碍子(または送電線用避雷器)の適用により、送電線における雷事故の防止が可能となる。

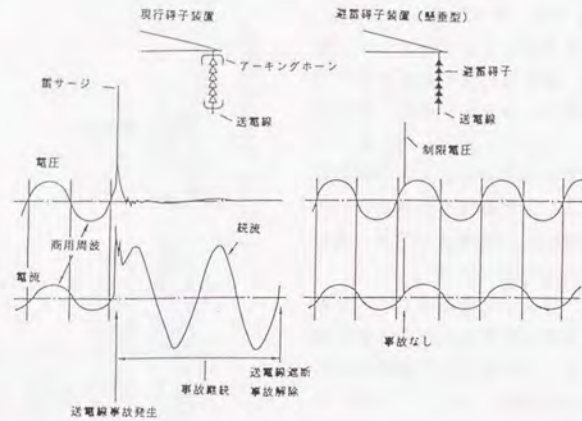


図3-2 避雷碍子の動作原理

3-3. 懸垂型避雷碍子のコンセプト・仕様⁽⁹⁾⁽¹⁰⁾

3-3-1. コンセプト

懸垂型避雷碍子の開発に当たり、次の点を基本として開発を行った。

- ① 避雷機能部には変電所用避雷器に適用され、優れた実績のある酸化亜鉛素子を用いること。
- ② 避雷機能部は悪天候でも放電の時間遅れがなく、サージ処理が確実で、かつ複数相設置による分流効果により1相あたりの処理エネルギーの少ないギャップレス方式とすること。
- ③ 碍子連結長および機械強度は従来碍子と同一とし、既設碍子連と置換できること。
- ④ 従来の送電線用碍子と同等の長期信頼性を有し、また防爆性を持つこと。

3-3-2. 仕様

避雷碍子には、送電線特有の電気絶縁、機械強度、長期信頼性および安全性が十分反映された仕様が必要である。66kVおよび500kVの基本仕様を表3-1に示す。

表3-1. 懸垂型避雷碍子の基本仕様

項目	66kV	500kV
連続使用電圧	$69kV/\sqrt{3} = 40kV$	$550kV/\sqrt{3} = 318kV$
定格電圧	69kV	381kV
公称放電電流	17kA (2/18(μs))	30kA (4/10(μs))
制限電圧	298kV	1735kV
雷サージ動作責務	定格電圧印加中に、公称放電電流を同極性、異極性各5回を印加し耐える	
開閉サージ動作責務	連続3回の矩形波放電電流80A(2ms)を印加後、連続使用電圧を加える試験を各2回繰り返す試験に耐える	連続3回の矩形波放電電流250A(2ms)を印加後、連続使用電圧を加える試験を各2回の繰り返す試験に耐える
雷インパルス放電耐量	65kA(4/10(μs))に2回耐えること	
開閉インパルス放電耐量	80A×2ms矩形波20回に耐える	250A×2ms矩形波20回に耐える
短時間過電圧耐量	2.34pu×5秒に耐える	2.0pu×2秒に耐える
耐アーク特性	31.5kA×0.3秒に対して 筈欠け飛散しない	50kA、0.3秒に対して 筈欠け飛散しない
放電特性	31.5kA×0.2秒に対して 筈欠け飛散しない	50kA×0.2秒に対して 筈欠け飛散しない

(1) 66kV用避雷碍子

・ 定格電圧:

一線地絡事故時の健全相対地電圧の69kV

・ 公称放電電流:

鉄塔雷撃時と遮蔽失敗時の吸収エネルギーを比較し、エネルギーの大きい遮蔽失敗時に避雷碍子を流れる電流値17kA(2/18(μs))とした。

具体的には、

[遮蔽失敗の電流]

送電線への雷撃は、A-W理論を満足すると仮定する。雷事故と事故頻度との特性は、図3-3に示すように計算される。(この計算に用いた鉄塔モデルを図3-4に示す。) 図3-3より、遮蔽失敗の計算上の限界電流は、21kA(2/70(μs))(頻度は、0.01件/100km年以下)である。

[鉄塔雷撃の電流]

塔頂への雷撃は、過去の雷撃データより、150kA(2/70(μs))(頻度は、1件/100km年以下)とした。

[エネルギーの比較]

両ケースについて雷サージ解析の結果、遮蔽失敗(21kA)に対する避雷碍子の吸収エネルギーは、塔頂雷撃(150kA)に対するものより大きくなった。これより、避雷碍子の公称放電電流は、17kA(2/18(μs))(遮蔽失敗の21kAをエネルギー換算)とした。

・ 保護特性:

公称放電電流で発生する制限電圧は、碍子連のアークホーン(最小ホーン間560mm)の耐電圧以下の、298kV(17kA、2/18(μs))以下とする。

・耐アークおよび放圧：

電流値は、66kV系統の短絡電流31.5kA、0.2秒とした。

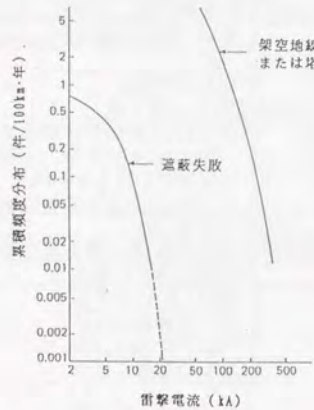


図3-3 雷撃電流累積頻度分布

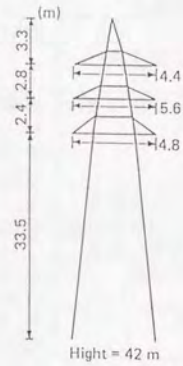


図3-4 66kV送電鉄塔モデル

(2) 500kV用避雷碍子

・定格電圧：

一線地絡事故時の健全相対地電圧の381kV (=550kV/√3×1.2)とした。

・公称放電電流：

鉄塔雷撃時と遮蔽失敗時の吸収エネルギーを比較し、エネルギーの大きい遮蔽失敗時に避雷碍子を流れる電流値30kA(4/10(μs))とした。

具体的には、

[遮蔽失敗の電流]

遮蔽失敗の限界電流は、前述の66kVと同じように計算し、35kA(2/70(μs)) (頻度は、0.01件/100km年以下)である。

[鉄塔雷撃の電流]

塔頂への雷撃は、過去の雷撃データより、200kA(2/70(μs)) (頻度は、0.1件/100km年以下)とした。

[エネルギーの比較]

両ケースについて雷サージ解析の結果、遮蔽失敗(35kA)に対する避雷碍子の吸収エネルギーは、塔頂雷撃(200kA)に対するものより大きくなった。これより、避雷碍子の公称放電電流は、30kA(4/10(μs)) (遮蔽失敗の35kAをエネルギー換算)とした。

・保護特性：

公称放電電流で発生する制限電圧は、碍子連のアークホーン(最小ホーン間3600mm)の耐電圧以下、1735kV(30kA、4/10(μs))とする。

・耐アークおよび放圧：

電流値は、500kV系統の短絡電流である50kA、0.2秒とした。

3-3-3. 基本構造

既存の懸垂碍子と酸化亜鉛素子を組み合わせた送電用避雷碍子の概念構造について、検討した。検討した避雷碍子のタイプを表3-2に示す。

表3-2 懸垂型避雷碍子の方式

タイプ	埋込みタイプ		(c) ZnO 一体成形
	(a) 頭部	(b) 笠部	
構造			

項目	66kV碍子		500kV碍子	
	現行碍子	避雷碍子	現行碍子	避雷碍子
引張強度	12トン	12トン	42トン	42トン
単位連結長	146mm	146mm	205mm	205mm
笠径	254mm	420mm	340mm	540mm
重量	5.8kg	20kg	16kg	40kg

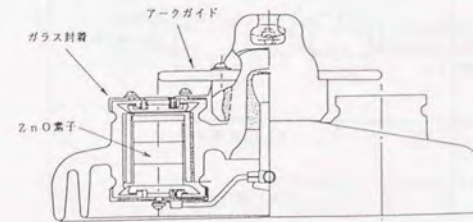


図3-5 懸垂型避雷碍子の基本構造(66kV/500kV)

表3-2の(a)頭部埋め込みタイプは、酸化亜鉛素子を経由して碍子のキャップとピン間の気密を保った導通処理が極めて難しい。一方、(b)笠部埋め込みタイプは、最悪の場合でも裁断防止の可能性は大きいと考えられるので、他の方式に比べ実現の可能性が高いと考えられた。(c)碍子の全磁器部を酸化亜鉛で形成するタイプは、機械強度が磁器の約50%で弱いこと、太径長尺素子の焼成技術とコーティング材の開発が必要であること、および防爆対策が難しいことなど技術課題が多い。

以上のことから、タイプ(b)の「笠部埋め込みタイプ」を基本構造とすることとした。図3-5に示す。なお、素子の埋め込み位置は、キャップの電界緩和と表面漏洩距離をできるだけ確保するため、頭部に接近させることにした。

3-4. 避雷碍子の開発

避雷碍子の技術開発を進める上で克服しなければならない主要技術は、基本構造の検討結果から、酸化亜鉛素子の電気特性の向上、酸化亜鉛素子の磁器への埋め込みおよび防爆である⁽⁹⁾⁽¹⁰⁾。

3-4-1. 高性能素子の開発

変電所用に多数実績のある酸化亜鉛素子をベースに、避雷碍子用の高性能素子の開発を行った。従来の特性の酸化亜鉛素子を碍子の笠部に埋め込む場合、酸化亜鉛素子の所要長が長くなり、既存の碍子連の長さには収めることができない。たとえば、500kVの場合、従来素子では、3-2で示した仕様を満足するためには3600mm(20mm厚素子180個直列)となり、現行の碍子個数23個(通常の汚損区分:A地区 0.01mg/cm²)と置き換えることが寸法的に無理であることがわかった。このため、現状の素子長の3600mmを1/2の1800mmに電気特性を向上させ、縮小させる必要があることがわかった。

この課題を解決するために、酸化亜鉛素子の動作開始電圧(V_{1mA})を既存素子の約2倍に向上させることとした。材料組成の中でSi酸化物系の調整と焼結温度をコントロールし

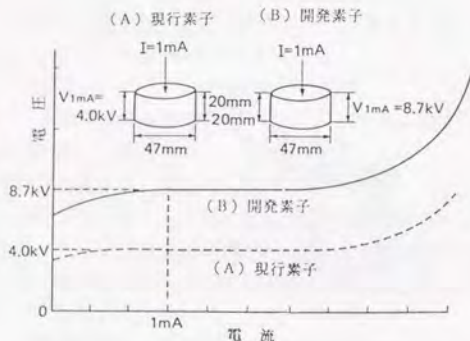


図3-6 酸化亜鉛素子の電圧-電流特性

て粒子成長を抑制することにより、図3-6に示す特性の素子を開発した。素子の V_{1mA} を約2倍に向上させたため、一般にエネルギー耐量は低下するが、素子の均一性を向上させ、かつ2並列に素子を埋め込むことにより十分なエネルギー耐量を確保した。

3-4-2. 碍子への埋め込み技術

酸化亜鉛素子を気密状態で磁器に埋め込む封着技術の開発は最大の技術課題であった。万一、素子の表面が水分により湿潤すると避雷碍子の内部絶縁が低下し本来の避雷効果が発揮できない。そのため、長期間にわたり気密を保持して行くために無機材料を用いて封着することとした。碍子の笠部に設けた円筒内に酸化亜鉛素子を挿入し、円筒部の上下に金属板を無機材料で接合する。この金属板は電極の役目も果たしている。

以上の設計概念を基本とし、次の課題を解決した。

- (a) 接合材(無機材料)の選定
- (b) 熱膨張率の異なる磁器と金属の接合
- (c) 接合時の加熱および冷却シーケンス

その結果、接合時の加熱温度が素子特性に影響しないように誘導加熱方式を用いて作業温度を500-520℃とし、金属板の封着は、 B_2O_3 系の無機材料を用いた円筒と接合した。また、金属板としては、耐蝕性および機械強度を勘案した結果、熱膨張率が磁器と接合材との中間にある $Ni-Co$ 系の材料を選定した。これにより、気密接合した後は、磁器、接合材および金属板間のバランスがとれた強力な気密封着が可能となった。

3-4-3. 保護ギャップ

避雷碍子は、電力線に直接接続される。このタイプの避雷碍子は、雷撃電流を放電の時間遅れがなく確実に吸収し、また、複数相に設置することにより雷撃電流を分流する効果がある。

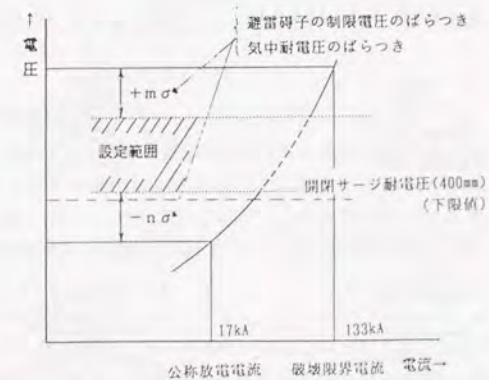


図3-7 並列保護ギャップの基本特性

しかし、万一、設計値を超える過大雷撃により避雷碍子が壊れると再送電できなくなる可能性がある。この問題を解決するために、並列ギャップを開発した。

保護ギャップは、アークホーンの種類で、図3-7に示すように次の特徴を有する。

(a) 放電電流が、公称放電電流(17kA)以下となる雷撃に対しては、保護ギャップは放電しない。

(b) 放電電流が、限界電流(135kA)を超える雷撃に対しては、避雷碍子の損傷を防ぐため保護ギャップが放電する。

(c) 保護ギャップは、開閉サージに対しては放電しない。

なお、ここに示した数字は66kVの場合である。

3-4-4. 防爆性能

避雷碍子連に保護ギャップが設置してあっても、万一、酸化亜鉛素子が電氣的に損傷したり、あるいは接合部の気密が劣化して内部の絶縁が低下すると、系統の地絡電流が流れる。この時、碍子が破壊することやアークにより笠が欠けることを防止しなければならない。

避雷碍子の円筒部分に短絡電流を流せば円筒部分は爆発的に壊れ、アークにより笠欠けする。このような碍子の爆発的な破損を防ぐため次のような工夫を設けた。

(a) 円筒部の上部、下部の肉厚を薄くして、短絡電流が流れたらただちに肉厚の薄い部分を破り、できるだけ早く放圧させる

(b) 円筒の内面に遮熱材を設けて、磁器の熱破壊を防止する。

(c) アークジェットの方角をコントロールするために、図3-4に示すアークガイドを設ける。具体的には、アークジェットはアークガイドから碍子連と直角報告方向に噴出し、碍子連のアークホーンに移行させ、円筒内にアークが留まらないようにする。(図3-8)

以上のように放圧技術を確立し、優れた防爆性能を持たせることができた。

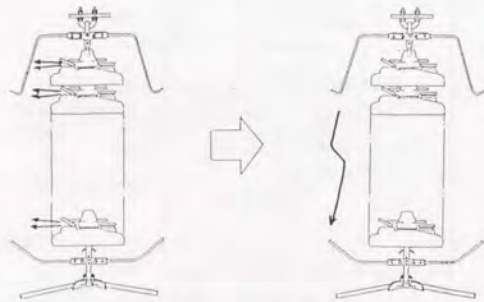


図3-8 防爆構造

3-5. 性能評価試験⁽⁹⁾

避雷碍子装置の設計、試作を行い、避雷機能、碍子機能および防爆機能を工場試験で評価した。また、屋外における長期課電試験においても信頼性を確認した。

3-5-1. 避雷機能

(1) 制限電圧特性

避雷碍子の制限電圧特性、66kVでは298kV以下(17kA)、500kVでは1735kV以下(30kA)を確認するため、制限電圧試験を行った。66kV試験結果を、図3-9に示す。これにより、雷サージ解析から得られた公称放電電流17kAに対して十分な絶縁協調が期待できる。

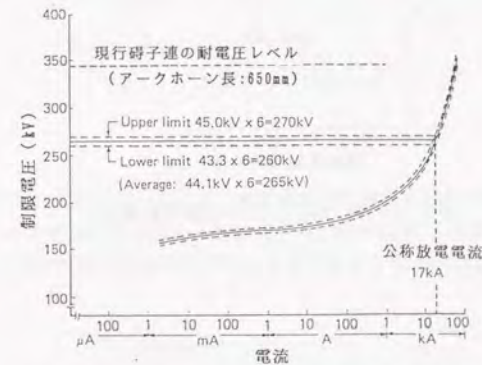


図3-9 避雷碍子の電圧-電流特性(6箇連)

(2) エネルギー耐量

雷サージ、開閉サージおよびTOVに対するエネルギー耐量を確認する試験を実施した。

[雷インパルス放電耐量]

避雷碍子が66kV/500kVの仕様65kA(4/10μs)2回に耐えることを確認するために、避雷碍子装置1個を対象に65kAの雷サージに何回耐えるかを確認する試験を行った。試験パターンは、(A)2回5分間隔で印加し、30分後にさらに2回5分間隔で印加する、(B)5分間隔で継続的に印加するの2つとした。試験結果を、図3-10に示すが、十分な耐量を有している。

[開閉インパルス放電耐量]

避雷碍子が66kV仕様80A(2ms)20回、500kV仕様250A(2ms)20回にそれぞれ耐えることを確認するために、避雷碍子装置1個を対象に開閉サージに何回耐えるかを確認する試験を行った。試験パターンは、(A)2回1分間隔で印加し、30分後にさらに2回1分間隔で印加する、(B)2分間隔で継続的に印加するの2つとした。66kVの試験結果を、図3-11に示すが、十分な耐量を有している。

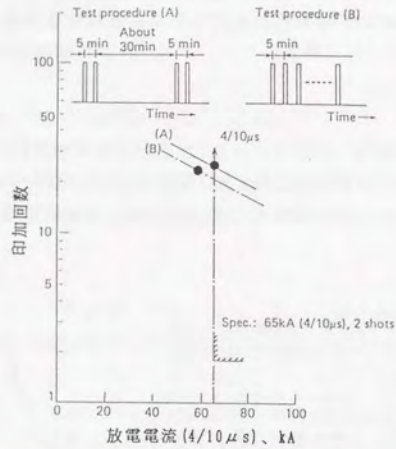


図3-10 雷インパルス放電耐量特性

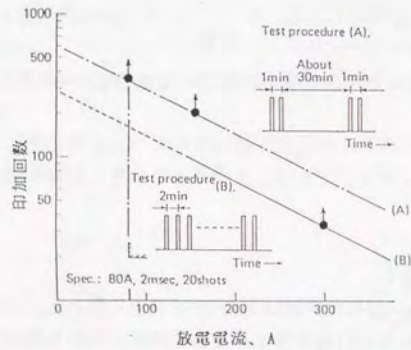


図3-11 開閉インパルス放電耐量特性

[TOV耐量]

避雷碍子装置1個に66kVの仕様2.34pu×5秒、500kVの仕様2.00pu×2秒にそれぞれ耐えることを確認する試験を行った。66kVの試験結果を、図3-12に示すが、十分な耐量を有している。

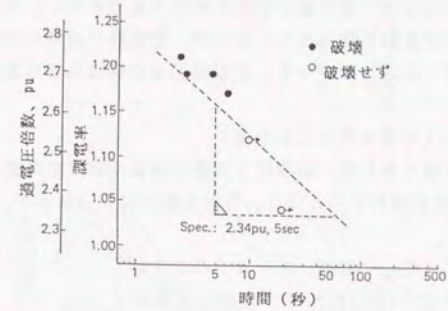


図3-12 TOV耐量特性

(3) 寿命特性

酸化亜鉛素子の寿命特性については、加速条件で長期課電試験を実施した。データを、図3-13に示すアレニウスプロットにより評価した。この結果、周囲温度40℃、課電率85%に換算すると約10⁸日に達し、百年をはるかに超える寿命が確認された。

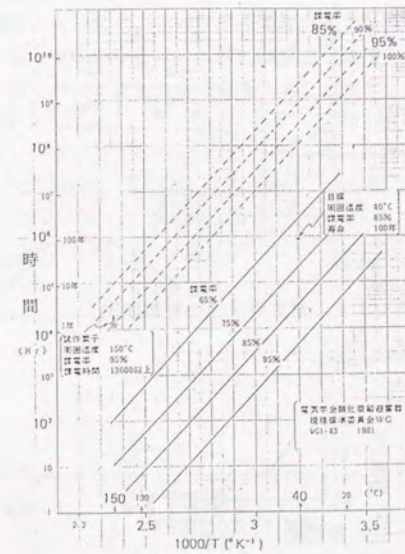


図3-13 素子寿命特性

3-5-2. 汚損特性⁽¹¹⁾

避雷碍子は、様々な自然条件下で使用され、汚損の受け方、あるいは湿潤の受け方は必ずしも一様ではない。そのため、碍子連の電位分布も一定ではない。通常碍子の場合には、この電位分布は設計の支配要因とはならないが、避雷碍子の場合には、酸化亜鉛素子の熱安定性に密接に関係する。したがって、避雷碍子連の電位分布は重要な要因である。

(1) 清浄時の電位分布 (等価回路による計算)

避雷碍子連が乾燥状態であれば、避雷碍子の静電容量は酸化亜鉛素子が介在しているため150pFと、通常碍子の約3倍となる。等価回路を図3-14に示す。以下の4ケースについて計算を行った。

- ① 通常碍子 ($C_0 = 50\text{pF}$ 、シールドリング無)
- ② 通常碍子 ($C_0 = 50\text{pF}$ 、シールドリング有)
- ③ 避雷碍子 ($C_0 = 150\text{pF}$ 、シールドリング無)
- ④ 避雷碍子 ($C_0 = 150\text{pF}$ 、シールドリング有)

対地容量 C_0 、対線容量 C'_0 を次式に示す。

$$C_0 = 1.5\text{pF} \quad C'_0 = 0.5 + C''_0\text{pF}$$

なお、シールドリングによる対線容量増加分 C''_0 は、図3-15に示す通りである。

ケース①～④の結果を図3-16に示す。避雷碍子は通常碍子に比べて電位分布は大幅に改善され、そしてシールドリングにより、対地容量を増加させれば、さらに改善できる。

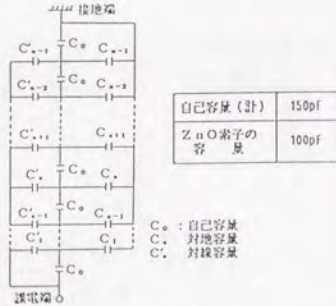


図3-14 避雷碍子連の等価回路

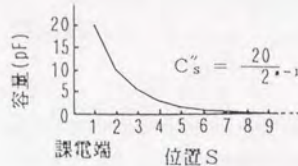


図3-15 シールドリングによる対線容量増加分

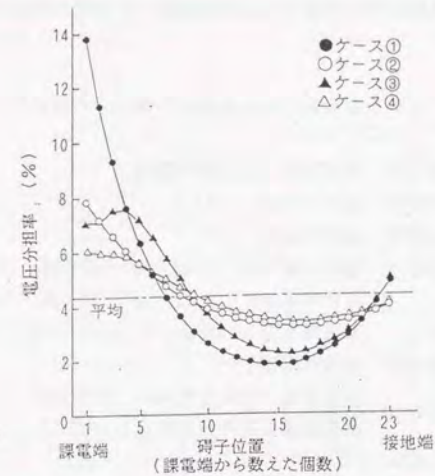


図3-16 清浄時の電位分布 (計算値: 避雷碍子と通常碍子の比較)

(2) 清浄時の電位分布 (測定結果)

碍子装置 (26個連) を対象に、乾燥状態の電位分布を測定した。測定結果を、図3-17に示す。碍子連に沿って電位分布は比較的均等化されており、等価回路計算結果と比べ分布の傾向に若干のズレはあるものの最大電位分担率とその位置はよく一致していることがわかる。

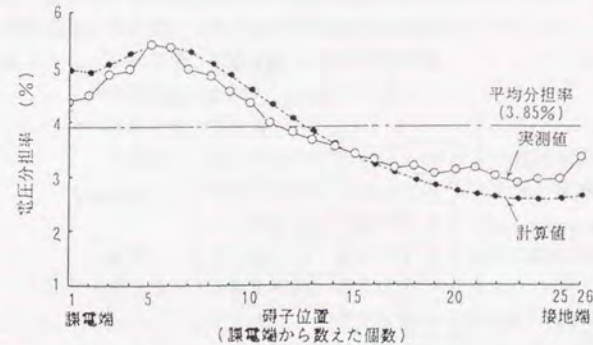


図3-17 清浄時の電位分布 (計算値と実測値の比較)

(3) 汚損時の電位分布

避雷碍子連が汚損湿潤を受けると電位分布は不均等となり、特定の碍子に電位が集中して酸化亜鉛素子が熱暴走する恐れがある。このため、汚損時の電位分布を把握する必要がある。

[66kV用避雷碍子連]

連結個数5または6個からなる66kV用の避雷碍子連の分担電圧について汚損状態で測定した。

- 試験条件：
- ・試験方法 電圧印加、定印霧中試験
 - ・印加電圧 40kV (66kV/√3)
 - ・試験時間 最大5時間
 - ・汚損度 塩分付着密度0.01mg/cm² (碍子連：5個)
塩分付着密度0.03mg/cm² (碍子連：6個)
 - ・湿潤 蒸気霧を図3-18に示すサイクルで発生、停止を行う。
 - ・測定項目 全漏れ電流
分担電圧、内部漏れ電流、表面温度
測定装置の取付状況を図3-19に示す。

(Test program)

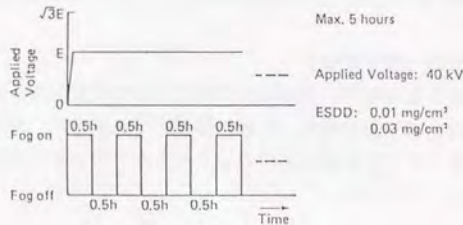


図3-18 汚損試験時の湿潤サイクル(66kV避雷碍子)

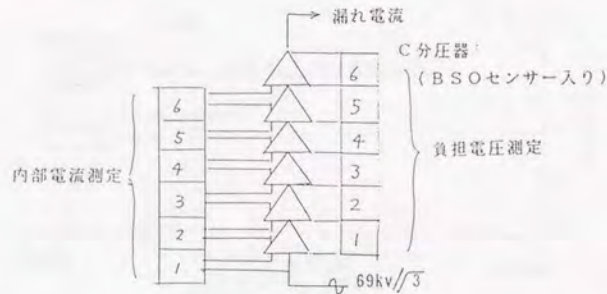


図3-19 汚損試験時の測定装置取付状況(66kV避雷碍子・5個連)

碍子連5個、塩分付着密度0.01mg/cm²の場合の試験結果を図3-20に示す。課電率も最大でも、90%程度で極度の電位集中は起こっていない。避雷碍子連の温度上昇もほとんど生じていない。これらの試験結果より、避雷碍子連にとって電位集中は、実用上問題ないと考えられる。

CN/Unit Name	Time from start of test			
	ON	OFF	ON	OFF
CH1: [mA] 1000	180	210	240	270
Leakage Current				*: Applied voltage ratio
CH2: [kV] 100	*91.7%	*79.9%	*89.2%	*81.7%
Allocated voltage Line side unit				
CH3: [kV] 100				
No. 2 unit				
CH4: [kV] 50				
No. 3 unit				
CH5: [kV] 50				
No. 4 unit				
CH6: [kV] 50				
Ground side unit				
CH7: [kV] 200				
Applied voltage				

図3-20 66kV避雷碍子(5個連)の汚損試験時の電圧分担の変化

[550kV用避雷碍子連]

ところで、碍子連結個数が増えると碍子連の電位分布は不均等になり、一般に課電側と接地側の碍子の分担電圧は大きい。しかし、碍子連が汚損湿潤を受けると碍子の表面抵抗が低下し、分担電圧の大きい碍子は必ずしも特定することはできない。避雷碍子の連結個数が多い場合の熱安定性を確認する試験を行った。

- 試験条件：
- ・試験方法 電圧印加、霧による湿潤
 - ・印加電圧 318kV (550kV/√3)
 - ・試験時間 最大5時間
 - ・汚損度 塩分付着密度0.01mg/cm²+との粉付着密度0.1mg/cm²
塩分付着密度0.03mg/cm²+との粉付着密度0.1mg/cm²
碍子連結個数26個
 - ・湿潤 蒸気霧を図3-21に示すサイクルで発生、停止を行う。
 - ・測定項目 全漏れ電流
分担電圧、内部漏れ電流(課電側1~5個目の避雷碍子)
表面温度(課電側1~5個目、接地側1~2個目の避雷碍子)
測定装置の取付状況を図3-22に示す。

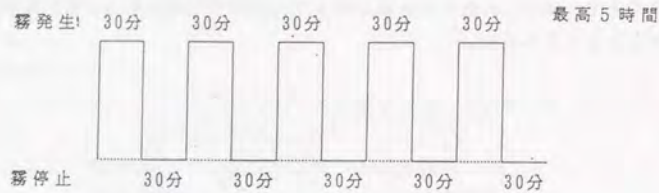


図3-21 汚損試験時の湿潤サイクル(500kV避雷碍子)

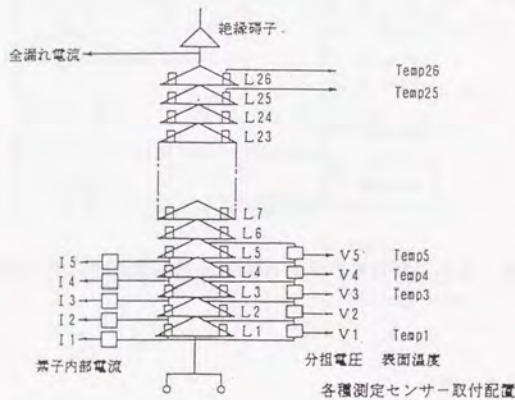


図3-22 汚損試験時の測定装置取付状況(500kV避雷碍子・26個連)

碍子連26個、塩分付着密度 $0.03\text{mg}/\text{cm}^2$ の場合の試験結果を示す。分担電圧の時間変化を図3-23に示すが、最大でも分担電圧は課電側5個目の $35\text{kV}/\text{個}$ 、すなわち課電率も約88%程度で、課電率が100%を超えるようなケースはなく、短時間の熱暴走の恐れはなかった。また、避雷碍子の温度分布を図3-24に示すが、最大でも接地側から2番目の避雷碍子の表面温度が室温に比べて、 20°C 程度上昇した。これらの試験結果より、避雷碍子連にとって電位集中は、実用上問題ないと考えられる。

[熱安定性の検討]

汚損条件下における最大漏れ電流と継続時間は図3-25に示す。この図より、最大漏れ電流は $400\text{--}450\text{mA}$ で、課電率は114-116%に相当する。また、最大継続時間は、0.8秒であった。これらの測定された最大漏れ電流および最長継続時間(斜線で囲んだ部分)を考えると、図3-11に示したTOVのエネルギー限界耐量より低く、避雷碍子の熱安定性は500kV碍子連のような連結個数が多い場合でも問題ないと考えられる。

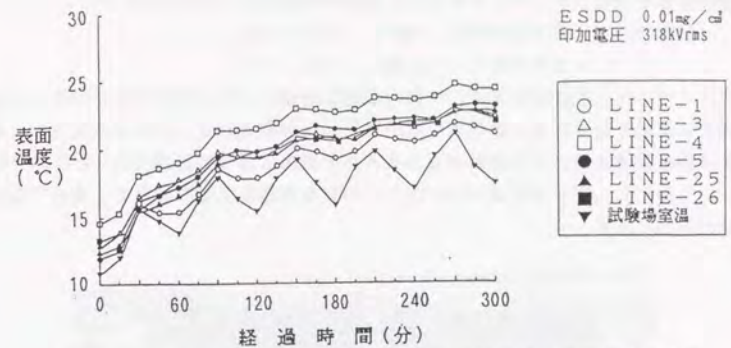


図3-23 500kV避雷碍子(26個連)の汚損試験時の表面温度の変化

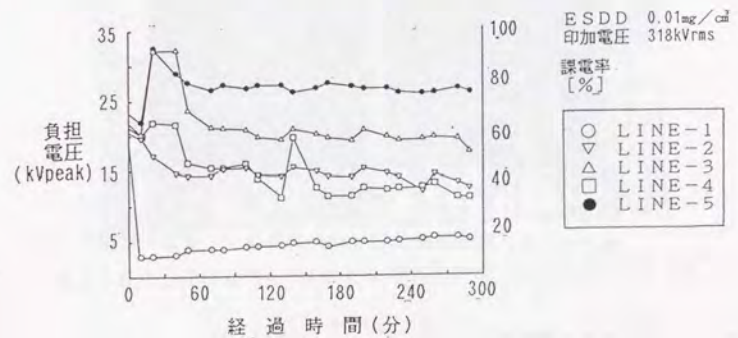


図3-24 500kV避雷碍子(26個連)の汚損試験時の電圧分担の変化

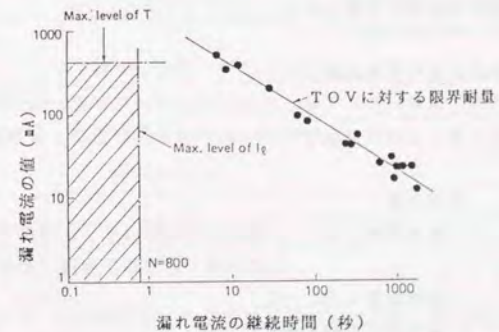


図3-25 500kV避雷碍子の汚損試験時の漏れ電流と継続時間

3-5-3. 防爆機能⁽¹²⁾

避雷碍子の防爆性能を評価するため、66kV系統規模で放圧試験を行った。

- 試験条件：・碍子連結個数 6個
 ・通電時間 0.2秒
 ・試験電流 31.5kA (実効値)

避雷碍子に電流を流すために酸化亜鉛素子にヒューズ線を通し、バイパスした。この状態で、最大短絡電流を避雷碍子連に通電した。その結果、通電後0.5サイクルでアークはアークホーンに移行し、碍子の破壊および笠欠けなどの問題は生じなかった。放圧試験前後の状況を図3-26に示す。

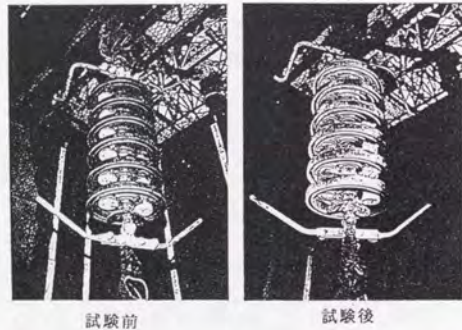


図3-26 放圧試験状況 (66kV避雷碍子：試験の前後)

3-5-4. 屋外長期課電試験

懸垂型避雷碍子の開発研究を進め、前述のように工場での性能試験を終了し、所要の性能が得られた。そこで、工場試験では模擬できない自然条件下では長期信頼性を検証する目的で、屋外長期課電試験を実施した。

(1) 66kV避雷碍子の屋外課電試験⁽¹³⁾

66kV級の避雷碍子装置については、昭和63年10月から平成3年10月の間、重汚損地区 (日本碍子知多工場) で課電試験を行い、素子の劣化の指標となる漏れ電流を測定した。

試験条件：・供試装置

- 懸垂装置 4連 1連装置 (避雷碍子、従来碍子)
 2連装置 (避雷碍子片連、両連)

耐張装置 4連 同上

各装置とも連結個数は5個

試験状況を図3-27に示す。

・印加電圧 46.5kV (= $77 \times 1.15 / 1.1 \times 1 / \sqrt{3}$)

・測定項目 等価塩分付着量 (1回/月)

全漏れ電流 (常時)

電圧分担率 (試験開始、終了時)

全漏れ電流 (酸化亜鉛素子を流れる電流と 碍子表面を流れる電流の合計) の測定結果は、図3-28に示すが、全漏れ電流 (酸化亜鉛素子を流れる電流と碍子表面を流れる電流の合計) は、安定に推移しており、また初期値とほぼ同じレベルにあり、長期安定性が確認された。なお、期間中の汚損度は、0.01mg/cm²未満であった。

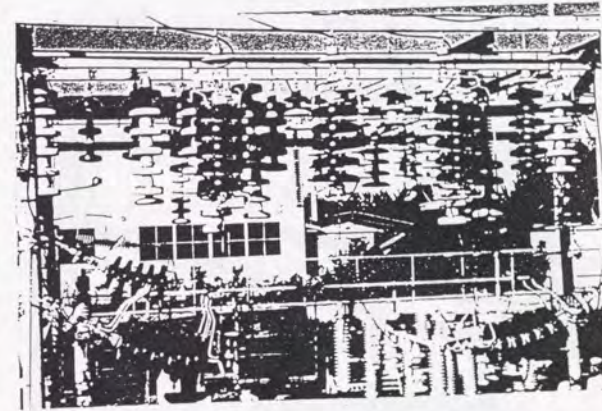


図3-27 66kV避雷碍子の屋外課電試験状況 (日本碍子・知多工場)

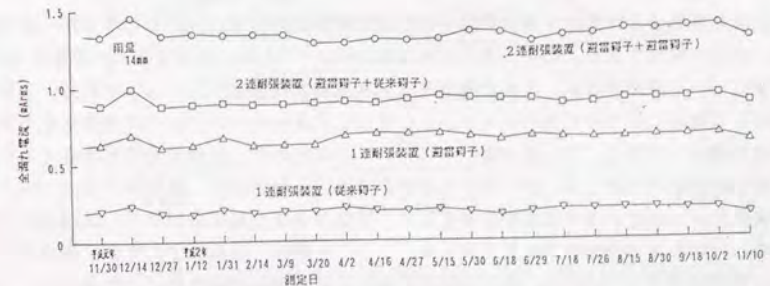


図3-28 66kV避雷碍子の全漏れ電流の経時変化 (屋外課電試験時)

(2) 500kV避雷碍子の屋外課電試験⁽¹⁴⁾

500kV級の避雷碍子については、平成2年8月から平成3年9月の間、東京電力・中津川第2発電所で課電試験を行い、素子の劣化の指標となる漏れ電流を測定した。

試験条件：・供試装置

懸垂装置3連 2連装置（片連避雷碍子、両連避雷碍子
両連従来碍子）

耐張装置3連 同上

各装置とも連結個数は26個

試験状況を図3-29に示す。

- ・印加電圧 318kV (=550kV/√3)
- ・測定項目 全漏れ電流および抵抗分漏れ電流（常時）
電圧分担率（試験開始時、終了時）
等価塩分付着量（1回/月）

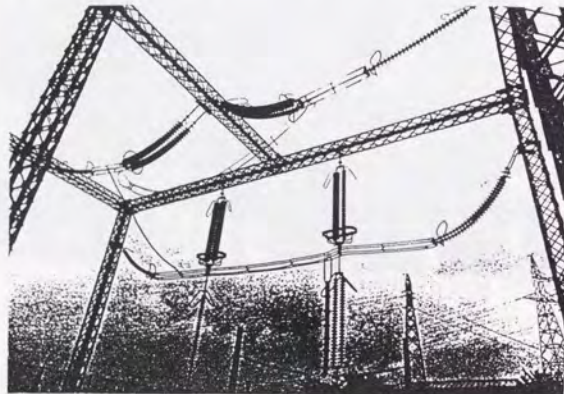


図3-29 500kV避雷碍子の屋外課電試験状況（東電・中津川発電所）

全漏れ電流および抵抗分漏れ電流の経時変化の測定結果を、図3-30に示すが、各装置共、全漏れ電流で数mA、抵抗分漏れ電流で0.5mA以下である。漏れ電流が一時的に僅かに増加している時があるが、これは降雨あるいは冠雪日に測定したケースであり、この要因により増加したものと考えられる。このように気象条件により若干の変動はあるが、安定に推移しており、また初期値とほぼ同じレベルであり、長期安定性が確認された。

電圧分担率についても、図3-31に2連懸垂装置C（避雷碍子、従来碍子1連ずつ）の試験開始および終了時の電圧分担率を示す。試験終了時の電圧分担率は、試験開始時のものと、ほとんど変化が見られなかった。なお、一般に、避雷碍子の場合、従来碍子に比べ静電容量が大きいため、電圧分担は均等化される傾向があるが、この場合共に均等化され大きな違いは見られない。これは、電界緩和用リングを設置していることにより、従来碍子連に対してもこの影響が大きく作用しているためと考えられる。

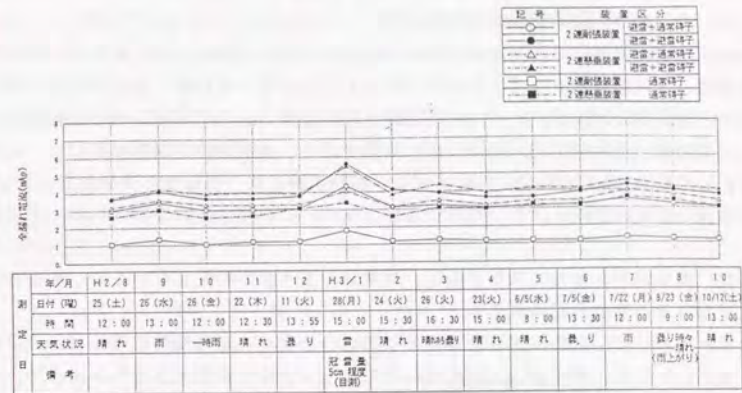


図3-30 500kV避雷碍子の漏れ電流の経時変化（屋外課電試験時）

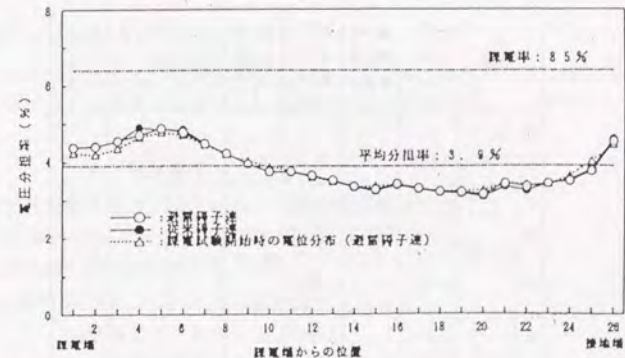


図3-31 500kV避雷碍子の電圧分担の変化（屋外課電試験の前後）

3-6. 適用の考え方

3相再閉路方式を用いている66kV系統および多相再閉路方式を用いている500kVを対象に避雷罫子の適用方法を検討した。

3-6-1. 66kVの避雷罫子の適用方法⁽¹⁵⁾

66kV 2回線送電線における避雷罫子の適用効果について検討した。避雷罫子の設置を、全相設置、2回線同時トリップ防止を目的とした片回線3相設置、およびコスト面で有利な1~2相設置などの各方式について比較した。設置方式毎の雷事故率の比較を表3-3に示す。その結果、避雷罫子を片回線3相に適用すると、非適用時の雷事故率17.0/100km・年から5.3/100km・年に効果的に低減できる。66kV系統では、回線毎の再閉路方式を採用しているため、2回線同時トリップ防止が重要であり、この点から片回線3相適用が適している。

また、避雷罫子を全相に適用すると、送電線に雷事故が発生しないので、表3-3に示すように送電容量の増加が期待できる。

- ・東京電力では、通常2回線送電線の1回線の容量は、短時間許容電流(P_t)の半分に設定している。理由は、1回線事故時でも、2回線送電線では残りの回線で、 P_t の容量を送電できるからである。
- ・避雷罫子を2回線送電線に適用すると、2回線送電線の連続送電容量は、連続許容容量(P_r)の2倍となる。
- ・以上から避雷罫子適用時の送電容量は、避雷罫子非適用または片回線適用の場合に比べ、約1.8倍($2P_r/P_t$)になる。

表3-3 適用方法の比較(66kV避雷罫子)

配置							
事故率 (#/100km年)	17.0	0	5.3	6.4	12.0	11.5	14.0
送電	$P_t/2P_t/2$	P_r	P_r	$P_t/2P_t/2$	同左	同左	同左
容量	P_t	事故なし	P_t	同左	同左	同左	同左

●…避雷罫子設置相 ○…避雷罫子非設置相 □…健全相 ×…事故相
Pr…連続容量 Pt…短時間容量
注) 事故率: 回線毎の平均値

3-6-2. 500kVの避雷罫子の適用方法

500kV 2回線送電線における避雷罫子の適用効果について検討した。雷事故率は、500kVでは66kVより1/2程度に減少するが、設置方式毎の傾向は表3-3と同じである。雷事故をさらに減少させるためには、全相、片回線3相など設置数が多い方が望ましいが、500kV系統においては、多相再閉路方式(異なる2相が健全であれば高速再閉路を行う方式)を採用していることから、系統運用面からは再閉路が可能な(異なる)2相を閃絡を防止することに力が置かれる。

送電線が閃絡する確率について、避雷罫子の設置相数が、2回線同時事故の防止を前提とした片回線全相設置(3相設置)、およびこれよりコスト面で有利な2相設置(3ケース)とした場合について検討した。その結果を表3-4に示しており、設置相数が2相である両回線上相設置の場合が最も効果的であることがわかった⁽¹⁶⁾。なお、500kV送電線では両回線が逆相配列されている。

表3-4 適用方法の比較(500kV避雷罫子)

配置					
総合閃絡 確率*	6.00	2.18	2.18	1.48	1.84

*総合閃絡確率: 雷撃電流 150kAの時の各相の閃絡確率を単純加算したもの

3-7. 66kV実送電線フィールド試験

避雷罫子の適用効果および長期信頼性を検証するため、東京電力の66kV実線路に適用した。平成4年の夏、避雷罫子が動作し、適用効果の検証ができた。⁽¹⁶⁾⁽¹⁷⁾

3-7-1. フィールド試験概要

避雷罫子の66kV送電線でのフィールド試験の概要は次の通り。

- ・試験期間: 平成3年11月~平成7年3月
- ・適用送電線: 66kV河内線(栃木県)
- ・設置区間: No. 34~No. 41(4回線鉄塔の下回線)
2号線3相(鉄塔8基全24相)
- ・設置避雷罫子: 5個連(汚損区分0.01mg/cm²)

図3-33に避雷罫子の装柱図および設置状況の写真を示す。

- ・観測項目: (a)塔頂雷撃電流 (b)地線分流電流 (c)塔脚電流
(d)懸垂型避雷罫子の放電電流 (e)懸垂型避雷罫子の全漏れ電流
- 図3-34に観測装置図および表3-5に装置設置状況を示す。



図3-32 66kV避雷罫子の設置場所
(実フィールド試験: 66kV河内線)

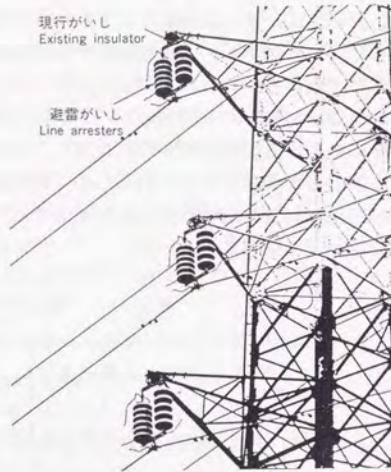


図3-33 66kV避雷罫子の設置状況
(実フィールド試験)

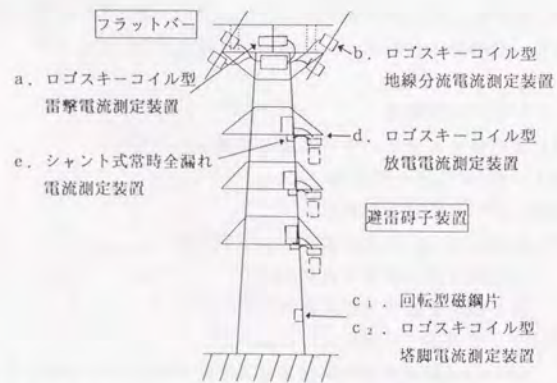


図3-34 66kV避雷罫子の観測装置 (実フィールド試験)

表3-5 66kV避雷罫子の観測装置設置状況

铁塔 番号	観測装置					備考 铁塔高 (m)
	塔頂雷撃電流 a	地線分流電流 b	塔脚電流 c ₁ c ₂		放電電流 d	
33			○			
34			○		○波高値	
35			○		○波高値	
36			○		○波高値	
37			○		○波高値	
38	○波形	○波高値	○×4			○
39	○波形	○波高値	○×4		○	○
40			○		○波高値	
41	○波形		○×4			○
42			○			

3-7-2. 観測結果

[漏れ電流]

避雷罫子の素子が劣化すると漏れ電流が増加する傾向を示すので、定期的に漏れ電流を測定し、初期値と比較を行っている。一例としてNo.38鉄塔に設置している避雷罫子の漏れ電流の経時変化を図3-35に示す。初期値に比べても大きな変化はなく、素子の劣化傾向は見られない。

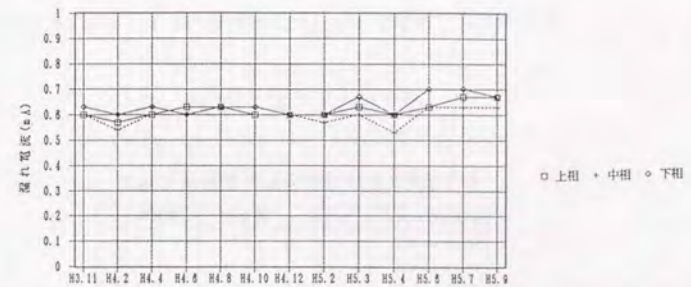


図3-35 66kV避雷罫子の漏れ電流の経時変化 (66kV河内線 No.41)

[電位分布]

素子が劣化すると絶縁特性が低下するので、避雷罫子連の電位分布を測定し、その変化を初期値と比較すれば、素子劣化を判定することができる。従来から使用している不良罫子検出器を用い、定期的に罫子連の電位分布を測定しており、電位分布は初期値に対して大きな変化はないことを確認している。

[雷撃データ]

平成4年7月23日22時24分に河内線No.41鉄塔の塔頂フラットバーに雷撃があり、避雷碍子装置が上、中、下相の3相が動作した。図3-36に雷撃データを示す。この雷撃によるトリップ事故は生じていない。塔頂の雷撃電流は、43kA（負極性、2.8/68(μs)）であり、避雷碍子の放電電流が上相、中相、下相の順にそれぞれ1.8kA、3.2kA、1.8kA、塔脚電流が26kAであった。

なお、落雷位置標定装置(LPATS)においても、表3-6に示すように、ほぼ同時刻・同位置に同じ大きさの雷を捕らえており、今回の雷データの信頼性を裏付けることができた。

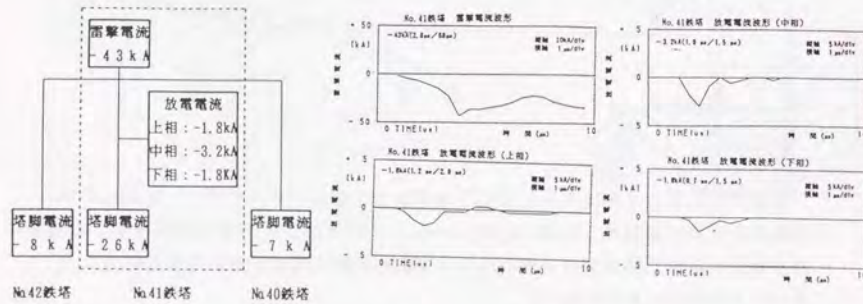


図3-36 雷撃データ(66kV河内線 No.41:平成4年7月23日)

表3-6 LPATSによる雷撃観測データ

雷撃発生時刻	時刻差	距離差	電流値
22:21:43.921	-2分	1.5 km	-35.6 kA
22:22:34.421	-1分	1.9 km	-22.3 kA
22:24:33.390	1分	1.0 km	-33.8 kA
22:24:33.484	1分	0.9 km	-21.1 kA
22:24:33.531	1分	0.9 km	-28.3 kA
22:24:33.578	1分	1.0 km	-43.1 kA
22:24:51.500	1分	2.0 km	-20.2 kA
22:26:04.515	2分	1.0 km	-48.2 kA
22:26:05.046	2分	1.1 km	-20.4 kA
22:26:05.250	2分	1.1 km	-20.2 kA
22:26:13.250	2分	1.2 km	-37.6 kA

3-7-3. 適用効果の検証

避雷碍子の適用効果を検討するために、上記雷撃データにより避雷碍子設置および非設置の場合についてEMTPによる雷サージ解析を行った。なお、避雷碍子を設置したのは、4回線送電線の下回線である河内線の2L3相であるが、ホーン間寸法が回線・相、また避雷碍子設置前後で一部異なっている。具体的には次の通り。

- ・設置前：上回線の鳥山線は708mmを基本とするが、上相のみが590mm（当社では特殊な設計）となっている。また、下回線の河内線も708mmを基本としており、2L側は502mmに短縮し、不平衡絶縁が取られている。
- ・設置後：上回線の鳥山線は上記と同じ。下回線の河内線も708mmを基本とするのは上記と同じであるが、避雷碍子設置した2L側を502mmから470mmに変更している。これは過大雷撃時の避雷碍子保護(保護ギャップ:3-4-3章参照)のためである。

雷サージ解析の結果、図3-37に示すように、避雷碍子非設置の場合、上回線の鳥山線1、2Lの上相および下回線の河内線2Lの上相、中相、下相の3相が地絡する。しかしながら、避雷碍子を設置すると、設置している河内線2Lの3相のみならず、分流効果により、避雷碍子非設置の鳥山線1、2Lの上相の閃絡も防止したことも確認できた。



図3-37 避雷碍子の適用効果

3-8. まとめ

- (1)従来の懸垂碍子の笠部に酸化亜鉛素子を埋め込んだ”懸垂型避雷碍子”を開発した。本装置は、酸化亜鉛素子の高性能化、従来碍子の笠部への素子埋め込み技術、保護ギャップの開発および放圧技術などの新技術の開発により実現できた。
- (2)避雷碍子単体試験および碍子連としての汚損試験、放圧試験などにより目標性能を確認した。また、屋外長期課電試験により長期信頼性を検証した。これに引き続き、66kV実線路でフィールド試験を実施し、避雷効果を確認している。
- (3)開発した避雷碍子は、送電線の雷事故防止にのみならず、変電所も含めた系統全体の絶縁合理化に貢献するものと期待される。

- 1) R. E. Koch, et al., "Design of Zinc Oxide Transmission Line Arresters for Application on 138kV Towers" IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-104, No.10, 1985
- 2) C. H. Shih, et al., "Application of Special Arresters on 138kV Lines of Apparachian Power Company" IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-104, No.10, 1985
- 3) S. Ito, Y. Ichihara, Y. Ohgi "Application of Lightning Arresters for Transmission Lines and its Effect" CIGRE Sc33 Colloquium, 01.05, 1987
- 4) S. Furukawa, et al., "Development and Application of Lightning Arrester for Transmission Lines" IEEE 89 WM 097-7 PWRD, 1989
- 5) K. Ishida, K. Dokai, T. Isozaki, T. Irie, Y. Aihara "Development of a 500kV Transmission Line Arrester and its Characteristics" IEEE PES SM385-5, 1991
- 6) M. G. Comber, H. S. Brewer "Applications, Benefits and Some recent experiences with Polymer-Housed Line Arresters" CIGRE SC33 Colloquium Paper 3-14, 1993
- 7) M. Cojan "Arresters to Prevent People from Hazards in the Vicinity of Overhead Line Supports" CIGRE SC33 Colloquium Paper 3-15, 1993
- 8) 酸化亜鉛素子の線路保護への適用調査専門委員会「送電用避雷装置の開発状況と適用効果」電気学会技術報告 II部 第367号 平成3年
- 9) T. Yamada, J. Sawada, E. Zaima, T. Irie, T. Ohashi, S. Yoshida, T. Kawamura "Development of Suspension-type Arresters for Transmission Lines" IEEE Transaction on Power Delivery, Vol. 8, No. 3 July 1993
- 10) E. Zaima, J. Sawada, T. Yamada, T. Irie, T. Ohashi, S. Yoshida "Development of Suspension-type Line Arrester" CIGRE SC33 Colloquium Paper 3-10, 1993
- 11) 萬屋、山田、入江、大橋「懸垂型避雷碍子の汚損電位分布と熱安定性」電気学会、高電圧研究会資料HV-90-7、平成2年
- 12) 山田、澤田、財満他「懸垂型避雷碍子装置の放圧防止対策について」電気学会平成3年電力・エネルギー部門全国大会
- 13) 萬屋、澤田、山田、入江、大橋「懸垂型避雷碍子連の長期課電試験」電気学会、平成2年電力・エネルギー部門全国大会 254
- 14) 山田、澤田、財満、平子、吉田、高木、入江「500kV懸垂型避雷碍子装置の長期課電試験」電気学会、平成4年全国大会 1179
- 15) E. Zaima, J. Sawada, T. Yamada "Effectiveness of Line Arrester on 66kV Transmission Line" CIGRE SC33 Colloquium Paper 3-11, 1993
- 16) 萬屋、高須、吹山「500kV用避雷碍子の適用効果」平成2年電気学会全国大会 1182
- 17) 山田、澤田、財満、吉田、大橋、石原「66kV実線路における懸垂型避雷碍子の適用効果の検証」電気学会 平成5年全国大会 1284

第4章 変電機器の多頻度サージ特性

4-1. はじめに

(1) 概要

UHVにおいては、高性能避雷器の適正な配置などにより雷サージおよび開閉サージを効果的に抑制し、雷インパルス試験電圧を変圧器が1950kV(2.17pu)、GISが2250kV(2.51pu)、開閉インパルス試験電圧を変圧器が1425kV(1.59pu)、GISが1550kV(1.73pu)とすることで検討している⁽¹⁾。これらの試験電圧は、寿命期間中希にしか機器が遭遇しないような苛酷な条件で解析された稀頻度の過電圧レベルが基になっている。具体的には、雷インパルス試験電圧は、雷撃条件は、雷撃電流200kA、第1鉄塔での逆フラッシュオーバー条件であり、回路条件も、送電線遮断器が開放され引込口のGISだけが充電されている再開路中の回路や変圧器1台および送電線1回線のみが1/4母線に接続されているような非常に希な回路条件である。また、開閉インパルス試験電圧は、1回線試充電の条件や1バンク運転からの試充電という、運用上非常に希な回路条件で解析結果に基づいている⁽²⁾。

しかしながら、通常の運用では、変電所の全設備は運転されており、そのような厳しい変電所・送電線回路条件にはならないため、通常発生する多頻度の過電圧は、発生する回数は多いものの稀頻度の過電圧レベル程高くはない。多頻度の過電圧レベルとして、通常運転回路で近接雷や遠方雷により発生する雷過電圧は、変圧器で1750kV(1.95pu)、GISで2000kV(2.23pu)、また、通常の遮断器の開閉および地絡で発生する開閉過電圧レベルは1260kV(1.40pu)である。

従来、500kVでは試験電圧の値と多頻度の過電圧レベルは比較的差があったが、UHVでは、合理的に抑制された試験電圧と多頻度過電圧レベルは、表4-1に示すように1.1~1.3と近づいてきたことから、繰り返しの多頻度過電圧に対して機器の絶縁が劣化する特性を把握しておく必要がある。

変電機器の多頻度サージ特性については、変圧器およびGISを対象に国内外でデータが取られているものの、データのほとんどが10年以上前に試験されたものであり最新の知見とは言い難いこと、部分放電ではなく絶縁破壊電圧/回数特性でほとんどであること、また試験条件に一貫性がないことなど体系化されていなかった⁽³⁾⁻⁽⁶⁾。

表4-1、UHV変電機器の試験電圧と多頻度過電圧レベル

	雷サージ領域			開閉サージ領域		
	雷インパルス試験電圧(kV)	多頻度過電圧レベル(pu)	比*	開閉インパルス試験電圧(kV)	多頻度過電圧レベル(pu)	比*
変圧器	1950 (2.17)	1750 (1.95)	1.11	1425 (1.59)	1260 (1.40)	1.13
GIS	2250 (2.51)	2000 (2.23)	1.13	1550 (1.73)	1260 (1.40)	1.23

* 比=雷・開閉インパルス試験電圧/多頻度過電圧レベル

UHVにおいては、より高い信頼度かつ合理的な設計が特に求められることから、雷インパルスおよび開閉インパルスに関し、部分要素モデルを用いた変圧器・GISの部分放電開始電圧/回数特性のデータを取得し、よりきめ細かい多頻度サージ特性(V-N特性)を把握した。このデータを基に、UHVの変圧器・GISの雷・開閉インパルス試験電圧への多頻度過電圧の影響を明らかにした。

(2) 変圧器のV-N特性の従来のデータ

変圧器の多頻度サージ特性(V-N特性)データは、電気協同研究会・絶縁設計合理化専門委員会などで調査されており、表4-2に示す^{(6) (7)}。これらの多頻度サージ特性のデータは、変圧器の主要な絶縁要素であるターン間絶縁、バリア油道およびセクション

表4-2、変圧器の多頻度サージ特性(V-N特性)

絶縁要素	試験条件(モデル、波形等)	実験結果	出典
ターン間	油中巻線モデル(雷Imp) 破壊電圧(1000回)	n = 65.6	井上他(東芝)電学誌'86 ⁽⁸⁾
バリア	油中バラスト(雷Imp) 破壊電圧(500回)	n = 38.2(正、負) n = 21.6(正負交互)	Standring他 PIEE'56 ⁽⁹⁾
バリア	油中絶縁紙(開閉Imp) 破壊電圧(1000回)	1000回ではほとんど低下しない	学会技術報告 II部47号'76 ⁽⁶⁾
セクション	油中巻線モデル(雷Imp) 部分放電電圧(200回)	部分放電増加無 破壊電圧変化無	鎌田他(日立) IEEE'73 ⁽¹⁰⁾

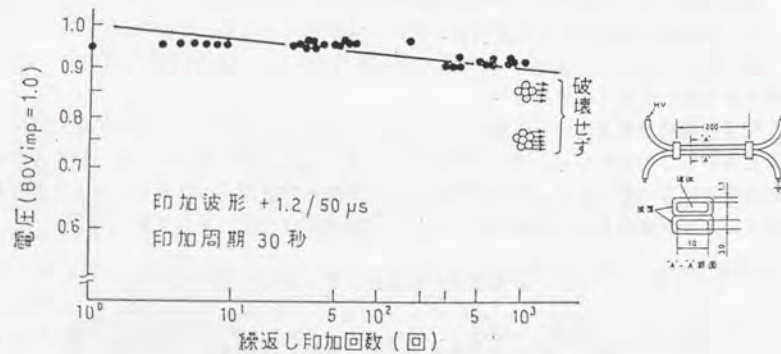


図4-1、変圧器ターン間モデルの絶縁破壊V-N特性例(雷Imp)

間絶縁などを対象に、国内外で実施されたものである。データのほとんどは、絶縁破壊電圧一回数特性であるが、次のことが明らかになっている。

- ・雷インパルス、開閉インパルスの繰返し印加による耐電圧値の低下(V-N特性)は、 $V = KN^{-1/n}$ で表され、n値は、21~66である。
- ・500~1000回程度の繰返し印加では、絶縁耐力はほとんど低下しない。
- ・傾向としては、繰返し印加の影響の大きいものは、正負極性交互の電圧印加、繰返し電圧印加のインターバルが挙げられる。

なお、従来のデータの代表的なものとして、ターン間モデルについて雷インパルスによる絶縁破壊V-N特性を図4-1に示す。

(3) GISのV-N特性の従来のデータ

GISの多頻度サージ特性(V-N特性)データは少ないが、国内外で数例実施されており、表4-3に示す。GISの主要絶縁要素はガス中、スパーサ沿面、スパーサ内部の3つがあるが、今までのデータは、繰返しの影響が大きいと考えられるエポキシ注型品(スパーサ内部相当)のデータである。また、データのほとんどは、絶縁破壊電圧一回数特性である。

従来の知見をまとめると次の通りである。

- ・雷インパルスの繰返し印加による耐電圧値の低下(V-N特性)は、 $V = KN^{-1/n}$ で表され、n値は、エポキシ注型品で21~33程度である。
- ・繰返し印加による劣化が生じるのは、100kV/mm以上の電界である。実器の設計値は、通常20kV/mm程度であるので、絶縁劣化の影響はほとんどない。
- ・10⁴回程度の繰返し印加でも、部分放電開始電圧・破壊電圧共、ほとんど変化しない。

なお、従来のデータの代表的なものとして、エポキシ注型品(スパーサ内部モデル)について雷インパルスによる絶縁破壊V-N特性を図4-2に示す。

表4-3、GISの多頻度サージ特性(V-N特性)

絶縁要素	試験条件(モデル、波形等)	実験結果	出典
エポキシ注型品	樹脂(球、平板電極) ギャップ1mm程度、破壊電圧(雷Imp)、~200kV/mm(10 ⁴ 回)	n = 33 10 ⁴ 回で75%程度に低下	Zoledziowski他 IEEE'72 ⁽¹¹⁾
エポキシ注型品	GIS埋込電極(3.1mmギャップ) 破壊電圧(雷Imp) 85~140kV/mm(10 ⁴ 回)	n = 21程度 10 ⁴ 回で75%程度に低下	三浦他(日東)学会全国大会'73 ⁽¹²⁾
エポキシ注型品	GIS埋込電極(2mmギャップ) 部分放電・破壊電圧(雷Imp) 75~85kV/mm(10 ⁴ 回)	10 ⁴ 回印加しても部分放電・破壊電圧共、変化無	鶴瀬他(東芝)学会東京支部'85 ⁽¹³⁾

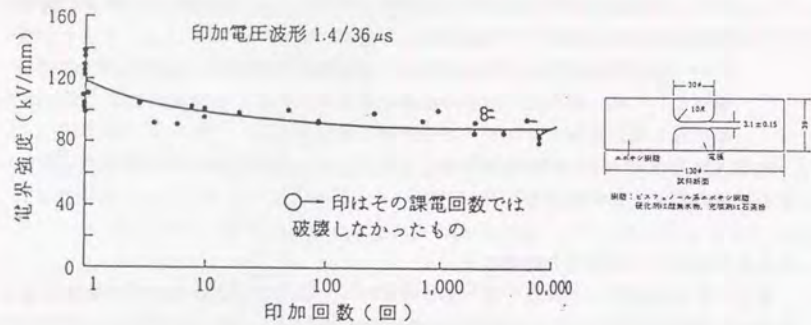


図4-2. エポキシ注型品 (GISスペーサ相当) の絶縁破壊V-N特性例 (雷Imp)

4-2. 変圧器のV-N特性⁽¹⁴⁾⁻⁽¹⁷⁾

4-2-1. 試験方法

(1) モデル

①モデル形状

モデルは変圧器の主要な絶縁要素であり、かつインパルスで絶縁が決まる部位を対象とした。実器においては、内鉄形では図4-3に示すターン間およびセクション間(コイル間)、外鉄形では図4-4に示すセクション間(コイル間)を考慮する必要がある。したがって、V-N特性を測定するモデル形状は、実器構造を念頭に置き、次に示すモデルとした。なお、これらのモデルは、後述する第5章の交流V-t特性のモデルと基本的に共通である。

[内鉄形]

・ターン間モデル:

図4-5(a)に、ターン間絶縁モデルを示す。モデルの諸元は次の通りである。

平角銅線 11×2.4mm

絶縁被覆 被覆厚さ1.65mm、クラフト紙テープ巻

また、開閉インパルス印加時は、端部での沿面フラッシュオーバを避けるために、図4-5(b)に示すような輪の形のモデルとした。

・セクション間モデル:

図4-6(a)に内鉄形セクション間モデル構造を示す。ターン間モデルと同一の絶縁被覆の平角銅線を、プレスボードスペーサを介し、4.5mmの油ギャップを構成した。また、開閉インパルス印加時は、端部での沿面フラッシュオーバを避けるために、図4-6(b)に示すような輪の形のモデルとした。

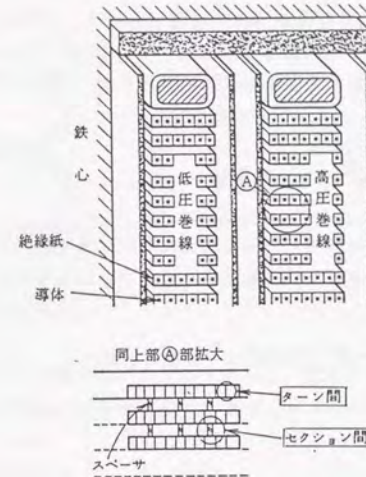


図4-3. 変圧器のモデル対象部位(内鉄形)

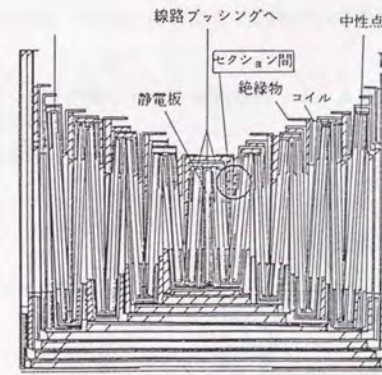


図4-4. 変圧器のモデル対象部位(外鉄形)

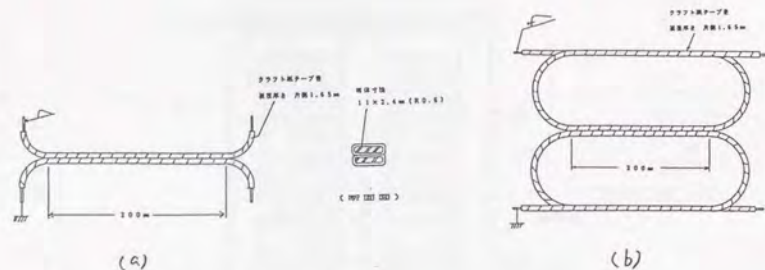


図4-5. 内鉄形ターン間モデル

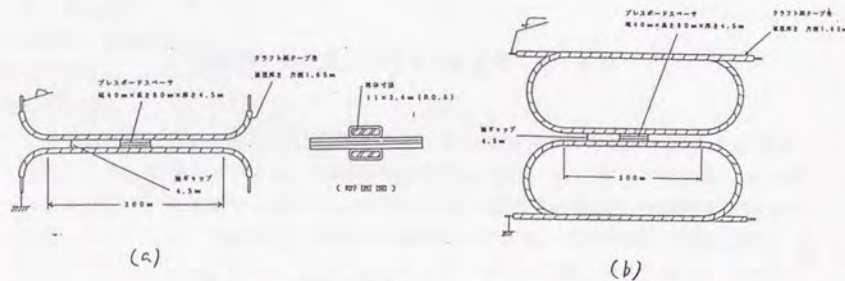


図4-6. 内鉄形セクション間モデル

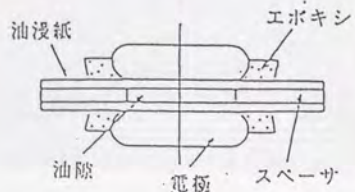


図4-7. 外鉄形セクション間モデル

[外鉄形]

・セクション間モデル

図4-7に外鉄形セクション間モデル構造を示す。プレスボード製のバリア間(2.3mm厚)でスペーサ(3mm厚)を挟み、平行平板油ギャップを構成した。

②モデルの処理条件: 実器と同様の乾燥処理後タンクに収納し、脱気注油した。

(2) 試験方法

①試験回路

・内鉄形

雷インパルス・開閉インパルス印加ともに、試験回路を図4-8に示す。部分放電の発生は、部分放電によって生じた残留電荷による微小電圧を測定する残留電荷測定により検出した。

・外鉄形

雷インパルス・開閉インパルス印加ともに、試験回路を図4-9に示す。部分放電の発生は、タンクには観測窓を設け、油ギャップの発光を直接または光ファイバーにより検出した。

②電圧印加および部分放電

・初期絶縁特性:

雷インパルス電圧波形(1.2/50(μ s))と開閉インパルス電圧波形(100/1000/200(μ s))を印加し、供試モデルの50%絶縁破壊電圧、50%部分放電開始電圧およびその標準偏差(σ)を求めた。

・V-N特性:

繰り返し印加電圧として、50%絶縁破壊電圧、50%部分放電開始電圧を、それぞれ100%として、それらの95%、90%、85%、80%などの条件で、各10~20個の供試モデルについて、繰り返し印加が1000回までの絶縁破壊特性および部分放電開始特性を測定した。

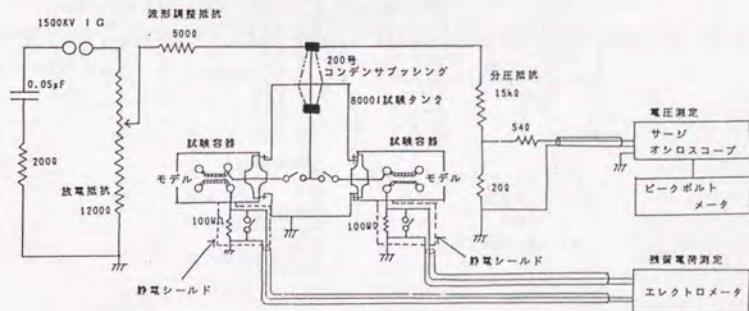


図4-8-(a). 内鉄形変圧器のV-N特性の試験回路(雷Imp)

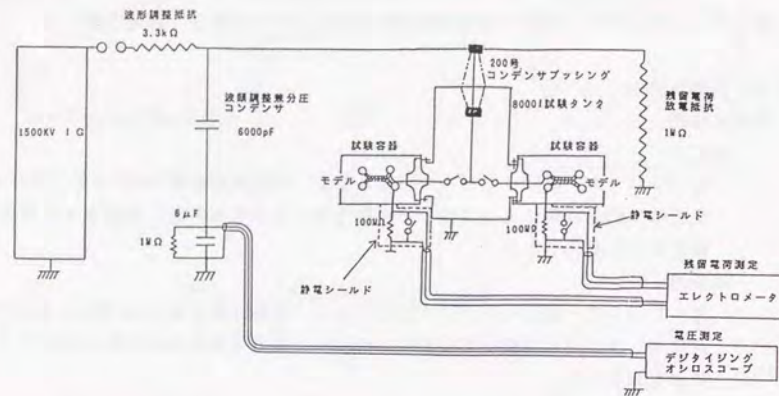


図4-8-(b). 内鉄形変圧器のV-N特性の試験回路 (開閉Imp)

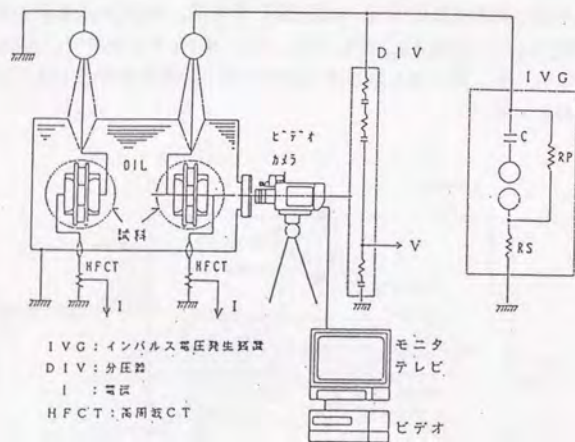


図4-9. 外鉄形変圧器のV-N特性の試験回路

4-2-2. 内鉄形ターン間モデル試験結果

(1) 雷インパルスのV-N特性

内鉄形ターン間モデルの雷インパルス電圧での初期 (N=1) の破壊電圧および部分放電開始電圧を、表4-4に示す。50%の絶縁破壊電圧は259kV、部分放電開始電圧は125kVである。この値から、標準偏差σは、それぞれ2.7%と11.8%である。

表4-4. 50%破壊電圧・部分放電開始電圧 (内鉄形ターン間、雷Imp)

	試料					50% (kV)	標準偏差 σ (%)
	1	2	3	4	5		
破壊電圧 (kV)	260	270	253	253	259	259	2.7
部分放電開始電圧 (kV)	116	151	116	120	122	125	11.8

50%破壊電圧 (259kV) を100%として、繰り返し電圧レベルとして、95%、90%、85%、80%の4条件で、各10~12個の供試モデルについて、 10^3 回までV-N特性を測定し、統計的パラメータを求めた。図4-10に雷インパルスの繰り返し印加での絶縁破壊電圧分布を示す。この結果から、印加回数のバラツキを表す形状パラメータa値は、0.41~0.91である。また、図4-11に、全データをプロットしたV-N特性を示す。内鉄形ターン間モデルにおいて、破壊電圧の雷インパルスのV-N特性は、

$$V_{50} = 258 N^{-1/41.2} \quad (\text{kV})$$

である。なお、内鉄形モデルにおいては、データの全点から最小二乗法を用い求めた。

また、50%部分放電開始電圧 (125kV) を100%として、繰り返し電圧レベルとして、95%、90%、85%、80%の4条件で、各10個の供試モデルについて、 10^3 回までV-N特性を測定し、統計的パラメータを求めた。図4-12に雷インパルスの繰り返し印加での部分放電開始電圧分布を示す。この結果から、印加回数のバラツキを表す形状パラメータa値は、0.33~0.77である。また、図4-13に、全データをプロットしたV-N特性を示す。内鉄形ターン間モデルにおいて、部分放電開始電圧の雷インパルスのV-N特性は、

$$V_{50} = 138 N^{-1/41.9} \quad (\text{kV})$$

である。

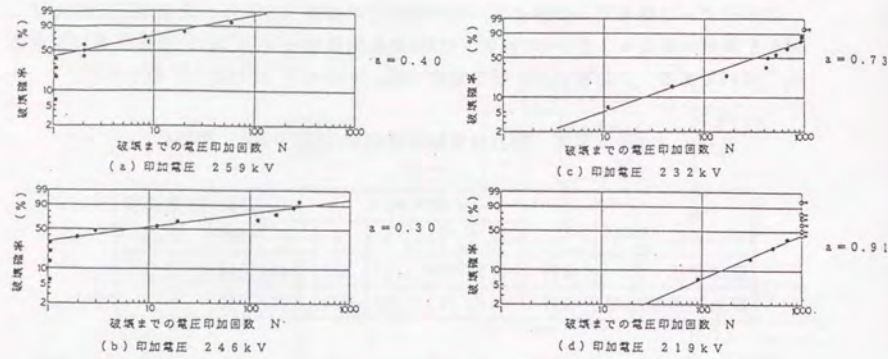


図 4-10. 内鉄形ターン間モデルの絶縁破壊電圧分布 (雷Imp)

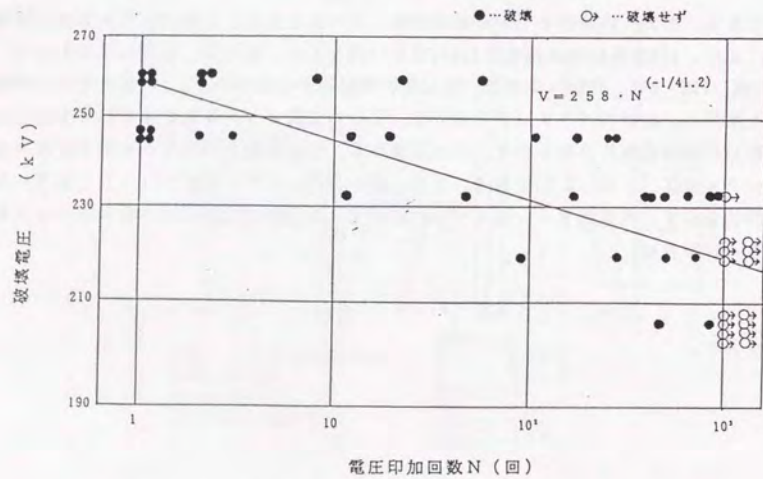


図 4-11. 内鉄形ターン間モデルの絶縁破壊 V-N 特性 (雷Imp)

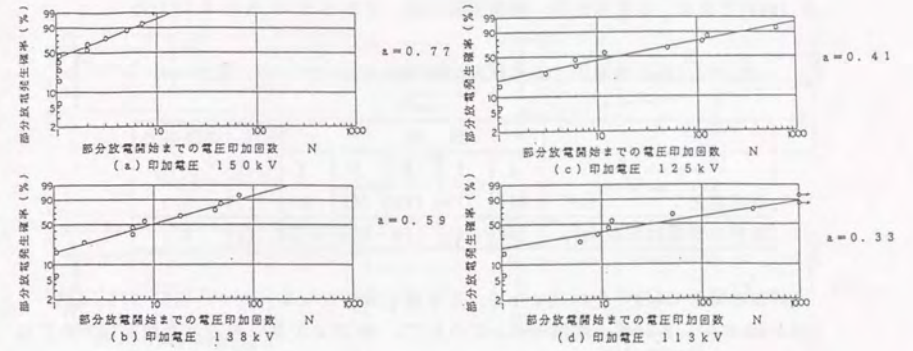


図 4-12. 内鉄形ターン間モデルの部分放電開始電圧分布 (雷Imp)

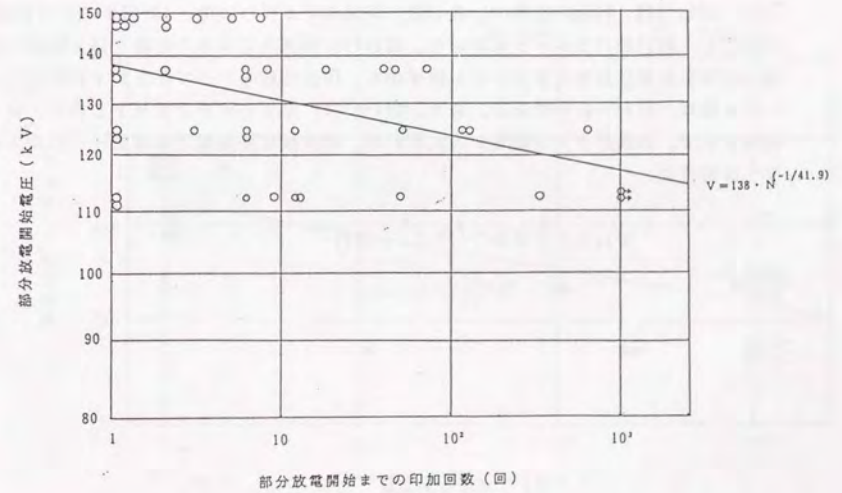


図 4-13. 内鉄形ターン間モデルの部分放電開始 V-N 特性 (雷Imp)

(2) 開閉インパルスのV-N特性

内鉄形ターン間モデルの開閉インパルス電圧での初期(N=1)の破壊電圧および部分放電開始電圧を、表4-5に示す。50%の絶縁破壊電圧は255kV、部分放電開始電圧は139kVである。この値から、標準偏差σは、それぞれ8.2%と9.4%である。

表4-5、50%破壊電圧・部分放電開始電圧(内鉄形ターン間、開閉Imp)

	試料					50% (kV)	標準偏差 σ (%)
	1	2	3	4	5		
破壊電圧 (kV)	223	273	246	268	267	255	8.2
部分放電開始電圧 (kV)	148	142	128	124	155	139	9.4

50%破壊電圧(255kV)を100%として、繰り返し電圧レベルとして、95%、90%、85%、80%の4条件で、各10個の供試モデルについて、10³回までV-N特性を測定し、統計的パラメータを求めた。図4-14に開閉インパルスの繰り返し印加での絶縁破壊電圧分布を示す。この結果から、印加回数のバラツキを表す形状パラメータa値は、0.17~0.46である。また、図4-15に、全データをプロットしたV-N特性を示す。内鉄形ターン間モデルにおいて、破壊電圧の開閉インパルスのV-N特性は、

$$V_{50} = 235 N^{-1/71.8} \quad (\text{kV})$$

である。

また、50%部分放電開始電圧(139kV)を100%として、繰り返し電圧レベルとして、100%、90%、80%、70%の4条件で、各10個の供試モデルについて、10³回までV-N特性を測定し、統計的パラメータを求めた。図4-16に開閉インパルスの繰り返し印加での部分放電開始電圧分布を示す。この結果から、印加回数のバラツキを表す形状パラメータa値は、0.22~0.56である。また、図4-17に、全データをプロットしたV-N特性を示す。内鉄形ターン間モデルにおいて、部分放電開始電圧の開閉インパルスのV-N特性は、

$$V_{50} = 132 N^{-1/40.8} \quad (\text{kV})$$

である。

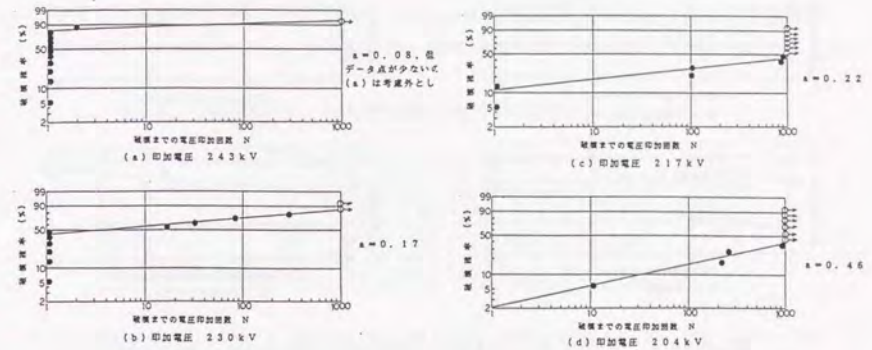


図4-14、内鉄形ターン間モデルの絶縁破壊電圧分布(開閉Imp)

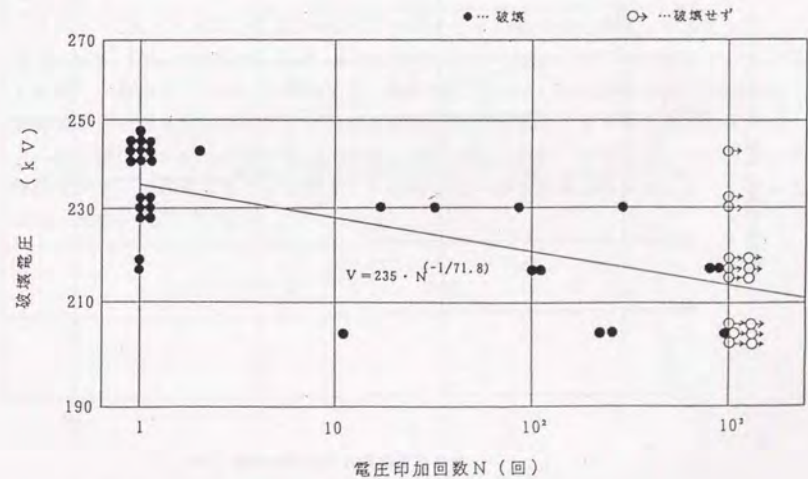


図4-15、内鉄形ターン間モデルの絶縁破壊V-N特性(開閉Imp)

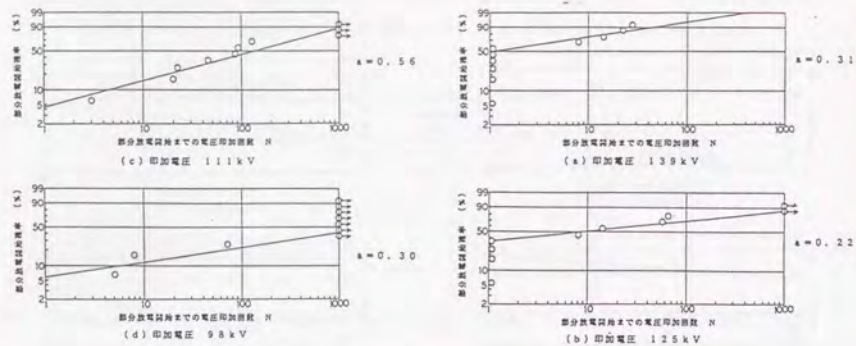


図4-16. 内鉄形ターン間モデルの部分放電開始電圧分布 (開閉Imp)

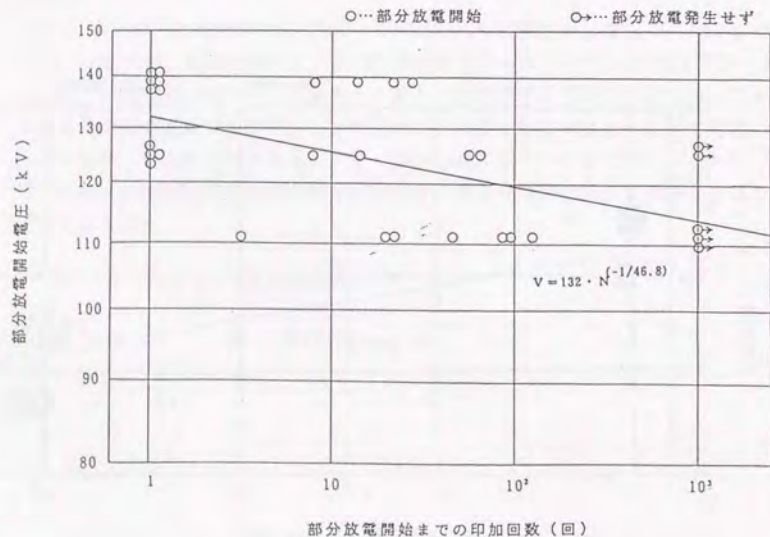


図4-17. 内鉄形ターン間モデルの部分放電開始V-N特性 (開閉Imp)

4-2-3. 内鉄形セクション間モデル試験結果

(1) 雷インパルスのV-N特性

内鉄形セクション間モデルの雷インパルス電圧での初期 (N=1) の破壊電圧および部分放電開始電圧を、表4-6に示す。50%の絶縁破壊電圧は323kV、部分放電開始電圧は265kVである。この値から、標準偏差σは、それぞれ7.8%と19.8%である。

表4-6. 50%破壊電圧・部分放電開始電圧 (内鉄形セクション間、雷Imp)

	試料					50% (kV)	標準偏差 σ (%)
	1	2	3	4	5		
破壊電圧 (kV)	290	344	316	352	313	323	7.8
部分放電開始電圧 (kV)	216	267	233	352	258	265	19.8

50%破壊電圧 (323kV) を100%として、繰り返し電圧レベルとして、95%、90%、85%、80%の4条件で、各14~20個の供試モデルについて、 10^3 回までV-N特性を測定し、統計的パラメータを求めた。図4-18に雷インパルスの繰り返し印加での絶縁破壊電圧分布を示す。この結果から、印加回数のバラツキを表す形状パラメータa値は、0.40~0.72である。また、図4-19に、全データをプロットしたV-N特性を示す。内鉄形セクション間モデルにおいて、破壊電圧の雷インパルスのV-N特性は、

$$V_{50} = 296 N^{-1/72.2} \quad (\text{kV})$$

である。

また、50%部分放電開始電圧 (265kV) を100%として、繰り返し電圧レベルとして、100%、90%、80%の3条件で、各13~18個の供試モデルについて、 10^3 回までV-N特性を測定し、統計的パラメータを求めた。図4-20に雷インパルスの繰り返し印加での部分放電開始電圧分布を示す。この結果から、印加回数のバラツキを表す形状パラメータa値は、0.30~0.54である。また、図4-21に、全データをプロットしたV-N特性を示す。内鉄形セクション間モデルにおいて、部分放電開始電圧の雷インパルスのV-N特性は、

$$V_{50} = 247 N^{-1/67.0} \quad (\text{kV})$$

である。

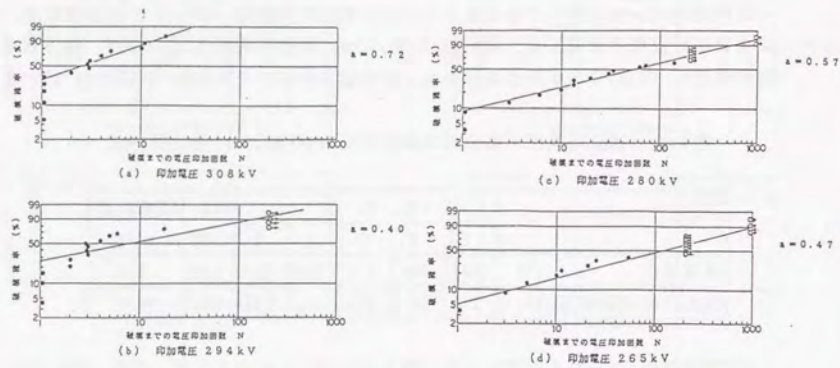


図 4-18. 内鉄形セクション間モデルの絶縁破壊電圧分布 (雷Imp)

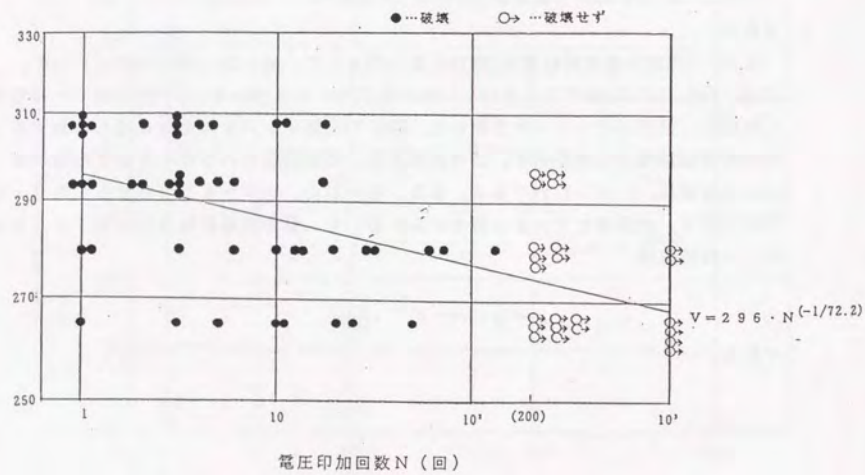


図 4-19. 内鉄形セクション間モデルの絶縁破壊V-N特性 (雷Imp)

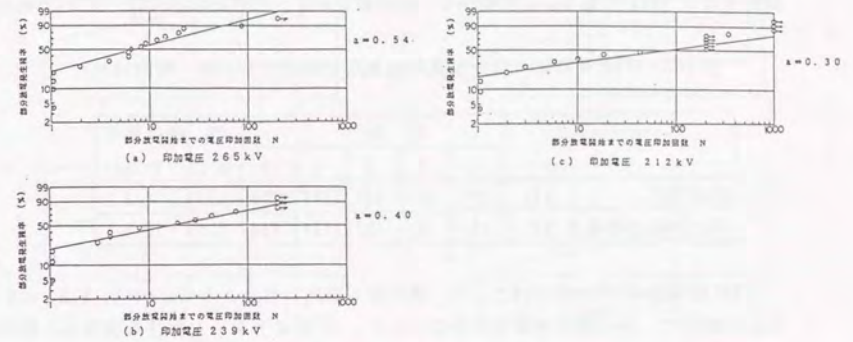


図 4-20. 内鉄形セクション間モデルの部分放電開始電圧分布 (雷Imp)

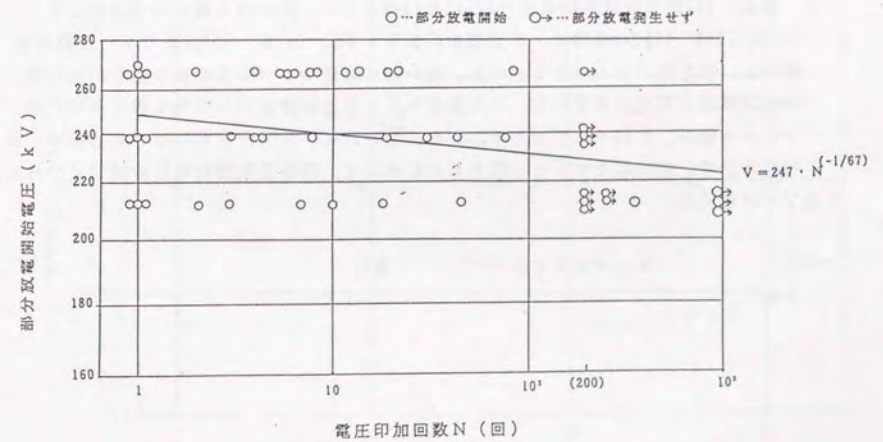


図 4-21. 内鉄形セクション間モデルの部分放電開始V-N特性 (雷Imp)

(2) 開閉インパルスのV-N特性

内鉄形セクション間モデルの開閉インパルス電圧での初期(N=1)の破壊電圧および部分放電開始電圧を、表4-7に示す。50%の絶縁破壊電圧は277kV、部分放電開始電圧は235kVである。この値から、標準偏差σは、それぞれ5.0%と18.4%である。

表4-7、50%破壊電圧・部分放電開始電圧(内鉄形セクション間、開閉Imp)

	試料					50% (kV)	標準偏差 σ (%)
	1	2	3	4	5		
破壊電圧 (kV)	257	293	286	272	278	277	5.0
部分放電開始電圧 (kV)	257	293	191	239	194	235	18.4

50%破壊電圧(277kV)を100%として、繰り返し電圧レベルとして、100%、95%、90%、85%の4条件で、各10個の供試モデルについて、10³回までV-N特性を測定し、統計的パラメータを求めた。図4-22に開閉インパルスの繰り返し印加での絶縁破壊電圧分布を示す。この結果から、印加回数のバラツキを表す形状パラメータα値は、0.26~0.43である。また、図4-23に、全データをプロットしたV-N特性を示す。内鉄形セクション間モデルにおいて、破壊電圧の開閉インパルスのV-N特性は、

$$V_{50} = 269 N^{-1/77.6} \quad (\text{kV})$$

である。

また、50%部分放電開始電圧(235kV)を100%として、繰り返し電圧レベルとして、110%、100%、90%の3条件で、各10個の供試モデルについて、10³回までV-N特性を測定し、統計的パラメータを求めた。図4-24に開閉インパルスの繰り返し印加での部分放電開始電圧分布を示す。この結果から、印加回数のバラツキを表す形状パラメータα値は、0.23~0.47である。また、図4-25に、全データをプロットしたV-N特性を示す。内鉄形セクション間モデルにおいて、部分放電開始電圧の開閉インパルスのV-N特性は、

$$V_{50} = 251 N^{-1/81.6} \quad (\text{kV})$$

である。

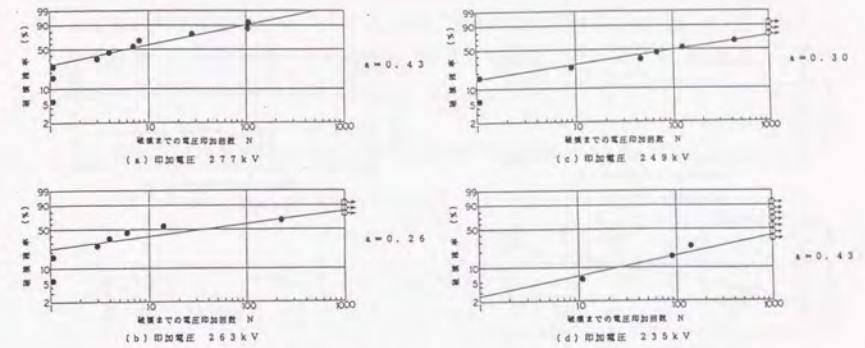


図4-22. 内鉄形セクション間モデルの絶縁破壊電圧分布(開閉Imp)

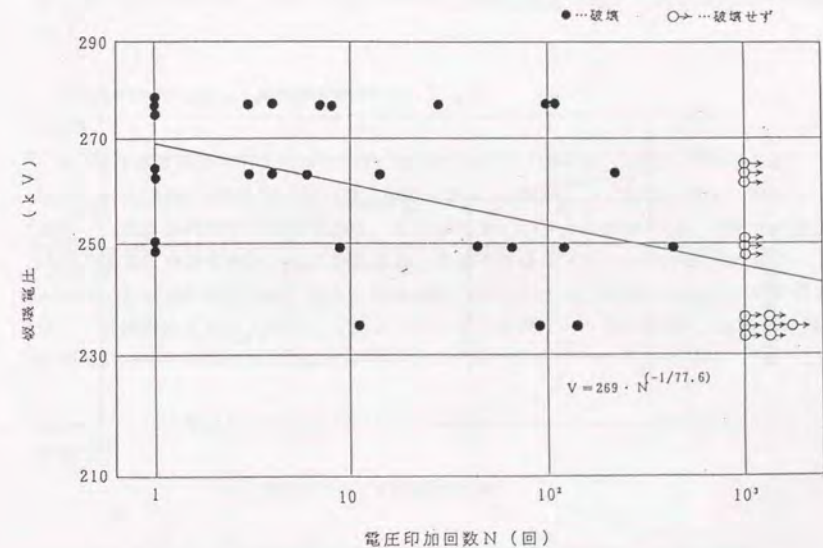


図4-23. 内鉄形セクション間モデルの絶縁破壊V-N特性(開閉Imp)

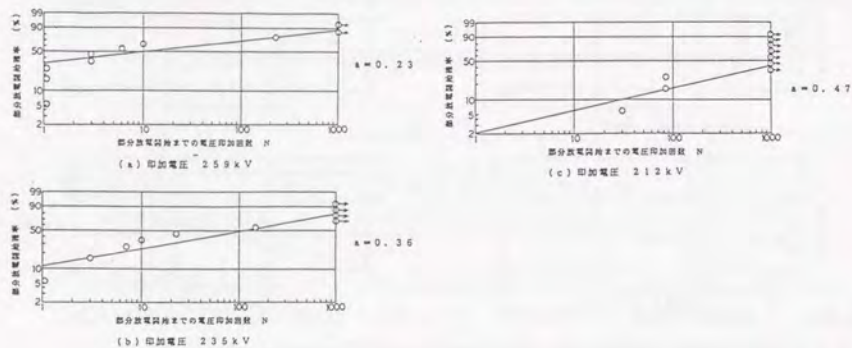


図4-24. 内鉄形セクション間モデルの部分放電開始電圧分布 (開閉Imp)

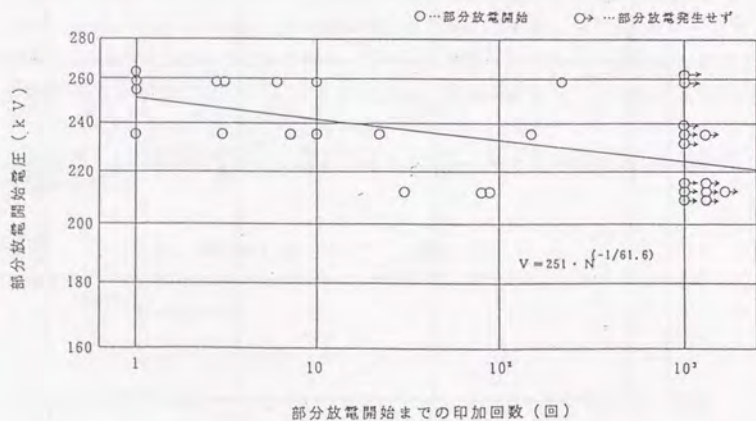


図4-25. 内鉄形セクション間モデルの部分放電開始V-N特性 (開閉Imp)

4-2-4. 外鉄形セクション間モデル試験結果

(1) 雷インパルスのV-N特性

外鉄形セクション間モデルの雷インパルス電圧での初期 (N=1) の破壊電圧および部分放電開始電圧を、表4-8に示す。50%の絶縁破壊電圧は405kV、部分放電開始電圧は321kVである。この値から、標準偏差σは、それぞれ2.4%(9.6kV)と8.0%(25kV)である。

表4-8. 50%破壊電圧・部分放電開始電圧 (外鉄形セクション間、雷Imp)

	試料						50%	標準偏差
	1	2	3	4	5	6	(kV)	σ (%)
破壊電圧 (kV)	400	390	420	420	410	400	405	2.4
部分放電開始電圧 (kV)	350	300	360	310	290	320	321	8.0

50%破壊電圧 (405kV) を100%として、繰り返し電圧レベルとして、100%、95%、90%の3条件で、各8~10個の供試モデルについて、 10^3 回までV-N特性を測定し、統計的パラメータを求めた。図4-26に雷インパルスの繰り返し印加での絶縁破壊電圧分布を示す。この結果から、印加回数のバラツキを表す形状パラメータa値は、0.41~0.48である。また、図4-27に、全データをプロットしたV-N特性を示す。外鉄形セクション間モデルにおいて、各印加電圧レベルの50%破壊電圧の雷インパルスのV-N特性は、

$$V_{50} = 409 N^{-1/76.0} \quad (\text{kV})$$

である。

また、50%部分放電開始電圧 (321kV) を100%として、繰り返し電圧レベルとして、100%、97%、94%の3条件で、各12個の供試モデルについて、 10^3 回までV-N特性を測定し、統計的パラメータを求めた。図4-28に雷インパルスの繰り返し印加での部分放電開始電圧分布を示す。この結果から、印加回数のバラツキを表す形状パラメータa値は、0.36~0.69である。また、図4-29に、全データをプロットしたV-N特性を示す。外鉄形セクション間モデルにおいて、各印加電圧レベルの50%部分放電開始電圧の雷インパルスのV-N特性は、

$$V_{50} = 324 N^{-1/70.6} \quad (\text{kV})$$

である。

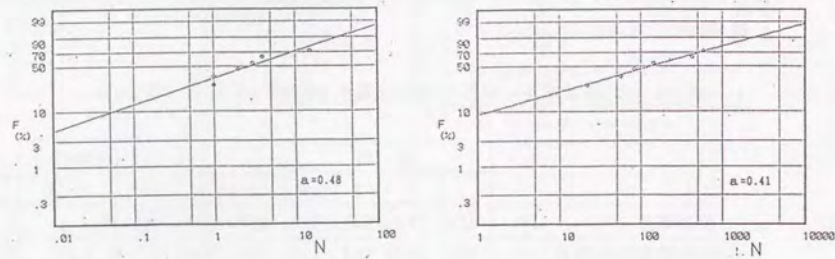


図4-26. 外鉄形セクション間モデルの絶縁破壊電圧分布 (雷Imp)

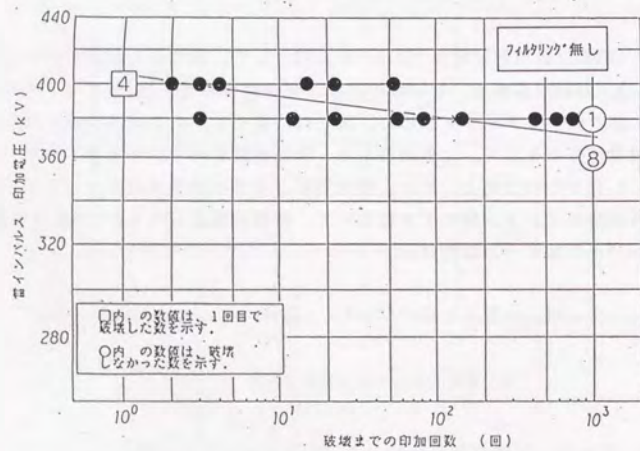


図4-27. 外鉄形セクション間モデルの絶縁破壊V-N特性 (雷Imp)

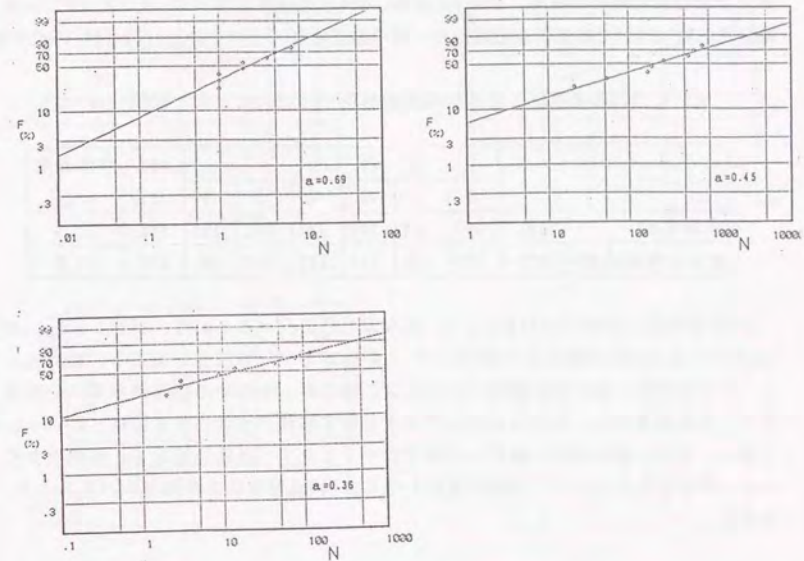


図4-28. 外鉄形セクション間モデルの部分放電開始電圧分布 (雷Imp)

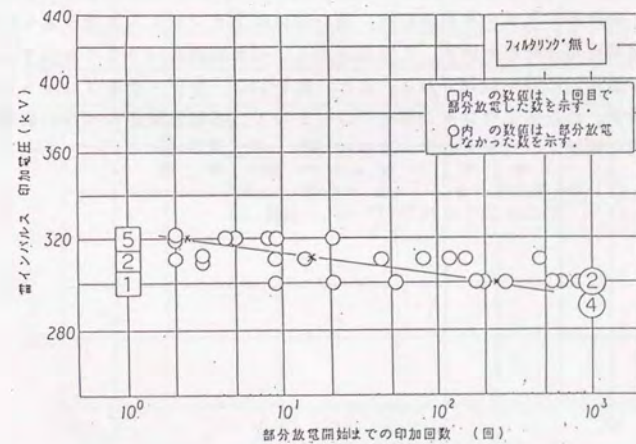


図4-29. 外鉄形セクション間モデルの部分放電開始V-N特性 (雷Imp)

(2) 開閉インパルスのV-N特性

外鉄形セクション間モデルの開閉インパルス電圧での初期(N=1)の破壊電圧および部分放電開始電圧を、表4-9に示す。50%の絶縁破壊電圧は355kV、部分放電開始電圧は275kVである。この値から、標準偏差σは、それぞれ11.2%と19.8%である。

表4-9、50%破壊電圧・部分放電開始電圧(外鉄形セクション間、開閉Imp)

	試料						50% (kV)	標準偏差 σ (%)
	1	2	3	4	5	6		
破壊電圧 (kV)	360	340	370	340	360	360	355	11.2
部分放電開始電圧 (kV)	270	290	250	270	310	260	275	19.8

50%破壊電圧(355kV)を100%として、繰り返し電圧レベルとして、100%、97%、94%の3条件で、各10個の供試モデルについて、10³回までV-N特性を測定し、統計的パラメータを求めた。図4-30に開閉インパルスの繰り返し印加での絶縁破壊電圧分布を示す。この結果から、印加回数のバラツキを表す形状パラメータα値は、0.41~0.76である。また、図4-31に、全データをプロットしたV-N特性を示す。外鉄形セクション間モデルにおいて、各印加電圧レベルの50%破壊電圧の開閉インパルスのV-N特性は、

$$V_{50} = 363 N^{-1/0.9} \quad (\text{kV})$$

である。

また、50%部分放電開始電圧(275kV)を100%として、繰り返し電圧レベルとして、100%、96%、93%の3条件で、各12個の供試モデルについて、10³回までV-N特性を測定し、統計的パラメータを求めた。図4-32に開閉インパルスの繰り返し印加での部分放電開始電圧分布を示す。この結果から、印加回数のバラツキを表す形状パラメータα値は、0.51~1.18である。また、図4-33に、全データをプロットしたV-N特性を示す。外鉄形セクション間モデルにおいて、各印加電圧レベルの50%部分放電開始電圧の開閉インパルスのV-N特性は、

$$V_{50} = 275 N^{-1/0.51} \quad (\text{kV})$$

である。

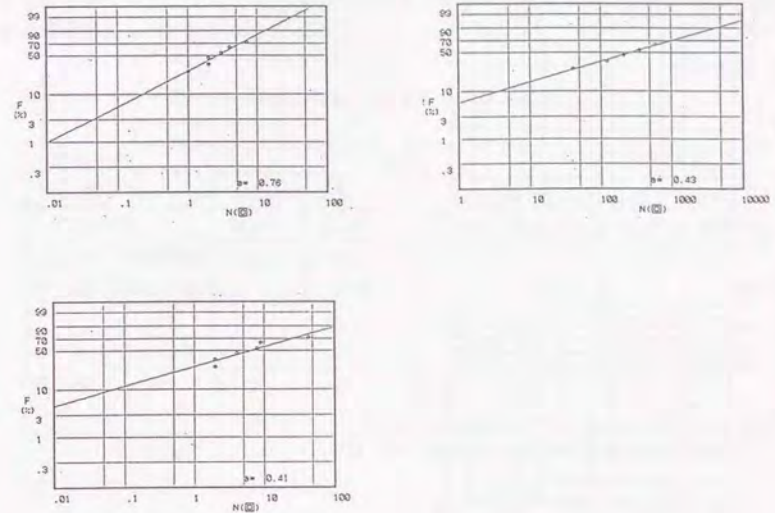


図4-30、外鉄形セクション間モデルの絶縁破壊電圧分布(開閉Imp)

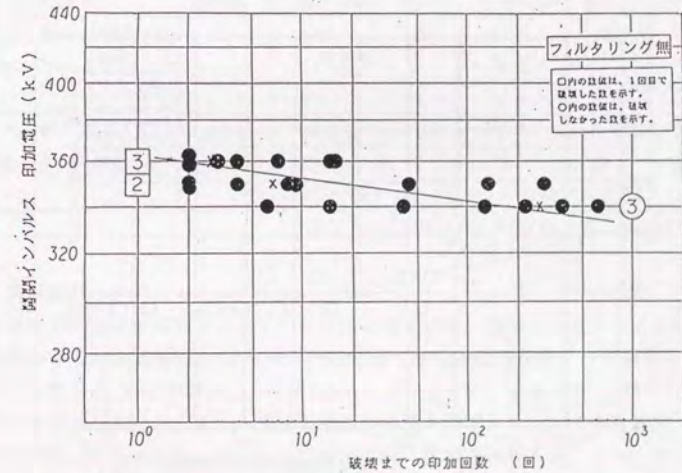


図4-31、外鉄形セクション間モデルの絶縁破壊V-N特性(開閉Imp)

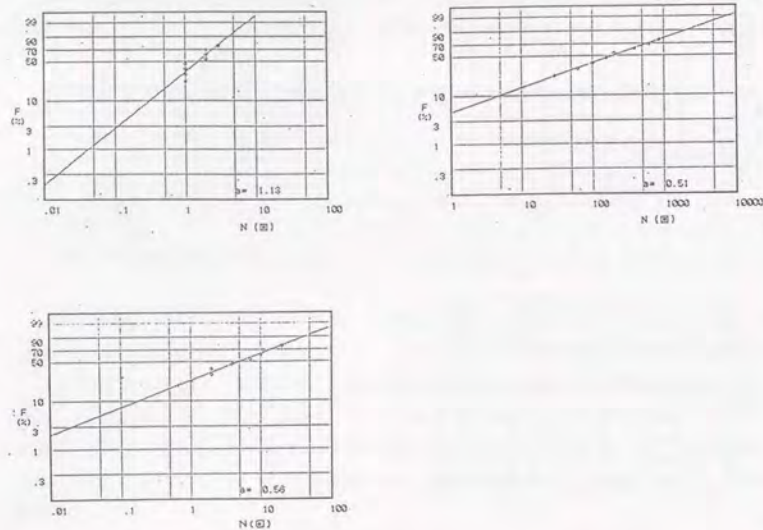


図4-32. 外鉄形セクション間モデルの部分放電開始電圧分布 (開閉Imp)

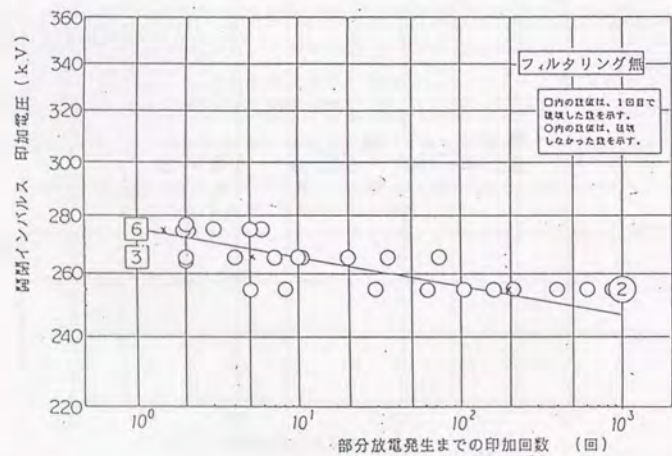


図4-33. 外鉄形セクション間モデルの部分放電開始V-N特性 (開閉Imp)

4-2-5. 考察

変圧器について、部分要素モデル試験のデータをもとに、雷インパルスと開閉インパルスの多頻度サージ特性 (V-N特性) をまとめると、絶縁破壊電圧は表4-10、部分放電開始電圧は表4-11のようになる。

表4-10. 変圧器のV-N特性 (絶縁破壊電圧)

絶縁要素	内鉄形				外鉄形		
	ターン間		セクション		セクション		
印加波形	雷Imp	開閉Imp	雷Imp	開閉Imp	雷Imp	開閉Imp	
初期特性	50%絶縁破壊電圧 (kV)	259	255 (98%)*	323	277 (86%)*	405 (88%)*	
	σ [%]	2.7	8.2	7.8	5.0	2.4	3.2
V-N特性	傾き (n)	41.2	71.8	72.2	77.6	75.6	80.9
	a値	0.41 ~0.91	0.17 ~0.46	0.40 ~0.72	0.26 ~0.43	0.41 ~0.48	0.41 ~0.76

*印: % = 開閉Imp (50%FOV) / 雷Imp (50%FOV)

表4-11. 変圧器のV-N特性 (部分放電開始電圧)

絶縁要素	内鉄形				外鉄形		
	ターン間		セクション		セクション		
印加波形	雷Imp	開閉Imp	雷Imp	開閉Imp	雷Imp	開閉Imp	
初期特性	50%部分放電電圧 (kV)	125	139 (111%)*	265	235 (89%)*	321 (86%)*	
	σ [%]	11.8	9.4	19.8	18.4	8.0	7.2
V-N特性	傾き (n)	41.9	46.8	67.0	61.6	70.5	65.1
	a値	0.33 ~0.77	0.22 ~0.56	0.30 ~0.54	0.23 ~0.47	0.36 ~0.69	0.51 ~1.18

*印: % = 開閉Imp (50%PDIV) / 雷Imp (50%PDIV)

(1) 内鉄形ターン間

内鉄形ターン間においては、V-N特性の傾きは雷・開閉インパルス、破壊・部分放電開始電圧共、ほぼ同じ $n=40$ (~70) 程度である。破壊電圧V-N特性を例に取ると、図4-11 (雷Imp) および図4-15 (開閉Imp) に示すように、破壊点が $N=200$ ~ 1000回の領域にも分布している。また、電圧を印加する毎に必ずインパルス部分放電の発生が認められる。したがって、ターン間においては、軽微ではあるが、インパルスの繰り返し印加により劣化があることを示している。これは、ターン間の破壊は油ギャップの放電から開始し、クラフト紙テープ巻層の貫通破壊に至るが、このクラフト紙テープ

巻き層にインパルスの繰り返し印加により劣化があるためであると考えられる。印加回数のバラツキを示す形状パラメータ a 値は、 l より小さく初期故障形である。また、初期特性においては、50%破壊電圧および部分放電開始電圧共、雷インパルスと開閉インパルスの比は1.0~1.1程度である。これは、ターン間、電極間がほとんど絶縁紙である絶縁構成のためである。

一方、ターン間モデルについては、雷インパルスの絶縁破壊 $V-N$ 特性として、従来データがあり、その n 値は65.6であった。今回のデータは、 $n=41$ であり、劣化は軽微であるという点では同様なデータと評価できる。

(2) 内鉄形セクション間

内鉄形セクション間においては、 $V-N$ 特性の傾きは雷・開閉インパルス、破壊・部分放電開始電圧共、ほぼ同じ $n=60\sim70$ 程度である。破壊電圧 $V-N$ 特性を例に取ると、図4-19(雷Imp)および図4-23(開閉Imp)に示されているが、ターン間とは異なり、破壊の発生は200回以前で終わり、それ以上の回数は破壊しない結果となっている。これは、セクション間の破壊は油ギャップの放電を経由してクラフト紙テープ巻き層の貫通破壊に至ることから、油ギャップに多数回電界が加わると一種のコンデショニング作用が現れるためと考えられる。 $V-N$ 特性の傾き n 値が、内鉄形セクション間モデルがターン間より大きいのは、これで説明できると考えられる。また、初期特性のバラツキ σ 、印加回数のバラツキ(形状パラメータ a 値)共、セクション間がターン間より大きいのは、これは油ギャップがクラフト紙より破壊バラツキが大きいためであると考えられる。

(3) 外鉄形セクション間

外鉄形セクション間においては、 $V-N$ 特性の n 値は、内鉄形セクション間とほぼ同じ $n=60\sim80$ 程度である。これは、外鉄形セクション間の構造が、図4-7に示すように電極間に、プレスボード~油ギャップ~プレスボードが存在する絶縁構成であり、内鉄形の場合と同様に油ギャップの絶縁特性が現れているためと考えられる。また、初期特性のバラツキ σ 、印加回数のバラツキ(形状パラメータ a 値)共、セクション間がターン間より大きいのは、これも油ギャップがプレスボードより破壊バラツキが大きいためであると考えられる。

4-3. GISの $V-N$ 特性⁽¹⁸⁾⁻⁽²²⁾

4-3-1. 試験方法

(1) モデル

モデルはGISの主要な絶縁要素であるガス中、スペーサ浴面およびスペーサ内部のうち、インパルス繰り返し印加の影響があると考えられるスペーサ浴面およびスペーサ内部を対象に $V-N$ 特性を測定した。

・スペーサ浴面

図4-34に、スペーサ浴面モデルを示す。GISで使用されるスペーサの電界分布、形状、スペーサ導体接触部(トリプルジャンクション)を模擬し、直径60mmのコーンスペーサを $\phi 15/\phi 60$ mmの同軸円筒電極に取り付け、4barのSF₆ガス圧のタンク内にセットした。スペーサと中心導体は実スペーサと同一の工程で一体モールドした。また、トリプルジャンクションも実スペーサと同一の仕上げとした。

・スペーサ内部

図4-35に、スペーサ内部モデルを示す。実使用の材料に対し、材料固有の特性を調べるために、平等電界の構造とした。直径80mm、高さ100mmのエポキシ注品で直径40mmの高電圧および接地電極が埋め込まれている。電極間距離は、3mmである。埋込電極の界面は、GISの絶縁スペーサの埋込電極と全く同じ処理が施されている。

(2) 試験方法

① 試験回路

スペーサ浴面の試験回路を、図4-36に示す。また、スペーサ内部の試験回路を、図4-37に示す。

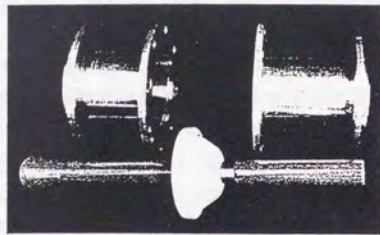
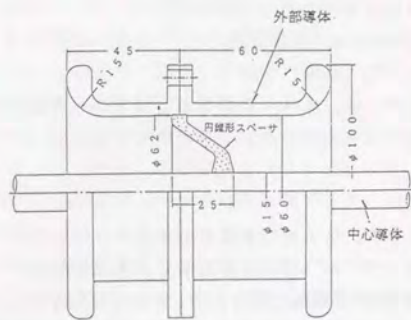
② 電圧印加方法

・初期絶縁破壊特性:

雷インパルス電圧波形(1.5/50(μ s))と開閉インパルス電圧波形(250/2500(μ s))を印加し、供試モデルの50%絶縁破壊電圧(V_{50})および標準偏差(σ)を求める。GISにおいては、部分放電が即破壊につながるため破壊電圧を測定した。

・ $V-N$ 特性の測定:

繰り返し印加電圧として、 $V_{50}-1\sigma$ 、 $V_{50}-2\sigma$ 、 $V_{50}-3\sigma$ などの条件で、各10~30個の供試モデルについて、繰り返し印加が1000回までの絶縁破壊特性を測定する。



(c) 中心導体取付け状況

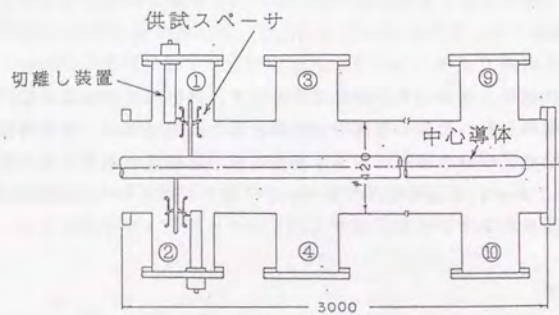
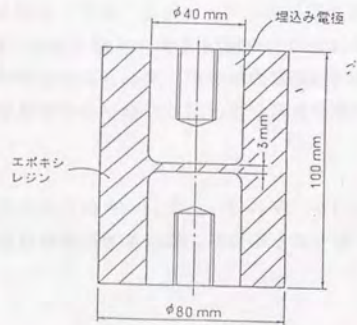


図4-34. GISスペーサ浴面モデル



(a) 断面図



(b) 外観

図4-35. GISスペーサ内部モデル

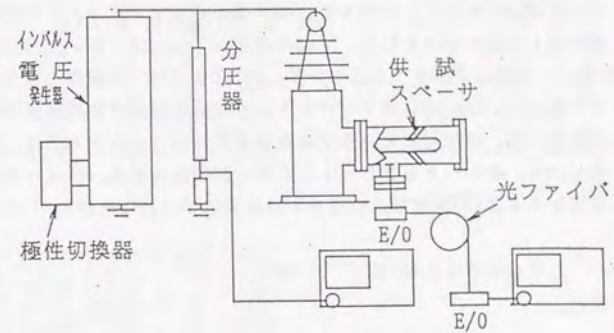


図4-36. GISスペーサ浴面モデルのV-N特性の試験回路

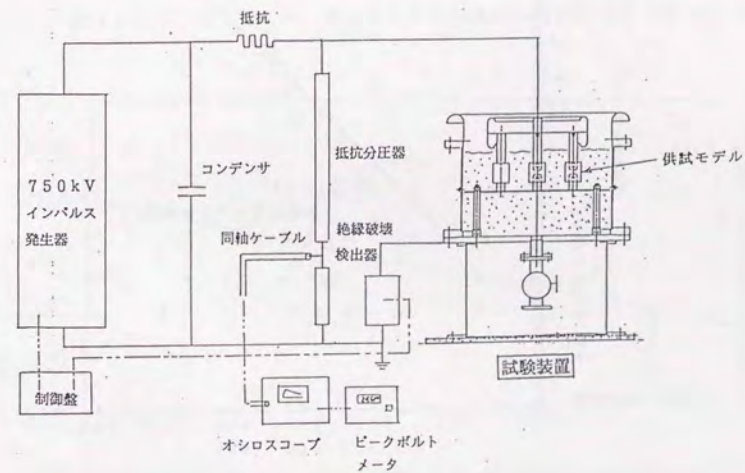


図4-37. GISスペーサ内部モデルのV-N特性の試験回路

4-3-2. スペーサ沿面試験結果

(1) 雷インパルスのV-N特性

スペーサ沿面モデルの雷インパルス電圧での初期絶縁破壊電圧のワイブルプロットを図4-38に示す。50%絶縁破壊電圧は351kVで、絶縁破壊電圧のバラツキを表す形状パラメータm値は22である。この値より、標準偏差σを推定すると、σは4.4%(15kV)である。繰り返し電圧レベルとして、 $V_{50}-0.5\sigma$ 、 $V_{50}-1\sigma$ 、 $V_{50}-1.5\sigma$ 、 $V_{50}-2\sigma$ の4条件で各10~20個の供試モデルについて、 10^3 回までV-N特性を調査し、統計的パラメータを求めた。図4-39に雷インパルスの繰り返し印加での絶縁破壊電圧分布を示す。この結果から、印加回数のバラツキを表す形状パラメータa値は、0.2である。

また、図4-40に、全データをプロットしたV-N特性を示す。スペーサ沿面モデルの各印加電圧レベルの50%破壊電圧の雷インパルスのV-N特性は、

$$V_{50} = 351 N^{-1/124} \quad (\text{kV})$$

で表される。

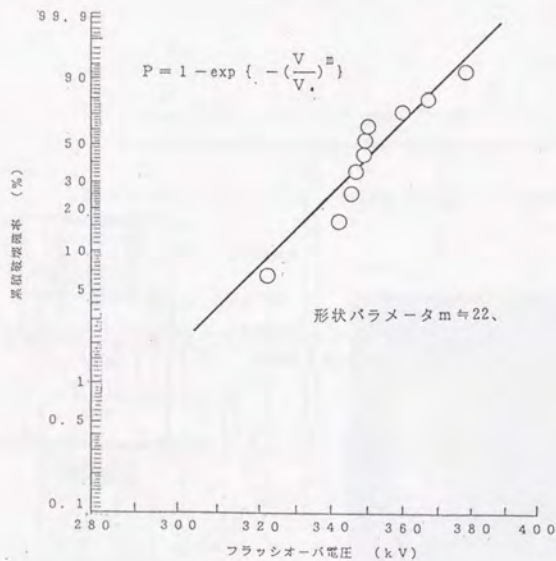


図4-38. GISスペーサ沿面モデルの初期絶縁破壊電圧 (雷Imp)

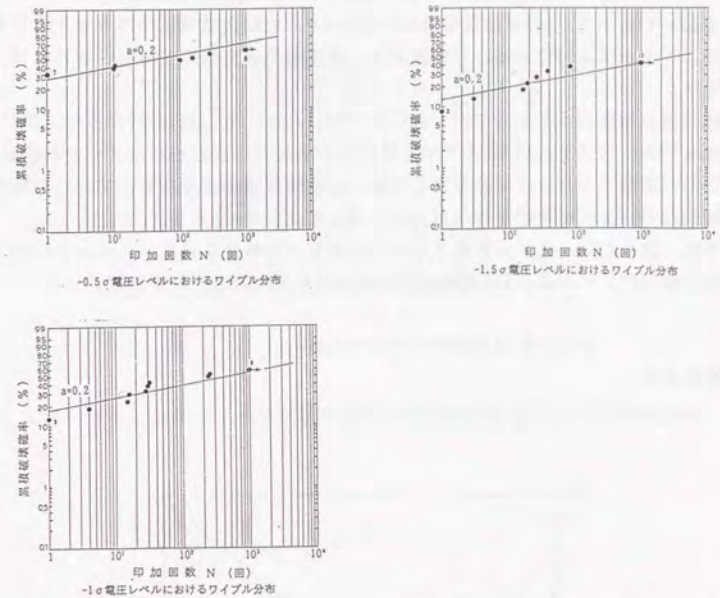


図4-39. GISスペーサ沿面モデルの絶縁破壊電圧分布 (雷Imp)

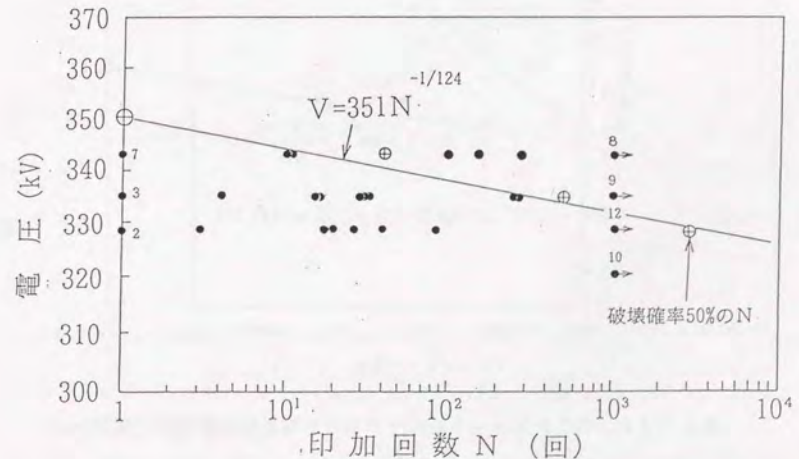


図4-40. GISスペーサ沿面モデルの絶縁破壊V-N特性 (雷Imp)

(2) 開閉インパルスのV-N特性

スーパサ沿面モデルの開閉インパルス電圧での初期絶縁破壊電圧のワイブルプロットを図4-41に示す。50%絶縁破壊電圧は308kVで、絶縁破壊電圧のパラッキを表す形状パラメータm値は34である。この値より、標準偏差σを推定すると、σは3.8%(12kV)である。

繰り返し電圧レベルとして、 $V_{50}-1\sigma$ 、 $V_{50}-2\sigma$ 、 $V_{50}-3\sigma$ の3条件で、各10個の供試モデルについて、 10^3 回までV-N特性を調査し、統計的パラメータを求めた。図4-42に開閉インパルスの繰り返し印加での絶縁破壊電圧分布を示す。この結果から、印加回数のパラッキを表す形状パラメータa値は、0.3である。

また、図4-43に、全データをプロットしたV-N特性を示す。スーパサ沿面モデルの各印加電圧レベルの50%破壊電圧の開閉インパルスのV-N特性は、

$$V_{50} = 308 N^{-1/134} \quad (\text{kV})$$

で表される。

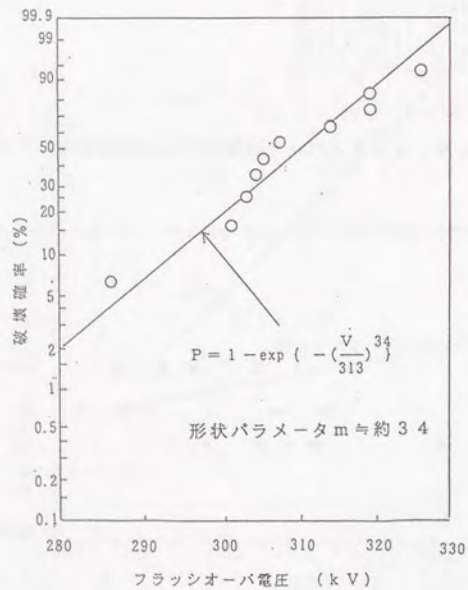


図4-41. GISスーパサ沿面モデルの初期絶縁破壊電圧 (開閉Imp)

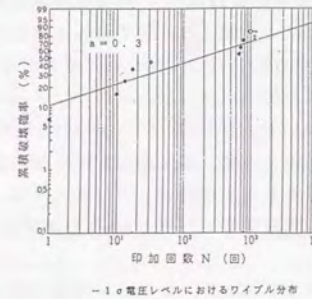


図4-42. GISスーパサ沿面モデルの絶縁破壊電圧分布 (開閉Imp)

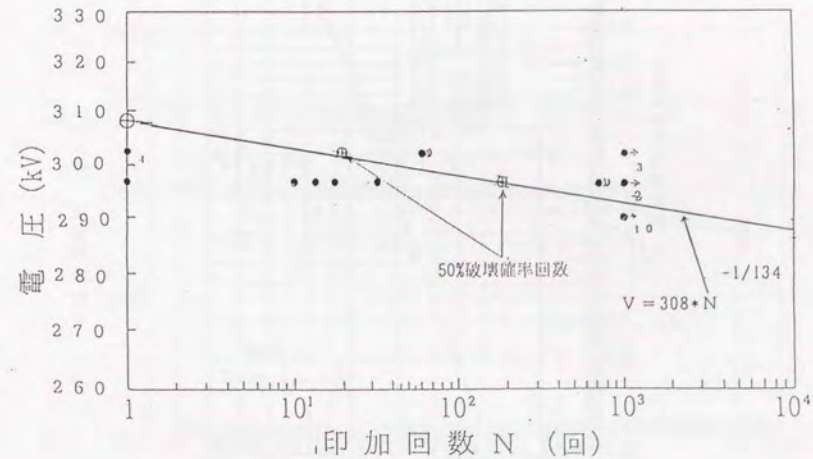


図4-43. GISスーパサ沿面モデルの絶縁破壊V-N特性 (開閉Imp)

4-3-3. スペース内部試験結果

(1) 雷インパルスのV-N特性

スペース内部モデルの雷インパルス電圧での初期絶縁破壊電圧のワイブルプロットを図4-44に示す。50%絶縁破壊電圧は290kVで、絶縁破壊電圧のパラツキを表す形状パラメータm値は13.4である。この値より、標準偏差σを推定すると、σは9%(26kV)である。なお、50%絶縁破壊電圧290kVは、97kV/mmに相当する。

繰り返し電圧レベルとして、 $V_{50}-1\sigma$ 、 $V_{50}-1.5\sigma$ 、 $V_{50}-2\sigma$ 、 $V_{50}-3\sigma$ の4条件で各20~30個の供試モデルについて、 10^3 回までV-N特性を調査し、統計的パラメータを求めた。図4-45に雷インパルスの繰り返し印加での絶縁破壊電圧分布を示す。この結果から、印加回数のパラツキを表す形状パラメータa値は、0.37~0.53である。なお、 $V_{50}-3\sigma$ の条件では、供試モデル30個中2個しか絶縁破壊しなかったため、図中に記載していない。

また、図4-46に、全データをプロットしたV-N特性を示す。●印は絶縁破壊したもの、○印は絶縁破壊していないデータを示す。スペース内部モデルの各印加電圧レベルの50%破壊電圧の雷インパルスのV-N特性は、

$$V_{50} = 285 N^{-1/35.7} \quad (\text{kV})$$

で表される。

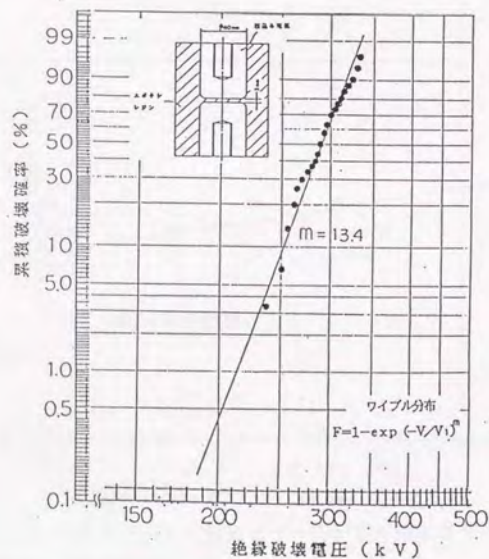


図4-44. GISスペース内部モデルの初期絶縁破壊電圧 (雷Imp)

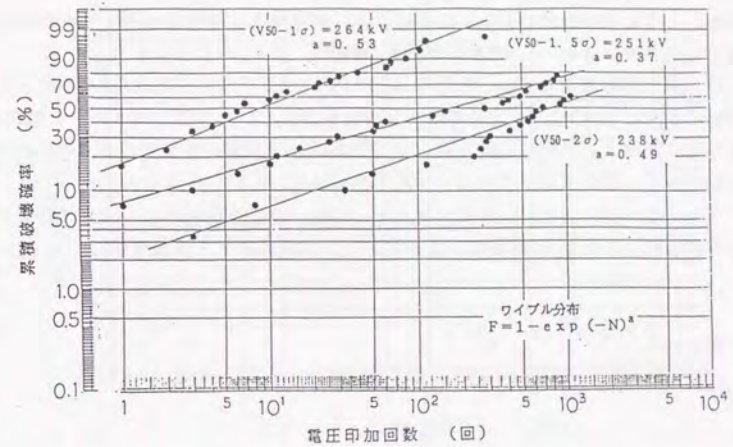


図4-45. GISスペース内部モデルの絶縁破壊電圧分布 (雷Imp)

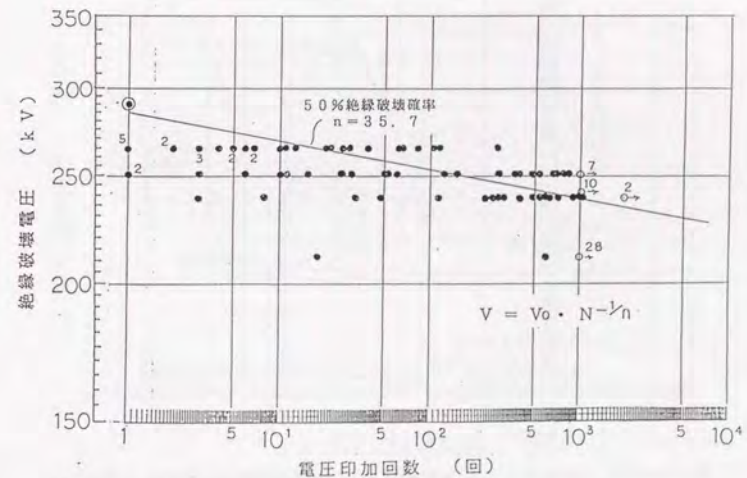


図4-46. GISスペース内部モデルの絶縁破壊V-N特性 (雷Imp)

(2) 開閉インパルス V-N 特性

スベサ沿面モデルの開閉インパルス電圧での初期絶縁破壊電圧のワイブルプロットを図4-47に示す。50%絶縁破壊電圧は261kVで、絶縁破壊電圧のバラツキを表す形状パラメータm値は9.05である。この値より、標準偏差σを推定すると、σは13.2% (34kV)である。なお、50%絶縁破壊電圧259kVは、86kV/mmに相当する。

繰り返し印加電圧として、 $V_{50}-0.68\sigma$ 、 $V_{50}-1\sigma$ 、 $V_{50}-1.5\sigma$ の3条件で各30個の供試モデルについて、 10^3 回までV-N特性を調査し、統計的パラメータを求めた。図4-48に開閉インパルスの繰り返し印加での絶縁破壊電圧分布を示す。この結果から、印加回数のバラツキを表す形状パラメータa値は、0.21~0.38である。

また、図4-49に、全データをプロットしたV-N特性を示す。スベサ内部モデルの各印加電圧レベルの50%破壊電圧の開閉インパルスのV-N特性は、

$$V_{50} = 257 N^{-1/45.5} \quad (\text{kV})$$

で表される。

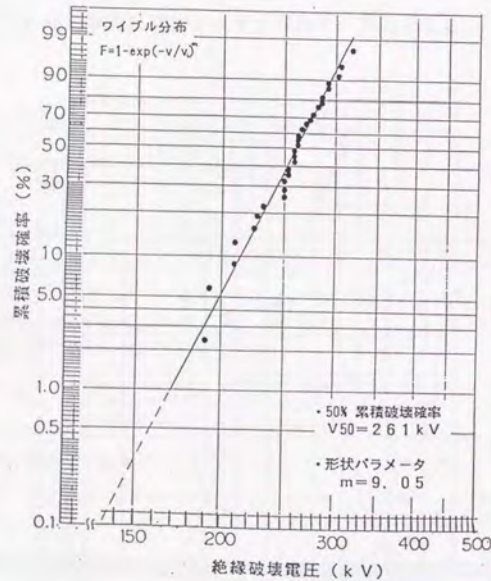


図4-47. GISスベサ内部モデルの初期絶縁破壊電圧 (開閉Imp)

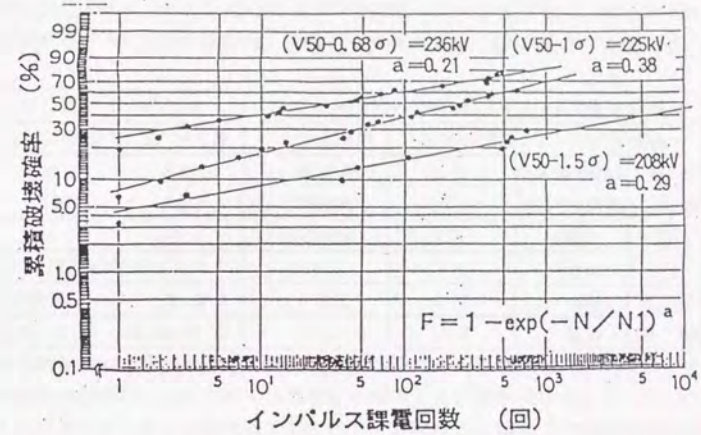


図4-48. GISスベサ内部モデルの絶縁破壊電圧分布 (開閉Imp)

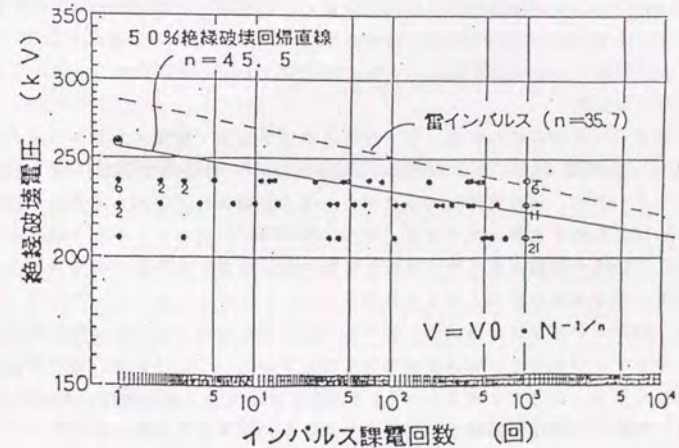


図4-49. GISスベサ内部モデルの絶縁破壊 V-N 特性 (開閉Imp)

4-3-4. 考察

G I Sについて、部分要素モデル試験のデータをもとに、雷インパルスと開閉インパルスの多頻度サージ特性（V-N特性）をまとめると、表4-12のようになる。

表4-12、G I SのV-N特性（絶縁破壊電圧）

絶縁要素 印加波形		スベーサ浴面		スベーサ内部	
		雷インパルス	開閉インパルス	雷インパルス	開閉インパルス
初期 特性	50%絶縁破壊電圧(kV)	351	308 (88%)*	290	261 (90%)*
	m値	2.2	3.4	1.3	9
	σ(%)	4.4	3.8	9	13
V-N 特性	傾き(n)	12.4	13.4	3.6	4.6
	a値	0.2	0.3	0.37~0.53	0.21~0.38

*印：% = 開閉インパルス(50%FOV) / 雷インパルス(50%FOV)

(1) スベーサ浴面

G I Sスベーサ浴面において、V-N特性の傾きは雷・開閉インパルスそれぞれ、 $n=12.4$ と 13.4 でほぼ同じである。スベーサ浴面のV-N特性は、ガス中における電極の微小弱点部からの初期電子の発生によるものと考えられ、n値については波形効果がほとんどないと考えられる。また、50%絶縁破壊電圧（初期特性）の破壊電圧バラツキ(σ)と回数バラツキ共、開閉インパルスが雷インパルスの場合より、小さくなっている。これは、開閉インパルスの波形継続時間が長く、初期電子の供給があるので、放電のバラツキが小さくなっているものと考えられる。

(2) スベーサ内部

G I Sスベーサ内部において、V-N特性の傾きは雷・開閉インパルスそれぞれ、 $n=3.6$ と 4.6 である。スベーサ内部のn値が、スベーサ浴面の場合(n値:120程度)に比べて小さいのは、固体絶縁物の場合がガス中の絶縁よりインパルス劣化が軽微ではあるが累積されるためである。スベーサ内部におけるインパルス繰り返し印加の絶縁劣化現象は、電極表面の微小突起とその先端部の微小剥離部での電界強化による微小放電の発生現象が原因と考えられる。

また、開閉インパルスのn値が、雷インパルスの場合より大きいのは、開閉インパルスがエネルギーが大きく、電極表面の微小突起がエージングされ、電界が緩和し、劣化しにくくなったものと考えられる。50%絶縁破壊電圧（初期特性）の破壊電圧バラツキ(σ)と回数バラツキも開閉インパルスが雷インパルスより大きい。

また、スベーサ内部とスベーサ浴面を比較してみると、ガス中であるスベーサ浴面が、n値も破壊回数のバラツキ共、大きくなっている。

4-4. 雷/開閉インパルス試験電圧への影響評価

4-4-1. 変圧器・G I Sの雷インパルス試験電圧への影響評価

変圧器とG I Sについて、部分要素モデル試験のデータをもとに、雷インパルス領域の多頻度サージ特性（V-N特性）の傾きをまとめると、表4-13のようになる。

表4-13、変圧器・G I SのV-N特性の傾き（雷Imp領域）

	変圧器			G I S	
	ターン間	内鉄形 セクション	外鉄形 セクション	スベーサ 浴面	スベーサ 内部
部分放電開始電圧	4.2	6.7	7.1	—	—
破壊電圧	4.1	7.2	7.6	12.4	3.6

以上の結果から、雷インパルス領域の多頻度過電圧の影響評価においては、変圧器では部分放電開始電圧に関するV-N特性のn値として、傾きの小さな4.2の値で評価する。また、G I Sでは、破壊電圧に関するV-N特性のn値として、傾きの小さな3.6の値で評価する。

多頻度過電圧(V_z)と発生回数(N)から、同等の部分放電ストレスを1回で生じる過電圧値(V_H)を求め、その V_H を、多頻度過電圧に対し等価な稀頻度過電圧とする。

$$V_H = V_z \times (N)^{1/n}$$

雷インパルスの多頻度過電圧の発生回数Nを50回として、多頻度過電圧に対応する所要耐電圧 V_H を、計算すると表4-14のようになる。多頻度過電圧に対応する所要耐電圧 V_H が、稀頻度過電圧に対して設定した雷インパルス試験電圧より小さいので、多頻度過電圧を考慮しても変圧器・G I Sの雷インパルス試験電圧は十分な信頼度を確保可能と考えられる。

表4-14、多頻度過電圧による所要耐電圧と試験電圧の関係（雷Imp）

	多頻度過電圧(kV)		雷インパルス 試験電圧(kV)
	発生レベル(Vf)	所要耐電圧(VH)	
変圧器	1750	1920	1950
G I S	2000	2230	2250

4-4-2. 変圧器・G I Sの開閉インパルス試験電圧への影響評価

変圧器とG I Sについて、部分要素モデル試験のデータをもとに、開閉インパルス領域の多頻度サージ特性（V-N特性）の傾きをまとめると、表4-15のようになる。

表4-15、変圧器・GISのV-N特性の傾き（開閉Imp領域）

	変圧器			GIS	
	ターン間	内鉄形 セクション	外鉄形 セクション	スパーサ 沿面	スパーサ 内部
部分放電開始電圧	4.7	6.2	6.5	—	—
破壊電圧	7.2	7.8	8.1	13.4	4.6

以上の結果から、開閉インパルス領域の多頻度過電圧の影響評価においては、変圧器では部分放電開始電圧に関するV-N特性のn値として、傾きの小さな4.7の値で評価する。また、GISでは、破壊電圧に関するV-N特性のn値として、傾きの大きな4.6の値で評価する。

多頻度過電圧（ V_r ）と発生回数（ N ）から、同等の部分放電ストレスを1回で生じる過電圧値（ V_H ）を求め、その V_H を、多頻度過電圧に対し等価な稀頻度過電圧とする。

$$V_H = V_r \times (N)^{1/n}$$

開閉インパルスの多頻度過電圧の発生回数 N を100回として、多頻度過電圧に対応する所要耐電圧 V_H を、計算すると表4-16のようになる。多頻度過電圧に対応する所要耐電圧 V_H が、稀頻度過電圧に対して設定した雷インパルス試験電圧より小さいので、多頻度過電圧を考慮しても変圧器・GISの開閉インパルス試験電圧は十分な信頼度を確保可能と考えられる。

表4-16、多頻度過電圧による所要耐電圧と試験電圧の関係（開閉Imp）

	多頻度過電圧 (kV)		開閉インパルス 試験電圧 (kV)
	発生レベル (Vf)	所要耐電圧 (VH)	
変圧器	1260	1390	1425
GIS	1260	1390	1550

4-5. まとめ

UHVの変圧器・GISの雷・開閉インパルス試験電圧への多頻度過電圧の影響を明らかにするために、雷インパルスおよび開閉インパルスに関し、最新の絶縁要素モデルを用い、多頻度サージ特性（V-N特性）を、体系的に明らかにした。なお、検討の対象としたのは、インパルス繰り返し印加の影響があると考えられる絶縁部位とし、変圧器ではターン間とセクション間、またGISではスパーサ沿面とスパーサ内部とした。

本章の内容をまとめると次のようになる。

1) 変圧器においては

①内鉄形ターン間モデルの雷インパルスV-N特性の傾きは、部分放電開始電圧では $n=4.2$ 、破壊電圧では $n=4.1$ 、また開閉インパルスに対しては、部分放電開始電圧では $n=4.7$ 、破壊電圧では $n=7.2$ となる。

②内鉄形セクション間モデルの雷インパルスV-N特性の傾きは、部分放電開始電圧では $n=6.7$ 、破壊電圧では $n=7.2$ 、また開閉インパルスに対しては、部分放電開始電圧では $n=6.2$ 、破壊電圧では $n=7.8$ となる。

③外鉄形セクション間モデルの雷インパルスV-N特性の傾きは、部分放電開始電圧では $n=7.1$ 、破壊電圧では $n=7.6$ 、また開閉インパルスに対しては、部分放電開始電圧では $n=6.5$ 、破壊電圧では $n=8.1$ となる。

2) GISにおいては

①スパーサ沿面のV-N特性の傾きは、破壊電圧では雷インパルスで $n=12.4$ 、開閉インパルスで $n=13.4$ となる。

②スパーサ内部のV-N特性の傾きは、破壊電圧では雷インパルスでは $n=3.6$ 、開閉インパルスでは $n=4.6$ となる。

3) これらのV-N特性の結果から、UHV系統で多頻度に発生する雷・開閉過電圧を考慮しても、今回設定する

雷インパルス試験電圧 : 変圧器 1950kV GIS 2250kV

開閉インパルス試験電圧 : 変圧器 1425kV GIS 1550kV

は妥当であることが確認できた。

参考文献 [第4章]

- 1) 田邊 愈「100万V昇圧に向けた技術開発・建設について」平成5年電気学会電力・エネルギー部門大会 No. 575
- 2) 電力中央研究所 UHV送電特別委員会 絶縁部会 [UHV送電系統の絶縁-絶縁部会報告書一] 委員会報告 昭和57年
- 3) 試験電圧標準特別委員会ワーキンググループI「V-t特性からみた500kV油入変圧器の交流絶縁試験の検討」電気学会 技術報告 II部 第47号 昭和51年
- 4) 電力中央研究所 UHV送電特別委員会 機器部会「UHV交流機器の試験電圧に関する検討」第8次報告 昭和57年
- 5) 油浸絶縁調査専門委員会「最近の油浸絶縁と将来展望」電気学会技術報告 II部 第224号、昭和61年
- 6) 電気協同研究会「絶縁設計の合理化」電気協同研究第44巻第3号 昭和63年
- 7) V. M. Montsinger "Coordination of Power Transformers for Steep-Front Impulse Waves" AIEE Trans., Vol. 57, 1938
- 8) 井上、本多、大久保、小倉「交流電圧に繰返しインパルス電圧が重畳したときの変圧器モデルの絶縁強度」電気学会論文誌 B、106巻2号、昭和61年
- 9) W. G. Standring, R. C. Hughes "Breakdown under Impulse Voltages of Solid and Liquid Dielectrics in Combination" Proc. Instn. Elect. Engrs., 1956
- 10) Y. Kamata, K. Endou "Lightning Impulse Volt-time Characteristics in Transformer Insulation" IEEE PES, WM C73 028-8

- 11) S. Zoledziowski, S. Soar 'Life Curves of Epoxy Resin Under Impulses and the Breakdown Parameters' IEEE Transactions on Electrical Insulation, Vol. EI-7, No. 2, 1972
- 12) 三浦、丹、蒲田、森内「エポキシ樹脂注型品のインパルス疲労破壊」昭和48年電気学会全国大会 280
- 13) 鶴瀬、青柳、大久保、小林「エポキシ注型品のインパルス繰り返し課電劣化」昭和60年電気学会東京支部大会 31
- 14) 財満、緒志、高須、鎌田、古川、森、瀬戸「変圧器巻線絶縁の雷インパルスV-N特性」平成5年電気学会電力・エネルギー部門大会 583
- 15) 財満、緒志、高須、古川、鎌田、森、瀬戸「変圧器巻線絶縁の開閉インパルスV-N特性」平成5年電気学会電力・エネルギー部門大会 584
- 16) 財満、緒志、岡部、鎌田、古川、森、瀬戸「変圧器巻線絶縁(コイル間、ターン間)のインパルス電圧繰り返し印加時の絶縁特性」電気学会・論文誌 B (投稿準備中)
- 17) 岡部、大野、財満、岸、細川、青野「外鉄形変圧器絶縁要素モデルのインパルスV-N特性」平成6年電気学会全国大会 953
- 18) 緒志、財満、遠藤、岩浅、山極「GIS用モデルスペースの繰返しインパルス絶縁特性」平成5年電気学会電力・エネルギー部門大会 593
- 19) 財満、岡部、大野、小林、遠藤、山極「GIS用モデルスペースの繰返し開閉インパルス絶縁特性」平成6年電気学会全国大会 1419
- 20) 緒志、財満、青柳、村瀬、大島、今井「絶縁スペースモデルのインパルス課電劣化特性」平成5年電気学会電力・エネルギー部門大会 34 (論文I)
- 21) 岡部、大野、財満、青柳、村瀬、今井「絶縁スペースモデルの開閉インパルスV-N特性」平成6年電気学会全国大会 1418
- 22) 岡部、財満、井波、笹森、佐久間「GIS用スペース内部モデルの交流、インパルス絶縁劣化特性」電気学会・論文誌 B (投稿中)

第5章「変電機器のV-t特性」

5-1. はじめに

(1) 概要

交流試験電圧については、交流1分間耐電圧試験が従来から採用されてきた⁽¹⁾。500kV導入に当たって、油ギャップのV-t特性を基に、部分放電の測定を伴う長時間耐電圧試験(1.5E×1h~2E×5min~1.5E×1h)も併せて実施することとし、この試験電圧で検証した100台以上の500kV変圧器が良好に運転されている⁽²⁾⁽³⁾。UHV送電特別委員会・機器部会の第8次報告「UHV交流機器の試験電圧に関する検討」(昭和57年)では、複合絶縁物(油-絶縁紙)のデータ蓄積および良好な運転実績を踏まえ、従来の1分間耐電圧試験を廃止し、部分放電試験をベースにした交流試験電圧が提案された⁽⁴⁾⁻⁽⁶⁾(1.5E×1h~2E×5min or $\sqrt{3}$ ×1min~1.5E×1h)。また、500kVなどを対象に、現在、電気学会の試験電圧標準特別委員会では、この流れを継承し、交流試験電圧として、1.5E×1h~2E×1min~1.5E×1h(変圧器の例)の規格化を検討中である。

この部分放電をベースとする交流試験電圧の基本的な考え方は、

- ・試験中に機器損傷が生じないように絶縁破壊の前駆現象である部分放電の有無を確認し、絶縁強度を検証すること

- ・機器絶縁特性を基に信頼度を評価し、合理的な試験電圧を設定すること

である。これらのもととなるのが、機器の部分放電開始電圧-時間特性(V-t特性)であるが、変圧器およびGISに関し国内外でデータが取られているものの、データのほとんどのものが10年以上前に試験されたものであり最新の知見とは言いがたいこと、試験条件に一貫性がないなど体系化されていなかった⁽⁶⁾⁽⁷⁾⁽⁸⁾。UHVにおいては、より高い信頼度かつ合理的な設計が特に求められることから、変圧器およびGISを対象に、高信頼度および合理的な交流試験電圧を構築することを目的に、体系的な最新の絶縁特性を明らかにした。

(2) 変圧器のV-t特性の従来データ

油入機器のV-t特性として、油ギャップ単独の特性と絶縁物との組み合わせによる複合絶縁物の特性があるが、500kVおよびUHVでは、バリア絶縁が多く採用されており、500kVとUHVの変圧器のV-tの特性は複合絶縁のV-t特性をもとにするのが適切である。

油入変圧器の複合絶縁のV-t特性データは、UHV送電特別委員会・機器部会、電気協同研究会・絶縁設計合理化専門委員会などで調査されており、表5-1に示す⁽⁹⁾⁽⁷⁾⁻⁽¹⁰⁾。これらのV-t特性のデータは、変圧器の主要な絶縁要素であるターン間絶縁、バリア油道およびセクション間などを対象に、国内外で実施されたものである。モデルでは測定時間は、最長1時間から6日間までのデータである。短時間領域と長時間領域がそれぞれ直線で表され、変曲点は1~5時間であり、短時間領域ではn=30~53(逆数の平均の逆数はn=36)、長時間領域ではn=60~120(逆数の平均の逆数はn=83)である。

なお、内鉄形バリア間絶縁モデルのV-t特性の従来データの例を図5-1に示す。

表5-1 変圧器のV-t特性のデータ(従来)

絶縁モデル	V-t特性の傾き		最長測定時間	実施者	
	短時間域	屈曲点			長時間域
油ギャップ	16**	1~5時間	39**	10時間	東芝
ターン間	45	1~5時間	89	4日	
セクション間	31	1.5時間	84	3年間	
バリア油道間	34	1~5時間	60	4日	富士
ターン間	40	1時間	120	5~6日	
セクション間	25	2時間	100	5~6日	
絶縁モデルT _r	41-47-53	—	58-71-84	1時間	三菱
巻線近傍モデル	30	—	—	5~6日	日立
ターン間	53	—	—	1時間	イタリア
油道モデル	30	—	—	1時間	フランス
油道モデル	37	—	—	1時間	イギリス
主ギャップ	40	—	—	1時間	ソ連
巻線近傍モデル	17**	—	—	1時間	ドイツ
変圧器一般	36*	1~5時間	83*	—	—

*: **以外の逆数の平均の逆数を取った。

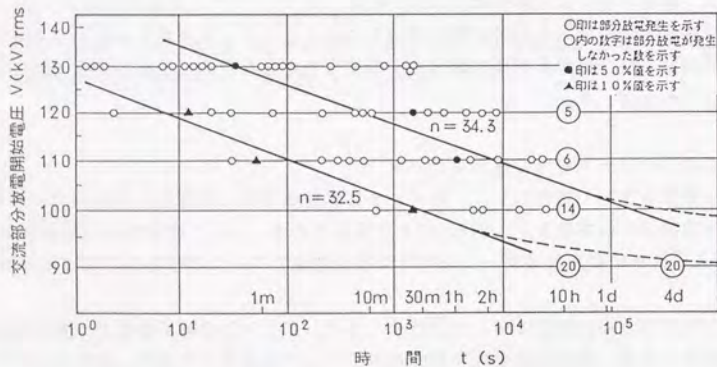


図5-1 変圧器のV-t特性の従来データ例(内鉄形バリア油道モデル)

変圧器の部分放電開始電圧の確率分布は次式で表される。

$$P = 1 - \exp \{ -(V/V_0)^m \cdot (t/t_0)^a \} \quad (5-1)$$

$$a = m/n$$

ここで

m: 電圧形状パラメータ

a: 時間形状パラメータ

n: V-t特性の傾き

また、電圧形状パラメータは、表5-2に示すバリア油道の試験データから、短時間領域ではm=11.75、長時間領域ではm=13.9である⁽⁸⁾⁽⁹⁾。

表5-2 変圧器の電圧形状パラメータ(従来)

絶縁モデル	ターン間		バリア油道		セクション間	
	短時間	長時間	短時間	長時間	短時間	長時間
m値	16.5	20.1	11.75	13.9	9.6	9.5

前述の委員会では、上記のV-t特性のパラメータから、試験電圧の構築に当たっては、以下の数字を採用した⁽⁸⁾。

表5-3、変圧器のV-t特性のパラメータ
(電協研「絶縁設計の合理化」)

時間領域	短時間領域	長時間領域
傾き (n値)	30	60
電圧形状パラメータ(m値)	11.75	13.9
時間形状パラメータ(a値)	0.39*	0.23*

*) 時間形状パラメータは、 $a = m/n$ により求めた。

また、UHV試験電圧において、東京電力でその後の検討に用いていた機器絶縁特性は、変圧器の絶縁強度が、交流で決まるバリア油道絶縁に着目し、厳しめとして、次の値を採用した。

表5-4、変圧器のV-t特性のパラメータ
(東京電力のUHVの社内検討)

時間領域	短時間領域	長時間領域
傾き (n値)	40	60
電圧形状パラメータ(m値)	11.75	13.9
時間形状パラメータ(a値)	0.28	0.23

*) 時間形状パラメータは、 $a = m/n$ により求めた。

(3) GISのV-t特性の従来のデータ

SF₆ガスの絶縁は、高い電界依存性を持ち、通常用いられるガス圧力(3~5kg/cm²-g)では、GIS内部のような準平等電界の場合、部分放電開始即フラッシュオーバーに至り、部分放電開始電圧は、破壊電圧にほぼ等しくなっている。さらに、SF₆ガスの絶縁破壊は、電界表面の突起や微小な異物などによる高電界部分の弱点により生じるものと考えられ、破壊電圧の分布や破壊までの時間分布は、ワイブル分布によく合っている。また、SF₆ガス自体は、化学的に安定であり、通常の使用状態では経年劣化は生じない。しかし、時間経過と共に弱点に遭遇する確率が増すため、絶縁特性において、V-t特性が現れてくると考えられている。

SF₆ガスの絶縁破壊に対するV-t特性は、Cooke氏(米国、MIT)およびBortnik氏(ロシア)から発表されており、その特性を図5-2に示す⁽¹¹⁾⁽¹²⁾。逆n乗則に従い、n=74となっている。ここで、絶縁破壊特性が次のワイブル分布に従うとし、

$$P = 1 - \exp \left\{ - \left(\frac{V}{V_1} \right)^m \cdot \left(\frac{t}{t_1} \right)^n \right\} = 1 - \exp \left(-KV^m \cdot t \right)^n \quad (5-2)$$

図中のプロットされた値から、形状パラメータを求めると、a=0.25~0.5、m=20~25となり、初期故障型の分布となっている。

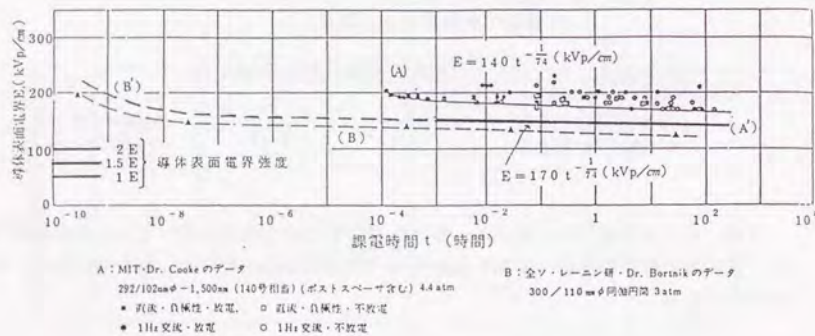


図5-2 GISのV-t特性の従来データ例

5-2. 内鉄形変圧器のV-t特性

5-2-1. 試験方法

(1) モデル

① モデル形状

モデルは内鉄形変圧器の主要な絶縁要素であるターン間絶縁モデル、バリア油道モデルおよびセクション間モデルを対象にV-t特性を測定した。

・ターン間モデル:

図5-3(a)に、ターン間絶縁モデルを示す。モデルの諸元は次の通りである。

平角銅線	3 × 10 mm
絶縁被覆	13 PC (0.98mm)

・バリア油道モデル:

図5-3(b)にモデル構造を示す。電極にはt 3mmのプレスボードを密着させ、スペーサにより、4mmの油道を構成している。

・セクション間モデル:

図5-3(c)にセクション間モデル構造を示す。ターン間モデルと同一の絶縁被覆の平角銅線をt 4mmの油道を構成している。

② モデルの処理条件

モデルは所定の構造に組み立てた後、加熱乾燥を行い、絶縁物中の水分を除去した。乾燥時間は24時間以上とした。乾燥後、試験用タンクにモデルをセットし、真空脱気注油処理を行った。試験は、真空脱気注油後、24時間以上放置してから実施した。

(2) 試験方法

① 試験回路

図5-4に示す試験回路により試験を実施した。電圧変動率を抑えることを重視し、±1%以下の定電圧装置を用いた。

② 電圧印加方法および部分放電

・50%部分放電開始電圧:

一分間ステップアップ法を用いて、予想部分放電開始電圧の約50%からを、5%ステップで一分間ずつ印加し部分放電の有無をERAメータにより検出し、部分放電開始電圧の50%値を求めた。部分放電の検出感度は、5 pCとした。

・V-t特性の測定:

50%部分放電開始電圧を100%として、電圧を突印し、電圧印加から部分放電が発生するまでの時間を求めた。時間の測定は、短時間領域ではオシロスコープにより部分放電発生までの周波数を測定し、時間を求めた。1秒以上の時間についてはストップウォッチで測定した。

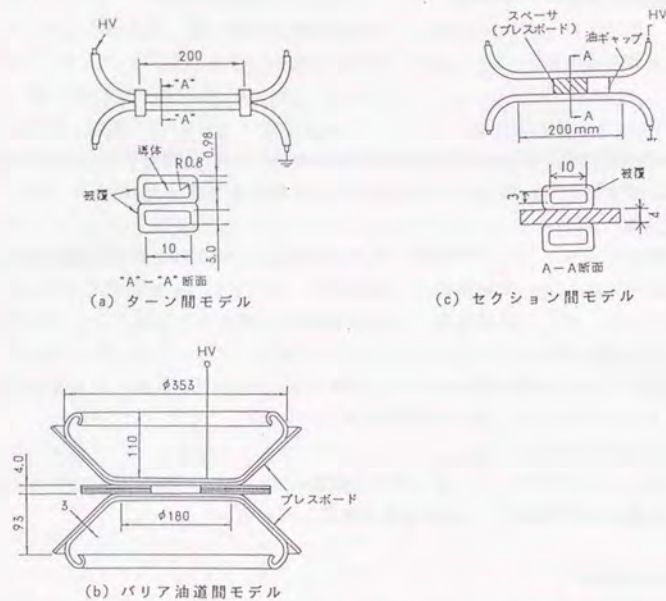


図5-3 内鉄形変圧器の絶縁要素モデル

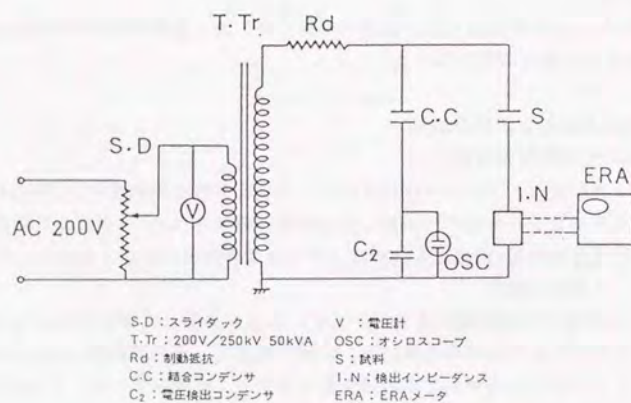


図5-4 V-t特性測定の試験回路(内鉄形)

5-2-2. 試験結果

(1) 内鉄形ターン間モデル試験結果

ターン間モデルの一分間ステップアップ法による部分放電開始電圧のワイブルプロットを図5-5に示す。50%部分放電開始電圧は50kVであった。電圧の形状パラメータは、 $m=22.7$ で、ばらつきが小さいことを示している。

50%部分放電開始電圧(50kV)を100%として、110%から80%までの電圧を突印した時の部分放電が発生するまでの時間を求めた。その結果を図5-6に示す。V-t特性の傾きの値は、短時間領域では $n=44.9$ 、長時間領域では $n=291$ となっている。

(2) 内鉄形バリア油道モデル試験結果

バリア油道モデルの一分間ステップアップ法による部分放電開始電圧のワイブルプロットを図5-7に示す。50%部分放電開始電圧は135kVであった。電圧のパラメータは、 $m=17.1$ であった。

50%部分放電開始電圧(135kV)を100%として、110%から90%までの電圧を突印した時の部分放電が発生するまでの時間を求めた。その結果を図5-8に示す。V-t特性の傾きの値は、短時間領域では $n=44.2$ 、長時間領域では $n=278$ となっている。

(3) 内鉄形セクション間モデル試験結果

セクション間モデルの一分間ステップアップ法による部分放電開始電圧のワイブルプロットを図5-9に示す。50%部分放電開始電圧は78.9kVであった。電圧のパラメータは、 $m=13.0$ であった。

50%部分放電開始電圧(78.9kV)から80kVを100%として、110%から85%までの電圧を突印した時の部分放電が発生するまでの時間を求めた。その結果を図5-10に示す。V-t特性の傾きの値は、短時間領域では $n=39.9$ 、長時間領域では $n=200$ となっている。また、それぞれのモデルの50%部分放電開始電圧と電圧形状パラメータ(m値)の値を表5-5を示す。

表5-5 内鉄形変圧器の50%部分放電開始電圧とm値

絶縁モデル	ターン間	バリア油道	セクション間
50%部分放電開始電圧(kV)	50.0	134.0	78.9
電圧形状パラメータ(m値)	22.7	17.1	13.0

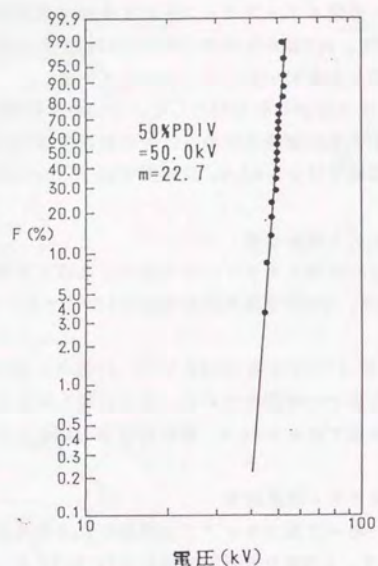


図5-5 内鉄形ターン間モデルの部分放電開始電圧のワイブルプロット

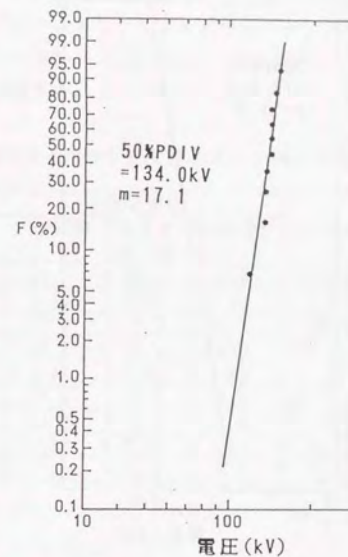


図5-7 内鉄形バリア油道モデルの部分放電開始電圧のワイブルプロット

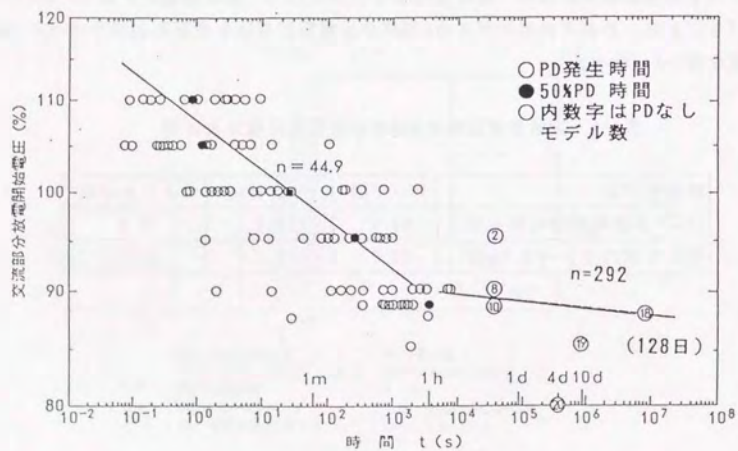


図5-6 内鉄形ターン間モデルのV-t特性

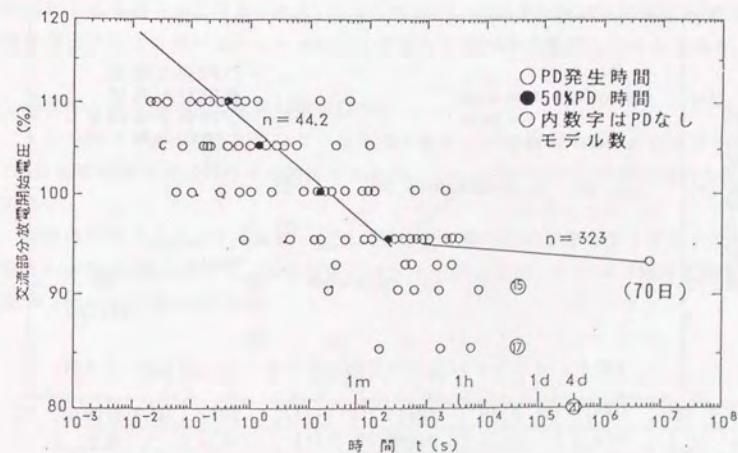


図5-8 内鉄形バリア油道モデルのV-t特性

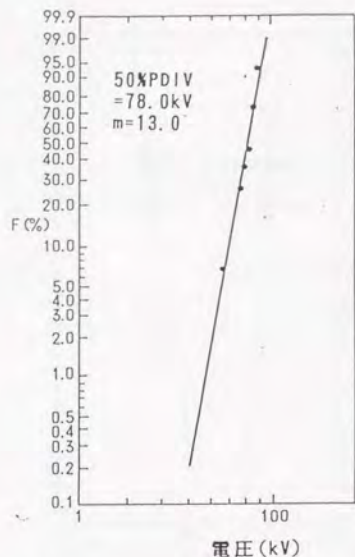


図5-9 内鉄形セクション間モデルの部分放電開始電圧のワイブルプロット

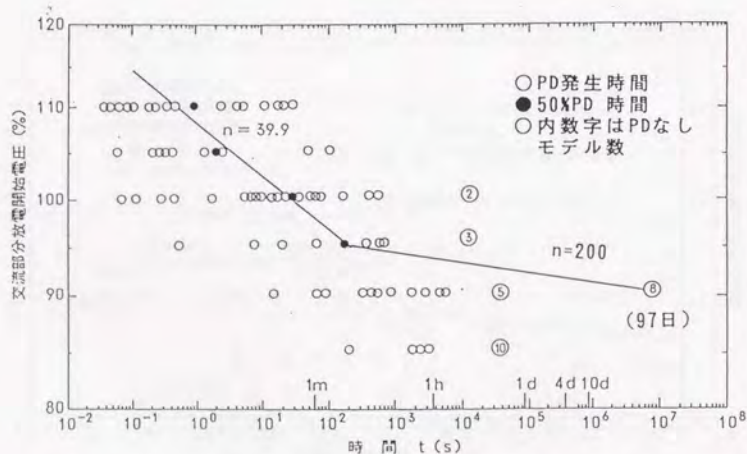


図5-10 内鉄形セクション間モデルのV-t特性

5-2-3. 考察

内鉄形変圧器のターン間絶縁モデル、バリア油道モデルおよびセクション間モデルでのV-t特性の統計的パラメータ(ワイブルパラメータ)について、今回得られたデータと従来のデータをまとめて表5-8に示す。以下、従来のデータと比較しながら、これらのデータの妥当性について考察する。

表5-8 内鉄形変圧器のV-t特性パラメータ

時間領域	絶縁モデル	短時間領域			長時間領域		
		ターン間	バリア油道	セクション間	ターン間	バリア油道	セクション間
今回の結果	n値	44.9	44.2	39.9	291	323	200
	a値	0.42	0.39	0.40	0.31	0.38	0.35
	m値*	18.9	17.2	16.0	90.2	122.7	70.0
従来の結果①(新整理)	n値	44.6	34.3	29.5			
	a値	0.42	0.49	0.44			
	m値*	18.8	16.9	13.0			
従来の結果②(参考)	n値	44.6	34.3	29.5	89	60	84
	a値**	0.37	0.34	0.31	0.23	0.23	0.11
	m値	16.5	11.8	9.6	20.1	13.9	9.5

* $m = n \cdot a$ により算出
 ** $a = m/n$ により算出

従来データは、V-t特性について検証するために、池田氏他(東芝)が行った試験結果に基づいており、今回の試験とほぼ同じモデルを用い、数秒~4日の範囲の時間域に対してデータが得られるように電圧が設定され、ステップアップ電圧印加法により(15~20個)×5レベルのデータが得られている⁽⁹⁾。なお、表5-8の従来の結果の内、②は池田氏らの整理によるもの(a値は $a = m/n$ により算出)、①は池田氏らの短時間領域のデータを今回の算出方法(m値は $m = n \cdot a$ により算出)に基づき再整理したものである。

(1) 内鉄形ターン間モデル試験結果の評価

ターン間モデルの傾きについて、今回得られたn値は44.9であり、従来のデータは50%放電開始電圧の100%以下の結果であるが、 $n = 44.6$ であり、同様の傾向を示している。

時間の形状パラメータ(a値)について、各印加電圧におけるワイブル分布から求めたa値を表5-7に示す。試験結果にバラツキはあるが、0.4~0.5程度である。また、従来のデータを表5-8に示す。

表5-7 内鉄形ターン間モデルの時間形状パラメータ(今回)

印加電圧(%)	110%	105%	100%	95%	90%	87.5%
a値	0.701	0.546	0.416	0.484	0.432	0.31

表5-8 内鉄形ターン間モデルの時間形状パラメータ（従来データ）

印加電圧 (%)	97%	93%	90%	87%	83%
a 値	0.422	0.399	0.417	0.638	0.509

過電圧領域の時間形状パラメータの値は100%以下の値より大きくなっている。さらに、電圧印加時間は短時間領域の試験では10時間を最大としているため、10時間部分放電なしのデータが多くなる95%と90%では、見かけ上、a値は低下していない。

部分放電開始電圧の90%未満の電圧印加では、部分放電が発生するデータが少ない。87.5%の電圧を印加した試験では、短時間領域では20個中2個部分放電が発生し（27秒および53分16秒）、その後3070時間（約3カ月）電圧を印加しても部分放電は発生していない。85%では、10日間の電圧印加で部分放電が発生したのは20個中1個のみであり、80%においては、20個の試料は4日間の電圧印加中部分放電の発生はなかった。さらに、87.5%の電圧でデータを追加取得したが、53秒および8分50秒に間欠的な部分放電が発生したが、その後10時間部分放電の発生は見られなかった。前回の20個中の2個と今回の2個からa値を求めると、0.31となる。

長時間領域のn値は、90%レベルでのワイブル分布の50%値は、299.5秒、87.5%では3070時間（128日間）を50%値として、この2点を結ぶ直線の傾きから求めたもので、n=292となった。従来得られている値に比較してかなり大きな値である。これは、従来データが最長4日間まで測定データであったのに対して、今回のデータが最長128日のために、n値が今回292に対して従来は89と小さかったものと考えられる。

短時間領域での傾きn=44.9と長時間領域での傾きn=291.5より、ターン間モデルでのV-t特性の変曲点は、電圧は部分放電開始電圧の85~90%の間、時間は数時間の領域と推定される。変曲点より長い時間領域では部分放電は発生していないことから、印加電圧の影響が大きく現れていることを示している。

(2) 内鉄形バリア油道モデル試験結果の評価

バリア油道モデルの傾きについて、短時間領域において今回得られたn値は44.2であり、従来のデータn=34.3に比べ、大きくなっている。これは、今回のデータが電圧印加を突印法とすることにより数十秒からのデータが収集できているのに対し、従来データが電圧印加がステップアップ法により、電圧が目標値に達する前に部分放電が発生したデータが除かれているためであると考えられる。

時間の形状パラメータ（a値）について、各印加電圧におけるワイブル分布から求めたa値を表5-9に示す。さらに、従来データの時間形状パラメータを表5-10に示す。試験結果にばらつきはあるが、ターン間モデルと同様にaの値は0.4~0.5となっている。

表5-9 内鉄形バリア油道モデルの時間形状パラメータ（今回）

印加電圧 (%)	110%	105%	100%	95%	92.5%
a 値	0.492	0.518	0.394	0.450	0.378

表5-10 内鉄形バリア油道モデルの時間形状パラメータ（従来データ）

印加電圧 (%)	103%	95%	87%	79%	V _{sox} =126kVを 100%とした
a 値	0.492	0.411	0.516	0.935	

ターン間モデルの試験結果と同様に、バリア油道モデルにおいても部分放電開始電圧の90%レベル以下では短時間領域で部分放電が発生したデータが少ない。90%レベルでは10時間の電圧印加で20個中5個、85%レベルでは20個中3個において部分放電が発生したがいずれも数十秒以上の時間領域であった。また、部分放電開始電圧の80%の電圧印加では、4日間部分放電の発生は見られなかった。

長時間領域のn値は、95%レベルでのワイブル分布の50%値、188.2秒と、92.5%での1676時間（70日間）の2点を結ぶ直線の傾きから求めたもので、n=323となった。これは、従来データが最長4日間まで測定データであったのに対して、今回の最長128日のために、n値が今回323に対して従来は60と小さかったものと考えられる。

短時間領域での傾きn=44.2と長時間領域での傾きn=323より、バリア油道モデルでのV-t特性の変曲点は、電圧は部分放電開始電圧の90~95%の間、時間は数時間の領域と推定される。

(3) 内鉄形セクション間モデル試験結果の評価

セクション間モデルの傾きについて、今回得られたn値は39.9であり、ターン間モデル、バリア油道モデルと比較して、やや小さくなるが大きな差はない。従来のデータはn=29.5と今回のデータに比べて小さくなっている。従来のセクション間モデルはコイルモデルであり、モデル構成の差によるものと考えられる。

時間の形状パラメータ（a値）について、各印加電圧におけるワイブル分布から求めたa値を表5-11に示す。また、従来のデータを表5-12に示す。試験結果にばらつきはあるが、aの値は0.35~0.45となっている。

表5-11 内鉄形セクション間モデルの時間形状パラメータ（今回）

印加電圧 (%)	110%	105%	100%	95%	90%
a 値	0.523	0.415	0.401	0.361	0.352

表5-12 内鉄形セクション間モデルの時間形状パラメータ（従来データ）

印加電圧 (%)	95%	89%	83%	76%	V _{sox} =78.7kV 100%とした
a 値	0.442	0.435	0.437	0.581	

セクション間モデルにおいても、部分放電電圧の90%レベル以下では部分放電が発生したデータが少ない。90%レベルでは25個のデータの中で部分放電が発生したのは11個であり、半数以上が部分放電は発生していない。また、85%レベルでは14個中4個において部分放電が発生したが、いずれも数十秒以上の領域であった。

長時間領域のn値は、95%レベルでのワイブル分布の50%値、168秒と、90%での2330

時間（97日間）の2点を結ぶ直線の傾きから求めたもので、 $n=200$ となった。従来データが最長4日間まで測定データであったのに対して、今回の最長97日のために、 n 値が今回200に対して従来は60と小さかったものと考えられる。

短時間領域での傾き $n=39.9$ と長時間領域での傾き $n=200$ より、セクション間モデルでの $V-t$ 特性の変曲点は、電圧は部分放電開始電圧の90~95%の間、時間は数時間の領域と推定される。

5-2-4. 内鉄形変圧器の台形波電圧に対する評価⁽¹³⁾

負荷遮断時の電圧波形は、避雷器の効果により波高付近がカットされた台形波になるため、交流試験電圧の検討にあたり、台形波の影響を評価した。具体的には、同じ波高値を持つ台形波電圧と正弦波の部分放電 $V-t$ 特性（短時間領域）を、ターン間モデル、バリア油道モデルにより比較を行った。

試験回路を図5-11に示す。酸化亜鉛素子の制限電圧以上の電圧を印加し、電圧のピーク付近で酸化亜鉛素子が動作するようにした。なお、台形波をUHV系統で発生する台形波に合わせるため、実効値/波高値の比率を0.75とした。試験時の印加電圧波形の代表例を図5-12に示す。

ターン間モデルおよびバリア油道モデルの試験結果を、それぞれ図5-13と図5-14に示す。台形波電圧での $V-t$ 特性を求めると、次式で表される。

$$\text{ターン間モデル} \quad V = 99.69 t^{-1/26.9} \quad (\%)$$

$$\text{バリア油道モデル} \quad V = 102.3 t^{-1/33.5} \quad (\%)$$

また、正弦波での $V-t$ 特性は、次式で表される。

$$\text{ターン間モデル} \quad V = 107.2 t^{-1/44.9} \quad (\%)$$

$$\text{バリア油道モデル} \quad V = 106.6 t^{-1/44.2} \quad (\%)$$

以上より、台形波電圧0.2秒と等価な正弦波電圧を求めると次のようになる。

$$\text{ターン間モデル} \quad 1.78 \text{ 秒}$$

$$\text{バリア油道モデル} \quad 0.8 \text{ 秒}$$

なお、図5-13と図5-14において、0.2秒と交わる台形波の $V-t$ 特性の交点の電圧と同じ電圧で交わる正弦波の $V-t$ 特性の交点の時間を求めている。

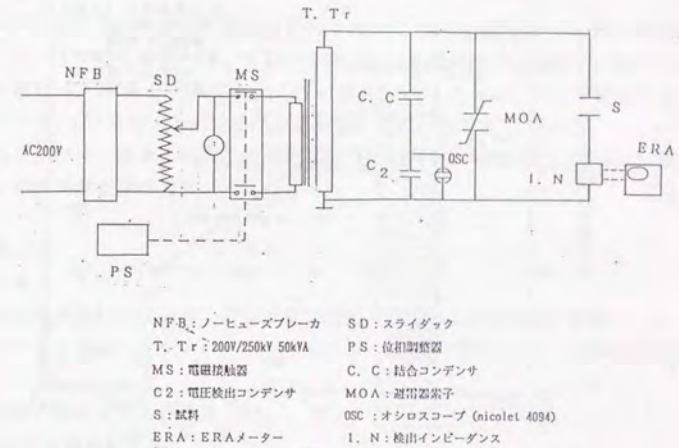


図5-11 内鉄形変圧器の台形波電圧に対する $V-t$ 特性の試験回路

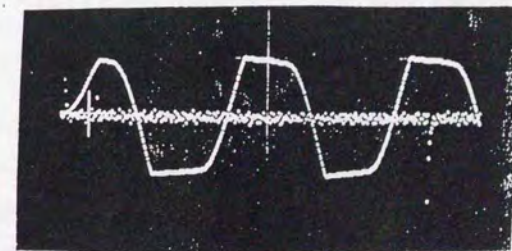


図5-12 内鉄形変圧器の台形波の電圧波形

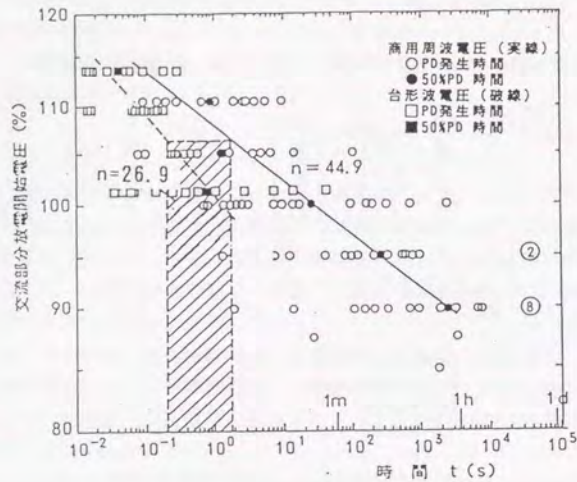


図5-13 内鉄形ターン間モデルの台形波V-t特性

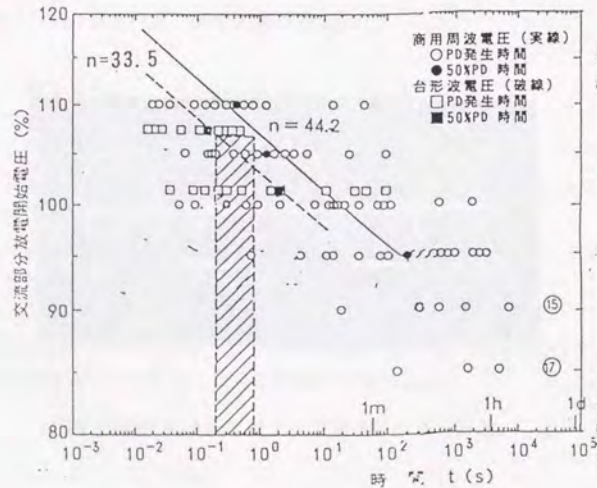


図5-14 内鉄形バリア油道モデルの台形波V-t特性

5-3. 外鉄形変圧器のV-t特性⁽¹⁴⁾

5-3-1. 試験方法

(1) モデル

モデルは外鉄形変圧器の主要な絶縁要素であるセクション間(コイル間)絶縁モデルを対象にV-t特性を測定した。外鉄形セクション間絶縁モデルを図5-15に示す。プレスボード製のバリア間(2.3mm厚)でスペーサ(3mm厚)を挟み、平行平板油ギャップを構成している。第4章のインパルスV-N特性のモデルと同じである。

プレスボードは、実器と同様の乾燥油浸処理をした後、電極系に組み込み試験タンクに封入して真空脱気注油した。

(2) 試験方法

① 試験回路

試験回路を図5-16に示す。部分放電発生は、電気バルスERA法で検出した。同時に、供試モデルを収納したタンク内で発生する油中音波を音響センサーで部分放電を確認した。

② 電圧印加方法および部分放電

・50%部分放電開始電圧:

一分間ステップアップ法を用いて、部分放電開始電圧の50%値を求めた。

・V-t特性の測定:

50%部分放電開始電圧を100%として、104%から80%までの電圧レベルを設定し、所定電圧まで直線上昇後、電圧を保持し、部分放電発生までの時間を測定した。

5-3-2. 試験結果

外鉄形セクション間モデルの一分間ステップアップ法による部分放電開始電圧のデータを表5-13に示す。50%部分放電開始電圧は138kVであった。電圧のパラメータは、 $m=17.1$ であった。

表5-13 外鉄形セクション間モデルの部分放電開始電圧

	試料 (kV)						50% (kV)	標準偏差 σ (%)
	1	2	3	4	5	6		
部分放電開始電圧	150	110	160	130	150	130	138	12

50%部分放電開始電圧(138kV)を100%として、104%、100%、93%、89%、86%、83%までの6条件で、各個の供試モデルについて、電圧を突印した時の部分放電が発生するまでの時間を求めた。その結果を図5-17に示す。V-t特性の傾きの値は、短時間領域では $n=32.6$ 、長時間領域では $n=97.7$ となっている。

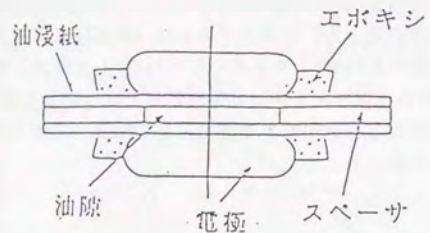


図5-15 外鉄形変圧器の絶縁要素モデル(セクション間)

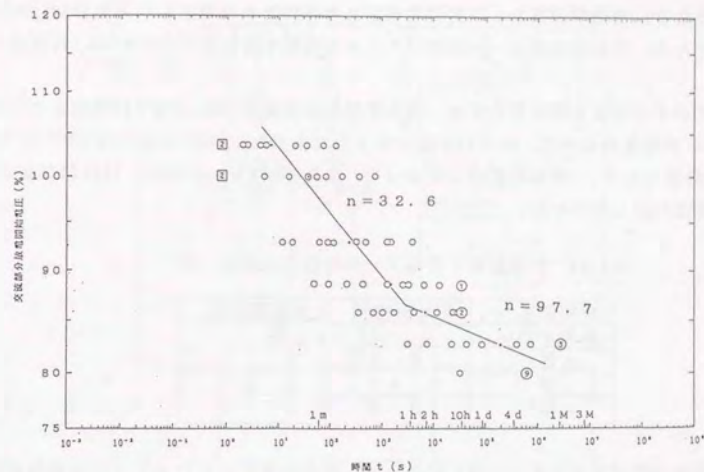


図5-17 外鉄形セクション間モデルのV-t特性

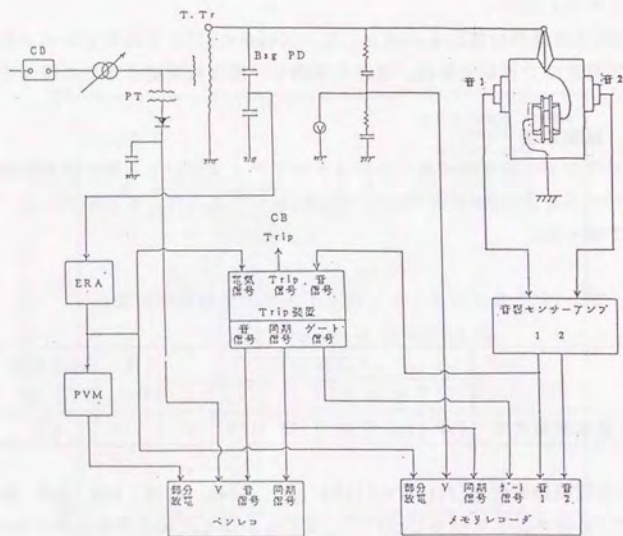


図5-16 V-t特性測定試験回路(外鉄形)

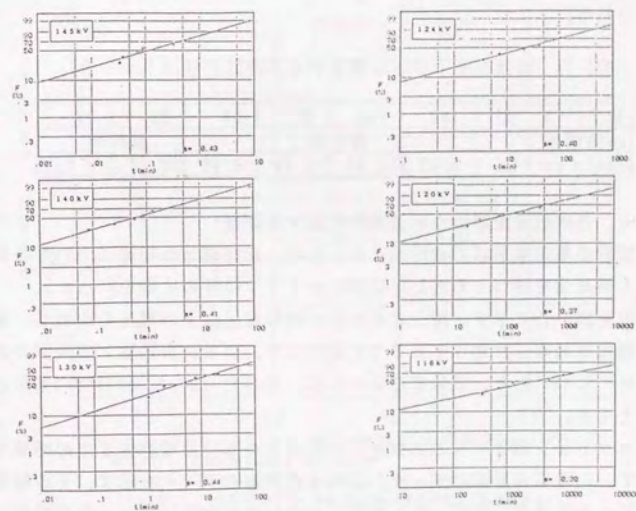


図5-18 外鉄形セクション間モデルの部分放電開始電圧分布

5-3-3. 考察

V-t特性の傾きnは、短時間領域は32.6、長時間領域は97.7であり、屈曲点は1時間程度である。短時間領域および長時間領域ともそれぞれの電圧レベルの50%値から算出したものである。これらの値は、内鉄形のデータに比較すると若干小さいが、同程度と考えてよい。

外鉄形セクション間モデルでは、部分放電開始電圧の86%と89%で10時間までに10個中9個と8個が部分放電したが、いずれも数十秒以上であった。83%レベルでは1カ月までに10個中7個が発生したが、1時間程度以上であった。また、80%レベルでは、10日間10個中9個は部分放電は発生しなかった。

表5-14 外鉄形変圧器のV-t特性のパラメータ

時間領域	短時間領域	長時間領域
絶縁モデル	セクション間	
n値	32.6	97.7
a値	0.41	0.30
m値*	13.3	29.3

*印: $m = n \times a$

時間の形状パラメータ(a値)について、各印加電圧におけるワイブル分布を図5-18に示す。これから求めた各印加電圧レベルのa値を表5-15に示す。a値は0.30~0.44である。また、各電圧レベル毎のa値は、内鉄形の場合と同じように高電圧の領域から、低電圧の領域に移るに従い、値が小さくなる(バラツキが大きくなる)傾向がある。これは、屈曲点付近で変化しており、短時間領域から長時間領域へのV-t特性の変化を示す指標の一つと考えられる。

表5-15 外鉄形セクション間モデルの時間形状パラメータ

電圧レベル (%)	104	100	93	89	86	83
時間領域	短時間			長時間		
形状パラメータ(a)	0.43	0.41	0.44	0.40	0.37	0.30

5-3-4. 外鉄形変圧器の台形波電圧に対する評価

負荷遮断時の電圧波形は、台形状となるため、正弦波との相違について評価した。このため、同じ波高値を持つ台形波と正弦波とのV-t特性の比較を行った。

試験回路を図5-19に示す。酸化亜鉛素子の制限電圧以上の電圧を印加し、電圧のピーク値付近で酸化亜鉛素子が動作するように設定した。なお、実効値/波高値の比率は、実系統に合わせ、0.75とした。試験電圧レベルは、304kV、294kV、284kVの3条件とし、供試数は各10個とした。

外鉄形セクション間モデルの正弦波と台形波での部分放電発生までの時間を比較を、図5-20に示す。△印は台形波のデータ、○印は正弦波のデータを示す。その結果、台形波と正弦波のV-t特性は、ほぼ一致し特性に大きな差はない。また、部分放電は台形波のフラットな部分ではなく、立ち上がりの部分で発生し、波高値依存性を示しており、ピーク継続時間の影響がないことを示している。

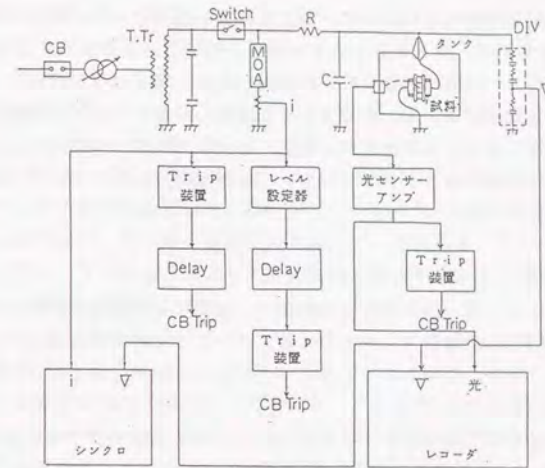


図5-19 外鉄形変圧器の台形波電圧に対するV-t特性の試験回路



図5-20 外鉄形セクション間モデルの台形波V-t特性

5-4. GISのV-t特性^(1,5)

5-4-1. 試験方法

GISのV-t特性を清浄時および金属異物存在時の2つの条件で試験した。SF₆ガスの絶縁は、高い電界依存性を持ち、通常用いられるガス圧力(3~5kg/cm²-g)では、GIS内部のような準平等電界の場合、部分放電開始即フラッシュオーバーに至り、部分放電開始電圧は、破壊電圧にほぼ等しくなっている。試験電圧の検討においては、変圧器では部分放電開始電圧-時間特性に基づいたが、GISでは前述の理由から、部分放電発生とフラッシュオーバーとがほぼ等しいことから、破壊電圧-時間特性の試験を行った。

(1) モデル形状

実器モデルとして、66kVのGIS母線で、高電圧導体直径が80mm、金属容器内径が205mm、長さ500mmの母線ユニットが4個スペーサで接続された全長2000mmの寸法のものを用いた。なお、母線ユニットはスペーサでガス区分されている。実器モデルの構成を図5-21に示す。

金属異物として、現状のGIS各種試験(耐電圧試験およびQC試験)における検出限度2~3mmを考慮し、直径0.25mm、長さ3mmのアルミ線とした。金属異物は、スペーサで区分された各ユニットのタンク面(A'部)に予めアルミ線5本をセットした。

(2) 試験方法

一定の交流電圧(50Hz)を印加し、モデルがフラッシュオーバーするまでの時間を求めた。フラッシュオーバーまでの時間は数分、~数時間、~数百時間、~千時間を目標とした。

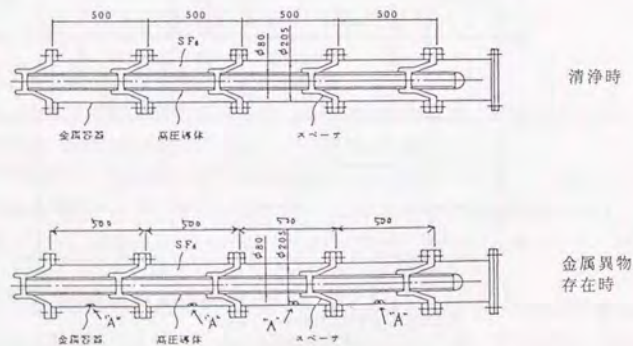


図5-21 GISのV-t特性測定のための供試モデル

すなわち、印加電圧はこの時間オーダでフラッシュオーバーする電圧レベルとした。各電圧レベルでの試験回数は10回とした。一度フラッシュオーバーしたモデルは、SF₆ガス放出後、分解点検・清掃し、所定の条件で再セットし、再度、新ガスを充気した。なお、試験時のガス圧は、0.4MPaとした。

5-4-2. 試験結果

(1) 短時間フラッシュオーバー特性

短時間フラッシュオーバー電圧を求めるために、上昇法を用い、清浄時と金属異物存在時を対象にそれぞれ10回試験を行った。図5-22に、10回のフラッシュオーバー電圧の確率分布を示す。この結果より、清浄時の場合のm値は27で、金属異物(アルミ線)が存在するとm値は15になる。すなわち、実器モデルに金属異物が存在すると清浄時に比べ、フラッシュオーバー電圧は低下し、バラツキも大きくなる。

(2) V-t特性

洗浄時および金属異物存在時のV-t特性を、それぞれ、図5-23および図5-24に示す。図中、●印はフラッシュオーバーした値で、○印は、その時間にてまだフラッシュオーバーしていない値を示している。そして()値は試験した個数を示す。

実器モデルの各試験条件における50%V-t特性 $V = V_0 \cdot t^{-1/n}$ (kV)を最小2乗法により求め、n値を算出した。この結果、

- ・清浄時の場合、V-t特性は一つ直線で表わされ、n値は82と大きい(傾き小)。
- ・金属異物存在時のV-t特性のn値は、1秒~10分の領域でn=30であり、それ以上長時間になると、n値は69となる。すなわち、金属異物存在時の場合のn値を表わす回帰直線は変曲点を有する。

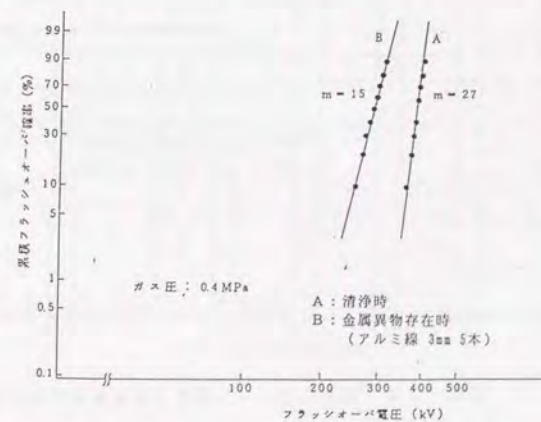


図5-22 GISの短時間フラッシュオーバー電圧の確率分布

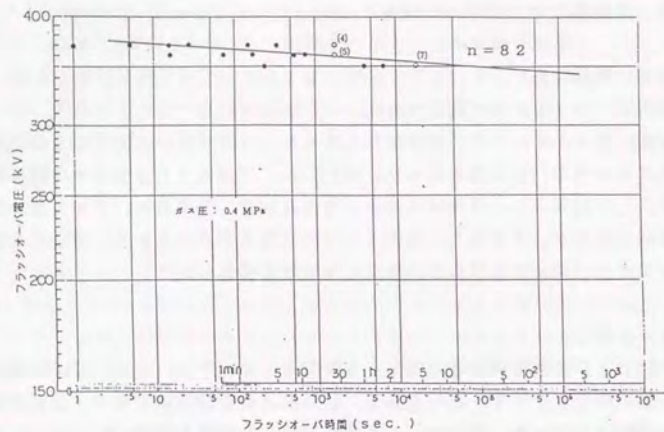


図5-23 GISのV-t特性(清浄時)

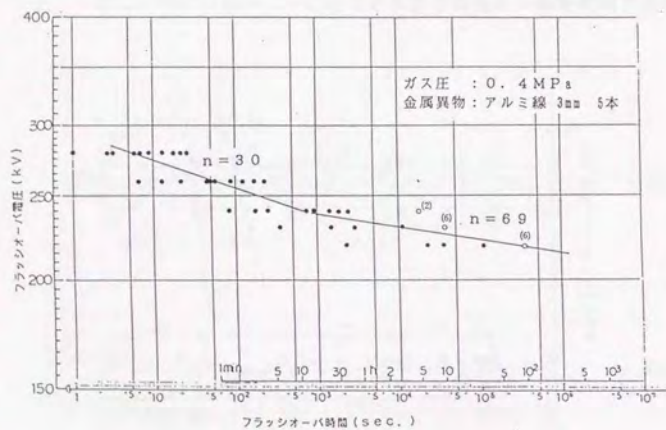


図5-24 GISのV-t特性(金属異物存在時)

(3) フラッシュオーバーのワイブルプロット特性

各試験条件でのフラッシュオーバーのワイブルプロット特性を、図5-25(清浄時)および図5-26(金属異物存在時)に示す。これは、V-t特性試験で印加電圧一定の時のフラッシュオーバー時間のワイブル分布関数

$$F(t) = 1 - \exp\{-(t/t_0)^a\} \quad (5-3)$$

のa値を回帰直線より求めた。その結果、次のことがわかった。

- ・清浄時のa値は、0.32~0.48と小さく、初期故障形モードである。
- ・金属異物存在時の場合、短時間領域でa値は0.88~0.98と大きく偶発故障形モードに近い。しかし、長時間領域でa値は0.4~0.46と小さくなり初期故障形モードになる。

(4) m値の推定

2変数ワイブル分布関数

$$P = 1 - \exp\{-(V/V_1)^m \cdot (t/t_1)^a\} \quad (5-4)$$

$$m = n \cdot a$$

の関係から、m値を明らかにした。この結果、m値について、

- ・洗浄時の場合、m値は26~39である。
- ・金属異物存在時の場合、短時間領域でm値は26~29となり、長時間領域でのm値は28~32で、短時間領域のそれに比べわずかに大きな値になるが大差はない。
- ・以上から、清浄時の場合のn値と金属異物存在時のm値は大差はない。

以上述べた各種条件でのV-t特性の統計的パラメータ(ワイブルパラメータ)を表5-16に示す。

表5-16 GISのV-t特性のパラメータ

パラメータ		a値					n値	m値
		V ₁	V ₂	V ₃	V ₄	V ₅		
清浄時	短時間	(370kV)	(360kV)	(350kV)	—	—	82	26~39
	長時間	0.34	0.48	0.32	—	—		
金属異物存在時	短時間	(280kV)	(260kV)	(240kV)	—	—	30	26~29
	長時間	0.98	0.9	0.88	—	—		
		—	—	—	(230kV) 0.46	(220kV) 0.4	69	28~32

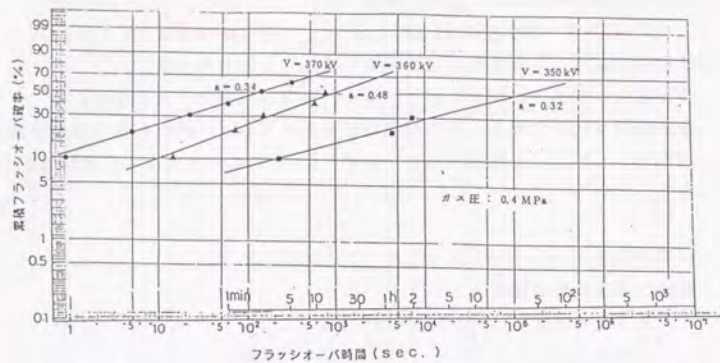


図5-25 GISのフラッシュオーバーのワイブルプロット特性(清浄時)

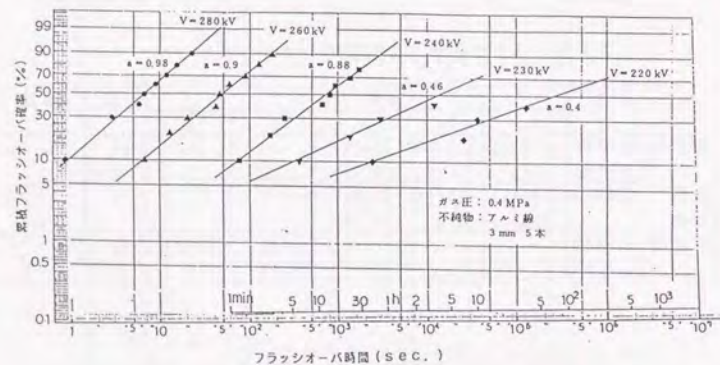


図5-26 GISのフラッシュオーバーのワイブルプロット特性(金属異物存在時)

5-4-3. 試験結果の考察

(1) フラッシュオーバー現象

① 清浄時の場合

清浄時のV-t特性での実器モデルのフラッシュオーバー径路を図5-27に示す。フラッシュオーバーの起点は、スペーサ凹側近傍の高電圧導体表面('A'部)からスペーサを経由して金属容器に至っている。'A'部の電界強度は他の部分の高電圧導体表面のそれよりも約10%高い。

このことから、清浄時のフラッシュオーバーは、高電圧導体の静電界に大きく関係し、高電圧導体表面(粗さ、微小突起など)およびガス中雰囲気(微小塵埃等)に影響されているものと考えられる。すなわち、清浄時のV-t特性は、高電圧導体の最大電界部の微小突起および微小塵埃の電界集中によるフラッシュオーバーと考えられる。

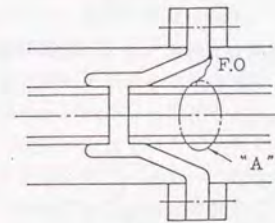


図5-27 清浄時のフラッシュオーバー径路

② 金属異物存在時の場合

金属異物存在時のV-t特性試験時の短時間領域(1秒~数分)でのモデルのフラッシュオーバー径路を図5-28に示す。ガス中フラッシュオーバー①に比べて、スペーサ沿面のフラッシュオーバー②、③、④が多い。スペーサ沿面でのフラッシュオーバーのメカニズムは、静電界で挙動した金属異物が一旦スペーサ沿面の高電界部(スペーサの中央付近)に付着し、その状態で金属異物先端で部分放電が生じ、再び金属異物が動き、高電圧導体に達するか、スペーサ沿面で半径方向に位置した状態になりフラッシュオーバーが生じる。このように、V-t特性の短時間領域では、金属異物が高電界のため、激しく運動し、短時間(1秒~数分)で前述の状態になるものと考えられる。

一方、長時間領域(数分以上)でのフラッシュオーバー径路を図5-29に示す。長時間領域でも比較的短い時間のフラッシュオーバーは①の径路で、長時間のフラッシュオーバーは②、③の径路の傾向を示す。長時間領域のフラッシュオーバー現象は、金属異物の動きに影響され、メカニズムは次のように考えられる。

フラッシュオーバー径路①は、短時間領域の径路②と同じであり、メカニズムも短時間の場合と同じであると考えられる。ただし、印加電圧は短時間領域の場合よりも低くなる。したがって、印加電圧が低くなると、スペーサ沿面に付着した金属異物の先端からの部分放電の発生が少なくなり、それに伴うスペーサ沿面への帯電電荷も小さいため、金属異物は大きく運動することなく、僅かずつ沿面電界強度の高い高電圧導体側に、時間を

かけて移動する。異物が沿面電界強度の高い箇所に移すればするほど、異物先端からの部分放電の発生が増大し、帯電電荷の影響を受け、最終的に沿面でのフラッシュオーバーを誘発する。そのため、②と③のフラッシュオーバー径路になり、フラッシュオーバーまでに長時間を要すると考えられる。

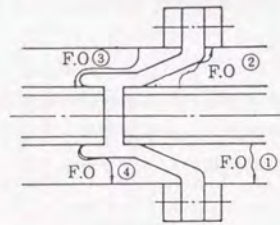


図5-28 金属異物存在時のフラッシュオーバー径路（短時間領域）

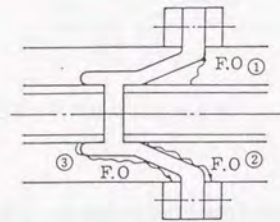


図5-29 金属異物存在時のフラッシュオーバー径路（長時間領域）

(2) V-t 特性

① 清浄時の場合

清浄時のV-t特性としては、MITのCooke氏のデータがある。このデータから求めた統計的パラメータと今回試験データとの比較を、表5-17に示す。今回のV-t特性のパラメータn、a、m値はCooke氏のそれよりも全体的に大きな値となっている。しかし、SF₆ガス中のフラッシュオーバー特性を考えた場合、大差はないと考えられる。

表5-17 GISのV-t特性のパラメータの比較

パラメータ	n値	a値	m値
今回のデータ	82	0.32~0.48	26~39
従来データ(Cooke氏)	74	0.26	19

② 金属異物存在時の場合

スベサを含んだGISの金属異物存在時のV-t特性に関して、詳細に調査されたデータは皆無であるため、清浄時のV-t特性のように、過去のデータとの統計的パラメータの比較ができない。ここでは、実器モデルのV-t特性の変曲点について評価する。

図5-22に示した実器モデルの短時間(上昇法)試験時のフラッシュオーバー電圧の確率分布から、50%、5%、3%、1%フラッシュオーバー確率の電圧を求め、図5-30にV-t特性と対比して示した。

この図より、金属異物存在時のV-t特性の変曲点は5~3%確率のフラッシュオーバー電圧の領域である。すなわち、n=30の短時間V-t特性領域のフラッシュオーバーは、フラッシュオーバー確率として5%以上の電圧領域で生じており、フラッシュオーバー時間に相違(数秒~数分)あるもののSF₆ガス中で通常起こり得るフラッシュオーバー確率である。

一方、n=69の長時間V-t特性のフラッシュオーバーは、短時間試験のフラッシュオーバー確率として、3%以下の電圧領域である。しかし、この領域において低確率にもかかわらず、フラッシュオーバーは長時間であるがかなりの確率で生じている。

このことから、金属異物存在時のV-t特性において、短時間と長時間領域において明らかにフラッシュオーバー現象が相違することが考えられる。

したがって、スベサを含むGISのV-t特性に関して、短時間領域(数十分以内)で変曲点を有することは妥当であると考えられる。

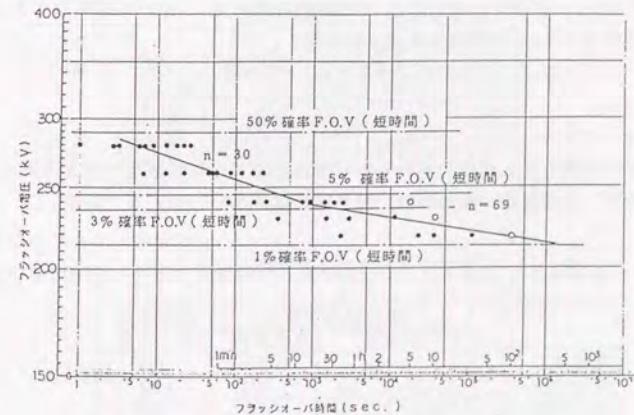


図5-30 GISのフラッシュオーバー確率とV-t特性の関係

5-5. 交流試験電圧の検討

5-5-1. 変圧器の交流試験電圧の検討

交流試験電圧は、長時間試験と短時間試験との組み合わせとして、図5-31のパターンである。短時間試験は短時間交流過電圧、長時間試験は寿命期間中の常時運転電圧の絶縁耐力を検証するものである。

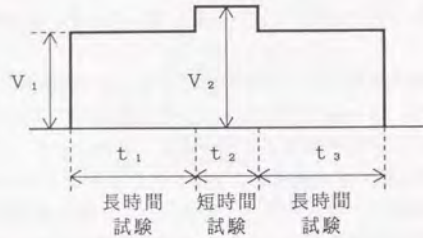


図5-31、変圧器の交流試験電圧

変圧器の部分放電開始電圧の確率分布は次式で表される。

$$P = 1 - \exp \{ -(V/V_1)^m \cdot (t/t_1)^a \} \quad (5-5)$$

$$a = m/n$$

ここで、m：電圧形状パラメータ、a：時間形状パラメータ、n：V-t特性の傾き

試験電圧 V_1 をおよびその印加電圧 t_1 は、試験時の無部分放電確率、すなわち良品である確率を R_1 とし、使用時の電圧 V_0 、その継続時間を t_0 、その回数を N とする時、使用時の無部分放電確率 R_0 との関係は次式で表される。

$$V_1^m \cdot t_1^a = N V_0^m t_0^a (1/n R_1 / 1/n R_0) \quad (5-6)$$

(1) 電圧ストレス

UHV系統で発生が想定される短時間過電圧（一線地絡時の健全相電圧上昇および負荷遮断）の波高値、継続時間、発生回数は、表5-18の通りである。

表5-18 UHVで想定される交流電圧ストレス

	短時間過電圧		常時運転電圧
	一線地絡	負荷遮断	
波高値 V_0	1.1pu	1.5pu	1pu
継続時間 t_0	0.1秒	2秒	30年
発生回数 N	90回	10回	3回

(2) V-t特性のパラメータ

変圧器について、部分要素モデル試験のデータをもとに、V-t特性のパラメータをまとめると、表5-19のようになる。

表5-19 変圧器のV-t特性パラメータ

時間領域	変圧器	短時間領域				長時間領域			
		内鉄形		外鉄形		内鉄形		外鉄形	
絶縁モデル		ターン間	ハ'リア油道	セクション	セクション	ターン間	ハ'リア油道	セクション	セクション
今回の結果	n値	44.9	44.2	39.9	32.6	291	323	200	97.7
	a値	0.42	0.39	0.40	0.41	0.31	0.38	0.35	0.30
従来の計算条研(参考)	n値	44.6	34.3	29.5	—	89	60	84	—
	a値	0.37	0.34	0.31	—	0.23	0.23	0.11	—
	m値	16.5	11.8	9.6	—	20.1	13.9	9.5	—

(3) 信頼度

使用期間中にわたって部分放電がないことを検証するため、試験時には厳しく条件で無部分放電であることを確認することが望ましい。試験中に無部分放電である確率確率、すなわち良品である確率を R_1 を、使用時の無部分放電確率 R_0 の10倍と考えることとする。

(4) 試験電圧の検討

以上の電圧ストレス、V-t特性のパラメータ条件、部分放電確率条件で試験電圧を検討すると表5-20のようになる。なお、負荷遮断時に発生する台形波の特性も考慮した（内鉄形セクション間は除く）。

表5-20 UHVの変圧器交流試験電圧

試験	短時間試験		長時間試験		
	1分	5分	1時間	2時間	
内鉄形	ターン間	1.66E	1.61E	1.07E	1.07E
	ハ'リア油道	1.62E	1.56E	1.06E	1.06E
	セクション間	1.63E	1.56E	1.10E	1.10E
外鉄形(参考)	セクション間	1.88E	1.59E	1.09E	1.09E
	従来のデータ	1.82E	1.74E	1.47E	1.45E

$$E = 1100 \text{ kV} / \sqrt{3}$$

(4) 変圧器のUHV試験電圧

以上の検討から、UHVの変圧器の試験電圧は、図5-32のようになる⁽¹⁶⁾。

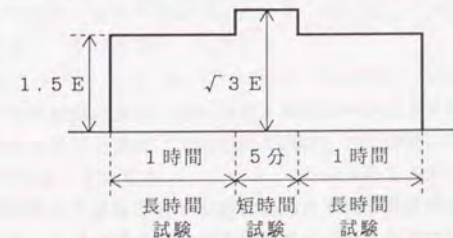


図5-32、UHVの変圧器交流試験電圧

なお、短時間試験の部分では、今回は $\sqrt{3}E \times 5$ 分で設定したが、機器特性面からは $\sqrt{3}E \times 1$ 分も可能である。

5-5-2. GISの交流試験電圧の検討

GISの部分放電開始電圧の確率分布は、変圧器と同じく(5-5)式に示す2変数確率分布関数で表されるので、GISの交流試験電圧も変圧器と同じように検討できる。

試験電圧の検討においては、GISは絶縁がガスのみであるため、V-t特性のパラメータとして、

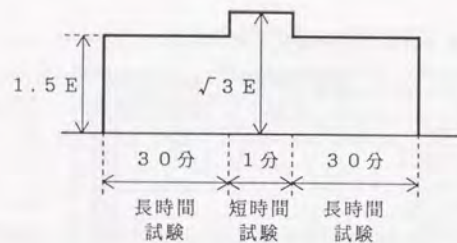
傾き $n = 82$ 、時間の形状パラメータ $a = 0.232$ 、電圧の形状パラメータ $m = 19$ を使用した。

表5-21 UHVのGIS交流試験電圧の検討

試験	短時間試験		長時間試験	
	1分	5分	30分	1時間
ガス中	1.68E	1.65E	1.34E	1.33E

$$E = 1100 \text{ kV} / \sqrt{3}$$

以上の検討から、UHVのGISの試験電圧は、図5-33のようになる⁽¹⁰⁾。



$$1.5E \times 30 \text{分} + \sqrt{3}E \times 1 \text{分} + 1.5E \times 30 \text{分}$$

図5-33、UHVのGIS交流試験電圧

5-6. まとめ

UHV機器の交流試験電圧を合理的に構築するために、最新の絶縁要素モデルを使い、部分放電開始電圧-時間(V-t)特性を、体系的に明らかにした。

本章の内容をまとめると次のようになる。

1) 内鉄形変圧器の部分放電開始電圧-時間特性(V-t特性)として

① ターン間モデルのV-t特性の傾きは、短時間領域では $n = 44.9$ 、長時間領域は $n = 292$ となる。

② バリア油道モデルのV-t特性の傾きは、短時間領域では $n = 44.2$ 、長時間領域は $n = 323$ となる。

③ セクション間モデルのV-t特性の傾きは、短時間領域では $n = 39.9$ 、長時間領域は $n = 323$ となる。

2) 外鉄形変圧器のセクション間モデルのV-t特性の傾きは、短時間領域では $n = 32.6$ 、長時間領域は $n = 97.7$ となる。

3) GISの部分放電開始電圧-時間特性(V-t)特性の傾きは、短時間領域から長時間領域の全領域を通して、 $n = 82$ となる。

4) 負荷遮断時の電圧波形は、避雷器の効果により台形波になるため、V-t特性に関して、正弦波と台形波の違いについて検討した。

5) これらのV-t特性の結果からUHV機器の交流試験電圧は、次の長時間試験と短時間試験を組み合わせたパターンになる。

① 変圧器は $1.5E \times 1 \text{時間} + \sqrt{3}E \times 5 \text{分} + 1.5E \times 1 \text{時間}$

② GISは $1.5E \times 30 \text{分} + \sqrt{3}E \times 1 \text{分} + 1.5E \times 30 \text{分}$

今回の検討によって、UHV機器の交流試験電圧を合理的に設定することができた。また、変圧器の試験電圧については、短時間試験の部分では、今回は $\sqrt{3}E \times 5$ 分を設定したが、V-t特性面からは $\sqrt{3}E \times 1$ 分でも十分である。 $\sqrt{3}E \times 1$ 分への移行は今後の課題であると考ええる。

参考文献 [第5章]

- 1) 河野照哉「系統絶縁論」コロナ社 昭和59年
- 2) 試験電圧標準特別委員会「試験電圧標準(JEC-193-1974)」電気学会 昭和50年
- 3) 試験電圧標準特別委員会ワーキンググループI「V-t特性からみた500kV油入変圧器の交流絶縁試験の検討」電気学会 技術報告 II部 第47号 昭和51年
- 4) 電力中央研究所 UHV送電特別委員会「UHV送電特別委員会中間報告書-UHV交流送電に関する研究-」委員会報告 No. 282001 昭和57年
- 5) 電力中央研究所 UHV送電特別委員会 機器部会「UHV交流機器の試験電圧に関する検討」第8次報告 昭和57年
- 6) E. Zaima, S. Okabe, K. Goto, T. Kawamura 'Long-Duration Test and its Effectiveness' CIGRE Gr33 Colloquium, 1991
- 7) 油浸絶縁調査専門委員会「最近の油浸絶縁と将来展望」電気学会 技術報告 II部 第224号 昭和61年
- 8) 電気協同研究会「絶縁設計の合理化」電気協同研究第44巻第3号 昭和63年
- 9) 池田、井上、矢成「変圧器複合絶縁強度の確率分布とV-t特性」電気学会論文誌 101巻10号 昭和56年

- 10) 矢成、池田、寺西、井上「UHV変圧器の長期絶縁信頼性に関する一考察」
電気学会論文誌 103巻4号 昭和58年
- 11) C.M.Cooke "Time Dependence of Breakdown in Compressed SF₆" CIGRE WG15-03 Document, 1976
- 12) Bortnik, Cooke "Electrical Breakdown and the Similarity Law in SF₆" IEEE PAS 91, 1972
- 13) 財満、岡部、大野、谷口、村瀬、高瀬「変圧器絶縁モデルの矩形波V-t特性」
電気学会平成6年全国大会 951
- 14) 岡部、大野、財満、岸、細川、青野「外鉄形変圧器要素モデルの交流V-t特性」
電気学会平成6年全国大会 952
- 15) 岡庭、財満、青柳、小山、大久保、上原「GIS実器モデル(66kV母線)の長時間特性」
電気学会全国大会、昭和63年、1173
- 16) 田邊 愈「100万V昇圧に向けた技術開発・建設について」平成5年電気学会電力・
エネルギー部門大会 No.575

第6章 GISの現地絶縁試験電圧の検討

6-1. はじめに

変電機器においては、現地において据付後に行われる絶縁試験として従来から交流試験(10分間)が実施されてきている。我国では、この現地絶縁試験の印加電圧値は、工場で絶縁性能は十分に確認する、かつ絶縁物に過酷な影響は与えたくないという考え方から、比較的低く設定されている⁽¹⁾。たとえば、500kVでは1.1pu (352kV=1.1×550kV/√3)の値が採用されており、部分放電測定が併用され、機器の信頼度向上に役に立っている。一方、欧州では、GISを例にとると、工場試験より現地試験を重視する考えで、現地で交流試験と雷インパルス試験が実施されている。これは、存在すれば絶縁に影響を及ぼす可能性がある突起や金属異物を現地試験の電圧印加で閃絡させ、運転開始前に現地でスクリーニングする考えである。現地絶縁試験の印加電圧値は、比較的高く、共に機器定格試験電圧値の80%値、たとえば、フランスのEDFの420kVでは、交流では2.05pu (496kV=620kV×0.80)の値が採用されている⁽²⁾⁽³⁾。GISの現地絶縁試験の日本と欧州の差を表6-1に示す。

表6-1 GISの現地絶縁試験の日本と欧州の差

	日本(550kVの例)	欧州(EDF420kVの例)
現地試験	交流試験 1.1pu(10min)	交流試験 2.05pu(1min) 雷インパルス試験 80%×1425kV
工場試験	交流試験 1.5pu(30min) -2.0pu(1min)-1.5pu(30min) (従来 2.34pu·1min) 雷インパルス試験 100%×1425kV	交流試験 2.56pu(1min)
品質管理	厳密	それ程、厳密ではない

注) 1pu=系統最高電圧(実効値)

日本と欧州の現地絶縁試験の方法の差は、歴史的背景および品質管理手法の考え方の差に基づいている。すなわち、欠陥をどこで最終的に検出すべきか(工場試験時、現地試験時)、品質管理をどのくらい厳しく実施するかなどによって決まると考えられる。

本章では、GISを対象に、日本の現地絶縁試験電圧の有効性について考察した。具体的には、絶縁に影響を与える欠陥およびその現地での検出感度を検討し、現地絶縁試験電圧の有効性について論じたものである。なお、現在、CIGRE(電力システム国際会議)のWGでGISを対象に現地試験電圧の有効性について検討しており、筆者はWGの委員としてその検討に参加している⁽⁴⁾。この章の内容は、このWGの検討に反映されている。

さらに、現在、従来に比べ、機器信頼度は格段に向上しており、また、外部診断技術も近年非常に進歩していることから、現地絶縁試験電圧の今後の方向性についても、本章で考察した。

6-2. 現地絶縁試験の基本的考え方

現地絶縁試験の目的は、工場試験で性能が確認された機器を対象に、工場出荷後の輸送から現地据付までの期間中に発生した絶縁欠陥を検出するために実施するものである。

日本で採用している現地絶縁試験の方法は、

- ・試験電圧値： 1.1 pu 直接接地系 (275kV、500kV)
 [機器の最大使用電圧の0.64倍：最大使用電圧 287.5kVと550kV]
 1.9 pu 抵抗接地系 (66kV、154kV)
 [機器の最大使用電圧の 1.1倍：最大使用電圧 69kV と 161kV]
- ・試験時間 : 10分間
- ・診断法 : 部分放電測定

である。現地絶縁試験の試験電圧値の具体値を表6-2に示す。

表6-2 GISの現地絶縁試験電圧

系統電 電圧 (kV)	工場試験電圧		現地試験電圧		倍数
	雷インパルス (kV)	交流 (1分間、kV*)	交流 (10分間、kV*)		
66	350	140	75.9		1.9pu
154	750	325	177.1		
275	950/1050	250-330-250	184.0		1.1pu
500	1425/1550	475-635-475	352.0		

注) *印は、実効値を示す。
 pu=系統最高電圧(実効値)/√3

GISの現地絶縁試験の基本的考え方は次の通りである⁽⁶⁾。

- ①現地での試験時に印加する電圧は、欠陥を検出できるのに十分で、かつ、機器絶縁面から、できるだけ低い方が望ましい。
- ②突起や異物などの欠陥を現地での雷インパルス試験で、現地でスクリーニングする思想はない。突起が仮に存在すると、雷インパルス試験は理論的には有効であるが、GISは自復性絶縁ではなく、フラッシュオーバーすると、スパーサに悪影響を残すことも考えられる。

この現地絶縁試験の方法は、次に示すような機器設計での配慮、工場製造から現地据付までの厳しい品質管理と併せて総合的に実現されるものである。すなわち、

- ①設計にあたっては、V-tなど長時間特性を配慮する他、絶縁に影響を及ぼす金属異物等が発生しにくい構造に配慮する。
- ②GISは工場での厳しい品質管理のもとで製造し、かつ組み立てる。
- ③総組立したGISの絶縁性能を、工場での絶縁試験により確認する。(雷インパルス試験および交流試験) すなわち、工場出荷時には、GIS導体での突起と金属異物も含め、欠陥がないことを確認する。
- ④検証された品質を維持するために、GISをできるだけ大きなユニットで分割輸送し、接続箇所を限定すると共に、細心の注意を持って現地据付を行う。

考え方の詳細を図6-1に示す。

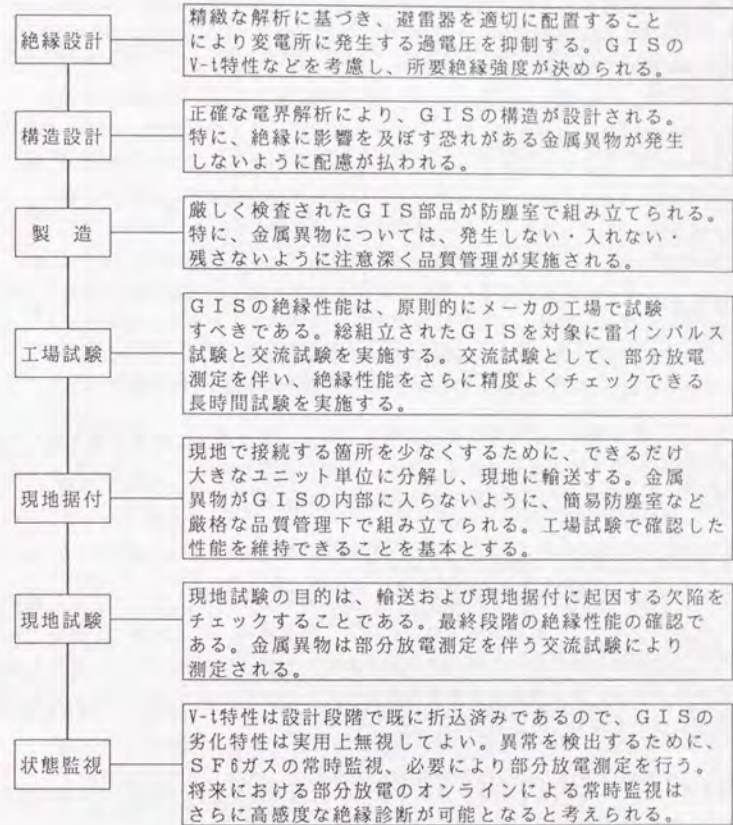


図6-1 GISの絶縁協調に関する基本的考え方

6-3. GIS絶縁に影響を与える欠陥⁽⁶⁾

(1) 絶縁に影響を与える欠陥

GISにおいて絶縁に影響を及ぼす欠陥としては、高圧導体上の突起、スパーサ上の金属異物、スパーサ内のクラック、金属異物(タンク内 Free Particle)、浮遊電極、残留異物(工具など)が考えられる。絶縁協調の観点から、系統に発生する過電圧と前述の欠陥との関係を表6-3に示す。

表6-3 GISの欠陥と存在時に影響を及ぼす恐れのある系統過電圧

欠陥	系統過電圧				
	急峻過電圧	雷過電圧	開閉過電圧	短時間過電圧	運転電圧
高圧導体上の突起	●	●			
スパーサ上の金属異物	●	●			
スパーサ内のクラック					●
タンク内金属異物			▲	●	●
浮遊電極	▲	▲			●
残留異物(工具等)	●	●			●

注 ●：GISの絶縁耐力に影響を及ぼす
▲：GISの絶縁耐力に影響を及ぼす場合もある

たとえば、高圧導体上に有害な突起が存在すると、急峻過電圧や雷過電圧が発生するとGISの絶縁が低下する恐れがある。また、有害な金属異物がタンク内に存在すると、運転電圧においてもGISの絶縁が低下する恐れがある。

(2) 欠陥の発生原因とその発生する可能性

GISで絶縁に影響を及ぼす欠陥として、高圧導体上の突起、スパーサ上の金属異物、スパーサ内のクラック、金属異物(タンク内)、浮遊電極、残留異物(工具など)の6つがあることは前節で述べた。これらの欠陥が製造から現地据付までのどの過程で発生する可能性があるのか、また厳密な品質管理を行っている場合には現実的に発生する可能性があるのかについて検討した。表6-4に示す。

表6-4 GISの絶縁に影響を及ぼす有害な欠陥の発生箇所(製造～現地据付)

欠陥	部品製造	検査	工場組立	目視点検	工場試験	分解	輸送	現地据付	目視点検	現地試験
高圧導体上の突起	●	△	●	△	○	▲	▲	▲	○	△
スパーサ上の金属異物	●	△	●	△	○	▲	▲	▲	○	○
スパーサ内のクラック	●	○	●	△	○	—	—	—	△	△
タンク内金属異物	●	△	●	△	○	●	●	●	△	○
浮遊電極	—	—	●	△	○	▲	▲	●	△	○
残留異物(工具等)	—	—	●	○	○	▲		▲	○	○

注：欠陥の発生 ●印は発生の可能性、▲印は発生の可能性が小さいこと
—印は発生しないことを示す。

欠陥の検出 ○印は有効であること、△印は有効性が比較的小さいことを示す。

- ①高圧導体上の突起：工場においては、部品製作と組立の過程で発生する可能性がある。しかし、もし存在しても、工場での雷インパルス試験および交流試験で、必ず検出できる。また、出荷前の分解もしくは現地組立の段階でも発生する可能性はないわけではないが、品質管理面から組立終了時に导体表面の目視点検が行われるため、発生する可能性はほとんどない。
- ②スパーサ上の金属異物：金属異物は工場での製造・組立時、出荷前の分解または現地据付時に発生する可能性がある。特に、金属異物は発生する可能性が高いために「発生させない・入れない・残さない」という方針で品質管理上注意している。工場での発生は工場試験で検出できる。また、品質管理面から組立終了時にスパーサ表面の目視点検が行われるため、その後の発生の可能性は非常に低いが、現地試験で検出すべき欠陥の1つである。
- ③スパーサ内のクラック：この欠陥は発生するとすれば、部品の段階および工場の組立の過程である。スパーサは単品毎に部分放電測定による検査が行われており、また、工場試験で検出できるため、現地試験の対象とは考えなくてよい。
- ④金属異物(タンク内)：金属異物は工場での製造・組立時、出荷前の分解または現地据付時に発生する可能性がある。特に、金属異物は発生する可能性が高いために「発生させない・入れない・残さない」という方針で品質管理上注意している。工場での発生は工場試験で検出できる。その後の発生の可能性は非常に低いが、現地試験で検出すべき欠陥の1つである。
- ⑤浮遊電極：浮遊電極は、工場での組立や出荷前の分解時、現地据付時でのボルトの締め付け不良、輸送時のゆるみが考えられるが、工場試験および現地での目視点検で容易に検出できる。
- ⑥残留異物(工具など)：工具などの置き忘れなど発生するとすると、工場での組立や出荷前の分解時、および現地据付時が考えられる。工場での発生は、工場試験により、また、工場出荷以降は現地組立終了時の目視点検により容易に検出できる。

以上の検討から、厳しい品質管理が実施される我国では、GISの絶縁に影響を及ぼす恐れのある、かつ、現地絶縁試験で検出すべき欠陥は、

- ・スパーサ沿面の金属異物
- ・タンク内の金属異物

の2つである。

6-4. 欠陥の限界長とその検出感度⁽⁶⁾

(1) GISの絶縁耐力と欠陥の限界長

GISにおいて絶縁に影響を及ぼす可能性があり、かつ、現地試験で検出すべき欠陥として、スパーサ上の金属異物および金属異物(タンク内)について、絶縁破壊する可能性のある電圧ストレスと金属異物の長さについて検討する。

①スパーサ上の金属異物：

図6-2には、スパーサ上の金属異物の場合について、電圧ストレスと金属異物の限界長の関係（実験値）を示す。限界値の評価にあたっては、500kVのGISを対象とし、高圧側側の電圧ストレスとして、雷インパルス試験電圧1425kVに対して150kV/cm、また短時間交流過電圧1.43puに対して45.6kV/cmを考慮した。有害な金属異物の限界長は、雷インパルスに対しては1~2mm、交流に対しては3mmとなる。

しかしながら、現実的には、タンク底に存在する金属異物は短時間交流過電圧1.43puの場合でも、タンク底面から中心導体に向かうスパーサの径方向の1/5以上には飛び上がれない。この場合には電圧ストレスは前述の1/3程度になる。このことを考慮に入れると、限界長は、雷インパルスに対して7mm、また、交流に対して15mmとなる。

②金属異物（タンク内）：

図6-3には、金属異物（タンク内）の場合について、電圧ストレスと金属異物の限界長の関係（実験値）を示す。有害な金属異物の限界長は、雷インパルスに対しては7mm、交流に対して13mmとなる。

(2) 欠陥の検出感度

絶縁に影響を及ぼす欠陥、スパーサ浴面の金属異物とタンク内の金属異物に対して、部分放電量(pC)と異物の長さの関係を検討した。

①スパーサ上の金属異物：

500kVGIS母線(φ850/φ250)を用い、スパーサ浴面上に金属異物を付着させ、金属異物の長さをパラメータに取り、交流印加電圧と部分放電発生量の関係について実験を行った。

- ・金属異物：φ0.25mmアルミ線、長さ3, 5, 10, 20mm
- ・印加電圧：1.0pu, 1.1pu, 1.6pu（交流試験電圧(2E)の80%に相当）
- ・検出方法：UHFセンサ

図6-4に、スパーサ浴面上の金属異物の長さで発生する部分放電量についての関係を示す。金属異物長5~10mmの場合、部分放電が開始する電圧は、0.7~0.8pu程度であり、運転電圧である1.0puでは、部分放電の電荷量は5~10PC程度になる。現地での検出感度が10PC程度であることを考えると、印加電圧1.0~1.1pu以上で現地試験で検出できるスパーサ上の金属異物の長さは7~10mm程度以上である

②金属異物（タンク内）：

同様に、500kVGIS母線(φ850/φ250)を用い、タンク面に金属異物を置き、金属異物の長さをパラメータに取り、交流印加電圧と部分放電発生量の関係について実験を行った。

- ・金属異物：φ0.25mmアルミ線、長さ3, 5, 10, 20mm
- ・印加電圧：1.0pu, 1.1pu, 1.6pu（交流試験電圧(2E)の80%に相当）

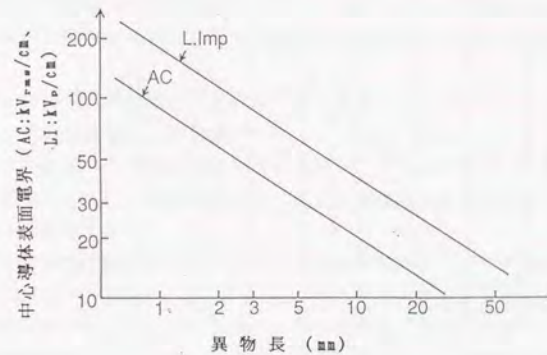


図6-2 絶縁破壊電圧と金属異物の長さ（スパーサ上）

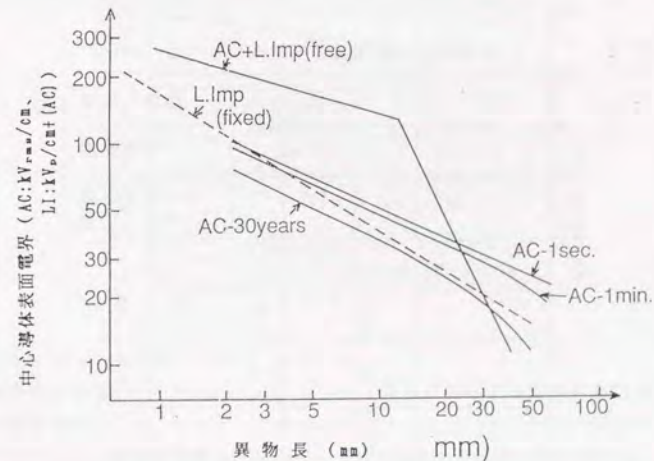


図6-3 絶縁破壊電圧と金属異物の長さ（タンク内）

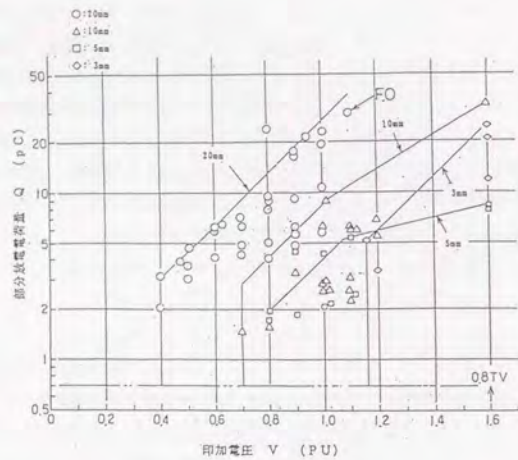


図6-4 GISスーサ上の金属異物の長さの部分放電

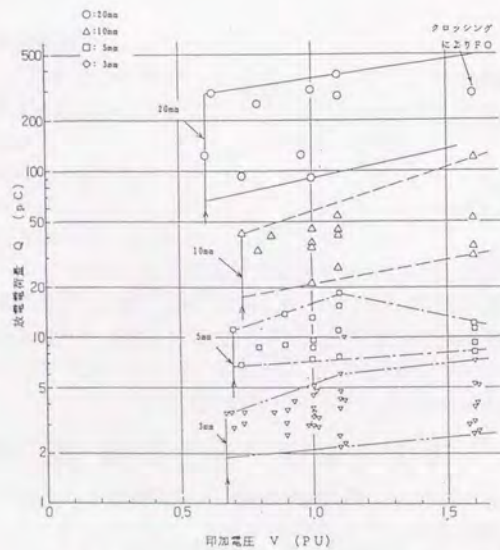


図6-5 GISタンク内の金属異物の長さの部分放電

・検出方法：AEセンサ（音響法）

図6-5に、GISタンク内の金属異物の長さで発生する部分放電量についての関係を示す。金属異物長5mmの場合、部分放電が開始する電圧（浮上開始電圧）は、0.7pu程度であり、運転電圧である1.0puでは、部分放電の電荷量は10PC程度に達する。現地での検出感度が10PC程度であることを考えると、現地試験において1.0~1.1pu以上の電圧を印加すれば、5mm以上の金属異物は検出できる。

6-5. GISの現地絶縁試験電圧の有効性の検討

(1) 欠陥と検出感度面からの考察^{(6) (7)}

現地で検出すべき絶縁に影響を及ぼす欠陥、スーサ沿面の金属異物とタンク内の金属異物に対して、現地絶縁試験時に実施する部分放電測定により検出できるかどうかについて検討した。

スーサ沿面の金属異物とタンク内の金属異物に対して、6-3節で説明した限界長と6-4節で示した検出限界をまとめると表6-5のようになる。すなわち、スーサ上の金属異物については、絶縁に影響を及ぼす限界長（検出すべき長さ）が7~15mmに対して現地絶縁試験時の検出感度が7~10mmであり、この現地試験電圧は有効である。また、金属異物（タンク内）については、絶縁に影響を及ぼす限界長（検出すべき長さ）が7~13mmに対して現地絶縁試験時の検出感度が5mmであり、この現地試験電圧は有効である。

したがって、欠陥とその検出感度面からの評価から、現地での交流電圧の印加（500kVの例：1.1pu）および高感度の部分放電検出方法（AEセンサやUHFセンサ等）による現地絶縁試験方法は有効であることが確認できた。

表6-5 GISの現地絶縁試験電圧の有効性

欠陥の種類	スーサ上の金属異物	タンク内の金属異物
限界長さ	7mm (L1) 15mm (AC)	7mm (L1) 13mm (AC)
現地試験での検出の有無	7~10mm	5mm
評価	限界長さが検出できる長さより大きい。現地絶縁試験は有効。	

(2) 故障統計からの考察^{(7) (8)}

東京電力で運転しているGISについて、絶縁に関する故障統計調査を実施した。故障統計のベースは、1971年に運転を開始して以来1993年までの22年間の、66~500kVのすべてのGISを対象としており、表6-6に示すように18,019(回線・年)を対象とした。

表6-6 GIS 運転実績と故障率

電圧	運転実績 (回線・年)	故障率 (%/回線・年)
66kV	12,146	0.017
154kV	3,069	0.065
275kV	2,073	0.289
500kV	731	0.
全電圧	18,019	0.056

表6-7 欠陥の種類

欠陥の種類	割合
金属異物	10%
接触不良	40%
吸湿	10%
絶縁無関係	20%
その他不明	20%
全体	100% (10件)

表6-8 欠陥の原因

欠陥原因	割合
設計不良	30%
製造不良	50%
現地据付 不良	20%
全体	100% (10件)

GISの故障統計から分析すると

- ・故障自体が非常に少なく、絶縁に関する故障も非常に少ない
- ・絶縁に係る欠陥の種類は、金属異物のみで、存在すると現地での交流試験では検出が難しい突起に起因する故障はない

以上のことから、現地絶縁試験で対象とすべき欠陥の種類も含めて、我国で実施している現地試験電圧の有効性が裏付けられる。

6-6. まとめ

GISを対象に、絶縁に影響を与える欠陥およびその現地での検出感度を定量的に検討し、我国の現地絶縁試験電圧について評価した。主な内容は次の通りである。

- 1) 厳しい品質管理が実施される我国では、GISの絶縁に影響を及ぼす恐れがあり、かつ、現地絶縁試験で検出すべき欠陥は、スパーサ沿面の金属異物およびタンク内の金属異物である。
- 2) それぞれの対象について、限界長の異物を交流試験(500kVで1.1pu)の印加により、部分放電により検出できるかを定量的に検討した結果、十分な感度で検出できることが確認できた。
- 3) 以上のことから我国で現在、現地で実施している部分放電測定を伴う試験電圧は、有効であることが定量的に確認できた。

本章では、現在のGISの現地絶縁試験電圧の有効性について検討したが、現在、従来に比べ、機器信頼度は向上しているおり、また、外部診断技術は非常に進歩していることから、現地絶縁試験電圧の今後の方向性は1.1pu→1.0puであると考えられる。1.0puでの現地試験の有効性については、6-4節の図6-4および図6-5において、交流電圧1.0pu印加の条件で、GISの絶縁に影響を与える欠陥(スパーサ上の金属異物、タンク内の金属異物)を検出できることを示している。

参考文献 [第6章]

- 1) 電気技術基準調査委員会「発変電規程」JEAC 5001-1993 社団法人 日本電気協会 平成6年2月
- 2) A. Sabot, J. P. Taillebois "EDF on Site Testing Policy for GIS and Equipment Used for Lightning Impulse Test" CIGRE SC33.93(COLL)1.3 IWD, New Delhi Sept. 1993
- 3) K. Kruger, C. Neumann, A. Stranad, H. Hartel, O. Volcker, W. Boeck, K. Feser, K.-H. Weck "Correlation between On-site Test Voltages and Insulation Co-ordination of GIS" CIGRE 1992 Session 23/33-02, Aug. 1992
- 4) Working Group 33/23.12 "Insulation Coordination of GIS: Questions on the Influence of On-site Tests and Dielectric Diagnostics" CIGRE 1992 Session 23/33-03, Aug. 1992
- 5) T. Kawamura, T. Suzuki, E. Zaima, et al., "Development of GIS Diagnosis and On-site Testing" CIGRE 1992 Session 23/33-01, Aug. 1992
- 6) E. Zaima, S. Okabe, T. Yamagiwa "Effective On-site Test with Low AC with PD" CIGRE SC33.93(COLL)1.2 IWD, New Delhi Sept. 1993
- 7) E. Zaima, T. Yamagiwa "On-site Testing Procedure of Japan and its Concept" CIGRE WG23/33.10 Document, 1994
- 8) E. Zaima "TEPCO Insulation Coordination and On-site Test of GIS Practice & In-service Dielectric Failure Statistics of all Voltage Class GIS" CIGRE WG23/33.10 Document IWD81, 1993

第7章 結論

本論文は、電力系統の送変電設備の絶縁合理化を可能にする技術について研究を行ったものである。第2章では電力系統に発生するサージの正確な把握という面から、雷サージ解析に必要な鉄塔モデル、分路リアクトル遮断時の再発弧サージの2点について検討した。第3章では電力系統に発生する雷サージの抑制という面から、送電線用の避雷器について検討している。第4章～第6章では電力系統で発生するサージなどの過電圧の変電機器の絶縁設計への反映という面から、機器の多頻度サージ特性、機器の交流長時間V-t特性、および現地試験電圧の有効性について検討した。以下、得られた結果について述べる。

1) 電力系統に発生するサージ (第2章)

絶縁合理化を検討するためには、電力系統に発生する過電圧を正確に把握することが必要である。

雷サージ解析のための鉄塔モデルについては、多相回路解析に対応し、各相の鉄塔アームと電力線間のホーン間電圧が求められるように、架線状態における実鉄塔でのホーン間電圧の測定データに基づいた鉄塔4段モデルが用いられている。しかしながら、第1鉄塔での逆フラッシュオーバー時、電力線上を伝搬し変電所に侵入するサージは、架空地線を伝搬し変電所引込鉄構で反射するサージとの誘導により波高値が削られることから、鉄塔モデルの構築にあたっては、ホーン間電圧だけでなく、塔頂電圧を合わせる必要がある。

本章では、UHV実鉄塔を対象に測定を行い、ホーン間および塔頂電圧を共に合わせる鉄塔モデル ($Z_{11} = Z_{12} = 120 \Omega$) を提案した。このモデルの検討にあたっては、実測における測定補助線の影響を検討し、鉄塔モデルに反映した。

また、分路リアクトル遮断時の再発弧サージについては、都市部の電力供給に供給する275kVの地中ケーブル系統の充電容量を補償するために、150～200MVAの大容量分路リアクトルが設置されている。分路リアクトル遮断は、遅れ小電流の遮断となり、通常の短絡・地絡電流遮断の際とは異なる独特の電流遮断、再発弧、高周波消弧などの現象が起こる可能性がある。特に、高周波消弧が発生すると電圧が拡大する現象、いわゆる電圧エスカレーションへ至り、過大な開閉サージ領域の過電圧により機器の絶縁が脅かされる恐れもあるため、発生の可能性について詳細な検討を行う必要がある。

本章では、分路リアクトルの遮断現象を実フィールドで測定すると共に、工場試験での遮断試験により高周波消弧の発生の可能性について明らかにした。また、実系統での再発弧サージ電圧の大きさは系統を模擬した計算により求められるが、計算の精度向上にはアーク抵抗のモデルの精緻化が必要であるため、Mayr形のアーク方程式のアーク時定数などのパラメータを明らかにした。これらの結果、高周波消弧時の多重再発弧は、ほとんどの変電所では発生せず、電源側の系統構成などにより過電圧が発生する場合でも、275kV機器では絶縁上問題ないことを確認している。

2) 送電線用避雷器 (第3章)

架空送電線の電氣的な事故の半数以上は雷によるものであるため、近年、酸化亜鉛形避雷器の技術を適用することにより、雷事故を低減することを目的とした送電線の避雷器が、国内外で開発・適用され、着目されている。一般的に使用されているものは、いずれも変電用避雷器の技術を単に延長したものであり、長幹型の外部絶縁容器の中に酸化亜鉛素子を収納したタイプで多くは直列ギャップを有するもので既設碍子連装置に併設するものである。この方式では、既設の懸垂碍子と交換できず、また、機械力を持たせられない。

本章では、これらを解決すべく、懸垂碍子タイプの送電用避雷器の開発について論じた。仕様の検討、高性能素子の開発・碍子への埋め込み・封着技術の確立、性能評価試験を行い、66kVおよび500kV用懸垂型送電線用避雷器の信頼性を確認した。この成果は、現在、東京電力の66kV送電線で適用し、避雷効果があることを確認しており、今後の送電線の雷害防止に大いに貢献するものと期待されている。

3) 変電機器の多頻度サージ特性 (第4章)

UHVにおいては、高性能避雷器により雷サージおよび開閉サージを効果的に抑制する。その結果、合理的に抑制された試験電圧と遠方雷や通常の開閉サージなどの多頻度サージレベルが近づいてきたことから、繰り返しの多頻度サージに対して機器の絶縁が劣化する特性を把握しておく必要がある。従来のデータは、変圧器およびGISの絶縁破壊電圧一回数特性がほとんどで、試験条件も一貫性がなかった。

本章では、雷・開閉インパルスを対象に要素モデルを変圧器とGISの部分放電電圧一回数特性のデータを把握し、UHV機器の雷・開閉インパルス試験電圧への多頻度サージの変電機器への影響を評価した。その結果、多頻度サージの影響を考慮しても、稀頻度の過電圧を対象と解析から検討された現在のUHV機器の雷・開閉インパルス試験電圧は妥当であることを明らかにした。

4) 変電機器のV-t特性 (第5章)

UHVの交流試験においては、従来の1分間耐電圧試験を廃止し、部分放電試験をベースにした合理的な交流試験電圧(長時間試験と短時間試験の組み合わせ)を採用することとしている。これらのもととなるのが、機器の部分放電開始開始電圧-時間特性(V-t特性)であるが、変圧器およびGISに関し国内外でデータが取られているものの、データのほとんどのものが10年以上前に試験されたものであり最新の知見とは言いがたいこと、また試験条件に一貫性がないなど体系化されていなかった。

UHVにおいては、より高い信頼度かつ合理的な設計が特に求められることから、本章では、変圧器およびGISを対象に、最新の絶縁特性を体系的に明らかにした。今回のデータは、数十ミリ秒の短時間過電圧領域から3~4カ月の長時間領域のデータがあるところに特徴がある。この成果は、UHV交流試験電圧($1.5 \times 1h \sim \sqrt{3} \times 5min \sim 1.5 \times 1h$)に反映されている。

5) GISの現地絶縁試験電圧の検討 (第6章)

本章では、絶縁合理化を進めるにあたって、機器の現地絶縁試験電圧について併せて検討した。厳しい品質管理が実施される我国では、GISの絶縁に影響を与える欠陥として、スパーサ上の金属異物およびタンク内の金属異物が考えられる。その限界長と現地での部分放電の検出感度を定量的に検討した結果、共に十分な感度で欠陥を検出できることが確認でき、我国の現行の部分放電測定を伴う現地絶縁試験電圧(500kVでは、1.1pu)が有効であることが確認できた。この研究成果は、欧米との比較も含めて、筆者が委員として検討に参加しているCIGREのWGのまとめにも反映されている。さらに、現在、従来に比べ、機器信頼度が格段に向上しており、また、外部診断技術も近年非常に進歩していることから、今後の現地絶縁試験電圧値は、1.0 puの方向に進むものと考えられる。

以上の研究成果は、UHVおよび500kVを中心とした絶縁合理化の実現に大いに貢献することができた。

今後の課題としては、以下の項目が考えられる。

今後、さらに絶縁設計の合理化および精緻化を進めて行くためには、雷撃電流波形データの蓄積(特に大電流域の波形データ)、解析模擬方法の一層の向上(変電所引込口回路、鉄塔・変電所の接地回路など)、実フィールドデータの蓄積(過電圧の実測など)などの研究が必要である。

500kVでは絶縁合理化された機器がすでに導入され、良好に運転され、電力供給コストの低減に貢献している。さらに、UHVについては、平成7年から予定している新榛名変電所での実器相当の実証試験などにより、平成10年代前半の運転開始実現に向けて万全の技術開発を推進していきたいと考えている。

謝 辞

本論文を取りまとめるにあたり、東京大学工学部 河野照哉 教授には、終始懇切なるご指導とご鞭撻を賜りました。ここに心より感謝の意を表します。また、東京大学工学部 桂井誠教授、小田哲治教授、石井勝教授、日高邦彦助教授、横山明彦助教授には、ご指導、ご助言を賜りました。ここに厚く御礼申し上げます。

本研究は、東京電力（株）技術開発本部技術研究所において行ったものでありますが、研究の遂行にあたり、種々ご高配を賜りました三井恒夫最高顧問、川路恭郎常務取締役・技術開発本部長、一原嘉昭理事・開発計画部長、桜井武一技術研究所長には、終始有益なご指導・ご鞭撻を頂きました。ここに深甚なる感謝の意を表します。

本研究の遂行および本論文の作成は、多くの方々に様々な角度からご指導・ご助言・ご激励をいただき研究を進め、論文として取りまとめることができました。

技術研究所電力研究室長として、春原邦夫東電工業（株）取締役、山本隆彦開発計画部副部長、森下眞夫室長には、終始有益なご指導・ご助言をいただきました。電力研究室に在籍された萬屋鶴夫千葉工務所副所長、若松啓治工務部送電課副長、澤田 純送変電建設所送電課課長、また、電力研究室の岡部成光主任研究員、望月 東主任研究員、山田剛史主任、大野高宏副主任には、本研究の遂行にあたり有益なご指導・ご助言・ご協力を頂きました。ここに深く感謝いたします。

また、田邊 愈送変電建設本部副本部長、石井豊章工務部部長、市田行則系統運用部部長、渡辺 勉技術部課長、山形芳文送変電建設本部課長には、終始有益なご指導・ご助言を頂きました。ここに深く感謝の意を表します。

第2章に関しては、雨谷昭弘同志社大学教授、加藤正平東洋大学教授および鈴木俊男氏を始めとする（財）電力中央研究所の皆様には、雷サージ解析のための送電鉄塔モデルの研究の遂行上で有益なご指導と多大なご協力を頂きました。また、西脇 進氏を始めとする（株）東芝の皆様には、分路リアクトル開閉時の再発弧サージの研究を実施する中で有益なご討論とご示唆を頂きました。

第3章の送電線用避雷器に関しては、入江 孝氏、大橋 隆氏を始めとする日本ガイシ（株）の皆様には共同研究を実施する中で多大なご協力・ご討論を賜りました。

第4、5章の研究に関しては、谷口安彦氏、青柳浩邦氏を始めとする（株）東芝の皆様、鎌田 譲氏、遠藤奎将氏を始めとする（株）日立製作所の皆様、岸 章夫氏、佐久間秀一氏を始めとする三菱電機（株）の皆様には、V-N特性・V-t特性の研究を遂行する上で多くのご協力・ご討論を頂きました。

第6章のGISの現地絶縁試験電圧の検討に関しては、(株)日立製作所の山極時生氏には、試験電圧の有効性の研究の遂行にあたり大変お世話になりました。

関根泰次東京大学名誉教授・東京理科大学教授および河村達雄東京大学名誉教授・芝浦工業大学教授には、終始、懇切なるご指導とご鞭撻を賜りました。

これら各位のご指導、ご鞭撻、ご協力に対し、心より感謝の意を表します。

著者の主要発表論文(本論文に関連したもの)

第2章

- 1) T. Yamada, A. Mochizuki, J. Sawada, E. Zaima, T. Kawamura, A. Ametani, M. Ishii, S. Kato "An Experimental Evaluation of UHV Tower Model for Lightning Surge Analysis" IEEE PES 94 WM 044-8 PWRD (IEEE Transaction on Power Deliveryに平成7年4月に掲載予定)
- 2) 望月、山田、澤田、財満「UHV鉄塔モデルの検討」平成5年電気学会電力・エネルギー部門大会 40(論文I)
- 3) 岡部、財満、萬屋、西脇、石川、中本、小坂田「SF₆ガス遮断器の高周波消弧のシミュレーション」電気学会論文誌 B、111巻11号、平成3年
- 4) 岡部、萬屋、財満、西脇、石川、中本、横田「SF₆ガス遮断器の高周波電流遮断時のアーク抵抗、アークコンダクタンスの測定方法」電気学会論文誌 B、111巻7号、平成3年
- 5) E. Zaima, S. Okabe, S. Nishiwaki, M. Ishikawa, T. Nakamoto, Y. Murayama, Y. Kawaguchi "Reignition Surges at Reactor Current Interruption in Cable-System GIS" IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 5, No. 2, April 1990
- 6) E. Zaima, S. Okabe, S. Nishiwaki, M. Ishikawa, K. Suzuki, H. Toda "Application of Dynamic Arc Equations to High-Frequency Arc Exinctions in SF₆ Gas Circuit Breakers" IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 8, No. 3, July 1993
- 7) E. Zaima, S. Okabe, M. Ishikawa, S. Nishiwaki "Field Measurement of Surges at Reactor Current Interruption in 275kV GIS" Colloquium Paper 2-06, 1989

第3章

- 8) T. Yamada, J. Sawada, E. Zaima, T. Irie, T. Ohashi, S. Yoshida, T. Kawamura "Development of Suspension-type Arresters for Transmission Lines" IEEE Transaction on Power Delivery, Vol. 8, No. 3, July 1993
- 9) E. Zaima, J. Sawada, T. Yamada, T. Irie, T. Ohashi, S. Yoshida "Development of Suspension-type Line Arrester" CIGRE SC33 Colloquium Paper 3-10, 1993
- 10) E. Zaima, J. Sawada, T. Yamada "Effectiveness of Line Arrester on 66kV Transmission Line" CIGRE SC33 Colloquium Paper 3-11, 1993

第4章

- 11) 財満、緒志、岡部、鎌田、古川、森、瀬戸「変圧器巻線絶縁のV-N特性」電気学会論文誌 B (投稿中)
- 12) 岡部、大野、財満、小林、遠藤、山極「GIS用スパーサ沿面モデルの繰返しインパルス絶縁特性」電気学会論文誌 B (投稿中)
- 13) 緒志、財満、青柳、村瀬、大島、今井「絶縁スパーサモデルのインパルス課電劣化特性」平成5年電気学会電力・エネルギー部門大会 34(論文I)

- 14) 岡部、大野、財満、青柳、村瀬、大島、菅野「GIS用スパーサ内部モデルのV-N特性」電気学会論文誌 B (投稿中)
- 15) 岡部、財満、井波、笹森、佐久間「GIS用スパーサ内部モデルの交流、インパルス絶縁劣化特性」電気学会論文誌 B (投稿中)

第5章

- 16) 財満、岡部、大野、谷口、村瀬、高瀬「内鉄形変圧器絶縁モデルの交流V-t特性」電気学会論文誌 B (投稿中)
- 17) 岡部、財満、大野、谷口、村瀬、高瀬「変圧器要素モデルのV-t特性」平成6年電気学会電力・エネルギー部門大会 32(論文I)
- 18) 岡部、大野、財満、岸、青野、長谷川「外鉄形変圧器絶縁モデルの交流V-t特性およびインパルスV-N特性」電気学会論文誌 B (投稿中)

第6章

- 19) E. Zaima, S. Okabe, K. Goto, T. Kawamura "Long-Duration Test and its Effectiveness" CIGRE SC33 Colloquium Paper 1-2, 1991
- 20) E. Zaima, S. Okabe, T. Yamagiwa "Effective On-site Test with Low AC with PD" CIGRE SC33 Colloquium Paper 1-2, 1993
- 21) T. Kawamura, T. Suzuki, E. Zaima, I. Ohshima, T. Fujimoto, S. Kobayashi, T. Yamagiwa, K. Ibuki "Development of GIS Diagnosis and On-site Testing" CIGRE 1992 Session, 23/33-01

その他

- 22) 財満「変電機器の絶縁合理化に関する最近の研究動向」電気学会論文誌 B、解説 Vol.114-B、平成6年3月

