

MITSUBISHI DENKI GIHO 三菱電機技報

Vol. 41 March 1967
超超高压大容量変圧器特集

3

超高压電力研究所向け500kV変圧器





船舶用スキャンニングモニタ



簡易形スキャンニングモニタ

プラント用・舶用に多数の納入実績を有する 三菱AM形スキャンニング・モニタ —多点走査監視・調節装置—

温度 圧力 流量など多数の測定量を 常時監視し 警報あるいは調節動作を行うと共に 必要に応じて測定量を指示させるスキャンニング式モニタです

- 走査器には特殊接点の長寿命ワイヤスプリングリレーを採用し 他は全シリコン化されていますので高温に耐えます
- 耐振性に優れているため 振動の多い場所でも安心して使用できます
- 測定値の監視以外に調節信号 (ON-OFF) を出し プラントを制御することができます
- 各機能がユニット式になっていますから監視警報 調節 呼出指示などの部分を適宜組合せることができます また 監視機能と指示機能は別系統になっているため 従来の方式のように 監視機能が故障すれば

装置全部が停止するということなく 計装上安全なシステムとなっています

- 各点を順次自動呼出し指示計に測定量を指示することができます (ログ・スキャン)
- 本機は舶用としてはロイド NV 規格を満足する高信頼形モニタです

■標準仕様

入 力 点 数	-----	30, 50, 80, 100点
走 査 速 度	-----	1秒/点
入 力 信 号	-----	熱電対, 測温抵抗体, 電流信号, 電圧信号
調 節 出 力	-----	リレー接点
指 示 計	-----	AR-600形自動平衡形指示計
ログ・スキャン	-----	5秒/点 (監視速度は1秒/点で無関係)
周 围 温 度	-----	0~50℃
耐 振 性	-----	<div> 周波数 5~50% 複振幅 3mm max 加速度 1 G max </div>



超々高圧大容量変圧器特集

目次

《特集論文》

超々高圧変圧器	村上 有・田村良平・神谷友清	409
超高压電力研究所納め 500 kV 変圧器	坂田邦寿・清水英範・三浦良和・西山 繁	418
メキシコ向け 400 kV 変圧器	菅 寿郎・竹内 実・手井正好・但馬常夫	424
メキシコ向け 400 kV 分路リアクトル	山内 敦・池田五郎・武智盛明	432
超々高圧変圧器に対する絶縁試験	岩崎晴光・青木俊之・三浦良和・佐藤克彦	439
超々高圧大容量変圧器試験設備	青木俊之・山本利保・松田信夫	449
超々高圧変圧器用ブッシング	東 正義・印藤義雄・水谷良市・佐藤克彦・岸田光弘	454
ガス分析による変圧器異常の早期発見	白井万次郎・石井敏次	461

《普通論文》

11.4 kV 系統用避雷器	岡田昌治・永井信夫・但田昭司	469
銀系接点の消耗移転現象(4)	森田義男・政木淑人・播磨三弘	475
最近の研究用電磁石装置	後藤正之・秋葉稔光・高月 一・島 幸弘・長田大三郎	481
ケイ素鋼帯の磁気特性連続自記装置 (2)鋼帯の走行による誤差	土屋英司・鈴木 裕・岡田 将	488
大電力室素プラズマジェットの特長	小村宏次・伊藤利朗・野村茂昭	494
変電所自動復旧装置	長町恒資・仁秋重雄・山田郁夫	503

《技術解説》

シリコン制御整流素子のスイッチング特性と応用上の問題(その2)	船川 繁・飯田隆彦・小島鈴夫	510
---------------------------------	----------------	-----

《新製品紹介》

“CW-720 P 形三菱ポンプ付脱水洗たく機(愛称カップル P)” 新発売・わが国最大の“三菱ダイアックス放電加工機 DM-500-5 S” 開発・三菱 19 形カラーテレビ “19 CK-140 形(コンソール形)” “19 CK-550 形(テーブル形)” 新発売・宇宙通信用ガリウムヒ素バクタダイオードの生産開始		516
--	--	-----

《ニュースフラッシュ》

近鉄伊勢特急電機品完成・フィリピン向け三相 750 kVA ネットワーク変圧器完成・WN 形メタルクラッド開閉装置続々納入・はん用小型高性能 6-FK 形タンク形油シャ断器・エレベータ試験塔において 300 m/sec の超高速エレベータの実運転に成功		519
--	--	-----

《特許と新案》

制御極付半導体素子を用いた直流電動機制御装置・リンク機構・急峻波頭衝撃電圧の発生装置・信号搬送装置		467
---	--	-----

《表紙》

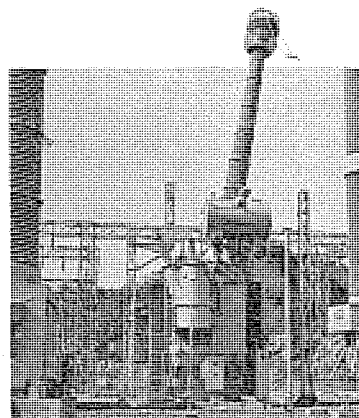
1. 超高压電力研究所向け 500 kV 変圧器

超々高圧送電線はすでに諸外国で多数運転中で、わが国でも 500 kV 送電の具体的な計画が進められているが、当社では昭和 41 年春に、日本最初の超々高圧変圧器を完成してから多くの製品を納入している。写真はその一例で、超々高圧の第 1 歩を印した超高压電力研究所で 500 kV 試験送電に使用される 500 kV 単相 10,000 kVA 単巻変圧器である。これらの超々高圧変圧器の重要なポイントである内部絶縁構造には、外鉄形変圧器のサージプルーフ構造からさらに進歩した改良形絶縁方式が採用されている。

2. 三菱 AM 形スキャンニングモニタ

3. メキシコ向け 400 kV 変圧器

4. スイートホームプラン





SPECIAL COLLECTION OF EXTRA HIGH VOLTAGE LARGE TRANSFORMERS

CONTENTS

SPECIALLY COLLECTED PAPERS

Extra High Voltage (400~500 kV) Transformers	409
Tamotsu Murakami • Ryōhei Tamura • Tomokiyo Kamiya	
500 kV Transformer for Extra High Voltage Power Laboratory	418
Kunikazu Sakata • Hidenori Shimizu • Yoshikazu Miura • Shigeru Nishiyama	
400 kV Transformers for Malpaso Project in Mexico	424
Hisao Kan • Minoru Takeuchi • Masayoshi Hirai • Tsuneo Tajima	
400 kV Shunt Reactor for Mexico	432
Atsushi Yamauchi • Gorō Ikeda • Moriaki Takechi	
Switching Surges and Partial Discharge Tests for Extra-High Voltage Transformer	439
Harumitsu Iwasaki • Toshiyuki Aoki • Yoshikazu Miura • Katsuhiko Satō	
Testing Equipments for Extra-High Voltage Large Transformers	449
Toshiyuki Aoki • Toshiyasu Yamamoto • Nobuo Matsuda	
Extra-High Voltage Bushing for Transformer	454
Masayoshi Higashi • Yoshio Intō • Ryōichi Mizutani • Katsuhiko Satō • Mitsuhiro Kishida	
Early Detecting of Incipient Faults in Transformers by Gas Analysis	461
Manjirō Shirai • Toshitsugu Ishii	

TECHNICAL PAPERS

Lightning Arresters for 11.4 kV Systems	469
Masaji Okada • Nobuo Nagai • Shōji Tada	
Erosion and Transfer Phenomena of Silver Group Contacts (Part 4)	475
Yoshio Morita • Yoshito Masaki • Mitsuhiro Harima	
Recent Development of Magnet-Equipment	481
Masayuki Gotoh • Toshimitsu Akiba • Hajime Takatsuki • Yukihiro Shima • Daizaburō Nagata	
Automatic Continuous Recording Equipment for Magnetic Properties of Silicon Steel Strips (2)	488
Errors Owing to Running Strips	
Hideshi Tsuchiya • Hiroshi Suzuki • Masaru Okada	
Characteristics of a High Power Nitrogen Plasma Jet	494
Hirosugu Komura • Shigeaki Nomura • Toshio Itō	
Substation Automatic Reclosers	503
Hisashi Nagamachi • Shigeo Nishina • Ikuo Yamada	

TECHNICAL EXPLANATION

Switching Characteristics of Silicon Controlled Rectifier and their Utilization for Application (Part 2)	510
Shigeru Funakawa • Takahiko Iida • Suzuo Kojima	

NEW PRODUCTS	516
--------------------	-----

NEWS FLASH	519
------------------	-----

PATENT AND UTILITY MODEL	467
--------------------------------	-----

COVER EXPLANATION

1. 500 kV Transformer for Extra High Voltage Power Laboratory.

In a number of foreign countries are in operation extra-high voltage transmission lines. A concrete plan of 500 kV transmission is underway even in this country. Since the completion of the first extra-high voltage transformer in Japan in the spring of 1966, Mitsubishi has supplied many products of the kind. The photograph shows an example, illustrating a 500 kV single phase 10,000 kVA autotransformer built for use in 500 kV test transmission at the extra high voltage power laboratory as the first step toward the embodiment of the extra-high voltage engineering. For interior insulation structure, a key point of extra high voltage units, has been employed an improved insulation system over the surgeproof construction of the shell type transformer.

2. Type AM scanning monitor.

3. 400 kV transformer exported to Mexico.

4. Sweet home plan.

UDC 621.316.933.9:621.316.13

11.4kV系統用避雷器

岡田昌治・永井信夫・但田昭司

三菱電機技報 Vol.41・No.3・P 469～474

昭和34年以来15年計画のもとに配電線の△6.6kV電圧が実施されているが、近年のめざましい電力需要増大により電圧降下・電力損失などの問題が生じ、解決策として△6.6kV系配電設備を利用したY11.4kVへの昇圧が検討され、昭和40年現在 全国で10数回線での実用化が行なわれている。当社ではY11.4kV配電の単一接地系用としてSV-GH形 定格10kVおよび12kV(公称放電電流5,000A)避雷器を開発して適正な絶縁協調をとると同時に、定格8.4kV避雷器とあわせて3種類の電圧定格品による 避雷器適用指針を確立した。



UDC 537.525.1

大電力窒素プラズマジェットの特特性

小村宏次・伊藤利朗・野村茂昭

三菱電機技報 Vol.41・No.3・P 494～502

この論文は極超高速プラズマ風洞用に開発した大電力窒素プラズマジェットの特特性に関するものである。熱損失の測定から、最大電気入力60kWで、エンタルピーが $1.4 \times 10^4 \text{ cal/g}$ 、平均ガス温度が $1.1 \times 10^4 \text{ K}$ の高温気体が得られることが明らかにされた。一方分光学的な測定を行ない、電子密度の絶対値およびその径方向分布を求めた。その結果熱損失の測定から計算される平均ガス温度と分光学的に測定された結果とがかなりよく一致すること、また温度の空間分布が境界のごく近傍をのぞいては一樣であることおよび電子密度が 10^{18} のオーダーであることが明らかにされた。また極超高速プラズマ風洞に用いてよい結果が得られた。



UDC 621.3.066:669.22'24

銀系接点の消耗移転現象(4)

森田義男・政木淑人・播磨三弘

三菱電機技報 Vol.41・No.3・P 475～480

Ag-Ni系接点数種について、材質の特長とDC32V、50～300A負荷による消耗現象を調査した。試料は従来の製品、新しい焼結法による製品、これにグラファイト、またはWCを添加したものを用いた。新製品は粒形の大きなNi粒子が圧延加工により長く伸びた独特の組織を持ち、従来製品に比較してすぐれた機械的、物理的性質を示した。これらの消耗移転量は新製品には少なく、従来の製品に多いという結果をあたえ、また一般にAg60～80%付近に消耗の最小域の存在をみとめた。また添加物を含むものは含まないものに比べ消耗量が大であった。Ag-Ni系接点はAg-Wなどにくらべ溶着しやすいが、接触抵抗、消耗量が小であり、低負荷条件では十分使用できる。



UDC 621.311.4:621.316.78

変電所自動復旧装置

長町恒資・山田郁夫・仁科重雄

三菱電機技報 Vol.41・No.3・P 503～509

停電時間の減少、停電範囲の減少のために開発された変電所自動復旧装置を紹介している。

設計の基本思想は

- (1)保護リレー装置の発展したものであること
- (2)Flexibilityに富むこと
- (3)将来の全自動給電システムの端末機器となり得ること

としている。装置は入出力部を除きすべて静止化され、検出器は小形化のためとくに開発したものを使っている。運用方法にはオンラインとして使う全自動、モニタとしての半自動、シミュレータとしてのテストの三つがある。この装置は昭和40年9月、中部電力南豊田変電所内設置され、半自動で試験中である。



UDC 621.318.3

最近の研究用電磁石装置

後藤正之・秋葉稔光・高月 一・島 幸弘・長田大三郎

三菱電機技報 Vol.41・No.3・P 481～487

物理実験機器としての電磁石装置とその付属機器は、神戸製作所を中心にして電気機械の一系として、生産体制確立の緒についた。粒子加速器のビームトランスポート系としての無収差系、高分解能または広帯域反応分析装置、大形空心ベータ線スペクトロメータ、その他の製品系列を、各大学および国立研究機関からのご依頼により開発し、その技術を確立した。これらの各機器はいずれも工場における組立試験を終わり、その一部は客先に納入され実動実験を進めており、所期の性能を実現している。



UDC 621.382.3:621.318.57:621.374

シリコン制御整流素子のスイッチング特性と応用上の問題(2)

船川 繁・飯田隆彦・小嶋鈴夫

三菱電機技報 Vol.41・No.3・P 510～515

サイリスタのdV/dt特性におけるブレイクオーバー電圧低下の機構、その測定回路およびdV/dt特性に影響を与えるパラメータ、外部的なdV/dt特性改善について述べた。

高周波用サイリスタにとって不可欠なdV/dt特性の実測データを高周波用、低周波用サイリスタの機種別に示し、機種毎のパラメータ依存性を明らかにした。CR250A、CR05Aサイリスタではゲートバイアスの効果も示した。



UDC 621.317.4

ケイ素鋼帯の磁気特性連続自記装置

(2)鋼帯の走行による誤差

土屋英司・鈴木 裕・岡田 将

三菱電機技報 Vol.41・No.3・P 488～493

閉磁路で、Hコイル法による測定装置の各部の動作について説明したあと、実際に鋼帯を連続走行させたときの速度と誤差の関係について検討する。

現製造技術のもとでは鋼帯の厚さの変化は±2%程度しかなく、長さ方向の磁気特性の変動もゆるやかであるため、サーボ系の動作範囲が少なくすみ、鋼帯を約50m/minで走らせても鉄損が記録できる。

しかしJISC2553に許容限の、厚さが約±10%で鉄損が約10%変化している鋼帯について測定する場合を想定すると、走行速度は35m/min程度に押えられる。これらはいずれも走行に伴う付加誤差を±2%としたときの特性値である。



UDC 621.314.22.027.8

超々高圧変圧器

村上 有・田村良平・神谷友清

三菱電機技報 Vol.41・No.3・P409～417

1957年にEHV(400～500kV)変圧器の開発を開始してから、引続く努力の結果、それと並行して開発を進めてきたE形新絶縁方式を採用したEHV変圧器の製品化に成功し、日本で初めての輸出向け400kV EHV変圧器と、国内向け500kV HEVプロトタイプ単巻変圧器を優秀な製品として完成納入するに至った。これを機会に本号で各章にわたりそれぞれの製品紹介をされるが、本文はその諸論としてEHV(400～500kV)変圧器の主要課題と外鉄形EHV変圧器の特長を、とくに今後の高電圧絶縁の標準方式となるE形新絶縁方式の説明を主体に述べている。



UDC 621.314.22.027.8

超高压電力研究所納め500kV変圧器

坂田邦寿・清水英範・三浦良和・西山 繁

三菱電機技報 Vol.41・No.3・P418～423

間近にせまった500kV送電に関する実証的研究を行なうため超高压電力研究所武山研究所に試験送電設備が建設されることになり、当社も主変圧器をはじめ主要機器を製作納入した。

この主要変圧器は絶縁構成に、当社が超々高圧器用として新しく開発した新絶縁構造を採用しており、また10MVAという比較的小容量器であるが、将来の実系統用大容量変圧器のプロト・タイプとして、実系統変圧器の設計製作上遭遇すると考えられる問題点をすべて織り込んで製作されている点が大きい特長である。

なおこの変圧器は日本における500kV変圧器の第1号機として41年6月公開披露を行ない同年9月現在据付を完了した。



UDC 621.314.22.027.8

メキシコ向け400kV変圧器

菅 寿郎・竹内 実・平井正好・但馬常夫

三菱電機技報 Vol.41・No.3・P424～431

三菱電機は日本で初めて実系統で使用される400kV超々高圧変圧器を34台製作した。これらの変圧器はメキシコ電力庁のマルバス水力発電計画(1,080MW)の400kV送電系統で運転され、発電所用の単相75MVA変圧器、連系用の3相50MVA変圧器・変電所用の単相75MVA変圧器・単相75MVA単巻変圧器の4種類がある。

またその構造は外鉄形Form-fit構造で、とくにコイルの絶縁構造については電界の緩和や高い絶縁耐力を持っている油浸紙を有効に充填(ジュウテン)した新しい絶縁方式を採用して、超々高圧変圧器の軽量化を計っている。



UDC 621.314.22.027.8:621.317.333

超々高圧変圧器に対する絶縁試験

岩崎晴光・青木俊之・三浦良和・佐藤克彦

三菱電機技報 Vol.41・No.3・P439～448

超々高圧送電系統の系統絶縁設計の合理化により、BILが低減され、それにとまって商用周波試験電圧も低い値となっている。しかし開閉サージは系統電圧に係属するので、BILを低減した場合には、従来考慮されなかった開閉サージ耐圧が問題となり、また機器の商用周波試験電圧と運転電圧の比が小さくなったことから、運転電圧での内部コロナが問題としてとりあげられるようになった。

この稿では、変圧器の開閉サージ試験およびコロナ試験について説明し、さらに、当社で行なった試験結果を合わせて紹介する。



UDC 621.314.22.027.8:621.317.2

超々高圧大容量変圧器試験設備

青木俊之・山本利保・松田信夫

三菱電機技報 Vol.41・No.3・P449～453

電力需要の増大にとまない送電電圧の超々高圧化が計画され、また変圧器の単器容量も年々増加の一途を示しているが、これらの計画に対処する製品は信頼性の高いものでなければならない。

設計技術、製造技術の進歩とともに、製品の最終品質を保証するための試験においても種々の進歩を示し、要求に対処した試験設備が必要となり、これらの設備を有することが信頼性を高める一要因として考えられる時代となった。

本文には、今回新設した1,000MVA変圧器試験可能の特性試験設備をはじめとし、必要設備のあり方を述べている。



UDC 621.315.62.027.8

超々高圧変圧器用ブッシング

東 正義・印藤義雄・水谷良市・佐藤克彦・岸田光弘

三菱電機技報 Vol.41・No.3・P454～460

わが国においても数年後には500kV送電の時代をむかえるが、当社はその超々高圧変圧器に使用するブッシングは古くから研究開発をすすめている。超々高圧用ブッシングを製作する場合の問題点、および耐塩害用の選定にあたっての考え方などを論じ、超々高圧用ブッシングの構造、特性などについて紹介する。



UDC 621.318.43.027.8

メキシコ向け400kV分路リアクトル

山内敦・池田五郎・武智盛明

三菱電機技報 Vol.41・No.3・P432～438

超高压送電網の拡大、系統電圧の上昇に伴い分路リアクトルの単器容量が増大するとともに、超高压系への直接接続が検討されるようになった。当社では数年来の研究・試作により完成した新絶縁方式と空心形分路リアクトル製作の経験とを総合して、メキシコ電力庁向け35MVA 400kV分路リアクトルを完成した。これはわが国で製作される最初の超々高圧分路リアクトルであり、構造的に多くの特長を有する。また、その設計にあたって、リアクタンス・磁界分布・損失・振動等につき解析を行なうと同時に、縮尺モデルを製作して実測を行なったのでその概要を紹介する。



UDC 621.314.2.004:543.27.08.

ガス分析による変圧器異常の早期発見

白井万次郎・石井敏次

三菱電機技報 Vol.41・No.3・P461～465

変圧器の異常を早期に発見し、事故を未然に防止する方法としてガス分析の応用がきわめて有効であることが国の内外で認められてきた。変圧器に異常が生じた場合は、局部加熱がおこり周囲の絶縁物が劣化する。この際可燃性ガスや炭酸ガスを発生するから、これを分析することにより異常を発見できるばかりでなく、ガスの組成からその原因を予測することも可能である。

ガス分析には変圧器ガス空間中のガスの分析と油溶解ガスの分析がある。油への溶解度の小さい水素などはガス空間に出やすく、分子量の大きい炭化水素ガスは油への溶解度が大きく油中に溶解するから、異常の原因を予測しようとする場合には両者を分析するのが望ましい。



超々高圧変圧器

村上 有*・田村 良平*・神谷 友清*

Extra High Voltage (400-500 kV) Transformers

Itami Works Tamotsu MURAKAMI・Ryohei TAMURA・Tomokiyo KAMIYA

Since the development of extra high voltage transformers was started in 1957, Mitsubishi has been striving hard to reach the goal by incorporating with the study on a type E new insulation assembly. The efforts have borne fruit and EHV transformers at 400 kV for export have been built for the first time in Japan. Also a 500 kV EHV prototype autotransformer has been brought to completion with excellent performance for a domestic customer. Of a number of problems to settle in the manufacture of EHV products, to meet with severe conditions of electrical strength is an important item to be taken up. Together with the achievement of economical effects. The shell type construction plays a vital part in successful production. Selection of appropriate insulation class is no less important.

1. ま え が き

わが国の 275 kV 級超高压送電線の濫しょう(觴)期から、すなわち近年の急速な電力需要の伸展に応じて、建設拡充されてきた超高压送電幹線につながる電気所に、わが国最初の 275 kV 超高压変圧器⁽¹⁾を納入以来、当社は常に業界に先んずる記録と最多数の製作実績^{(2)~(14)}を保持し、すぐれた性能・品質と運転実績が如実に示す信頼性を高く評価され、これらの輝かしい業績をもって自他ともに認められる超高压変圧器のトップメーカーを維持してきた。

電力需要は今後も急増を続け、火力発電単位出力の増大、原子力発電、揚水発電の発達、大都市への需要集中、送電容量の飛躍的増大、および送電線用地の取得難などの問題が付随するため、現設 275 kV の上位系統の超高压送電が早晚必要とされており、すでに数年前から 400 kV~500 kV 級送電の具体的な計画が進められている状況である⁽¹⁵⁾⁽¹⁶⁾。ひるがえって海外の情勢は 220 kV, 275 kV, あるいは 330 kV 幹線時代から、400 kV, 500 kV 級、または 735 kV 級の超々高圧送電に移っており、先進国・後進国を問わず、いわゆる超々高圧時代が到来したといえることができる。

当社はこれに備えて、275 kV 級超高压技術の地盤の上に、500 kV 級超々高圧変圧器およびそれに関する問題の研究試作を 1957 年から開始し⁽¹⁷⁾、別途新しい高電圧の絶縁構造を中心に社内的な試作試験を重ねてきた^{(18)~(21)}。

わが国の 500 kV 送電の中央研究機関である超高压電力研究所 武山研究所に、超々高圧充電試験設備であるとともに実用の 500 kV 変圧器のプロトタイプである 500 kV 超々高圧変圧器を納入、それと同時にわが国では最初の超々高圧変圧器の実績となった、メキシコ電力庁向けに 42 台に及ぶ 400 kV 超々高圧変圧器および 400 kV 分路リアクトルを受注し、その大半を完成出荷した。

これらは当社の外鉄形変圧器の優秀さと、高電圧絶縁に対する積年の研究の成果を問うもので、本号にそれぞれ詳しく紹介されるが、まずは超々高圧変圧器に課せられる主題と、新技術を中心に当社の外鉄形超々高圧変圧器の一般的特質について述べたい。

2. 海外のすう勢

330 kV を超過するいわゆる超々高圧送電は、1952 年に スエー

ンを初めに 380/400 kV 級系統としてヨーロッパ各国に建設され、ソ連では 1956 年に 400 kV を送電、1959 年には 500 kV 送電を運開した。イギリスは 275 kV で運転していたが、1964 年に 400 kV に昇圧を実施した。アメリカでは、1964 年 VEPCO 525/500 kV 送電を皮切りに続々運開しつつある。カナダは 735 kV 系統を 1966 年運転に入れており、いずれ欧米の諸国は 750 kV 級送電を次期超高压として検討計画している。

その他の国々においても、当社が納入したメキシコをはじめ、アルゼンチン・ブラジル・ヴェネズエラなど中南米から、オーストラリア・南ア連邦・インドなど、世界各国で 400~500 kV 級送電が実現あるいは建設中である。

発電機からの直接昇圧変圧器あるいは起動用変圧器は、二巻線変圧器であるが、変電所の変圧器は大半が単巻変圧器であり、単相変圧器が多い⁽²²⁾。

変電所出力は格段に大きくなり、一般にバンク容量は 600 MVA, 900 MVA, 1,000 MVA, 現在運転されている最大のバンク容量は 1,200 MVA である。ただし後進国にはやや小さい容量の変圧器が使用されている。

最大容量の 500 kV 変圧器はアメリカ TVA にて運転されており、

単相 400 MVA/400 MVA/140 MVA 500 kV/161 kV/13.2 kV

FOA (100%)/FA (80%)/O A (60%) LRT

高圧巻線 1,675 BIL プッシング 1,800 BIL

インピーダンス 18.33% 500 kV/161 kV 400 MVA 基準

総重量(油込み) 452.5 t

輸送重量 275 t

床面積 38'-6"×36'-8" 高さ 36'-6"

と報告されている。

3. 超々高圧変圧器の主要課題

超々高圧変圧器は、バンク 1,200 MVA 変圧器が運転されているように、一般に単器容量が飛躍的に増大するので、前提に変圧器の大容量化に対する問題点を採り上げねばならない。変圧器は大容量化すれば、率効が良くなり、機器の経済性が高まるが、変圧器に要求される重要な性能、すなわち機械的強度、冷却条件、および電気的性能のうち、前二項はすべて条件が過酷になる⁽²³⁾。超々高圧変圧器は当然絶縁階級が高くなるから、絶縁寸法の増大は

* 伊丹製作所

まぬがれず、それによる大形化が容量増大のそれに経済性に反して加重される。したがって超々高圧変圧器製造上の課題は、第三項の電氣的強度の過酷さに対処し、合理化による経済性の効果大なることを主眼対象に、電氣的、機械的、熱的の性能構造を基本的さらに綿密に研究し軽量化することにある。大容量化の一般の問題は割愛して超々高圧変圧器特有の事項をあげることにする。

3.1 絶縁階級

絶縁階級は変圧器製造上与えられるものであって、これが変圧器絶縁設計の根本になるが、送電機器のうち絶縁階級のいかに経済性を大きく左右するのは変圧器であるから、基本的にはこれの決定は変圧器の製造上の問題を考慮し、信頼性と経済性の最適値を採らねばならない。

絶縁階級を選定するにあたって、まず裕度を大きく採って着手する行き方もあるが、超々高圧変圧器においては、絶縁低減による経済的利益が大きいため、現有の技術を最大に活用して、できるだけ低い絶縁階級を採用しようとする考え方が要望される。

BIL (基準衝撃絶縁強度) を定めるのに、 $BIL = (5E + 50) \text{ kV}$ 、 E : 絶縁階級 (号) あるいは基準電圧、とする慣例がある。これはわが国の 22 kV ~ 154 kV については E を旧公称電圧 (あるいは絶縁階級) にとり、187 kV、220 kV、275 kV 中性点直接接地系統については、 E を旧公称電圧の 1 段下の値 (絶縁階級) とすれば BIL が合致し、広く通用し、多く長年の実績がある。この 275 kV ($E = 200$) 系統の低減率を超々高圧に外そう (挿) すると、400 kV ($E = 275$) 系統は 1,425 kV、500 kV ($E = 350$) 系統は 1,800 kV になる。

IEC は BIL として

$U_m (\text{kV})$	BIL (kV)	AC (kV rms)
525	1,675/1,550	740/680
420	1,550/1,425	680/630

の値を推奨し、この上下にそれぞれ一段を追加している。

わが国の超々高圧送電は系統の電圧として 500 kV を採用し、低減 BIL の適用が技術的に可能であると、電力中央研究所、送電機能研究委員会より研究報告⁽¹⁶⁾されている。その考え方は、絶縁設計の基準を最高許容運転電圧 U_m におき、系統の接地係数を α 、避雷器の定格電圧を $E_r (E_r = \alpha \cdot \beta \cdot U_m, \beta$: 裕度)、避雷器の制限電圧比を DLR (すなわち制限電圧 $E_a = DLR \cdot E_r$)、絶縁協調に必要な裕度を γ とすれば、

$$BIL (\text{kV}) \geq \frac{E_a}{1-\gamma} \cdot \frac{1}{1-\gamma} \cdot \alpha \beta \cdot DLR \cdot U_m$$

であり、特性のすぐれた避雷器を用い、その定格電圧と放電電流 10 kA における DLR の製作可能な値によって、BIL をできるだけ低減しようとする。現在推奨されているのは 1,550 kV あるいは 1,675 kV であり、1,425 kV の可能性もあるとしている。裕度 γ は、衝撃電圧に対する変圧器の絶縁強度として、変圧器の一回衝撃破壊絶縁強度は、耐用年限の間、BIL を下廻らないものと考え、繰返して衝撃過電圧が加圧される場合でも、その値が一回衝撃破壊絶縁強度に対し 20% 程度下廻っていれば、実質的な劣化の進行はないとし、実際の波形や保護距離の効果、また商用周波加圧運転中の衝撃電圧印加の過酷度などを裕度にみて、25% を採る。

IEC をはじめ世界各国の規格は $2.3 E (E$ は前述) を商用周波交流耐電圧試験の実効値としている。すなわち商用周波試験電圧は BIL に対応して一定比よりやや高い値に定まるが、 $(BIL/AC =$

$2.3 = 1.65 \sqrt{2})$ 、油中絶縁物は高電圧になり構造が高級化すると、衝撃電圧よりも商用周波試験電圧がきびしく、後者により設計が決まる傾向にあり、製造上はその適当値について検討を要望したい。

商用周波耐電圧試験の意義を一線接地時の健全相電圧上昇最大値を対象にして分析すれば、たとえば 500 kV 系統は、 $U_m = 525 \text{ kV} = 1.25 \times 1.2 \times E (E = 350)$ 、商用周波試験電圧 $V_{ac} = 2.3 E = 805 \text{ kV}$ 、接地係数 $\alpha = 0.8$ とすれば故障時健全相電圧上昇最大値 $V_f = 0.8 \cdot U_m = 420 \text{ kV}$ 、すなわち $V_{ac} = 1.915 V_f$ の関係にある。この係数の論理的根拠はまったく不明確であるが、変圧器の寿命が熱劣化を主体とするものである限り、 α の値が小さければ、すなわち、いわゆる静かな系統であるほど、この係数を実績基準にして、商用周波試験電圧値を低減することができる。

後進国の超々高圧変圧器絶縁階級は一般に IEC ののっとって定められているが、アメリカなど先進国はさらに BIL の低減を進めており、たとえば VEPCO の 500 kV 変圧器の BIL は 1,300 に低減されている。

3.2 開閉サージとコロナ放電

送電線のガイシ装置、変圧器のブッシングなど気中絶縁の開閉サージ絶縁耐力は、超々高圧送電域においては、距離・形状に比例せず飽和する傾向があり、これを大きくすることが困難になる。開閉サージ電圧は系統電圧とシヤ断器の性能に関係し、その絶縁協調は開閉サージ絶縁耐力と発生倍数の抑制が主要点となる。

しかるに油中絶縁物にはこの性質はほとんどなく、変圧器の開閉サージ絶縁耐力は BIL の 85% を採ってよいことが一般に確認されている⁽²¹⁾。したがって開閉サージ領域における絶縁協調については、避雷器の開閉サージ放電開始電圧 $E_s (\text{kV})$ は、裕度を 15% とって、 $E_s \leq 0.85 \times 0.85 BIL = 0.72 BIL$ とし、上限下限は系統機器の性格と避雷器の動作責務・ひん度を勘案して決められる。

前述のように超々高圧変圧器の絶縁設計は、現行の耐電圧試験に対して交流試験電圧で決まり、衝撃電圧試験は相当の裕度をみずから有しており、ひいては開閉サージに対しても裕度があることになり、開閉サージ絶縁耐力は超々高圧変圧器の絶縁協調については直接的な影響は少ない。

超々高圧変圧器に対して経済的見地から保護レベルが検討され、BIL の低減が進められると、交流試験電圧 V_{ac} と最高許容運転電圧 U_m の比が小さくなる。すなわち設計の対象である耐電圧試験と運転の電圧の差が少なくなり、しかも電界規模が大きいため、変圧器の内部コロナが問題となり、油中コロナ測定についてはまだ定量的には不分明の点が多いが、運転に対する絶縁信頼性を加味評価した絶縁判定法として、コロナ試験 (Partial Discharge Test) が重視されてきた⁽²⁴⁾。

内部コロナ開始電圧 (電離点)、コロナ電荷量、コロナレベル、およびコロナパルス発生ひん度と、その有害性が問題で、油中コロナは油の分解ガスの発生をともない、その発生の動機、機構が複雑で、パワキが大きく、発生すれば絶縁物に与える損傷は気中コロナに比較して激しい。超々高圧変圧器の絶縁設計にあたって、絶縁寸法の縮小を計るには、油中コロナの抑制が切実な研究対象であり、改良設計の主眼になる。絶縁物の信頼度、絶縁紙と絶縁油の処理方法など、広範にわたる油中コロナの基礎検討が絶縁開発の新しいテーマになっている。

3.3 超々高圧単巻変圧器

超々高圧系統と中性点直接接地系統との連系に使用される変圧

器には、単巻変圧器が多く採用される。単巻変圧器は周知のように、重量・寸法・特性および経済的に有利であって、発電機から直接超々高圧に昇圧する発電所用変圧器と、わが国では中性点接地条件の異なる、154 kV 以下の系統の負荷へ直接供給する変電所用変圧器（超々高圧から二段落しするよりも建設費・損失ともに有利）の場合以外は、単巻変圧器採用が得策である⁽²⁵⁾。

超々高圧単巻変圧器をあえて二巻線変圧器で製作するとして試算比較すると、三相 50 c/s 500 kV \pm 7.5%/275 kV 600 MVA 負荷時タップ切換変圧器、インピーダンス 15%，人人(Δ)結線の仕様についていえば総重量（油なし）70%，油量 89%，輸送重量 68%，損失 69% となり前者の経済性大である。

単巻変圧器は、超高压連系用に採用して経済的にまさっている反面、高低圧巻線の低圧部は共通となっていることに基づく特有の問題点を、設計にあたって十分注意しなければならない⁽²⁶⁾。

3.3.1 直列巻線の衝撃電圧耐力

単巻変圧器の高圧線路端に衝撃電圧が侵入したとき、低圧側がサージインピーダンスの低い線路につながっていると、侵入サージのほとんど全部が直列巻線にかかる。したがって、電力用単巻変圧器は直列巻線だけで高圧側の BIL に耐えるように設計され、絶縁階級の異なる系統につながる直列誘導器として、高圧側の試験は低圧端子を直接接地して行なわれる。

3.3.2 単巻変圧器の電圧調整

単巻変圧器は、低圧巻線を共用しているため、二巻線変圧器のように単純なタップ交換を行なえず、種々の電圧調整方式が使用される。とくに最近広く採用されるようになった負荷時タップ切換方式の場合には、標準品として設計された負荷時タップ切換器を有効に適用するために、回路上のくふうがなされている。超々高圧単巻変圧器に使用される方法を図 3.1 に示す。

(a)の方式は、二巻線変圧器に採用されている方式と同様、対地相間とも電圧の低い中性点にタップ巻線を設けているので、絶縁的に最も有利であり、標準の三相タップ切換器を使用しうる利点がある。欠点は、単巻変圧器では分路巻線の巻数を変えることは、高低圧双方の巻数を同数だけ変化させることになり、タップ位置によって1巻回あたりの電圧が変わるため変圧器の利用率が悪いことと、たとえば高圧側の調整範囲を y とすると、分路巻線に

対する調整タップ幅 $\alpha = y/\gamma - y$ (γ : 巻数分比) のタップ範囲を設ける要あり、励磁率は定格電圧に対して $1/1-\alpha$ に変化し、電圧調整のタップ間隔を等間隔とすればコイルのタップは等間隔にならないこと、また三次に負荷をとる場合にはその電圧変動を考慮におかねばならぬ点である。したがって、この方式は巻数分比が比較的大きく、タップ範囲は比較的小さい、たとえば 500 kV/275 kV 超々高圧単巻変圧器について言えば、調整範囲が $\pm 5\%$ 程度を限度に適用される。(f)はこの結線の別置式の場合で、同様の利害得失をもっている。

(b)および(c)は、低圧側の電圧調整に用いられれば、磁束密度の変化なく、タップ幅も所要調整電圧分だけですむ。しかしタップコイルが線路端に設けられるため、その絶縁設計に十分注意することが必要である。(b)と(c)を比較すると、(b)の方法は、直列巻線と分路巻線を相互に融通して巻数分比を変えるので、単にタップコイルの電流容量を両者の電流の大きい値に設計しておくだけでよく、巻線容量としては最も小さい。しかしタップコイルの極性転換ができないので、とくにタップ点数が多いときには構造的に複雑となる。(c)は、低圧側電流のタップコイルを別に設けるから、巻線総容量は(b)より大きい、タップコイルの極性切換によりタップ数が半減できるので、タップ点数の多い場合に用いられる。

(d)の方式は、高圧側の電圧調整に適し、(b)、(c)に類似の特性をもっているが、巻数分比の小さい変圧器では直列巻線に対するタップコイルの占める割合が大きくなり、しかも線路端高圧側にあるため絶縁上の対策を(b)、(c)と同様に肝要とする。

以上の(a)、(b)、(c)、(d)、(f)は直接切換方式と呼ばれるが、これに対し(e)、(g)を間接切換方式と称している。間接切換方式はタップ切換器が直接送電回路に接続されず、直列変圧器を介して調整電圧を變成できる二次回路に付されるので、その電圧電流が自由に選べることから、経済的なタップ切換器を選定でき、そのための変圧器を備えても総体的に経済的になることもある。

要するに、単巻変圧器においては、タップの有無、範囲は等価容量を大きく変え、その構造・配置に制約があるため、寸法・組立輸送限界容量に大きく影響を及ぼす。また単巻変圧器はタップの変化によって巻数分比が変わるからインピーダンスなどの特性が大幅に変わり、タップ範囲が大きいと絶縁だけでなく電磁機械力に対して強度設計上の難点となるから、超々高圧単巻変圧器のタップ範囲は、必要最小限に止めるよう配慮されねばならない。

3.4 三次巻線（安定巻線）

超々高圧変圧器の三次巻線の容量は、三次負荷容量・三次端子短絡容量および外部地絡短絡時の三次短絡電流強度などを考慮して選定される。安定巻線の容量は、外部地絡短絡のみから決めればよく、系統のインピーダンスと自体のインピーダンスによって定まる。

内蔵安定巻線の容量は、一般に中性点直接接地系統においては、高低圧巻線の約 1/3 にとられている。これは主巻線と安定巻線の熱的強度を、一線地絡事故時巻線電流分担に対して同等の設計条件とする考え方によっており、この簡単な決め方は、二巻線変圧器についてはその重量などへの影響が少ないからそれでよいが、単巻変圧器に適用すると線路容量の約 1/3、場合によっては主巻線（直列、分路巻線）と同等の安定巻線容量を要し、大きく重量に響くので、等閑にできない切実な検討事項である。

単巻変圧器は中性点を同じくし、必ず接地係数 75% 以下の二

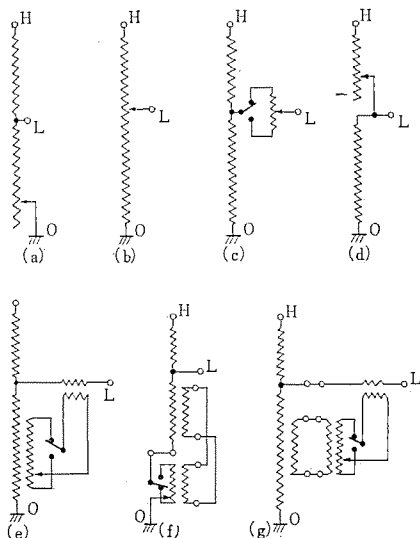


図 3.1 超々高圧単巻変圧器のタップ切換方式
Fig. 3.1 Various tap changing methods of E. H. V. auto transformer.

系統につながることを条件に最悪状態を求めると、一方の系統が切り離され、電源側で一線地絡が発生したとき、安定巻線の零相電流が最大になる。接地係数 75%，すなわち系統のリアクタンス $X_0/X_1=3$ として、この零相電流を求めると

高圧側に地絡が生じたとき $300/(6Z_P+5Z_{HT})$ (p. u.)

低圧側に地絡が生じたとき $300/(6Z_S+5Z_{LT})$ (p. u.)

ただし Z_P, Z_S : 一次 (高圧), 二次 (低圧) 系統のインピーダンス

Z_{HT}, Z_{LT} : 変圧器のそれぞれ高圧, 低圧巻線と三次巻線間のインピーダンス

通常は $Z_{HT} > Z_{LT}$ であるから、零相電流は低圧側で短絡したとき、その最大値は $60/Z_{LT}$ (p. u.) である。たとえば単相 300 MVA 500 kV/275 kV 50 c/s, インピーダンス 10% の超々高圧変圧器の $Z_{LT}=20\%$ とすると、安定巻線の一線地絡時の循環容量は $60/20=3$ (p. u.)、すなわち $300 \times 3=900$ MVA (三相 2,700 MVA) になり、最悪この短絡容量を考慮して設計すればよい。かりに連続容量で表現すれば、自己容量の約 1/3, 45 MVA 程度あれば十分と言える。

もちろん三次巻線の場合は、負荷容量で決まる連続容量をもとに循環容量とさらに三次端子短絡容量を検討し、これが過大ならば、三次端子ないし母線の相間短絡防止の施行、あるいは開放三角形結線にして直列リアクトルをそう入する方法が有効である。

三次、安定巻線電圧は移行電圧の点からは低いのが望ましく、三次巻線についてはサージアブソブで保護できるが、安定巻線は端子が不要であるから、場合によっては過絶縁を施すなど、電圧・絶縁・保護についてとくに考慮がある。三次巻線電圧はこれらを勘案し、22 kV 前後が適当とされるが、シ断器の定格シ断容量の関係から、66~77 kV に上げるほうが有利な面も考えられる。

三次巻線は開閉サージの大きさを低減する効果もあり、超々高圧変電所用変圧器は、単巻変圧器を含めて、三次巻線つきが広く採用されている。

3.5 インピーダンス電圧と短絡強度

変圧器の % インピーダンスは、巻線の電圧・容量によって適当値が存在し、寸法・重量・特性を左右する大きな要素の一つである。一般にインピーダンスを低く設計すると、変圧器は鉄機械となり無負荷損失および中身重量が増大するのに対し、インピーダンスを高くすれば、銅機械となって、負荷損失、全損失は増加し、中身重量は減少の傾向にあるが、インピーダンスをあまり大きくすると、やはりコストはかえて増大する。したがって、400~500 kV 超々高圧変圧器として経済的に製作できるインピーダンスの範囲は、二巻線変圧器について 15~20% であり、220~275 kV 超高压系統と連系する超々高圧単巻変圧器については、BIL、電圧によって変わるが、10% 前後の値に極限される。二巻線変圧器においては、最適インピーダンスはおもに絶縁階級によって定まってしまうが、単巻変圧器ではそれに巻数分比を乗じた値に減少するから、一次二次の電圧比が直接関係する理であり、変圧器の構造によっても相対的に異なった値になる。

機械的、熱的、短絡強度については前述のように超々高圧変圧器は単器容量増大のために、条件が過酷になるのに加えて、系統短絡容量が大きくなること、単巻変圧器が多く採用されることから、慎重に考慮を払わねばならない。

単純に単巻変圧器を直列巻線・分路巻線からなる二巻線変圧器と考え、(単巻変圧器出力 $\times\gamma$)の容量(自己容量)の二巻線変圧

器と同等の経済的な設計を行なえば、% インピーダンスは二巻線変圧器の γ 倍に減少するので、短絡電流は $1/\gamma$ 倍に、したがって短絡機械力は $1/\gamma^2$ 倍に増大する。この処置として、% インピーダンスを大きめにすると、構造上の特別強化策を講ずることが単巻変圧器には絶対必要になる。

一般に三次巻線は短絡機械力に対して弱体になりがちである。三巻線変圧器の三次容量を約 1/3 でなくさらに小さくすることに真剣でなかったのは、機械的強度上、これ以上小容量の三次巻線を設けたいことが大きな理由である。単巻変圧器においては主巻線間の電磁力と機械的強度が重要な問題にあげられるとともに、三次巻線(安定巻線)についても、その容量・インピーダンスによっては、短絡強度をよく検討しなければならない。

短絡強度は検証が困難であり、製造者の保証に待つ以外に、電磁機械力に対する巻線の機械的強度は単に一線を画して確然と定められる性質のものでなく、機械力の波高値とともに繰返し、回数が破壊に至る重要因子であって、これは絶縁とも関連し、一面では類似の考え方をとるべきであろう。

3.6 輸送限界容量

高電圧大容量変圧器の現地への輸送方法としては、現在組立輸送が常識となっており、とくに技術的信頼度を強く要求される超々高圧変圧器は、製造者として、まずこれを前提条件に考えねばならない。しかも超々高圧電気所の建設地点は、大半が内陸部であり、鉄道あるいはトレーラが輸送手段であるから、輸送上の寸法・重量の制約をうけ、この輸送限界のもとでできるだけ大容量の超々高圧変圧器を設計製作することに、製造者は全力をあげて努力しているのである。

変圧器の磁気回路、および構造材から、電流回路を絶縁し、さらに巻線間、および巻線内の絶縁を保つために必要な絶縁寸法は高電圧になるほど大きく、超々高圧変圧器の巻線の正身占積率は相当に悪くなる。したがって絶縁設計の巧拙が変圧器の寸法・重量におよぼす影響が超々高圧変圧器においては予想以上に大きい。

絶縁設計の本質的研究開発と新絶縁方式については後述することとし、現在わが国の 500 kV 超々高圧変圧器について、一般に言われている組立輸送限界容量は⁽¹⁶⁾、500 kV/275 kV BIL 1,675 kV/1,050 kV 50 c/s 単相単巻変圧器の場合、350 MVA であり、二次 147 kV (BIL 750 kV) に降圧する三巻線変圧器の場合、300 MVA である。

4. 三菱超々高圧変圧器開発の経過

400 kV および 500 kV 超々高圧変圧器を納入するに至った、当社の超々高圧変圧器開発の経過について簡単にさかのぼってみよう。

(1) 超々高圧変圧器試作 (C 形絶縁)

昭和 33 年 4 月 400 kV 超々高圧変圧器試作に着手、単相 10 MVA BIL 1,500 kV。

昭和 34 年 12 月 試作完了、耐圧試験を実施、引続いて破壊試験を実施、裕度を確認。

昭和 35 年 4 月 電気学会連合大会に試作結果を発表⁽¹⁷⁾。

昭和 36 年 一部設計変更を加えて再度試験を実施す。

昭和 37 年 7 月 直接式エレファントケーブル組合わせ試験を実施。

昭和 38 年 9 月 第 2 回破壊試験を実施。

(2) E 形新絶縁の開発

昭和 35 年 4 月 新形絶縁の研究に着手、70 号モデルコイルを製作し各種試験を実施。

昭和 35 年 11 月 当所変電所 15 MVA 新形絶縁変圧器 2 台完成——現在運転

継続中。

- 昭和38年1～6月 140号モデルコイルを製作し、破壊試験およびコロナ試験を実施。
- 昭和38年9月 154kV 23MVA 試作変圧器を製作し、耐圧および破壊試験を実施。
- 昭和39年～40年 超高压および超々高压新絶縁モデルコイルを製作し、コロナ試験、長時間耐圧試験、破壊試験を実施し新絶縁方式の標準構造の検討を行なう。
- 昭和39年4月～11月 当所設備用超々高压短絡変圧器2台完成、BIL 1,800kV 新絶縁採用⁽²⁰⁾。
- 昭和40年6月 新絶縁絶縁物加工および絶縁組立用空調工場完成。
- 昭和40年11月 75MVA 超々高压試作変圧器完成、コロナ試験、長時間耐圧試験、破壊試験など一連の新絶縁構造の確証試験を実施。
- 昭和41年2月 メキシコ向け400kV 75MVA 変圧器第一陣完成。
- 昭和41年5月 超高压電力研究所納め500kV 10MVA 変圧器完成。

以上はもちろん代表的な事項を集約し、年譜をたどったのみで、これに付随して行なった基礎研究、たとえば電界シミュレーション・予備試作・部分試作・工作上の試作などの項目まであげると、とうてい紙面にはつくせない。研究開始から連続して、多数の技術員・作業員、および多額の開発費を投入して今日に至った次第である。

5. 三菱超々高压変圧器の特質

高電圧大容量変圧器を外鉄形構造で製作する当社の超々高压変圧器の特長は、外鉄形変圧器のそなえるすぐれた特質により発揚される。外鉄形変圧器の構造と一般的な特長については周知のことと考え、その詳しい説明は省略するが、全体の記述のために関係する要点をあげると、

(1) 外鉄形変圧器の巻線は、幅広くしたがってコイル当たりの巻回数の多いコイルを少数枚対向接続して組立てられており、衝撃電圧に対する巻線内電位分布も良く、電位振動が少ない、幅広い静電板を巻線間あるいはコイル間にそう入できるので、静電シヤヘイ、および電界改善の効果も大きい。

(2) 絶縁は巻線あるいはコイルを周囲包蔵する構成であり、その耐電圧・信頼性高く、高電圧器に適する。

(3) 高中低圧巻線は交互配置されるから、段絶縁が容易、有効に施こされ、巻線の結合群数を適宜選びえて設計の自由度が大きい。また短絡電磁機械力を要すれば群数増加して小さくでき、タツプがすきな位置から出され、磁界による特性(インピーダンス・電磁力・漂遊損)を改善制御しやすい。

コイルの直列並列接続は自由にできるので、コイル群が並列接続により製作上の困難をとまなうことなく、大電流巻線がえられ、導体の転位はコイル単位内で完了しているから、接ぎの素線どうしを絶縁する要なく、コイルの接続は容易である。

(4) 長方形のコイルが長手方向垂直に縮置され、油道はすべて上下すなわち対流に順方向に設けられ、油流の妨げが少なく、フォームフィット構造のタンクにより、冷却油は主として巻線内部を流通し、高低圧コイルの冷却は各部均等である。

(5) 長方形断面、単一幅の積層鉄心、しかも冷却用油ガキ(隙)、締付ボルト穴を要さない、はなはだ単純な鉄心構造であり、タンクで全周を締められる。巻線の締付は、水平方向には鉄心核とタンク壁により、上下方向には積層鉄心タンクにより、鉄心・巻線ともボルト類を全然用いないタンク壁板と三者一体締結になっている、機械的に堅固でゆるみがない。

などの高電圧大容量器に好適な構造を備えている。

超々高压変圧器・村上・田村・神谷

5. 1 超々高压外鉄形変圧器の組立輸送

400～500kV 送電の計画にあたり、変圧器の組立輸送限界容量を主要検討事項の一つにあげるべきことを述べた。当社としては、超々高压変圧器は組立輸送を本命に製作を考へており、外鉄形フォームフィット式変圧器の特長を、この面にも発揮しう。

外鉄形フォームフィット式変圧器は、重量寸法が小さく、横倒しでき、また縦横高さの寸法すなわち形態を相当自由に変えて設計できる利点を有し、輸送に好都合の形状に製作しやすい。超々高压変圧器は輸送限界に対して一般に重量よりも寸法の制約がきびしくなるから、貨物の積載限界をいっばいにすみずみまで生かし有効に設計できる外鉄形変圧器が、組立輸送限界容量の拡大にまさってくる。超々高压変圧器は単相器が気中のクリアランスのうえから多く採用され、三菱外鉄形超々高压変圧器は立地輸送条件のよい電気所については、計画されるいかなる大容量バンクに対しても組立輸送可能とみなしてよい。将来、信頼性を実証確認できた暁には、気中クリアランスを大きくとり、当社独特の特別三相超々高压変圧器の採用も考えられる。さらにまた、立地条件悪く特別の輸送制限を課される電気所に対しては、大容量超々高压変圧器は、そのままではどうしても組立輸送できないが、外鉄形フォームフィット形式変圧器の特長を活用して、単相鉄心および巻線群を並設二脚にし各対向鉄鉄一辺を開いた(□□形および□□形)、両磁気回路をタンク外からさし(挿)コアによって接合できる構造にし、中身を二分割して1/2の重量寸法で輸送し、現地では両者をタンク側面から鉄鉄部分さし(挿)コアによりドッキングしつたを溶接する二分割輸送形変圧器を製作し、組立輸送の難関を克服できる用意がある。

5. 2 超々高压変圧器の巻線構造

変電所用三巻線変圧器あるいは発電所用二巻線変圧器については、超々高压外鉄形変圧器の巻線も、187, 220, 275kV 超高压外鉄形変圧器の巻線と構造に変わりはない。超々高压巻線に段絶縁を施こし、2群・4群あるいは8群の交互配置構成が採られ、これら巻線構造は超高压変圧器の技術の延長で、特記することはない。

変電所用単巻変圧器は、超々高压変圧器の場合、ほとんど図5.1(c)に示すツツミ形巻線配置が採用される。外鉄形交互配置巻線は、そもそも単巻変圧器に対して幾多の利点を有しており⁽²⁵⁾、巻線を並列2群にし、線路端を中心に両側に並列巻線群を対称配置とすれば、線路端の巻線間主絶縁寸法は不要になり、直列巻線と分路巻線の間には主絶縁でなく、その部のコイル間絶縁で足りる。すなわち巻線間主絶縁の要らない、線路端に有効な段絶縁により高い耐力の対地主絶縁を備えた絶縁構成になる。これはまた自己容量に対するインピーダンスをできるだけ大きくしたい単巻変圧器については、並形群配置に比べ直列分路巻線間の電磁結合度が疎になりかえって適当な経済設計がえられ、もれ磁束の平衡設計であるから、構造物に発生する漂遊損失が少なく、電気的には線路端の電界分布が良く、対地主絶縁寸法を小さくとることができる。

これらの各巻線構造は、この号の“メキシコ向け400kV 超々高压変圧器”に各種とも適用され、説明されているから参照されたい。

5. 3 三次巻線

外鉄形変圧器は巻線が交互配置であるから、三次巻線のそう入によって、一次二次巻線の寸法特性に影響しない。また巻線群が

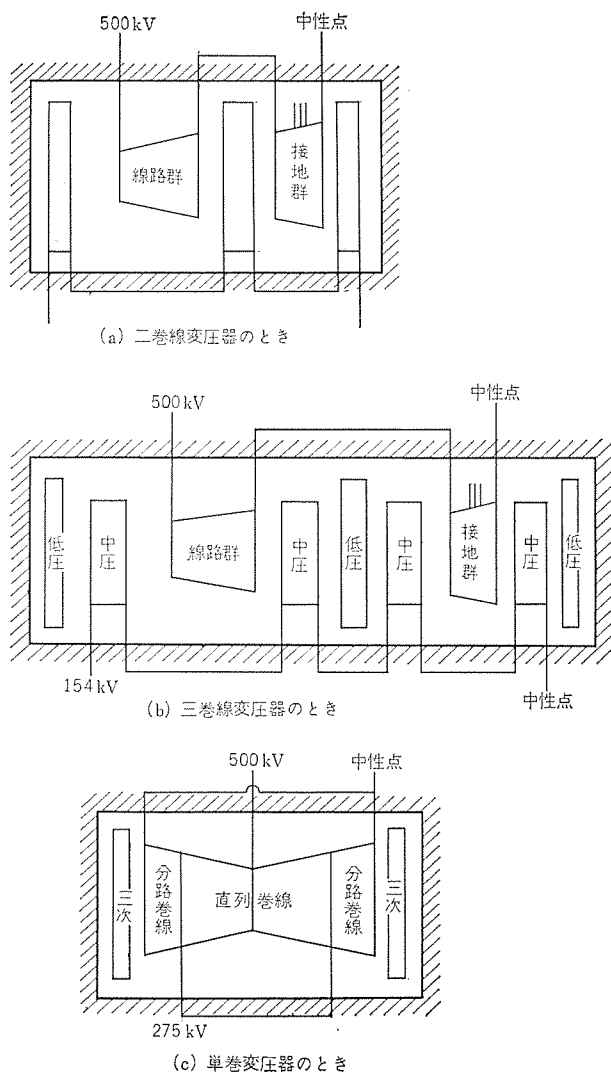


図 5.1 巻線配置
Fig. 5.1 Typical winding arrangement.

多いから、その配置方法に変化多く、各巻線間のインピーダンスの関連を大きく変えることができる。これは多巻線変圧器の設計に有利であり、単巻変圧器において三次巻線の特性、すなわち一次二次の定まったインピーダンス値に対して零相インピーダンスと、負荷端子の電圧変動・シャ断容量から要求される三次の最適のインピーダンスの値をうるため自由に設計できる外鉄形変圧器の特長の一つである。

5.4 負荷時電圧調整

外鉄形変圧器は、前述のようにどの巻線からもタップを出すことが構造上、性能上ともに容易であり、コイルが大きいから、多数のタップを取出すことに支障なく、負荷時タップ切換変圧器に好適である。二巻線変圧器ではストレスの小さい接地側群からタップを取り、しかも群の中央に設けて、インピーダンスの変化をできるだけ少なくすることができる。

単巻変圧器は、必要ならば、直接にタップをつけるとして、外鉄形変圧器においては短絡強度に関しても、静電板シャヘイの活用によりサージ電圧についても、信頼性をそがない処置を容易にたてうる。

負荷時タップ切換器は、世界的に信用を博しているMR形抵抗式埋込負荷時タップ切換器を製造し、絶縁階級・単相・三相・電圧電流・タップ点数とも、各種超々高圧変圧器の仕様に適合した種別を標準として備えている。

6. 外鉄形変圧器の新絶縁方式

超々高圧変圧器製造上の最大の関心事であり問題点は、信頼性の高い合理的な巻線の絶縁性能をうることであって、超々高圧変圧器開発の主力は、長年これに結集されてきた点を前述した。もちろん前節に述べるべき第一の重大項目であるが、この文の主目的はこの新絶縁方式の紹介にあるので、節を改めて詳しく述べる。

一般に電力用変圧器の磁気回路(鉄心)窓内面積の中に占める導電回路(銅線)の占積率は5~25%であり、実に75~95%の余白は絶縁と冷却のための必要空間である。これは各巻線の電圧階級と容量との割合により、容量が小さく電圧の高い変圧器ほど小さい値になるが、いずれにしてもこの窓内空間をいかに活用するかが、変圧器設計、とくに絶縁設計の主眼である。変圧器の重量・寸法は、主要材料の変革に期待できなければ、本質的にはおもにこれによって支配される。超々高圧変圧器においては、この値が数%から十数%の低い値になり、とくに絶縁構成の合理化による寸法縮小が強く切望される。

6.1 絶縁構成の合理化

絶縁を空気に頼らず、油を用いることによって、冷却を有利にするとともに、絶縁寸法を1/5~1/10程度に縮小でき、占積率を向上して、現在にいたる高電圧大容量変圧器の発達をもたらした。電力用油入変圧器は絶縁油の高い絶縁耐力と冷却能力を十分に利用し、さらに繊維質絶縁物(プレスボード)を障壁(barrier)として配置することによって進歩してきた。絶縁板紙(press-board)は経済的にも加工性から言っても至上のA種絶縁物であって、これで電極体をできるだけ等電位面に沿って包む構造にすると、寸法を大幅に縮小できて、電位の傾きを高く採ることができる。すなわちコイル絶縁紙(Kraft紙)によって素線を被覆され、巻回間の絶縁を保たれたコイル(電極)を、ミツ形、あるいは山形の形絶縁物に加工されたプレスボードを組合わせて、重ね包み、極力沿面放電を避ける絶縁構成、いわゆる静電シャヘイを含めてサージプルーフ絶縁と称される衝撃電圧耐力のすぐれた絶縁方式を標準的に製作して最近に至った。

電極導体の表面に密接して絶縁物でおおいかぶせる方法は、障壁を設ける構成と同様、絶縁耐力を高めるのに有効である。油と固体絶縁物の複合誘電体として、後者の誘電率が絶縁油のそれに比べて高いために電極近傍の電界を緩和し、コロナの発生を防ぐから、油より絶縁耐力の高い油浸プレスボードをもって、コイルをおおってしまうことができれば、理想の絶縁構造ではある。しかし絶縁物は一方熱の不良導体でもあり、固体絶縁物を介しては熱がシャ断されるから、コイル絶縁紙を被覆したコイルの表面は必要面積油に直接に接し対流する油に熱を伝えねばならず、絶縁構造合理化と冷却構造とはこの点で利害相反する立場にある。しかし不平等電界となるをまねがれない変圧器巻線の絶縁に対して、電界のきついコイル縁の近辺あるいは主絶縁は、絶縁紙を充てんして障壁よりはおおいの方式にする考え方が、最近の絶縁合理化の方向として採り上げられてきた。

この構成が理想形になれば、誘電束の集中は緩和され、沿面放電の個所はなくなり、沿面距離は増加して、油浸プレスボードのすぐれた貫通絶縁耐力を有効に活用し、絶縁距離は障壁絶縁構成の1/2程度に縮減可能である。

6.2 新絶縁の特長

従来の絶縁構造(C形と称す)は、超高圧変圧器はもちろんす

すべての外鉄形変圧器の絶縁に、多年にわたり適用して、運転実績からその信頼性の高いことを一般に認められ好評を得てきたが、伝統と経験実績を尊ぶ当社外鉄形変圧器においても、軽量化を主軸とする技術的改善には不断の努力を傾け、とくに超々高圧変圧器の開発にあたっては、その組立輸送容量限界を拡大する唯一絶対の手段として、絶縁構造の合理化に鋭意専攻し、まず超々高圧変圧器の新絶縁採用に成功した。

新絶縁方式標準は、後述の工作技術の改善を前提にして可能になるとの考えに立脚して、工作設備、環境を一新し、絶縁寸法縮少の意義よりも、絶縁の信頼性を向上したことに真価を認めるべきものである。なお今後は満を持して、154 kV以上の絶縁構造を新絶縁方式（E形と称す）にモデルチェンジすることに決した。

E形新絶縁の特長としては下記をあげることができる。

（1）信頼性（品質）の向上

E形新絶縁は、一般に言われている単なる充テッ絶縁ではなく、絶縁加工と組立の作業実態を分析し、重要絶縁素材に対して、集中的に加工精度を上げ、電界と電極を考慮した絶縁の要所を設計的に抽出し、絶縁物の構成を主体に合理的改良を加えた絶縁構造であり、工作面の設備と、作業環境を改革したことによって、作業性を含めた信頼性向上をうたえる製品である。

（2）コロナレベル

前項に付随するが、単なる充テッ絶縁方式、あるいは並形絶縁においては、工作上の不備が、油中ボイドを残し、あるいは異常集中電界をきたし、製品によってコロナレベルの不整不安が大きいが、E形新絶縁は誘電体各部の均等なレベルを、作業性を考慮して設計されているので、確率的にコロナレベルが高い。

（3）輸送限界容量の拡大

絶縁信頼性を向上して、しかも絶縁寸法が縮少されるから、製品重量・寸法が軽減し、超々高圧・超高圧変圧器の輸送限界容量が拡大する。

（4）特性（効率）の向上

変圧器の設計内容（材質・磁束密度・主流密度）が同一であれば、損失（鉄損・銅損）は鉄心重量・銅線重量に比例する。したがってE形新絶縁採用により鉄心重量・銅線重量が減少すれば、おのずから損失が減り効率が良くなる。

6.3 新絶縁採用の前提——工作技術の改革

超々高圧変圧器の絶縁およびE形新絶縁の開発には、基礎的実験研究、すなわち「抵抗紙による電界模写」「電子計算機による電界計算」「縮尺モデル変圧器を用いて内部電位振動の測定」「モデルコイルによる絶縁破壊試験・コロナ測定」「実物変圧器による絶縁破壊試験・コロナ測定」などの試作試験を施行、そのデータをもとにして着々と改良を加え、ついに最終設計を確立したが、その間工作技術のための実験試作を積み、設計に反映しつつ、工作設備・工場環境を改変し、工作法・作業基準を改革確定したことが開発の主体であり前提であった。

前節で強調したように、絶縁の合理化、E形新絶縁採用のためには、製作面における加工の精密さの要求度合が高まり、コイルおよび絶縁素材の高寸法精度と精密な組立を実施せねばならない。さらに巻線工場・絶縁物加工工場および組立工場の設備、機械、環境の改善が必要である。また信頼性を向上するには、工作の品質を一定に保つため、製造方法の改良を肝要とする。

変圧器の絶縁物は、ほとんどが紙であるから、製作途中の絶縁素材の吸湿による寸法変化は相当に大きく、これを防ぐには湿度

超々高圧変圧器・村上・田村・神谷

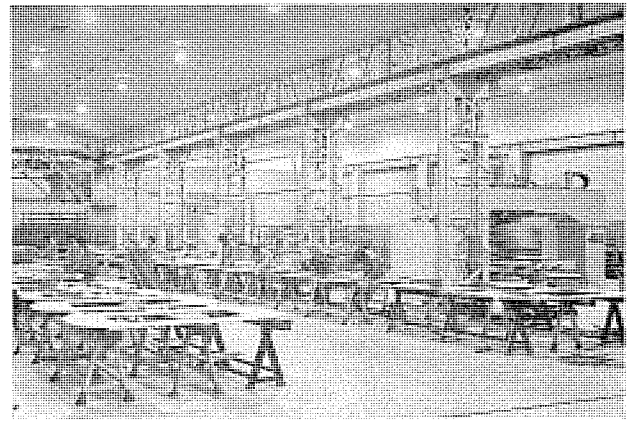


図 6.1 空調絶縁加工組立工場
Fig. 6.1 Insulation processing and assembling factory in the air and the humidity conditioned.

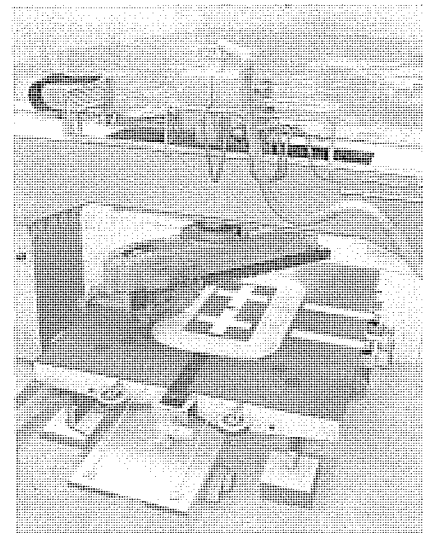


図 6.2 プレスボード周縁加工機
Fig. 6.2 Press-board periphery processing machine (Press-board scarfing machine).

と温度を一定に空調調節された工場での作業が望まれる。

E形新絶縁製作のために改善新設された工場、設備のうち代表的な二つを紹介する。

（1）空調絶縁加工組立工場

超高圧および超々高圧変圧器に使われる絶縁物の加工、およびコイルと絶縁を組立てる工場で、温度を25～30°C、相対湿度を30%に空調されており、図6.1に示すように、照明・壁面色彩も配慮され、よりよいフイ気で作業できるようにしてある。ここでプレスボード絶縁物、およびコイルの変形を防ぎ、精度よく巻線絶縁が組立てられる。

建屋の大きさ

面積 1,860 m² 予備室 49 m²

軒高 8.2 m²

空調調節装置の概要

室内容積 15,000 m³

換気量 1回につき 1,500 m³, 6回/h

（2）プレスボード周縁加工機

E形新絶縁の主要な絶縁素材であるプレスボードワッシャ（厚さ1.5～13 mm）の周縁を2°～5°の傾斜で切削し、または円形ミジ加工する自動工作機である。図6.2にこれを示す。

6.4 E形新絶縁構造

C形絶縁構造とE形新絶縁構造を比較して、図6.3および図6.4に示す。両者の基本的な絶縁構成の比較を図6.5に示す。図は超々高圧段絶縁巻線の上半の軸方向垂直断面を表わし、薄色に塗られている部が輪切りされたコイル断面、鎖線で示すのは静電板アルミスプレー電極、斜線を入れてある部分は油ゲキ(隙)を保つスペーサである。

コイル間にはさまれ、あるいは静電板にあてられるプレスボードワッシャの主要部は、前節で述べたプレスボード周縁加工機により、周辺をテーパ切削され、ミジ形絶縁物とテーパ面で接合されている。ミジ形絶縁物も主要部はテーパ加工され、C形絶縁にはないE形絶縁のコイルチャンネルは各コイルの周縁に密接し、電界のかかる側はテーパされて、チャンネル端におけるコイル面集中電界を防ぐ、このコイルチャンネルのコイル縁への密接と、後記の静電板がE形絶縁の生命である。

コイルの縁はコイル導体と別に内周外周に、図6.6に示すシールド線(コイル絶縁紙により被覆絶縁されている)を巻き、最も電界のきついコイル端の誘導束を緩和する。コイルチャンネルの外には、2枚の接続されたコイルにわたる共通チャンネルが密着し、コイルチャンネルとともに絶縁耐力を上げ、コロナを防ぎ、電界の均等化を助ける。

静電板はプレスボードワッシャにアルミを溶融噴射したメタリコンハクを電極にし、ワッシャを合わせ、縁にプレスボード周縁加工機により

半円のミジを作り、これにコイル絶縁紙を被覆した円形断面のシールド線を沿わせて巻き、さらに全外面を盤状にプレスボードで包んで一体に作られる。図6.7にE形新絶縁の静電板を示す。

群絶縁、ツナギ絶縁はE形新絶縁とC形絶縁に大差ない。

以上をふり返ってE形新絶縁方式の基本的な着眼点をまとめると、

(1) 局所的な電界集中の緩和

一般に、コイルの先端やコイルに対向している鉄心の角における電位の傾きは、コイルと鉄心間の平均電位の傾きの数倍になり、絶縁距離が大なるほど、倍数も大きくなる。この電界強度がある限度値を越えると、コロナ放電が始まり、ついには絶縁破壊に至る。したがって電圧が高くなるほど、電界集中を避けねばならず、高圧コイルの端には円形のシールド線を当て、鉄心の角にもシールド管または金属ハクを設けて曲率を大きくしてやる。

(2) 高電界部に絶縁耐力の大きい油浸紙を使用

前項の方法で電界を緩和しても、コイルのヘリなどに極大の電位の傾きが残るが、この部分に絶縁油より約2倍の絶縁強度を有する油浸した絶縁紙あるいはプレスボードを密接して包むと、絶縁耐力は約2倍になり、コロナも発生しにくい。

(3) 電界の均等化

複合誘電体を加圧すると、誘電率の低い誘電体が高い電界を分担する。電界の集中している高圧コイルのヘリの近く、あるいは

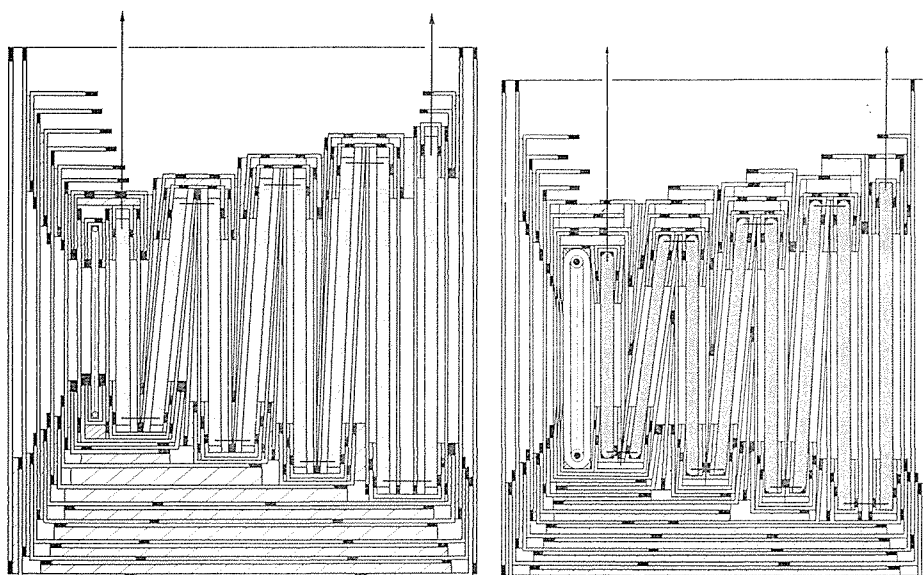


図 6.3 絶縁組立図(C形絶縁構造)
Fig. 6.3 Coils and insulation assembly (Type C).

図 6.4 絶縁組立図(E形絶縁構造)
Fig. 6.4 Coils and insulation assembly (Type E).

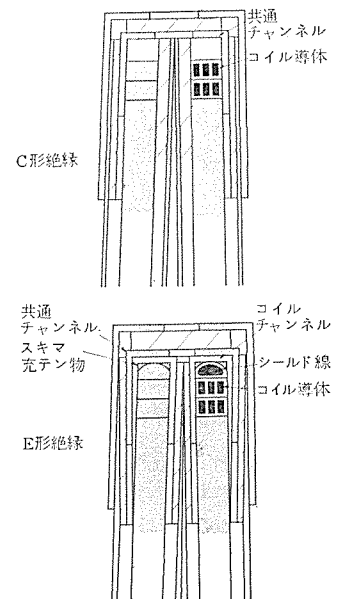


図 6.5 C形とE形との基本的絶縁構成の比較

Fig. 6.5 Comparison between fundamental insulation composition of type C and E.



図 6.6 静電板断面
Fig. 6.6 Sectional view of static-plate.

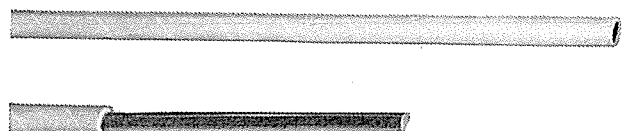


図 6.7 コイルのシールド線
Fig. 6.7 Shielding wire for coil.

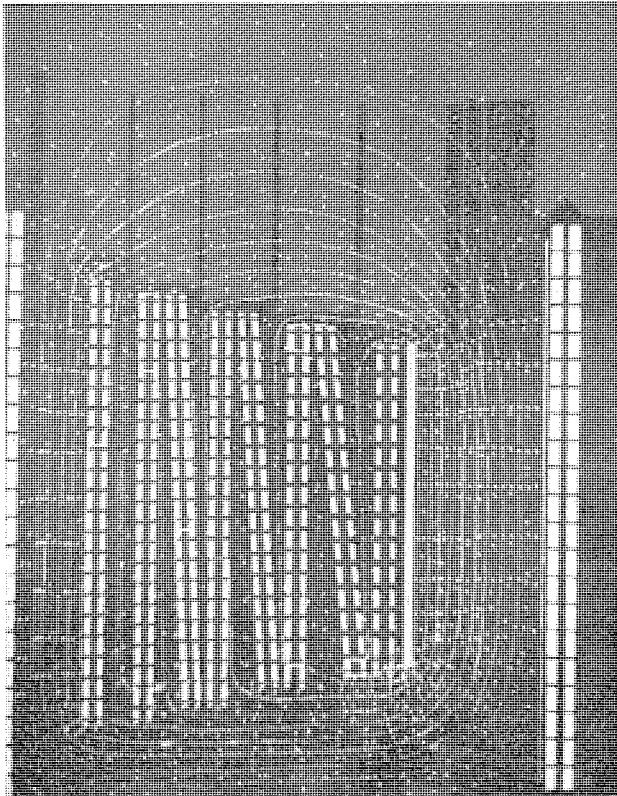


図 6.8 電界模写 Fig. 6.8 Field mapping.

静電板を油浸プレスボード(比誘電率 ≈ 4)で充填し、高圧コイルから遠ざかるほど絶縁油(比誘電率 ≈ 2)の占める割合を多くしていくと、高圧コイル付近の電界集中はさらに緩和されて、コイルから絶縁全体にわたって平等電界に近くなる。

400 kV E 形新絶縁を設計する資料にした抵抗紙による電界模写の一例を図 6.8 に示す。

E 形絶縁は 140 号以上の全絶縁、あるいは段絶縁の線路側に、タップコイルなど特種のコイルを除き、適用される。絶縁構成と、電極形態だけの改良であって、冷却などほかの設計自体は、C 形絶縁の場合と変わらない。

7. む す び

超々高圧変圧器は、最高電圧の電力用変圧器で、しかも容量が大きく、変圧器用には単巻変圧器を採用することが多く、すべての分野にきびしい条件をかかえた、設計製作技術の最先を駆使し、成果の完全を期すべき、技術力を結集して完成される変圧器である。この開発に全力をつくし、あわせて別途並行して開発してきた新絶縁方式と合体して、当社の特色あるすぐれた三菱超々高圧外鉄形変圧器の完成を、ここに見ることができた。

変圧器は逐年、高電圧・大容量化されながらも、その重量寸法は、実質的相当に軽減され、国内国外を問わず、製造技術の一つの目標・尺度、あるいは話題とされている。開放経済のもとに、国際的技術レベルの高揚が強く叫ばれている今日、輸出の国際競争力を高めるために、欧米の変圧器に打勝った優秀な製品を送り出さねばならぬ使命を負っており、メキシコ向け 400 kV 超々高圧変圧器は、第一陣として当社の技術の輝かしい実績と声価を海外に認識させた。

わが国の 500 kV 超々高圧送電の実現も目前に迫り、世は超々

高圧時代と言えるとき、超高压電力研究所向け 500 kV フロタタイプ超々高圧変圧器を、コロナ試験など好成績におえて、滞りなく納入、実用試験にはいった。これはメキシコ向け超々高圧変圧器とともに、当社としてまことに誇らしい快事であり、これを機に新しい飛躍が期待される。

引続き本号次章以下に記述されるこれら超々高圧変圧器およびリアクトルの製品紹介と、それにかかわる設備・絶縁試験法などの緒論として、今後高圧絶縁の標準方式となる E 形新絶縁の説明と、超々高圧変圧器全般の課題、三菱超々高圧外鉄形変圧器の特長について記載したが、次章以下とあわせ閲読されることを希望する。

最後に当社超々高圧変圧器開発にご協力願った各位に謝辞を述べる。

参 考 文 献

- (1) 250 kV 117,000 kVA 超高压用変圧器「三菱電機技報」26 巻 5 号 (昭 27)
- (2) 275 kV 72,500 kVA 超高压変圧器「三電技報」28 巻 2 号 (昭 29)
- (3) 佐久間発電所用特別三相式超高压変圧器「三電技報」29 巻 12 号 (昭 30)
- (4) 260,000 kVA 特別三相式超高压変圧器「三電技報」32 巻 10 号 (昭 33)
- (5) 超高压変圧器「三電技報」33 巻 4 号 (昭 34)
- (6) 312,000 kVA 特別三相式超高压変圧器「三電技報」33 巻 7 号 (昭 34)
- (7) 105,000 kVA 特別三相式超高压変圧器「三電技報」33 巻 9 号 (昭 34)
- (8) 287.5 kV 120 MVA 超高压負荷時 タップ 切換変圧器「三電技報」33 巻 11 号 (昭 34)
- (9) 275 kV 260 MVA 主変圧器および負荷時 タップ 切換直列変圧器「三電技報」35 巻 6 号 (昭 36)
- (10) インド 輸出向け超高压変圧器「三電技報」36 巻 3 号 (昭 37)
- (11) オーストラリア 納め 330 kV 超高压変圧器「三電技報」38 巻 3 号 (昭 39)
- (12) 東京電力北東京変電所納め 345,000 kVA 変圧器「三電技報」38 巻 7 号 (昭 39)
- (13) 電源開発佐久間周波数変換所 368 MVA, 353 MVA 変圧器「三電技報」39 巻 11 号 (昭 40)
- (14) オーストラリア マンムラ 発電所納め 400 MVA 変圧器 電気公論 (昭 40-12)
- (15) 400 kV 級送電 電協研 (昭 37-7)
- (16) 500 kV 送電に関する研究報告 (その 1) 電中研 (昭 41-9)
- (17) 400 kV 超高压変圧器 電連大 658 (昭 35)
- (18) 内部冷却充填絶縁外鉄形変圧器 (第 1 報) 電関西連大 7-4 (昭 38)
- (19) 内部冷却充填絶縁外鉄形変圧器 (第 2 報) 電連大 608 (昭 39)
- (20) 新しゃ断試験設備用短絡変圧器 電連大 793 (昭 40)
- (21) 超々高圧変圧器 電連大 433 (昭 41)
- (22) 460 kV 用変圧器 電気公論 (昭 36-11)
- (23) 大形変圧器の現状と将来「三電技報」36 巻 10 号 (昭 37)
- (24) 超々高圧変圧器に対する絶縁試験「三電技報」41 巻 3 号 (昭 42)
- (25) 電力用単巻変圧器と外鉄形 Form-Fit 変圧器「三電技報」30 巻 12 号 (昭 31)
- (26) 電力用単巻変圧器「三電技報」39 巻 5 号 (昭 40)

超 高 圧 電 力 研 究 所 納 め 500 kV 変 圧 器

坂田 邦寿*・清水 英範*・三浦 良和*・西山 繁*

500 kV Transformer for High Voltage Power Laboratory

Itami Works

Kunikazu SAKATA・Hidenori SHIMIZU・Yoshikazu MIURA・Shigeru NISHIYAMA

For the study of corroborating a proof in connection with forthcoming 500 kV power transmission, experimental transmission facilities have come to be set up the Takeyama Laboratory of High Voltage Power Laboratory. Mitsubishi has participated in the undertaking by supplying principal equipments including the main transformer. In this main transformer new insulation construction has been taken up developed by Mitsubishi for the purpose of E. H. V. transformer. Though the transformer is relatively so small a capacity as 10 MVA, it is built as a prototype of large capacity transformers to be used on actual power systems in future, incorporating every possible point expected to meet with in the design and manufacture. This unit was introduced to the public as the first machine at 500 kV in June 1966 and installed in September of the same year.

1. ま え が き

年々急速に増大する電力需要に対処するため、わが国においても昭和 47 年ないし昭和 50 年度には 500 kV 送電が開始されることが確実となり、すでに各電力会社においては 500 kV 級送電線の計画および建設を着々とすすめられている。

世界的にみれば、500 kV 送電はすでにかんりの運転実績を有しており、主力送電電圧としての地位をきびきつつある。しかし、基準絶縁レベルの選定、開閉サージの問題など絶縁設計技術はまだ完全に確立されたものとは言い難く、わが国における 500 kV 送電の実用化に対しても、わが国の国情からとくに重要となる耐塩害対策を含め多くの解決すべき問題が残されている。

今回超高压電力研究所に納入した 500 kV、10 MVA 単相変圧器は、500 kV 級送電に関する実証的研究を行なうために武山研究所構内に設置された 500 kV 試験送電設備の主要機器であり、わが国における 500 kV 変圧器の第 1 号機として、さる昭和 41 年 6 月に完成披露を行ない、同 11 月に送電線工事進行にあわせ現地据付を完了したものである。この 500 kV 第 1 号変圧器が、設計・製作・試験においてなんらの障害もなく、順調に完成されたことは、500 kV 級変圧器製作技術が確立されたことの実証と



図 1.1 500 kV 10 MVA 変圧器外観
Fig. 1.1 500 kV 10 MVA transformer.

して大きな意義をもつものと考えられる。

2. 500 kV 試験送電設備の概要

超高压電力研究所武山研究所(横須賀市)構内に新設された 500 kV 試験送電設備は、きたるべき 500 kV 送電の開始に先立って、主として塩害対策に関して、ガシ汚損度の測定、500 kV 課電時における洗浄、保守方法の研究を行なうのをはじめとし、超々高压送電に伴う諸問題についての実証的研究を実施することを目的としている。同時にこの 500 kV 試験送電設備の主要機器はすべて 500 kV 実系統機器のプロトタイプとして計画されており、超々

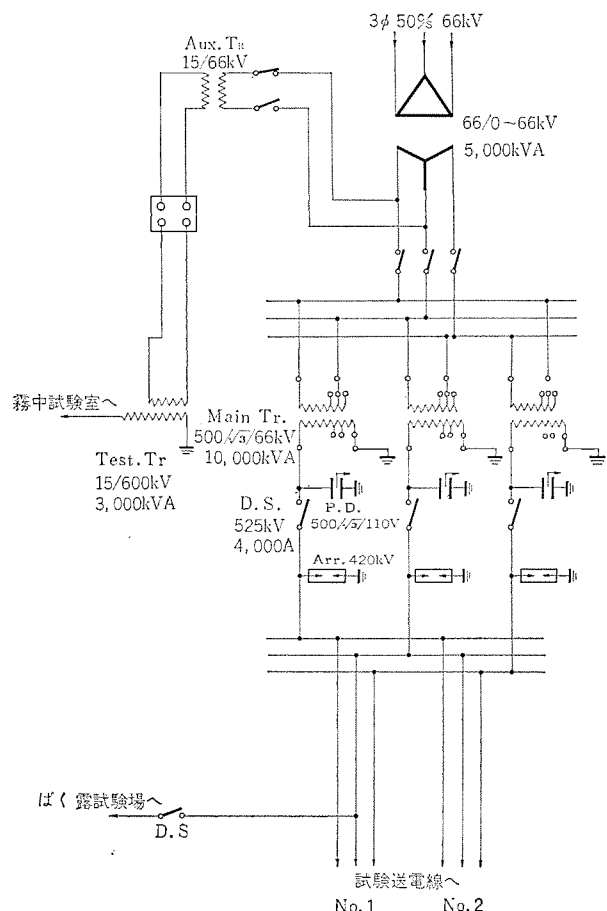


図 2.1 500 kV 試験送電設備
Fig. 2.1 500 kV experimental transmission system.

高圧機器製作の経験を積むとともに、実系統送電開始までの数年間の運転実績により信頼度についての確証をうることが主目的の一つとなっている。

主要機器の概要は次のとおりである。(図 2. 1 参照)

- (1) 主変圧器 3 台
 単相 50 c/s 10 MVA
 $500/\sqrt{3}-66$ kV BIL 1,550 kV
- (2) 負荷時電圧調整器 1 台
 三相 50 c/s 5 MVA 66-0~66 kV
- (3) 断路器 3 台
 525 kV 4,000 A BIL 1,675 kV
- (4) 避雷器 3 台
 420 kV 放電開始電圧 1,530 kV
 制限電圧 1,410 kV (10 kA)
- (5) コンデンサ形計器用変成器 3 台
 $525/\sqrt{3}-110$ V 500 VA
- (6) 試験送電線

コウ(互)長 510 m 410 mm² A. C. S. R×4 鉄塔 3 基

上記機器はいずれも耐塩害設計である。また耐塩害試験設備として霧中試験室、および試験送電線より分岐課電されるガイシ暴露試験場が設けられ、各種ガイシの常時課電を行ない、そのデータはデーターログにより、電圧・気圧・温度・雨量・日照量・風向・風速・塩分付着量・気中塩分付着量・漏れ電流など詳細に記録されるようになっている。

3. 仕様および特長

形 式	外鉄形 単相 50 c/s 油入自冷式 SR-MRD 形 負荷時 タップ 切換変圧器
容 量	10,000 kVA 連続定格
電 圧	高圧側 $500 \text{ kV}/\sqrt{3} \pm 5.5\%$ (23 タップ) 高圧 タップ $275 \text{ kV}/\sqrt{3} \pm 10\%$ (23 タップ) 低圧側 75-72-69 R-66-63 kV 三次側 3,000 V
絶縁階級	高圧側 BIL 1,550 kV (300 号) 高圧 タップ 200 号 高圧中性点 80 号 低圧側 60 号
% インピーダンス	20 %
ブラッシング	0.03 mg/cm ² 耐塩害設計
概略重量 (負荷時 タップ 切換器を含む)	
油なし重量	57,000 kg
油 量	25,000 l
総 重 量	80,000 kg
輸 送 重 量	41,000 kg
外形寸法 (ブラッシングを含む)	
床 面 積	5,650 mm × 4,510 mm
高 さ	16,500 mm

仕様の主要事項は上記のとおりであるが、本変圧器で特筆すべき事項として次のようなものがあげられる。

(a) この変圧器の製作経験および運転実績が、今後の実系統用 500 kV 変圧器の設計製作に十分の経験として役立つよう、10,000 kVA という超々高圧変圧器としては非常に小さい容量であるにもかかわらず、大容量超々高圧変圧器と同様の構造として

超高压電力研究所納め 500 kV 変圧器・坂田・清水・三浦・西山

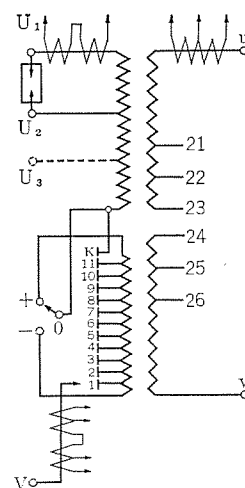


図 3. 1 500 kV 10 MVA 変圧器結線

Fig. 3. 1 Connection diagram of 500 kV 10 MVA transformer.

いること。

(b) 超々高圧における二巻線変圧器および単巻変圧器の双方の製作経験を、1 台の変圧器で有効にうることができるよう、高圧側巻線に 275 kV タップを設け、500 kV-275 kV の連系用の単巻変圧器を兼ねた構造をとっていること。(ただし、実際には二巻線変圧器として使用されるので、275 kV タップは引出されず、試験時のみブラッシングを設けて外に引出すようになっている)。

(c) 試験送電線の種々の試験用電源として使用するため、500 kV 線路端に 3,000 V、100 kVA の三次巻線を設けてあること。(図 3. 1 参照)

(d) ブラッシングはすべて耐塩害用 ブラッシングを使用しており、とくに 500 kV 側 ブラッシングは等価塩分付着量 0.03 mg/cm² において霧中および洗浄耐電圧 410 kV 以上の特性をもった 8 m 気中ガイ管を使用した世界最大級のブラッシングを採用していること。(本号別稿参照)

(e) 超々高圧変圧器において、重要な試験項目となる開閉サージ絶縁耐力試験および内部コロナ試験がとり入れられたこと。

4. 構造の概要

この変圧器の全般的構造設計については、当社が高電圧大容量変圧器に対して標準として採用し、ひろく好評を得ている外鉄形フォームフィット構造をそのまま採用している。外鉄形フォームフィット構造については、これまでしばしばその特長・構造が紹介されているので、この文では 500 kV 級プロトタイプ変圧器として設計上とくに留意した絶縁構造および巻線配置について主として紹介する。

4. 1 絶縁構成

先にも述べたように、この変圧器の使命は、単に 500 kV 試験送電線を充電するための電源変圧器としての役割だけでなく、この変圧器の設計・製作・試験を通じて、メーカーとして 500 kV 変圧器についての貴重な経験を積むとともに、500 kV 実規模送電の開始に先だって長期間の運転実績を経ることによって、500 kV 級変圧器の絶縁性能についての保証を得ようとするにある。

したがって、この変圧器の絶縁設計が将来の 500 kV 変圧器と同一であるということが、このプロトタイプ変圧器の最も重要な要求となってくる。さいわい、われわれはすでに長期間の研究開発の結果、超々高圧変圧器に最も適するよう、従来の外鉄形サージブルーフ絶縁構成にさらに大幅に改良を加えた新しい絶縁構成 (E 形

絶縁と呼んでいる)を完成しているので、本変圧器もこのE形絶縁を採用した。これにより、この変圧器は、完全な意味で500 kV級プロトタイプ変圧器としての使命を果たすことができる。

この新しいE形絶縁構成については、本号別稿において詳細に説明されているので、ここでは重複をさけるが、要するに、適切な絶縁物の配置によって局部的な電界の集中を緩和して、電界分布をより均一化し、あわせて高電界部には絶縁耐力の高い油浸ブレシポードを合理的に配置して、絶縁耐力・コロナ開始電圧を大幅に向上させたものである。

このように新しい絶縁構成の採用によって、本変圧器は、500 kVという超々高圧で、しかも二巻線変圧器および単巻変圧器を兼ねた複雑な仕様であるにもかかわらず、外鉄形フォームフィット構造の利点と相まって輸送重量わずか41トン、通常の低床車で楽々と組立輸送可能というコンパクトな形にまとめることができた。これは将来の500 kV変圧器の輸送問題に対して大きな意義をもつものと考えられる。

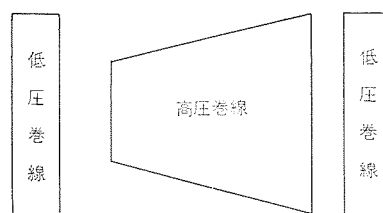
4.2 巻線配置

この変圧器は、前述のようにプロトタイプ変圧器としての性格から、二巻線変圧器と単巻変圧器を兼ねた設計を要求されている。しかし実際の二巻線および単巻変圧器では、それぞれにもっとも適した巻線配置を採用するから、両者の配置は異なったものとなる。すなわち、外鉄形変圧器においては、二巻線の場合には図4.1(a)または(b)に示す巻線配置が採用されるのに対して、高電圧大容量の外鉄形単巻変圧器では、単巻結線の有利性を最大限に生かすため、主絶縁を必要としない図4.2に示すようないわゆる“つづみ形”配置を採用するのが通常である。

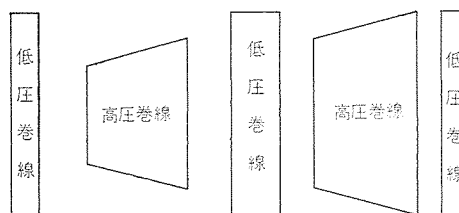
このように、本来巻線配置が異なっているため、1台の変圧器をもって、完全に二巻線および単巻の二種の変圧器を完全に模倣することは不可能であるから、この変圧器では両者の巻線配置のうち設計上問題となりやすい部分を集約した巻線配置とすることにした。

一般に単巻変圧器では、高圧側端子からインパルス電圧が侵入した場合、中圧側端子はサージインピーダンスの低い線路に接続されているため、侵入サージ電圧はほとんどが高圧端子—中圧端子間の直列巻線に印加されることになる。このためコイル1巻回当たりの分担電圧は二巻線変圧器の場合にくらべてはるかに大きくなり、コイル間絶縁およびターン間絶縁にはとくに注意を払う必要がある。一方対地絶縁についてみると、二巻線変圧器の場合には、高圧端部分に電界集中がおこりやすく、設計上慎重な注意を払う必要があるのに対し、単巻変圧器の場合には前述のようにつづみ形配置とするので主絶縁部分がなく、最も電圧の高い高圧端部分を中心として左右対称に平等に段絶縁が施されるため、電界はまったくの均一分布となって容易に高い絶縁耐力をうることができる。したがって、二巻線変圧器においては対地絶縁が、またつづみ形配置の単巻変圧器ではコイル間絶縁およびターン間絶縁が絶縁設計上の要点となる。

このような見地から、この変圧器では図4.3に示すように、単巻変圧器のつづみ形配置巻線の半分を二巻線変圧器の高圧群の位置に配置した構成をとることとした。この場合、単巻結線にしたときには、つづみ形巻線の片側のみの構成となるが、つづみ形配置は左右対称の形であるから、片側のみであっても電位振動などの様相は通常をつづみ形単巻変圧器と同様であって、コイル間絶縁について完全に検証ができる。また2分の1つづみ形として主



(a) 2HL



(b) 4HL

図 4.1 二巻線変圧器の巻線配置

Fig. 4.1 Winding arrangement of two winding transformer.

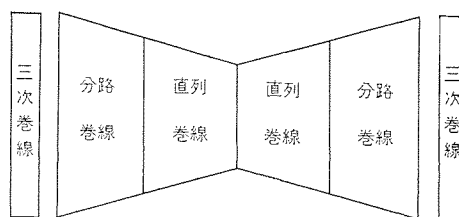


図 4.2 つづみ形単巻変圧器の巻線配置

Fig. 4.2 Winding arrangement of auto transformer.

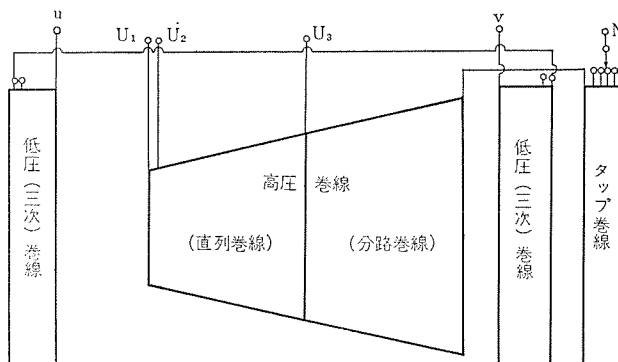


図 4.3 500 kV 10 MVA 変圧器巻線配置

Fig. 4.3 Winding arrangement of 500 kV 10 MVA transformer.

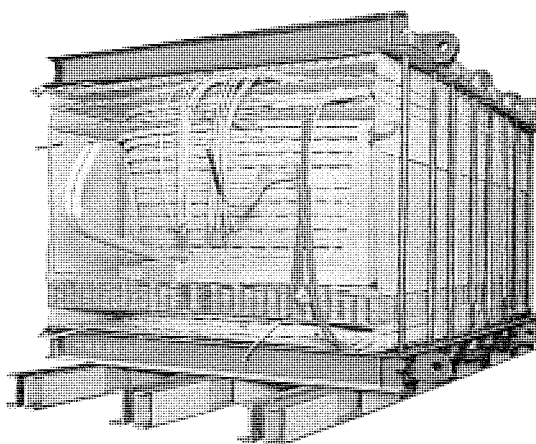


図 4.4 絶縁総組立

Fig. 4.4 Insulation assembly.

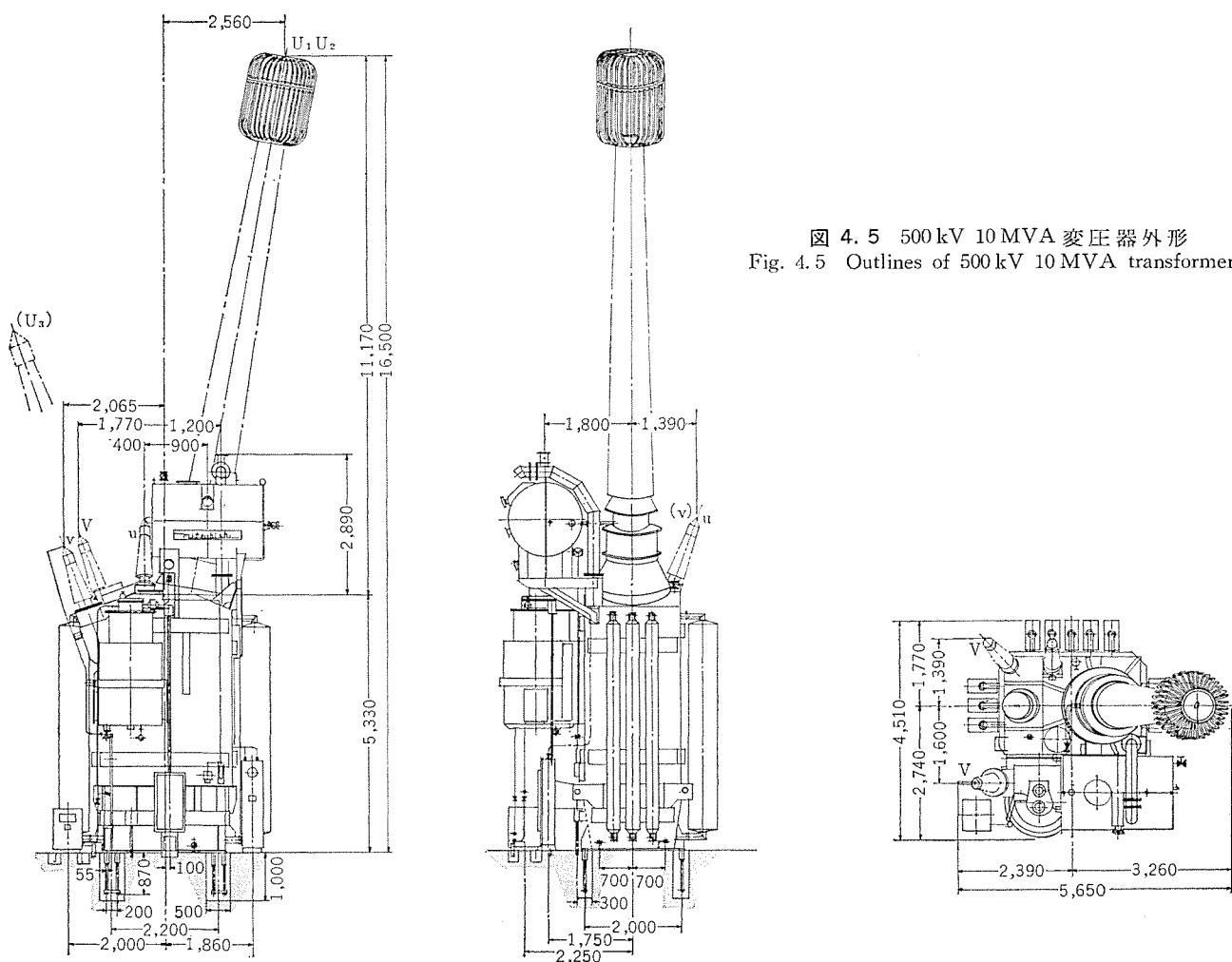


図 4.5 500 kV 10 MVA 変圧器外形
Fig. 4.5 Outlines of 500 kV 10 MVA transformer.

絶縁をとり入れることによって、二巻線変圧器における絶縁上の問題も完全に検討できることになった。

高圧側中性点には、負荷時電圧調整用 タップ 巻線が設けられているが、このタップ巻線は、内鉄形で製作される他の二相分の変圧器とタップによるインピーダンス変化特性を合わせるため、主巻線と分離して低圧巻線の外側に配置してある。

また、500 kV 線路端に設けられた三次 3,000 V タップ、および使用中無保護のまま放置される 275 kV タップには、高圧側にインパルス電圧が印加されたときに絶縁レベル以上の移行電圧が生じやすく、絶縁上の弱点となりやすいものであるが、この変圧器においては、外鉄形 サージラフ構造のすぐれた電位分布特性によって、その心配はまったくないことが判明したので特別な処置は講ずることなく、単に三次への外雷侵入時の保護用として、500 kV ラッシングの頭部 シールドケージ内に三次保護 アレスタを設けるだけで十分であった。

図 4.4 は絶縁総組立の外観を示す。

4.3 その他の構造

内部構造については、まったく外鉄形 フォームフィット 標準構造をそのまま採用しており、とくに目新しい点はない。もちろん、500 kV 級の実規模変圧器においては容量的にも非常に大きなものとなり、漂遊損の増大を防ぐための適切な電磁 シェアの採用、短絡時の電磁機械力に対する処置、定められた輸送制限内で大容量変圧器を輸送するための小形軽量化、および特別三相をさらにすすめた 6 分割特別三相構造の採用など、多くのくふうをこらす必要があると予想される。しかし、これらの点については現在の

超高圧大容量変圧器において、すでに検討実証されており、超々高圧変圧器においても本質的に変わるところではなく、今回の変圧器においてはとくに考慮をはらっていない。

この変圧器の外形は図 4.5 に示すとおりで、タンクの一面に当社製 MR-D 形負荷時 タップ 切換器をじか付けし、他の三面には標準自冷式放熱器を配置してある。タンク 上面には超特大級の 500 kV 耐塩害 ラッシングをはじめ、中圧 200 号、中性点 80 号低圧 60 号 2 本の耐塩害 ラッシングその他の付属品をわずか 2 m のカバー上に配置せねばならず、外部構造設計上とくに苦心を必要とした。

500 kV 耐塩害 ラッシングは全長 12 m におよぶ超特大級のものであるうえ、高所取付作業となるため、取付作業の点からは垂直取付が便利であるが、耐塩害特性向上のため、および将来の実規模変圧器では必ず傾斜取付の必要性が生ずるという見地から、この種超特大級 ラッシングの現地取付作業の検討もあわせて実施すべく 15° の傾斜取付けとした。

5. 工場試験

工場試験は、変圧比・損失・インピーダンス測定・温度上昇試験・商用周波およびインパルス耐圧試験など通常の工場試験項目について、二巻線変圧器および単巻変圧器の両方の場合について実施したほか、特殊試験として開閉サージ耐電圧試験、および内部コロナ測定を実施し、いずれも好成績で合格した。

以下に開閉サージ耐電圧試験および内部コロナ測定について概略を述べる。

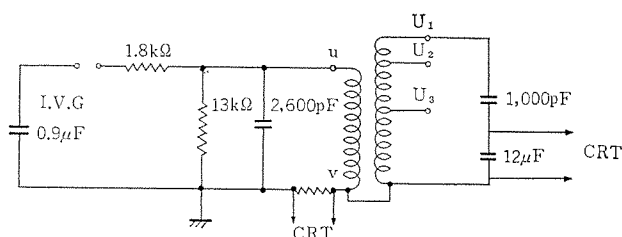


図 5.1 開閉サージ耐圧試験回路
Fig. 5.1 Switching surge withstanding test circuit.

5.1 開閉サージ試験

500 kV 程度の超々高圧系統のように低減絶縁がすすめられてくると、外雷のみならず、シヤ断器などの開閉に伴って発生するサージ電圧、いわゆる内雷が絶縁設計上に大きい位置をしめるようになる。このため本変圧器においても工場試験で開閉サージ耐圧試験を実施して内雷に対する絶縁耐力の検証を行なった。

開閉サージに対する試験電圧については、まだ明確に定められた規格はなく、適宜の値で試験が実施されているが、今回は通常広く採用されている BIL の 83 % (1/1.2) を若干上まわる BIL × 85 % の 1,320 kV で実施した。試験方法は図 5.1 に示すように低圧側に衝撃電圧発生器から電圧を印加し、高圧側に開閉サージ電圧を誘起させる誘導法によって実施した。開閉サージに対しては巻線内に電位振動を生ぜず、試験は対地絶縁に対する検証を目的としているので、この方法によって完全に目的を達することができる。なお発生した開閉サージ電圧の波形は波頭長 370 μs、波尾長 2,900 μs で十分満足できるものであった。

5.2 内部コロナ測定

超々高圧変圧器では、常規運転電圧と試験電圧の比が小さくなってくるので、常時運転中に変圧器内部に有害な部分放電(コロナ)が発生し絶縁物に損傷を与えていないことを確認するための内部コロナ測定が重要な試験項目となる。この内部コロナの測定法には種々の方法が行なわれているが、今回はアメリカの NEMA 規格 Pub. 107 のラジオノイズメーターによる方法を用い、結合コンデンサ法で実施した。

測定されたラジオノイズ量は最高回路電圧において、耐圧試験前後および数日間の過電圧運転後いづれも 10 μV というきわめて低い値を示しており、新絶縁構造の優秀性を裏付けるものであった。

6. 輸 送

この変圧器はブッシング・放熱器・負荷時タップ切換器および外部付属品を取りはずすのみで、上部タンクは本体に取付けたまま横倒し組立輸送を行なった。輸送寸法は当初鉄道輸送を予定して、低床車トウ載国鉄第二限界内で設計製作したが、その後現地までの搬入にはむしろ全路トレーラー輸送のほうが便利であることが判明し、納入時には低床トレーラー輸送を行なった。このような大形変圧器の長距離トレーラー輸送は、初めての試みであったがなんらの障害もなく、無事現地据付を完了した。

7. 5,000 kVA 負荷時電圧調整器

この 5,000 kVA 負荷時電圧調整器は 500 kVA 試験送電線の電圧を任意の値に設定するため、および霧中試験室に設置される 600 kV 3,000 kVA 試験用変圧器の電圧調整器として使用されるものである。この種の使用目的には、従来誘導電圧調整器 (IV

R) がひろく用いられてきたが、今回の場合は、[電圧的にも容量的にも IVR の製作限界をはるかにこえているため、粗調整および微調整用の二つの負荷時タップ切換器を使用した電圧調整器を製作したのでその一端を紹介する。

7.1 定格事項

形 式	内鉄形 三相 50 c/s 油入自冷式 CR-MRD-URA 形
容 量	5,000 kVA (出力電圧 66 kV において)
電 圧	一次 66 kV △結線 60 号 二次 0~66 kV 人結線 60 号
タップ数	三相調整 全 35 点 1,940 V ステップ 単相調整 全 307 点 215 V ステップ

7.2 構造の概要

この調整変圧器は前述のように、二次電圧を 0 から 66 kV までほとんど連続的に変化する必要があるため、全電圧を 35 点に分割した粗調整タップを設け、これを MR-D 形負荷時タップ切換器を用いて切換えることとし、この 1 タップ間をさらに 9 ステップに細分するため微調整用タップコイルを設けて URA 形タップ切換器に接続している。この二つのタップ切換器は互いに電気的に連動しており、粗微組合せによる連続調整、粗調整のみ、あるいは低電圧範囲では粗調整のみを使用し、目的の電圧に近づいた場合に粗微組合せによる連続調整に切換えることも可能である。

試験の性格上、連続調整の際にタップもどり、または足ぶみの生ずることは許されないので、微調整タップは各相に二つずつ設け粗調整のタップ位置によってこれを切換え使用するようにして、

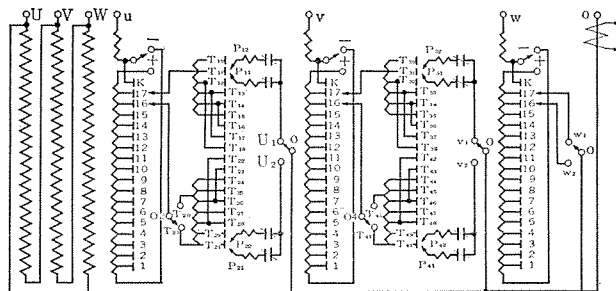


図 7.1 5,000 kVA 負荷時調整変圧器結線
Fig. 7.1 Connection diagram of 5,000 kVA voltage regulating transformer.

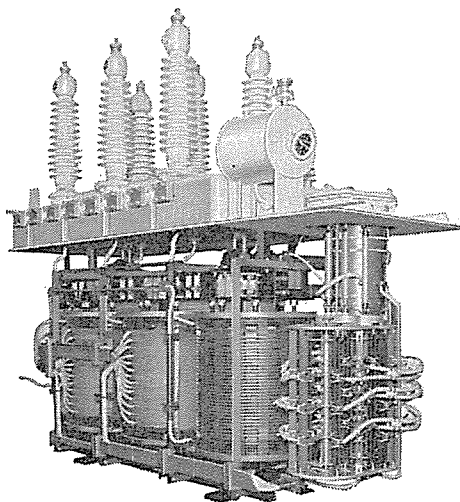


図 7.2 5,000 kVA 負荷時調整変圧器中身組立
Fig. 7.2 Internal assembly of 5,000 kVA voltage regulating transformer.

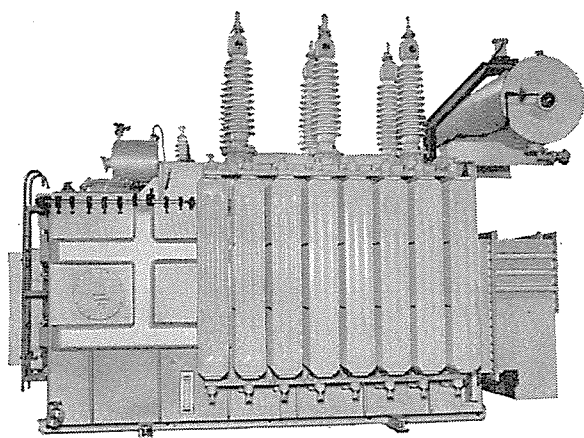


図 7.3 5,000 kVA 負荷時調整変圧器
Fig. 7.3 5,000 kVA voltage regulating transformer.

できるだけ標準タップ切換器をそのまま使用できるように考慮した(図 7.1)。また粗調整タップは図 7.1 に示すように転極使用として、タップを線路端付近から引出すことをさけて絶縁上の安全性を確保するとともに、低タップにおいてインピーダンスが極端に低

下して短絡機械力が異状に増大するのを防止した。

なお微調整タップは、試験送電線充電時には主変圧器のタップ切換器が微調整の役割を果すため、霧室用試験用変圧器に使用する場合のみを考えて二相(V結線单相使用)にのみ取付けた。

図 7.2, 7.3 は負荷時電圧調整器の内部構造および外観を示す。

8. む す び

世界的な電力需要の急増に伴い、超々高圧送電は今後ますます広はんにすすめられてゆくものと考えられる。当社もこのう勢に対処するため超々高圧変圧器の開発を強力にすすめてきたが、今回の 500 kV 変圧器を製作する機会を与えられ、わが国第 1 号の 500 kV 変圧器を優秀な成績で完成し得たことは喜びに耐えない。今後とも、この変圧器製作によって得た貴重な経験をもとにしてますます研さんを重ね、超々高圧送電技術の進歩の一端に貢献してゆきたい。

終わりにこの変圧器製作の機会を与えられ、また種々ご教示をいただいた超高压電力研究所をはじめ、電力中央研究所・各電力会社の関係のかたがたに深甚の謝意を表してむすびとしたい。

メキシコ向け 400 kV 変圧器

菅 寿郎*・竹内 実*・平井 正好*・但馬 常夫*

400 kV Transformer for Malpaso Project in Mexico

Itami Works Hisao KAN・Minoru TAKEUCHI・Masayoshi HIRAI・Tsuneo TAJIMA

Mitsubishi has built for the first time in Japan 34 units of 400 kV extra high voltage transformers for actual operation on power systems. They are all for Malpaso hydroelectric power project of the Comision Federal de Electricidad in Mexico comprising single phase 75 MVA transformers for the power station, three phase 50 MVA ones for interconnecting the systems, single phase 75 MVA ones for substations and single phase 75 MVA autotransformers. They are in shell type form-fit construction, employing particularly for the insulation of the coils a new insulation system which is provided with effective filling up of oil impregnated paper having ability of mitigating the electrical field and also high dielectric strength. Thus the weight of the transformers has been considerably reduced aside from the perfection of insulation,

1. ま え が き

わが国の 500 kV 級送電に対する関心が次第に高まってきており、各電力会社や機器製造者などで多彩な計画・検討や機器の開発・試作がさかんに実行されている。しかし海外では 1952 年のスウェーデンにおける 400 kV 級送電をはじめとして、欧米では多くの超々高圧送電系統が運転または建設中である。

当社でも 10 数年前から超々高圧送電用変圧器の開発を進めてきており、とくに変圧器の電圧が高くなっていくほど重要なポイントを占める内部絶縁については、多くの研究改良を行なった結果新しい絶縁構造（E 形絶縁方式という）を完成している。この成果として、ここに紹介するメキシコ電力庁 Malpaso 水力発電計画の 400 kV 送電系統用変圧器 34 台の全数を、ヨーロッパメカと競争の末受注に成功した。これらの 400 kV 変圧器は日本で製作された最初の実系統用超々高圧変圧器で、その第 1 号機は昭和 41 年 4 月に完成した。

またこの 400 kV 変圧器は前述の E 形絶縁方式を採用した最初の製品であり、その構造と特長をここに紹介する。

2. メキシコ電力庁 Malpaso 水力発電計画

メキシコの電力系統には日本と同様に、周波数が 50 c/s の地域と 60 c/s の地域があるが、メキシコ電力庁は 60 c/s に周波数を統一しようと計画している⁽¹⁾⁽²⁾。しかしメキシコの中心である México 市とその周辺地域は 50 c/s であり、その電力の需給関係は図 2. 1 のような状態であるが⁽³⁾、将来の電力需要の増加に対しては 60 c/s 地域から電力を供給し、しだいに周波数を 60 c/s に切換えられる。この新しい 60 c/s 系の電源開発の第一歩が Malpaso 水力発電計画である。

Malpaso 発電所は図 2. 2 に示すようにメキシコ東南部に位置し、隣国のグアテマラに源を発して México 湾に流れている Grijalva 川の中流にダムを建設し、1,080 MW の電力を得る計画で、現在ダムの工事はほぼ完成し発電所や変電設備の工事にかかっている。この Malpaso 発電所から 600 km 余離れた México 市や Veracruz へ電力を送るために、400 kV 送電が採用された。

メキシコにおける最初の 400 kV 送電系統は、1964 年に完成した México 市西方の Balsas 川にある Infiernillo 水力発電所（現在の

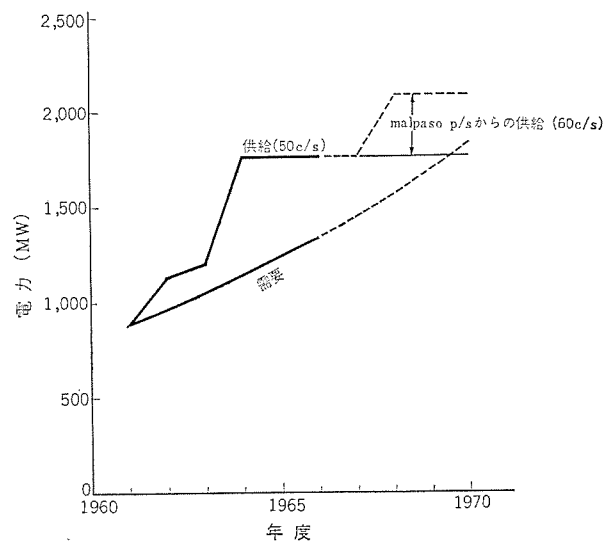


図 2. 1 メキシコ市とその周辺地域における電力の需給
Fig. 2.1 Demand and supply of power in the area of México city.

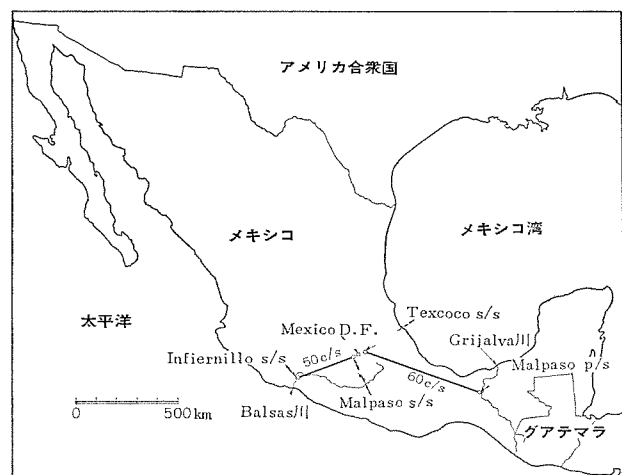


図 2. 2 メキシコの 400 kV 送電系統とマルパソ発電所
Fig. 2.2 400 kV systems and Malpaso power station in Mexico.

総発電力 752 MW) と México 市外の Nopala 変電所を結ぶものである。しかし周波数は最初の 400 kV 系統が 50 c/s で、新しい系統が 60 c/s であるので現状は連系されない。ここで Malpaso

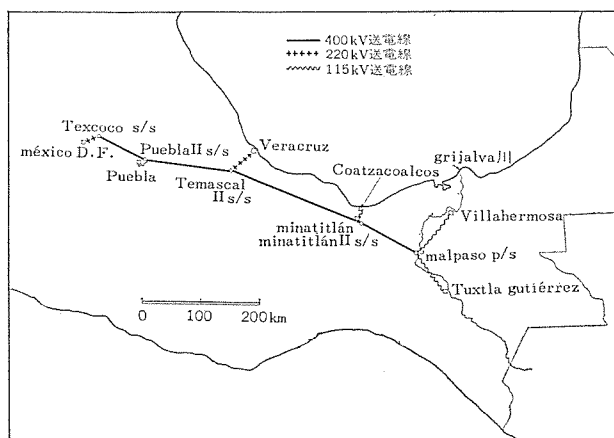


図 2.3 マルパソ水力発電計画による送電系統
Fig. 2.3 Transmission lines in the Malpaso hydroelectric system.

水力発電計画の 400 kV 送電系統について、図 2.3 を用いてもう少し詳しく述べよう。

2.1 Malpaso 発電所

第 1 期工事として、3 相 60 c/s, 216,000 kW の水車発電機 4 台を設置し、総発電力は 864,000 kW である。これに対応する昇圧用主変圧器は単相 75,000 kVA, 400 kV 変圧器を 3 台で 1 組とし、1 バンク容量は 3 相 225,000 kVA である。したがって主変圧器の台数は 12 台となるが、そのほかに予備変圧器 1 台を置くので計 13 台の 400 kV 主変圧器が設置される。(3.2 節参照)

変圧器は三菱電機が製作したが、発電所の主要機器である水車は三菱重工が、発電機はスエーデンの ASEA 社が製作した。

第 2 期工事では、さらに 1 台の水車発電機を設けるので、最終的には 1,080,000 kW の水力発電所となる。

2.2 受電側の各変電所

Malpaso 発電所にはさらに 2 台の 3 相 50,000 kVA, 400 kV 変圧器を併設して、115 kV に降圧し Villahermosa と Tuxtla Gutiérrez の 3 地域へ送電する。(3.3 節参照)

Minatitlán 第二変電所と Puebla 第二変電所では、それぞれ単相 75,000 kVA, 400 kV 変圧器 4 台 (うち 1 台は予備) と 3 相 18,000 kVA 別置式負荷時電圧調整器を組合わせて、3 相バンク容量 225,000 kVA の負荷時タップ切換変圧器として 115 kV に降圧した後、前者は Minatitlán や Coatzacoalcos へ、後者は Puebla とその周辺の地域へ電力を供給する。(3.4 節参照)

Temascal 第二変電所には、単相 75,000 kVA, 400 kVA 単巻変圧器 4 台 (うち 1 台は予備) で 3 相バンク容量 225,000 kVA を形成して 220 kV 系統と連ケして、Veracruz へ給電する。(3.5 節参照)

今回の Malpaso 水力発電計画の 400 kV 送電線の終端である Texcoco 変電所では、México 市地域の既設 220 kV 系統と連ケするために、単相 75,000 kVA, 400 kV 単巻変圧器 9 台 (うち 1 台は予備) と 3 相 10,500 kVA 別置式負荷時電圧調整器 2 台を設置して、3 相バンク容量 450,000 kVA の負荷時タップ切換変電所となる。(3.5 節参照)

一方、超々高圧送電の問題点のひとつとして、無負荷または軽負荷時に送電線の大きな進相容量により受電端の電圧が上昇するので、この異常電圧を抑制するために、各変電所には 3 相 35,000 kVA, 400 kV 分路リアクトルが設置されるが、この超々高圧分路リアクトルの全 8 台も当社が製作した。(本号別稿「メキシコ向け 400

kV リアクトル」参照)

3. 定 格

今回メキシコ電力庁へ納入した 34 台の 400 kV 変圧器に 4 機種あることは前述したとおりであるが、それらの 400 kV 変圧器の定格事項の中で、共通仕様になっている絶縁階級については 3.1 節でしるし、個々の 400 kV 変圧器と別置式負荷時電圧調整器の定格については 3.2 節以下で述べる。

3.1 400 kV 変圧器の絶縁階級

まず 400 kV 変圧器の内部絶縁レベルとその商用周波試験電圧をまとめたのが表 3.1 である。400 kV 系統の絶縁レベルは IEC の推奨値に近い線で、ただ商用周波試験電圧に関しては、発電所用の単相 75,000 kVA 変圧器と 3 相 50,000 kVA 変圧器が 645 kV で少々高い値である。また変電所用の単相 75,000 kVA 変圧器の中性点は、別置式負荷時電圧調整器を通して直接接地されるので、主変圧器の中性点側 BIL は 200 kV がとられた。

一方、外部絶縁すなわちブラッシングの絶縁レベルについては、表 3.2 のとおりである。ただ変電所用の変圧器の中には、Puebla 第二変電所や Texcoco 変電所のように高地で運転されるので、ブラッシングは海拔 2,200 m で使用できるように絶縁強化されている。また Malpaso 400 kVA 送電系統の途中の Minatitlán 第二変電所は海岸に近いので、耐塩害ブラッシングが要求され、気中ガイ(碍)管の表面漏れ長さは 6 cm/kV と指定された。その他の発電所用のブラッシングも、仕様統一の見地から同様の表面漏れ長さを指定された。

表 3.1 400 kV 変圧器の内部絶縁レベル
Table 3.1 Basic insulation level of 400 kV transformers.

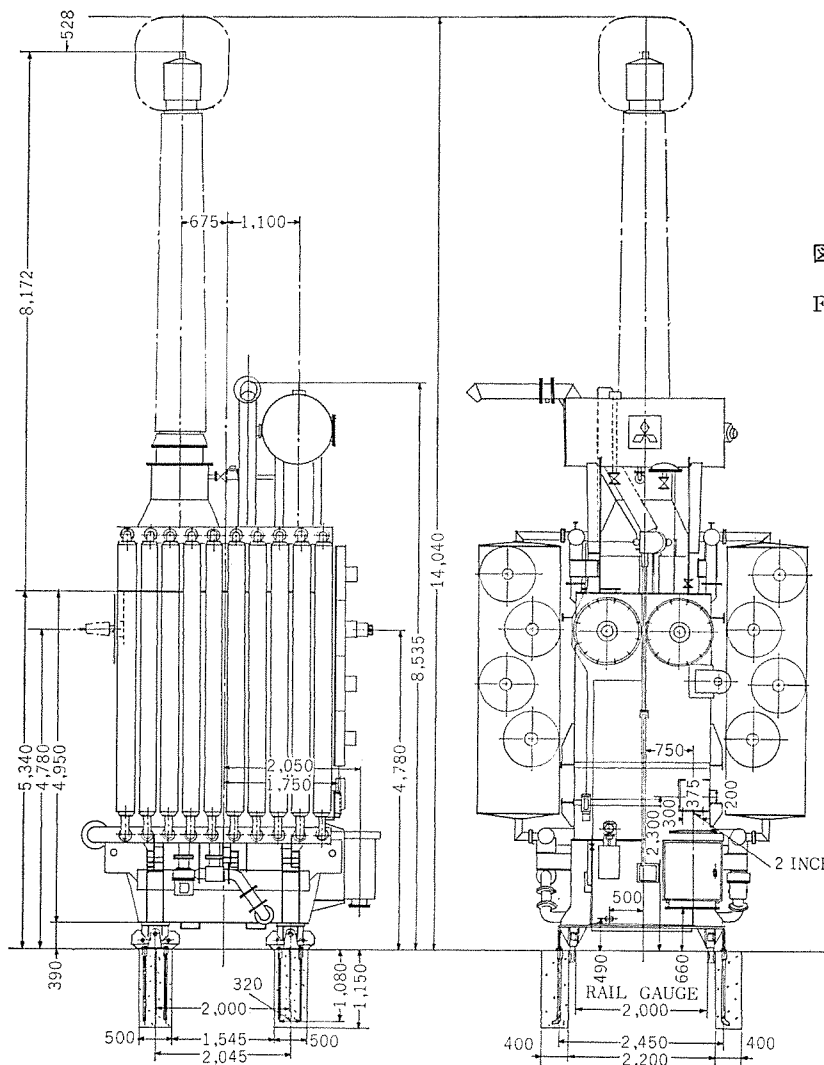
(単位: kV)

変 圧 器 の 仕 様		定格電圧	線 路 側		中 性 点 側	
			BIL	商用周波試験電圧	BIL	商用周波試験電圧
Malpaso p/s 単相 75 MVA 変圧器	高压	400/√ 3	1,425	645	110	34
	低压	15	110	34	—	—
Malpaso p/s 三相 50 MVA 変圧器	高压	400	1,425	645	110	34
	低压	115	550	280	110	34
Minatitlán 第二 s/s Puebla 第二 s/s 単相 75 MVA 変圧器	高压	400/√ 3	1,425	630	200	70
	中压	115/√ 3	450	185	110	34
	低压	13.8	110	34	—	—
Temascal 第二 s/s Texcoco s/s 単相 75MVA 単巻変圧器	高压	424/√ 3	1,425	630	—	—
	中压	248/√ 3	900	395	200	70
	低压	14.9	110	34	—	—

表 3.2 400 kV 変圧器用ブラッシングの試験電圧
Table 3.2 Testing voltages of bushings for 400 kV transformers.

(単位: kV)

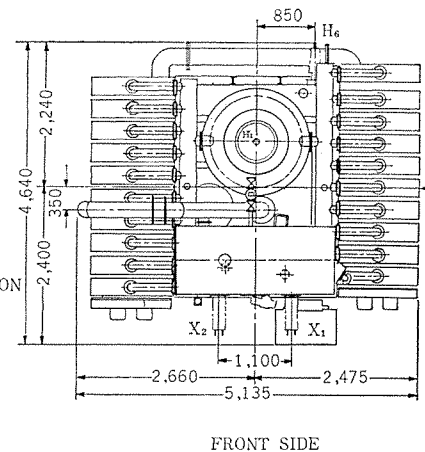
変電所	電圧階級	衝撃試験電圧	1 分間耐電圧	注水時間 10 秒電圧
Malpaso p/s	400	1,550	715	585
	115	550	280	230
	15	110	50	45
Minatitlán 第二 s/s など 4 変電所	400	1,550	810	665
	230	1,050	535	445
	115	550	280	230
	34.5	200	95	80
	15	110	50	45



RAIL GAUGE WHEELS ARE ROTATED 90°

図 3. 1 マルパソ p/s 単相75 MVA, 400 kV 変圧器の外形図

Fig. 3. 1 Outlines of the single phase 75 MVA, 400 kV transformer for Malpaso p/s.



FRONT SIDE

$-390/\sqrt{3} - 380/\sqrt{3}$ kV

低 圧 15 kV

図 3. 1 はこの変圧器の外形図で、図 3. 2 は工場での完成写真である。その重量・油量・外形寸法をあげると、

油なし重量	89,000 kg
油 量	20,500 l
総重量	107,500 kg
外形寸法	5,135 × 4,640
高さ	14,040 mm

3. 3 3相 50,000 kVA, 400 kV 変圧器

この変圧器は2台製作され、おもな定格は次のとおりである。

三相	60 c/s	外鉄形
形 式	送油風冷式	
容 量	50,000 kVA	
電圧と結線		
高 圧	400 kV	人(中性点直接接地)
低 圧	124-121-118-R 115	
	-112 kV	人(中性点直接接地)
3次 Δ 巻線付		

図 3. 3 はこの変圧器の外観である。その重量・油量・外形寸法は次のとおりである。

油なし重量	124,000 kg
油 量	30,000 l
総重量	151,000 kg

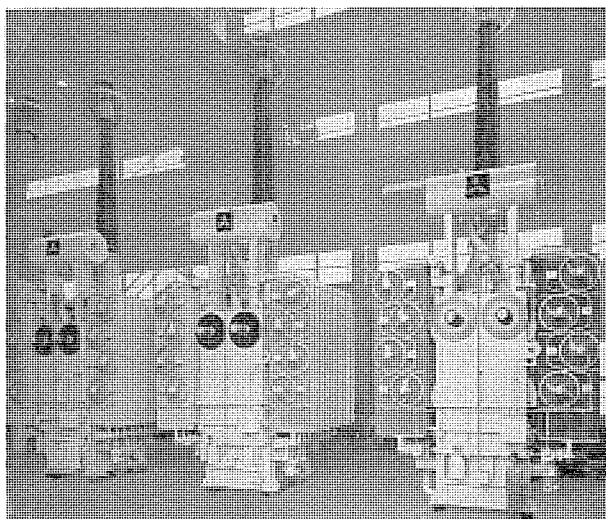


図 3. 2 マルパソ p/s 単相 75 MVA, 400 kV 変圧器
Fig. 3. 2 Single phase 75 MVA, 400 kV transformers for Malpaso power station.

3. 2 単相75,000 kVA, 400 kV 変圧器 (昇圧用)

この変圧器は13台製作され、おもな定格は次のとおりである。

単相	60 c/s	外鉄形
形 式	自冷/送油風冷/送油風冷式	
容 量	45,000/60,000/75,000 kVA (3重定格)	
電 圧	高 圧 $420/\sqrt{3} - 410/\sqrt{3} - R 400/\sqrt{3}$	

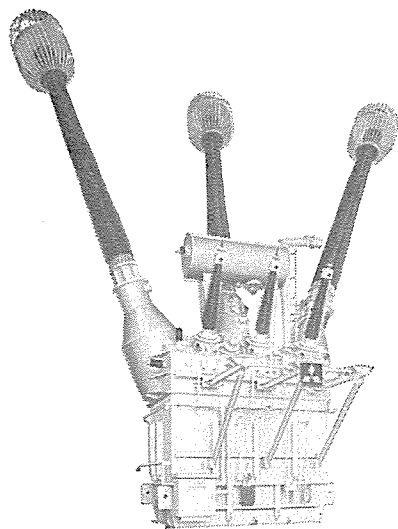


図 3.3 マルパソ p/s 三相 50 MVA, 400 kV 変圧器
Fig. 3.3 Three phase 50 MVA, 400 kV transformer for Malpaso power station.

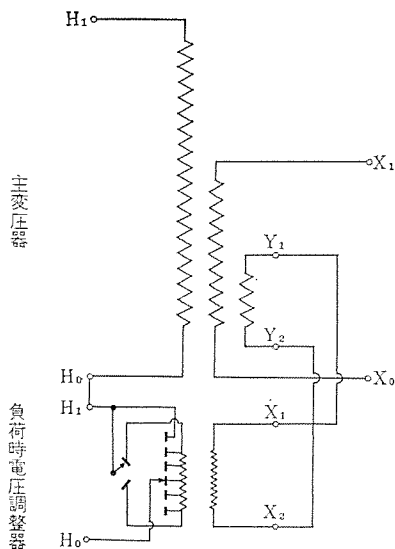


図 3.4 ミナティラン II s/s と プエブラ II s/s における主変圧器と負荷時電圧調整器の単線結線
Fig. 3.4 Connection diagram between main transformer and step voltage regulator at Minatitlán sub-station II and Puebla sub-station II.

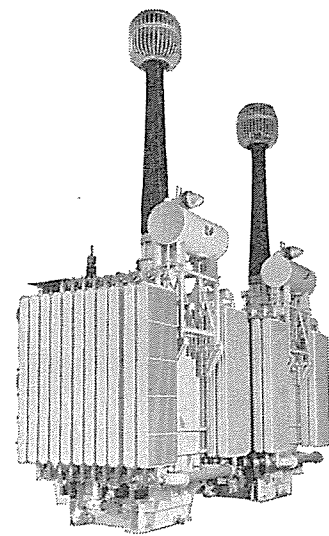


図 3.5 ミナティラン II s/s, プエブラ II s/s, 単相 75 MVA, 400 kV 変圧器
Fig. 3.5 Single phase 75 MVA, 400 kV transformers for Minatitlán sub-station II and Puebla sub-station II

外形寸法 6,320×11,380
高さ 13,680 mm

3.4 単相 75,000 kVA, 400 kV 変圧器 (降圧用) および三相 18,000 kVA 負荷時電圧調整器

この 400 kV 主変圧器は 8 台製作され, おもな定格は次のとおりである.

単相 60 c/s 外鉄形
形 式 自冷/送油風冷/送油風冷式
容 量 高 圧 45,000/60,000/75,000 kVA
中 圧 45,000/60,000/75,000 kVA
低 圧 12,000/16,000/20,000 kVA (3 重定格)
電 圧 高 圧 400/ $\sqrt{3}$ kV
中 圧 115/ $\sqrt{3}$ kV
低 圧 13.8 kV

また別置式負荷時電圧調整器は 2 台製作され, おもな定格は次のとおりである.

三相 60 c/s 外鉄形
形 式 自冷/風冷式
容 量 13,500/18,000 kVA (2 重定格)
電圧と結線
励磁側 13.8 kV Δ
調整側 32.0 kV 人
タップ点数 25 (± 12 ステップ)

これらの単相 75,000 kVA 主変圧器 3 台と三相 18,000 kVA 負荷時電圧調整器は図 3.4 のように接続され, 400 kV 側の電圧変動に応じて $\pm 8\%$ のタップ調整が行なわれる. 図 3.5 はこの 400 kV 主変圧器の外観で, 図 3.6 は別置式負荷時電圧調整器の外観である. それぞれの諸元を示すと下記のとおりである.

400 kV 主変圧器の諸元

油なし重量 100,000 kg
油 量 20,000 l
総重量 118,000 kg
外形寸法 4,645×5,050

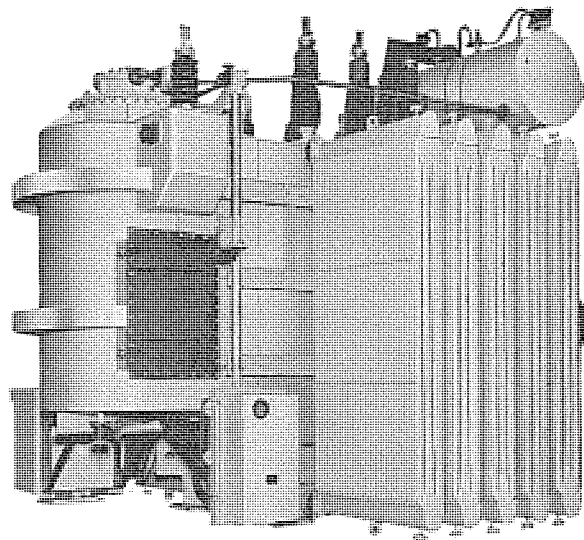


図 3.6 ミナティラン II s/s, プエブラ II s/s 三相 18 MVA 負荷時電圧調整器
Fig. 3.6 Three phase 18 MVA step voltage regulators for Minatitlán sub-station II and Puebla II sub-station.

高さ 4,790 mm

別置式負荷時電圧調整器の諸元

油なし重量 30,500 kg
油 量 9,600 l
総重量 39,100 kg
外形寸法 4,310×4,840
高さ 4,790 mm

3.5 単相 75,000 kVA, 400 kV 単巻変圧器および三相 10,500 kVA 負荷時電圧調整器

この 400 kV 単巻変圧器は 11 台製作され, おもな定格は次のとおりである.

単相 60 c/s 外鉄形
形 式 自冷/送油風冷/送油風冷式
容 量 高 圧 45,000/60,000/75,000 kVA
中 圧 45,000/60,000/75,000 kVA

低 圧 12,000/16,000/20,000 kVA (3 重定格)
 電 圧 高 圧 $434.6/\sqrt{3} \sim R 424.0/\sqrt{3}$
 $\sim 413.4/\sqrt{3}$ kV
 中 圧 $248/\sqrt{3}$ kV
 低 圧 14.9 kV

高圧と中圧巻線が単巻接続される。

また別置式負荷時電圧調整器は 2 台製作され、おもな定格は次のとおりである。

三相 60 c/s 外鉄形
 形 式 自冷/風冷式
 容 量 8,000/10,500 kVA (2 重定格)
 電圧と結線
 励磁側 15.2 kV Δ
 調整側 24.0 kV
 タップ点数 17 (± 8 ステップ)

これらの 400 kV 単巻変圧器 3 台の中性点側に別置式負荷時電圧調整器を接続する場合には、図 3.7 のようになる。高圧と中圧巻線は単巻接続であるので、負荷時電圧調整器のタップ電圧が等間隔ステップでも、高圧と中圧の電圧比は式 (3.1) と式 (3.2) で示されるように等間隔にならない。

二巻線変圧器の高圧中性点タップ切換のとき、

$$r' = r(1+x)/1 \dots\dots\dots (3.1)$$

単巻変圧器の中性点タップ切換のとき、

$$r' = r(1+x)/(1+rx) \dots\dots\dots (3.2)$$

ただし r : 高圧と低圧の定格電圧比

r' : 電圧調整したときの高圧と低圧の電圧比

x : 調整電圧と高圧定格電圧の比

したがってこの負荷時タップ切換器変圧器バンクにおいて、高圧側電圧を 400 kV 一定として負荷時電圧調整器で ±24 kV 調整したとき、中圧側電圧は 242~R 234~224 kV と変動する。この 400 kV 単巻変圧器と別置式負荷時電圧調整器の諸元は下記のとおりである。

400 kV 単巻変圧器の諸元

油なし重量 73,800 kg

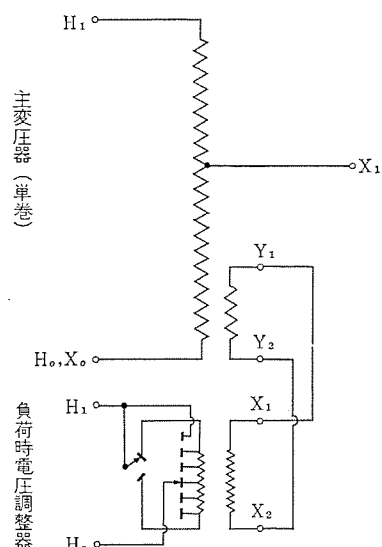


図 3.7 テスココ s/s における主変圧器と負荷時電圧調整器の単線結線図

Fig. 3.7 Connection diagram between main transformer and step voltage regulator at Tescoco sub-station.

油 量 18,000 l
 総重量 90,000 kg
 外形寸法 5,050 × 5,220
 高さ 13,465 mm

別置式負荷時電圧調整器の諸元

油なし重量 26,500 kg
 油 量 14,000 l
 総重量 39,100 kg
 外形寸法 4,300 × 4,400
 高さ 5,200 mm

4. 構 造

これらの 400 kV 変圧器や負荷時電圧調整器の構造は、当社の大形変圧器で標準として採用している外鉄形フォームフィット構造で、巻線・絶縁・鉄心の機能的部分やタンク・冷却器などの構造部分に、その優秀な特長を十分に生かしている。それらの特長ある構造の一部を簡単に紹介する。

4.1 内部絶縁

400 kV 変圧器の重要なポイントである内部絶縁構造には、従来の外鉄形サージブルーフ絶縁構造に改良を加え、電界集中の緩和や高電界部を油の約 2 倍の耐圧を有する油浸紙で充填 (填) した E 形絶縁方式 (本号別稿「超々高圧変圧器」参照) を採用して、耐電圧の向上とともにコロナ放電を極力抑えて内部絶縁の信頼性を高めた。この E 形絶縁方式は 400 kV 巻線と 220 kV 巻線の絶縁構造に使用され、115 kV 以下の巻線の絶縁は従来の外鉄形サージブルーフ構造である。また 115 kV 以上の巻線は人結線されて中性点を直接接地されるので、中性点に行くほど絶縁距離を縮めた段絶縁構造である。(図 4.2)

4.2 巻 線

4.2.1 400 kV 変圧器

まず導体は図 4.1 に示されるように、絶縁された素線を 3 本または 4 本並列にしてまとめ、その上に巻回間に誘起される電圧に応じた紙巻絶縁を施したものを、巻線電流の大きさに応じた本数だけ同時に巻いて、導体内に発生する渦電流損を少なくしている。巻線配置はそれぞれの変圧器の仕様により絶縁・損失・工作などの問題を考慮して最適のものが選ばれ、図 4.2 にまとめて示したのでそれぞれの特長を順次述べる。

3 相 50,000 kVA 変圧器は (a) のように従来の中容量変圧器と同様の 2 群配置である。ただサージ電圧による巻線内の電位振動

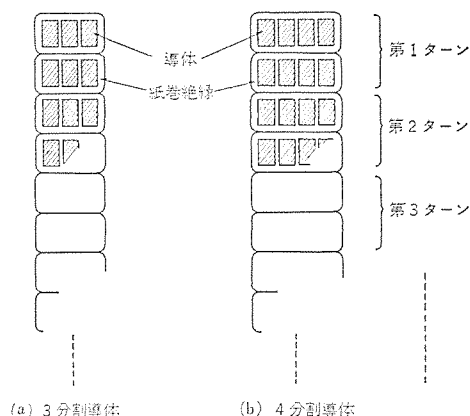
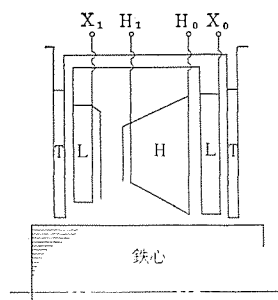
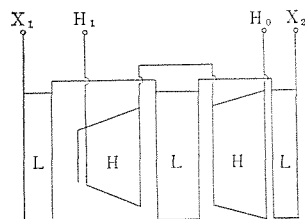


図 4.1 導体断面図

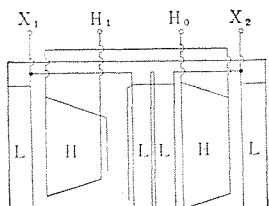
Fig. 4.1 Cross sectional view of windings.



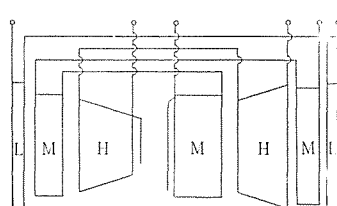
(a) 三相 50 MVA 変圧器



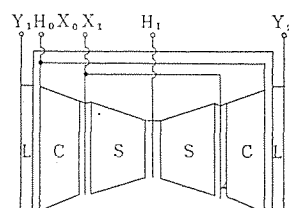
(b) 普通の大容量変圧器



(c) 単相 75 MVA 発電所用変圧器



(d) 単相 75 MVA 変電所用変圧器



(e) 単相 75 MVA 単巻変圧器

図 4.2 400 kV 変圧器のコイル配置
Fig. 4.2 Coil arrangements of 400 kV transformers.

を押えるため、高圧のコイル巻数はできるだけ少なくしている。このことは以下に述べる単相 75,000 kVA 変圧器にも考慮されている。

昇圧用変圧器は(c)のような4群配置で、従来の大容量変圧器で採用されている(b)のような4群配置と異なり、高圧巻線の線路端を中央部に配置して高圧リードとタンクとの油中絶縁距離が大きく取れるようにしている。また低圧の巻線電流は 5,000 A と大きいので、低圧巻線の4群を2群ずつ直並列に接続している。この並列に接続された2群の低圧巻線が、高圧と平等に磁束結合して2群の電流分担を均一にするため、高圧巻線の接地群も(b)の配置を転倒させた形になっている。

降圧用変圧器は3巻線である。高圧と中圧の巻線配置は前者と同じ4群構成であるが、中圧巻線の4群は全部直列に接続され、電流分担の均一化は問題にしないので高圧巻線の接地群を(d)のように配置した。この場合、鉄心押え板やタンクに透過する磁束量が非常に少なくなるので、構造部分に発生する漂遊損が減少する。また低圧のΔ巻線は2群配置にして、中圧と低圧巻線間のインピーダンスが不要に小さくならないようになっている。

単巻変圧器は(e)のように2群配置である。高圧と中圧巻線は単巻接続で外鉄形変圧器特有のツギミ形配置であり、直列巻線と共通巻線を2分割してそれぞれの高圧端を対向させて左右対称に配置し、それら左右の巻線を並列接続する。この配置の利点は、上述の2巻線や3巻線変圧器の巻線配置のように高圧巻線の線路端は他巻線と対向しないので、その絶縁は鉄心との間だけを考えればよく、また電界分布も巻線軸とほぼ並行になり高圧線路端の電界集中が少なくなることである。一方高圧の巻数を変えるタップ巻線は単巻線の中性点側に設け、タップを変えると低圧電圧も変動

メキシコ向け 400 kV 変圧器・菅・竹内・平井・但馬

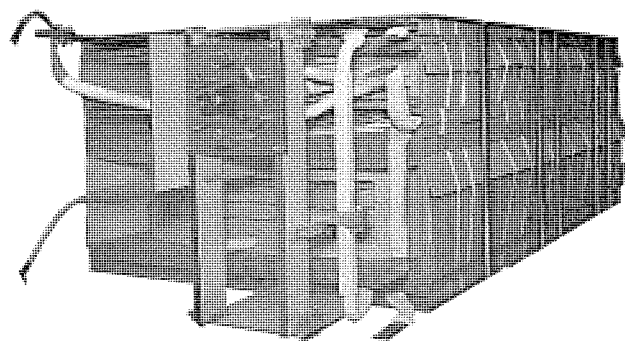


図 4.3 400 kV 変圧器のコイルグループ
Fig. 4.3 Coils and insulation of a 400 kV transformers.

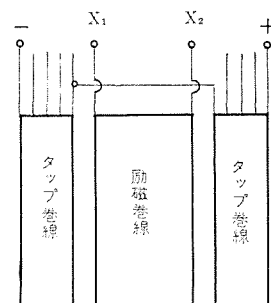


図 4.4 負荷時電圧調整器の巻線配置
Fig. 4.4 Coils arrangements of step voltage regulators.

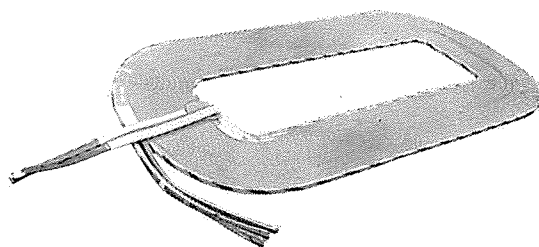


図 4.5 負荷時電圧調整器のタップコイル
Fig. 4.5 Tap coil of on-load voltage regulator.

するので、低圧巻線には逆調整のタップ巻線を置いてその電圧を 14.9 kV に保持している。図 4.3 は 400 kV 変圧器のコイルグループの一例である。

4.2.2 負荷時電圧調整器

導体は前項で述べた 400 kV 変圧器の場合と同様である。

巻線配置は図 4.4 のように励磁巻線を間にはさんだ2群の調整側タップ巻線からなる。1枚のタップコイルには2ステップまたは3ステップ分のタップ巻線を同時に巻くため、そのうちの数タップが遊んだときに、タップ巻線のアンペアターンが不平衡になって電磁機械力でタップ巻線がこわれないように、図 4.5 のようなタップ巻線が巻かれた。

4.3 鉄心とその他の中身構造

鉄心は冷間圧延ケイ素鋼帯を使用し、額縁形に積み上げて上部と下部タンクのフランジで強固に締めつける通常の外鉄形フォームフィット構造である。したがって磁気特性の劣化は少なく、騒音も低くなり、また輸送中の衝撃に対してもよく耐える。

タンクや鉄心押え板のような鋼材に漏れ磁束がはいると大きな漂遊損が発生するので、それらの表面にはケイ素鋼板製の磁気シールドを施している。またタンク内部は高圧のラッシング端子や高圧リードにより高電界にさらされるので、突出部は絶縁されたシールドリングでおおわれている。

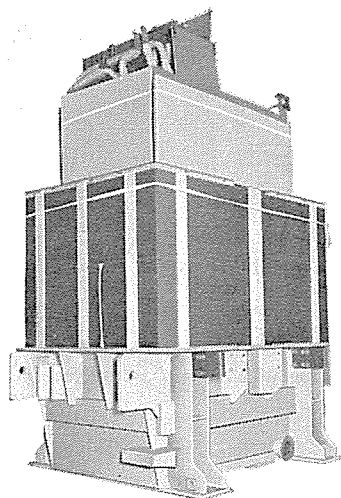


図 4.6 400 kV 変圧器の中身
Fig. 4.6 Core and coils assembly
of 400 kV transformer.

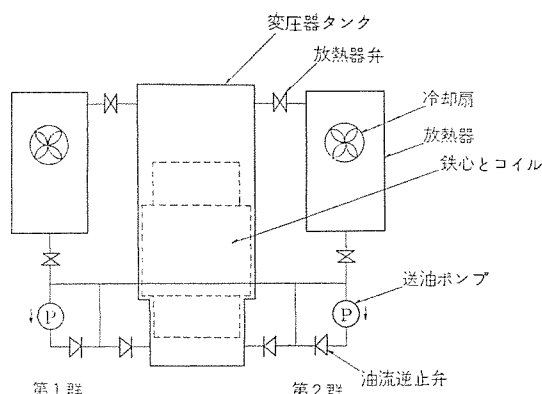


図 4.7 自冷/送油風冷式変圧器の冷却系統
Fig. 4.7 Cooling system of transformers,
type OA/OFB.

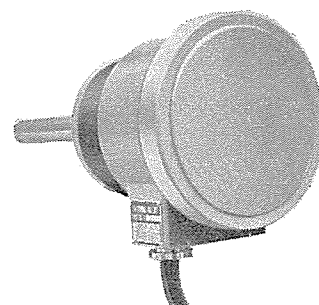


図 4.8 TL-K 形温度継電器
Fig. 4.8 Thermal relay, type
TL-K.

この他に普通の電力用変圧器と同じように、標準の指示装置・保護装置を備えている。

5. 試 験

今回製作したメキシコ向け 400 kV 変圧器は全部で 34 台もあり、またコイルの絶縁に E 形絶縁方式を採用した最初の製品であるので、製品に先行して 1 台の単相 75,000 kVA、400/15 kV 変圧器を先行試作した (図 5. 1)。この 400 kV 試作変圧器で、一般の特性試験や耐圧試験・温度上昇試験を実施した後、コロナレベルの測定・長時間過電圧試験などのデータを集積して、最後に絶縁破壊試験を実施して製品の信頼性を確認した。

また製品の工場試験では、ASA および NEMA 規格どおりの常規試験と形式試験が行なわれ、すべての特性を満足した。この試験項目の中で注目に値するものにラジオノイズ電圧の測定がある。その結果は図 5. 2 のようになったが、測定法は高圧 ブラッシング端子に十分なシールドを付けて気中コロナの発生を防止し、高圧 ブラッシングのコンデンサ箔の分圧タップ周波数 1 Mc で共振する回路を通して電圧を測定した (ブラッシング分圧法によるラジオノイズ測定、本号別稿「超々高圧変圧器の絶縁試験」参照)。したがって測定された電圧は、変圧器の内部で発生するコロナによる電圧と周囲の雑音の和になり、周囲雑音電圧を差し引けば変圧器の内部コロナを推測する目安になり、内部絶縁の劣化判定に有力な情報のひとつに

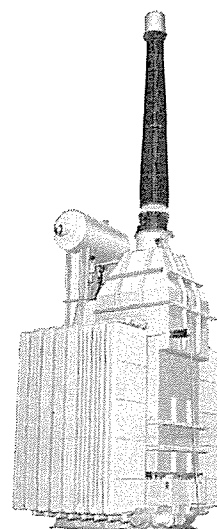


図 5.1 耐圧試験中の単相 75 MVA、400 kV 変圧器
Fig. 5.1 Single phase 75 MVA, 400 kV transformer
under withstanding voltage tests.

表 4.1 TL-K 形温度継電器の設定温度

Table. 4.1 Cooling control by means of the thermal relay, TL-K.

制 御 と 保 護	設 定 温 度 (°C)	
	ON	OFF
1 群送油ポンプ・冷却扇の運転	65	62
2 群送油ポンプ・冷却扇の運転	70	67
巻線温度異常 (警報)	95	—
巻線温度異常 (回路シャ断)	110	—

図 4. 6 は中身組立の完了した単相 75,000 kVA、400 kV 変圧器である。

4. 4 タンクと冷却装置

フォームフィットの名が示すように、タンクは変圧器の中身によくフィットした構造であるので、その容積は小さく油量は同じ定格の 400 kV 内鉄形変圧器と比較すると 30~40% 少ない。また三相 50,000 kVA 変圧器を除いてすべての 400 kV 変圧器・負荷時電圧調整器のタンクは、上部から下部まで一体の全溶接構造である。

単相 75,000 kVA、400 kV 変圧器は、昇圧用・降圧用とも国内ではあまり例の見られない冷却方式を採用している。すなわち、図 4. 7 のように自冷式放熱器・冷却扇・送油ポンプからなる冷却器群を 2 群設け、軽負荷時には 2 群とも冷却扇・送油ポンプを止めて自冷式にし、負荷が大きくなってくると 1 群だけ送油風冷式にし他の群は自冷のままで運転し、さらに負荷が大きくなると 2 群とも送油風冷式で運転する 3 重定格容量を持つ。冷却器・送油ポンプの運転制御には巻線温度を模擬する TLK 形温度継電器が使用され、(図 4. 8) その冷却器制御および巻線温度異常警報のための設定温度は表 4. 1 のとおりである。

4. 5 ブラッシング・負荷時タップ切替器など

420 kV ブラッシングは当社で経験豊富な油入コンデンサ形であるが、3. 1 節で述べたように気中側 ガイ管の表面長を 6 cm/kV と推定されたので、420 kV ブラッシングの気中側 ガイ(碍)管は約 6 m と標準よりかなり長い。(本号別稿「超々高圧 ブラッシング」参照) 中圧・低圧用の ブラッシングも標準より長いのが使用されている。

負荷時電圧調整器では、抵抗式負荷時タップ切替器 MRD III-400 形を変圧器に埋込んで使用している。また無電圧タップ切替器は、すべて地上から遠隔操作できる構造であるので便利である。

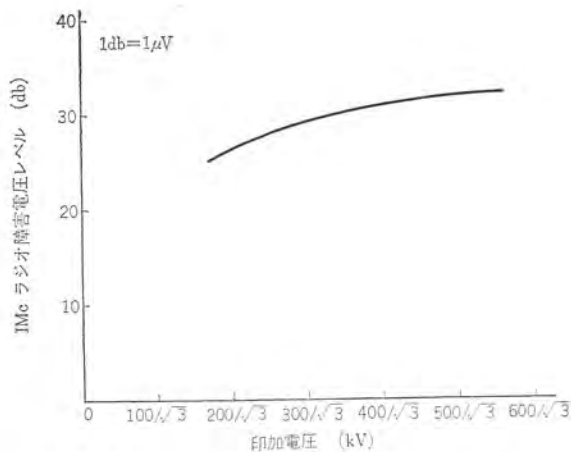


図 5.2 400 kV 変圧器のラジオ 障害電圧 レベル
(ブッシング 分圧法)

Fig. 5.2 Radio interference voltage level of 400 kV transformers.

なる。このような考えから、34 台の 400 kV 変圧器全部にラジオノイズ電圧測定を実施している。

6. 輸 送

4.3 節で述べたように、これらの 400 kV 変圧器は外鉄形フォームフィット構造なので体積は小さい。したがって変圧器を輸送するときは、ブッシング・冷却器・コンサベータ・制御盤などの付属品を取り離すだけでよく、単相 75,000 kVA、400 kV 変圧器の本体は上部カバーを離さずに、図 6.1、6.2 のように横倒しにして輸送された。普通の大形変圧器では上部タンクを切り離して仮のカバーを付け、輸送されて現地でふたたびカバーを交換するが、この変圧



図 6.1 トレーラで輸送中の 400 kV 変圧器本体

Fig. 6.1 400 kV transformers under transport on trailers.

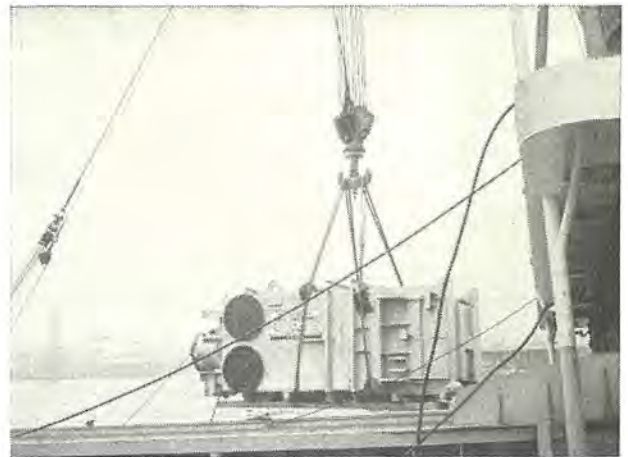


図 6.2 船積み中の 400 kV 変圧器

Fig. 6.2 400 kV transformer under shipping.

器はこのような作業が不要なので据付期間が短かくてよく、その結果変圧器中の絶縁物が空気にさらされて吸湿する機会が少なくなり、工場で試験したときとほぼ同じ状態に保たれるので、絶縁が重要な超々高圧変圧器に理想的である。

単相 75,000 kVA、400 kV 昇圧用変圧器の本体の輸送重量・寸法は次のとおりである。

重 量	70,000 kg
外形寸法 幅	3,560 mm
長さ	6,970 mm
高さ	2,540 mm

7. む す び

わが国で製作された電力用変圧器として、最高電圧を記録したメキシコ向け 400 kV 変圧器の概要を紹介した。この技術を基礎にして、まもなく実現する日本の 500 kV 級送電用の超々高圧変圧器も容易に製作できるようになった。

最後にこの 400 kV 変圧器の製作にご協力いただいた多くの方々に感謝の意を表したい。

参 考 文 献

- (1) Tomas Guzman Cantu : Revista Mexicana de Electricidad, 308, 6, (1966)
- (2) Tomas Guman Cantu : Revista Mixicana de Electricidad, 309, 6, (1966)
- (3) Comisión federal de electricidad : Valle de Mexico, 84

メキシコ向け400kV分路リアクトル

山内 敦*・池田 五郎*・武智 盛明*

400 kV Shunt Reactors Exported Mexico

Itami Works Atsushi YAMAUCHI・Goro IKEDA・Moriaki TAKECHI

With the expansion of extra high voltage networks and the uprise of system voltages, single unit capacities of shunt reactors have increased a great deal. Under the circumstances direct connection to extra high voltage systems has come into pertinent question. Mitsubishi has been working on the problem for some years and completed a new insulation method as a result of trial manufacture. Based on this success and in combination with the experience of building air-core type shunt reactors, Mitsubishi has brought completion extra high voltage shunt reactors rated 35 MVA 400 kV to be supplied to the Comisión Federal de Electricidad in Mexico. These are unprecedented units built in Japan and have many salient features. In the course of designing them through analysis has been made on reactance, magnetic field distribution, losses and vibration together with the manufacture of reduced scale models.

1. ま え が き

超高压送電網において、軽負荷時、開閉操作時、じよう(擾)乱時、しばしば進相容量の発生が問題となり、この問題は系統電圧の上昇、送電網の拡大、線路区間の延長につれて増大する。従来、この進相容量は、交流発電機母線または変圧器三次に接続された分路リアクトルによって補償することが行なわれてきたが、補償効果、系統の運転信頼性、開閉装置、系統電圧の上昇等の問題から、分路リアクトルを超高压系に直接接続することが検討されている⁽¹⁾。

今回当社は、メキシコ電力庁向けとして35 MVA 400 kV分路リアクトル8台を受注し、内1台を完成した。これはわが国で製作される最初の超々高压分路リアクトルであり、多くの特長を有するので、ここにその概要を紹介する。

超々高压分路リアクトルは、絶縁構造上は超々高压変圧器の製作にあたって開発された技術がそのまま適用できる。当社でも、この分野ではすでに多くの研究・試作が行なわれると同時に、実系統用としての超々高压変圧器の製作実績も有していることは別項に述べられているとおりである。しかし、超々高压分路リアクトルにおいては、単に絶縁構造が設計の要点となるのみならず、絶縁構造に付随するコイル配置・形状の制約から、その設計にあたっては、従来の10~70 kV級分路リアクトルとは異なる配慮を必要とする。

この分路リアクトルは、当社が大容量分路リアクトルの標準構造としている空心構造を採用し、この構造が外鉄形変圧器に類似している特長を生かして、当社の外鉄形変圧器製作における長年の経験を採り入れると同時に、分路リアクトル特有の問題であるリアクタンス・磁気シールド・磁界分布・損失等について解析を行ない、さらに縮尺モデルを製作して実測を行なった。また、従来分路リアクトルにおいて問題とされた振動・騒音についても種々検討を行なった。

2. 定格および仕様

形 式	空心形、三相、油入自冷式、SSLA形
周波数	60 c/s
容 量	35 MVA

定格電圧	420 kV
最高回路電圧	440 kV
結 線	星 形
リアクタンス	5,040 Ω/phase
試験電圧	
加圧試験電圧	70 kV
誘導試験電圧	常規電圧×2
衝撃試験電圧	線路側 1,450 kV 中性点側 200 kV
温度上昇	巻線 50°C (抵抗法)
騒 音	81 dB

3. 空心形分路リアクトル

分路リアクトルは、構造上、鉄心形と空心形がある⁽²⁾。以前は、鉄心脚に空ゲキを設けた鉄心形で製作されたが、最近分路リアクトルの大容量化に伴い、経済性と特性上の問題から、空心形を採用することが検討されるようになった。

当社は昭和38年、当時国内最大容量であった電源開発納め三相50 c/s 400 MVA分路リアクトル⁽³⁾の製作にあたって空心構造を採用して以来、20 MVA級以上の大容量分路リアクトルをすべて空心形で製作し、この構造が分路リアクトルの大容量・高压化に適した構造であることを確かめてきた。

分路リアクトルに吸収される無効エネルギーには、一般に次の関係がある。

$$P \propto \frac{B^2}{\mu} \times V$$

B : 磁束密度、 μ : 透磁率、 V : 磁気回路の体積

上式から明らかなように、磁気回路としては透磁率の低いものの方が有利で、一般には空ゲキが用いられる。したがって、磁束の通路として磁性体を使用される場合にも、透磁率が空ゲキに比べて著しく大きいために、磁性体の中で吸収されるエネルギーはきわめて小さい。

鉄心形分路リアクトルは鉄心脚部に空ゲキを設けたもので、比較的高い磁束密度を使用しうる特長がある。しかし、空ゲキ部では磁束のフリンジング (fringing) が生じ、等価磁束密度が低下すると

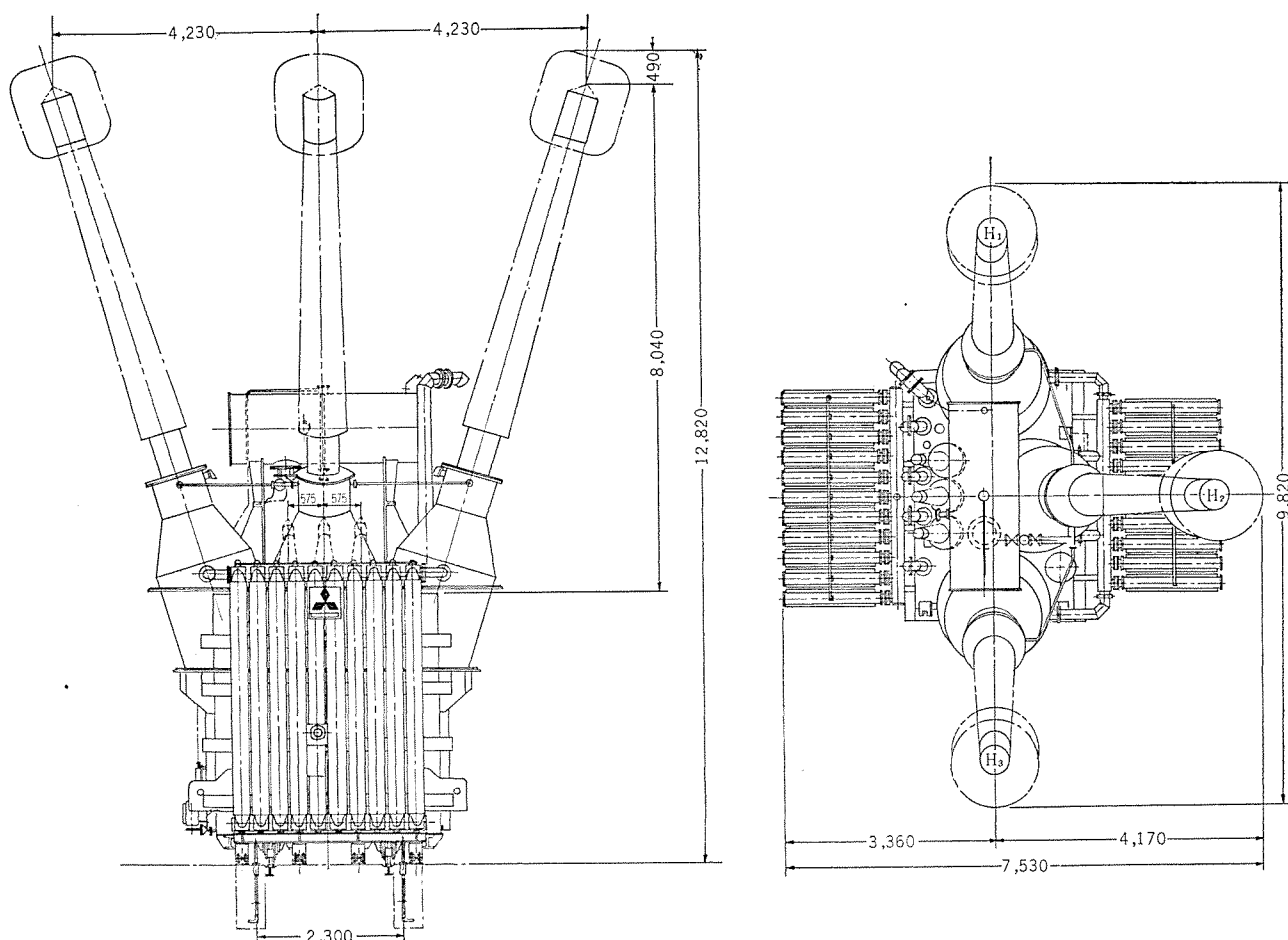


図 1.1 35 MVA 400 kV 分路リアクトル外形図

Fig. 1.1 Outlines of 35 MVA 400 kV shunt reactor.

同時に、鉄心ならびに巻線における渦流損が増加するために、空ゲキを細分化するか、場合によっては放射状鉄心が採用される。一般に空ゲキを細分することが多いが、必然的に鉄心ブロックも細分することを要する。この空ゲキの全長は、ほぼ

$$l_g = 2.5 \frac{NI}{B} \text{ (cm)}$$

N : 巻数, I : 電流 (A), B : 磁束密度 (G)

で与えられるが、容量の増加とともに空ゲキの占める部分が増大し、空ゲキの細分が困難となる。

さらに空ゲキをはさんだ鉄心ブロック間には

$$\frac{F}{S} = \frac{B^2}{2\mu}$$

で与えられる吸引力が働き、これが振動・騒音の原因となり、これを防ぐため、機械的に十分強固な鉄心構造を必要とし、この機械力もリアクトルの容量の増加とともに増大し、大容量器ではその対策が著しく困難となる。

空心形分路リアクトルは、鉄心形分路リアクトルの上述の欠点を本質的に除去するために採用されるものであり、コイルは空心でコイル内に鉄心脚をもたない。空心コイルでは磁束の影響によりタンクその他の構造物の過熱・損失の増大等を生ずるので、コイル外周またはタンク内周に導電シールドまたは磁気シールドが使用されるが、その構造はきわめて単純で工作も容易である。

この分路リアクトルでは、経済性・特性を十分検討のうえ、図 3.1 の形状の磁気シールドを有する空心構造を採用した。コイル形状としては、コイル軸長が短かく、コイル幅の広いものが、磁気抵

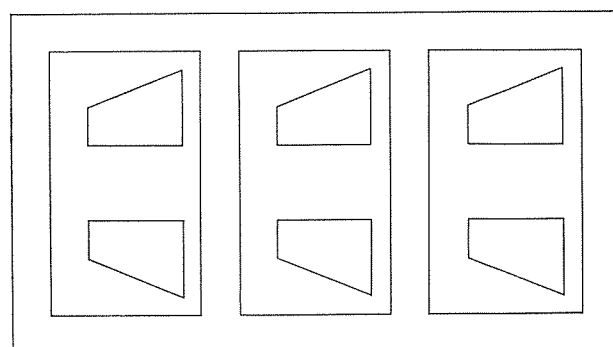


図 3.1 シールド構造

Fig. 3.1 Arrangement of magnetic shield.

抗が低下し、単位長あたりの AT が大きく、高い磁束密度が得られやすい点で有利である。

鉄心形分路リアクトルでは、磁束密度を 9,000~12,000 ガウス程度に採るが、空心形リアクトルは鉄心形リアクトルに比べ磁束密度が低く、一般に 2,000~5,000 ガウス程度に採られる。しかし、磁束がコイル内を通るため、磁気回路の等価断面積は鉄心形に比べ大きな値となる。コイル幅が広いため、コイルは垂直に配置する方が冷却効果の点で有利であり、したがって磁気シールドはコイル周囲に同一幅のケイ素鋼板を積み重ねた構造となる。この構造は、外鉄形変圧器のコイル内鉄心脚を除いたものに類似しており、外鉄形変圧器製作の経験をそのまま生かすことができる。

4. 磁界分布

分路リアクトルの巻線・磁気シールドおよびその周辺における磁界分布を知ることは、リアクトルの設計上、きわめて重要な問題である。

空心形分路リアクトルでは、空心コイルの周囲に磁気シールドを配した構造であり、コイル内に鉄心脚をもたないため、磁束分布が非常に乱れているように考えられやすいが、本質的には磁束の乱れは少いものである。これは次のように考えれば明らかであろう。通常、空心形分路リアクトルの磁気シールドはコイル高さと同程度以上積み重ねた構造であるので、磁気シールドの窓の中の磁界は鏡像の原理により、コイル自身とその影像との合成磁界を考えればよく、その結果、コイルと磁気シールドとの軸方向間隔が無視しうる場合には、図4.1のようにコイル内磁界は無限長ソレノイドの磁界に等しい。したがってその磁界はコイル軸に平行であり、また、コイルの外には磁界は存在しない。

一般にはコイルと鉄心間には絶縁とコイル支持の点からある程度の距離を必要とし、また段絶縁が採用されることもあるので、上述の仮定は成立しないが、図4.2のようなツヅミ形配置のコイル

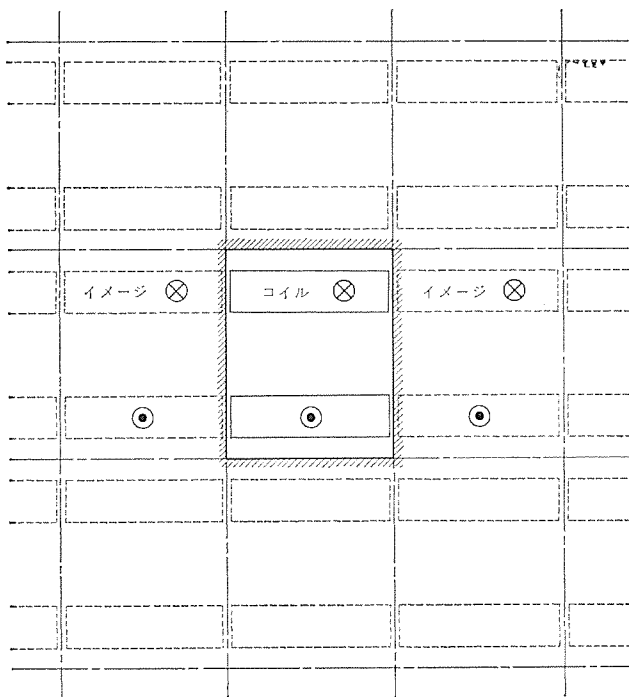


図 4.1 影像法 Fig. 4.1 Image method.

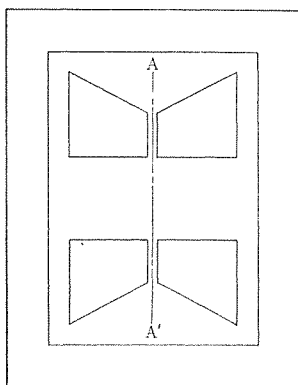


図 4.2 鼓形段絶縁コイル配置
Fig. 4.2 Coil arrangement of hand drum type graded insulation.

構造では、AA'面に磁気シールドが存在する場合と等価で、コイルとシールド間の距離は著しく短縮され、その磁界分布は直線分布に近くなる⁽⁴⁾。この分路リアクトルでは、容量の関係で図3.1の配置を採用したので、その磁界分布を知るため、導電紙による磁界模写および電子計算機による磁界計算を行なうと同時に、縮尺

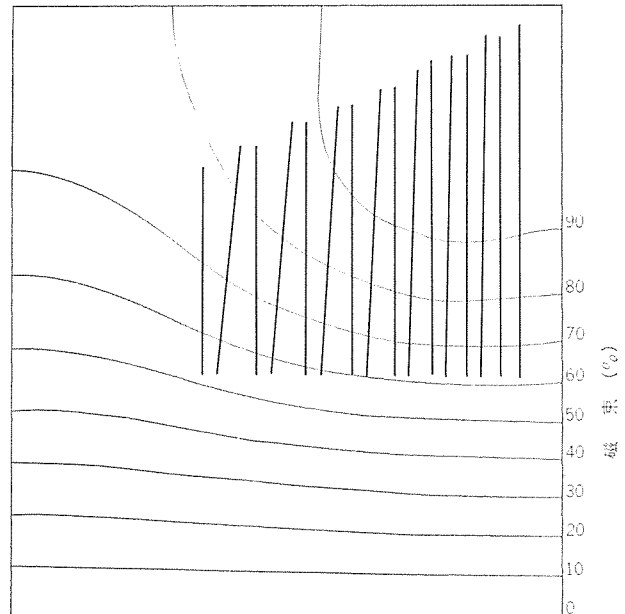


図 4.3 シールド付空心リアクトル 磁束分布
Fig. 4.3 Flux distribution of shielded air-core reactor.

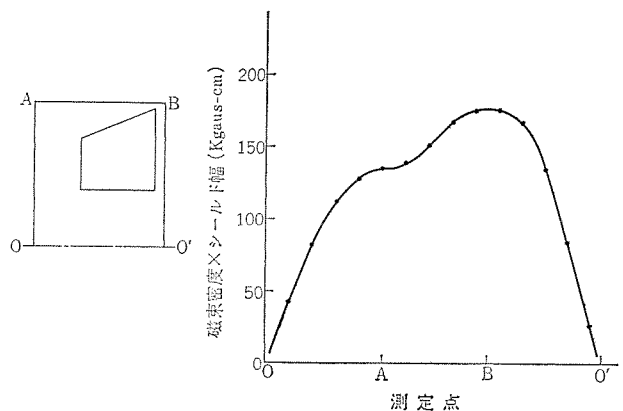


図 4.4 シールド内磁束密度 (水平断面)
Fig. 4.4 Flux density in magnetic shield (Horizontal cross section)

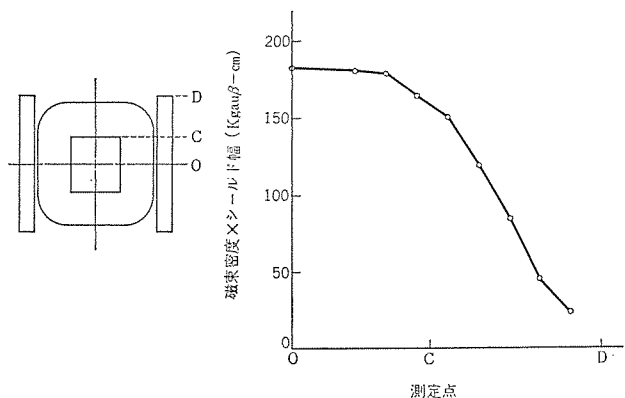


図 4.5 シールド内磁束密度 (垂直断面)
Fig. 4.5 Flux density in magnetic shield (Vertical cross section)



図 4.6 35 MVA 400 kV 分路リアクトル 縮尺モデル
Fig. 4.6 Reduced scale model of 35 MVA 400 kV shunt reactor.

モデルを製作して実測を行なった。

図 4.3 および図 4.4 は磁界模写の結果得られた磁界分布図の一例であり、図 4.3 はコイル中心軸を含む水平断面における空間の磁束分布を示し、図 4.4 は同じ断面における磁気シールド内の磁束密度分布を示している。また、図 4.5 は縮尺モデルによって得られた磁気シールド内の積み高さ方向の磁束密度分布を示している。

導電紙による磁界模写は、二次元磁界に対して有効なものであるが、この分路リアクトルのように方形コイルを使用し、磁気シールドが十分な積み高さを有する場合には、近似的に二次元磁界とみることができる。これは今回行なった磁界模写と縮尺モデルによる実測とがきわめてよく一致する点からもうなづける。

5. リアクタンス

リアクタンスは分路リアクトルにおいて最も重要な特性であると同時に、狭い裕度を要求されることが多いので、設計にあたっては十分な検討が必要である。

磁気シールドを有する空心形分路リアクトルのリアクタンスは次式で与えられ、空心リアクタンスに比べて増加する。

$$X = 2\pi f \mu_0 \frac{N^2}{l} S$$

N : 全巻数, l : 窓長さ, S : 等価断面積

ここで、 S はコイル形状により非常に煩雑な計算を要するので、形状比をパラメータとするリアクタンス計算図表を電子計算機を用いて作成した。

リアクタンスが増加するのは、磁気シールドが磁束の通路を形成して磁気抵抗が減少し、コイルの鎖交磁束数が増加するためであるが、別の観点に立てば、リアクタンスの増加分は前述の鏡像の原理を応用して、コイルとその影像との相互リアクタンスの総和に等しいと考えることができる。この計算は非常に手数を要するが、電子計算機を用いれば可能である。

この分路リアクトルの製作にあたっては、上記二種の方式による計算と縮尺モデルによる実測を行ない、いずれの方法によっても実用上十分な精度を有することを確認した。

リアクタンスの電圧特性は、起磁力の大部分が空間で消費されるため良好で、110%程度の過電圧に対しては、リアクタンスの変化は認められない。また、中性点を接地して使用する分路リアクトルでは、各相リアクタンスの不同により中性点に基本波電流が流れるため、各相リアクタンスの偏差はできる限り小さいことが望ましいが、

メキシコ向け 400 kV 分路リアクトル・山内・池田・武智

これは主としてコイル寸法の工作精度により定まるため比較的小さい。

6. 損 失

分路リアクトルの損失は鉄損・抵抗損および漂遊損からなる。鉄損とは磁気シールド内の損失の意味であるが、空心形分路リアクトルの磁気シールド内の磁束密度分布は図 4.4 および図 4.5 のように一様でないので、鉄損を精度よく推定するためには、磁気シールド内の磁束密度分布を正確にはあくしておく必要があり、また変圧器と異なり、低磁束密度領域におけるケイ(硅)素鋼板の磁気特性を知る必要がある。鉄心形分路リアクトルでは磁束のフリンジングにより鉄損が増加するが、空心形分路リアクトルでは磁束がケイ素鋼板の積層面に直角にはいるためこの影響は少なく、鉄損はケイ素鋼板内の磁束密度分布のみにより定まると考えてよい。

漂遊損は十分な磁気シールドを有する場合には、主として導体内の渦流損からなる。分路リアクトルは変圧器に比べ一般に巻線内磁束密度が高く、とくに空心形リアクトルではこの傾向が強い。一般に方形断面を有する導体の磁界分布が与えられているとき、渦流損は磁界の x 軸成分のみが存在する場合の渦流損と y 軸成分のみが存在する場合の渦流損の和として与えられ、おのおのの成分は磁界に直角な導体幅の 2 乗に比例する⁽⁶⁾。この分路リアクトルでは導電紙による磁界分布の測定結果をもとに、軸方向磁界に直角な面の導体幅を工作上許容しうる範囲で小さく選び、同時に径方向磁界による渦流損低減の目的で 3 分割導体を使用した。

複導体を使用すると、導体間の誘起電圧の差により循環電流を生ずるため転位を施すことが必要となる。図 6.1 のような二つの回路の不平衡電圧は、二つの回路の作る立体の表面のうち S'' から出る磁束のみに関係し

$$e = - \frac{d}{dt} \int_{S''} \mathbf{B} \cdot \mathbf{n} dS \quad [\mathbf{n} \text{ は } S'' \text{ の法線単位ベクトル}]$$

で与えられる。転位はこの不平衡電圧を生じないように、導体の相互位置を変えるもので、分路リアクトルでは径方向磁界が巻線の位置によって変化しているので注意を要する。図 6.2 のような形状のコイルにおいて、 n^{r} 目の径方向磁束密度を $B(n)$ とすれば、 n^{r} 目の導体と鎖交する径方向磁束は、2 導体間の距離を d とし、

$$\phi(n) = d \times MT_n \times B(n)$$

で表わされる。ただし、 MT_n は n^{r} 目の平均長で

$$MT_n = 2(A+B+4R) + 2\pi \left\{ R + \frac{C}{N} \left(n - \frac{1}{2} \right) \right\}$$

で与えられる。 N_0^{r} 目で転位を行なうものとすれば、 1^{r} 目から

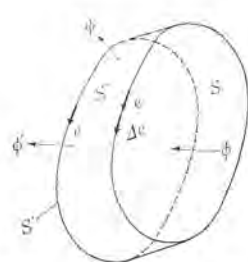


図 6.1 並列導体間の不平衡電圧
Fig. 6.1 Unbalance voltage between parallel conductor elements.

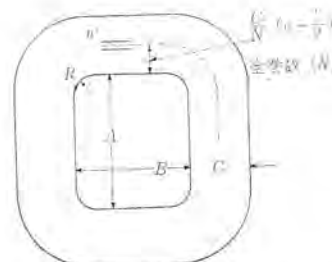


図 6.2 分路リアクトルコイル
Fig. 6.2 Pan cake coil of shunt reactor.

$N_0 T$ 目までの誘起電圧 e_1 、および $N_0 T$ 目から $N T$ 目までの誘起電圧 e_2 は

$$e_1 = 4.44 f \left\{ \sum_{n=1}^{N_0-1} \phi(n) + \frac{1}{2} \phi(N_0) \right\}$$

$$e_2 = 4.44 f \left\{ \sum_{n=N_0+1}^N \phi(n) + \frac{1}{2} \phi(N_0) \right\}$$

したがって、転位の条件は

$$\sum_{n=1}^{N_0-1} \phi(n) = \sum_{n=N_0+1}^N \phi(n)$$

となる。このリアクトルでは、上記の関係を満す N_0 を選んで1枚のコイルにつき1箇所ずつ転位を行ない、循環電流による損失を最小に押えるよう留意した。

7. 振動・騒音

鉄心形分路リアクトルにおいて、鉄心空け部の吸引力が振動の原因となることは既述のとおりであるが、空心形分路リアクトルでは、コイル軸に直角な磁気シールド面が吸引力を受ける。この吸引力は空間磁束密度の2乗に比例し、鉄心形に比べ小さい。この分路リアクトルでは、空間磁束密度は一般の鉄心形分路リアクトルの3分の1以下に選んである。この吸引力による振動は磁気シールドの固有振動周波数と密接な関係をもっており、これが加振力の周波数と一致しないよう留意する必要がある。外鉄形変圧器鉄心の固有振動周波数は数百 c/s 以上にあり、加振力の周波数に比べて十分高いと言えるが、空心形分路リアクトルでは単に電気的特性のみを考慮して設計すると固有振動周波数が低下しやすい。磁気シールドの振動モードは、40 MVA 級分路リアクトルの実測結果から単純な一次モードに近いことが確かめられている。磁気シールドの固有振動周波数は、ほぼ

$$f_0 = K \frac{t}{l^2}$$

t : シールド幅、 l : シールド長さ、 K : 係数

で与えられるので、磁気シールドの寸法・形状はこの点を考慮して決定する必要がある。

分路リアクトルの振動を押えるためには、磁気シールド自体の振動のほか、タンクの設計もまた重要な問題である。タンクの構造は耐真空性を考慮しただけでは、振動の点で十分でない場合があり、

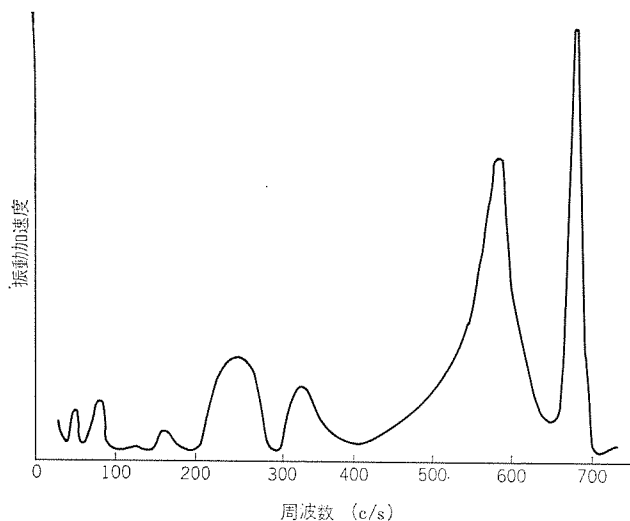


図 7.1 タンク壁モデルの振動測定
Fig. 7.1 Vibration measurements on a model of tank wall.

補強の方法を工夫することにより著しく振動を低減することができる。

この分路リアクトルでは、タンク補強の方式を決定するための実験を行ない、タンク壁の共振周波数の分布を知ることができた。図 7.1 はその一例である。タンク補強の方法が適切でない場合には、タンク壁の共振 Q はきわめて高く、これが加振力の周波数と一致するときはきわめて大きな振動を生ずることがわかった。この実験結果により加振力周波数に近い共振周波数をもたぬこと、加振力の周波数以外にも急峻な共振点をもたぬことに留意し、振動に鈍感なタンクの設計を行なった。

8. 構造

8.1 巻線

巻線形状は既述のとおり、コイル軸長が短かくコイル幅の広いものが有利であるので、外鉄形変圧器と同様の方形板状コイルを用いた。これは、段絶縁が容易に適用しうること、後述の新形絶縁方式を採用するうえにも好都合であり、特殊な工作設備を新設する必要がないこと、ならびに磁気シールド窓内の導体占積率が良好であることなどを考慮したためであり、この意味で円筒巻コイルの採用は利点が少ない。

巻線を構成する導体素線としては、平角銅線を使用し、これを2枚のクラフト紙で絶縁のうえ、3本合わせて素線とし、この上に電圧に応じて良質のクラフト紙を巻いて層間絶縁耐力を与えている。10~70 kV 級空心形分路リアクトルでは、導体内渦流損低減の目的でホルマル絶縁された軟銅撚線を使用してきたが⁽³⁾、この分路リアクトルでは巻線電流が 48.1 A であるため、平角銅線を用いても導体を適当な寸法に細分できる。

巻線はコイル間の対向面積が大で、コイルと大地間の対向面積が小さいため、衝撃電圧に対する電位分布特性が良好であるが、さらに絶縁物を巻線内電圧の等電位面に一致するよう配置して、破壊は必ず固体絶縁物を貫通するのだから起り得ない、いわ

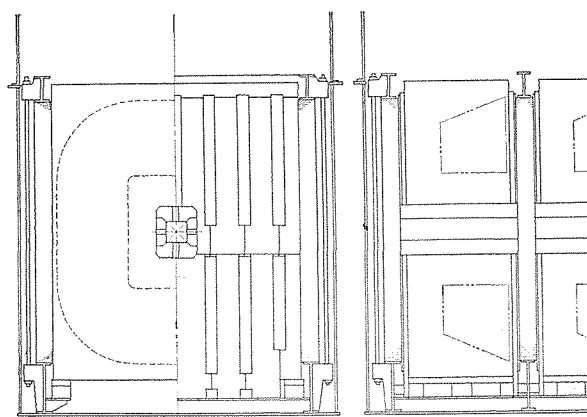


図 8.1 35 MVA 400 kV 分路リアクトル 構造図
Fig. 8.1 Construction of 35 MVA 400 kV shunt reactor.

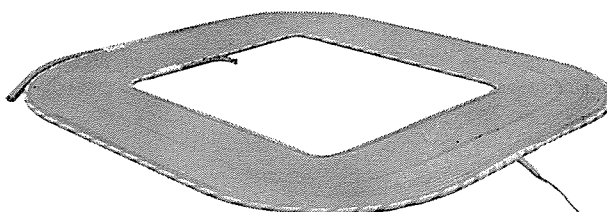


図 8.2 分路リアクトルコイル
Fig. 8.2 Coil.

ゆるサージプルーフ形として高い衝撃比を得ている。また、線路端コイルの外側には端子と同電位の静電シヤヘイ板を直列静電容量を追加し、線路端付近のストレス集中を緩和している。

以上は、従来の外鉄形変圧器のサージプルーフ絶縁構造と同一であるが、この分路リアクトルはさらに超々高圧変圧器の製作にあたって開発された新しい絶縁方式を採用した。この新絶縁方式は、コイル端に円形のシールド線を付加して局所的な電界集中を緩和し、コイル近傍の電位傾度の高い部分には、絶縁耐力の高い絶縁紙または油浸プレスボードを密着して包んでいる。また、電界の集中するコイルの近くを誘電率の高い油浸プレスボードで充填（填）し、コイルから遠ざかるにしたがって絶縁油の占める割合を多くし、コイル全体にわたって平等電界に近くして、高い絶縁耐力を得ている。

この分路リアクトルは段絶縁を採用しており、図3.1のとおり線路端コイルから中性点コイルに近づくに従いコイル幅が広く、1コイル当たりの巻数が増加している。方形板状コイルを使用しているので段絶縁はきわめて容易に実施できる。段絶縁巻線配置としては、既述のとおり、図3.1のほか図4.2のように、いわゆる鼓形配置があり、電界分布・巻線占積率の点でもすぐれているが、この分路リアクトルは巻線電流が小さく、鼓形配置では導体断面積が図3.1の場合の2分の1となり、巻線の機械的強度が低下するため図3.1の配置を使用した。

線路端コイルの外側には端子と同電位の静電シヤヘイ板を配置して線路端付近の電圧分布特性を制御しているのは前述のとおりであるが、この静電板には変圧器とは異なる配慮を必要とする。外鉄形変圧器では漏れ磁束が静電板に平行で、静電板内に発生する渦流損のきわめて小さいことが特長であるが、分路リアクトルでは磁束が静電板に直角となり渦流損を発生する。このため静電板の材質としてはシヤヘイ効果と渦流損とを勘案して抵抗率を選び、新しい材質・形式を採用した。

コイル心形部は木製クサビをツク状に形成し、四方向に締付け力を生ずる構造とし、これを別のガラスエポキシ樹脂製のささえ板で支持している。コイルは、中身組立前に予備乾燥油含浸を行ない、さらにささえ板もクサビ状として軸方向に締付けているため、磁気シールドとともに一体化され、輸送時および運転時の振動によってゆみの生じない構造となっている。心形は、軸方向に電界を受け、誘電体損により加熱されることを防ぐため静電的にシールドを行なっている。

8.2 磁気シールド

磁気シールドは図3.1のとおり外鉄形変圧器と類似の構造であるが、タンクその他の構造物に対する漏れ磁束の影響を避けるため、コイル高さと同程度の高さとしている。磁気シールドには磁束が直角にはいるので、無方向性ケイ素鋼板を使用し、すべて同一幅である。磁気シールド内の磁束密度分布は図4.5のとおり、積み高さ方向にも変化しており、中心部が高く、上端下端部では低くなっている。中心部に上質のケイ素鋼板を使用し、上下端部は中心部よりも低級のケイ素鋼板としている。磁気シールド内の損失を低減する目的では、ケイ素鋼板のブレードの高いことが望ましいが、磁気シールドの幅は、むしろ機械的特性から決定され、この面から磁束密度がおさえられるので、とくに高級ケイ素鋼板である必要はない。この磁気シールドは、上部下部端ツクとタイボルトにより強固に締付け、防振ゴムを介してタンクに取付けられている。

空心形分路リアクトルの磁気シールドは、上述のとおり同一幅のケ
メキシコ 向け 400 kV 分路 リアクトル・山内・池田・武智

イ素鋼板を積み重ねた構造で空ガキをもたないため、その構造はきわめて単純で、機械的に堅固である。

8.3 外部構造

この分路リアクトルの外部構造は、一般の外鉄形変圧器と同様であるが、タンクの設計には既述のとおりとくに考慮を払い、補強ピッチ・形状・強度を十分検討して振動に鈍感な構造としている。

また、線路側の 420 kV ブラッシングは、塩害汚損を考慮して気中側トウ（套管）の表面漏れ長を 6 cm/kV とするよう指定があり、気中側トウ管の長さは約 6 m である。このブラッシングは、油入コンデンサ形で多くの特長を有するが、別項に詳述されているので重複を避ける。

9. 試 験

9.1 超々高圧分路リアクトルの試験

分路リアクトルの試験には次のものがある。

- | | |
|------------------------------|--------------|
| (1) 巻線抵抗測定 | (7) 誘導過電圧試験 |
| (2) リアクタンス測定 | (8) 衝撃電圧試験 |
| (3) 損失測定 | (9) 温度上昇試験 |
| (4) 絶縁抵抗測定 | (10) 騒音試験 |
| (5) 静電容量および $\tan \delta$ 測定 | (11) 振動測定 |
| (6) 商用周波耐圧試験 | (12) コロノイズ測定 |

上記のうち(2)、(3)、(7)、(9)の各項は変圧器と異なり、試験設備および測定技術上分路リアクトル特有の問題を有する。すなわち、分路リアクトルでは印加電圧に応じた無効電力が吸収されるため、試験電圧に等しい高電圧とそれに対応する大容量の無効電力を供給しうる試験設備を必要とし、とくに超々高圧大容量分路リアクトルでは第一に設備的に制約を受ける。今回は幸いメキシコ電力庁向けとして、単相 60 c/s $\frac{400}{\sqrt{3}} / \frac{230}{\sqrt{3}} / 13.8 \text{ kV}$ 75 MVA の単巻変圧器を同時に受注したので、ほとんどすべての試験が実施可能となった。

9.2 損失測定

分路リアクトルは非常に低力率のため、損失測定には特別の考慮を払う必要があり、普通の電力計法では精度のよい測定は不可能である。これに代るものとして従来当所では、リアクトルと並列にコンデンサを入れて力率を改善し、電力計で測定した全損失からコンデンサの損失を差引く方法を採用しており、この方法はコンデンサの損失角測定に留意すれば最も信頼できる方法の一つである。しかし、最近の超高圧分路リアクトルの出現と大容量化のため、リアクトル容量とほぼ同容量で超高圧の試験に耐えるコンデンサ群および PT、CT 等の測定設備も必要となり、設備上の制約を受けると同時にテストフロア、スペース等の増加を招き、この方法は不適当である。

従来より種々のブリッジ回路を使った直接測定が行なわれていたが、取扱いに注意しないと誤差を招くおそれがあった。最近ではこれ等の試みの結果、十分精度の高いブリッジ方式も二、三紹介されている⁽⁶⁾⁽⁷⁾。C、R、L、M の組合わせを使った種々の回路が考えられるが、測定上の問題点としては、測定時に大電流・高電圧場で実施されるので、誘導の影響を受けにくく、また十分シヤヘイされていることが必要である。測定器を誘導より防ぐため測定器は強い電磁界から離すことはもちろん、誘導を受けにくい R、C の組合わせによる方式が採用されている。

他の有力な方法は欧州メーカで実施されている熱流量計によりリアクトル内に発生する損失を算定するもので 1.5~2.0 % の精度が

報告されている⁽⁸⁾⁽⁹⁾。この場合、水冷式熱交換機を使用するので送油風冷または自冷式のときは熱交換器を水冷式にしたうえ、放熱面はすべて断熱材でおおふ必要があるなど実施面で難点がある。

熱量によるもので、比較的簡便で精度のよい損失測定に次のような方法も考えられる。一般に油入式変圧器および分路リアクトルでは油の温度上昇と供給損失の間には次の関係が成立する。

$$\theta \propto \left(\frac{S}{W} \right)^{\gamma}$$

W : 供給損失, S : 冷却面積
 γ : 定数 (0.6~1.0 の範囲で変る)

交流により温度上昇試験を行なって油温度上昇を求め、次に同一条件で直流により損失を供給し、このときの油温度上昇を先の交流によるものと等しくすれば、直流による供給損失は容易に測定できる。油温度上昇が高くなるように冷却器運転台数を調整し、また温度測定に十分に留意すれば、2.5%程度の精度とすることができる。

分路リアクトルの損失測定法は種々あるが、一長一短があり確立されていない。今回は実施面の簡便さを考慮してブリッジ法を採用し、熱量による方法を比較検討の意味で行なった。

9.3 誘導過電圧試験

変圧器と異なり分路リアクトルでは誘導試験時に、大容量の無効電力を吸収するので、超々高压、大容量電源変圧器および補償コンデンサを必要とする(この分路リアクトルでは試験周波数 180 c/s で容量 $35 \times 2^2/3 = 46.7$ MVA, 電圧 $2 \times 240/\sqrt{3} = 485$ kV)。

今回は幸い $400/\sqrt{3}/230/\sqrt{3}/13.8$ kV, 75 MVA 変圧器を同時受注したので実施可能であるが、一般には超々高压分路リアクトルのこの種の試験は大規模な電源設備を要するので余り実施されず、インパルスで代行されている。また電圧・電流変化によりリアクタンス変化をみる故障検出も、微小巻回間絶縁破壊に対してはリアクタンス変化が非常に小さく、有効でないので、インパルスによる故障検出に頼らざるを得ない。今後も電源変圧器と同時受注しない限り実施不可能であろう。

9.4 振動測定

リアクトルの性質上、かなり大きな振動が予想されるので、防振設計の効果の確認および異常振動の有無の確認等は十分検討する必要がある。測定法としてヒズミ、加速度、振幅がある。ヒズミ計

を使用するのは機械的ストレスを直接測定するので望ましいが、取付けに運転を停止しなければならず取扱いが厄介である。加速度・振幅測定は比較的簡単にできるので振動の増加の有無のチェック手段として有効な方法である。

10. む す び

超高压送電網の拡大、系統電圧の上昇に伴い分路リアクトルの単器容量が増大するとともに、超高压系への直接接続が検討されるようになった。当社では、数年来の研究・試作により完成した新絶縁方式と、空心形分路リアクトル製作の経験とを総合して、メキシコ電力向け 35 MVA 400 kV 分路リアクトルを完成した。これはわが国で製作される最初の超々高压分路リアクトルであり、その構造・特長につき概要を紹介した。この分路リアクトル製作にあたっては特性的に十分な検討を行ない豊富な資料をうることができ、さらに大容量の超々高压分路リアクトルについても、適切な配置・構造の選定によりいっそう良好な特性が期待できることがわかった。超々高压分路リアクトルは今後解決すべき問題も多いが、今回の経験を生かして特性のいっそうの向上を計るとともに、試験方法を確立してゆくよう努力したい。

参 考 文 献

- (1) G. Jacke ほか : CIGRE Report No. 412 (1962)
- (2) 山内 : 「三菱電機技報」 38, 424 (昭 38)
- (3) 山内, 祖開, 池田 : 「三菱電機技報」 38, 1118 (昭 38)
- (4) P. Hofer, G. Garcia : Revue Générale de l' Electricité, 1095 (1965)
- (5) W. Dietrich : Archiv für Elektrotechnik, 4, 209 (1961)
- (6) W. Erd, D. J. Kraaij : Brown Boveri Review, 52, 864 (1966)
- (7) F. Deutsch : Brown Boveri Review, 47, 268 (1960)
- (8) G. von Geijer ほか : CIGRE Report No. 118, June 10 (1964)
- (9) H. de Bourg ほか : CIGRE Report No. 119, June 10 (1964)

超々高圧変圧器に対する絶縁試験

岩崎 晴光*・青木 俊之**・三浦 良和**・佐藤 克彦**

Switching Surges and Partial Discharge Tests
for Extra-High Voltage Transformers

Itami Works Harumitsu IWASAKI・Toshiyuki AOKI・Yoshikazu MIURA・Katsuhiko SATO

Through the most effective design of the system insulation in connection with extra high voltage transmission, BIL has been reduced and commercial frequency test voltage has been also lowered. Switching surges, however, have a bearing to the system voltages and pose problems on the strength to withstand them for which no special consideration has been taken for the past. In addition, the fact, that the ratio of the commercial frequency test voltage to the operating voltage has become small, offers the needs for checking the internal partial discharge under the operation voltage. This article describes switching surge tests on transformers and partial discharge tests together with test results made available by the Company.

1. ま え が き

世界各国における送電システムの超々高圧化が進み、スウェーデンではすでに1952年から380 kVの送電が開始されており、引きつづき各国での計画が具体化されて、超々高圧機器が、わが国にも発注されるようになってきている。

わが国でも別稿のごとく、武山に500 kV送電の研究所が建設され、本年1月末から活動を開始しており、さらに実系統としては、東京電力、房総線をはじめとして、各電力会社において超々高圧送電が計画されている。

これらの系統は、系統絶縁設計の合理化によりBILが低減され、それにともなって商用周波試験電圧も低い値となっている。

しかし、開閉サージは、系統電圧に関係するため、BILを低減した場合には従来考慮されなかった開閉サージ耐圧が問題となり、また機器の商用周波試験電圧と、運転電圧の比が小さくなったことから、運転電圧での内部コロナ（油中コロナ）が問題としてとりあげられるようになった。

超々高圧変圧器に対しても、これら二つの問題が絶縁上重要視されるので、この稿では、開閉サージ試験と、コロナ試験について説明し、合わせて実測例を紹介する。

2. 開閉サージ試験

超々高圧送電に使用される機器の絶縁レベルを選定する場合経済的な根拠から、積極的に絶縁を低減することが行なわれている。

わが国の275 kV級は有効接地系統に使用されているので、1段落としの基準電圧 $E=200$ kV、基準衝撃絶縁レベル (BIL) $=5E+50$ kV $=1,050$ kV が採用されているが、この比例的関係からすれば、表2.1のようにIECのHighest Voltage for Equipment $U_m=525$ kVでは、 $E=350$ kVとなり、BIL 1,800 kV、 $U_m=420$ kVでは、 $E=275$ kV、BIL 1,425 kVが使用されなければならないが、IECの最近の傾向として、 $U_m=525$ kV級に対して、BIL 1,550 kVか、1,675 kVの二つのレベルを選択することを推奨しているし、さらにアメリカのVEPCO⁽¹⁾では、変圧器に対してBIL 1,300 kVを採用している。これは、 $E=200$ kV BIL 1,050 kVを一段落としとすれば、 $E=350$ kV、 $U=525$ kVに対して、BIL 1,550 kVは2段落としとなりBIL 1,300 kVは3段落としと見なされる。

表 2.1 基準電圧とBIL、商用周波試験電圧の関係
Table 2.1 Relation between reference voltage and BIL, commercial frequency test voltage.

基準電圧 E (kV)	200	225	250	275	300	325	350
基準衝擊度 BIL $5E+50$ (kV)	1,050	1,175	1,300	1,425	1,550	1,675	1,800
商用周波試験電圧 $3.3E$ (kV)	460	510	570	630	680	740	805
最高運転電圧 U_m (kV)	300		VEPCO 採用	PGE 採用	IEC 推奨		
			525				
			425				

このようにBILを低減するためには、まず、衝撃電圧については、避雷器の制限電圧比、

$$DIL \left(\text{Discharge Level Ratio} = \frac{\text{制限電圧}}{\text{定格電圧}} \right)$$

を考えて、絶縁協調が行なわれ、開閉サージについては、シャ断器の投入、シャ断時に発生を抑制するとともに、避雷器の開閉サージ放電開始電圧を規制して、開閉サージ領域において協調を保つ必要がある。

したがって、従来の1段落としの場合については、衝撃電圧の絶縁協調を主体として、変圧器については、衝撃電圧試験が課せられ系統に発生する開閉サージについては、経験上の裕度からとくに問題とならなかったが、超々高圧変圧器のように2段・3段落としが行なわれる場合には、避雷器の制限以内の開閉サージに対して、その絶縁耐力の検証が必要となってくる。

2.1 変圧器の開閉サージ試験

超々高圧変圧器に開閉サージ試験を行なう場合の供試変圧器の結線は、接地衝撃電圧試験と同じ回路で行なわれる。すなわち線路端子から印加し、中性点端子は中性点電流測定抵抗を通じて接地される。このような回路において、変圧器巻線内の電位分布は、外鉄形変圧器において、波頭長を1 μ s から440 μ sまで変化した多くの測定結果では、波頭長が10~20 μ s以上になるとまったく直線的分布となる。したがって開閉サージ試験においては、巻線間・ターム間の絶縁試験は、かりに開閉サージによる耐電圧値の低下を考えても接地衝撃電圧試験に比べて、きわめて楽である⁽²⁾。

したがって問題とすべきは巻線・線路端子付近の主絶縁(Major Insulation)であるといえる。このような理由で誘導試験との関連づけから、開閉サージ試験不必要論も有力な意見となりうる。

2.2 試験電圧

変圧器の開閉サージ試験電圧は、変圧器の開閉サージ強度が、衝撃電圧強度の0.83(1/1.2)~0.85であるとして、アメリカでは、BILの83%，わが国では85%を開いている。変圧器について、多くの絶縁モデルが実験された⁽³⁾。

この値は、0.7~1.0であって、不平等電界の棒-棒油中ギャップでは波頭長30~100 μ s付近に最小値が存在し、約0.7⁽⁴⁾であるが、0.6程度の値もある⁽⁵⁾。棒-平板では約0.75、平板-平板では約0.75であるが、平等電界に近づく電極を、バリヤ貫通のような絶縁構成にすれば、0.9~1.0の値になる⁽⁵⁾⁽⁶⁾。

したがって油中ギャップとプレスボード・紙巻の変圧器主絶縁を考えると、一般的には、0.83以上の値といえよう。超々高圧変圧器については、コロナの発生を抑制するため極力電界の集中をさける絶縁構造をとるので、モデル絶縁の試験結果はほぼ1に近い値を示した。避雷器の開閉サージ放電開始電圧を基準として開閉サージ領域の絶縁協調が考えられる場合、これを下げることは、商用周波放電開始電圧を下げることになる。ひいては定格電圧に対する裕度を切りつめることになるので、わが国のように汚損時の動作責務能力も考える必要がある場合には、変圧器の開閉サージ試験電圧をBILの0.83~0.85程度にすることは、変圧器にとっては有利であって楽な試験電圧といえるし、避雷器には過酷な値となる。

現在変圧器の開閉サージ試験をBILの0.83~0.85にすることは、避雷器との絶縁協調を基準にこの値で試験を行ない、変圧器が、その値以上であることを検証することを意味し、変圧器の開閉サージ耐絶縁強度が、BILの0.83~0.85であるからこの値で実施すると解してはならない。

われわれの製作する超々高圧変圧器において、衝撃電圧試験としてBILに十分に余裕を持って耐えられる変圧器であれば、開閉サージ試験は、さらに余裕を持って保証しようとする。

2.3 試験電圧波形

変圧器の開閉サージ試験に用いる電圧波形は、最も絶縁強度の低下する波頭長の電圧波形、実測された開閉サージ電圧波形、および試験の際の電圧波形発生装置の難易などによって、将来規格化されなければならない。変圧器絶縁の各種モデルについて実験された結果、波頭部分での絶縁破壊がほとんどで、波尾長の破壊電圧におよぼす影響はきわめて少ない⁽¹⁾。すなわち、破壊電圧が波頭長30~100 μ sで最低値を示したV形の曲線となる結果が多い。また、平等電界・固体絶縁に近づくことによって、波頭長に影響の少ないフラットな特性になる⁽⁶⁾。

実測された開閉サージ結果から⁽⁷⁾、無負荷線路の充電電流シャ断、および変圧器の励磁電流シャ断の際の発生サージを対象として考えるならば、単方向減衰振動波形・減衰振動波形・波頭長の長い指数関数波形などがある。波頭長は数十 μ sから数百 μ sの範囲となる⁽⁸⁾。

試験の際の電圧波形の発生について、最も実施簡易なのは、衝撃電圧発生装置を使用し、変圧器を負荷とした回路である。

以上のような諸項目を総合して、図2.1のような電圧波形を規定化する傾向にある。アメリカIEEE変圧器委員会の報告⁽⁹⁾によると、波頭長 $T_f=100\sim300\mu$ s、波尾長 $T_r\geq 1,000\mu$ s、波高値の80%電圧以上の継続時間 $T_0\geq 500\mu$ sを提案されている。CIGRÉ

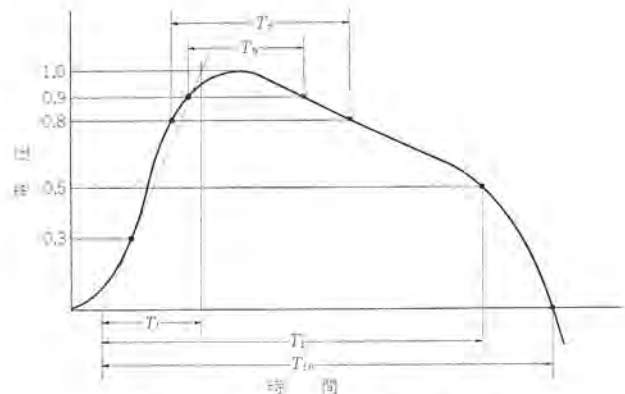


図 2.1 開閉サージ電圧波形の定義
Fig. 2.1 Wave form of switching surge.

S. C. 12 (Transformer) から S. C. 15 に出された提案では、 $T_f=200\mu$ s $\pm 50\%$ 、波尾長としては、始めのゼロからゼロまでの時間を1,000~1,500 μ s、波高値の90%以上の時間 $T_0\geq 200\mu$ sとなっている。アメリカのW社では、一般に用いる提案仕様として、 $T_f\geq 100\mu$ s、規約零点より零点までの時間 $T_0\geq 2,500\mu$ s、 $T_0\geq 2,200\mu$ sを用いている。このようなさう勢から $T_f\geq 100\mu$ s以上、 $T_0\geq 200\mu$ sが現在の集約的な波形と考えてよからう。

2.4 試験回路

変圧器の開閉サージ試験電圧をうるには、電流シャ断時の過渡電圧を用いる方法と、変圧器低圧側巻線に交流電流を通じておき、イグナイトロンによって、位相制御としてシャ断を行なうか、直流電流を通じておき、真空スイッチで電流シャ断を行ない、高圧巻線に開閉サージ電圧を誘起する方法があるが、電流シャ断時の di/dt が一定に制御しうるかどうかが、電圧発生に必要な鉄心にたくわえられる磁気エネルギーが少くないなどの制限があって、実用的には困難である。衝撃電圧発生器を用い、直流で充電したコンデンサの蓄積エネルギーを変圧器巻線を通じて放電させる方法が一般に用いられる⁽²⁾⁽¹⁰⁾⁽¹¹⁾。次にその代表的回路について述べる。

図2.2は、高圧巻線印加開閉サージ発生回路である。C、 R_s 、 C_0 を変えて波形調整を行なう。図2.3は、 R_s を変えた場合の波形の調整範囲を示す一例である。図2.4は、低圧巻線印加開閉サージ発生回路である。 R_s を変えた場合の発生波形の変化の一例を図2.5に示す。

低圧巻線から印加すると、巻線比(n)によって、高圧側に試験電圧が発生する。高圧側基準電圧を E_H 、低圧側を E_L とすると、 E_H は2段・3段落としとなっているので、 $E_H < E_L \cdot n \cdot \sqrt{3}$ であるから、試験電圧について、 $0.83 \cdot (5E_H + 50) < 5(nE_L + 50) \cdot 0.83$ から、一般に高圧側に試験電圧を出すため、低圧側のBILを上回ることはない。実施の経験では、低圧巻線印加の図2.4の回路のほうが簡易に波形をえられる。

図2.6は、減衰振動波形の開閉サージを発生させる回路であっ

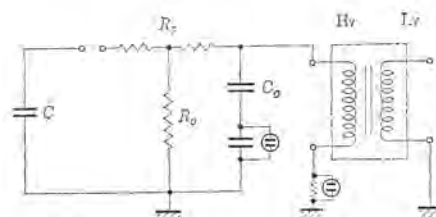


図 2.2 高圧巻線印加開閉サージ発生回路
Fig. 2.2 Switching surge test circuit. (1)

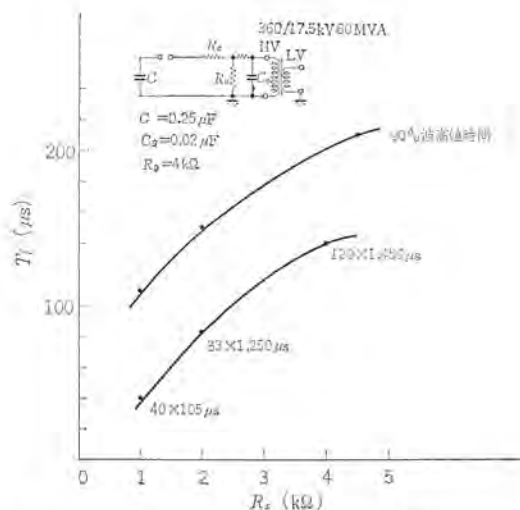


図 2.3 高圧巻線印加における電圧波形の調整
Fig. 2.3 Wave front of switching surge voltage with parameter of R_s .

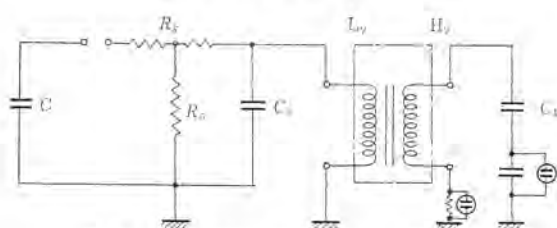


図 2.4 低圧巻線印加開閉サージ発生回路
Fig. 2.4 Switching surge test circuit (2).

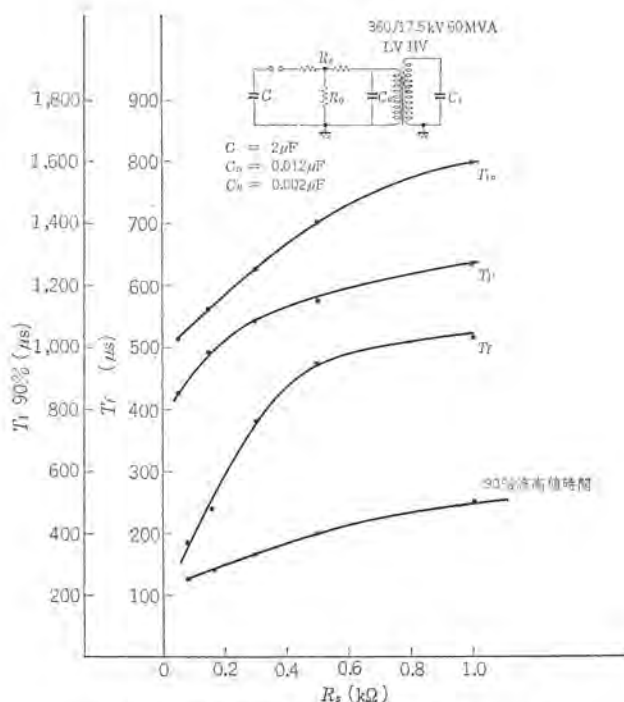


図 2.5 低圧巻線印加における電圧波形の調整
Fig. 2.5 Wave front and tail of switching surge voltage with parameter of R_s .

て、低圧巻線印加の一つの方法である。 R_s , C_0 は電圧上昇率と高周波振動を制限する。 C , L を変えて減衰振動の同期をかえることが可能で、波頭までの時間は300~1,200 μ s程度に変える。図 2.7 はその一例である。

ここで問題になるのは、鉄心の磁気特性の飽和による非直線回路定数である。飽和するまでの時間は100~200 μ sくらいかかる

超々高圧変圧器に対する絶縁試験・岩崎・青木・三浦・佐藤

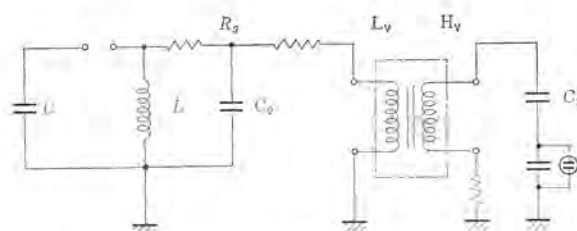


図 2.6 振動波形開閉サージ発生回路
Fig. 2.6 Switching surge test circuit (3).

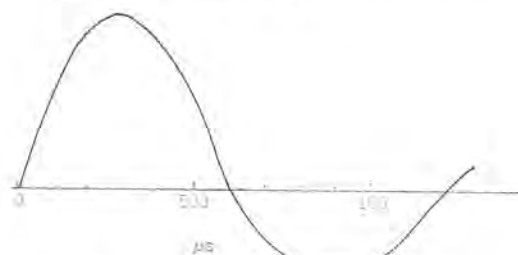


図 2.7 減衰振動波形の一例
Fig. 2.7 Sample of oscillatory switching surge wave form.

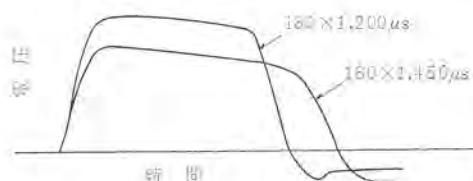


図 2.8 鉄心の磁気飽和による電圧波形変形(歪)の一例
Fig. 2.8 Sample of distorted wave form with saturated core.

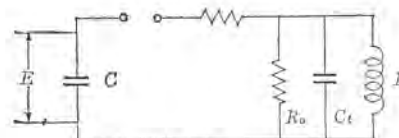


図 2.9 開閉サージ電圧波形の等価回路
Fig. 2.9 Equivalent circuit of switching surge test for transformer.

ので、鉄心が飽和に近づくとき、電流が急に増加して電圧波形が急に下降し、衝撃電圧発生器の C を大きくしても、あまり波尾が増加しない結果を生ずる。図 2.8 のように電圧波形は、波頭部が平たくなり、電圧ゼロになる時間は少し早くなる。われわれは、この影響を少なくするために、逆極性の開閉サージを印加して、前回印加による残留磁気を打消し、回路定数としてのインダクタンスを初期条件にする方法をとった。巻線に試験電圧と逆極性の直流を流すか、あるいは、長い波尾の単極性電圧を印加する方法もあるが、製品試験として実施するためには、やや操作に難点がある。

一般的に図 2.4 の回路について、発生電圧波形を求めてみる。図 2.4 の回路は等価回路として、図 2.9 のように示すことができる。この場合 C_t は変圧器の低圧側に換算した対地等価容量と波形調整用の、図 2.4 の回路の C_0 の総和である。逆極性電圧を加えて、残留磁気を打消すとすれば、初期条件となるので L_t は磁化電流より求められるインダクタンスで、図 2.10 の場合、磁気飽和前の値で L_{t1} と、磁気飽和後の値 L_{t2} の二つの折れ線として求める。この場合、 L_{t1} は波頭長の計算に使い、 L_{t2} は波尾長の計算に用いることとする。ここで角周波数を ω とすると、

$$L_{t1} = \frac{1}{\omega} \cdot \frac{V_1}{I_1}, \quad L_{t2} = \frac{1}{\omega} \cdot \frac{\Delta V_2}{\Delta I_2}$$

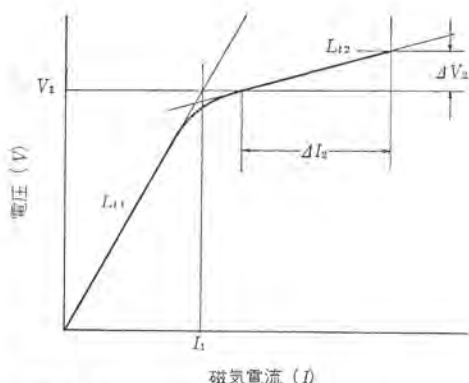


図 2.10 変圧器の磁化曲線とインダクタンス
Fig. 2.10 Magnetization curve for transformer.

として求められる。

次に、 C の充電電圧を E とし、変圧器端子の印加電圧 e_0 を演算式で示すと、

$$e_0(p) = \frac{E}{C_l \cdot R_s} \cdot \frac{p^2}{p^3 + ap^2 + bp + C} \cdot H(t) \quad \dots\dots\dots (2.1)$$

ただし、 $a = 1/C_l R_0 + 1/C_l R_s + 1/C_s R_s$

$$b = 1/C_l C_s R_s R_0 + 1/L_l C_l$$

$$c = 1/C_l C_l C_l R_s$$

これを時間関数として求めると、

$$e_0 = E(K_1 e^{-\gamma_1 t/3l} + K_2 e^{-\gamma_2 t/3l} + K_3 e^{-\gamma_3 t/3l}) H(t) \quad \dots\dots\dots (2.2)$$

ただし、 $K_1, K_2, K_3, \gamma_1, \gamma_2, \gamma_3$ は定数。

ここで式(2.2)は、非振動の波形で指数関数項中、 $K_1 \sim K_3$ のうち負の項がほぼ波頭を表わし、これが正で $\gamma_1 \sim \gamma_3$ のうちもっとも大きいものがほぼ波尾を表わすものとみなされる。したがって、波高値の30%の点と90%の点の間の時間を0.6で除した値を規約波頭長 T_f とし、この2点を結ぶ直線が時間軸と交わる点、規約原点 T_0 から波尾にて、波高値の50%の点までの値を規約波尾長 T_t として式(2.2)は、印加電圧波形を表示することができ、変圧器の等価回路定数と、衝撃電圧発生器の回路定数が与えられた場合は、図表と計算によって T_f, T_t を求めることができる⁽¹²⁾。

アメリカのIEEE変圧器委員会の報告⁽¹⁰⁾によれば、波頭長、波尾長の簡易計算法として、波頭については、 L_l は非常に大きいので無視し、

$$T_f = 2.7 \sqrt{\frac{1 - C_l/C}{C_l R_0}} \quad \dots\dots\dots (2.3)$$

波尾については、飽和時の電流 I_1 から、 $\tau_s = \frac{I_1 L_l}{E}$ として

$$T_t = \frac{I_1 L_l (1 + C_l/C)}{E \{1 - (R_0/2L_l + 1/2CR_l)\tau_s\}} + 1 \sqrt{\frac{1 - C_l/C}{C_l R_0}} \quad \dots\dots\dots (2.4)$$

で与えられるとしている。

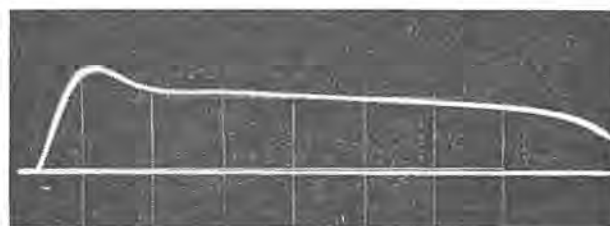
また変圧器の磁化曲線を模擬してアナログ計算機を用いて計算することも、一つの方法として考えられる。

2.5 故障検出および結果

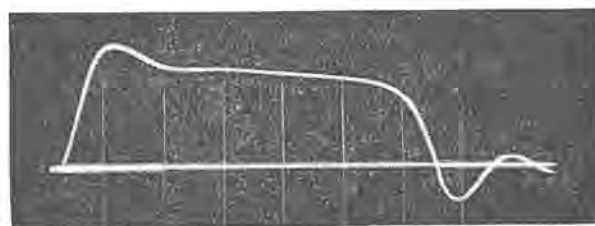
変圧器の開閉サージ試験における故障の検出については、衝撃電圧の場合と同様な電圧波形、中性点電流波形の測定によって行なうことができる。主絶縁の絶縁破壊については、電圧波形によって判断するが、巻線間またはターン間絶縁破壊時は、インダクタンスが大きく変化するので電圧波形の波尾の変化が大きく、電流波形が不連続に変化するので明らかに検出することができる。電圧・電流波形ともに磁気飽和のため、低減電圧の場合の波形と完全に相似とならないので、故障検出には、印加電圧を変えた場合には、波形の不連続性によって判断する必要がある。

表 2.2 回路定数と電圧波形
Table. 2.2 Circuit constants and voltage wave forms.

回路定数	高圧巻線印加 (第2回)	低圧巻線からの印加 (第4回)
C (μF)	0.25	1.0
R_s ($k\Omega$)	0.5	1.0
R_0 ($k\Omega$)	4.0	1.0
C_0 (pF)	1,100	1,100
C_l (pF)	—	2,666
発生電圧波形 (μs)	35 × 930	350 × 900



(a) 70%印加時 (350 × 1,300 μs)



(b) 100%印加時 (350 × 900 μs)

図 2.11 開閉サージ電圧波形の一例

Fig. 2.11 Switching surge test oscillograms of 420 kV transformer.

開閉サージ試験の実例としては、当社においては、モデルコイル・モデル変圧器をはじめ、十数台の実用超々高圧変圧器に対して試験を実施、BILの85%に対して十分耐えることを検討したが、メキシコ向け15/400/√3 kV 75 MVA変圧器に対して行なったときの回路定数および電圧波形を、表2.2および図2.11に示す。

3. コロナ試験

変圧器の超々高圧化、大容量化にともない、変圧器に対する信頼性を向上させることがきわめて重要な課題として考えられており、とくに絶縁寿命に対する評価が検討されるようになってきた。内部コロナ(部分検電とも言われる)の適正評価が可能になれば、長寿命の予測も将来可能と考えられ、変圧器の内部コロナの測定が重要視されるようになった。

当社は、数多い超々高圧変圧器の製作実績を有するが、これらのすべてに音響法による内部コロナ測定を実施して製品の管理を行ない、フィールドにおける運転実績により評価の裏づけを行ってきた。しかし超々高圧化にともない、音響法に加えて適正なコロナ量の定量測定が必要とされ、モデルコイル・実物モデルそして20数台をこえる製品変圧器に対しては、NEMA法またはERA法により、内部コロナの測定をつづけて、製品の品質保証の一担をになうとともに、内部コロナ検電レベルの傾向・バラツキ・試験電圧印加による影響、および長期間耐圧などによる変化を調査してきた。以下この測定法・実測例・コロナ試験のあり方などについてその一端をのべる。

3.1 変圧器のコロナ試験に対する動向

油中変圧器の長期にわたる歴史において、油中コロナが主原因となった事故がほとんど発生しなかった実績から、現在までのラクティスでは、一般に商用周波試験電圧は、電力系統に接続される変圧器の絶縁強度および長時間使用中の安全を確かめるための試験と考えて⁽⁸⁾⁽¹³⁾、系統電圧の約2倍のシビヤな電圧を印加してきた。有効接地275 kV系統では、この電圧が常規対地電圧の約2.8倍となっており、これらの値は、前述のように長期の実績より妥当なものであるとされてきた。IECPU 6.71においても表2.1のようにBILと1対1の対応として定められて、約2.3Eであり、 $U_m=525$ kV, BIL1,550 kVでは $E=350$ kV, 商用周波試験電圧680 kVとなっている。したがって開閉サージの項で述べたように、商用周波試験電圧においても、BILに対応して2段・3段おとしとなっているので、商用周波耐電圧試験は低くなり、前述の商用周波試験電圧の根拠からその値の妥当性を過渡電圧として、一線地絡時の健全相電圧に求める以外に、常規電圧に対する長期使用の安全の検証が信頼度のうえからも必要となり、変圧器に対する油中コロナ試験がクローズアップされてきた。

一方変圧器の内部絶縁構造も種々の制約により、従来の考え方を適用できず、新しい合理的絶縁方式が必要とされるが、これらの方式は、いずれも十分な絶縁耐力を保証しているが、部分的には電位傾度が高くなりやすいため、設計上製作上いっそうの考慮を要するので、機器の品質管理上からも、内部コロナレベルの評価とくにその定量的測定が必要とされるようになった。

変圧器の油中コロナ測定に対する動向として、国際的には、CIGRE SC No. 42 (Transformer) において、1962年に、変圧器に対するコロナ放電の問題点が提起されて以来⁽¹⁴⁾毎年検討がなされ、コロナフリー変圧器の経済性、印加電圧とコロナレベルの関係、コロナレベルと寿命、運転中のコロナレベルの変化などについて、各国から意見がよせられている。しかし、いずれも経験の少ないこと、測定法がばらばらのため、同じ立場での評価がしにくく、また国情による考え方の差などにより統一見解が得られるところまで進んでいない。

このような意味からコロナレベルを比較検討する前提として、ばらばらに行なわれていた測定法を統一して、同じものさしによって評価することが先決と考えられ、各国の意見を取り入れてIECでは、TC 42 (High Voltage Testing Technique) において、1964年「高電圧機器に対する部分放電の測定法(案)」⁽¹⁵⁾が作成され、1965年東京大会では活発に討議され、さらに、1966年にも一部修正され、6ヶ月ルールとして発行されることとなった。この規定案には、高電圧機器のコロナ試験に対する用語の定義、測定器の仕様・校正法などを定め、さらに代表的測定回路例をあげて、各国メカ・研究機関が統一された測定法によって、コロナ測定を実施し、その結果を評価できるようにまとめている。

国内においても、JEC試験電圧標準特別委員会の絶縁試験法小委員会において、種々のコロナ測定法について検討を行ない、また昭和36年～38年にかけては、小形変圧器に対して協同実験を実施して油中コロナ試験法の方角づけを行なう一手段としたが、当時、規格化は時期尚早であると考えられ、また試験法が多分に研究的で、日常試験に適さぬ面もあったりして、十分なとりまとめを行なうまでには至らなかった。しかし、現在では、IEC TC 42の動きもあり、各メカ・研究機関の研究も進み、日常試験にも適用できる油中コロナ測定法も開発されているので、ふたたび

審議を行ない、IECの線に沿って、「部分放電試験法(案)」をとりまとめ、本年中にとりあえず学会技術報告として発行し、追ってIEC化できるよう進行しつつある。

3.2 油中コロナの測定

変圧器内部コロナ(油中コロナ)の測定法には、大きく分類して、コロナ放電音を油中マイクロフォンによってとらえる音響法と、内部コロナ放電による放電電流によって検出する電流法(コロナパルス法)の2種類に分類される。

表3.1は、周波数帯域によって分類したものであるが、代表的な測定法については、後で説明を加える。

3.2.1 音響法

音響法は、油中でコロナ放電が発生すると、広範囲の周波数で圧力波が生じ、これを油中マイクロフォンで検出して電氣量に変換する方法であるが、音の伝バ速度が気体の3～4倍であり、かつ、減衰も少なく、指向性のあるところから、当社でも超高压変圧器全台に対して、油中コロナ検出の手段として実施してきた方法である。

日常試験においては内部コロナの定性的検出に用いてきたが、S/N比を小さくし、周波数特性・増幅率などを考慮すれば、 10^{-9} クーロンのコロナ量も検出可能といわれているが、当社における実績では、マイクロフォンとりつけの排油弁における減衰もあり、 10^{-8} クーロンのオーダーが限度であった。しかし、コロナ音が連続する場合には、単発のパルス電流をとらえるよりも効果があり、変圧器の品質管理のうえからは、簡易的にコロナ発生の有無を検知することは、重要なことと考えられる。

実験的には、音響法により、コロナ放電発生点の推定を行なうこともでき、単純な変圧器では、数個のマイクロフォンによる方法、または、プッシングタツなどにより初期パルスをとらえ、1個のマイクロフォンにより故障点を推定する方法などが考えられている。しかし、一般には変圧器の内部構造が複雑であり、また校正が行ないにくい点から、音響法を定量的測定法として用いることには難点があるので、今後も品質管理上の定性的評価、または、電流法と併用した二段構えの利用法が有効と考えられる。

3.2.2 電流法

電流法は、コロナパルス電流を検出インピーダンスを通じて検出し、

表3.1 油中コロナ測定法の分類の一例
Table. 3.1 Example of the classification of corona measurement in oil.

	電 流 法				音 響 法
	広帯域法	低周波法	高周波法	狭帯域法	
周波数帯域による分類					
測定器による分類	一般	ERA-III法	同調法	NEMA法(ERA-II法)	
測定対象	見かけクーロン(q) ひん度(n)	見かけクーロン(q) ひん度(n)	見かけクーロン(q) ひん度(n)	パルス電圧・平均値(押せん頭値)	圧力波
検出インピーダンス	R(C)	L, C, R 組合せ			クリスタルマイクロフォン
周波数帯域	f_z 1,000～30,000 kc f_1 1～10kc	f_z 150 kc f_1 10 kc	f_0 400 kc 帯 ±45 kc	f_0 500～1,000 kc 幅 ±10 kc	—
変圧器に対する応用	研究向け	日常試験に適す	研究向け	日常試験に適す	日常試験に適す

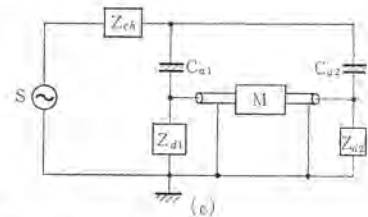
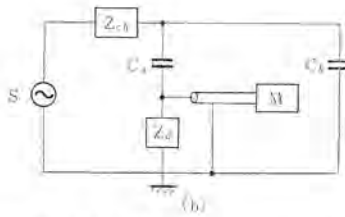
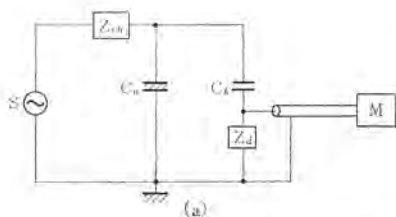


図 3.1 IEC による基本回路 Fig. 3.1 Fundamental circuits for partial discharge measurement.

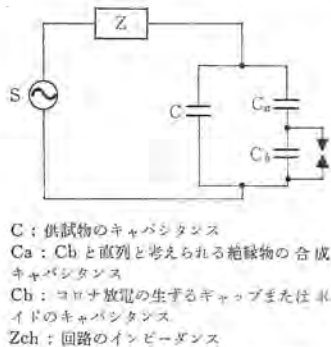


図 3.2 コロナ放電等価回路 Fig. 3.2 Equivalent circuit for partial discharge.

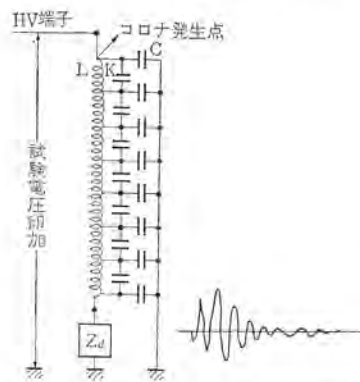


図 3.3 変圧器分布定数回路と検出電流波形 Fig. 3.3 Transformer windings and partial discharge pulse current.

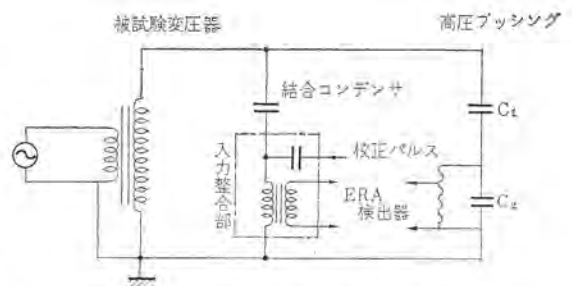


図 3.4 ERA—III 法によるコロナ測定 Fig. 3.4 Partial discharge measurement by means of ERA—III meter.

適当な測定器により分析または計測する方法であるが、従来から気中コロナとの分離が行ないにくい、雑音をひろいやすい、また測定に手間がかかるなどの理由で、高電圧機器に対する日常試験としては実施されず、もっぱら研究室において実施される傾向にあったが、最近になってこれらの問題も順次解決され、以下に述べるように簡素化され、実用化の段階にはいったといえよう。音響法と異なり定量的にコロナ量を評価できるので、コロナ放電現象の解析には有効である。

そのおもなものは、個々のコロナパルス量をブラウン管上に描かせ、放電電荷量を測定する ERA 法と、内部コロナ放電を RIV (Radio Influence Voltage) の形で測定する NEMA 法がある。前者は、ヨーロッパで多く用いられ、IEC TC 42 でも主流派に属する方法で、クローン値でコロナ放電が測定される。NEMA 法はアメリカを中心にカナダ・中南米で広く用いられ、測定器も ASA (アメリカ) 規格に規定されている。

3.3 基本的測定回路

電流法によるコロナ測定の基本回路としては、図 3.1 のような三つの回路が IEC に規定されている。変圧器には電圧の印加方法によって異なるが、(a) または (b) が応用される。図 3.4 および図 3.5 はいずれも (b) の応用例である。検出インピーダンスは、変圧器の接地条件、測定すべきコロナ量の種類によって選択されねばならないが、R、L、C の組み合わせによって数種類に分類される。

一般に、R 形では供試物に流れるパルス電流に相似した検出した波形が表われるので、コロナパルスの定量測定には適している。しかし、インピーダンスの周波数特性が一定なため種々の雑音をひろいやすい欠点があるが、広帯域法として多く利用されている。

また LC 形では、インピーダンスの周波数が狭帯域で、その同調周波数を変化することができるので、外部雑音の混入や、供試物の充電電流の影響をさけるのに有利であるため、いちばん多く利用

されているが、検出インピーダンスに接続されるメータなどにより、一個一個のパルスを分析する測定器と、平均値として表わす測定器がある。

3.3.1 等価回路

コロナ放電の等価回路は、一般に図 3.2 のようなものであり、変圧器内部で、ボイド放電、またはストリーマのようなコロナ放電が発生すると、その放電電極間に急激な電圧降下が生じ、電極間を結ぶ回路にパルス電流が流れる。このとき、供試物端子に生じた電圧変化を ΔV とすると、供試物の電極間のキャパシタンスとの積 $C \cdot \Delta V$ が見かけ上の放電電荷量となる。さらに放電チャップの電圧が V_b よりゼロにまで降下したとすれば、C は

$$\Delta V = U_b \cdot \frac{C_a}{C + C_a} \approx U_b \cdot \frac{C_a}{C}$$

だけ電圧降下する。今、 $C \gg C_a, C_b$ とすると、

$$Q_a = C \cdot \Delta V = C_a \cdot C_b \quad \dots \dots \dots (3.1)$$

の電荷が C_a に流入する。この Q_a が一般に測定の対象となる見かけ上の放電電荷量である。ただし真の放電電荷量は

$$Q = Q_a + C_b \cdot V_b \approx (C_a + C_b) V_b \quad \dots \dots \dots (3.2)$$

であるが、一般に $C_b \cdot V_b$ はわからないので求めることはできない。

超々高圧の変圧器におけるコロナ試験は、すべて誘導法によって実施されるが、一般に図 3.3 のような分布定数回路として考えねばならない。

いま高圧線路端付近で、コロナ放電が発生した場合には、C、K が、放電の電荷量に対応して充電され、巻線中のコロナ発生点の電位変化 ΔV は、見かけ上の放電電荷量を Q_a とすると次式で示される⁽¹⁸⁾。

$$\Delta V = \frac{Q_a}{\sqrt{KC} \cdot \tan \alpha} \quad \dots \dots \dots (3.3)$$

ただし $\alpha = \sqrt{C/K}$

いま検出インピーダンスとして R を考えると、 ΔV がインピーダンス端子間に現われる電圧を V_d とすると、

$$V_d = \frac{\Delta V}{\cosh \alpha (1 + 2 \tan h^2 \alpha)} \dots \dots \dots (3.4)$$

となり、理論上 V_d を波高値としたパルス波形となるが、実際には、巻線の内部電位振動による振動電流と合成された減衰振動の波形が現われる。

一般に変圧器の油中コロナを分析する場合には、1個1個のコロナパルスの最大値、または、最大値の平均値のような値を必要とするが、実際には、他巻線のC分布や種々の影響などによって、 V_d が最高値とならず、振動部分に最高値が現われることも多いので、個々の測定に適切な校正を行ない、最高値を用いることが望ましい。これは、検出インピーダンスとして LC を用いた場合も同様であり、いずれも実際には分布定数回路ではあっても、変圧器内部にある集中定数回路と等価と考えて、校正を行えば、測定された見かけ上の放電電荷量を評価の対象として考えてよいことになる。

3.3.2 ERA法（コロナ放電電荷量測定）

表3.1による分類のように、見かけのコロナ放電量を検出する方法の中で、いちばん簡易に取り扱いがで、変圧器の日常試験に対する応用も、校正が容易なことから可能な方法である。

ERA法は、図3.4にその一例を示すように、高周波トランスを検出素子とし、増幅器として、低周波増幅回路を用いる方法で Model—II では、1.6 PC の感度で、0.15 μF の容量まで測定可能であり、また多く用いられている Model—III では、15 PC の感度で 250 μF の容量まで測定可能である。ERA法では、コロナパルス波高値を、電源周波数1サイクルのリサージュ波形としてブラウン管上に直接描き、校正パルスと比較することができるので、気中コロナとの区別をつけやすく、また50サイクルに対しては、1/4サイクル当たり150個の放電個数をも数えることが可能である。

本法は、広くヨーロッパで用いられており、当社における一年以上の使用実績から、超々高圧変圧器をはじめ、他の高電圧機器コロナ測定に推奨できよう。

3.3.3 NEMA法（RIV測定）

従来、気中コロナを測定するためにRIVの測定がなされてきたが、ブッシング頭部などの気中コロナを押えることに、変圧器内部のコロナ放電をRIVにより管理しようという考え方で、アメリカにおいて、変圧器の油中コロナ測定法として規格化されつつある。後述のように、アメリカでは、油中コロナの絶対値よりはむしろ履歴現象や、相対的な比較を行なう考え方が強いこと、また、従来の気中コロナのRIV測定法がそのまま応用できる点などにより、NEMA法が変圧器に应用されるようになったものである。

NEMA法は、 LC の同調検出インピーダンスにより、1Mcにて同調するコロナパルスを計数するものであるが、検出回路の充電時定数は、準セン頭値指示で1ms、放電時定数が600msとなっているため、入力パルスのくり返しが少ないときは、真のセン頭値を示さず、次第に減少する傾向にある。

図3.5に、NEMA法による測定例を示すが、最近では、とくに超々高圧変圧器に対しては、コンデンサブッシングの分圧タップを利用した方法が用いられている⁽¹⁰⁾⁽¹⁸⁾。

当社においても、この方法で20分近い超々高圧変圧器のコロナ測定を実験したが、結合コンデンサを必要とせず、高圧ブッシングの気中コロナを押えるだけで、試験電圧領域までコロナ測定が可能で

超々高圧変圧器に対する絶縁試験・岩崎・青木・三浦・佐藤

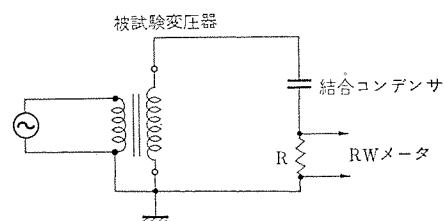


図 3.5 NEMA 法による コロナ 測定（結合 コンデンサ 使用）
Fig. 3.5 Partial discharge measurement by means of NEMA pub No. 10.

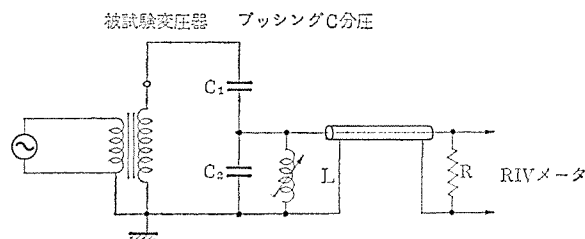


図 3.6 ブッシングタップ利用による コロナ 測定の一例
Fig. 3.6 Partial discharge measurement by means of bushing tap with resonant circuit.

あるのできわめて便利である。なおこの場合は、分圧タップのキャパシタンスにより感度が落ちるので、並列接続のインダクタンスにより、同調させてやる必要がある。図3.6にその一例を示す。

ブッシングタップによるRW測定は、超々高圧変圧器の品質管理試験として、音響法と併用すればきわめて簡易に実施できる。

3.4 測定結果と検討

3.4.1 求むべき特性とデータのまとめ方

一般にコロナ試験では、主として次の三つの特性を求めることが必要とされる。

(a) 所定の電圧において、ある大きさ以上のコロナ放電が発生しないことの確認

(b) コロナ放電の開始電圧、および消滅電圧の測定

(c) 所定の試験電圧におけるコロナ放電の大きさの測定

しかし、(a)に対しては、判定基準が必要であり、輸出変圧器には、経験的に定められたRIVレベルを規定している国もあるが、変圧器の長期使用に対する良否の判定を下しうるような適確な規格値を定めるのは、時期尚早と考えられ、現在は多くの変圧器について、正確にコロナ量を測定し、データを集積し、検討することが必要とされよう。

そのために、今後のコロナ試験のまとめには、次のような事項を明示することが推奨されよう⁽¹⁷⁾。

供試体および試験条件

供試体の種類・定格事項

供試体の条件（温度・油圧・電圧履歴など）

周囲の状況（クリアランスなど）

試験

試験回路

試験電圧（電圧・波形・周波数など）

試験項目（開始・消滅電圧・無放電電化 g , n , I_0 , RIV など）

測定器種類（定格事項・感度・分解能・雑音など）

試験手順

電圧印加法（加圧法・誘導法・電圧上昇速度・電圧保持時間など）

試験順序 (校正 チェック・測定など)

校正とチェック

校正 (回路・測定器の校正など)

チェック (雑音 チェック など)

3. 4. 2 測定法の選択について

図 3. 7 は、モデル 変圧器に対して、ERA—III 形、および広帯域測定器を用いて測定した コナ放電電荷量を示す。両測定器の間には大した差異は認められない。この値は種々の試験の後に測定されたものである。図 3. 8 は、420 kV 75 MVA 変圧器の RIV を NEMA 法およびプッシング タップ法により測定したものである。プッシング タップ法には、2 ～ 3 の異なった同調法が考えられるが、完全に同調させれば、NEMA 法とほぼ同じ結果をうる事ができる。ERA 法は、物理的にコナ放電現象を解析する意味ではすぐれており、取り扱いも簡易であるが、結合コンデンサを接続しなければならない。RIV は、プッシング タップによれば、結合コンデンサなしで測定可能であるため、超々高圧変圧器の日常試験にはきわめて簡易であり、高圧線路端の誘導試験電圧領域までも測定できるので、音響法と併用すれば、製品の品質管理試験としては最良といえよう。図 3. 9 のごとく誘導試験中に、タップリードの不具合により RIV 測定により感知した例もあり⁽¹⁸⁾、単発パルス の分析と異なった、平均値計数の効果が表われている。しかし、ERA 法は、ヨーロッパ各国で使用されており、IEC TC 42 でも、クローン値でコナ放電を検討すべきとの意見が大半をしめているので、どちらの方法を採用するかは判断はつきにくい。今回出荷したメキシコ向け 420 kV 変圧器 20 数台については、NEMA 規格の適用があったため、全台、プッシング タップ法により RIV を測

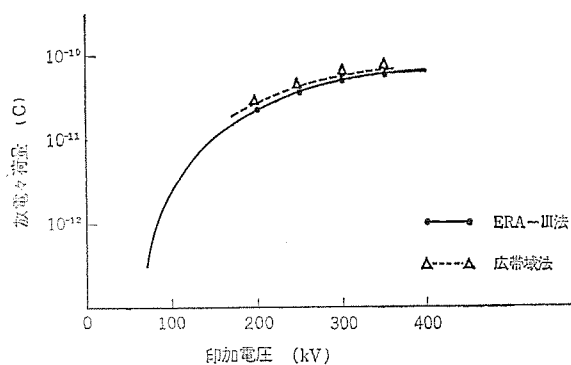


図 3. 7 超々高圧モデル変圧器に対するコナ電荷量測定結果

Fig. 3. 7 Partial discharge level for 420 kV model transformer.

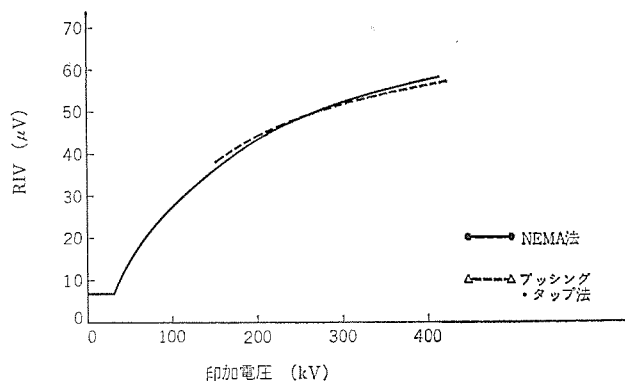


図 3. 8 NEMA 法とプッシング分圧法による RIV 測定結果
Fig. 3. 8 RIV level for 420 kV 25 kVA transformer.

定した。図 3. 10 は、モデルコイルに対する ERA 法によるコナ試験状況を示す。

3. 4. 3 判定基準

適切な判定基準は、コナ放電量と、変圧器絶縁物の劣化性との関連において定められるべきものであるが、アメリカには、コナ測定は絶体値よりむしろ、相対比較によって判断すべきとの意見が強い。すなわち図 3. 11 (a) のように試験電圧の前後における電圧変化に対するコナループを描き、ヒステリシス特性の小さいものは、劣化なし、大きいもの図 3. 11 (b) は劣化度が著しいと判断するという考え方である。

表 3. 2 はその一例で、アメリカ BPA 向け 500 kV 変圧器に対する RIL をヒステリシスを考慮して規定したものである⁽¹⁹⁾。

一方、相対比較でなく、本来の姿の絶対値を押える考え方として、たとえば、対地電圧×1.3 倍程度の値で規定するか、あるいは試験電圧値で規定するかは、種々議論されるべきところであるが、試験電圧印加時のコナ放電による劣化の評価によって将来判断されるべき問題と考えられる。アメリカでは一部に、過去のすべての電圧階級の変圧器についても、その試験電圧で最高 RIV は 1,000 μV 以下であったので、今後試験電圧では 1,000 μV を最

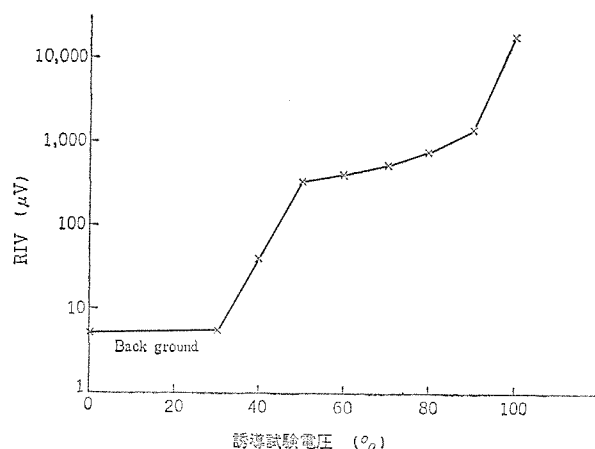


図 3. 9 タップリード不具合により RIV 測定値に変曲点の表われた例

Fig. 3. 9 Defective tapping on high-voltage lead caused high RIV reading.

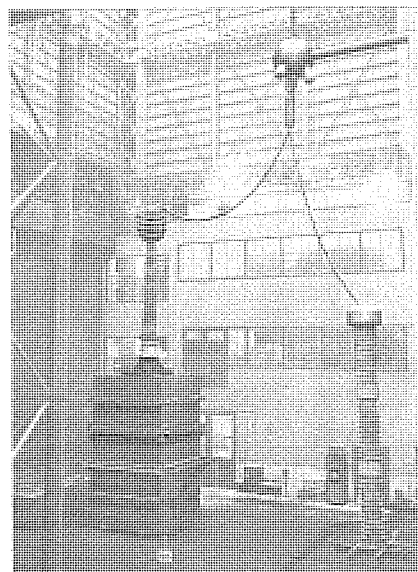
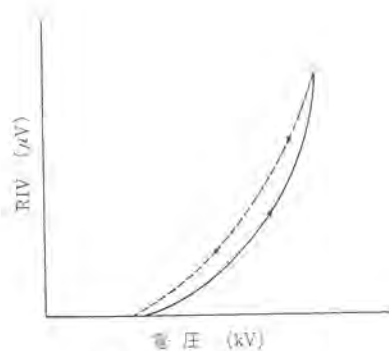
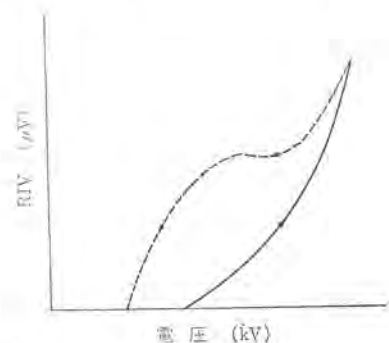


図 3. 10 モデルコイルに対するコナ試験状況
Fig. 3. 10 Partial discharge test for model coil.



(a) Non-destructive.



(b) Destructive.

図 3.11 コロナ・ループ
Fig. 3.11 Corona loops.

表 3.2 アメリカ BPA 向け 500 kV 変圧器の試験
電圧と RIV の関係
Table 3.2 Relation of test voltage of 500 kV transformer
for American BPA with RIV.

順 序	1	2	3	4	5
試験電圧 (kV)	365	455	630	365	455
RIV (μV)	25	250	825	27.5	275

高コロナレベルとしたいとの意見が出されている⁽¹⁸⁾。しかし、これも賛否両論があり、当社としては、この値には賛成できない。しかし、また対地電圧付近の測定においても、商用周波耐電圧試験の前の値を採用するか、後の値を採用するかも今後さらに検討が必要である。

許容コロナレベルとしては、長時間耐圧・劣化加速試験などの結果で十分審議されたのち定められるべきであるが、対地電圧の1.3倍で RIV 100~150 μV 以下、放電電荷量 100 PC 以下が一応のめやすとして適当かと思われる。

3.4.4 長時間耐圧とコロナ量

1回の測定だけによるコロナ量をもって劣化度を検討することは不可能であるが、絶縁物のベース、小形モデルによる長時間耐圧試験は、従来も数多く実施されている。当社においても、数々の実物モデルについて、試験を行なったが、図 3.12 にその一例を示す。

これは、種々の試験を実施した後は約200時間の長時間耐圧を行なった結果であるが、劣化を早く進行させるために、初期の放電電荷量が大きくなるような条件とした。この結果では、コロナ約100時間で、コロナ放電量が飽和していることが判明した。10⁻⁷クーロンでは、音響法による検出も可能であり、ボイドコロナからストリーマ状のコロナ放電に進展しているものと考えられるが、破壊に

超々高圧変圧器に対する絶縁試験・岩崎・青木・三浦・佐藤

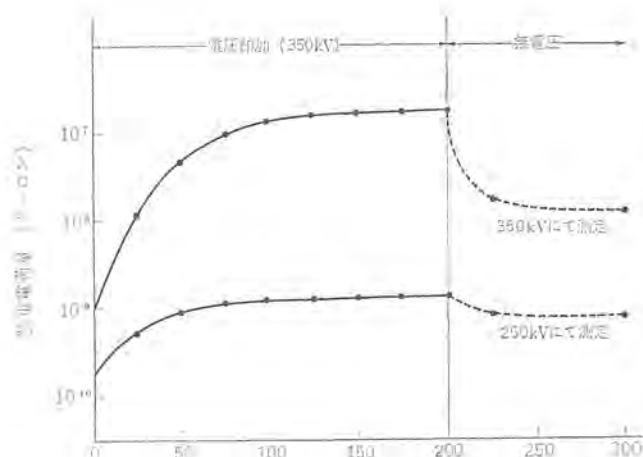


図 3.12 モデルコイルの長時間耐圧中におけるコロナ
放電器の変化

Fig. 3.12 Partial discharge variation during long hour
of life test for model coil.

至るまでほぼ平行状態をたどり、最後に急激に進展するものと考えられる。また長時間耐圧ののちに100時間無電圧にし、その間にコロナ量を測定すると、かなり回復していることがわかる。この原因は明確でないがともかく興味ある問題と言えよう。

一連の結論は、さらに今後のデータを待たねばならないが、各方面での実物モデルによる加速劣化長時間耐圧が必要とされよう。

4. む す び

超々高圧変圧器に対する開閉サージ、およびコロナ試験について、その考え方、試験方法、および結果をのべたが、さらに未知の問題点解決のための努力を重ねる必要があろう。

なお、開閉サージ試験は、外部絶縁に対しては、絶縁協調の考え方として必要であるが、変圧器内部絶縁に関しては、きわめて楽な試験と考えられ、標準衝撃電圧試験を実施すれば、開閉サージ領域の問題の大半がカバーされるので、将来すべての超々高圧変圧器に対して、開閉サージ試験を規定することの是非については、さらに十分な検討が必要と思われる。また商用周波耐電圧試験についてもその試験電圧値の妥当性を再検討し、常規対地電圧付近でのコロナ試験と、衝撃電圧試験によって代行しうるかどうかも将来の検討事項として考慮されねばならず、超々高圧変圧器に対する各種絶縁試験のあり方の総合的検討が望まれる。

われわれは、現段階においては、確立された試験法により、さらに十分なデータを集積し、長時間耐圧モデルや、実際の系統で運転される超々高圧変圧器の実績にもとづいて再評価し、次に製作される変圧器の長期運転の信頼性に対する裏づけと致したいと考える。

参 考 文 献

- (1) C. L. Wagner, J. M. Clayton, F. S. Young, C. L. Rudasill: IEEE Paper on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-83, No. 3 (March 1964)
- (2) 岩崎, 田村: 電連大 506 (昭33)
- (3) H. E. Fiegel, J. S. Kresge: AIEE Trans. 56-918
- (4) 高電圧試験専門委員会開閉サージ分科会 資料 S 538
- (5) 山本, 毛受, 平賀: 電気公論 (昭41-7)
- (6) 小島, 田中: 電学誌 (昭38-1)
- (7) 小島, 松浦: 電学誌 (昭39-2)

- (8) 電気学会技術報告 第70号「外部絶縁の開閉サージフラッシュオーバー試験」, 高電圧試験専門委員会
- (9) A. Älgbrant, A. E. Brierley, N. Hylten-Cavallius : IEE Paper on Power Apparatus and Systems Vol. PAS—85, No. 1 (Jan 1966)
- (10) 岩崎, 青木, 佐藤 : 電連大 444 (昭41)
- (11) 山本, 吉田, 毛受 : 電連大 445 (昭41)
- (12) 岩崎 : 電学誌 (昭35-9)
- (13) CIGRÉ Report 145 : Corona Detection in Transformer (1962)
- (14) CIGRÉ Study Group Meeting : Skelton Draft Concerning the Discussion of Corona Detection in Transformers (1962)
- (15) IEC TC 42 (Sec) 14 : Draft Specification for Measurement of Partial Discharges on High Voltage Apparatus (1965)
- (16) 三谷, 加藤 : 明電舎時報 (昭39-8)
- (17) 電気学会絶縁試験法小委員会 資料 絶—801~804 (昭41)
- (18) J. R. Meador, R. B. Kaufman, H. H. Bruottle : IEEE Paper on Apparatus and System, Vol. PAS—85, No. 8 (Aug 1966)
- (19) 吉田, 平賀 : OHM p.55 (昭41-11)



超々高圧大容量変圧器試験設備

青木 俊之*・山本 利保*・松田 信夫*

Testing Equipments for Extra-high Voltage Large Transformers

Itami Works Toshiyuki AOKI・Toshiyasu YAMAMOTO・Nobuo MATSUDA

Increase in power demand has inevitably brought about the project of power transmission at extra high voltage. At the same time the capacity of single unit with transformers is on the increase year after year. To cope with the trend electric apparatus to be produced in future must come up to the standard of high reliability. Accordingly, testing equipment to ensure the quality of the products at the final stage is as important as the advanced design and manufacturing technique.

Mitsubishi has newly set up test facilities which are capable of making through investigation on the performances of 1,000 MVA transformers. The installations are sure to meet any requirement by purchasers of the apparatus for the guarantee against the reliability.

1. ま え が き

電力需要の増大とともに送電電圧の超々高圧化が計画され、また変圧器の単器容量も年々増加の一途を示しているが、これらの計画に対処する製品は信頼性の高いものでなければならない。

設計技術、製造技術の進歩とともに、製品の最終品質を保証するための試験においても種々の面で従来と変わった方向に進もうとしており、要求に対処した試験設備を有することが、製品の信頼性を高める要因として考えられる時代となりつつある。大容量化に対処しての特性試験、温度上昇試験設備、および超々高圧化に対処しての絶縁試験設備がそのおもなものであるが、今回1,000 MVA 級変圧器の試験可能な20 MVA 正弦波発電機を設置し、先に設置した大容量衝撃電圧試験装置とともに試験の質的向上を計ることができるようになったのでその内容を紹介する。

2. 変圧器の試験項目と試験設備に対する要求

工場において実施する電力用変圧器の試験項目は、表2.1のごときものであり、1～6項はすべての変圧器に対して行なわれている。しかし、超々高圧化、または大容量化にともない変圧器への信頼性を確保する意味をもふくめて、7項にあげる特殊試験が必要になるのは当然のことである。そのための設備、測定装置などを完備しなければならないが、一方電気的特性試験における質的向上も必要とされるので、各試験に対して設備上要求される事項を考えてみる。

2.1 特性試験に対する要求

変圧器の磁束密度は従来より高くなっているが、超々高圧系統では過励磁に対する要求も高まっており、過励磁領域における特性をも適確につかむ必要があろう。

工場での無負荷試験における電圧波形のヒズミは、ある程度はやむを得ないものとされ、JEC-168 (1966) においては平均値電圧計と実効値電圧計のよみから補正してよいことにしている。しかし、発電機が不十分であるとかかなりのヒズミとなり、短絡比の小さい10 MVA 程度の発電機で300 MVA 級変圧器を励磁すれば、磁束密度17,000 G 程度でも6～8%の高周波がふくまれることになり、データの信頼性が薄れることになる。また単相大容量変圧器の励磁も必要となるので大容量化にともなう無負荷試験の質的向上が必要とされる。このような意味をふくめて短絡比を大

表 2.1 変圧器の試験項目
Table 2.1 Testing items of transformer.

構 造 点 検	
一般電気特性試験	(1) 巻線抵抗測定 (2) 変圧比試験 (3) 極性相関係試験 (4) 無負荷試験 (励磁電流、鉄損) (5) インピーダンス試験 (インピーダンス、銅損) (6) 電圧変動率、効率計算
	温度上昇試験
絶縁特性、耐圧試験	(1) 絶縁抵抗測定 (2) 誘電体損失角測定 (3) 衝撃電圧試験 (4) 商用周波電圧試験 (加圧試験) (5) 誘導試験
	機 械 的 試 験
付 属 品 の 試 験	(1) 油密試験 (2) 真空試験
	(1) タップ切換器試験 (組合せ) (2) 冷却器、BCT、その他の制御回路、保護回路試験 (3) その他
特殊試験および参考試験	絶 縁 特 性 (1) 電圧分布測定 (2) 移行電圧測定 (3) サージ、インピーダンス測定 (4) コロナ試験 (5) 開閉サージ試験
	電 気、機 械 特 性 (1) 騒音測定 (2) 励磁電圧、電流波形の分析 (3) 突入電流測定 (4) 短絡強度試験 (5) 固有周波数測定

きくし、フレーム・サイズ の大きい鉄機械の性格を有した正弦波発電機を製作し要求に対処できるようにする必要が生じた。

インピーダンス試験に対しては、定格電流以下での測定により換算することができるが、可能な限り定格電流を通電することが望まれている。さらに温度上昇試験においては、短絡法による場合全損失を供給することができれば好ましいことであるが、少なくとも定格電流を通電して試験を行なうことが必要とされよう。すなわち温度上昇試験は単に油や巻線の温度上昇値を求めるのみでなく、運転状態に近い電流の長時間通電による影響を十分察知し、とくに単器大容量で、スベアのない変圧器でのフィールドにおけるトラブルを絶無にしなければならない。

一方、一時変電所用変圧器では、三次巻線電圧が 66 kV または 77 kV であるものが多く、また、インピーダンス電圧も超々高圧化にともない高い値となっているので、発電機電圧を昇圧する補助変圧器は高い電圧タップを有するとともに、必要タップを自在に切換選択可能なものとする必要がある。

このような意味から、今回当社においては、後述のように 1,000 MVA 変圧器までを対象とした電源発電機、および補助変圧器をふくめた付帯設備を新設して十分な特性試験を可能とし、試験の質的向上と試験業務の合理化、能率化を計った。

ただし、別稿のような高電圧電力用分路リアクトルに対しては、リアクトルと同一電圧、容量を有する補助変圧器をとくに設置することは不経済であるため、極力、同一時期に製作される製品を電源変圧器として使用することが望まれるので、今回の計画から除外した。以下、発電機容量と電動機容量を決めた理由を述べる。

2. 1. 1 発電機容量の決定

変圧器の温度上昇試験において全損失を供給する場合

変圧器容量	T (MVA)
変圧器 インピーダンス	Z (%)
変圧器全損失/銅損失	k

とすると、

$$\text{変圧器入力} = T \cdot k \cdot Z / 100 \dots \dots \dots (2.1)$$

発電機容量を最小限に押えるため、周波数変動 1 c/s においても変圧器と合成して進相負荷とならない限界まで、(発電機容量の約 10 倍) 力率補償用コンデンサを並列に入れる場合

発電機容量	G (MVA)
力率補償用コンデンサ容量	C (MVA)

とすると、

$$\text{変圧器入力} = C + \frac{G}{2} \approx 10 G$$

したがって、

$$T \cdot k \cdot Z / 100 = 10 G \text{ より}$$

$$\text{発電機容量 } G = T \cdot k \cdot Z \times 10^{-3} \dots \dots \dots (2.2)$$

いま、変圧器定数として考えられる値から

$$Z \approx 20 \%, k \approx 1.3 \text{ と仮定すると、}$$

$$G = 0.026 T \dots \dots \dots (2.3)$$

したがって、今回は、出力 20 MVA (正弦波) とし、かつ 30 MVA (過負荷運転) にて、並列コンデンサそう入の場合に、1,000 MVA 級の変圧器まで試験可能の線で発電機容量を定めた。

2. 1. 2 電動機容量の決定

発電機に直結される電動機出力は、変圧器全損失、コンデンサおよび補助変圧器全損失、発電機損失の和によって求められる。

電動機出力	M (kW)
変圧器全損失	W_T (kW)
変圧器全損失/変圧器容量	K_T (%)
コンデンサ、補助変圧器損失/コンデンサ容量	K_C (%)
発電機損失	W_G (kW)

とすると、

$$\begin{aligned} \text{電動機出力} &= W_T + C \cdot K_C + W_G \\ &= T \cdot K_T + C \cdot K_C + W_G \end{aligned}$$

発電機容量 G と試験限界変圧器容量 T から、電動機出力は表 2. 2 のようになる。これより、電動機出力 9,000 kW 程度あればよいことになるが、今回は 50/60 サイクル 両周波数で使用可能とするため、レクチフロー・ドライバ方式を採用して、誘導電動機 (出力 9,000

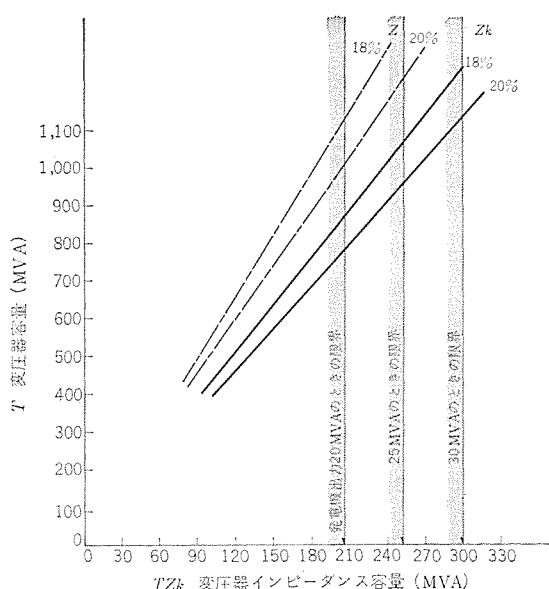


図 2. 1 変圧器容量対インピーダンス容量
Fig. 2. 1 Relation between transformer capacity and test capacity.

表 2. 2 発電機容量と試験可能変圧器容量および電動機出力の関係

Table 2. 2 Relation of generator capacity with transformer capacity possible to test and motor output.

G (MVA)	20	25	27.5	30	32.5
T (MVA)	77	960	1,050	1,150	1,250
WG (kW)	1,000	1,200	1,300	1,400	1,500
M (kW)	6,560	8,140	8,920	9,720	10,530

kW) および直流電動機 (出力 2,900 kW) を併用し電動機出力に十分余裕をもたせるようにした。

2. 2 絶縁試験に対する要求

送電電圧の超々高圧化にともない変圧器の絶縁試験に対する関心が高まっており、とくにコロナ試験、開閉サージ試験に対しては別稿のように、種々検討することが多い。しかし、衝撃電圧試験や商用周波試験設備に対する考慮も必要とされる。

2. 2. 1 衝撃電圧試験

衝撃電圧試験のための高電圧技術は、従来から確立されており、とくに超々高圧化したために、ことさら問題になることはないので、変圧器が系統の絶縁協調の関係から定められた BIL に対して (開閉サージに対してもその試験電圧に対して) 十分であるかどうかを検証すればよい。しかし、試験電圧が高くなるためのインパルス・コロナの影響や、さい断試験時の故障の有無については、判定がむずかしい点もあり、また測定器、とくに分圧器の周波数特性についてもさらに検討を重ねて、 μs から ns 領域の問題を解析することも必要となろう。

衝撃電圧発生装置については、大容量変圧器ではとくに低圧巻線では、低インダクタンスとなるため、規定波尾長が保持されにくい問題があるが、JEC-110 改訂案でもかなりの裕度を認めるように審議中である。しかし、やはり規格波形に近いことが望ましく、当社では大容量変圧器専用の衝撃電圧発生装置を製作した。

この発生装置は、単にエネルギーが大きいくだけでなく、開閉サージ試験における波形調整も容易になるよう考慮されている。図 2. 2 に同発生装置の写真を示し、表 2. 3 に中容量以上の変圧器に使用されている衝撃電圧発生装置の一覧表を示す。

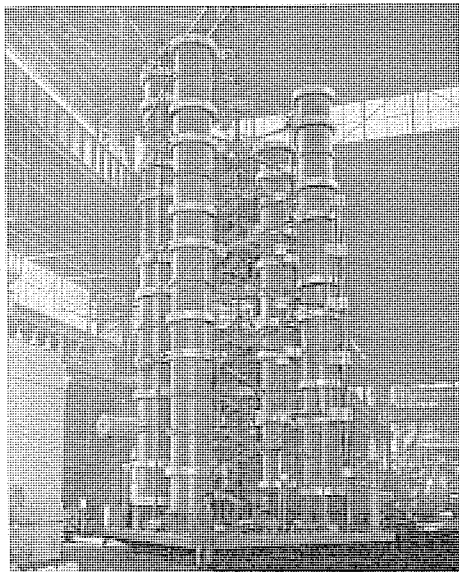


図 2.2 4,000 kV, 600 kJ 衝撃電圧発生装置
Fig. 2.2 4,000 kV 600 kJ impulse voltage generator.

表 2.3 中・大容量変圧器に使用される衝撃電圧発生装置
Table 2.3 Impulse voltage generator used for medium and large capacity transformer.

分類	電 圧 (kV)	エネルギー (KJ)	段 数 (段)	用 途
1	4,000	600	8	大容量変圧器
2	4,000	300	40	大・中容量変圧器
3	1,500	75	15	中容量変圧器

2.2.2 商用周波耐圧，誘導試験

商用周波耐圧試験では，変圧器各巻線の対地静電容量が増加するので試験用変圧器容量の増加が必要とされる。また段絶縁変圧器における線路端の試験は，誘導法によって実施されるが，いずれの変圧器でも励磁率が2倍またはそれ以上とする場合が多いので高周波発電機が用いられる。この場合，一般に変圧器側の力率が進み力率となる場合が多く，並列にリアクタを入れても電圧制御が行ないにくいことがある。

超々高圧変圧器の試験電圧は国によって異なるが，740 kV またはそれを上回る場合もあり，かなり高い電圧となるので変圧器内部絶縁にかなりの余裕を見込むとしても，内部電界が高くなるので，規定より高い電圧がかからぬよう，また規定電圧に早く到達するよう電圧を制御することが望ましい。このため当社では，180 c/s 2,500 kVA 発電機を設備し自動電圧調整可能としている。

図 2.3 は，高圧線路設備試験回路の一例である。この場合，励磁率は $n=740/460/\sqrt{3} \approx 2.8$ となり，低圧側の印加電圧は $66 \times 2.8 = 185 \text{ kV}$ となる。

また高圧側の線路端の耐圧試験では，内部電界もかなり高まるので，超々高圧変圧器に対しては当分の間試験電圧印加前後に内部コロナを測定しているが，コロナ試験には，ピコ・クーロン領域の検出感度を必要とするので測定器の選定には注意を要する。図 2.3 にブッシング・タップ分圧法によるコロナ測定と，音響法のマイクロフォンのとりつけ状況を示している。

表 2.4 に，変圧器に使用される試験用変圧器および高周波発電機を示す。

2.3 開発試験に対する要求

超々高圧変圧器の開発にあたっては，別稿のように数多くの基礎実験およびモデルコイル，実物モデルによる各種の試験をくり返し，

超々高圧大容量変圧器試験設備・青木・山本・松田

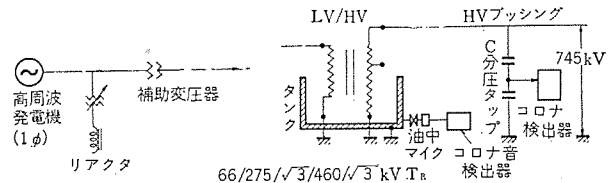


図 2.3 1φ 単巻変圧器の高圧線路端耐圧試験回路
Fig. 2.3 Test circuit for HV line terminal of single auto transformer.

表 2.4 高周波発電機および試験用変圧器
Table 2.4 High frequency generator and testing transformer.

分類	試験用変圧器	高周波発電機
1	2×5 MVA 50/60/180 c/s 500 kV T. TR 5 MVA VR 付	180 c/s 1φ 2,500 kVA M-G 補助リアクタ付
2	1×3.5 MVA 50/60/180 c/s 350 kV T. TR 2 MVA VR 付	180 c/s 1φ 1,000 kVA M-G 補助リアクタ付
3	1×1.5 MVA 50/60/180 c/s 500 kV T. TR 1 MVA VR 付	500 c/s 1φ 100 kVA M-G

表 2.5 BIL 試験電圧と必要設備能力
Table 2.5 BIL test voltage vs. capacity of required electric equipment.

(単位 kV)

BIL	AC 試験		インパルス試験			閉閉サージ試験		
	試験電圧	必要設備能力	試験電圧	必要電圧	必要発生能力 (η=0.75)	試験電圧	必要電圧	必要発生能力 (η=0.5)
1550	680	1,020	1,550	2,320	3,100	1,280	1,920	3,840
1675	740	1,110	1,675	2,500	3,340	1,400	2,100	4,200
1800	805	1,200	1,800	2,700	3,600	1,500	2,250	4,500

注) η: 衝撃電圧発生利用率

十分検討した結果を超々高圧に対する標準絶縁方式を確認し，製品化した，これらの開発過程においては，目標とした絶縁強度に対する裕度をも十分検討する必要がある。また対汚損に対する要求もあり，外部絶縁に対する検討も合わせて必要とされる。

一般的に，絶縁裕度，データのバラツキ，および試験設備の裕度を総合的に見込むものとする，試験電圧の150%程度の設備能力が必要とされよう。

表 2.5 は，BIL，試験電圧，必要設備能力の関係を示すものである。さらに，将来国外における750 kV 級機器に対する輸出を考慮すれば，AC 1,500 kV，インパルス 5,000~6,000 kV 発生可能な試験設備が不可欠とされよう。

2.4 建物に対する要求

最近，大容量変圧器の都心設置が増加し，変圧器の騒音特性が問題にされるようになり，大形変圧器に対する無響室に対する要望が高まってくる。アメリカには，300 MVA 級変圧器が試験可能な無響室を有するメーカーもある。

また，一方では，超々高圧変圧器に対するコロナ試験のために建物をシールドすることも検討されている。現在 NEMA 法による RIV (ラジオ 障害電圧) の測定では，バックグラウンド・ノイズが10~20 dB 近いので，多少測定周波数帯域をずらしてこの値が少ない条件とするか，騒音測定と同様に深夜測定を行えば解決されるので，無響室もシールド・ルームの建設は，変圧器の日常試験のため

超々高圧，大容量変圧器に対しては，高圧ラッシング先端からの絶縁距離が十分に確保でき，誘導試験時に不必要なストリーマ・コロナが発生しない余裕が必要であり，また，温度上昇試験において変圧器の発生する熱によって周囲温度が上昇し，測定結果に影響をおよぼさぬ広さと換気が可能である建物が得られればよいと思われる。

3.1 設備の概要

図 3. 1 に示すようにレクチ・フロードライフ方式により、20 MVA (過負荷運転にて 30 MVA) 発電機・主変圧器・(補助変圧器) で電圧を自由に調整し 70 号試験線に送り出すものであるが、補償用コンデンサ (ユニット 20 MVA) を必要に応じて接続可能としている。これらはすべて遠方制御盤により操作可能としたため、回路構成に要する時間が短縮された。また発電機類は屋外に設置し、図 3. 2 のような架線に変圧器工場に送電した。

3.2.1 正弦波發電機

定格出力	20 MVA	過負荷	30 MVA
形 名	SFS 全閉内冷形		
定格電圧	13,200 V		
定格電流	875 A		
定 格	連 続		
極 数	12 極		
周 波 数	50/60 c/s (自動) 45~65 c/s (手動可変)		
接 続	星形 6 端子		
力 率	25 % (遅れ)		
励 磁	220 V		

この発電機は前述のように 1,000 MVA 変圧器の試験を想定して製作されており、上記仕様のとおり過負荷 30 MVA、単相出力では $30/\sqrt{3}$ MVA の能力を有している。

前述のように変圧器の無負荷電流は波形が非常に悪く、この影響で発電機電圧がゆがんでくるが、負荷条件を三相負荷 5,600kVA、含有高調波分を 1,800 kVA、力率 11.4 % としたときの電圧波形ヒズミを 2 % 以下として無負荷特性試験の測定条件を満足させるように設計されている。このため、主磁束を大きくとり電機子反作用を減ずるために鉄心容量を大きくしており、フレームサイズは 90 MVA 相当の大容量機となっている。また、鉄心容量を大きくしたため短絡比が大きく、5.4 (at 60 c/s) および 6.6 (at 50c/s) であり、短絡強度が大きくなっている。

周波数はレクチフードライバ方式により 50/60 c/s は精密自動、45 ~ 65 c/s は手動連続可変可能としており、周波数変化による大容量変圧器励磁特性試験が可能である。

発電機出力周波数を 50/60 c/s の精密、45~65 c/s の任意運転可能にするため、レクチフロードドライブ方式を採用し速度制御を行なうことにした。レクチフロードドライブとは、図 3. 1 のように同一軸に結合された巻線形誘導電動機・直流電動機・誘導電動機の二次電力を整流して直流電動機の電機子に直流電力を供給する半導体整流器・直流電動機の界磁制御回路から成り立ち、この直流電動機の界磁を変化させることにより速度制御を行なうもので、今回の 9,000 kW レクチフロードドライブは当方式での記録品である。その主要

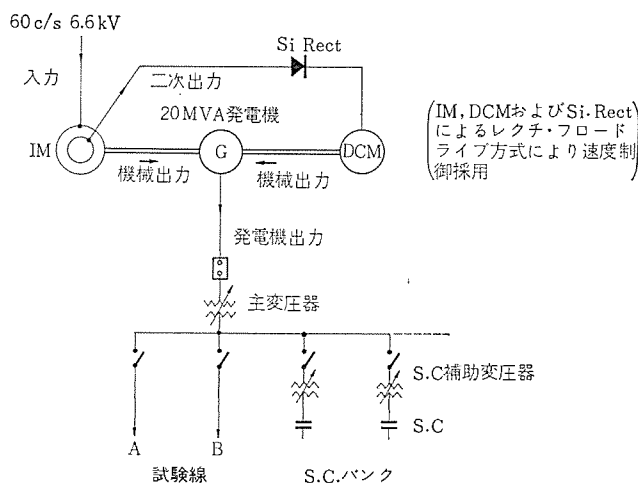


図 3.1 主回路スケルトン
Fig. 3.1 Main circuit of power supply.

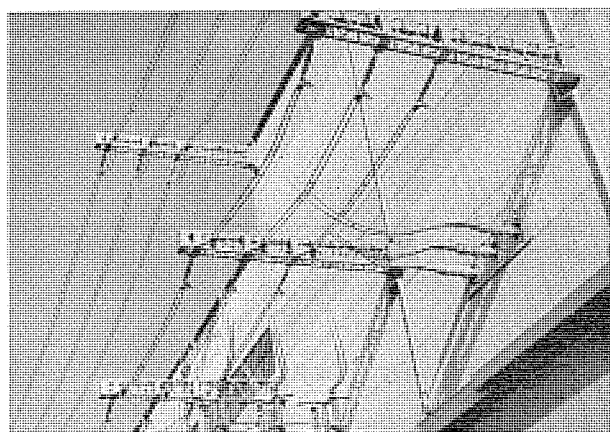


図 3.2 70 kV 印加線と工場導入 1 本貫きブッシング部
Fig. 3.2 70 kV line and wall bushings for transformer manufacturing factory.

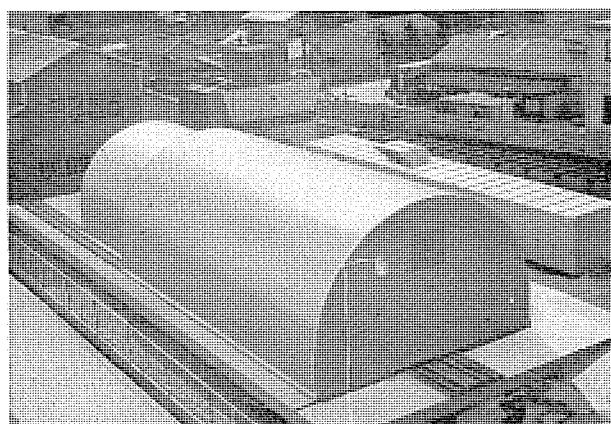


図 3.3 屋外ドーム内に設置された 20 MVA M-G とメタラ群
Fig. 3.3 Out door 20 MVA sine-wave generator for transformer testing.

機器の仕様は次のとおりである。

主電動機	卷線形三相誘導電動機
出力	9,000 kW
電圧	一次 6,300 V 二次 2,100 V
電流	一次 750 A 二次 1,950 A
接続	星形 6 端子
極数	10 極
回転数	720 rpm

定 格	連 続
副電動機	直流電動機
出 力	2,900 kW
電 圧	855 V
電 流	3,400 A
回 転 数	450～650 rpm
定 格	連 続
励 磁	他 励 (220 V)
整 流 器	シリコン 整流器
直流出力	3,590 kW
直流電圧	1,050 V
入力周波数	18 c/s 10 c/s
回路結線	三相 ブリッジ 全波整流

このレクチフロードライブの特長としては、

- (1) 広い速度制御範囲にわたって効率のよい(スベリに比例した電力損失を回収できる)連続制御ができること。
- (2) 直流電動機の界磁により速度制御ができるので、制御に要する電力はわずかであり速度変動率が小さいこと。
- (3) 起動トルクは直流電動機と誘導電動機の両者から与えられるため大きいことなどがあげられる。

3. 2. 3 補助変圧器 (主変圧器)

出 力	20 MVA 過負荷 30 MVA
形 名	SUB 形屋外送油風冷式
電 圧	一次△13.2 kV 二次△3～48 kV (42 タップ 付)

電 流	二次入全 5.2～83.1 kV (42 タップ 付) 一次△875/(1,310) A 二次△241/(362) A 二次入全 139/(209) A () は 30 MVA 出力の場合
相 数	三 相
定 格	連 続

この補助変圧器は、出力電圧が適当に選べるように二次側の電圧を4台のタップ切換器により3～83.1 kVまで選択可能になっている。また、インピーダンスも2%以下として、電圧降下の影響が少くなるよう考慮した。

4. む す び

今回新設した電源設備を中心に、超々高圧、大容量変圧器に必要な試験設備のあり方を述べた。高電圧であるために、とくに実施される試験に対処すべき設備、測定器、測定技術の完備とともに、一般特性試験の質的向上も製品に対する信頼性を増す一要因として考えられよう。あわせて、タップ・チェンジャー・ブッシングなどの付属品、部品に対する十分な特性が製品全体の信頼性を高めるものであるから、総合的品質管理体系にもとづいた設備が必要とされよう。われわれはこの意味で、総合的に各設備を利用し、超々高圧、大容量変圧器の信頼性向上にいつそうの努力をいたしたい。

なお最後に本設備設置のため努力された関係各位に、深甚の謝意を表する。

超々高圧変圧器用ブッシング

東 正義*・印藤 義雄*・水谷 良市*
佐藤 克彦*・岸田 光弘*

Extra High Voltage Bushing for Transformer

Itami Works Masayoshi HIGASHI・Yoshio INTŌ・Ryōichi MIZUTANI
Katsuhiko SATŌ・Mitsuhiro KISHIDA

It will not be long before 500 kV power transmission becomes a reality in Japan. To provide for impending revolution in the voltage ratings every possible effort is being exerted to reach the goal by all the electrical manufacturers. In this connection Mitsubishi has been striving to develop bushings for use with extra high voltage transformers as one of essential component parts of the apparatus. Those worked out by the Company are of a condenser type, behind which stand 40 years experience in the successful manufacture of 140,000 sets. It will not be exaggeration to claim that this is the only type to permit the embodiment of unprecedented scheme. The article deals with the condenser type bushing, particularly stating about the problems of salt contamination of them.

1. ま え が き

わが国においても数年後には 500 kV 送電が開始され、超々高圧送電の時代をむかえることになる。

当社はこれらの系統に使用する変圧器用ブッシングとして早くから研究しているが、昭和 34 年には 400 kV BIL 1,800 kV 用を開発完了しており、その後、オーストラリア向け 330 kV BIL 1,300 kV 用、メキシコ向け 400 kV BIL 1,550 kV 用等、多数を納入してきた。昭和 40 年にはわが国の送電用として 8 m ガイカンを使用した 550 kV 耐塩害用 BIL 1,800 kV の世界最大のブッシングを、当社独自の技術によりいち早く完成し、きたるべき 500 kV 時代にそなえている。

ブッシングは変圧器の一部品ではあるが、電気の入出口にあたる最も重要な役めをはたしている部品であり、ブッシングの信頼性は、変圧器本体の信頼性を左右するといっても過言ではない。

安定した性能を要求される超々高圧系統には、すべてすぐれた耐電圧特性を有したコンデンサ形が使用されるが、当社はわが国において最も古くからコンデンサブッシングを製作しており、すでに 40 有余年の経験と、約 140,000 本の実績を有している。

機器用ブッシングとしてコンデンサ形は最も理想的な構造であり使用電圧が高くなるにしたがって有利となる。超高压系ではコンデンサ形でないと製作できないといってもよい。

超々高圧変圧器用ブッシングは構造的には従来のコンデンサブッシングと同一であるが、電圧が高くなったことによる設計上・工作上の種々の問題点がある。これらの問題点を検討し製作した超々高圧変圧器用ブッシングの構造・特性などについて紹介する。

2. 超々高圧変圧器用ブッシングの構造

当社の超々高圧変圧器用ブッシングは、従来より当社の標準ブッシングとして製作している。三菱コンデンサブッシング“OT 形”と同一構造である。しかし超々高圧用としては電圧が高くなったことにより電氣的・機械的に若干の改良を加えている。

三菱コンデンサブッシング“OT 形”については、過去に本誌⁽¹⁾⁽²⁾で説明しているが概略構造図を図 2. 1 に示す。

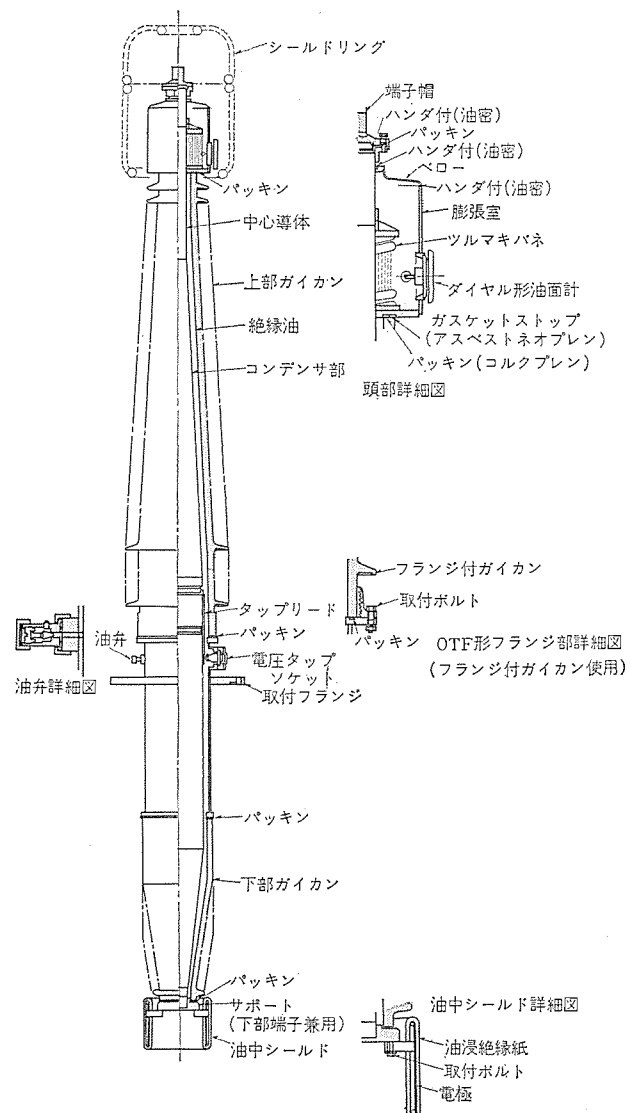


図 2. 1 三菱コンデンサブッシング“OT 形”“OTF 形”構造
Fig. 2. 1 Construction of Mitsubishi type “OT” and “OTF” condenser bushings.

超々高圧変圧器用 プッシング の主要部分は次の六つの部分からなっている。

- (1) コンデンサ部
- (2) 頭部
- (3) 取付フランジ部
- (4) 上部ガイカン
- (5) 下部ガイカン
- (6) 下部端子部

2.1 コンデンサ部

コンデンサプッシングの原理は、中心導体と同心円筒状に多数の電極をそう入し直径方向・長さ方向共電界分布が均一になるよう調整してある。

電界調整電極の入れ方については本誌でも過去に説明⁽¹⁾⁽²⁾しているので省略する。

三菱コンデンサプッシング“OT形”のコンデンサ部の絶縁材料はクラフト紙に絶縁油を含浸したいわゆる油浸紙を使用し、内部には電界模写、モデルによる破壊試験などをもとにして、最適の位置に電界調整極としてのアルミはくを同心円筒状にそう入している。電極の端部にはエッジ効果による若干の電界集中をさらに均一にするため、図2.2に示すように半導体のテーパ（コロナールテーパ）を使用している。このテーパの抵抗値はプッシング使用中に襲来する異常電圧に対して最も効果のある値を選定している。

このコンデンサ部は、クラフト紙を巻いた状態で真空加熱乾燥により完全な乾燥処理を行ない、完全に口過、脱気した絶縁油（JIS-C-2320 1号油）を加熱・加圧含浸して製作される。このためプッシングの生命でもある $\tan \delta$ の値は小さく、耐電圧特性がすぐれている。

中心導体は原則として電気用銅管を使用、電流量により外径および肉厚を変え、電流により発生する損失を一定値以下になるようにして温度上昇値をおさえている。

プッシング内に発生する損失は、コンデンサ絶縁部の誘電体損、中心

導体に流れる電流による損失、および取付金具内に発生するわずかな電流損がある。超々高圧プッシングはコンデンサ絶縁部が厚く、熱伝導があまりよくないため、中心導体およびコンデンサ絶縁部にて発生する損失熱の放散に対してとくに考慮する必要がある。コンデンサ絶縁部に発生する誘電体損に対しては、コンデンサの中間層部に油の流通しうる冷却層を設けた構造も考えられている⁽³⁾。

三菱コンデンサプッシング“OT形”の場合は油浸紙を使用しているため、誘電体損は非常に小さい値であるから500kV程度の超々高圧用となっても必要としない。

中心導体に発生する損失は電流量により変化するが、大容量変圧器の場合はこの損失による温度上昇に対しても考慮しなければならない。従来のプッシングあるいは乾式コンデンサプッシングでは、中心導体の損失熱は長さ方向にはほとんど放散せず、直径方向のみに放散すると考えるべきである。この場合は絶縁中心部と外径の間の温度コウ配が大きく中心導体の温度上昇についてとくに考慮する必要がある。当社の超々高圧用プッシングは絶縁油含浸形であるため、図2.3に示すように中心導体の上部および下部に通油穴をあけ、導体内径とプッシングガイカン内側とコンデンサ部との間にて対流しうる構造とし、中心導体に発生する損失熱を油の対流により外部に移動させ、内部と外部の温度コウ配を小さくすることが可能である。この構造は乾式コンデンサ形では不可能なものであり、当社のコンデンサプッシングの最大の特長である。

2.2 頭部膨張室部

当社のコンデンサプッシングは、中心導体締付方式（center-cramping system）を採用した完全密封構造となっている。超々高圧用プッシング頭部の構造図は図2.1に拡大して示している。

膨張室は内部に充てんした絶縁油の膨張収縮による容積変化に応じるためのガス室を作り、同時に中心導体締付方式のためのツルマキパネを収容している。膨張室の材質は、鋼板あるいはステンレス鋼板の溶接構造である。膨張室上部には銅板製のペローを取付け、中心導体およびガイカン、取付フランジの膨張・収縮の変化に応じて伸縮し完全に気密を保持する構造となっている。膨張室内部のツルマキパネは、中心導体締付方式の重要な部分でガイカン両端面に均一な圧力を加えるとともに、プッシングの機械強度を保つ役めをはたしている。膨張室前面には内部の油面を指示するためのダイヤル形油面計を取り付けている。

膨張室内のガス室の容積は、プッシングの使用温度において内圧は最高温度でも0.8kg/cm²以下におさえ、最低温度でも絶対に負圧とならぬ容積と圧力で乾燥された窒素が封入されている。

2.3 取付フランジ部

取付フランジは鋼板を溶接して製作する。フランジ上部には電圧タップが取付けてある。この電圧タップは、コンデンサ部の接地側から2～3層めより取り出しており、電圧測定あるいは使用中の $\tan \delta$ の測定に利用すると便利である。取付フランジの下部は、プッシング形CTを取付けるためのポケットがとってある。このポケットの長さは、用途に応じて適当な長さをとることができる。

2.4 上部ガイカンおよび下部ガイカン

当社の超々高圧用プッシングのガイカン類の固定は、中心導体締付方式によっている。中心導体締付方式は中心導体を締付棒に利用し、膨張室内のツルマキパネの強力な圧縮がガイカン端面に均一に加えられている。端面のパッキン構造は構造図図2.1に示すように外側にストップパッキン、内側に油密のためのパッキンを使用し、常に均一な圧力が加えられている。

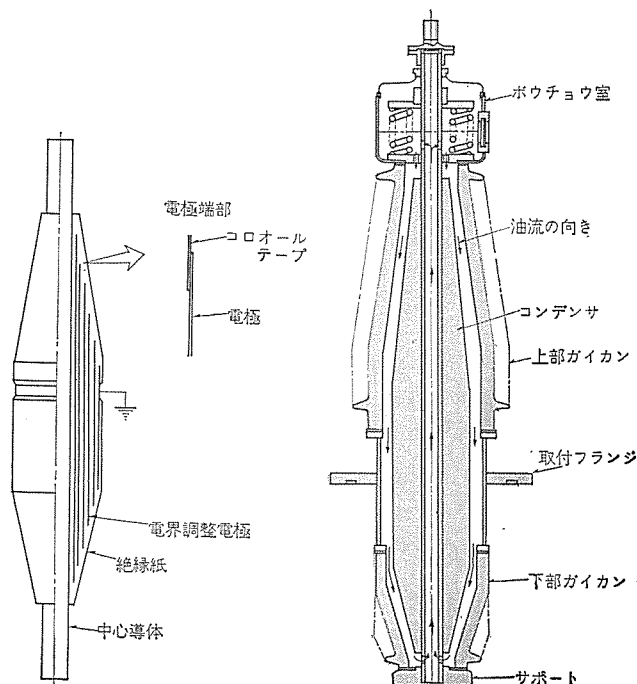


図 2.2 コンデンサ部の構造
Fig. 2.2 Construction of condenser section.

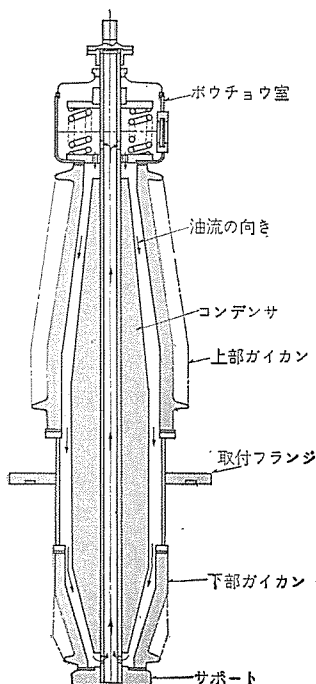


図 2.3 プッシング内油流説明図
Fig. 2.3 Oil convection in the bushing.

超々高圧用ブッシングの場合で、上部ガイカンの長さが3.5mより長くなるとブッシング重量が大きくなり、中心導体締付方式のみでは十分な機械力が得られない場合がある。この場合は、上部ガイカンの下部にセメント付フランジを取付けて強度を増した構造とすることがある。この場合の形名は、中心導体締付方式の“OT形”にフランジ付の“F”を付け加えた“OTF形”と呼んでいる。

中心導体締付方式の場合のガイカンは、上部・下部共ガイカン全長が絶縁長として利用でき、胴径も非常に小さく仕上がる。とくに下部ガイカンが小さいことは、ブッシング形CTを使用する場合には精度の高いものを小さくすることができる。またブッシング下部の長さが短くなり変圧器本体のタンクも縮少できるものである。

上部ガイカンは、使用場所により汚損特性が問題となることがある。この場合は汚損仕様に合わせた耐塩害用ガイカンを使用する。

2.5 下部端子部

ブッシング下部はサポート(下部端子金兼用)を使用しているが、油中での高電圧の露出部は油中コナ開始電圧を低下し好ましくない。当社の三菱コンデンサブッシング“OT形”では、絶縁階級100号以上のものにはすべて油中シールドを取付けている。油中シールドの構造は、電極に絶縁紙を適当な絶縁厚さに巻き、真空乾燥後油含浸して製作される円筒形の絶縁シールドである。

この油中シールドを取付けることにより、高電圧の電氣的な露出した金属部は完全になくなり、油中コナ開始電圧を高め、油中絶縁距離を大幅に縮少できるものである。

3. 超々高圧変圧器用ブッシングの標準寸法

超々高圧変圧器用ブッシングのBIL 1,300~2,050 kVの標準品の寸法を表3.1に示す。

4. 超々高圧変圧器用ブッシング汚損耐電圧特性

わが国の超々高圧送電は500 kVに決定され、各方面において準備されているが、超々高圧系統は送電系統の中心となり、設置場所も海岸近くの汚損の多い場所に使用されることが多い。変圧器の外部特性はすべてブッシングによってきまるものである。ブッシングの外部特性として、最も重要な汚損耐電圧特性について説明する。

4.1 ブッシング類の汚損管理

わが国は四方海にかこまれた島国であり、季節風・台風などによる塩害にさらされることが多く、送電系統についても実情に応じた耐塩害設計とする必要がある。送電系統の塩害は海岸からの距離だけでなく、地形・風向きなどにより左右されるため簡単にはわからない。発電所の耐塩害設計にあたっては、あらかじめパイロットガイシ等により汚損の実情をくわしく調査する必要がある。

超々高圧設備の設置予定場所では、すでに調査を進められていると思うが、十分な調査を行なっても管理限界値の設定は非常にむずかしいものと思う。汚損状況の概略を知るためには、電気協同研究会により相当くわしく調査した結果が報告されている。この結果を参考にするのが汚損管理の設定に参考になると思う。電気協同研究会に報告されている発電所の汚損区分の概略値⁽⁴⁾を表4.1に示す。

ブッシングの汚損管理の最も経済的な方法の決定は非常にむずかしいと思うが、一般に行なわれている汚損管理の方法としては、次の方法が考えられている。

- (1) 過絶縁設計としたガイシを使用する。
- (2) 活線注水洗浄によりガイシを洗浄する。

表 3.1 超々高圧変圧器用ブッシング標準品外形寸法
Table 3.1 Outline dimensions of standard EHV bushings for transformer.

行 番	形 式 番 号	定 格 電 圧 (kV)	定 格 電 流 (A)	BIL (kV)	各 部 寸 法								
					全 長 L	上 部 長 L_1	下 部 長 L_2	上 部 ガ イ カ ン 外 径 c	シールド 外 径 d	B. C T ポ ケ ッ ト B	油 中 側 最 大 径 D	油 中 シールド 外 径 e	高 さ y
1	BG-37550	330	800	1,300	5,243	3,685	1,558	625	800	400	419	380	250
2	BG-37551	330	1,200	1,300	5,243	3,685	1,558	625	800	400	419	380	250
3	BG-38050	440	800	1,550	6,528	4,650	1,878	705	1,000	400	489	400	300
4	BG-38051	440	1,200	1,550	6,528	4,650	1,878	705	1,000	400	489	400	300
5	BG-38550	550	800	1,800	7,428	5,350	2,078	760	1,200	400	623	450	320
6	BG-38551	550	1,200	1,800	7,428	5,350	2,078	760	1,200	400	623	450	320
7	BG-39050	(750)	800	2,050	8,553	6,275	2,278	810	1,400	400	765	500	350
8	BG-39051	(750)	1,200	2,050	8,553	6,275	2,278	810	1,400	400	765	500	350

行 番	形 式 番 号	取 付 フ ラ ン ジ 寸 法				上 部 端 子		下 部 端 子 取付ポート 中 心 径	気 中 側 ガ イ カ ン 諸 元		
		取付ポート 直径×本数	取付ポート 中 心 径	バ ッ キ ン		ネジ径 —山数 m	長 さ l		有 セ ン (四) 絡 格	効 率 表 面 (洩) イ 長	平均直径
1	BG-37550	3/4×16	730	690	630	50—12	60	120	2,800	6,980	419
2	BG-37551	3/4×16	730	690	630	50—12	60	120	2,800	6,980	419
3	BG-38050	3/4×16	730	690	630	50—12	60	150	3,500	8,780	498
4	BG-38051	3/4×16	730	690	690	50—12	60	150	3,500	8,780	498
5	BG-38550	1×16	790	750	690	75—12	60	150	4,100	10,170	555
6	BG-38551	1×16	790	750	690	75—12	60	150	4,100	10,170	555
7	BG-39050	1×20	900	860	810	75—12	60	150	4,800	12,060	605
8	BG-39051	1×20	900	860	810	75—12	60	150	4,800	12,060	605

※ 単位はすべて mm

※ B. CT ポケット B寸法は400以外に600, 800のものもある

表 4.1 発電電所の汚損区分の概略値
Table. 4.1 Approximate values of contaminated sections of power station and substation.

汚 損 区 分	A	B	C	D
想定最大等価塩分付着密度 [mg/cm ²]	0.03	0.06	0.12	個々に検討して他の対策と比較する (0.35)
海岸からの概略の距離 (台風に対し) [km]	20 以上	10~20	3~10	3 以内

(3) ガイシ表面にシリコンパウンドを塗付し、霧中耐電圧値をあげる。

(4) 屋内方式とする。

最も一般的に行なわれている方式としては、(1)、(2)を併用した方法が採用されている。(3)は既設品の応急対策として利用されているが、1年~2年ごとに塗りかえる必要があり、あまり一般的な方法とはいえない。(4)の屋内方式は、超々高圧用の場合は建屋が非常に大きなものとなり、不経済となる。

超々高圧系統の場合では、過絶縁設計するとしても条件のとり方によりガイカン寸法が相当大きく変わり、付帯設備にも大きく影響する。したがって耐塩害設計の条件の設定にあたっては慎重に行なうべきである。

ラッシングの耐塩害設計の条件としては次の3項目を基準にして設計する。

(a) 汚損管理限界値

(b) 汚損設計電圧

(c) 活線洗浄の方法

汚損管理限界値としては設置場所の汚損状況に応じて定めるべきであるが、区分としては表 4.1 の区分を採用するのが製作者としては好都合である。すなわち等価塩分付着量の区分より選定すべきである。

汚損設計電圧としては最高常規対地電圧とするか、一線地絡時の健全相対地電圧とするか非常にむずかしい問題と思われる。このどちらを選定するかによって、ガイカンの大きさが大幅に変わるから、系統の重要性等を考慮して定めるべきである。一般的には、一線地絡時の健全相対地電圧のとり方は系統により、あるいは電力会社の考え方により変わるからいまいち定められない。

活線洗浄の方法としては、(a) 移動式ジェット洗浄、(b) 固定式ジェット洗浄、(c) 固定式スプレー洗浄の三つの方法があるが、超々高圧系では常に管理限界値以下に管理できる固定式を採用し、安定した送電ができることを考慮すべきである。

上述のようにラッシングの汚損管理の限界値の設定にあたっては種々の問題点があり、簡単には定まらないものであるが、現在超々高圧 500 kV 系統で考えられている一例として次の条件が考えられている。

汚損管理限界値	等価塩分付着量	0.003 mg/cm ²
汚損設計電圧		395 kV
		$(525 \times \frac{1}{\sqrt{3}} \times 1.3 = 395 \text{ kV})$
活線洗浄の方式	固定式・移動式スプレー洗浄	

4.2 ガイカン類の汚損耐電圧特性

ラッシングに使用するガイカン類の汚損耐電圧は表面漏えい長が長いほど、あるいは平均直径が小さいほど特性は良くなる。また、ガイカンのテーパー度によっても特性値は変わるものである。電気協同研究に報告されている各汚損度における所要漏えい距離と平均直径の関係を図 4.1 に示す。ラッシング類の汚損耐電圧を求めたデータでは、平均直径が 400 mm 以下の場合はいちいち図 4.1 の曲

超々高圧変圧器用 ラッシング・東・印藤・水谷・佐藤・岸田

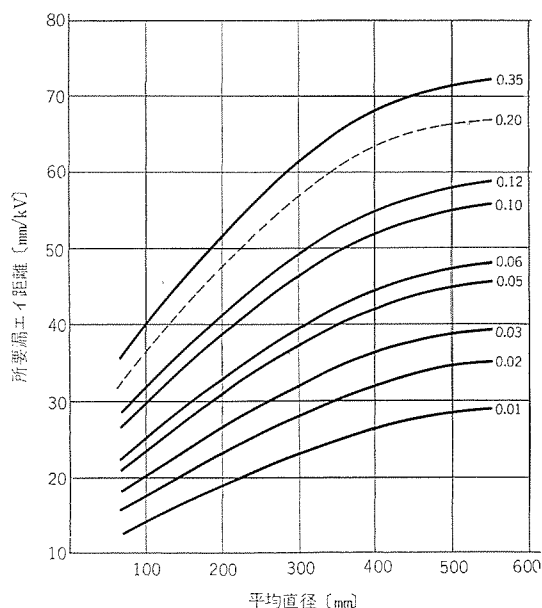


図 4.1 ガイカン類の所要漏えい距離
Fig. 4.1 Mean-diameter-leakage-path distances per kV of insulator.

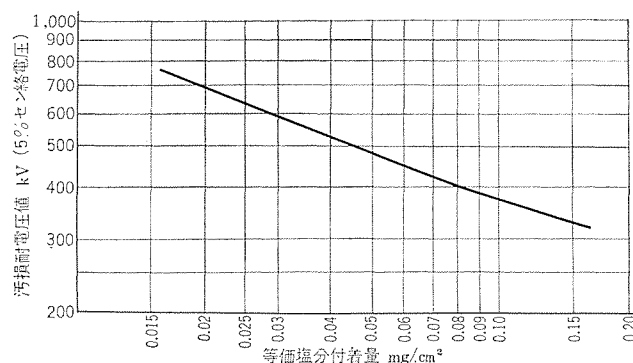


図 4.2 8m ガイカンの汚損耐電圧特性
Fig. 4.2 Contamination resistant characteristics of 8m insulator.

線を若干上まわるデータが出ている。しかし 400 mm をこえる場合には、データの数が少なくはっきりとはわからないが、図 4.1 より若干下まわる場合もある。超々高圧用の場合は平均直径が 500 mm をこえるものであるから、図 4.1 を適用するのは危険であるがだいたいの見当をつけるためには十分利用できると考える。

500 kV 送電、重汚損地区用として開発された 8 mm ガイカンの等価霧中、5% セン(閃)絡電圧特性は図 4.2 に示す結果が得られている。

この結果では仕様値 395 kV 0.03 mg/cm² には相当の余裕を持っている。超々高圧 500 kV 系では、わが国においては、まだ実績がないから管理限界の設定に対し、どの程度の余裕をとるか、今後さらに検討を加える必要がある。

4.3 ガイカン類の活線洗浄電圧特性

ラッシングの汚損管理を確実にこなうためには、ガイカン表面の等価塩分付着量が、管理限界値以下の状態で活線注水の固有抵抗・注水量・ラッシング取付角度等により変わるから、ガイカンの洗浄耐電圧は洗浄条件を設定しないと求め得ないものである。

活線洗浄により汚損管理を行なうラッシングは本体に取付ける場合、活線洗浄の条件が有利となるよう取付ける必要がある。すなわち、洗浄水がガイカンのカサをつたって落下しないようラッシングを傾斜して取りつけるべきである。ラッシングを垂直に取付ける場

合は洗浄水が カサ をつたわらないよう 600~800 mm 間隔で、水切りカサ（普通のカサよりも高いカサ）をつければよい。水切りカサ付き ガイカン を傾斜して取付ける場合は、取付角度が、 10° 以上となると水切りカサの効果は少なくなり必要がなくなる。

一般に水切りカサ付き ガイカン は大幅に コストアップするため、できるだけ水切りカサを必要としない傾斜取付けすることが望ましい。

上述のようにガイカンの活線洗浄耐電圧値は、種々の要因により変わるものであるから、詳細には実績に合わせて試験データを求めておくのが望ましい。しかし、固定式スプレ洗浄については設定した汚損管理の条件で、洗浄することが容易であり、また洗浄耐電圧についても、注水量の調節により、等価霧中 5 % セン 絡電圧より高くすることも可能である。

ガイカン 類の汚損管理を確実にこなうためには活線洗浄特性をくわしくつかみ、管理限界をこえないようにすることであるが、まだ信頼できるデータは不足しており、今後この点につき検討を進める必要がある。

4. 4 耐塩害用ブッシングの選定

超々高圧変圧器用ブッシングの耐塩害用区分の選定にあたっては、その設置場所の最大等価塩分付着量を調査し、活線洗浄を行わない場合は、この値を基準にして選定すべきである。しかし、活線洗浄にて管理する場合には、汚損管理で可能な最大量に耐えるものを選定すべきであり、洗浄を行わない場合の最大付着量を基準とするのは不経済である。一般的に海岸近くの最も条件の悪い場合でも、等価塩分付着量 0.03 mg/cm^2 以下とすることは容易であると思う。

ブッシング類の耐塩害特性は、等価霧中試験法により求めているが、実際の使用状態で、このような過酷な条件となっていることはあまりないと思えるから、データには余裕があると考えてよい。また、平均直径の大きいガイカンは細いものに比較し、同一条件でも、実着塩分量は少ないものであるから、検討を加える必要がある。

超々高圧用ブッシングの耐塩害区分の選定にあたっては、まだ未知のことが多く結論づけるのはむずかしいが、だいたい次の2種類程度を考えるべきであろう。

(1) 軽汚損用

汚損設計電圧……一線地絡時の健全相対地電圧

許容等価塩分付着量…… 0.03 mg/cm^2

(0.03 mg/cm^2 付着時の等価霧中 5 % セン 絡電圧が汚損設計電圧のもの)

(2) 重汚損用

汚損設計電圧……一線地絡時の健全相対地電圧

許容等価塩分付着量…… 0.03 mg/cm^2 以上

活線洗浄耐電圧……塩分付着量 0.03 mg/cm^2 において汚損設計電圧

(0.03 mg/cm^2 付着時の等価霧中耐電圧が汚損設計電圧以上あり、活線洗浄耐電圧が汚損設計電圧のもの)

一線地絡時の健全相対地電圧を常規対地電圧 $\times 1.3$ とすると、常規対地電圧での許容等価塩分付着量は、 0.06 mg/cm^2 以上となる。

5. メキシコ（マルパソ P/S）向け 400 kV ブッシング

メキシコ（マルパソ P/S）向け 400 kV ブッシングは当社の製作した超々

高圧変圧器に取付けられたものであり、その製品写真を図 5. 1 に示す。このブッシングは耐塩害仕様であったため、上部ガイカンとして全長 5 m のものを使用し、ガイカン固定法はフラッジ取付構造の OTF 形を採用したものであり、製作本数は 70 本に達する。

5. 1 400 kV 耐塩害用ブッシングの仕様

定格電圧	400 kV
定格電流	400 A
衝撃波耐電圧値	1,550 kV
商用周波乾燥耐電圧値	810 kV 1 分間
商用周波注水耐電圧値	665 kV 10 秒間
表面漏 イ 長	14,000 mm 以上

(常規対地電圧に対し 60 mm/kV 以上)

5. 2 400 kV 耐塩害用ブッシングの構造

このブッシングは耐塩害用であり、表面漏 イ 長が対地電圧に対して 60 mm/kV 以上という仕様であったため、上部ガイカンは全長 5 m 表面漏 イ 長 14.6 m のものを使用した。ガイカン長さが 5 m にもなると中心導体締付方式だけでは十分な機械力が得られないため、上部ガイカンの下部にフラッジをとりつけたフラッジ取付構造と中心導体締付方式を併用した OTF 形を採用した。また上部ガイカンは中心導体締付方式の特長を利用し、5 m のものを 2 分割した構造を採用した。2 分割することによりガイカンの製作が容易となり、耐塩害用でも組立が簡単で、割安に仕上げることも可能である。

そのほか、ブッシング下部、および内部構造については標準品と同一構造である。

6. 550 kV 耐塩害用ブッシング

550 kV 耐塩害用ブッシングは、わが国の超々高圧 500 kV 送電用として開発したもので、上部ガイカンは全長 8 m のものを使用し、全長約 12 m の世界最大のブッシングである。このブッシングに使用した 8 m ガイカンは、世界に例を見ない超大形ガイカンで、わが国のガイシ製造技術の優秀性を全世界にアピールした記録品でもある。

このブッシングは開発試験後、超電研武山研究所納めの 500 kV

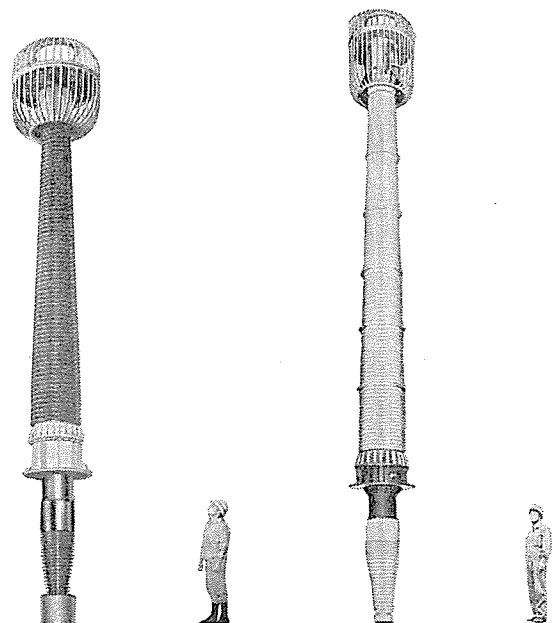


図 5. 1 400 kV 耐塩害用ブッシング

Fig. 5. 1 400 kV Bushing for salt-contamination.

図 6. 1 550 kV 耐塩害用ブッシング

Fig. 6. 1 550 kV Bushing for salt-contamination.

プロトタイプ変圧器に取り付けて納入した。

6. 1 550 kV 耐塩害用ブッシングの仕様

定格電圧	550 kV
定格電流	1,200 A
衝撃波耐電圧値	1,800 kV
商用周波耐電圧値	805 kV
耐塩害仕様	

等価塩分付着量 0.03 mg/cm² において、等価霧中耐電圧および活線洗浄耐電圧が 395 kV 以上
 $(395 \text{ kV} = 525 \text{ kV} \times \frac{1}{\sqrt{3}} \times 1.3)$

6. 2 550 kV 耐塩害用ブッシングの構造

このブッシングはわが国の使用条件を考慮して製作した耐塩害用ブッシングで、上部ガイコンとして 8 m のものを使用したことが最大の特長で、その他の部分は、当社の標準品の OT 形とほとんど同一構造である。

ガイコン取付構造は、400 kV 用と同じくフランジ取付方式を採用しており形名は OTF 形となる。

当社のコンデンサ部に使用している材料は、最も信頼性の高い油浸紙であり、tan δ 特性・コロナ特性も非常にすぐれている。このためブッシング内部に発生する損失が少なく、しかも、中心導体内径と外部にて油が対流する構造としているから、内部温度の上昇は、他の形式のものに比較して小さい値を示す。このため、コンデンサ部の構造は従来のものとまったく同一の構造を採用した。

図 6. 1 にこのブッシングの完成写真を示す。

7. 超電研向け 550 kV 耐塩害用ブッシング試験結果

超電研向けとして製作したブッシングについては、昭和 40 年 10 月当所において公開試験を披露し、また社内においては、1 個月近い長期にわたって下記試験を実施し、すぐれた試験結果が得られたので簡単にその内容を述べる。

試験項目

- (1) 絶縁抵抗試験
- (2) 容量試験
- (3) tan δ-電圧特性
- (4) 油密試験
- (5) 衝撃電圧耐電圧試験 (乾燥)
- (6) 商用周波耐電圧試験 (乾燥)
- (7) 温度上昇試験
- (8) 可視コロナ試験
- (9) 内部コロナ測定
- (10) 長時間耐電圧試験
- (11) 汚損試験 (ガイコンのみで実施)

(12) 活線洗浄試験 (ガイコンのみで実施)

以上各試験項目を実施したが、とくに 500 kV 系統の機器としては今回が初めてのため、絶縁問題(とくに内部コロナ)を中心として、あらゆる角度から問題を検討したので、それら主要な項目について述べることにする。

7. 1 耐電圧試験

商用周波耐電圧試験

60 c/s 805 kV 1 分間 結果良好

衝撃波耐電圧試験

(1×40) μs 1,800 kV 正負波各 3 回 結果良好

7. 2 tan δ-電圧特性試験

ブッシングの良否判定方法として現在最も広く行なわれているが、このブッシングは油入コンデンサブッシングであり、電圧特性は非常によく、普通どの絶縁階級のブッシングにおいても、回路電圧のほぼ 2 倍までフラットな特性を示す。このブッシングでは、標準コンデンサの定格により 350 kV まで実施した。測定結果は図 7. 1 に示すようにフラットな特性であり、tan δ の値としても非常に小さな値を示している。

7. 3 内部コロナ測定

送電系統の上昇に伴い、機器のコロナ特性(部分放電)が注目されてきたが、ブッシングにおいても気中コロナとともに絶縁物に影響を及ぼす内部コロナの定性的・定量的測定が必要となった。コロナ測定法に関しては、別稿で詳しく述べたように各種あり、それぞれ長所短所を持っているが、今回は初めての 500 kV 級機器であるため、あらゆる方法を用いて内部コロナの検証につとめた。

7. 3. 1 放電々荷量の測定

現在コロナ測定法として、一般化している広帯域法である抵抗検出による方法、および最近使用されるようになった検出部が高周波トランスで回路の容量と同調をとる FRA III 形による方法等があるので、それらの方法で測定を行ない両測定法の比較を行なった。結果は図 7. 2 に示したように両者ほとんど一致し、測定法による違いは認められなかった。なお広帯域法は当社製コロナパルス分析器を使用した。

7. 3. 2 RIV の測定

この測定は狭帯域増幅器を使用したもので、アメリカで広く行なわれている NEMA 法は代表的な方法である。この試験回路は、NEMA Publication No. 107 に規定されている。(現在新 NEMA A-1964 年が発表されている。) この場合外部コロナ(気中コロナ)が発生すると、内部コロナとの分離が困難となるため、できるだけ高圧側のシールド効果をよくしなければならぬ。今回の試験結果では、400 kV までは内部コロナおよび気中コロナは認められぬが、400 kV 以上になると結合コンデンサーから小さな気中コロナ

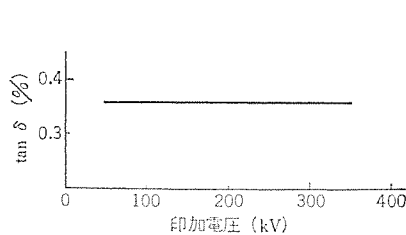


図 7. 1 tan δ-電圧特性
Fig. 7. 1 Partial discharge characteristics (Dielectric loss angle measurement)

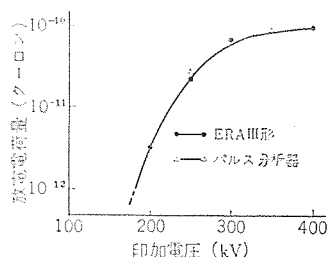


図 7. 2 放電電荷量-印加電圧
Fig. 7. 2 Discharge quantity measurement.

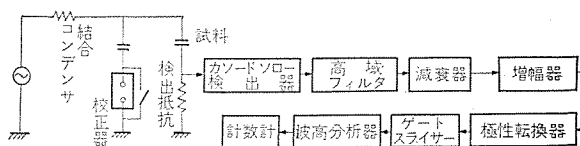


図 7. 3 三菱製広帯域コロナ分析器による測定回路
Fig. 7. 3 Partial discharge measuring diagram by means of wide-band discharge meter.

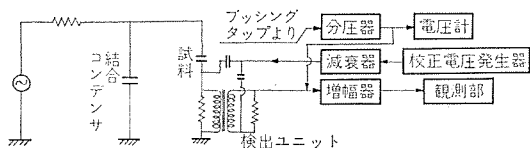


図 7.4 ERA-III 形 コナ 測定器による測定回路
Fig. 7.4 Partial discharge measuring diagram by means of ERA-III discharge meter.

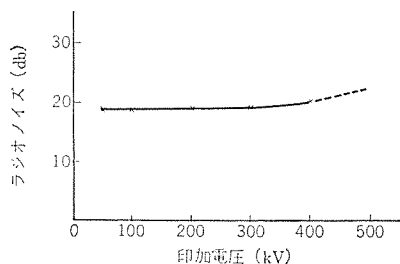


図 7.5 NEMA 法によるラジオノイズ測定
Fig. 7.5 Partial discharge characteristics (R. I. V. measurement).

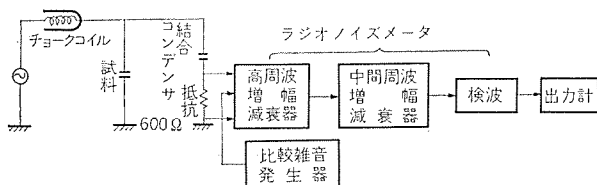


図 7.6 ラジオノイズ測定回路 (NEMA 法)
Fig. 7.6 Partial discharge measuring diagram by NEMA R. I. V. meter method.

が発生している。

以上種々の試験方法で内部 コナ を測定したが、いずれも満足できる試験結果である。今後、コナ 発生量と機器の寿命の関係についてはまだまだ研究されなければならないが、今まで、われわれが経験した各種試験データなどから考えて、最高対地電圧におけるコナ 電荷量がこの程度であれば実用上さしつかえないと考えられる。

7.4 長時間耐電圧試験

今まで衝撃電圧および商用周波電圧の耐圧に耐えること、内部コナの実測などによりラッシングの耐絶縁性について調べてきた。次に実際の使用状態を仮定した長時間耐圧を行なった。図 7.7 に示すようにラッシングの下部ガイカンを油そうに浸し、油温は変圧器の温度上昇 55°C と外気温度との和に等しい 90°C に上げ、印加電圧は常規対地電圧の 1.2 倍 380 kV ($500 \times 1/\sqrt{3} \times 1.2$) を連続加圧 $\tan \delta$ の時間的変化を測定した。測定方法は図 7.7 のように、 $\tan \delta$ 計を接続して、連続的 $\tan \delta$ の変化を調べるとともに、3 時間間隔で正シェーリングブリッジを使用して精密な $\tan \delta$ を測定することにより行なった。

測定結果は図 7.8 に示してあるが、 $\tan \delta$ は連続 4 日間ほとんど変化なく、絶縁物の劣化は認められなかった。

以上絶縁問題を中心として、主要な項目のみについて試験結果をもとにして簡単に検討してきたが、あらゆる試験項目に満足できる結果を得た。今回のラッシングはなにぶん初めての 500 kV 級機器であり、また試験電圧も非常に高いため、とくに内部コナ

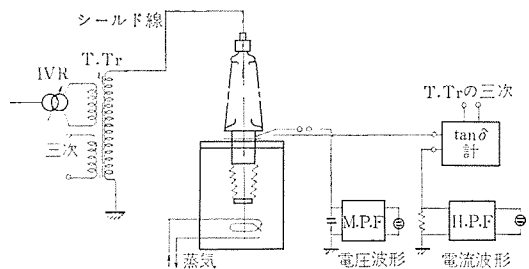


図 7.7 長時間耐圧試験回路
Fig. 7.7 Circuit for long period life test.

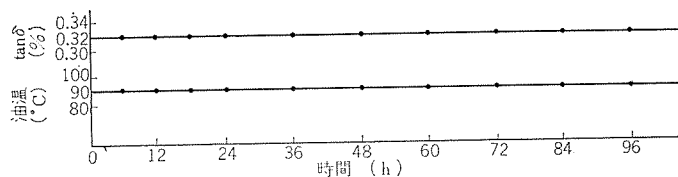


図 7.8 長時間耐圧試験時間特性
Fig. 7.8 Result of long period life test.

測定時の気中 コナ 防止が問題となったが、今回の試験では 400 kV 程度まで測定ができた。この測定電圧は常規対地電圧以上である、十分コナ試験の目的が達成できたと考える。

8. む す び

500 kV 送電をむかえるにあたり、超々高圧変圧器に使用するラッシングの製作上の問題点および構造・特性などについて紹介してきた。

当社の超々高圧用ラッシングは、コンデンサ部の材料として油浸紙を使用しているから耐電圧特性・ $\tan \delta$ 特性が良好であり、きわめて安定した特性を有している。

超々高圧変圧器用ラッシングは、耐電圧特性はもちろん熱安定性・コナ特性について、とくに検討を行なっておく必要があることはすでに述べたとおりであるが、当社の超々高圧ラッシングは試験結果にも示すとおり、まったく問題のない特性を有している。

当社の超々高圧ラッシングは、すでにメキシコ (マルパソ P/S) 向けとして 400 kV 耐塩害用に約 70 本製作中であり、 8 m ガイカンを使用した 550 kV 耐塩害用ラッシングはすでに製作を完了し、超電研向け 525 kV 10 MVA プロトタイプ変圧器に取り付けて納入済みである。

わが国での 500 kV 送電系統で、とくに耐塩害特性についてははっきりした結論が得られておらず、今後さらに十分な検討を加え最も経済的な汚損管理限界を設定する必要がある。

参 考 文 献

- (1) 広尾、堀、南角、印藤：OT 形密封式油入コンデンサラッシング、「三菱電機」31, No. 10 (昭 32)
- (2) 岸田：変圧器付属品 (1) ラッシング、「三菱電機技報」39, No. 3 (昭 40)
- (3) 実用新案公報：蓄電器形套管 (昭 34-11754)
- (4) 電気協同研究会：電気協同研究 20, No. 2, P. 155
- (5) 電気協同研究会：電気協同研究 20, No. 2, P. 109
- (6) 電気協同研究会：電気協同研究 20, No. 2, P. 158

ガス分析による変圧器異常の早期発見

白井 万次郎*・石井 敏次**

Early Detection of Incipient Faults in Transformers by Gas Analysis

Itami Works Manjiro SHIRAI・Toshitsugu ISHII

As a means to detect incipient faults in transformers early to prevent accidents from occurring, application of gas analysis has been approved effective both at home and abroad. When faults occur in transformers, partial heating is produced to deteriorate insulating materials in the environment of the spots. Then combustible gases or CO₂ gas is generated so that analysis of them can be used to help detect the faults and also enable the causes of the troubles to be surmised. The gas analysis involves two processes. One is to work on the gases in the space assigned for them, while the other is to investigate the gases resolved in the oil. Such a gas as hydrogen with small solubility comes out easily to the space, whereas hydrocarbon having a large molecular weight is resolved into the oil greatly. The phenomena give clue to the investigation.

1. ま え が き

運転中の電力用変圧器の異常を早期に発見することは、これが事故に発展した場合の影響を考えればきわめて重要なことは明らかである。また変圧器が絶縁破壊にいたった場合は電磁力や焼損のため、その原因となった場所がつかみにくい場合があるが、破壊にいたらない段階で異常を発見し内部を点検すれば、比較的容易に故障の原因を発見し、変圧器の設計、工作面の改良に資することがきわめて大きい。

変圧器異常を早期に発見する方法はいろいろ考えられるが、一般に変圧器の異常はその場所の局部的発熱を伴い、これに接する絶縁物を劣化させる。絶縁物の熱劣化は一般に劣化反応に伴うガスを発生し、このガスは絶縁油に溶解するか、アウとなって油面上の空間に放出される。これらのガスを分析すれば変圧器の内部の異常を早期に発見できるばかりでなく、ガスの組成から故障の原因を予想することも可能であり、事前に適切な処置をとることが期待できる。

当社において変圧器異常の発見にガス分析を応用したのは、ブッフホルツ警報器にたまったガスを分析したのが始まりである。これにより窒素の絶縁油への飽和溶解度が温度により異なることから、変圧器内部に異常がなくともブッフホルツ警報器にガスがたまることがあることが見いだされ、ガス分析によりブッフホルツ集積ガス中に水素その他の異常ガスが存在するかどうかを検出することが一般に行なわれるようになった。その後絶縁物の熱劣化の際に生ずる低分子量の炭化水素は油への飽和溶解度が大きいので、油の溶解ガスの分析も変圧器の異常発見に用いられるようになり、これにより異常が早期に発見された例も2、3にとどまらない。

変圧器の保守管理にガス分析を応用することは欧米の報告にも現われ、最近次第にその数も増し、専用の検出機器も現われて広く保守管理面に使われている形勢にある。わが国では山岡氏⁽¹⁾が比較的早くこの問題に関する論文を発表され役だっている。しかし、ガス分析を実際に多くの変圧器の保守に応用してみると問題点も多く、適切な判断を下すにはなお多くの基礎研究が必要であることは明らかである。一方実際に使用されている変圧器の事故とガス分析の結果との関係の事例を多く集積することも、事故原因の種類が多いことを考えるときわめて重要である。この報告は、

これまで公表されているこの種の事例を当社における経験とともに述べ、あわせてガス分析を変圧器の保守に応用する際の問題点を明らかにした。

2. 変圧器異常現象の種類と発生ガスの成分

有機材料は、ある温度以上に加熱すればかならずガスを発生する。これは油の蒸発のような物理的な状態変化や、油へのガスの飽和溶解度の温度差によりガスが発生する場合と、材料の分解によりガスが発生する場合がある。変圧器の事故に関係があるのは後者で、ここでは材料の分解によりガスが発生する場合について考える。

変圧器においては、絶縁油が分解する場合と固体絶縁物が分解する場合とがある。熱源としてはオーム熱、誘電体損失、スパークあるいはアークがある。

各種の固体絶縁物の熱分解の詳細は、研究途上にあるといえよう。一般には150°C以下の温度の油中では、急速な熱分解は起こらないものと考えられている。200°C~400°Cの温度では大部分の有機材料は不安定となり、温度の上昇とともに分解は急速に進む。温度が高くなるとその材料に特有な分解生成物なくなり、その材料の構成元素のみに関係してくる。アークの温度になれば固体絶縁物は完全に分解し、カーボンとその材料の構成元素、たとえばC、H、O、N、S、Pおよびハロゲンなどからできたガスを生ずる。

絶縁油の熱分解に関しては比較的詳細に研究されており、たとえば山岡氏⁽¹⁾は絶縁油を140°Cで64時間加熱し、油中の溶解ガスを分析し表2.1の結果を得ている。

新油、劣化油いずれの場合も窒素の量は加熱前後でほとんど変化していないが、酸素の量は加熱により減少し、加熱後の油についてはあらたに炭酸ガスが検出されている。このことから絶縁油は、150°C程度の温度であっても油中に溶解酸素が存在する場合には、これと反応して炭酸ガスを生ずることがわかる。炭酸ガスの発生量は新油に比べ劣化油のほうが多くなっている。これは劣化油のほうが酸化の中間生成物を多く含んでいるためと考えられる。

また氏は絶縁油を230~600°Cの局部加熱した場合について表2.2のような結果を得た。表2.2の結果は絶縁油2ccを、所定

表 2. 1⁽¹⁾ 140°C, 64 時間加熱後の油中溶解 ガス (×10⁻⁴cc/1 g oil)
Table 2.1 Gas resolved in oil after heated for 64 hrs. at 140°C.

試料油の 状態	ガスの 種類	新 油		劣 化 油	
		加熱前	加熱後	加熱前	加熱後
空気飽和油	窒 素	998	1,004	972	983
	酸 素	399	25	400	31
	炭酸ガス	0	5	0	12
窒素飽和油	窒 素	1,194	1,209	1,178	1,187
	酸 素	10	6	4	3
	炭酸ガス	0	3	0	9

表 2. 2⁽¹⁾ 230~600°C 局部加熱による絶縁油分解 ガス (×10⁻¹cc/1 g oil)

Table 2.2 Decomposed gas of insulation oil due to partial heating at 230~600°C.

ガスの種類	230°C	300°C	400°C	500°C	600°C
水 素	—	—	—	1.52	3.20
メ タ ン	—	—	0.42	42.58	58.48
エ タ ン	—	—	—	0.45	26.01
エ チ レ ン	—	—	—	0.17	32.47
プロパン	—	—	0.42	1.18	2.08
イソブタン	—	—	0.55	3.26	6.97
炭酸ガス	0.17	0.22	2.19	0.67	0.28
そ の 他	—	—	—	0.96	2.25

表 2. 3⁽²⁾ アークによる油および固体絶縁物の分解 ガス (Vol. %)
Table 2.3 Decomposed gas of oil and solid insulating material due to arcing.

ガスの種類	油 の み	プレスボードと油	フェノール樹脂と油
水 素	57~74	41~53	41~54
アセチレン	14~24	14~21	4~11
メ タ ン	0~3	1~10	2~9
エ チ レ ン	0~1	1~11	0~3
一酸化炭素	0~1	13~24	24~35
炭 酸 ガ ス	0~3	1~2	0~2
酸 素	1~3	2~3	1~3
窒 素	2~12	4~7	2~6

温度に加熱した容器に 1~2 秒間で滴下し、10 分間加熱後の ガスの分析値である。300°C 以下の温度では炭酸 ガス 以外の ガス は検出されていないが、400°C 以上になるとメタン、エタン、エチレン および水素等の熱分解 ガス が検出されている。

V. H. Howe, L. Massey, A. C. M Wilson⁽²⁾ 等は絶縁油、プレスボード およびフェノール樹脂がアークにより分解した際発生する ガスを分析し、表 2. 3 に示す結果を得た。絶縁油だけの場合には高電圧の銅—銅、銅—鋼および鋼—鋼電極の間に絶縁油を流すことによって得られた。電極の違いによる差は見られず、またいろいろな精製度のナフテン系およびパラフィン系の油についてもほとんど同じ値が得られた。

プレスボードの場合には、プレスボードを絶縁油の中に浸漬し、その表面に銅電極を置いて 500 V, 2 A の電流を流して、60 秒間アークを発生させたときの分析値である。いろいろな種類の プレスボード および紙についてもほぼ同じ値が得られた。

フェノール樹脂の場合には紙基材のフェノール・ホルムアルデヒド樹脂について、プレスボードの場合と同様な方法で実験した。プレスボードの場合には 60 秒間かかったが、この場合には 5 秒間で分析に必要な ガス が得られた。

表 2. 3 の結果を見ると油のみが分解した場合には、大部分が水素とアセチレンである。プレスボード およびフェノール樹脂が分解した際にも水素とアセチレンが含まれているが、量的にみれば一酸化炭素が多量に含まれていることから、油だけが分解した場合と区別

表 2. 4⁽³⁾ 変圧器異常現象の種類と発生 ガス の組成
Table 2.4 Kind of abnormal phenomena of transformer and composition of generated gas.

異常現象の種類	発 生 ガ ス の 組 成
油 中 の ア ー ク	1. 水素およびアセチレン多量 2. プロパン、プロピレン、エタン、エチレンのような炭化水素が多量に存在しないか、非常にわずかな存在。
Hot-spot あるいは裸の導体および接続部の過熱	1. 水素およびメタンが多量、アセチレンは微量。 2. エチレン多量。(過熱で生じたカーボンは過熱点に付着し、エチレンの形成に触媒として作用する。アークによって生じたカーボンは油の表面に浮遊し、触媒として働かない)。
フェノール樹脂の熱的あるいは誘電的劣化	1. アセチレンおよび水素に比べ、他の炭化水素が多量に存在。 2. 一酸化炭素および炭酸ガスが炭化水素に比べ多量に存在。 3. メタノールが痕跡程度存在。
プレスボードの熱的あるいは誘電的劣化	1. 一酸化炭素および炭酸ガスが炭化水素に比べ多量に存在。
マニラ紙の熱的あるいは誘電的劣化	1. 炭化水素に比べ炭酸ガスが支配的。 2. 一酸化炭素およびアセチレンが他の炭化水素に比べ少量。

できる。さらに プレスボード の場合には油だけ分解した場合に比べてアセチレンの量は変化していないが、フェノール樹脂の場合にはアセチレンの量が減少して、一酸化炭素の量がふえている。

以上はいずれも単独の材料をいろいろな条件で劣化させた場合であるが、J. P. Vora, L. C. Aicher⁽³⁾ は実際の変圧器と同じ材料から作った変圧器構造を ガスを密封した油の中に浸漬し、人工的に異常現象を作り、その際発生する ガスを分析し表 2. 4 に示す結果を得た。メタン、エタン、プロパンの量が少なく水素およびアセチレン量がいちじるしく多い場合には、油中でアークが起こっている。エチレンが多量に検出されたならば、裸の導体あるいは接続部が過電流により加熱されている。水素がなくて炭化水素が多量に検出されれば、もっともきびしい条件にあり、固体絶縁物が熱的あるいは誘電的劣化をおこなっている。

3. ガスのサンプリング

変圧器の異常現象をできるだけ初期の段階で捕えるには、どこかのガスを分析したら一番よいかという問題がある。現在一般に用いられているのはコンサバータ中のガスを分析する方法と絶縁油中に溶解しているガスを分析する方法である。同じ事故によって生じたガスがあっても、コンサバータ中のガスと油中溶解ガスとではその成分はいちじるしく異なる。これはガスの種類によって絶縁油に対する飽和溶解度が異なるためである。P. S. Pugh, H. H. Wagner⁽⁴⁾ は各種ガスの絶縁油に対する飽和溶解度に関して表 3. 1 の結果を報告している。

水素や一酸化炭素は絶縁油に対する飽和溶解度がいちじるしく

表 3. 1 各種ガスの絶縁油に対する飽和溶解度 (Vol. %)
Table 3.1 Saturation solubility (Vol. %) of various gases in insulation oil.

ガスの種類	飽 和 溶 解 度	ガスの種類	飽 和 溶 解 度
水 素	7	ブ タ ン	2,000 以上
一酸化炭素	9	ブ テ ン	2,000 以上
メ タ ン	30	ブ チ レ ン	2,000 以上
エ タ ン	280	ベ ン タ ン	2,000 以上
エ チ レ ン	280	窒 素	8.6
アセチレン	400	アルゴン	15
プロピレン	1,200	酸 素	16
プロパン	1,900	炭 酸 ガ ス	120

表 3.2 20 MVA リアクトル 油中溶解 ガス および油面上 ガス (Vol. %)

Table 3.2 Dissolved gas in the oil of 20 MVA reactor and gas on the oil surface.

ガスの種類	油中溶解ガス	油面上ガス
水素	0.78	19.50
酸素	6.36	0.38
窒素	16.60	23.60
一酸化炭素	—	0.59
メタン	32.48	46.41
炭酸ガス	0.30	0.17
エタン	7.90	1.49
プロパン	0.99	0.37
イソブタン	—	—
アセチレン	0.20	trace
エチレン	29.80	6.84
正ブタン	—	—
プロピレン	—	0.65

小さい。メタン、エタン、エチレン、アセチレン、炭酸ガス等は比較的大きな飽和溶解度を示し、プロピレン、プロパン、ブタン、ブテン、ブチレン、ペンタン等はいちじるしく大きな飽和溶解度を示している。一般にガスの油への飽和溶解度は、ガスの分子量が大きくなるほど大きくなるといえる。

実際に事故のあった当社の 20 MVA リアクトルについて、油中溶解ガスとコンサーバ中のガスを分析し表 3.2 に示す結果を得た。水素とか一酸化炭素のような油に対する溶解度の小さいガスは、大部分油面上に出てしまい、エタンやエチレンのような溶解度の大きいガスは油中溶解ガス中に多く含まれていることがわかる。

つぎに変圧器の保守という観点からは、どちらかがすぐれているかということであるが、現在アメリカではおもに変圧器内空間中のガスによって検査している。当社ではおもに油中溶解ガスを対象としている。

器内空間中のガスを検査する場合は、可搬式の可燃性ガス測定器が使用され、現場における保守管理者でもその場で試験結果を得ることができ便利である。しかし可燃性ガス測定器は可燃性ガスの総量を示すものであるから、ガスの成分を知ることはできず、また炭酸ガスのような不燃性のガスは測定にはいらない。より精密な分析をする場合には試料を実験室に送る必要がある。この場合試料容器が問題であり、これが適当でなければサンプリングがうまくゆかず、また輸送の途中でガスが逃げてしまうおそれがある。

油中の溶解ガスを分析する場合は油のサンプリングは容易であるが、油からの脱気やガス分析は実験室で行なう必要がある。油に溶解しているガスは油面上に逃げにくいから輸送中の問題も少ないが、結果が得られるまでに時間を要する。しかし油中溶解ガスを分析する場合には同時に絶縁油の試験も行なえるので、油の劣化状態をつかんだうえでガス分析の結果を判断することができる。

したがって、今の段階ではどちらの方法がよいかはいまいちは決めることはできないが、どちらか一つの方法で異常が認められたら、その変圧器に関してはコンサーバ中のガスも油中溶解ガスも分析することが望ましいであろう。

4. ガス分析器

変圧器のガス分析には質量分析器、ガスクロマトグラフ、可燃性ガス測定器などが現在使用されている。

質量分析器は操作と計算に熟練を要し、価格も高いから変圧器保守だけにこれを備えるのは少し大形すぎよう。

ガスクロマトは手ごろな価格であり、現在実験室の分析手段としてガス分析による変圧器異常の早期発見・白井・石井

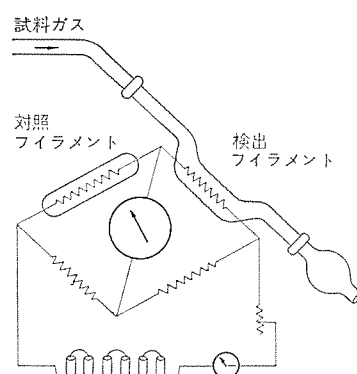


図 4.1 可燃性ガス測定器の原理
Fig. 4.1 Principle of combustible gas tester.

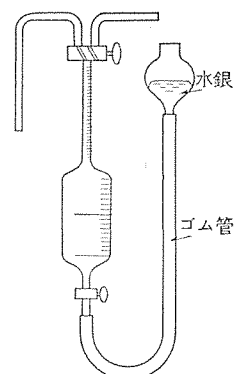


図 4.2 溶解ガス測定器
Fig. 4.2 Resolved gas meter.

は広く普及している。やはり操作には若干の熟練を要し、機器ごとに分析すべきガスの検量線をあらかじめ作っておく必要がある。多くの種類のガスを分析するには、1本の分離カラムでは不十分で充填(填)剤の異なる数本のカラムが使用される。カラムの充填剤の選択は分析の精度に大きな影響を与える。筆者のところでは水素、酸素、窒素、メタン、一酸化炭素の分析にはモレキュラーシーブ 5A を、炭酸ガス、エタン、エチレンの分析には活性炭を、アセチレン、プロパン、プロピレン、ブタン、イソブタンの分析にはアセトニルアセトン を充填剤として使用している。

可燃性ガス測定器は可搬式で価格も安く使用法も簡単であるから、現場における変圧器の保守に使用するには便利である。測定器の詳細は明らかでないが、その原理は図 4.1 に示すようなものであると考えられている。活性化された白金ファイラメント上に可燃性ガスを含む気体を流すと、可燃性ガスは白金の触媒作用により燃焼し、その熱により白金は熱せられて白金ファイラメントの抵抗が変化する。白金ファイラメントはホイートストンブリッジ回路の一部となるように構成され、抵抗変化が指針に示される。わが国でもこの形の計器は市販されているが、爆発検知用のもので、変圧器保守用としてはかならずしも適当とはいえない。アメリカでは変圧器保守用の可燃性ガス測定器が使用されている。

油溶解ガスを分析するには、油からガスを分離して測定する必要がある。これには図 4.2 に示すようなガラス製の測定器を用いるのが便利である。水銀ダマを上下することにより、試料油をガラス器内にすくいこむ。一定量の油をすいこんだら上部のコックを閉じ、さらに水銀ダマを下げて油面上に真空を作る。油から溶解ガスがアツとなって放出される。十分に放出させるためには、容器を振って油が十分に真空にふれるようにする。水銀ダマをあげて油面上に放出させた溶解ガスを大気圧として容器上部の毛細管で読む。このガスを上部コックから抜き出してガス分析を行なう。油の溶解ガス量を完全に測定するには、以上の操作をくり返して油がガスを分離しなくなるまで行なう必要があるが、溶解ガスの 90% 以上は第 1 回の操作で分離するから、可燃性ガスの組成を調べるのには第 1 回の操作で分離したガスだけで十分である。

5. 変圧器ガス分析の実例

変圧器中のガスを分析する目的、および方法はつぎの三つにわけることができる。

- (1) 日常点検としてガス空間中の可燃性ガスの総量を調べる。
- (2) 可燃性ガス試験で異常の認められた変圧器に関して異常現象がどの部分で起こっているかを知るため、ガスの詳細な組成

を調べる。

(3) 日常点検として油中溶解ガスの組成を調べる。もちろんこの場合にも組成分析を行なう前に、油の引火点(可燃性ガスを多量に含んでいるときは引火点が低下する)あるいは可燃性ガス試験を行なう方法も考えられるが、油中溶解ガスの組成を分析することにより、内部異常の有無およびその原因を推定できる。

5.1 コンサベータ中ガスの可燃性ガス試験

この方法はアメリカでは最も広く用いられている方法で、それに関する報告もいくつか出されている。たとえば P. S. Pugh, H. H. Wagner⁽⁴⁾⁽⁷⁾ は 2.5~400 MVA の電力用変圧器数百台についてコンサベータ中ガスの可燃性ガス試験を行ない、表 5.1 に要約されるような結論を得、その後さらに数千台の変圧器についても同様な試験を行ない、表 5.1 の結論の確認を行なっている。

表 5.1 はまったく異常が認められない場合と、運転を中止しなければならない場合および異常現象により分解ガスが連続的に発生しているのか、それとも未知の原因により異常ガスが含まれているのかを調べるために、定期的な試験を要する中間的な領域にある場合にわけられている。

われわれがガス分析をしていて判断に苦しむのはこの中間的な領域であって、Pugh らがこの領域に対し数値的な基準をあたえているのはきわめて参考となるものである。炭酸ガスの存在についてもこれが可燃性ガスとともに含まれない場合には、これを異常と認めるかどうかは判断を要するところである。油やプレスボードは、異常現象でなくとも使用中に熱劣化し炭酸ガスを生ずること

表 5.1⁽⁷⁾ 可燃性ガス量による変圧器状態の評価

Table 5.1 Evaluation of transformer condition according to combustible gas quantity.

可燃性ガス量(%)	変圧器状態の評価
0~0.5	異常なし
0.5~1.0	2週間あるいは1カ月に1回分析し、増減の傾向をみる。
1.0~5.0	詳細なガス分析を行ない、原因を調べる。できれば内部点検することが望ましい。
5.0以上	内部点検をして原因をつきとめ、修理ができるまで、運転を中止する。

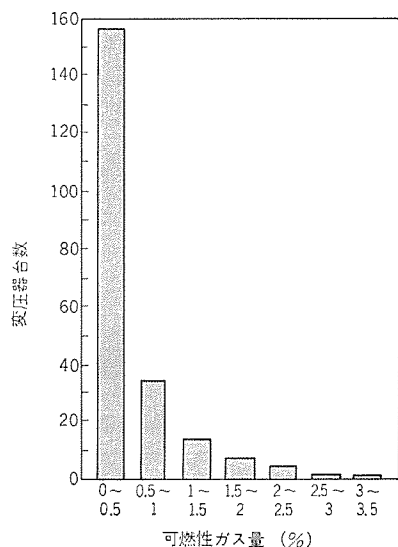


図 5.1 試験された変圧器台数と可燃性ガス量

Fig. 5.1 Number of transformer tested vs. combustible gas quantity.

が知られているからで、これはその変圧器の使用年月からも判断されなければならないであろう。Pugh らの基準をもってしても異常のない変圧器を異常と判断する場合は生じよう。普通に運転している変圧器では、大体どの程度の可燃性ガスが含まれているかについて R. O. Taylor⁽⁸⁾ が調査したものがある。Tennessee Valley Authority で、数ヵ月から 42 年以上運転している、33~350 MVA の変圧器 200 台以上について可燃性ガス試験を行ない、図 5.1 に示すような結果を報告している。

大部分の変圧器において可燃性ガス量は 0.1~3.5 % の範囲の値を示す。試験を行なった 200 台以上の変圧器のうち、12 台は 1.5 % 以上の可燃性ガスを含み、このうち 6 台は 42 年以上使用したものであった。

5.2 コンサベータ中のガスの組成分析

J. P. Vora, L. C. Aicher⁽³⁾ は、可燃性ガス試験で大きな値を示した A, B, C, D 4 台の変圧器についてその異常現象がどのようなものであるかを知るために質量分析器を用いてさらにガスの組成分析を行ない、表 5.2 の結果を得た。

Tr. A に関しては水素およびアセチレンが多量に検出されていることから、固体絶縁物は関係なく油中でアークが発生していると診断された。内部点検した結果、coil clamp と隣の接地された支持物との間でアークが発生していた。

Tr. B に関しては、まず水素とアセチレンが多量に検出されていることは油中でのアークが起きていることを示している。つぎにメタンが多量に含まれていることは、フェノール樹脂が劣化していることを示している。したがってタッピングチェンジャのところで異常現象が発生していると診断された。油面をタッピングチェンジャ室のところまで下げたところ、漏れ電流によってフェノール樹脂が加熱劣化していることが明らかになった。

Tr. C に関してはメタン、エタンおよび水素が多量に検出されていることから、油中の hot spot が考えられる。一酸化炭素が検出されていないことから、固体絶縁物は関係していないものと推定される。油を抜きとり、中身をタンクから取り出して見たところ core joint が過熱されていることが明らかになった。

Tr. D に関しては、水素およびエチレンが多量に検出されていることから、油中の hot spot が考えられる。つぎに炭酸ガスおよびプロピレンが検出されていることから、巻線中での hot spot が

表 5.2⁽³⁾ コンサベータ中のガスの質量分析の結果 (Vol. %)

Table 5.2 Result of mass analysis of gas in conservator.

ガスの種類	Tr. A 125 MVA	Tr. B 50 MVA	Tr. C 9 MVA	Tr. D 15 MVA
メタン	0.14	0.12	0.69	0.84
エタン	—	0.06	0.15	0.09
エチレン	0.05	0.02	0.47	0.30
アセチレン	0.41	0.09	0.01	0.01
プロパン	—	—	—	0.01
プロピレン	—	—	0.10	0.09
ブタン	—	0.06	0.04	—
水素	4.60	1.36	0.17	0.65
一酸化炭素	—	0.08	—	0.09
酸素	0.05	8.39	2.01	0.07
炭酸ガス	0.22	0.05	0.06	0.33
アルゴン	0.19	0.50	0.10	0.12
窒素	94.34	89.27	96.20	97.40
可燃性ガス(合計)	5.20	1.79	1.63	2.08

表 5.3 油中溶解ガスのガスクロマト分析結果 (Vol. %)
Table 5.3 Result of chromat-analysis of resolved gas in oil.

ガスの種類	Tr. A 2.4 MVA	Tr. B 20 MVA	Tr. C 10 MVA	Tr. D 30 MVA
水素	0.43	0.78		1.18
酸素	11.0	6.36	18.08	2.69
窒素	86.84	16.60	81.35	93.84
一酸化炭素	—	—	—	—
メタン	0.33	32.48	0.13	1.94
炭酸ガス	1.01	0.30	0.44	0.24
エタン	—	7.90	—	—
エチレン	—	29.80	—	0.11
イソブタン	0.02	—	—	—
アセチレン	—	0.20	—	—
プロパン	—	0.99	—	—
正ブタン	0.37	—	—	—
プロピレン	—	4.59	—	—
可燃性ガス(合計)	1.15	76.74	0.13	3.23

推定される。内部点検した結果、低圧巻線のリードの絶縁物が損傷していた。

5.3 油中溶解ガスの分析

筆者らのところでは現在日常試験として油中溶解ガスのガスクロマト分析を行なうことにより変圧器の診断を行なっている。表 5.3 に分析の実例を示す。表 5.3 に示した変圧器は、いずれも可燃性ガス含有量が多いことから内部に異常ありと判断されたものであるが、これらの分析値から表 2.4 の結果を用いて異常現象がどのようなものであるかを推定し、内部点検を行なった結果明らかにした事故の内容と比較してみる。

Tr. A に関しては水素およびメタンが多量に検出されていることから、局部加熱が起きているものと推定される。また炭酸ガスが多く含まれていることから絶縁紙も関係していると考えられる。したがって、これら二つのことから巻線のどこかで局部加熱が起きているものと推定される。内部点検した結果、低圧コイルの下部でターン間破壊をおこし、にぎりこぶしほどの大きさの銅線が溶けてなくなっていた。

Tr. B に関してはメタン、エチレンおよびエタンが多量に検出されていることから、絶縁油が高温局部加熱されているものと推定したが、中身を取り出して調べたところ実際は鉄心間のフェノール樹脂が焼損していた。

Tr. C に関しては、この分析結果だけでは内部に異常が発生しているかどうかは判断しにくい。実際には低圧コイルが短絡していた。

Tr. D に関しては水素、メタンおよびエチレンなどが多量に検出

されていることから、絶縁油が局部的に加熱されているものと推定されるが、まだ内部点検が行なわれていない。

6. む す び

変圧器を長年運転していれば、まったく異常現象がなくとも紙および油などの絶縁物がだんだん劣化してガスを発生する。しかもガスの発生量は、その変圧器の運転状態によっても異なる。またエネルギー的には同じ程度の異常現象であっても油量あるいはガス空間の容積によってもガスの濃度は異なるはずである。したがって1回の測定結果から異常現象が発生しているかどうかを決めることは困難な場合が多い。しかも定期的に分析を行なえば、異常ガスの増減からかなり確実に異常現象の有無を推定できる。

また各種ガスの油に対する溶解度の違いによって同じ事故によって生じたガスであっても、油中溶解ガスとコンサベータ中のガスとでは組成が異なるし、異常現象が発生してからサンプリングを行なうまでの時間によってもガスの組成は異なる。したがってコンサベータ中のガスあるいは油中溶解ガスのうちどちらか一方を分析し、その組成から異常現象の種類を推定するには、相当な無理がある。ガスの組成から異常現象の種類を推定するには油中溶解ガスおよびコンサベータ中のガスの両方を分析する必要があるものと考えられる。

しかし、現在のところ異常現象の種類とガスの組成との関係あるいは固体絶縁物の分解ガスについての詳細な研究を行なった報告はまだ少ないし、また変圧器を長年運転すればどのようなガスがどの程度発生するかということについても不明な点が多い。したがって変圧器異常の早期発見の方法としてガス分析をより有効なものとするには、今後この方面の研究を行なう必要があるものと考えられる。

参 考 文 献

- (1) 山岡：電学誌 82, 1327 (1962)
- (2) V. H. Howe, L. Massey & A. C. M. Wilson : Metropolitan-Vickers Gas. 27, (1956)
- (3) J. P. Vora & L. C. Aicher : IEE Trans. PAS-84, 172 (1965)
- (4) P. S. Pugh & H. H. Wagner : Trans. AIEE 80, 189 (1961)
- (5) H. H. Wagner : Elec. World, 153, 114 (1960)
- (6) J. W. Gore, M. B. Gordon & E. C. Reichert : Elec. World 155, 80 (1961)
- (7) H. H. Wagner : IEE Trans : PAS-84 700 (1965)
- (8) R. O. Taylor : Elec. World 159, 75 (1963)

最近登録された当社の実用新案

名 称	登 録 日	登 録 番 号	考 案 者	関 係 場 所
放電または電解加工電極	41- 8-29	809409	中 川 進	中央研究所
可トウ性発熱体	41- 8-29	809402	{中村 弘・網島芳和 阿部安雄・吉田 弘 一法師乾真	大 船
コード 抜け止め装置	41- 8-29	809403	南日国伸・鶴谷嘉正	群 馬
片口端子金属管発熱体の端子接続装置	41- 8-29	809404	{阿部康宏・萩原孝久 近藤正司	群 馬
円筒状 ガラス 発熱体の支持装置	41- 8-29	809405	村山悦朗	商品研究所
電気毛布の温度制御装置	41- 8-29	809406	中村富家・大竹 操	群 馬
電気掃除機の開閉 プタ の チョウツガイ 装置	41- 8-29	809407	飯塚 保・相河富雄	群 馬
温度調節器	41- 8-29	809408	荒木 勲・鳥山建夫	群 馬
合成樹脂製二重管	41- 8-31	591071	白石和男	中 津 川
ジュースー	41- 8-31	809661	{奥田文一・武井久夫 服部信道・岩田尚之	群 馬
研磨盤装置	41- 9-12	810465	小林須美	福 岡
研磨盤装置	41- 9-12	810466	小林須美	福 岡
電解加工装置	41- 9-12	810467	前田祐雄・斎藤長男	名 古 屋
駆動装置	41- 9-12	810468	田 口 堅	伊 丹
ジグザグミシン	41- 9-12	810469	三津沢武夫	和 歌 山
減速装置	41- 9-12	810470	増田元昭	中 津 川
ミシンの油回収装置	41- 9-12	810471	三津沢武夫	和 歌 山
体温計	41- 9-12	810472	谷 貞 和・小林督智	鎌 倉
電気調理器	41- 9-12	810473	町原義太郎・森本敏夫	群 馬
送風機羽根車	41- 9-12	810474	新倉宗寿・竹中正恭	中 津 川
可溶器取付装置	41- 9-12	810475	角丸和男・太田 忍	伊 丹
温水器	41- 9-12	810476	三ヶ田文彦・鶴谷嘉正	群 馬
電気車の回生制動制御装置	41- 9-12	810477	芦谷正裕	伊 丹
電気車の制動制御装置	41- 9-12	810478	小原太郎・芦谷正裕	伊 丹
消弧装置	41- 9-12	810479	丸地謙二・森 欽哉	名 古 屋
変流器	41- 9-12	810480	長野光佑	伊 丹
変流器	41- 9-12	810481	長野光佑	伊 丹
静止形継電器	41- 9-12	810482	西浜 忠・仁科重雄	神 戸
回転電機の集電装置	41- 9-14	810731	大村半弥	姫 路
コード 掛け装置	41- 9-14	810732	服部信道・森田清司	群 馬
コード 掛け装置	41- 9-14	810733	服部信道・森田清司	群 馬
液体冷却装置	41- 9-14	810758	三津沢武夫	和 歌 山
半導体装置の温度保護装置	41- 9-20	810834	的 場 徹	伊 丹
水冷却器	41- 9-20	810835	西本嘉尹	和 歌 山
パンタ 用断路器	41- 9-20	810836	小山 貢	伊 丹
始動電動機のピニオン 移行限定装置	41- 9-20	810837	釘本範雄・岡 政 範	姫 路
常域阻止 フィルタ	41- 9-20	810838	尾形陸奥男	京 都
とびら スイッチ 装置	41- 9-20	810839	田 和 稔・川端保男	伊 丹
遠心力起動 スイッチ	41- 9-20	810840	梶谷定之・松山幸夫	名 古 屋
スケルチ 装置	41- 9-20	810841	東 勇	京 都
冷凍装置の融霜水および凝縮水の処理装置	41- 9-21	811216	木下忠男	静 岡
静止形限時継電装置	41- 9-21	811217	仁科重雄	神 戸
静止形限時継電装置	41- 9-21	811218	亀 川 勇	神 戸
除鉄器用磁石	41- 9-21	811219	諏訪 寧・柳下儀兵衛	大 船
電気機器保護装置	41- 9-21	811220	石 橋 進	中 津 川
電気煮たき器の加熱保温装置	41- 9-21	811221	加藤義明	群 馬
冷却装置	41- 9-21	811222	志波東一・山越明秀	本 冷 機
液体冷却装置	41- 9-24	811384	三津沢武夫	和 歌 山
トランジスタ 高周波増幅器	41- 9-27	811696	{東 勇・山本俊夫 島田寿一	京 都
電動浮き ボンプ の浸水報知装置	41- 9-27	811698	{奥田文一・武井久夫 服部信道	群 馬
石油 ストーブ の燃料流出防止装置	41- 9-27	811699	福田 稔・根岸宣匡	群 馬
電気洗濯機の カフハン 翼	41- 9-27	811700	{小原英一・小野健一 関根文男	商品研究所
油入 ラッシング	41- 9-27	811697	印藤義雄	伊 丹



特許と新案

リンク機構

考案者 八島英之

この考案は記録計、その他精密機械のリンク機構に関するものである。一般にリンク機構は各種のレバーがピンを介して連結され、所定の運動を伝達するもので、その機構は図1に示されている。

運動の伝達に精度が要求される場合には、ピンおよびピン穴の工作精度を高める必要があり、ピンおよびピン穴をそれぞれ別個に加工するのが従来の方法であった。なお、図1において(1)および(2)はレバー、(3)はピンである。

この考案は、リンク機構要素のレバーおよびピンを一体に作るものである。すなわち図2に示すように針金(4)を曲げ、これに押え具(5)を(6)の部分で溶接したものである。溶接に限らず他の方法でとりつけても差支えない。針金(4)の曲げ端をピンとして、相手のレバーの穴にそう入し、押え具(5)で押えればリンク機構が形成される。なお、図3は図2に示されたリンク機構の斜視図である。針金(4)の端部は所定の精度で所定寸法に研磨することも可能であり、相手のレバー(7)との当たりを少なくし、摩擦を小

さくするために針金(4)を図4に示すような形状に曲げたり、あるいは図5に示すように、カラー(8)を針金(4)に溶接することもできる。

(実用新案第807379号) (太田記)

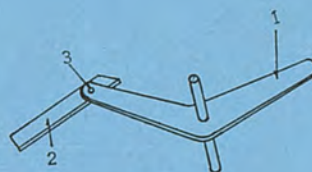


図1

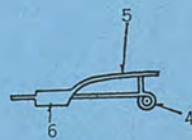


図2

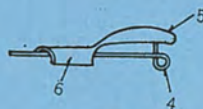


図3



図4



図5

信号搬送装置

考案者 吉田太郎・川合弘

本考案は遠隔2地点間における各信号をできるだけ少数のケーブルで送ろうとするものである。従来ロープウェイ等における山頂Aと山麓Bとの間の信号搬送は図1によっていた。すなわちAにおいて押しボタンPB₂を押すと、Bでは継電器RY₂が作動し、これによりBはAの意志を知り押しボタンPB₁を押す。PB₁を押せばRY₁が作動し、これによってAはBがAの意志を知ったことを確認する。RY₃は常時作動状態を維持する継電器で、PB₃、PB₄はこのRY₃の作動を切るための押しボタンである。ロープウェイに異常が発生したとき、PB₃またはPB₄を押してRY₃の励磁を切り、たとえば非常ブレーキなどを作動させる。しかしこの図1は三つの信号に6本のケーブルを使用している。

図2はこの考案による回路で、RX₁~RX₅は整流器、C₁~C₃は蓄電器、R₁、R₂は抵抗、Trは変圧器、RY₁₆はRY₁の作動時間接点である。なお正弦波電圧中正の半波をθ電圧、負の半波をφ電圧と呼ぶ。さてRY₁、RY₃は常時R₁を通してφ電圧からR₁

の電圧降下を差引いた電圧が加わるが、RY₁の作動値をRY₃よりも大きくしておけば、このときRY₁は作動せず、RY₃のみが作動する。すなわちRY₃は図1と同様PB₃、PB₄を押さない限り作動している。いまAでPB₂を押すと、θ電圧がRX₂、RX₄を通してRY₂に印加され、RY₂が作動する。次にBにおいてPB₁を押すとR₁が短絡され、R₁の電圧降下がなくなってRX₁、RX₂、RX₅を通してφ電圧の全部がRY₁に印加され、RY₁が作動する。このときRY₃には定格以上の電圧が印加されることになるが、RY₃にR₂を設け、これをRY₁₆によってRY₃に直列接続することによって保護する。なお各継電器に並列接続されているC₁、C₂、C₃は平滑用のためのものであり、継電器の作動を確実にする。

このようにこの考案によれば、従来6本必要としたケーブルを2本に節減することができる。

(実用新案第791922号) (太田記)

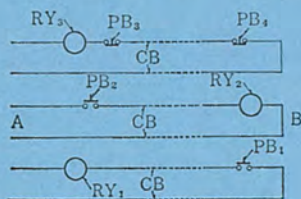


図1

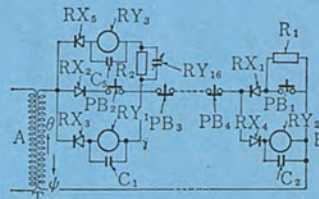


図2

急峻波頭衝撃電圧の発生装置

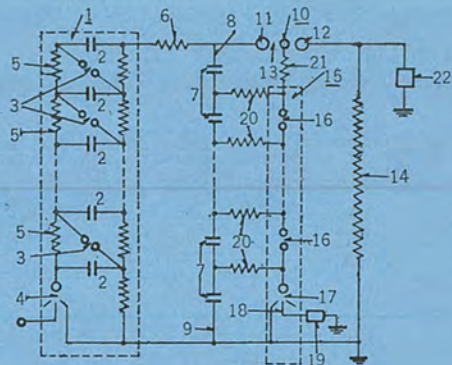
発明者 新田 東平・川根 清・山田 直也

本発明は急峻(峻)波頭の衝撃電圧を発生する装置で、始動用間ゲキの簡単な調整で所望の急峻波頭高電圧を発生しうる装置である。

図は本発明の実施例を示すもので、所要の電源により放電抵抗(5)を通して主コンデンサ(2)を充電した後、始動用放電ギャップ(4)の針状電極に始動パルスを加えて、その始動用放電ギャップ(4)および各放電ギャップ(3)を破壊させて電圧発生回路(1)を働かせ、抵抗(6)を通して分路コンデンサ(7)を充電する。このとき抵抗(20)を通して始動用間ゲキ(17)および放電間ゲキ(16)にはそれぞれ所定の電圧がかかっている。したがって分路コンデンサ(7)の端子電圧を検出して、それが最大値に達したとき、始動用間ゲキ(17)の針状電極(18)に始動パルスを加えれば、その始動用間ゲキ(17)がまず破壊する。さらに次の放電間ゲキ(16)は過電圧状態となって破壊する。以下順々に各放電間ゲキ(16)は迅速に破壊され、けっきょく間ゲキ装置(10)の一方の電極(11)と中間電極(13)との間には、抵抗(21)を介して分路コンデンサの全電圧がかかって破壊される。したがって間ゲキ装置(10)の破壊によって供試機器(22)の両端には急峻波頭の衝撃電圧が得られる。

しかるに始動用間ゲキ(17)が始動パルスの入りに破壊さ

れた後、放電間ゲキ(16)は連続的に急速に破壊されるので、それら間ゲキ(17)および(16)による時間遅れはほとんどなく、間ゲキ装置(10)を所要の時点で正確に破壊させることができ、要求される急峻波頭の衝撃電圧を接地側からの制御によって発生させることができる。この発生する衝撃電圧はただちに最高値に達し、その後は主コンデンサ(2)にたくわえられた電荷により波尾長が決定できるので、急峻波頭であるとともにエネルギーが大きい衝撃電圧が確実に得られる。(特許第477487号)(太田記)



制御極付半導体整流素子を用いた直流電動機制御装置

発明者 吉田 太郎

この発明は、制御極付半導体整流素子を介して交流電源から駆動される直流電動機(3a)の速度制御装置に関するものである。従来この種装置は、位相推移回路あるいは可飽和リアクトルなどの点弧位相を制御するための装置を必要としていた。本発明は、これら余分の装置を設置せず、同等の制御効果をうる制御装置を提供する。

本発明の作動を説明すると、図1端子(1)(2)に図2(a)のごとき交流電源を供給した場合、交流電源の θ 相で制御極付整流素子(4)を介して電動機(3a)に電圧が印加される。 ϕ 相でこの相のみ界磁巻線(3f)に図2(c)のような電圧が供給され、界磁巻線の有するリアクタンスにより平滑された電流(d)が流れる。この界磁電流(d)は、図示のように θ 相では時間経過に伴い漸次減少の方向にあり、一方電動機(3)に誘起される電圧は、界磁電流と速度の積に比例するので、 θ 相においては、この誘起電圧(b)も、制御極付整流素子(4)の不導通期間は界磁電流(d)と同様時間経過に伴い漸減する。

この発明は、この誘起電圧の漸減特性を有効に用いて制御極付整流素子を点弧制御するものである。

図1において、制御極付整流素子(4)の制御は、指令電圧発生装置(6)の指令電圧と電動機(3)の誘起電圧との差によって制御

される。すなわち図3に示すように、指令電圧Aより θ 相における誘起電圧Bの方が小になる時点Fで抵抗(11)を介して制御極付整流素子(4)の制御極に入力がいり、これを点弧する。いま指令電圧をAからA'に増加させると、制御極付整流素子(4)の点弧時点はFからF'に変化する。すなわちこの場合は点弧位相が進むわけである。

以上のようにこの発明は、指令電圧によって特別な点弧位相回路を設けることなく点弧位相制御ができ、電動機を望む速度で運転できる。

(特許第463941号)(太田記)

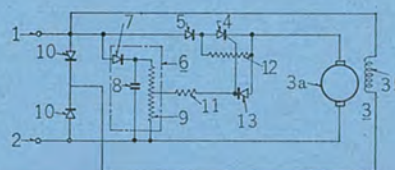


図1

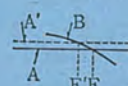


図3

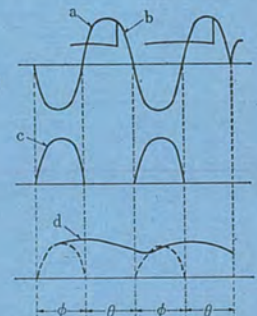


図2

11.4 kV 系統用避雷器

岡田 昌治*・永井 信夫*・但田 昭司*

Lightning Arresters for 11.4 kV Systems

Itami Works Masaji OKADA・Nobuo NAGAI・Syōji TADA

Since the year 1959 raising the voltage of distribution line to 6.6 kV delta has been carried into practice on a 15 year program. Recent marked increase in power demand has posed problems of voltage drops and power losses on the systems. As a countermeasures, it has been undertaken to raise the voltage to 11.4 kV wye by making the use of power distribution apparatus at 6.6 kV delta. In 1965 the number of circuits taken up the rearrangement reach ten-odd figures. Under the circumstances, Mitsubishi, for use on distribution lines at 11.4 kV wye with neutral impedance grounded system, has developed type SV-GH AUTOVALVE lightning arresters rated 10 kV and 12 kV (with nominal discharge current 5,000 A) for the purpose of effecting the right insulation coordination with the line apparatus. Those rated 8.4 kV have also been added to the production to meet the new requisite in case of multi-grounded 11.4 kV wye system.

1. ま え が き

近年の著しい電力需要の増大による電圧降下や電力損失の問題を解消するため、 $\Delta 6.6$ kV から Y 11.4 kV への昇圧が実施されはじめたことは、電気協同研究 (21 巻 2 号) をはじめとして多くの論文に報告されているとおりである。

昭和 40 年現在 全国で 10 数回線が昇圧され実施段階にはいっているが、 $\Delta 6.6$ kV 配電の設備を利用して昇圧する関係で 雷保護としては 基準衝撃絶縁強度 60 kV に対して協調を考える必要がある。

また Y 11.4 kV 配電方式には 各種の中性点接地方式があり、表 1.1⁽¹⁾に示すとおりであるが、接地方式によって一線地絡時健全相電位上昇限度が異なってくる。適用避雷器の定格電圧は、これらの一線地絡時健全相電位上昇限度以上に選定する必要がある。

当社は、これらの特殊事情を考慮して保護協調を検討した結果、中性点単一接地系統用として定格 10 kV および 12 kV 避雷器を新しく開発した。

この論文では、11.4 kV 系統用避雷器の適用指針と性能について述べる。

表 1.1 Y 11.4 kV の配電方式の一覧
Table 1.1 Table of various distribution systems.

回路図	有効接地系※1			非有効接地系※2
	共通中性線多重接地方式	低圧多重接地方式	低抵抗単一接地方式	高抵抗単一接地方式
高圧相地絡時の低圧線の電位上昇限度 (地絡抵抗 $R_n = 0\Omega$)	750, 1,000V	750, 1,000V	750, 1,000V	750, 1,000V
1 線地絡時健全相電位上昇限度 (地絡故障抵抗 $R_n = 40\Omega$)	8.4kV※3	8.4kV※3	9.66kV	12kV

(注)※1. ここでいう有効接地系とは、1 線地絡事故時の健全相の持続的対地電圧が常規線間電圧の 80% 以下に保持しうる系統である。
※2. 有効接地系に含まれない系統。
※3. 8.4 kV は避雷器定格電圧より決めた値

2. 適用避雷器と絶縁協調

2.1 JEC-156 規格の避雷器を適用する場合の検討

JEC-156 (1963) 規格に準拠した避雷器で 11.4 kV 配電方式へ

の適用対象となるのは、定格 8.4 kV と 14 kV の 2 種類と考えられる。

電気協同研究配電方式専門委員会、高圧配電系統分科会において避雷器の適用分類と協調について検討された結果を要約すれば次のとおりである。

11.4 kV 配電の接地方式を 多重接地方式・低抵抗単一接地方式・高抵抗単一接地方式に大別し、表 1.1 にも記載されているように、それぞれ一線地絡時の健全相電位上昇限度を 8, 4, 9, 66, 12 kV とする。

変電所用には JEC-156 の 5 kA 避雷器、配電線用には JEC-156 の 2.5 kA 用避雷器を検討対象とし、その制限電圧を変電所用は放電電流 2.5 kA 時の値、線路用は 1.5 kA 時の値で考える。機器の BIL と保護レベルの裕度は変電所機器と線路機器の重要度を考慮して、変電所機器の裕度は JEC の目標値の 20% とし、線路用機器に対しては 10% 程度を目標とする。

変電所の避雷器は機器と接続して接地するものとし、また線路の避雷器は単独接地と接続接地の両方を考えることにする。

接地電位上昇については 避雷器の放電電流 1,000 A で検討するが、これは耐雷設計基準にも記載のあるように 雷撃の放電電流値発生ヒツ(頻)度の実測データから得られた値である。

単独接地の場合の柱上変圧器に加わる電圧 (V) は

$$V = E_a + (V_0 - V_1) = E_a + V_0 \left(1 - \frac{V_1}{V_0}\right) \quad \dots\dots\dots (2.1)$$

$$V_0 = R_{Ar} \cdot I$$

ただし、 E_a : 避雷器の制限電圧

V_0 : R_{Ar} の電位上昇

R_{Ar} : 避雷器の接地抵抗

V_1 : V_0 により第 2 種接地に表われる電位

V_1/V_0 : 双方の接地間隔 $l=1m$ のばあい実用接地形では 0.1 ~ 0.5 である

I : 避雷器放電電流値

となる。

以上から JEC 避雷器の協調表を作成すると表 2.1 になる。

結論として、

(1) 多重接地方式のばあいは変電所、線路ともに 8.4 kV 定格の避雷器使用が可能である。

表 2.1 JEC 避雷器の協調
Table 2.1 Insulation coordination of JEC arresters.

接 地 方 式	健全相電位上昇	変 電 所 (裕度 20%)	線 路 (裕度 10%)		
			使用避雷器定格	単 独 接 地	連 接 接 地
有 効 接 地	多 重 接 地	8.4 kV *3 JEC 156 5 kA 用 8.4 kV 定格 *1 25 kV(<48 kV)	JEC 156 2.5 kA 用 14 kV 定格	*4 $R_{Ar} < 4.44 \sim 10 \Omega$	*2 50 kV(<54 kV)
			JEC 156 2.5 kV 用 8.4 kV 定格	*4 $R_{Ar} < 25.6 \sim 57.5 \Omega$	*2 31 kV(<54 kV)
	低 抵 抗 単 一 接 地	JEC 156 5 kA 用 14 kV 定格 *1 43 kV(<48 kV)	JEC 156 2.5 kA 用 14 kV 定格	*4 $R_{Ar} < 4.44 \sim 10 \Omega$	*2 50 kV(<54 kV)
非 有 効 接 地 系	高 抵 抗 単 一 接 地	JEC 156 5 kA 用 14 kV 定格 *1 43 kV(<48 kV)	JEC 156 2.5 kA 用 14 kV 定格	$R_{Ar} < 4.44 \sim 10 \Omega$	*2 50 kV(<54 kV)

- *1 放電電流 2.5 kA 時の定格制限電圧
*2 放電電流 1.5 kA 時の制限電圧
*3 この場合 JEC-156 5 kA 14 kV 定格 (43 kV<48 kV) の避雷器の適用も可能である
*4 R_{Ar} は避雷器の接地抵抗

表 2.2 11.4 kV 配電系統用避雷器定格
Table 2.2 Performance characteristics of autovalve lightning arresters for 11.4 kV system.

中 性 点 接 地 方 式		多 重 接 地		低抵抗単一接 地	高抵抗単一接 地および低抵抗 単一接地
適 用 避 雷 器 形 名		LV-GL	SV-GH	SV-GH	SV-GH
公 称 放 電 電 流 kA		2.5	5	5	5
定 格 電 圧 kV		8.4	8.4	10	12
商用周波放電開始電圧 (kV 以上)		12.6	12.6	15	18
衝擊放電開始電圧 (kV 以下)	100%	33	33	40	47
	0.5 μ s	38	38	46	54
制 限 電 圧 (kV 以下)	2,500 A	33	25	30	36
	5,500 A		30	36	43

- 注 1. 定格 8.4 kV 避雷器の特性は、JEC-156 規格による
2. 定格 10 kV, 12 kV 避雷器の特性は、JEC-156 規格の定格 8.4 kV, 14 kV 避雷器の特性を参考にして算出している

(2) 単一接地方式のばあいは変電所には 14 kV 定格の避雷器使用が可能であり、また線路には 14 kV 定格避雷器は連接接地のばあいは使用可能であるが、単独接地では 避雷器接地抵抗限度が小さく その適用は困難である。 など単一接地系に対しては JEC-156 規定外の独自の定格電圧を有する 避雷器の 特性検討が必要になってくる。

2.2 11.4 kV 用避雷器の定格と適用指針

2.1 節で JEC-156 規格に規定のない新しい仕様による避雷器開発の必要性を述べたが、当社では 単一接地系の健全相電位上昇限度 9.66 kV, 12 kV を考慮して定格電圧 10 kV, 12 kV の 2 種の避雷器を新しく開発した。

適用にあたっては JEC-156 による 8.4 kV 避雷器とあわせて 3 種の定格電圧から選択することになる。

当社の 11.4 kV 用避雷器標準定格を表 2.2 に示す。

多重接地系には、SV-GH 形 (公称放電電流 5 kA) 8.4 kV 避雷器を主として変電所に、また LV-GL 形 (公称放電電流 2.5 kA) 8.4 kV 避雷器を配電線路に適用する。

ここで 11.4 kV 系に 8.4 kV 避雷器を用いるのは系統の最高許容電圧を $10.4 \times 1.2 = 12.5$ kV と考えて 67% arrester を用いていることになり、有効接地系統用として従来わが国で用いられている 87% くらいの数字と比べれば 20% も低く、アメリカ流の 80% や 75% 避雷器に比べても なお 10% 以上下まわった値となる。この意味からは 定格 10 kV 程度のものを使用すべきであるが、一線

地絡時の健全相の電圧上昇が 8.4 kV 以上になることはないという計算結果を考慮し、 $\Delta 6.6$ kV 系避雷器と共用できる利点からも、8.4 kV 避雷器を標準使用品とした。

単一接地系には 公称放電電流 5 kA の SV-GH 形 (定格 12 kV および 10 kV) を適用する。これは公称放電電流 2.5 kA 避雷器を要求されたばあい、LV-GH 形定格 12 kV および 10 kV 避雷器 (2.5 kA) の製作も可能ではあるが、避雷器の単独接地を考えると 接地抵抗値に裕度のとれる 5 kA 避雷器を適用するほうが施行上利点が多く、連接接地のばあいでも 5 kA 避雷器のほうが制限電圧が低いため 保護裕度が大きくとれ、また SV-GH 形避雷器は構造上 配電用避雷器なみの小形軽量に製作できるので、柱上取り付けにも なんら支障がないなどの理由で、当社では単一接地系には 変電所はもちろん配電線路にも 公称放電電流 5 kA の

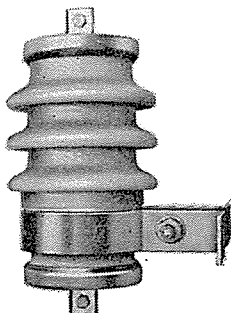


図 2.1 SV-GH 形定格 8.4 kV オートバルブ
避雷器 (H 形支持金具付)
Fig. 2.1 Type SV-GH 8.4 kV autovalve
lightning arrester.

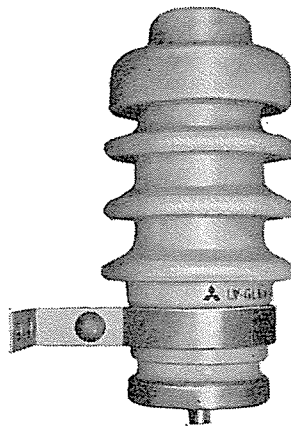


図 2.2 LV-GL 形定格 8.4 kV オートバルブ
避雷器 (S 形支持金具付)
Fig. 2.2 Type LV-GL 8.4 kV autovalve
lightning arrester.

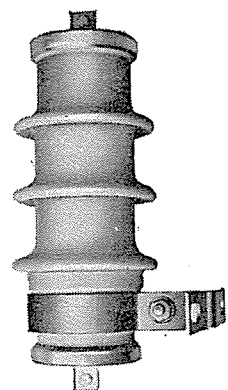


図 2.3 SV-GH 形定格 12 kV (10 kV)
オートバルブ 避雷器 (H 形支持金具付)
Fig. 2.3 Type SV-GH 12 kV (10 kV)
autovalve lightning arrester.

表 2.3 三菱オートバルブ避雷器の適用分類と協調表
Table 2.3 Application of Mitsubishi autovalve lightning arresters and insulation coordination.

接地方式		健全相電位上昇	変電所(裕度 20%)	線路 (裕度 10%)		
				使用避雷器	単独接地	連接接地
有効接地	多重接地	8.4 kV	SV-GH 形 8.4 kV 5 kA 避雷器 *1 25 kV (<48 kV)	LV-GL 形 8.4 kV 2.5 避雷器	*2 $R_{Ar} < 34.5 \sim 77.5 \Omega$	*3 23 kV (<54 kV)
	低抵抗単一接地	9.66 kV	*4 SV-GH 形 10 kV 5 kA 避雷器 *1 30 kV (<48 kV)	SV-GH 形 10 kV 5 kA 避雷器	*2 $R_{Ar} < 30 \sim 67.7 \Omega$	*3 27 kV (<54 kV)
	非有効接地	高抵抗単一接地	12 kV SV-GH 形 12 kV 5 kA 避雷器 *1 36 kV (<48 kV)	SV-GH 形 12 kV 5 kA 避雷器	*2 $R_{Ar} < 24.4 \sim 55 \Omega$	*3 32 kV (<54 kV)

- *1. 放電電流 2.5 kA 時の定格制限電圧
- *2. R_{Ar} は避雷器の接地抵抗
- *3. 放電電流 1.5 kA 時の当社標準制限電圧
- *4. 低抵抗単一接地系には SV-GH 形定格 12 kV 避雷器の適用も可能である

SV-GH 形を標準として推奨している。

表 2.3 に各種定格避雷器の適用分類と適用時の協調を示す。これは被保護機器の衝撃基準耐圧 60 kV に対し、避雷器による保護時の裕度を変電所では 20%、線路では 10% を考え、避雷器の制限電圧は変電所に取りつけられるばあい 2.5 kA、線路に取りつけられるばあい 1.5 kA 時の値とし、単独接地時の接地電位上昇は放電電流 1,000 A で考えて検討したものである。式 (2.1) の $V_1/V_0=0.1$ の場合で、単独接地時の接地抵抗 24.4 Ω 以下であり、これは実用上可能なばあいが多くと考えられる。0.1 < V_1/V_0 < 0.6 であるから、 $V_1/V_0 > 0.1$ であれば接地抵抗許容限度が大きくなり施行上さらに楽になる。

また単独接地が不可能の場合は連接接地を行えば協調がとれる。表 2.3 では低抵抗単一接地系に対して定格 10 kV 避雷器で検討しているが、SV-GH 形 12 kV 避雷器でも単独接地時の接地抵抗を $R_{Ar} < 24.4 \sim 55 \Omega$ にできれば協調がとれ、連接時の協調には問題のないことから単一接地系にはすべて SV-GH 形 12 kV 避雷器を適用できることになる。

表 2.4 に避雷器の定格電圧と接地方式の差異による適用可否を示すが、低抵抗単一接地系には定格 12 kV と 10 kV のどちらも適用可能であることから、適用上のまちがいをふせぎ他系統との互換性をよくする意味からも SV-GH 形 12 kV 避雷器を使用し、施行上単一接地系へは定格 12 kV、多重接地系へは 8.4 kV 避雷器を使用するという 2 種類の電圧定格に限定しておくことを推奨する。

そのほか、避雷器適用時に問題となる事項に低圧側へのサージ侵入がある。避雷器の接地抵抗が大きく低圧側に危険な電圧が侵入するばあいは、基本的には低圧配電線の中間接地によって、避雷器放電時の低圧側侵入サージを抑制する必要がある、低圧避雷器を使用するなどの対策も考えられる。

避雷器の制限電圧は JEC-156 の考え方を参考にして設定したが、制限電圧をむやみに低くして製作すると「短絡容量 1.2 kA または 0.7 kA (2.5 kA 避雷器) での動作責務試験を行えば大短絡容量回路まで適用できる」という JEC-156 本来の思想に合致しなくなり、工場試験時の短絡容量以上では続流シャ断に問題が生ずるばあいがあるので注意を要する。

SV-GH 形、LV-GL 形避雷器はこの点を考慮した弁形避雷器

表 2.4 11.4 kV 系統用避雷器の適用指針
Table 2.4 Application guide of autovalve lightning arresters for 11.4 kV system.

避雷器の定格	有効接地		非有効接地
	多重接地	低抵抗単一接地	高抵抗単一接地
SV-GH 形定格 8.4 kV (変電所用) LV-GL 形定格 8.4 kV (線路用)	標準使用	適用不可	適用不可
SV-GH 形定格 10 kV (変電所、線路用共)	使用可能	(注1) 標準使用	適用不可
SV-GH 形定格 12 kV (変電所、線路用共)	使用可能	(注1) 標準使用	標準使用

(注1) 低抵抗単一接地系へは絶縁協調上からは定格 10 kV、12 kV のどちらでも適用可能であるが、定格 12 kV を使用した方が適用上間違いが起りにくく高抵抗接地の異系統へ流用するばあいの互換性もよくなる。

で、短絡容量の影響を受けないように制限電圧を設定している。弁形避雷器以外で JEC-156 の適用されない構造品については、制限電圧をきわめて低くしたものも市販されているが、系統容量に適用限界があるので注意する必要がある。

3. 避雷器の構造・性能

3.1 避雷器の構造

LV-GL 形、SV-GH 形避雷器は直列ギャップと特性要素をガイ管に封入して組み立てられた弁形避雷器で内部構造を図 3.1 に示す。直列ギャップは円板状永久磁石を電極の背後にそう入しているため、避雷器が動作した際に放電間ギャップ部分に生じた電流アークに直交磁界が作用し、図 3.2 に示すとおりアークが駆動力を受けて電極間を円運動する永久磁石消弧方式を採用している。

この方法によれば系統の短絡容量の大小、続流の大小にかかわらず一定の磁力により放電アークはすみやかに駆動消弧され、高シャ断性能が得られる。また避雷器に流れる電流は永久磁石全体をつつむように流通するので、磁石は減磁されるおそれもなく、常に安定した性能を発揮できる。

さらに 5 kA 避雷器である SV-GH 形の直列ギャップは、図 3.2 (c) に示す C、CR ギャップと呼ばれる特殊な分圧素子を電極間のマイカナイトスペーサ中に包含している。C ギャップと CR ギャップを適当数混合して使用すれば、商用周波電圧に対しては静電容量により印加電圧を均等分圧し、衝撃電圧に対しては CR ギャップに大きな電圧が印加されることを利用して、組み合わせギャップ全体の放電開始電圧の衝撃比をきわめて低くすることができる。

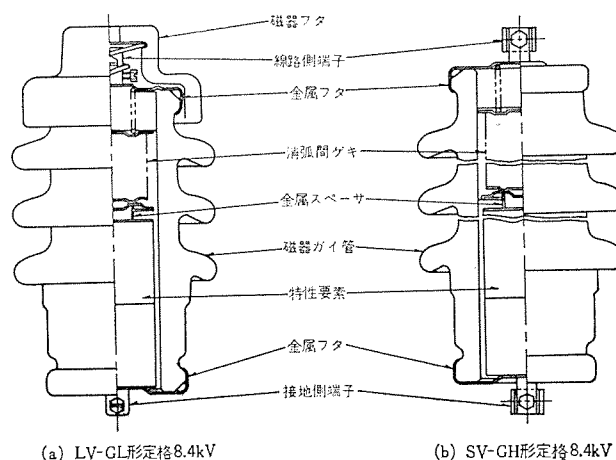


図 3.1 LG-GL 形、SV-GH 形 オートバルブ 避雷器の内部構造図

Fig. 3.1 Cut-away view of type LV-GL and type SV-GH autovalve lightning arrester.

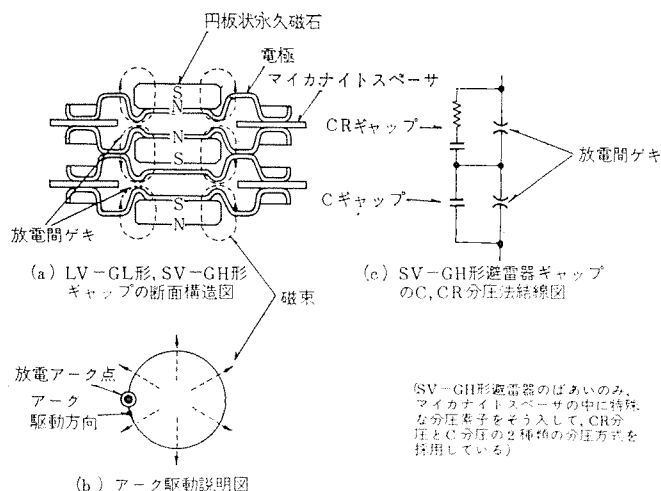


図 3.2 LV-GL 形, SV-GH 形 オートバルブ避雷器のギャップ構造と動作原理
Fig. 3.2 Construction and operation principle of series gaps of type LV-GL and type SV-GH autovalve lightning arrester.

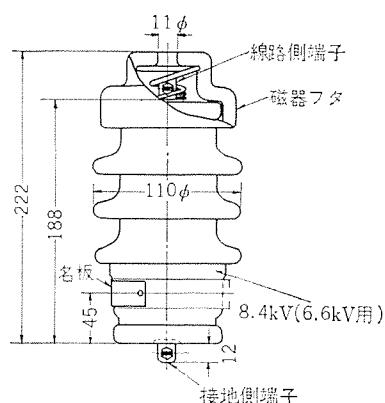


図 3.3 LV-GL 形定格 8.4 kV 避雷器外形寸法図
Fig. 3.3 Outline dimensions of type LV-GL 8.4 kV arrester.

この C, CR ギャップ構造により 低い衝撃放電開始電圧特性が得られ、避雷器の定格電圧が 10 kV または 12 kV になっても $\Delta 6.6$ kV 配電用機器の衝撃耐圧と適正な保護協調がとれることになる。また特性要素は材料の 2 重充てん法により 小形ながら大きな放電耐量を有している。

図 3.3 に LV-GL 形、図 3.4 に SV-GH 形の外形寸法を示す。

3.2 避雷器試験結果

当社の 11.4 kV 系統用避雷器は JEC-156 の試験項目による形式試験を終了し、すでに一部では使用実績を有している。つぎに主要性能を抜粋して記載する。

3.2.1 放電特性

SV-GH 形 12 kV, 10 kV, 8.4 kV, LV-GL 形 8.4 kV 避雷器の衝撃放電開始電圧—時間特性を図 3.5 に示すが、いずれも定格値に 15% 以上の裕度をもっている。

SV-GH 形 12 kV 避雷器の 100% 衝撃放電開始電圧実測値は 40 kV であるから、放電特性は機器の衝撃基準絶縁強度 60 kV 保護に対して 33% 以上の裕度を持ち十分協調がとれている。したがって放電特性上からも低抵抗単一接地系をふくむ単一接地系すべてに 定格 12 kV 避雷器を適用でき、定格 10 kV 避雷器をとくに製作する必要はないと考えられる。

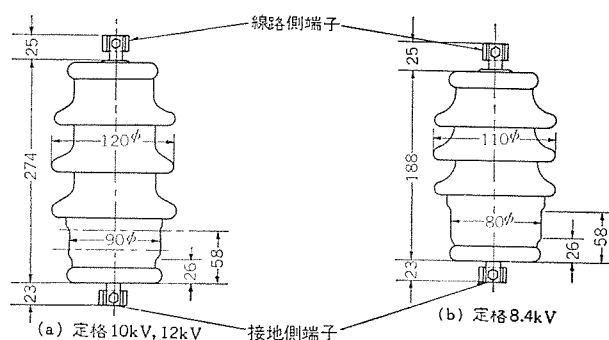


図 3.4 SV-GH 形 避雷器 外形寸法図
Fig. 3.4 Outline dimensions of type SV-GH autovalve lightning arresters.

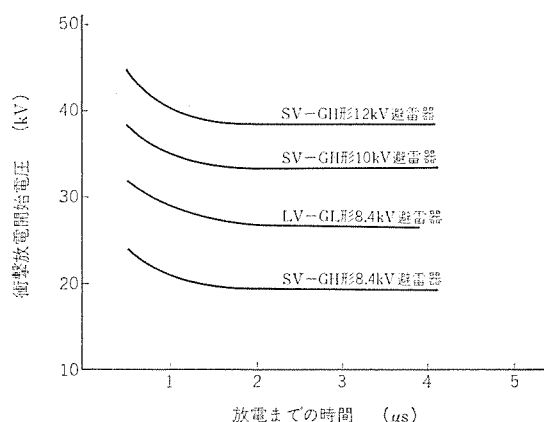


図 3.5 衝撃放電開始電圧—時間特性
Fig. 3.5 Maximum sparkover volt-time characteristics.

多重接地系には定格 8.4 kV 避雷器を使用するが、これは 6.6 kV 非接地系に使用する避雷器と同一品であるから 絶縁協調上は問題ないが、常規対地電圧と避雷器定格電圧の裕度が少ないため、常時印加される電圧値としては通常の施行法より過酷側で使用していることになる。

3.2.2 制限電圧特性

図 3.6 に 11.4 kV 系用各種避雷器の制限電圧特性を示す。また図 3.7 に制限電圧試験の代表オシログラムを示す。制限電圧に関連した絶縁協調については 2.2 節で検討済みであるが、単一接地系に SV-GH 形避雷器を適用するばあい 単独接地時の接地抵抗にのみ注意すれば定格 12 kV 避雷器で協調がとれる。

3.2.3 動作責務特性

SV-GH 形の普通動作責務試験の代表オシログラムを図 3.8 に、試験回路を図 3.9 に示す。動作責務試験の始動サージは 5,000 A (波形 $7.5 \times 22 \mu s$) である。供試試料は JEC-156 の思想にしたがい 定格 14 kV 区分に対して実施し、1 分間隔 10 回連続のシャ断に成功した。試験前後における供試試料の静特性は実質的に変化してなく、結果良好と判定された。

LV-GL 形避雷器については 公称放電電流 2,500 A 避雷器であるが、JEC-156 規定以外に 参考試験として 5,000 A⁽²⁾, 7,000 A, 10,000 A サージによる動作責務試験を施行し、それぞれ 10 回連続試験に合格するという好結果も得ている。

SV-GH 形は動作責務試験時の短絡容量を JEC-156 の 1,200 A に対して図 3.9 の回路に示すとおり 2,500 A で試験を実施しており、図 3.8 のオシログラム例で続流流通時の電圧波形からわかるように 実質的に無限大容量で試験していることになり、系統容量に適用限界のないことがわかる。

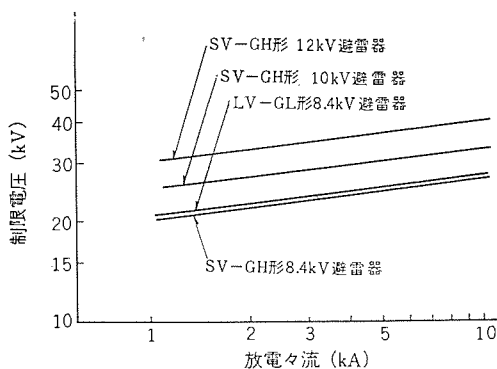
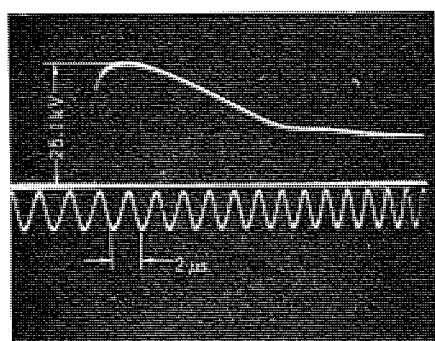
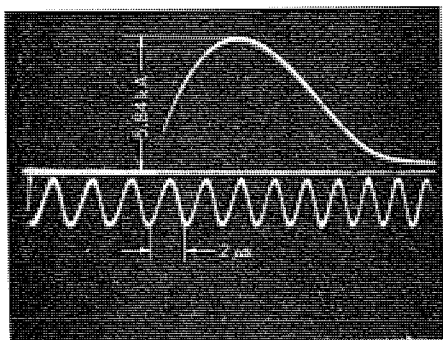


図 3.6 制限電圧—放電電流特性
Fig. 3.6 Discharge volt-ampere characteristics.



(a) 電圧波形



(b) 電流波形

図 3.7 SV-GH 形 8.4 kV 避雷器の制限電圧 オシログラム
Fig. 3.7 Oscillograms of volt-ampere characteristics of type SV-GH 8.4 kV arrester.

LV-GL 形は JEC-156 の 2,500 A 避雷器の規格によれば 短絡容量 700 A で試験すればよいことになるが、当社では SV-GH 形とどうの 1,200 A 以上の回路で試験を実施している。これは図 3. 10 の試験結果にも見るとおり、700 A 回路で動作責務試験を実施しただけでは不十分で、無限大容量系までの適用可能を確認するためには、続流値が無限大容量系と実質的に同一になる。少なくとも 1,200 A 以上の短絡容量系でシャ断能力を検証しておく必要があるからで、当社ではこれらの点を考慮して試験を実施している。

以上のように SV-GH 形、LV-GL 形避雷器とも系統容量に適用限界のないのが大きな特長である。

3. 2. 4 放電耐量試験

SV-GH 形避雷器の衝撃放電耐量試験代表オシログラムを図 3. 11 に示すが、66 kA (6 × 13.5 μs) 2 回に耐えている。

また、方形波放電耐量試験の代表オシログラムを図 3. 12 に示すが、150 A ・ 2 ms ・ 20 回連続に耐えており、いずれも JEC-156 規格の公称放電電流 5,000 A 避雷器の規格値に合格している。

11.4 kV 系統用避雷器・岡田・永井・但田

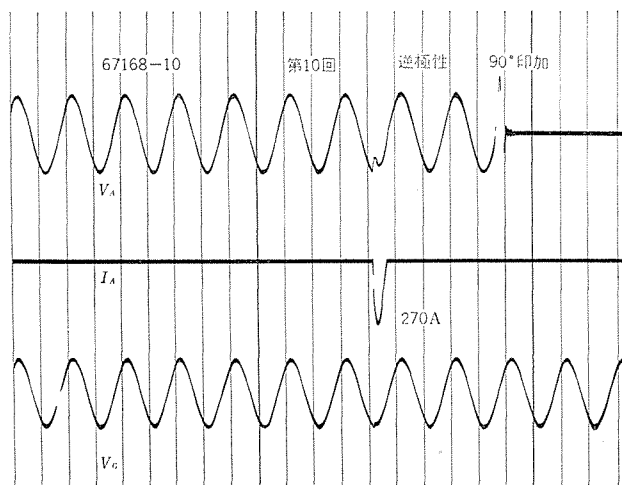
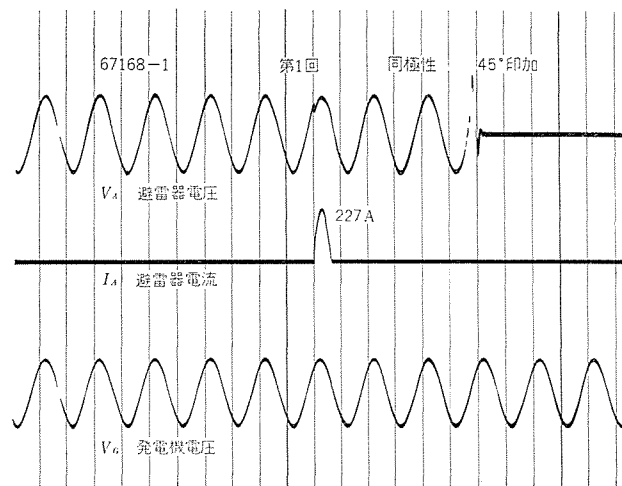


図 3. 8 SV-GH 形普通動作責務代表 オシログラム
Fig. 3. 8 Typical oscillograms of operating duty cycle tests of SV-GH arrester.

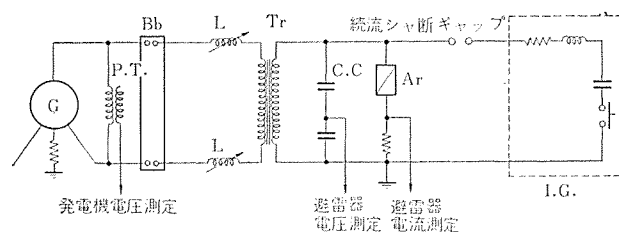


図 3. 9 SV-GH 形避雷器普通動作責務試験回路
Fig. 3. 9 Connection diagram of operating duty tests.

LV-GL 形は さきに報告されているとおり⁽³⁾、JEC-156 2,500 A 避雷器の規定値以外に 20 kA 連続 50 回の参考試験にも耐えている。

4. む す び

近來ますます増大する電力需要に対処して 高電圧長距離配線の必要性が生じてきた。

Δ6.6 kV 用変圧器を Y 結線することによる 11.4 kV への昇圧が検討され、すでに一部では実施されている。実施にあたって機器の基準衝撃絶縁強度は Δ6.6 kV 級機器の 60 kV であるため、適用避雷器との協調を十分検討しておく必要がある。接地方式と適

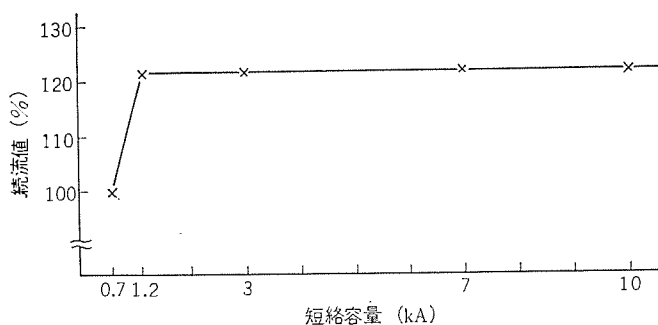


図 3.10 短絡容量が続流におよぼす影響
Fig. 3.10 Effects of short-circuit current capacity on power follow current.

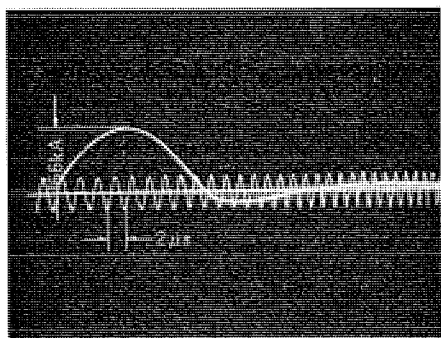


図 3.11 SV-GH 形避雷器の衝撃放電耐量 オシログラム
Fig. 3.11 Oscillogram of impulse-current withstanding tests on SV-GH arrester.

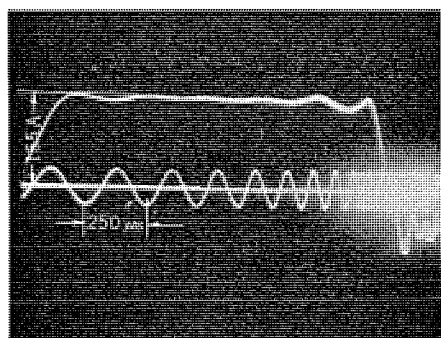


図 3.12 SV-GH 形避雷器の方形波放電耐量 オシログラム
Fig. 3.12 Oscillogram of long-duration current withstanding test on SV-GH arrester.

用避雷器の性能を検討した結果、独自の定格電圧をもつ避雷器を開発し、適用に対する標準指針を検討した。

(1) 変電所に設置する避雷器は被保護機器と連接接地する。線路に設置する避雷器は単独接地と連接接地のどちらでもよいが、単独接地時は接地抵抗値が限度内にあるかどうか検討する必要がある。

(2) 多重接地系には 変電所に SV-GH 形 8.4 kV 避雷器 (公称放電電流 5 kA)、線路に LV-GL 形 8.4 kV 避雷器 (公称放電電流 2.5 kA) を適用する。

(3) 単一接地系には変電所、線路用ともに公称放電電流 5 kA の SV-GH 形避雷器を適用し、低い保護レベルによって被保護機器の衝撃耐圧との適正な保護協調が可能になった。定格電圧は 12 kV の避雷器が適用されるが、低抵抗単一接地系には 10 kV の避雷器の適用も可能である。定格 12 kV および 10 kV 避雷器の特性は JEC-156 規格の 8.4 kV、14 kV 避雷器の特性を参考に設定している。

弁形構造の避雷器にかぎらず制限電圧特性をむやみに低くしたものは適用上種々の問題があり、系統の短絡容量に適用限界が生ずるので注意する必要がある。

SV-GH 形、LV-GL 形避雷器は 被保護機器の耐圧と十分保護協調のとれた特性で、しかも系統短絡容量の影響を受けずに適用できるのが特長で、すでに使用実績を蓄積しているが、今後拡大を予想される 11.4 kV 昇圧の耐雷設計に多数適用され、雷害保護に寄与することを期待する。

(昭 41-8-11 受付)

参 考 文 献

- (1) 配電方式専門委員会・高圧配電系統分科会：電気協同研究 21, 2, 8 (昭 40)
- (2) 岡田ほか：電連大 509 (昭 41)
- (3) 加藤ほか：「三菱電機技報」39, 656 (昭 40)

銀系接点の消耗移転現象(4)

森田 義男*・政木 淑人**・播磨 三弘**

Erosion and Transfer Phenomena of silver Group Contacts (Part 4)

Sagami Works Yoshio MORITA・Yoshito MASAKI・Mituhiko HARIMA

Investigation has been made on the features of materials and the phenomena of erosion due to 32 V DC 50~300 A load with several kinds of Ag-Ni group contacts. Specimens used are products of the conventional method, products made by a new sintering method and those having additional graphite or WC. The new product has a unique structure such that a large Ni grain has been elongated by rolling. It possesses excellent mechanical and physical properties over the old one. The result has verified that the erosion and transfer losses are less with the new product and more with the old one. Also the minimum range of erosion has been proved to exist in the neighborhood of Ag 60~80%. Another finding is that those containing additional substance erode larger. Ag-Ni group contacts are liable to weld compared to Ag-W ones, but contact resistance are small and can be workable fully under low loading condition.

1. ま え が き

さきに Ag-CdO, Ag-W, Ag-WC 接点などについて, その材質の特長すなわち, CdO, W, あるいは WC の粒度・添加量・分布状態, その他焼結条件の相違に基づく粒子の結合状態等が, 接点材料の消耗移転現象と密接な関連をもつことを報告した⁽¹⁾⁽²⁾⁽³⁾.

今回は従来ほとんど調査されていない Ag-Ni 系接点数種について, 消耗移転現象を調査した. この試験でも今までと同様, 比較的大電流範囲 (DC 32 V 50~300 A) での消耗現象と接点材質の特長との関連性について検討し, 試験機器に左右されない一般見解を導くことに努めた.

2. 実 験 試 料

2.1 試料および実験方法

従来 Ag-Ni 系接点材料は, Ag-W, Ag-WC 接点などにくらべて, 比較的低接触抵抗であり, かつ耐消耗性もかなり良好であることが知られていながら, 消耗試験の報告が少ない. Ag-Ni 系接点は粉末冶金法により, 加圧・焼結を反復して展延性のあるものを製造しているのであるが, 通常冷間加工性を持つものは, Ni 20~25% ぐらいまでのようである⁽⁴⁾. 中負荷用接点材料として使用を考えられる Ni 25~50% の Ag-Ni 接点は, 冷間加工性

にとぼしく, 製造時に各個成形となるため, コスト高となる.

しかし, 特殊な焼結処理によると前述の高ニッケルの範囲においても, 加工性に富んだものを製造することが可能といわれている. この実験に用いた試料は, 国内某接点メーカー製の特殊な焼結処理法によるもの (新製品) と, 同一メーカーによる従来品 (旧製品) を用い, さらに比較のために Ag および Ni を加えた, 特殊焼結法による接点は, Ag % の異なるもの 3 種, ニッケル粉末粒度の異なるもの 1 種, グラファイトを添加したもの 1 種, タングステンカーバイトを添加したもの 1 種とした. これらの接点の Ag % ならびに記号を表 2.1 に示した. 試料接点の寸法形状は, 8φ, 50 R の半球面状の対向形とし, 清浄時の接触抵抗測定試料は, とくに表面の修正研削を行なった.

まず, 接点材質の特長をはあくするため, 化学分析・物理特性・顕微鏡組織・清浄面接触抵抗等を調査し, さらに最小電弧電圧・回路遮断時の電弧継続時間の比較を行なった. また, 消耗試験には, 前回までと同様の方法を採用し, Normal 作動方式による消耗移転量, および接触電圧降下の測定を行なった.

2.2 試料の特長

図 2.1 における顕微鏡組織を比較すると, Ag-Ni 系接点 A~E のうち, A~D の 4 種と E とはその組織中のニッケル粒子 (灰白色, 雲形粒子) の形に大きな違いがみられる. A~D は特殊焼

表 2.1 供試接点の物理特性

Table 2.1 Physical properties of specimens contact.

試料	名 称	(A)	(B)	(C)	(D)	(E)	(N)	(G)	(T)
	種 別	Ag-Ni (新)	Ag-Ni (新)	Ag-Ni (新)	Ag-Ni (新)	Ag-Ni (旧)	Ni (粉末法)	Ag-Ni-Gr (新)	Ag-Ni-WC (新)
	Ag 含 有 率 %	51.3	66.8	84.6	85.0	69.0	0	82 : 16 : 2	76.5 : 18.5 : 5
	密 度 (gr/cc)	9.48	9.81	10.19	—	9.32	—	—	—
	比 抵 抗 ($\mu\Omega\cdot\text{cm}$)	3.25	2.33	2.08	2.00	3.25	—	—	—
	導 電 率 (% IACS)	53.0	74.0	82.9	86.0	53.0	—	—	—
硬 度 (Hv 5 kg)	加 圧 後	165~171	129~135	120~125	116~120	94~100	192~193	90.0~95.9	135~136
	焼 鈍 後	98~100	90~94	75~80	67.4~68.8	79~80	174~182	66.0~67.4	87.5~86.7
	抗 折 力 (kg/mm^2)	108.2	85.0	83.2	80.5	49.1	—	—	—
	抗 張 力 (kg/mm^2)	54.7	40.0	40.2	39.0	18.5	—	—	—
備 考		粗 粒	粗 粒	微 粒	粗 粒			リン状グラファイト 300 mesh	WC の粒度 1.47 μ

(Y 貴金属社提供)

* 相模製作所 (工博) ** 相模製作所

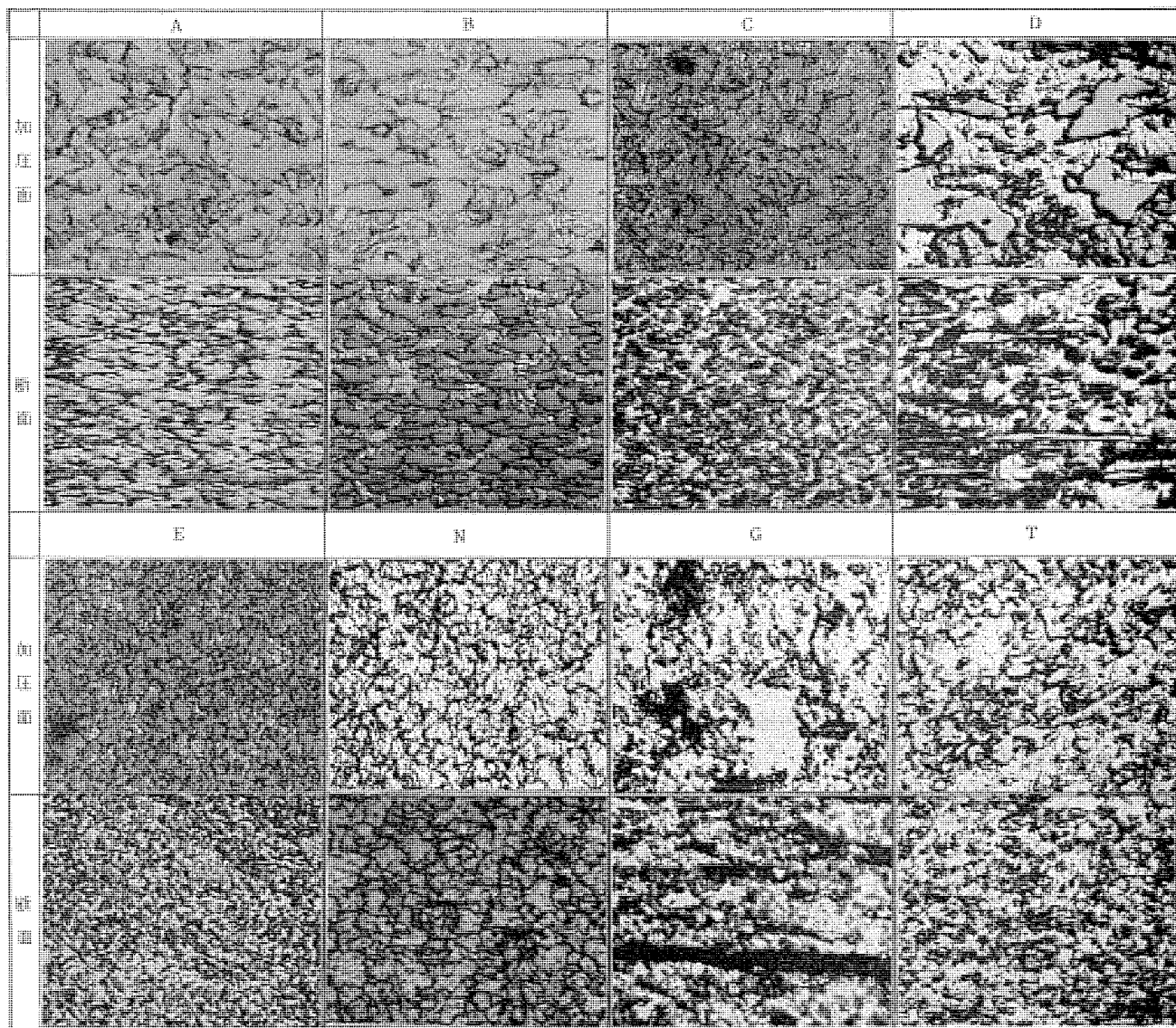


図 2.1 接点試料の顕微鏡組織 (×500)

Fig. 2.1 Microstructure of Ag-Ni contact.

結処理後、圧延加工を行なったために ニッケル 粒子が伸びているが、E は通常の焼結のまが示されている。また、粗粒のニッケル 粉末で Ag % の異なるものを A, B, D に、Ag % が同一でニッケル 粒度の異なるものを C, D に、同一 Ag % で新旧製品の比較を B, E に求めることができる。また N は 粉末冶金法によるニッケル 接点であることを示している。G, T は特殊焼結処理による加工組織であることをニッケル 粒の形から求めることができ、そのうち、G は黒色の グラファイト 層、あるいは粒を示しており、T では灰色点状の タングステンカーバイド 微粒がみられる。

つぎに物理特性について、新製品 A, B, C, D と旧製品 E とを比較すると、旧製品が密度・導電率・硬度・機械的強度においてははなはしく劣っていることを示している。新製品で粗粒のニッケル 粒を用いた A, B, D では Ag % の増大による各種特性の当然な変化が認められるが、C と D では微粗 ニッケル 粒の相違によって、粗なるものの方が導電率を大にし、機械的強度を低くしていることがわかる。G では グラファイト 添加によって硬度を低くすることが明らかであり、T では タングステンカーバイド 粒の添加によって加工後の硬度を大にしている。

つぎに各試料の清浄面の接触抵抗と接触圧力との関係を図 2.2 に示した。これらの値は接触圧力を 5 gr から 2 kg まで連

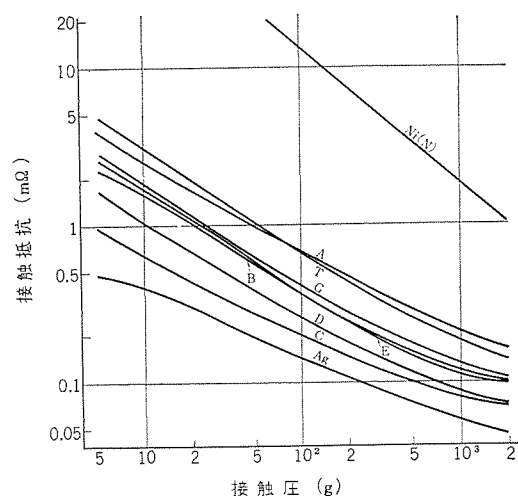


図 2.2 清浄面接点の接触抵抗と接触圧の関係
Fig. 2.2 Influence of the contact pressure on the contact resistance of the cleaned surfaces.

A Ag-Ni (新) 粗粒 Ag 51.3% B Ag-Ni (新) 粗粒 Ag 66.8%
C Ag-Ni (新) 微粒 Ag 84.6% D Ag-Ni (新) 粗粒 Ag 85.0%
E Ag-Ni (旧) 微粒 Ag 69.0% N Ni (粉末法)
G Ag-Ni-Gr (新) (82 : 16 : 2) T Ag-Ni-WC (新) (76.5 : 18.5 : 5)

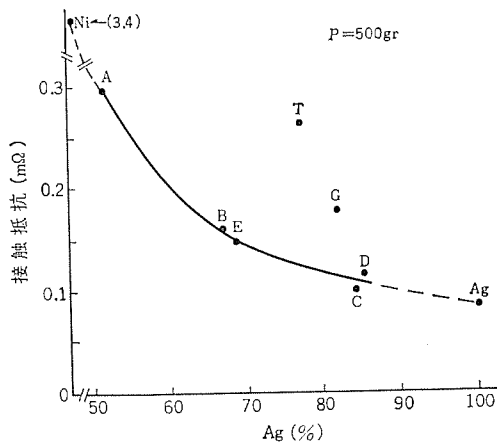


図 2.3 清浄面接触抵抗と Ag % との関係
Fig. 2.3 Relation between contact resistance and Ag % on the cleaned surfaces.

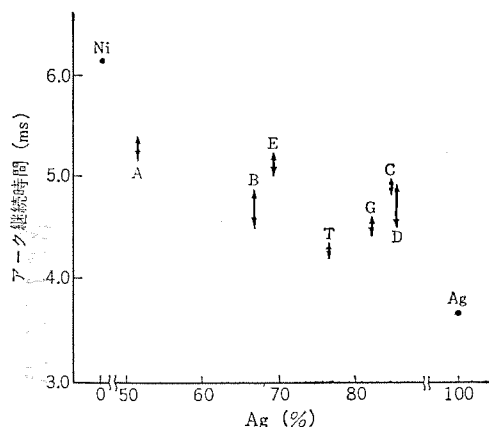


図 2.4 アーク継続時間と Ag % との関係 (DC 32 V 200 A)
Fig. 2.4 Arcing duration vs. Ag % in the breaking operation at 200 A, 32 V DC.

続的に変化させ、電圧降下法 (測定電流 3 A) により測定したものである。

この図から接触圧一定の場合の Ag % と接触抵抗の関係を求め図 2.3 に示した。これらの図から接触抵抗は B と E とにみられるような焼結法の違いによる組織・硬度の差異よりも、主として Ag % に左右されることがわかる。また、添加物を含む G, T は同一の Ag %, 同一硬度の他の接点にくらべて接触抵抗が高いことがみとめられる。

次に前報⁽³⁾と同様のリレーを用い、DC 200 A シュ断時において測定した各試料の電弧継続時間の比較値を図 2.4 に示す。これらの値はマイクロスコプで観測したものであるが、いずれも 2 組の接点を用いて 20 回ずつ測定した値である。図によると焼結ニッケル接点 N が長く、銀接点が短い値を示し、その他は中間にある。同じ Ag % に近い B と E, C と D の比較から微細組織の方がやや長いように思われる。添加物を含む G, T 接点はやや短い値を示した。また、前報と同様の方法により電弧電圧の比較値を測定した。この結果は測定中のバツキが多いので明確でないが、Ag-Ni 接点はいずれも 10~12 V の範囲にあることがみとめられた。

3. 消耗移転

3.1 実験条件

実験条件は前報と同様であるが下におもな点をのべる。

電 源 DC 30~32 V (50~300 A)

銀系接点の消耗移転現象 (4)・森田・政木・播磨

負 荷 純抵抗負荷 (風冷)

動作回数 16 回/分

供試 リレー ランジャ型、片切り、接触圧 1.2 kg, 接点間
ギャ 4 mm, 平均投入速度 21.6~25.0 cm/sec,
平均 シュ断速度 100~105 cm/sec, 平均通電
時間 0.160~0.164 sec/回

実験には Normal 作動方式を採用した。この場合いずれの Ag-Ni 系接点も (+) 接点は動作回数の累加にともない減少し、(-) 接点は移転による増量の傾向がみられたので、(+) 接点の減量を消耗量、(-) 接点の増量を移転量、この差を系外に逸散した飛散量とみなすことにし、いずれも 3 組の結果を平均した。この試験の途中において、一定動作回数ごとに 10 A 通電時の接触電圧降下を測定した。くり返し動作回数は 50~300 A の負荷電流で 5,000 回としたが、この消耗量、接触電圧降下は各接点相互の比較に妥当な値であることは前報に示したとおりである。

3.2 消耗移転量

図 3.1 (a)(b)(c) に負荷電流 50~300 A で 5,000 回動作後の消耗量・移転量・飛散量を Ag % との関係において示した。同図において A, B, C 以外の接点については、大電流の場合のみ

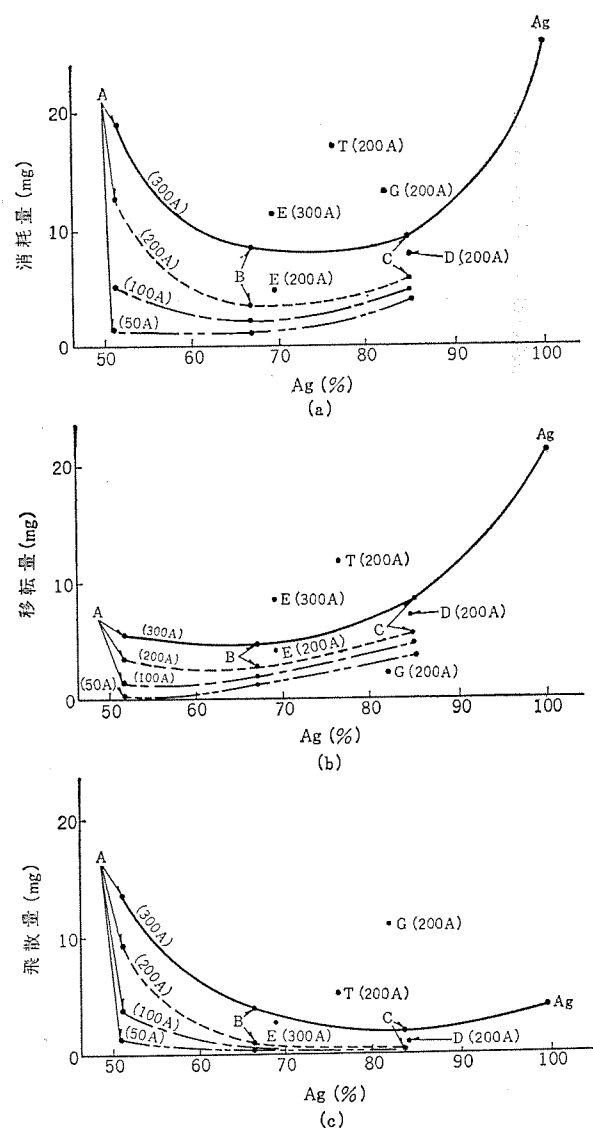


図 3.1 消耗・移転・飛散と Ag % の関係
Fig. 3.1 Erosion, transferred and dispersed-loss vs. Ag % in normal operation.

を比較した。これらのうち G 接点は耐アーク性に劣り、動作回数の増加に従いアークが切れにくく試験の続行が不可能となったので動作回数 1,500 回の結果をもって示した。また N 接点は耐溶着性に劣り、この負荷条件での消耗試験は不可能であった。

まず、図(a)の Ag % と消耗量の関係を見ると、負荷電流小の 50 A の場合にはほぼ Ag 70 % 以上で消耗量を増大する傾向を示す。負荷電流が大になると Ag % の少ない 60 % 以下の範囲でも、70~80 % の範囲でもともに消耗量を増大する。このため大電流負荷の場合、消耗量極小の Ag % の範囲の存在を示しており、この結果は 300 A の場合に求められた Ag 接点の消耗量を含めた関係曲線に強調されている。なお、以上の極小 Ag % の範囲は負荷電流値が大になるとともに Ag % の多いほうに移るようである。この現象は Ag-Ni 系接点に特異なものではなく、前報まで Ag-W, Ag-WC 接点においても指摘されたもので Ag 系焼結接点の消耗現象における一つの特長ではないかと考えられる。

なお同図の B と E の比較から旧製品の E が消耗量が多いことを示しており、また C と D の比較から微粒組織の C がやや消耗量を少なくしているようである。さらに 200 A で比較された G, T 接点は同一 Ag % の Ag-Ni 新製品にくらべて消耗が多い。つぎに消耗量を図(b)の移転量と図(c)の飛散量に区別して検討してみる。まず、Ag % が多くなると一様に移転量を増大し、飛散量は逆に減少する傾向を示している。この結果から大電流時に消耗量の多かった Ag % の少ない接点は、その消耗量が飛散量に支配されており、Ag % の多い接点の消耗は逆に移転量が多かったことに起因することがみとめられる。つぎに、消耗量の多かった旧製品 E は B に比較して移転が多いことによるものであり、D と C の比較において、D の消耗量が多いのも同様に移転が多い結果によるものである。

さらに他の接点にくらべてとくに消耗量の多い G, T についてみると、G は消耗量のほとんどが飛散に負うこと、T は移転・飛散量ともきわめて多いことによるものである。

つぎに各接点の消耗量と負荷電流との関係をみやすくするために図 3.1 (a) を変形してみると図 3.2 のようになる。これによると Ag % の少ない A 接点が負荷電流の影響をもっとも受けやすく、電流の増加にともない消耗量（とくに飛散量）を急激に増加し、Ag % の多い B, C, E の各接点は 50~200 A まではあまり負荷電流による差は著しくないが、300 A になると消耗量（とくに

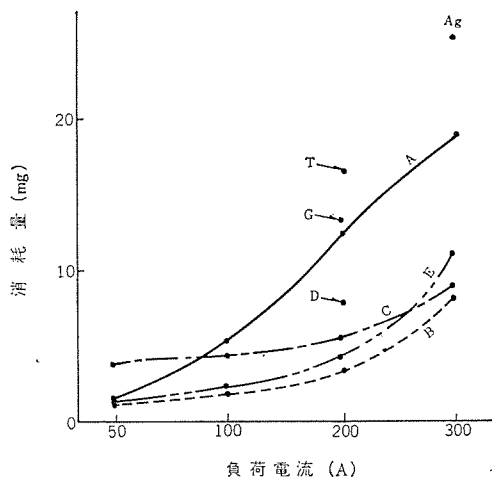


図 3.2 消耗量と負荷電流の関係
Fig. 3.2 Erosion-loss vs. various currents.

に移転量)が多くなる特長を示している。旧製品の E はこの傾向がとくに大で 300 A 負荷になると A について消耗量が多くなる。

最後に負荷電流 300 A 以上の消耗試験について付言すると、いずれの接点もアークが持続して切れにくくなるとともに、負荷電流 400 A では前報の Ag-W, Ag-WC 接点にくらべて溶着がはなはだしく消耗試験が不可能であったことである。300 A において消耗量が急増するという前述の傾向とともに Ag-W, Ag-WC 接点に比較して、耐アーク性に劣ることが推察される。

3.3 接触電圧降下

図 3.3 に負荷電流 200 A の場合の接触電圧降下と動作回数の関係を示した。各接点とも繰返し動作回数の増加につれてかなり急激に増加・変動を示すが、繰返し 2,000 回以上でほぼ安定する傾向にあるので、5,000 回動作後に測定した値の平均値と Ag % との関係、および、負荷電流との関係として示したのが図 3.4, 3.5 である。図 3.4 には各試料ごとに負荷電流 50~300 A における接触電圧降下の範囲を一括して示したが、Ag % 小の A が高い値を、銀接点が低い値を示しており、その他の試料はいずれも

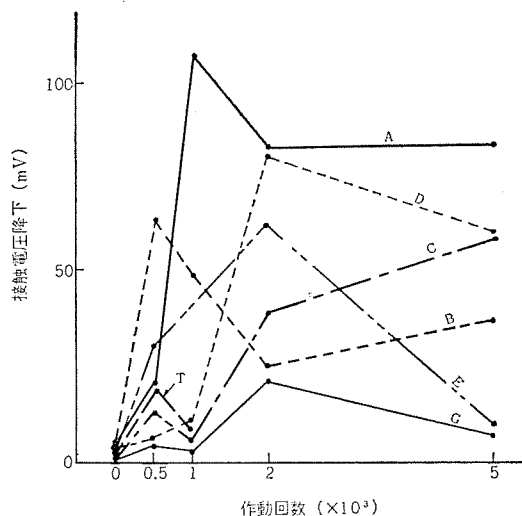


図 3.3 動作回数と接触電圧降下(測定電流 10 A)
(32 V 200 A 負荷)

Fig. 3.3 Contact voltage drop vs. operation number.

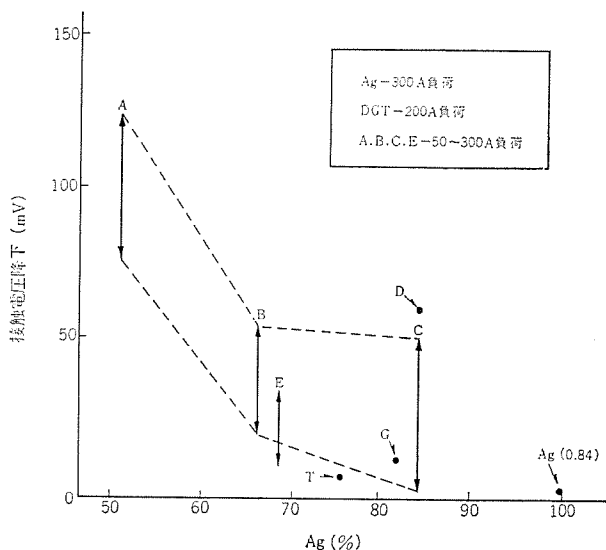


図 3.4 接触電圧降下と Ag % の関係(測定電流 10 A)
Fig. 3.4 Contact voltage drop vs. Ag %.

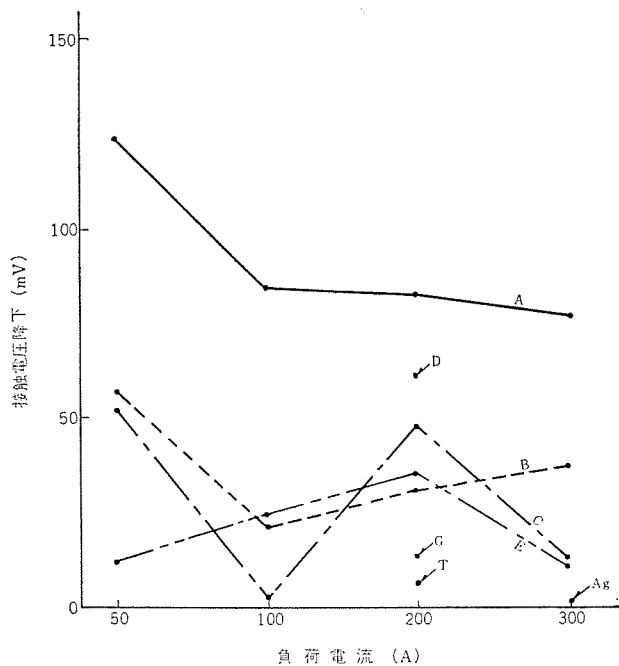


図 3.5 接触電圧降下と負荷電流の関係 (測定電流 10 A)
Fig. 3.5 Contact voltage drop vs. various currents.

中間の値となっている。一般に Ag %が多くなると 接触電圧降下は低下する傾向にあるのは当然であるが、比較的多くの消耗量を示した E, G, T は 同一 Ag %の他の接点にくらべて低い接触電圧降下を示し、C, D は Ag %が多いにもかかわらず 負荷電流によって バラツキが多く、高い値を示す場合がかなりみられた。図 3.5 の負荷電流と接触電圧降下の関係をみると A は、負荷電流の増大にともない接触電圧降下が低下する一定傾向を示しているようであるが、他の接点はそのような傾向を示さない。消耗試験中の接点の接触面は 最低の接触電圧降下を示した銀接点を除いて ニッケル 酸化物と思われる 黒色の粉末におおわれており、接触電圧降下に影響を与えている点は疑いがない。

以上の Ag-Ni 系接点の動作中の接触電圧降下を 類似の実験条件で行なった他の Ag 系接点のそれと比較すると、Ag-cd, Ag-cdo 接点にくらべて 5~8 倍程度、Ag-W 接点の約 1/2 程度、Ag-WC 接点とほぼ同程度の値を示している。

3.4 顕微鏡組織の変化

消耗試験を終えた接点の断面を顕鏡し、各接点の消耗の特長を組織の変化からも平行して検討することにした。図 3.6 は新製品 A・B・C の 5,000 回動作後の断面組織の一例である。これらの図の⊕側接点断面は アーク 傷損による オウコン (凹痕) の一部を、⊖側は移転を受けた接点表面近くの状況を示している。

まず、⊕側断面について観察すると、表面近くにはいずれも接点素地より分離融出した銀粒、銀塊が存在し、その付近の組成は素地の Ag %の多少をそのまま現わしているようである。また⊖側の表面は Ag と Ni あるいはニッケル 酸化物からなる 移転層を形成しているが、ことに Ag %の少ない A では移転層と接点表面との密着性にかけ、大きな空 ドウ (洞) をまじえており、容易に飛散する状態にあることが推察される。さらに Ag %の多くなるにしたがって 移転層の接点素地への密着がよくなっている点は、とくに B において移転層のすぐれた焼結性さうかがえることから明白といえよう。これらのことがらは、Ag %の少ない接点に飛散が多く、Ag %の多いものに移転が多かった前述の消耗の特長とよく対応している。

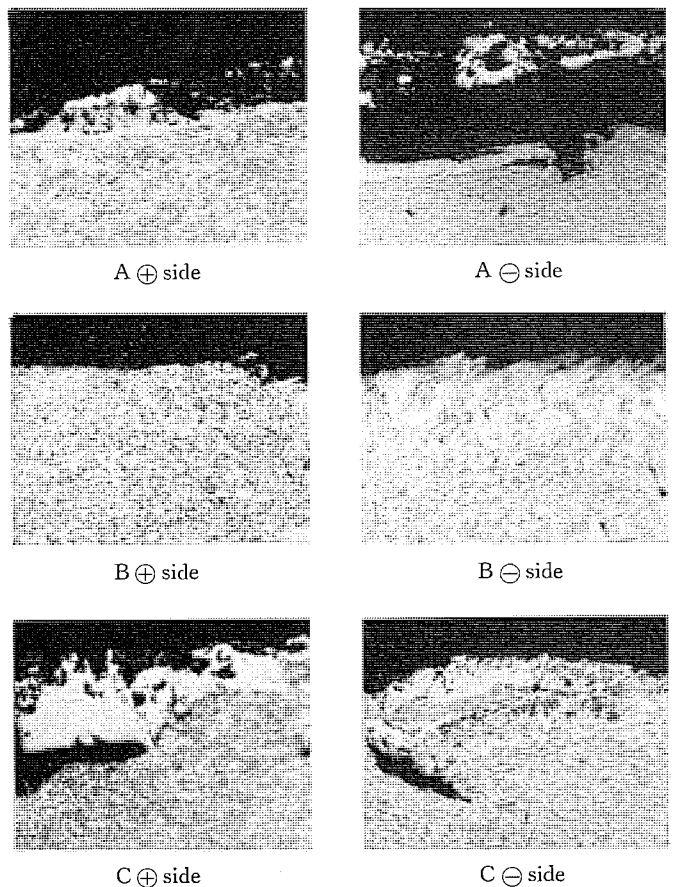


図 3.6 300 A, 5,000 回作動後の断面組織 (×120)
Fig. 3.6 Example of microstructures of cross-section of the contact portion.

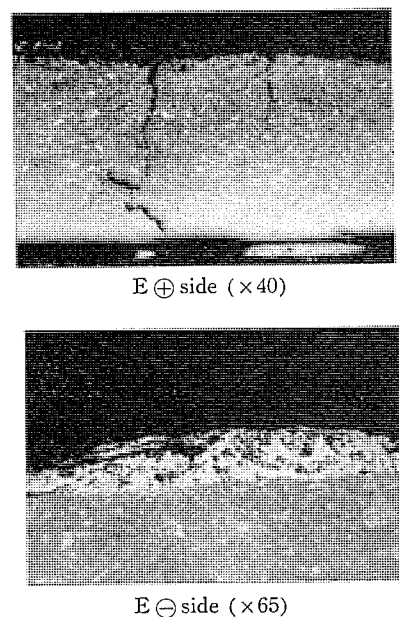


図 3.7 300 A, 5,000 回作動後の断面組織
Fig. 3.7 Microstructures of cross-section of the contact portion.

しかし、C にみられるように Ag %が多いが微粒の Ni を配合したものでは 移転層の直下に空 ドウ の存在する点から 移転層の密着性あるいは、強度においては 多少 B に劣るものとみななければならない。以上の新製品の各接点における移転層の発達、Ag 系接点としては 層状移転を示めす Ag-cdo 接点について大きい、Ag-W, Ag-WC 接点の塊状移転に類似し Ag-WC の場合

と同様に Ag %が大であるため、接触抵抗にあたえる影響は Ag-W 接点ほど大であるとは考えられない。

つぎに図 3.7 には旧製品 E の例を示した。⊕側は比較的均一な消耗をみせてはいるが、Ag %の多い割に表層近くは Ag 分が少なく、また、表層直下には Ag の逸出による細かい空洞と巨大なキ裂が発達しており、アークによる熱影響の累加によって素材の容積変化があったことを物語っている。このような現象は硬質の Ag-W 接点 (Ag の少ない組成)、あるいは化学沈降法によった微細な Ag-cdo 接点にときどきみかけるものと軌を一にしているものと考えられ、微細組織特有のもので導電率の不良・延性の不足・不完全な焼結度・あるいは Ag 成分の急激な逸脱等が原因となり、熱影響の大きい⊕側に多発しやすいと考えられる。

E の○側は Ag 分に富んだ大きな移転層を形成しており素地との密着性も強い。これは E に移転の多かったことならびに接触抵抗が低いことを物語っている。以上の新製品相互間、および、旧製品の傷損接点断面の検鏡から、Ag %の多少による表面層の特長・粒度・および素地の結合度等が傷損にも大きく影響し、接点性能を支配することが明らかであろう。

4. 総 括

Ag-Ni 系の種々の接点をとりあげ、その材質の特長、および、消耗特性を検討した。おもな結果を以下に総括し検討してみる。

(1) 特殊焼結法による新製品は従来の焼結法によるものにくらべて、顕微鏡組織にニッケル粒の加工による変形がみられ焼結度にすぐれているであろうことが想像された。また、その影響のためか新製品が同一 Ag %の旧製品にくらべ比重・導電率・硬度・電弧継続時間等にすぐれていた。

新製品中の微粒と粗粒の比較では微粒の方が機械的性質にすぐれやや導電率が低い。グラファイト添加、タングステンカーバイト添加の新製品には前者は硬度に劣り、後者は加圧後の硬度を大にすることがみられ、また、いずれも添加物のない類似の Ag %の接点にくらべて清浄面の接触抵抗が大であった。

(2) Ag 70 %に近い新製品と旧製品の比較では、新製品の消耗量が小であったが、旧製品のほうが微細組織にもかかわらず移転が多く、Ag と Ni の結合力に劣ると推察されたこととよく対応しており、また、旧製品が大電流時に消耗大となる傾向もこれと関連があるものと想像された。新製品中の微細組織と粗大組織の比較では、前者の方が飛散量が多く、後者の方が移転量が多い当然の傾向を示し、消耗量としては粗大組織の方がやや大であった。

添加物のグラファイトは移転を防ぐが飛散を多くし、タングステンカーバイトは移転飛散のいずれも多く、両者とも消耗量が大であった。接触電圧降下は一般には Ag %に支配されるが飛散が多い

添加物を含む接点、および、接点面の汚損の少ない Ag 接点ではとくに低い。以上述べた接点材質の特長と消耗との関係は、その顕微鏡組織に見られた特長、動作試験後の損傷部の断面組織の変化ともかなりよく対応していることが認められた。

(3) Ag-Ni 系接点の消耗は、Ag 系焼結接点の特長と思われる Ag %に対して消耗の極小域の範囲が存在することを示した。Ag-Ni 接点の特長としては概して移転が多く飛散が少ないことにあり、前報の Ag-W 接点等における結果とは異なっている。このことは Ag-Ni 系は電弧継続時間が長いにもかかわらず組織の結合度にすぐれていることによるものと思われるが、その反面溶着しやすい欠点を持っている。また、接触電圧降下では、Ag-cdo 接点と Ag-W 接点との中間に位置し、ほぼ Ag-WC 接点に近い値であった。

(4) 300 A 以上の重負荷、あるいは長時間の作動に対し Ag-Ni 系は、Ag-W、Ag-WC 接点にくらべて耐アーク性、耐溶着性に劣る結果を与えた。電弧継続時間の長いこと、構成金属が低融点で耐熱性にかける点がこのような欠点として現われるのであろう。耐溶着性を増すために、グラファイトを耐アーク性の改善のためにタングステンカーバイトを添加したもの、とくに効果はみられなかった。

5. む す び

この報告は銀系接点の消耗移転現象を検討している一連の実験の一つであるが、今回は従来あまり一般には報告されていない Ag-Ni 系をとりあげた。この Ag-Ni 接点の消耗特性は顕微鏡下にみられる独特な組織をもつものでは従来の製品に比較して消耗量が明らかに小であった。

100~300 A 負荷試験では電流によっても異なるが、Ag 60~80 %組成のものに消耗量の極小域の存在をみとめた。また、他の Ag 系接点と比較すると耐溶着性に劣るが、耐消耗性、接触電圧降下等においてはかなり良好な結果を与え、50~100 A の軽負荷では十分使用に耐えうるものと考えられた。特殊焼結によるものは加工性に富み、種々の形状への加工が可能であり、そのため量産が容易となったことは注目すべきことと思う。

参 考 文 献

- (1) 山森、森田、岩村、政木：銀系接点の消耗移転現象 (1) 「三菱電機」33, 10, 1562 (昭 34)
- (2) 山森、森田、岩村、政木：銀系接点の消耗移転現象 (2) 「三菱電機」34, 5, 677 (昭 35)
- (3) 森田、政木、播磨：銀系接点の消耗移転現象 (3) 「三菱電機」38, 8, 1162 (昭 39)
- (4) 藤本：電気接点材料 138

最近の研究用電磁石装置

後藤 正之*・秋葉 稔光**

高月 一***・島 幸弘***・長田大三郎***

Recent Development of Magnet Equipment for use in Research Work

Central Research Laboratory Masayuki GOTOH・Toshimitsu AKIBA
Kobe Works Hajime TAKATSUKI・Yukihiro SHIMA・Daizaburō NAGATA

Magnet equipment forming physical instruments and their attendant apparatus have come into a series of electric apparatus as basic products turned out in Kobe Works and its associated plants. An achromatic system for a beam transport channel of particle accelerator, high resolution or broad range reaction analyzers and large aircore β -ray spectrometers and the like have been developed to meet the demands of several universities and national research institutes, thus the technique concerning the equipment has been firmly established. Those given above have undergone the assembling tests at the factory and some of them are operating at the purchasers' laboratories with successful results as anticipated.

1. ま え が き

物理実験における電磁石装置応用の歴史は古く、20世紀初頭よりすでに実験装置としてまとまった形で利用されている。その後荷電粒子ビームのエネルギー、質量の分析、プラズマ実験、さらに物性実験の分野でひろく用いられて現在に至っており、必要に応じて製作技術上にもいろいろ進歩を示している。

電磁石機器は、その技術からみれば、国内で確立している重電機械の鉄心、巻線技術の延長として適用できるので、メーカーとしても受入れやすい技術であり、また新しい技術の開発確立という点からみても身近な可能性をもっている。元来が古典的な手法にもとづくもので、50年以上のライフタイムにわたって原理的な発展はまったくみとめられないが、材料、工作技術の進歩、磁路解析の方法、電子光学手法と電子計算技術の向上にたすけられて、ひろく、深く応用を伸ばしてきている。

当社においては、電磁石関係機器の神戸製作所を中心とした生産体制も整備され、中央研究所は基本的検討にもとづいた技術協力に専心できるようになって、かなり幅ひろくこの分野のレポートを確立しつつある。過去1～2年の間に、

- (1) 加速器のビームトランスポート系としての偏向集束電磁石系
- (2) 荷電粒子分析用電磁石装置
- (3) 大形空心ベータ線スペクトロメータ
- (4) その他物性実験用、プラズマ実験用の電磁石、コイル
- (5) 以上に関連した安定化励磁電源の開発

など、各系列の製品化が進んでいる。

これらの技術開発は、東北大学、京都大学、東京大学原子核研究所、東京工業大学、理化学研究所、横浜大学、名古屋大学プラズマ研究所、その他の国家研究機関のご計画の機器に関連して進められたものである。その大部分は開発製作を完了し、一部はすでに実動実験にはいっている。この機会にその概要を紹介したい。

2. ビームトランスポート系

加速された荷電粒子ビームをその軌道から取り出して、所要の実験室に誘導する装置をビームトランスポート系と呼んでいる。数個の電磁石の組合せによって構成される運動量無分散集束偏向系（以下アクロマティックトランスポート系と呼ぶ）はさまざまなトランスポート系

の中でも、とくにすぐれた性能をもつものである。世界の大形加速器にはこのアクロマティックトランスポート系が付置されているのが常である。

アクロマティックトランスポート系の代表的な例は図2.1、図2.2に示した3個の電磁石または電磁石2個とQ電磁石1個の組合せで構成されるもので、この系の特長はK. L. Brown, S. Pennerその他の人によって解析的に明らかにされた⁽¹⁾⁽²⁾⁽³⁾。次にこの系の簡単な説明を述べると同時にわれわれの設計したいくつかのアクロマティックトランスポート系について述べる。

2.1 アクロマティックトランスポート系の特長

- (1) 系の途中で鏡面対称な構成をもっている。
- (2) 系通過後のビームは運動量分散をもたず、系始端のビーム

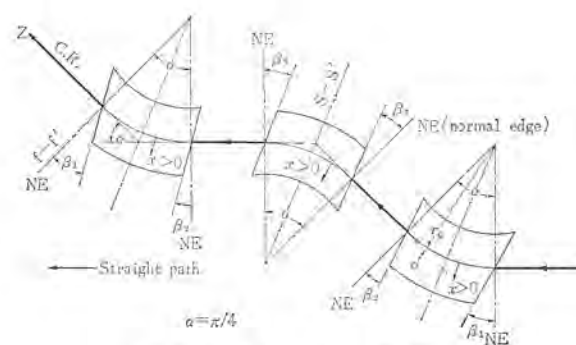


図2.1 45°無分散偏向系

Fig. 2.1 Three-magnet system for non-dispersive deflection of a nearly parallel beam.

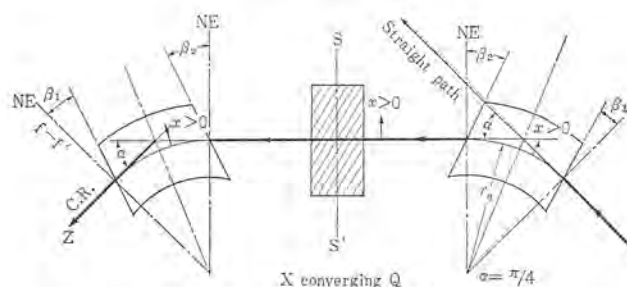


図2.2 90°無分散偏向系

Fig. 2.2 Two-magnet with one quadrupole magnet system for non-dispersive deflection of a nearly parallel beam.

の形状とほとんど同じである。

(3) 系内の適当な位置に置いたスリットによりビームのエネルギー分解を任意に行なうことができる。

(4) 上記(1),(2)の特長により、わずかのQ電磁石を用いるだけでかなり遠くの実験室に性質のよいビームを導くことができる。

これらの性質を解析的に表現すると下記のとおりである。図2.1, 図2.2に示すように、粒子の進行方向を z 、電磁石内の標準軌道を r_0 、標準軌道面(図の紙面に相当する)で r_0 からの変位を x 、軌道面に垂直な変位を y 、運動量成分の発散をそれぞれ x' , y' とする。系始端における初期位相空間ベクトル $\vec{P}_0(x_0, x'_0, y_0, y'_0, \gamma)$ は、 T_x および T_y を3行3列の行列とすれば、

$$\vec{P}_i = {}^i T_x \vec{P}_0, \quad \vec{Q}_i = {}^i T_y \vec{Q}_0 \quad (i=1, 2, \dots) \quad (2.1)$$

のように変換マトリックス ${}^i T_x, {}^i T_y$ によって任意の点の位相空間に変換できる。ここで $\gamma \equiv \Delta p/p$ である。

系の鏡面対称面を $s-s'$ 、系終端面を $f-f'$ で表わすと、このアクロマティックトランスポート系での $s-s', f-f'$ への変換

$$\vec{P}_s = {}^s T_x \vec{P}_0, \quad \vec{Q}_s = {}^s T_y \vec{Q}_0 \quad (2.2)$$

$$\vec{P}_f = {}^f T_x \vec{P}_0, \quad \vec{Q}_f = {}^f T_y \vec{Q}_0 \quad (2.3)$$

ここで、

$${}^s T_x = \begin{bmatrix} 0 & {}^s t_{12} & 0 \\ {}^s t_{21} & {}^s t_{22} & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad {}^s T_y = \begin{bmatrix} 0 & {}^s t'_{12} & 0 \\ {}^s t'_{21} & {}^s t'_{22} & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (2.4)$$

$${}^f T_x = \begin{bmatrix} -1 & {}^f t_{12} & 0 \\ 0 & -1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad {}^f T_y = \begin{bmatrix} -1 & {}^f t'_{12} & 0 \\ 0 & -1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (2.5)$$

で表わされる⁽²⁾⁽³⁾。

2.2 東北大学および京都大学原子炉研究所に納入したビームトランスポート系

本装置は当社が東北大学に納入する電子線形加速器の付属ビー

表 2.1 ビームトランスポート系の構成と性能
Table 2.1 Composition of beam transport system and its performans.

	東北大学 I	東北大学 II	東北大学 III	京大原子研
構成要素 ^{a)}	MQM	MQM	MMM	MQM
軌道半径	68 cm	130 cm	130 cm	50 cm
偏向角度	90°	90°	45°	90°
最高電子線エネルギー ^{b)}	90 MeV	320 MeV	320 MeV	46 MeV
透過運動量幅	15 %	10 %	10 %	8 %
最高分解能	0.15 %	0.1 %	0.1 %	0.2 %
分散	アクロマティック	アクロマティック	アクロマティック	アクロマティック
電磁石間距離	3.959 m	7.295 m	3.663 m×2	2.602 m
出力磁界	0.45 Wb/m ² , 221 G/cm	0.822 Wb/m ² , 250 G/cm	0.822 Wb/m ²	0.31 Wb/m ² , 185 G/cm
励磁電力 ^{c)}	30 V, 100 A	100 V, 100 A	150 V, 100 A	20 V, 50 A
電流安定度	±1×10 ⁻⁵ / hr	±1×10 ⁻⁵ / hr	±1×10 ⁻⁵ / hr	±1×10 ⁻⁴ / hr
励磁方式	直列	直列	直列	直列および単独 ^{d)}
電磁石重量(約)	1,600 kg	10,000 kg	10,000 kg	460 kg ^{e)} , 300 kg
Q電磁石重量(約)	200 kg	300 kg	—	31 kg
自動分析スリット	2個	1個	1個	1個
ヒストローク ^{f)}	22 cm	22 cm	22 cm	10 cm
分析管冷却法	内部水冷	左に同じ	左に同じ	左に同じ

^{a)} Mは電磁石、QはQ電磁石を表わす。このQ電磁石は理想的な双曲面仕上を行なって有効傾斜を付けた。

^{b)} 東北大学内IⅡⅢ系は励磁電源切換え使用で110 Aの最高電流出力をもっている。この場合は電子線エネルギー100 MeV, 350 MeVまで使用できる。

^{c)} 3方向電磁石となっている。

^{d)} クラッチ切換えによりスリット幅固定の主な約30 mmの併進も行なえる。その他各電磁石は架台上で位置の微調が行なえる。

ムトランスポート系、および京都大学原子炉研究所に設置されている電子線形加速器に付置したビームトランスポート系である。前者は独立な3系統、後者は1系統のビームトランスポート系であり、その特長を表2.1に示した。

3個の電磁石で構成される系をMMM系、2個の電磁石と1個のQ電磁石で構成される系をMQM系と呼ぶことにする。

MMM系, MQM系ともに y 方向の変換はエッジの部分のフリンジ磁界の影響で式(2.4), (2.5)からずれてくる⁽⁴⁾⁽⁵⁾⁽⁶⁾。したがって測定磁界を用いて粒子軌道の数値計算を行ない、これからエッジの回転角と電磁石間の距離または標準軌道半径の補正を行なって変換係数が式(2.4), (2.5)の形になると同時に所定の分解能をうるようにした。

軌道に対する高次の影響を考察する際には式(2.2)~(2.5)の変換マトリックスを9行9列の行列、位相空間ベクトルを9次元にとればよい⁽⁷⁾⁽⁸⁾。しかも高次の項の解析解と数値解は必要な精度内でよく一致していることが明らかとなった。

東北大学向けビームトランスポート系(I, II, III系)の先にはそれぞれ目的に応じて必要なQ電磁石, RI製造用電磁石, 3方向振分け電磁石, 医学照射用電磁石および、実験用反応粒子分析電磁石その他を備えている。反応粒子分析電磁石については次章で述べる。その他の電磁石について特性を簡単に記しておく。

2.3 3方向振分電磁石, RI製造用電磁石, 医学照射用電磁石, その他の電磁石および集束用Q電磁石

これらの電磁石の特性を表2.2に示した。RI製造用電磁石はQ電磁石2個を併用してエネルギー幅15%のビームをビームラインから真下約1.5 mの位置のRIターゲットに10 mmφ以内の大きさで照射することができる。医学照射用電磁石もQ電磁石2個と組合せてビームを照射体上70 cm×70 cmの領域に均等に照射すると同

表 2.2 各種電磁石の特性
Table 2.2 Characteristics of various kinds of magnets.

種 類	3方向振分	RI製造用	医学照射用	そ の 他
軌道半径	60 cm	30 cm	50 cm	60 cm or 120 cm
偏向角度	±60°, 0°	90°	90°	30°
磁極間隔	6.5 cm	6.5 cm	6 cm	6.5 cm
出力最高磁界 ^{a)}	0.503 Wb/m ²	0.783 Wb/m ²	0.500 Wb/m ²	0.503, 0.890 Wb/m ²
適用電子線エネルギー ^{b)}	≤90 MeV	≤70 MeV	≤70 MeV	≤90 MeV または 320 MeV
励磁電流	≤110 A	≤110 A	≤110 A (変調付)	≤110 A
本体重量	2.5 t	2.5 t	3.4 t	1.1 t, 3.3 t
形 式	水平H形	垂直C形	垂直セクタ形	垂直C形
用 途	ビーム偏向	RI製造その他	生物照射その他	散乱ビーム除去

^{a)} 励磁電流100 Aの場合の連続定格時における値

表 2.3 Q電磁石の種類^{a)}
Table 2.3 Kinds of Q magnets.

種 類	円 形	円 形	角 形	円 形
アパーチャ	10 cm φ	10 cm φ	7 cm φ	14 cm φ
磁界コウ配	240 G/cm	430 G/cm	200 G/cm	250 G/cm
ターン数	140 T/pole	250 T/pole	265 T/pole	52 T/pole
大 き さ	46 cm φ	56 cm φ	24 cm×24 cm φ	56 cm φ
長 さ ^{b)}	20 cm	20 cm	10 cm	20 cm
重 量	200 kg	300 kg	35 kg	300 kg
励磁電力	11 V, 17.5 A	20 V, 17.3 A	14 V, 4 A	100 A, 4 V

^{a)} 電流密度を1.5 A/mm²以下にして自然空冷方式とした。したがって強制風冷で電流密度を大きくすれば、表中の磁界コウ配の1.5倍の出力をうることもできる。

^{b)} 長さは任意に設計変更することができる。それに応じて重量、電圧が変わる。この表に記載の種類のほかに小形軽量で1,000 G/cm~2,000 G/cmの出力をもつQ電磁石も開発されている。

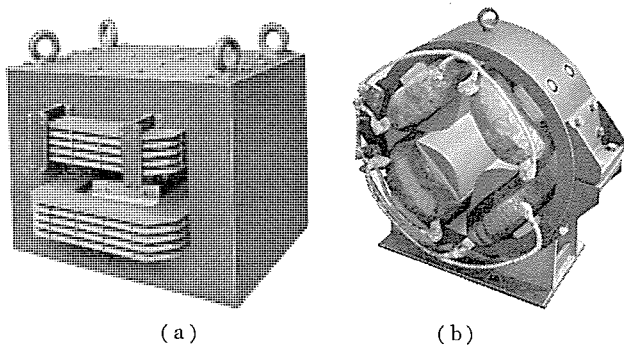


図 2.3 偏向系に用いる電磁石(a)とQ電磁石(b)
Fig. 2.3 A magnet and a quadrupole-magnet used for non-dispersive deflection of a nearly parallel electron beam in the momentum range up to 320 MeV/c.

時にビームをスイープしながら照射することもできる。

かなり遠方のターゲット上にビームを集束すること、および途中での発散による損失をなくするためには、集束用Q電磁石が用いられる。電子線用に開発し標準化したQ電磁石の種類と特性を表2.3に示した。これは陽子線にも使用できるものである。

今まで述べてきたアクロマティックトランスポート系、およびその他の電磁石を適当に使用すると、必要と考えられるビームトランスポート系をすべて構成することができる。その際標準半径、磁極間隔の縮小を相似的に行なうと、設計上はアンパターンの修正のみで同一性能をもった任意の系を構成できるから、開発した電磁石は標準品と考えることができる。一例として東北大学向けビームトランスポート系のI系を構成する電磁石と、Q電磁石およびII系に用いる電磁石の写真を図2.3に示した。

3. 分析電磁石装置

分析電磁石はターゲットで散乱された一次粒子あるいは核反応で生じた二次粒子のエネルギー分析を行なうのを目的とした電磁石である。

(1) 広帯域分析検出形

エネルギー分解能はやや低いが、かなり広いエネルギー範囲(全幅約20%~40%)の粒子を同時に分析し、検出できる性能を備えた電磁石である⁽⁹⁾⁽¹⁰⁾⁽¹¹⁾。

(2) 二重集束高分解形

高分解能を有し二重集束の性能をもっているため明い、決められたエネルギー幅(約0.05%~2%)のシングル検出を目的とした電磁石の2種類に大別できる⁽¹²⁾⁽¹³⁾⁽¹⁴⁾⁽¹⁵⁾⁽¹⁶⁾。前者は普通一様磁界を利用しており、Browne形⁽¹⁰⁾とElbek形⁽¹¹⁾がその代表的なものである。後者はコウ配磁界による二重集束性を利用した電磁石で今までもベータ線スペクトロメータとして多くの人々に使用されてきている⁽¹²⁾⁽¹³⁾⁽¹⁴⁾。

われわれは分析電磁石として、上記(1)の形のBrowne形、および上記(2)の形の高エネルギー粒子分析電磁石を開発製品化した。以下にこれらの開発製品について述べる。

3.1 高エネルギー用 Browne 形分析電磁石 (BDM と略す)

BDM の特長は図3.1に示したように、適当な標準軌道半径 r_0 の円形一様磁界を用いた集束性能にある⁽⁹⁾⁽¹⁰⁾。したがって線源側、検出器側の磁極から外側にはみ出した磁界分布が、軌道中心に対して同心円状になっていることがたいせつである。

われわれの設計製作したBDMは、最高195 MeVの電子または最高20 MeVの陽子までのエネルギー分析を30%のエネルギー幅で

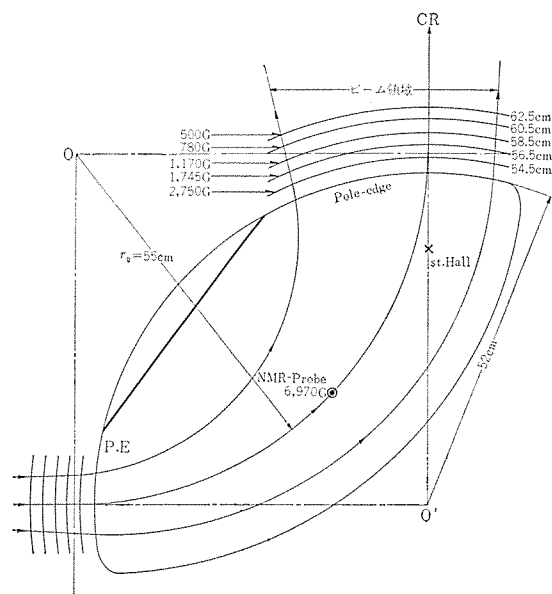


図 3.1 中心面上の等磁界測定曲線
Fig. 3.1 Equi-field contours in the fringe field on the median plane of BDM.

行ない、かつ中心軌道近辺では0.5%の分解能が実現できる。さらに粒子の散乱角分布測定が行なえるように、自動回転架台に縦形に配置した構造をとりくふうをこらした。さらに励磁、消磁、電磁石の回転と角度読みとりはすべて操作盤上の遠隔操作で行なうことができる。

BDM の性能を列記すると次のとおりである。

- (a) 標準軌道半径 $r_0 = 55$ cm (磁界測定後の補正值 $r_0 = 55.25$ cm)
- (b) 磁極間隔 3 cm
- (c) 偏向角度 90°
- (d) 出力磁界 $0 \sim 0.18$ Wb/m²
- (e) 励磁電力 35 V, 82 A
- (f) 重量 本体約 4.5 t (シールド、架台含めて 22.5 t)
- (g) 架台と回転機構 1 式
- (h) 測定エネルギー範囲 陽子 20 MeV まで、電子 195 MeV まで
- (i) 分解能 0.5 %
- (j) 分析エネルギー範囲 標準粒子の $-20\% \sim +10\%$
- (k) 明るさ 4×10^{-3} steradian
- (l) 電磁石回転角度 ビーム軸の回りに水平面内で $-120^\circ \sim +145^\circ$
- (m) 付属装置 散乱そう(槽)、ターゲット、スリットその他一式

この装置は付属のQ電磁石を架台上に設置して、分解能の向上あるいは明るさの増大を行なうことができるようにもくふうされている⁽¹⁷⁾⁽¹⁸⁾⁽¹⁹⁾。

図3.1に検出器側の磁極から外側にはみ出した磁界分布を実測した一例を示した。線源側も同様に同心円状になっていることが確認されている。図3.2にBDM本体と架台の構成を示す写真をあげた。

3.2 高エネルギー粒子二重集束形分析電磁石 (LDM と略す)

このLDMは、最高エネルギー350 MeVまでの電子線または最高エネルギー70 MeVまでの陽子線を、0.05%の分解能で分析し、かつ角度分布を測定することができる性能をもっている。二重収束性

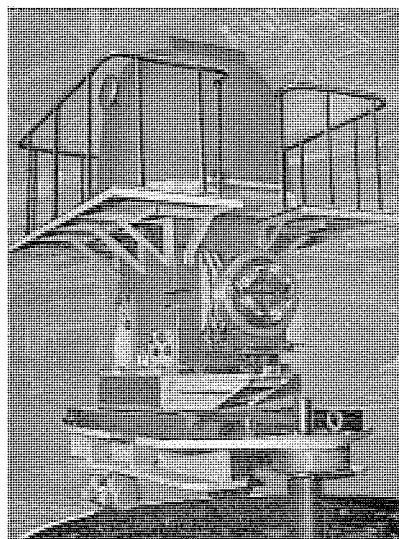


図 3.2 BDM

Fig. 3.2 Broad range analyzing magnet for reaction-experiments in the momentum range up to 20 MeV/c of a proton.

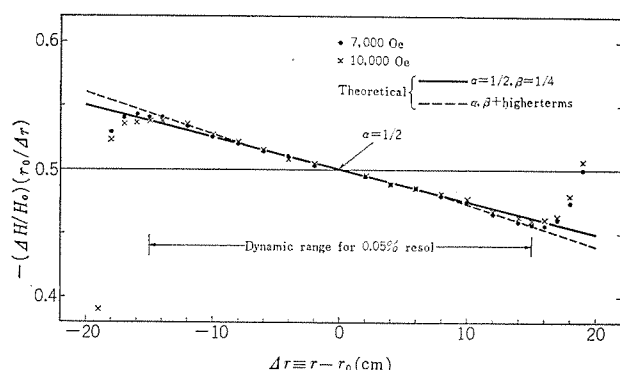


図 3.3 LDM の半径方向磁界分布

Fig. 3.3 Measured radial field distributions on the median plane of LDM.

をもたせるには一般にコウ配磁界を用いる⁽¹²⁾。標準軌道半径を r_0 、中心面上 r_0 の点の磁界強度を B_0 、半径方向で任意の点を r とし、その点の磁界強度を B とすると、必要なコウ配磁界分布は

$$B = B_0 \{ 1 - \alpha(r-r_0)/r_0 + \beta(r-r_0)^2/r_0^2 + \dots \} \quad (3.1)$$

で表わされ、最もよく用いられる α, β の値は

$$\alpha = 0.5, \beta = 0.25 \quad (3.2)$$

であり⁽¹³⁾⁽¹⁴⁾⁽¹⁶⁾、偏向角を $2\sqrt{2}\pi/3 = 169.7^\circ$ とすると r 方角のビームの開き角に対して二次の集束性になりたつ。

式(3.1)、(3.2)で与えられる半径方向の磁界分布を生成するには、無限に延長された磁極面に対して理論的にも実験的にも明らかである。しかし現実の電磁石は有限の磁極面で構成されているから、磁極端面での分布のずれが必ず生じてくる。これをカスなどによって補正し、有効領域をできるだけ磁極端面近くまで拡張することが必要である。カスで補正されたLDMの半径方向磁界分布の測定値と理論値との比較を図3.3に示した。

さらにLDMは数少ない反応粒子を検出し正確な角度分布測定を行なう必要から、検出器の回りに高エネルギー粒子やX線のバックグラウンドに対するシールドが18t近い重量となる。架台上に垂直に前記シールドとともに組立てた電磁石本体約30tと、カウンタウェイト約9t、架台約10t、総重量約67tの重量物の位置を正確に維持しながら、水平面内で自動回転し任意の角度にセットすることができる。このため架台の構造、駆動機構は特殊なくふうをこらして設計を行なった。LDMの写真を図3.4に示した。

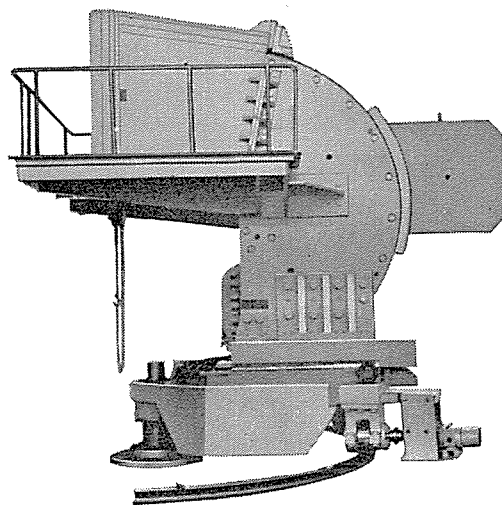


図 3.4 LDM

Fig. 3.4 Spectrometer for electron scattering experiments in the momentum range up to 320 MeV/c.

LDMの性能を列記すると、

- | | |
|----------------|---|
| (a) 標準軌道半径 | $r_0 = 100$ cm |
| (b) 中心軌道上の磁極間隔 | 80 cm |
| (c) 磁極面幅 | 40 cm (0.05%の分解能で有効領域30 cm) |
| (d) 偏向角度 | $2\sqrt{2}\pi/3$ ($169^\circ 42'$) |
| (e) 出力磁界 | 0~1.18 Wb/m ² |
| (f) 励磁電力 | 100 V, 220 A |
| (g) 架台・回転機構 | 一式 |
| (h) 測定エネルギー範囲 | 電子 30~350 MeV および相当する陽子 |
| (i) 分解能 | 0.05 % |
| (j) 明るさ | 6×10^{-3} steradian |
| (k) 電磁石回転角度 | π -軸の回り水平面内で $-120^\circ \sim +180^\circ$ |
- (ただし角度分布測定範囲は散乱さうの構造により制限される)
- | | |
|---------|--|
| (l) 付属品 | 散乱さう、分析管、スリット検出器、イオンポンプ、角度読みとりITVカメラ、その他 |
| (m) 総重量 | 約67 t (電磁石30 t) |

4. 空心ベータ線スペクトロメータ

高分解能で明るいスペクトロメータとしては Svartholm と Siegbahn⁽¹²⁾が、1946年に発表した $1/\sqrt{r}$ 二重収束形が最も適している。前章で記したように $1/\sqrt{r}$ 形磁界を鉄心電磁石でも作ることが可能であるが、空心コイルを用いると次の点で有利となる。

(1) 空心コイルでは鉄の磁気履歴による誤差を生じない。したがって電流を制御することによって、磁界を電流の精度まで制御することができる。

(2) 空心コイルを用いると、前述の $1/\sqrt{r}$ の磁界をあらかじめ計算により決定することが可能である。鉄心電磁石では鉄の磁化現象が複雑で正確な計算はまず不可能である。

一方空心コイルではコイル製作精度、コイル冷却方法の問題などが生ずる。また低エネルギー電子の測定の場合には、必要な磁界が小さくなるので、外部磁界たとえば地磁気とその変動のジョウ乱が問題になってくる。

空心形スペクトロメータは大きく分けるとカレント・ルーパ形⁽²⁰⁾⁽²¹⁾⁽²²⁾とカレント・シート形⁽²³⁾⁽²⁴⁾⁽²⁵⁾に分かれる。前者に対しては Lee-

Whiting と Taylor⁽²⁰⁾による詳しい計算があり、点線源に対して四次まで収束するコイル寸法がみついている。Graham⁽²¹⁾らはこの設計に基づいて $1/10^4$ の分解能を実現している。また線源の出入、 γ 線の同時測定には カレント・ルーブ 形が有利である。

Lee-Whiting らの計算により、Graham らおよび Wolfson らの製作経験を大いに参考にして、久武教授⁽²⁷⁾らの設計により、東京大学原子核研究所内に設置される $r_0=75$ cm の カレント・ルーブ 形空心コイルを製作した。それと並行して理化学研究所向けの同様の装置 ($r_0=50$ cm) の製作を行なった。

中心軌道 r_0 近傍での磁界は円筒座標 (r, ϕ, z) を用いると

$$rA = r_0 A_0 + H_0 r_0^3 \sum_{m, n=0}^{\infty} C_{mn} r^m \eta^n \dots \dots \dots (4.1)$$

と展開できる⁽²⁶⁾。

式(4.1)の中の r_0 , H_0 は $P_0 = -e r_0 H_0$ を満足する中心軌道の半径と磁界の強さであり、 A_0 は $r=r_0$ のベクトルポテンシャル $A \equiv A_\phi$ の値である。また $\eta = (r-r_0)/r_0$, $\tau = z/z_0$ において変形してある。

最適な磁界分布は

$$\begin{aligned} k_m &= (m-1)! C_{m-1,1} \quad (m \text{ が奇数の場合}) \\ k_m &= m! C_{m,1} \quad (m \text{ が偶数の場合}) \end{aligned} \dots \dots \dots (4.2)$$

と置きかえて、

$$\begin{aligned} k_2 &= 0.5, \quad k_3 = -0.25, \quad k_4 = -0.5417\dots, \quad k_5 = 0.927\dots, \\ k_6 &= -3.56\dots, \quad k_7 = -15.4\dots, \end{aligned}$$

で与えられる⁽²⁶⁾。これは High-aperture 形と呼ばれるものである。

われわれの製作した装置は、いずれも必要な精度内で上記 k_m の値と一致している。(さらに、この係数 k_m を用いて粒子軌道の数値計算を行なって) $r_0=75$ cm の空心コイルは分解能 $1/10^4$, $r_0=50$ cm の空心コイルは分解能 $5/10^4$ が実現できることを確認した⁽²⁷⁾。これら空心コイルの設計値を表 4.1 に、磁界の展開係数 \bar{k}_m を表 4.2 に示した。磁界の展開係数 \bar{k}_m はコイルの有限な断面積に対して補正を加えた値である。

表 4.1 空心コイル設計値
Table 4.1 Designed value of air coil.

	原子核研究所共同利用向	理化学研究所向
中心軌道半径	75 cm	50 cm
測定エネルギー範囲	1 keV~3.5 MeV	10 keV~3.5 MeV
B・9	100~13,300 G-cm	335~13,290 G-cm
大コイル平均半径/平均高さ	148.293 cm/50.795 cm	98.700 cm/33.940 cm
中コイル平均半径/平均高さ	72.175 cm/60.632 cm	48.200 cm/40.955 cm
小コイル平均半径/平均高さ	33.795 cm/9.42 cm	22.550 cm/6.225 cm
大/中/小コイルターン数	448ターンの192ターンの100ターンの	448ターンの192ターンの100ターンの
温度規格	22°C±0.5°C	22°C±1.0°C
励磁電力、安定度	200 V, 100 A, $\pm 1 \times 10^{-3}$ /h	140 V, 100 A, $\pm 1 \times 10^{-3}$ /h
真空箱の大きさ	80 cm×80 cm	50 cm×50 cm
パツパツ	固定4, 可動1, 入1	固定2, 可動1
点線源に対する	$1/10^4$, 0.087%	$5/10^4$, 0.20%
分解能とトランスミッション	$1/10^4$, 1.2%	$1/10^4$, 1.2%
取付可能な線源の長さ		80 mm

* 数値計算によれば $r_0=75$ cm にくらべてトランスミッションはいくぶんか落ちるが $1/10^4$ の運動量分解も可能である。

表 4.2 磁界の展開係数 \bar{k}_m
Table 4.2 Expansion coefficient \bar{k}_m of magnetic field.

r_0	\bar{k}_2	\bar{k}_3	\bar{k}_4	\bar{k}_5	\bar{k}_6
75 cm*	0.500,00	-0.250,00	-0.541,70	0.927,10	208,35
50 cm	0.500,00	-0.250,02	-0.484,11	1.369,6	226,7

注) \bar{k}_m はコイルの有限断面積補正を加えた値である。

* 東京工業大学藤岡氏の計算⁽²⁸⁾をわれわれが再計算して確認した。

各段階で工作寸法、巻線精度組立寸法を設計値と比較し、補正を加えて設計値に一致させながら製作を進めた。したがって、製品と設計値の誤差はほとんど見られないぐらいである。コイルの温度上昇、温度分布についても測定を行ない、完全に規格内に収めていることが実証された。

真空箱はアルミニウム製で、固定パツパツ、可動パツパツ、を適当な位置に備えており、 $r_0=75$ cm 形は 80 cm×80 cm, $r_0=50$ cm 形は 50 cm×50 cm の断面積をもっている。この真空箱の両端にはそれぞれ線源部、検出部が取り付けられ、ゲートパツパツによって真空箱の真空を破ることなく、任意の操作を行なうことができる。とくに線源部は真空中で線源の駆動操作を行なうことができ、検出部には精巧な何種類かの検出スリットを任意にかつ正確にそう入することができる。 $r_0=75$ cm の空心コイルに使用する真空箱の構成図を図 4.1 に、部品の一部を図 4.2 に示した。

初めに述べたように外部磁界(地磁気)のジョウ乱を打消すため、

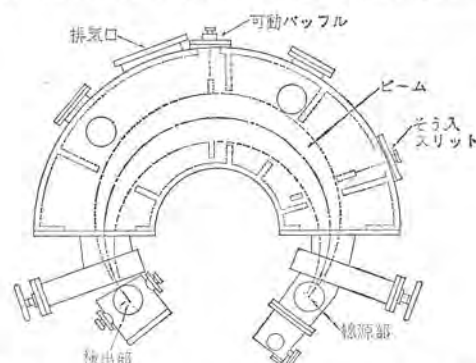


図 4.1 真空箱、線源部、検出部 ($r_0=75$ cm) 配置図
Fig. 4.1 Schematic configuration of the vacuum chamber, source parts and detector parts of the $r_0=75$ cm air-cored β -spectrometer.



図 4.2 真空箱 ($r_0=75$ cm)
Fig. 4.2 Vacuum chamber of the $r_0=75$ cm air-cored beta spectrometer.

表 4.3 地磁気補償ヘルムホルツコイル
Table 4.3 Helm Holtz coil for earth magnetism compensation.

主コ イル		垂直コイル		南北コイル		東西コイル	制御コイル の有無
		1	2	1	2	(角形)	
75 cm	$a(m)$	1.07014	3.050	2.90	2.77675	3.050	有
	$b(m)$	1.65132	1.22069	2.892800	0.714309	1.660743	
	$I(A/A)$	22.34634	290.5024	332.4560	124.6710	374.5238	
	$I_1:I_2$	1	13	8	3(角形)	—	
50 cm	$a(m)$	2.5000		1.8500	1.8500	2.0000	無
	$b(m)$	1.2500		1.7400	0.4500	1.0890	
	$I(A/A)$	278.0			335.0	374.5238	
	$I_1:I_2$	—		52	23		

注) (1) a は円形コイルの半径もしくは方形コイルの一辺の長さの 1/2,

b はコイルの間隔の 1/2, I は中心磁界が 1 ガウスとなるときの値である。

(2) 75 cm の主コイルに対するヘルムホルツコイルの値は東工大藤岡氏の計算によるものを引用した⁽²⁸⁾。

(3) コイルの名称は補償する地磁気の成分で表わした。

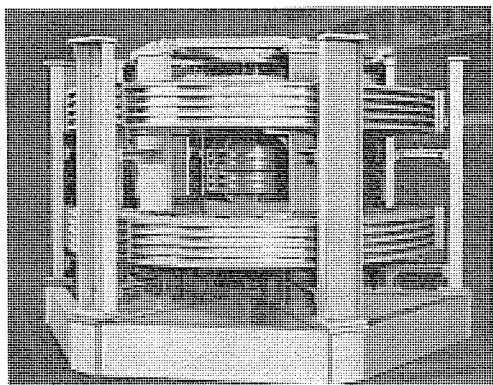


図 4.3 $r_0=50$ cm 空心 ベータ線 スペクトロメータ

Fig. 4.3 The $r_0=50$ cm $\sqrt{2}\pi$ iron free beta-spectrometer.

東西・南北・垂直方向に地磁気補償ヘルムホルツコイルを設置する必要がある。ヘルムホルツコイルの一覧表を表 4.3 に示した。このヘルムホルツコイルは、中心軌道の近傍の地磁気の各成分を、それぞれ数 Γ 以内に打ち消すことができる。原子核研究所内に、設置される $r_0=75$ cm の空心ベータ線スペクトロメータの地磁気補償ヘルムホルツコイルは、上述の地磁気打ち消しのほかに、地磁気垂直成分の時間変動をも、常時数 Γ 以内に制御するための地磁気変動検出制御装置をあわせもっている。しかもこの装置は、ヘルムホルツコイルにより打ち消した地磁気の各成分が、真のゼロであるか否かを調べることができるようにくふうしてある。

$r_0=50$ cm の理研向け空心ベータ線スペクトロメータの主コイル組立写真を図 4.3 に示した。分解能、明るさなどに関する実験データは紙面のつごう上割愛せざるを得ないが、これらについては後日改めて報告する。

大コイル、小コイルには高さ方向の微調機構を備え、不測の変形を補正することができるようにくふうされている。

5. その他の電磁石と空心コイル

2, 3, 4 各章に記載した電磁石に加えて、物性研究用高磁界電磁石⁽²⁹⁾⁽³⁰⁾、電子ビームエネルギーモニタ、プラズマ実験用空心コイルなどを開発、製作して客先に納入、すでに実動状態にある。これらの製品に関して簡単に述べる。

5.1 高磁界電磁石⁽³¹⁾

磁極片の交換によって 3 cm, 4 cm, 6 cm および 8 cm の 4 種類の磁極間隔が選択でき、それぞれ最高 3.5 Wb/m², 3.2 Wb/m², 2.6 Wb/m², 2.3 Wb/m² の磁束密度を作ることができる。3 cm, 4 cm, 6 cm の磁極間隔の場合は主として断熱消磁実験に、8 cm の磁極間隔の場合は磁気共鳴実験に用いられている。

電磁石は移動架台上に中心面を鉛直に据付け、鉛直軸の回りに自動および手動回転を行なうことができる構造である。本体重量は約 8,000 kg, 2.6×10^5 AT のコイルは水冷式で、励磁電源容量 DC 320 A, 36 kW のトランジスタ式電源の電流安定度は 1×10^{-4} /h 以内である。

5.2 高エネルギー電子ビームエネルギーモニタ装置

薄い金属膜をビームが通過するとき起こる電子の弾性散乱を利用し、加速器の出力ビームを利用しながら、ビームの性質にほとんど影響を及ぼすことなく、ビームのエネルギースペクトルを測定する装置である。

モニタは散乱箱と分析管および電磁石から構成される。この電磁石は一樣磁界を用いた二重集束形で、4 MeV~20 MeV の電子線に適用できる。仕様、性能は

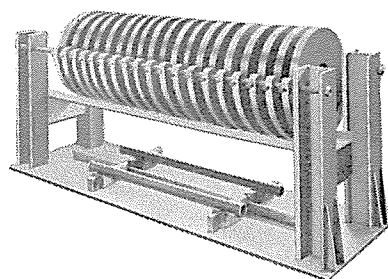


図 5.1 プラズマ物性研究用空心コイル

Fig. 5.1 Assembly of solenoids for plasma physics.

- | | |
|---------------------|------------------------|
| (a) 標準軌道半径と磁極間隔 | 30 cm, 5 cm |
| (b) 偏向角度 | 45° |
| (c) 最高磁界 | 0.20 Wb/m ² |
| (d) 変調範囲(電子線エネルギー幅) | 20 % |
| (e) 分解能 | 1 % |

電源の性能

- | | |
|----------------|-----------------------------|
| (a) 容量 | 26 V, 7 ADC(最大 30 V, 8 ADC) |
| (b) キョ(鋸)歯状波変調 | 1.4 Ap-p |
| (c) 変調周期 | 0.5 分, 1 分, 2 分 |
| (d) 電磁石重量 | 200 kg (架台を含めて) |

である。

この装置は大阪府立放射線中央研究所に納入され、十分な性能を発揮している⁽³²⁾。この装置の性能から考えると $r_0=30$ cm を 15 cm ぐらゐに縮小しても、エネルギー分解能 1 % は十分に達成することが可能と考えられるから、さらに小形軽量の装置として実用化することができる。

5.3 プラズマ研究用空心コイル

図 5.1 (写真)の横浜国立大学に納入した空心コイルは、プラズマ研究用として最近各分野で用いられているものの一つである。このコイルの特長は、低電圧大電流電源に適した強制水冷式中空銅線を使用し、また架台上 20 個のコイルが自由な間隔で移動できる構造である。その定格を列記すると次のとおりである。

- | | |
|-------------|--------------------------------------|
| (a) 有効内径 | 15 cm |
| (b) コイル外径 | 53 cm |
| (c) コイル個数 | 20 個 |
| (d) 1 コイル巻数 | 60 ターン |
| (e) 定格磁場 | 5,000 ガウス |
| (f) 電圧 | 340 V |
| (g) 電流 | 160 A |
| (h) 冷却水量 | 1 m ³ /h |
| (i) 温度上昇 | 40°C |
| (j) 磁場一様性 | $\pm 1 \times 10^{-2}$ |
| (k) 導体 | $8.9 \times 5 \times 5 \times 1.1$ t |
| (l) 全重量 | 1,200 kg |

この他にも名古屋大学プラズマ研究所向け QPF 用予備コイルとして、新しい構想のもとに、現在製作中である。

6. 安定化励磁電源

うえにのべたような電磁石、コイルなどに使用する励磁電流の安定化は、その目的、容量に応じていろいろな方式を用いている。

- (1) 電力用トランジスタを用いた電流安定化
- (2) シリコン制御整流素子を用いた電流安定化
- (3) 直流発電機を用いた電流安定化
- (4) これらの方式の組合わせによる電流安定化

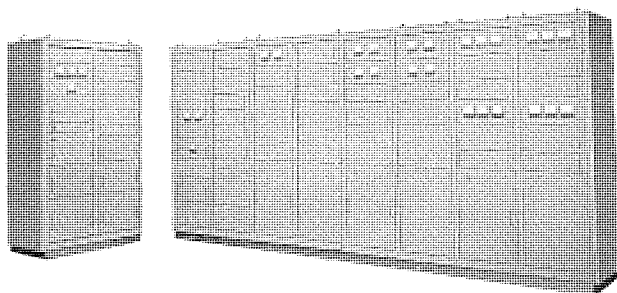


図 6.1 偏向集束電磁石用電源
Fig. 6.1 Set of power supplies to analyzing magnet, deflecting magnets and focussing quadrupole magnets.

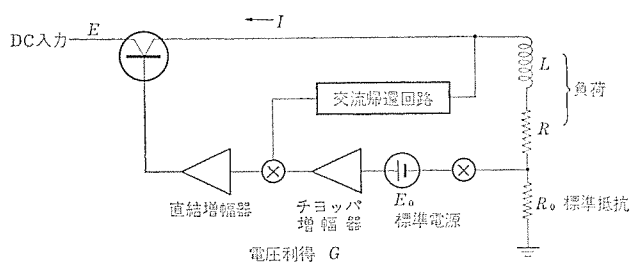


図 6.2 安定化励磁電源の方式
Fig. 6.2 Block diagram of a current stabilized power supply to a magnet.

などの方法のうち、大出力用電源には (3)、(4) 法、小、中出力の、 $10^{-2} \sim 10^{-3}$ 級のもの (2)、 $10^{-3} \sim 10^{-4}$ 級のもの (1)、 $10^{-4} \sim 10^{-6}$ 級のもの (1)、(2) の併用を一般に使用している。

図 6.1 は偏向集束電磁石用電源の全系列であり、

200 V, 110 A, 安定度 10^{-5} (一式) 分析偏向電磁石用
30 V, 110 A, 安定度 10^{-4} (一式) 偏向電磁石用
80 V, 110 A, 安定度 10^{-2} (一式) 偏向電磁石用
25 V, 22 A, 安定度 10^{-2} (四式) 集束電磁石用
25 V, 22 A, 安定度 10^{-3} (二式) 集束電磁石用
15 V, 22 A, 安定度 10^{-3} (二式) 集束電磁石用

の各種直流励磁電源を内蔵している。

過去において、この種の電磁石は高圧小電流形で真空管制御方式のものがしばしば用いられていた。しかし最近ではシリコン整流器、電力用トランジスタなどの開発に助けられて、低電圧大電流形がふたたび取上げられ、コイルの絶縁および設計効率のうえから考えやすくなった。ここでトランジスタ制御方式の電源について簡単に機構と特長を説明しておこう。図 6.2 に示したように、直流出力電流は制御用電力トランジスタ、負荷、および標準抵抗を直列に流れ、標準抵抗部で数 V の電圧降下を生ずる。この電圧降下を基準電圧と比較して、その差をチョップ増幅器、直結増幅器で増幅して電力用トランジスタで制御する。増幅器の総合電圧増幅度を G 、負荷抵抗を R 、標準抵抗を R_0 、直流電源電圧を E 、基準電圧を E_0 、出力電流を I とすると、近似的に

$$I = \frac{E + G E_0}{R + R_0 (1 + G)} \quad (6.1)$$

となり、この式から電源電圧、負荷、増幅器利得などのパラメータに対する電流安定度を推定することができる。一般に G は 10^5 より大にとることができ 10^{-4} よりよい安定度をうることは、さほど困難でない。厳密には負荷の直流抵抗のみでなくインダクタンス分、交流帰還部のふるまい、直結増幅器の利得を電圧増幅でおきかえることの不合理的な考慮に入れて、さらに厳密な式として

取扱わなければならない。

実際の電源回路としては、交流電源側の自動電圧調整回路、電力用トランジスタの保護回路、負荷事故、切換時の保護回路など各種の付属機器が必要に応じて組込まれ、また電力トランジスタおよび標準抵抗の冷却、さらに標準抵抗部と基準電圧部の温度制御など、容量、性能に従って配慮されている。

7. む す び

電磁石関連機器は歴史的には古く、その技術もかなり古典的ではある。しかし科学実験機器として、あるいは加速器の周辺機器として、次第に大形のものが必要され、そのつど新しい技術開発も必要とされてきている。この文に報告したように、全重量 100 t に近い大形の高分解能 (10^{-3}) 分析電磁石装置、コイル巻線の寸法精度 $0.1 \sim 0.2$ mm を実現したベータ線スペクトロメータ用空心コイル、および電流密度 6.7 A/mm² のコイルなど、技術的にはわが国で画期的なものである。各機器についてはそれぞれくわしく報告する予定であるが、この機会に総合的にご紹介した。

開発製作にあたり、東北大学、原子核研究所、東京工業大学、京都大学その他の機関の多くの先生方のご指導とご協力のあったことを感謝する。
(昭 41-9-21 受付)

参 考 文 献

- (1) K. L. Brown : Rev. Sci. Instr., 27, 959 (1956)
- (2) S. Penner : Rev. Sci. Instr., 32, 150 (1961)
- (3) B. Milman : L'onde Electrique, p 22 April (1962)
- (4) H. A. Enge : Rev. Sci. Instr., 35, 278 (1964)
- (5) H. Wollnik and H. Ewald : Nucl. Instr. & Meth., 36, 93 (1965)
- (6) H. Wollnik : Nucl. Instr. & Meth., 38, 56 (1965)
- (7) K. L. Brown : SLAC TN-63-12, February (1963)
- (8) J. F. Streib : H. E. P. L. Report No. 104, November (1960)
- (9) K. T. Bainbridge : in Experimental Nuclear Physics, Part V, edited by E. Segré (John Wiley and Sons, Inc., New York, 1952)
- (10) C. P. Browne and W. W. Buechner : Rev. Sci. Instr., 27, 899 (1956)
- (11) J. Borggreen, B. Elbek and L. P. Nielsen : Nucl. Instr. & Meth., 24, 1 (1963)
- (12) N. Svartholm and K. Siegbahn : Arkiv. f. math. Astr. Fys., A 33 No. 21 (1946)
- (13) H. Ikegami : Rev. Sci. Instr., 29, 943 (1958)
- (14) M. Sakai, H. Ikegami and J. Yamasaki : Nucl. Instr. & Meth., 9, 154 (1960)
- (15) R. Hofstadter et al. : Proc. Int. Conf. on High-Energy Physics, p 310, September (1960)
- (16) B. Milman : loc. cit.
- (17) H. A. Enge : Rev. Sci. Instr., 29, 885 (1958)
- (18) K. Yagi : Nucl. Instr. & Meth., 31, 173 (1964)
- (19) K. Yagi : Nucl. Instr. & Meth., 34, 146 (1965)
- (20) A. Moussa and J. B. Bellecard : J. Phys. et Rad., 15, 85 A (1954)
- (21) R. L. Graham et al. : Nucl. Instr. & Meth., 9, 245 (1960)
- (22) J. L. Wolfson et al. : Can. J. Phys., 41, 1489 (1963)
- (23) K. Siegbahn and K. Edvarson : Nucl. Phys., 1, 137 (1956)
- (24) K. Siegbahn et al. : Nucl. Instr. & Meth., 27, 173 (1964)
- (25) C. De Vries and A. H. Wapstra : Nucl. Instr. & Meth., 8, 121 (1964)
- (26) G. E. Lee-Whiting and E. A. Taylor : Chalk River Report, CRT-688 Oct., (1956)
- (27) 久武ほか : 「三菱電機技報」 39, 57~62 (昭 40)
- (28) M. Fujioka and K. Hisatake : INS TL-89.
- (29) F. Bitter : Rev. Sci. Instr., 22, 171 (1950)
- (30) Y. Ishikawa and S. Chikazumi : J. J. A. P. 1, 155 (1962)
- (31) 秋葉ほか : 「三菱電機技報」 40, 403 (昭 41)
- (32) S. Okabe et al. : Rev. Sci. Instr., 37, 309 (1966)

土屋 英司*・鈴木 裕*・岡田 将*

Automatic Continuous Recording Equipment for Magnetic Properties of Silicon Steel Strips

—(2) Errors Owing to Running Strips—

Central Research Laboratory

Hideshi TSUCHIYA • Hiroshi SUZUKI • Masaru OKADA

When automatic continuous recording equipment for magnetic properties of silicon steel strips is in operation, it is evident that the larger the running speed of strips, the higher the efficiency of the measurement. However, an error in iron loss increases with the speed so much that a certain speed limit is inevitably needed.

Experiments have been made to make clear the relation between the running speed and the measuring error. The following have been concluded when an additional error owing to the running is tolerated plus or minus 2 %.

1. Variation in the thickness of strip is about 2 % and variation in magnetic properties along the strip is not very large in the present manufacturing technique. In this case, the iron loss is recorded even if the strip runs at about 50 m/min.
2. When the variations mentioned above are about plus or minus 10 % and minus 10 % respectively, they are allowable limits according to JIS C 2553 and the running speed can be restricted to 35 m/min.

1. ま え が き

ケイ素鋼帯の磁気特性を非破壊で連続して自動記録する装置について、磁氣的諸量を正確に取り出す方法についてはすでに報告し、連続測定器として“Hコイル”法がすぐれていることを述べた⁽¹⁾。ついでこの方法と他の測定法による鉄損測定値を、鋼帯が静止状態において比較し、相互間の差は2%前後であることも報告した。

今回は、この装置を用いて走行中の鋼帯の鉄損を連続的に自動記録するとき、得られた鉄損値が走行速度の増大に伴ってどのように変化するかについて実験を行なった。

ここでは装置各部分の機能について説明したのち、走行速度の上限を求めるために行なった実験結果について検討を加える。

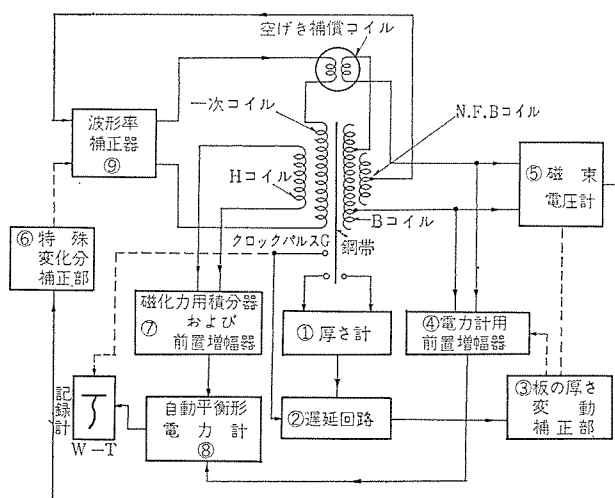


図 2.1 連続自記装置の回路構成
Fig. 2.1 Block diagram of automatic continuous recording equipment.

2. 回路構成

鋼帯を連続して試験 コイル 内に通して、 特定の磁束密度（たとえば方向性ケイ素鋼帯では 15 kG、 無方向性ケイ素鋼帯では 10 kG を標準とする）における鉄損を自動記録する場合の回路構成を図 2.1 に示した。

いま鋼帯が連続して走行し、鉄損の記録をしているものとする。鉄損は一般に単位重量当たりの値でもって示されるが、板の厚さが基準値（たとえば 0.35 mm）からはずれた場合には、鋼帯の重量変化に伴う全鉄損の変化とともに、試験コイルのインピーダンスが変わることによって鋼帯内の磁束密度も変化し、一定条件で記録が続けられなくなる。そこで板の厚さ変化に応じた補正を施すことが必要になる。

こうした厚さの変動があった場合、まず厚さ計①でそれを検出し、ついで厚さの測定された個所が試験コイルの中心まで走行するために必要な時間遅れを遅延回路②で作り出す。この信号を板の厚さの基準値と比較して、サーボ機構③を動作させれば板の

厚さに比例した回転角が得られる。そこでこのサーボによってポテンシオメータを2個連動させ、その内の1個は電力計用前置増幅器④の入力側に接続して割り算操作を行なわせ、鉄損を単位重量当たりの値に補正する。他の1個には、基準幅で基準厚さの場合の標準磁束密度における電圧をあらかじめ印加しておき、これと⑤の部分で直流に変換された二次誘起電圧とを比較して、その差電圧で⑥のサーボ機構を動作させ電源電圧を調整すれば、鋼帯内の磁束密度も一定値に保持できる。この後者の機能から考えると、もし板の厚さ変化がなく、磁化特性の異なった部分が試験コイルにはいつてきた場合にも、依然として磁束密度を一定に保つことができる。

このようにして得られた磁束密度に比例した電圧と、H コイルに誘起する磁化力に比例した電圧を、相互の位相関係を⑦によって整えたのちに電力計⑧によって乗算すれば、基準鉄損が得られ

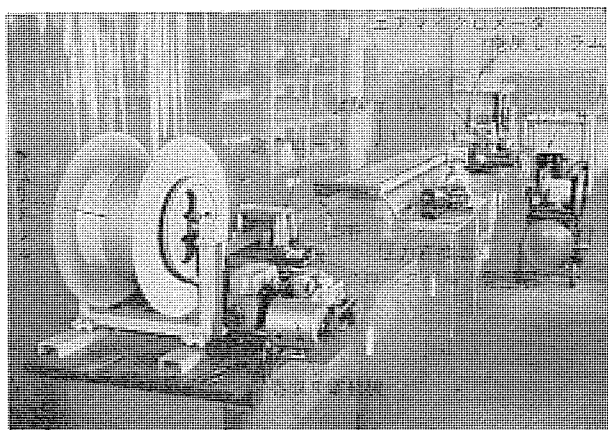


図 2.2 送り装置
Fig. 2.2 Feeding device.

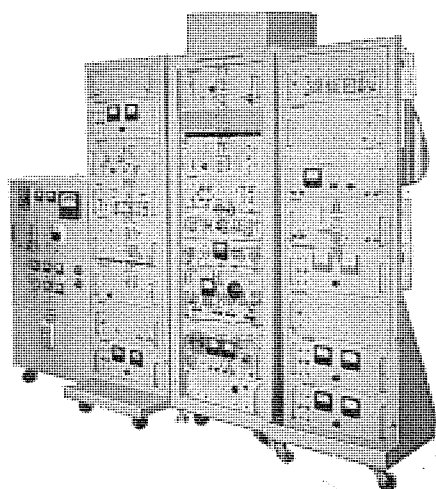


図 2.3 連続自記装置
Fig. 2.3 Exterior view of automatic continuous recording equipment.

る。

この連続自記装置の全容を 図 2.2 および図 2.3 に示した。

3. 装置各部の説明

3.1 板の厚さ計

板の厚さ測定には超高圧形 エアマイクロメータ を用い、ペロー と差動変圧器を組合わせた圧力変換器によって電気信号を得ている。これを図 3.1 に示した。

エアマイクロメータの特性については、すでに詳細に述べた⁽²⁾のでここでは省略するが、これと圧力変換器を総合した厚さ計としての特性は、基準厚さの $\pm 10\%$ の範囲において、直線からのずれは、 0.5% 以内であり、またそのときの応答速度は 0.6 秒弱であった。

3.2 遅延回路

この回路は 2 章でも述べたように、厚さを測定した個所が試験コイルの中心まで到達するのに必要な時間遅れを作って、常に試験コイルの中心部にある鋼帯の厚さに対応した測定準備態勢が各部にできるようにするものである。

鋼帯製造工程において 厚さは十分に管理されており、それほど大きな変動はない。また長さ方向の厚さの変化には 急しゅんな成分はほとんどないと考えてよいので、われわれはサンプリング方式による遅延回路を採用している。

図 3.2 に見られるように遅延回路は、サンプリングゲート回路・ホールド回路・リードアウト回路・ワンショットパルス回路および各チャンネル

ケイ素鋼帯の微気特性連続自記装置・土屋・鈴木・岡田

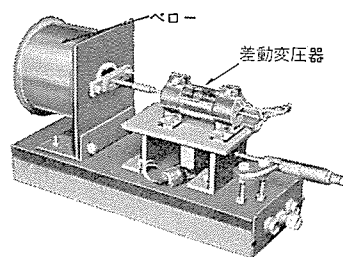


図 3.1 圧力変換器
Fig. 3.1 Pressure-electro transducer.

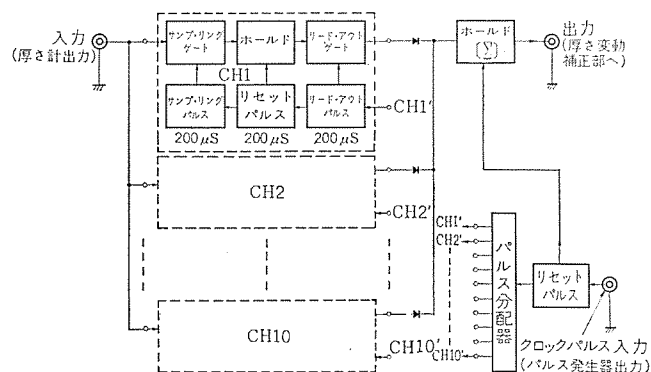


図 3.2 遅延回路
Fig. 3.2 Delay circuit.

クロックパルス を周期的に導入するための、10 進 スケーラ を応用したパルス分配器の各部から成りたっている。

いま図 3.2 の CH_1 についてだけ考えると、パルス分配器の CH_1' から出た 1 個のパルスは、リードアウトパルス・リセットパルス・サンプリングパルスの各回路を経て総計 $600 \mu\text{sec}$ 遅れてサンプリングゲート回路にはいったときだけ、サンプリングゲートは ON になり、ホールド回路には入力電圧すなわち板の厚さに比例した電圧が蓄積される。

つぎにパルス分配器 CH_1' から 2 個目 (クロックパルスは 11 個目) のパルスが出ると CH_1 のリードアウトパルス回路が働き、リードアウトゲートが ON になり、ホールド回路に蓄積されていた信号はリードアウトゲートを経てホールド [Σ] に蓄積される。このようにして、 CH_2 のリードアウトゲートがオンになるまで、ホールド [Σ] からは CH_1 の出力が継続する。一方 CH_1 のリードアウトパルスが出たのち、 $200 \mu\text{sec}$ 遅れてリセットパルスが出るため CH_1 のホールド回路はリセットされ、その $200 \mu\text{sec}$ 後にサンプリングパルスによってサンプリングゲートが ON になり ホールド回路には 2 回目の蓄積が行なわれる。

こうした動作を順次繰り返して $CH_1 \sim CH_{10}$ の順で板の厚さに対応した入力をサンプリング、ホールド、リードアウトすることにより板の厚さが連続して測定できる。たとえば厚さ計と試験コイル中心までの距離を 2m とし、鋼帯が 30m/min の速さで走行している場合、厚さの測定された個所が試験コイルの中心まで到達するのに 4 秒間要する。この 4 秒の遅延時間を作り出すのに $2\text{m}/10$ 個のクロックパルス発生器を鋼帯送りローラに連動させておけば、 0.2m ほどの板の厚さが 4 秒遅れて取り出せる。

板の走行速度が変われば単位時間当たりのパルス発生回数 が自動的に変わるため、遅延時間もそれに伴って変化する。すなわちこの回路を用いた場合の最大の利点は、走行速度に同期した任意の遅延時間が作れることである。

3.3 板の厚さ変動補正部

図 3.3 にサーボ機構を示した。基準厚さと、実測厚さとの差によってサーボモータを回転させ、これに R_1 を連結しておけば R_1 の変化は厚さの変化に比例し、この R_1 に連動した R_2 によってその

板の厚さに対応する基準電圧 ($B=15\text{ kG}$ に対応する電圧) を設定すると同時に、同じく R_D によって板の厚さ変動による鉄損の変化を基準鉄損 (watt/kg) として補正する。この R_t は磁束電圧計部分の、また R_D は電力計用前置増幅器部分の電圧を補正するように組み入れられる。

3.4 電力計用前置増幅器

これは電力計の電流コイル (H 側) および電圧コイル (B 側) のインピーダンスが低いために、インピーダンスの変換を行なうとともに、H および B の出力信号を増幅する部分である。回路は交流増幅段で構成してあるが、位相特性に関してはとくに注意をはらい H および B とともに同一回路を用い、相対的な位相のずれを極力少なくしている。回路を図 3.4 に示した。

3.5 磁束電圧計

B コイルにおける二次誘起電圧を整流し、3.3 節で述べた基準電圧とこれを比較して両者間の差を次に述べる特性変化補正部へ供給する部分である。

回路は交直変換にしばしば用いられる増幅部を伴った整流回路を用い、これを図 3.5 に示した。

この回路の特性の概略を述べると、直線からのはずれは 磁束密度 $5\sim 18\text{ kG}$ の範囲で $\pm 0.5\%$ 以内であり、その周波数特性は $30\text{ c/s}\sim 10\text{ kc}$ までフラットであった。

3.6 特性変化補正部

3.5 節に述べた二次誘起電圧と基準電圧との間に差があれば、それは鋼帯の特性変化に基づくものとみなすことができ、鋼帯内の磁束密度は 規定の値に保たれていないことを意味する。そこでこの差電圧でもって サーボモータを動作させ、規定磁束密度にな

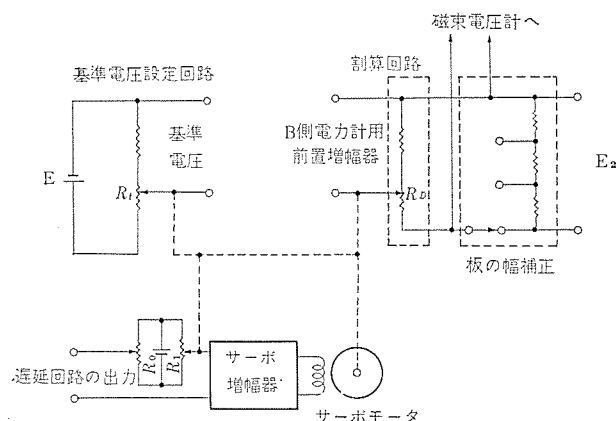


図 3.3 板の厚さ変動補正部
Fig. 3.3 Servo mechanism for correcting thickness variation of strips.

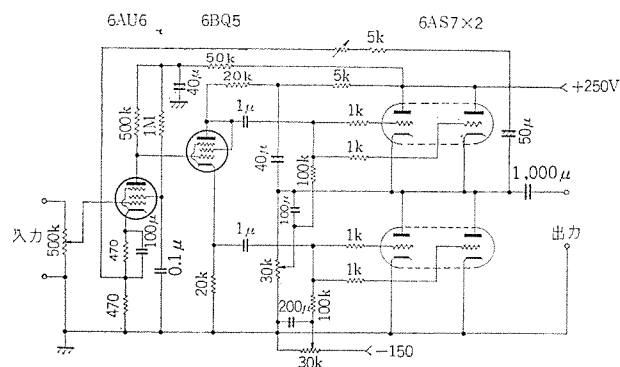


図 3.4 電力計用前置増幅器
Fig. 3.4 Pre-amplifier for wattmeter.

るまで電源電圧を変化させる部分である。回路は図 3.3 とほとんど同じものを用いた。

3.7 磁化力用積分器

すでに報告したように⁽¹⁾、H コイル法の測定原理を実現するためには積分器が必要であり、既報のものは直流増幅器を用いた回路構成であったが、安定度に不十分なところがあったので 図 3.6 に示したような交流増幅器を用いたミラー積分器に改めた。

3.8 自動平衡形電力計

電力検出器としては感度・精度がともに満足でき、直流出力が得られる自動平衡形電力計を用いている。この詳細についてはすでに報告した⁽¹⁾のでここでは省略する。

3.9 波形率補正器 (励磁電源)

鉄心を含んだ回路に電圧を印加した場合、この印加電圧が正弦波であっても B-H の非直線性に基づく、高調波が発生し、磁束波形はひずんでくる。このように磁束波形がひずんだ状態で鉄損を測定すると、当然磁束正弦波で測定したよりも大きな鉄損値を示す。そこで、二次電圧の波形率が正弦波での値 1.11 よりも 1% 以上はずれた場合には 鉄損値を計算上で補正することが規定されている⁽³⁾。測定回路中にこの補正項を入れることはかなりめんどうなので、この項を省略しても常に正しい状態で測定ができるよう、波形率を強制的に 1.11 にするために働くのが波形率補正器である。

この波形率補正器は一般の電子管回路に使用されている負帰還を応用したものであって、試験コイルの励磁には 発振部を含む電子管増幅器を用い、試験コイルの三次巻線 (NFB コイル) からこの増幅器に電圧負帰還をほどこして、磁束波形ひずみの改善をはかっている。

S-12 を試験コイルに入れて実際に波形率補正の実験を行なった結果によれば、磁束密度が $13\sim 16\text{ kG}$ の範囲において負帰還を施すことによって、第 3 高調波の含有率は約 50% 改善されている⁽⁴⁾。

このように電子管式の電源を用いているので、励磁電流はポテンシオメータによって変化でき、3.6 節の特性変化補正部によって

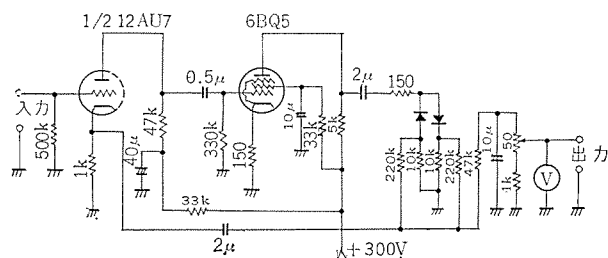


図 3.5 磁束電圧計
Fig. 3.5 Flux voltmeter.

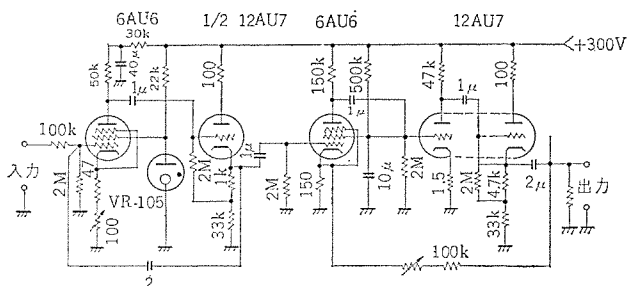


図 3.6 積分増幅器
Fig. 3.6 Integrator amplifier.

このポテンシオメータを調整している。

4. 鉄損の連続自動記録

3章に述べたような動作をもつ各部分を、図2.1に示した回路構成にして鉄損の連続自動記録を行なった。以下その実験の方法および結果について述べる。

4.1 実験の目的

鉄損の連続測定を行なう場合、鋼帯の走行速度が速いほど測定処理能力が向上し経済的であるが、すでに述べてきたように測定系の内には各種補正装置としてサーボ機構を採用しているので、この部分の時間遅れのために、誤差を限定すれば、走行速度は当然制限される。

ここでは図2.1の回路全系を動作させた場合、すなわち板の厚さおよび、磁束密度に関して自動補正しながら鋼帯を走行させた場合に、得られた鉄損値が鋼帯の走行速度によってどのように変化するかを求めようとするものである。

4.2 試料

現在の鋼帯製造技術では、長さ方向の板の厚さ変化は大体±2%に納まっており、磁気特性の急激な変化は認められない。しかし材料規格(JIS C-2553)では、板の厚さが基準値に対して約±10%の変化は許されており、また鉄損も1グレードすなわち約10%は変動しても同一のものとして取り扱われる。こうした板の厚さおよび磁気特性の変化が大きい鋼帯を連続走行させて、特性の自記を行なう際には、各サーボ系および記録計自体はと

もに広範囲に動かねばならず、時間的遅れが大きくなる。

そこでこうした最大危険側の鋼帯について特性の自記をする場合を想定して走行速度の上限を求めるように試みた。

すなわち幅100mmにスリットした公称0.35mm厚さの方向性ケイ素鋼帯G-11を約20m用意し、そのうちほぼ中央部10mについて1m間隔に指定点を設け、この指定点1~10の内5と8の個所の表面皮膜を取り去ることによって、故意に厚さおよび磁気特性の変化を作り出したものを試料として用いた。

4.3 実験方法およびその結果

(1) 装置全系の応答速度

実際に試料を連続走行させて磁気特性の自記を行なうのに先だって、まず板の厚さが変化した場合の装置全系の応答速度を調べるためにつぎのような実験をした。

すなわち試験コイル内に鋼帯をそう入して15kGの励磁を与えておき、厚さ検出部にこの板の厚さの±10%のゲージをそう入した場合(励磁も15kG±10%変化する)の応答速度を調べた。

この場合の応答速度は図4.1に示したように約0.7秒であった。

(2) 鋼帯の連続走行実験

鋼帯の走行速度を2.9~46m/minの間11段階にわたって変化させ、各走行速度ごとに $W_{15/60}$ の値を自動記録したのち、前述の試料に記した10点の指定点における鉄損の記録値を読みとって表4.1に示した。またこれら記録の内走行速度が2.9m/minにおける鉄損の自記結果を図4.2に示した。

表4.1から明らかなように、板の厚さ変化および特性の変化が小さい指定点においては、走行速度が増しても鉄損値に大きな

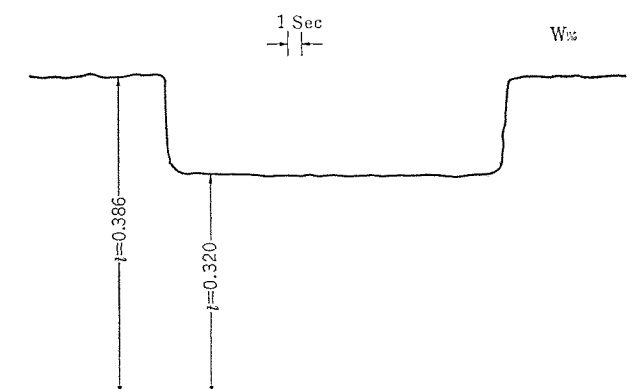


図 4.1 板の厚さ20%変化したときの応答速度
Fig. 4.1 Response with 20% change in thickness of strips.

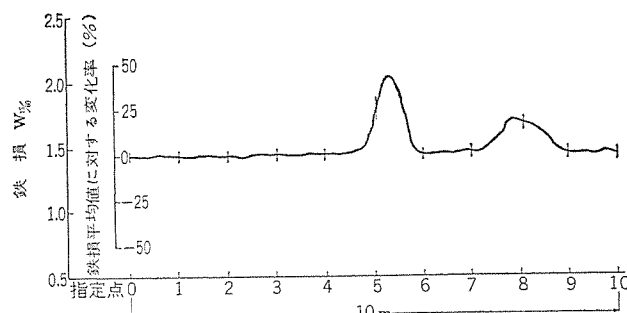


図 4.2 走行速度2.9 m/minの鉄損自記結果
Fig. 4.2 Recording graph at running speed of 2.9 m/min.

表 4.1 自記結果から読み取った鉄損値 ($W_{15/60}$)
Table 4.1 Iron loss values read out from the result of automatic recording.

速度 m/分 指定点	鉄 損 (Watt/kg)										
	2.9	5.6	7.7	11.5	13.8	18	21	25	30	37	46
1	1,406	1,406	1,406	1,406	1,406	1,388	1,388	1,406	1,388	1,406	1,406
2	1,406	1,406	1,406	1,406	1,406	1,406	1,406	1,406	1,406	1,424	1,404
3	1,415	1,406	1,406	1,415	1,424	1,406	1,424	1,406	1,424	1,424	1,424
4	1,424	1,424	1,424	1,424	1,424	1,424	1,424	1,424	1,424	1,424	1,424
5	1,816	1,816	1,816	1,798	1,816	1,833	1,816	1,780	1,744	1,744	1,709
6	1,406	1,424	1,406	1,406	1,406	1,406	1,424	1,406	1,388	1,424	1,388
7	1,424	1,442	1,424	1,424	1,424	1,442	1,442	1,424	1,442	1,424	1,424
8	1,638	1,638	1,638	1,655	1,655	1,655	1,655	1,638	1,655	1,673	1,673
9	1,406	1,406	1,406	1,424	1,424	1,424	1,424	1,406	1,424	1,424	1,415
10	1,406	1,406	1,406	1,406	1,424	1,406	1,424	1,406	1,424	1,424	1,424

変化は認められないが、これらの変化が大きい指定点5および8においては、走行速度の上昇に伴って鉄損値は大きく変化しているのが認められる。

5. 実験結果に対する考察

5.1 装置全系の応答速度

板の厚さおよび励磁電圧を共に $\pm 10\%$ 変化させた場合の応答速度が0.7秒であったことから、走行速度の概略の上限を求めるのに次のような三つの場合が考えられる。

- (1) 特性変化がなくて板の厚さだけが変化した場合。
- (2) 板の厚さが変化せず特性変化だけが生じた場合。
- (3) 特性変化および板の厚さが共に変化した場合。

(1)の場合には板の厚さ変動補正部が働らくだけであるから、厚さ計から試験コイルの中心まで(現在2mに設定してある)鋼帯が走行する間に補正系が動作していればよい。遅延回路で作り出すことのできる最小遅延時間は2.2msであるからこれを無視すると、

$$v_1 = \frac{2(\text{m})}{0.7(\text{sec})} \div 171 \text{ m/min}$$

まで、すなわち板の厚さが20%変化した鋼帯について測定するときには最大171 m/minの速度まで走行させてもよい。

(2)の場合には鋼帯が厚さ計を通過したときには何の変化も起らず、試験コイル内にはいったときに初めて特性変化分補正部が働らくのであり、この補正部の時間遅れは0.7秒よりは小さいが、かりに0.7秒の値を計算に用いることにする。測定コイル中

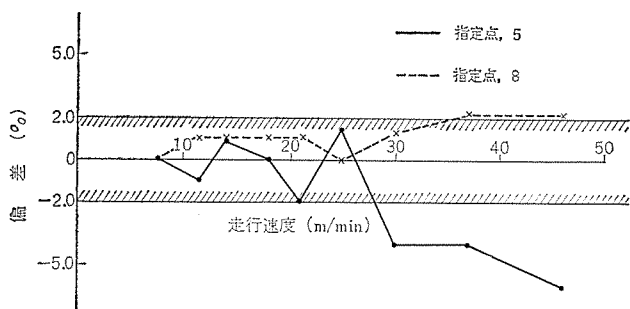


図 5.1 指定点5および8の走行速度による測定値の偏差
Fig. 5.1 Loss deviation according to running speed at point 5 and 8.

号取出し部分の長さは0.5mであり⁽²⁾、この内 $\frac{1}{2}$ の区間までは鋼帯がずれてもよいとの仮定を設けると、特性変化が20%当たりに許容される走行速度は

$$v_2 = \frac{0.25(\text{m})}{0.7(\text{sec})} \div 21.4 \text{ m/min}$$

となる。鋼帯の特性変化は最大10%を考えておけばよいので、この場合の走行速度上限は約43 m/minとなる。

ただしこの特性変化は、励磁特性の変化を対象にして考えたものであり、励磁特性は普通大きく変わらなくても鉄損特性が大きく変わる場合の方が多い。この場合はB-H間の位相差に影響するだけなので、時間遅れはこれよりもかなり少なくなり、走行速度上限は大きくなる傾向にある。

(3)の場合にはこれら両者が組み合わされるのであるが、結局(2)の危険側の数値をとっておけばよい。

5.2 鋼帯の連続走行実験

表4.1において、走行速度が2.9 m/minでの鉄損値を基準にとり、他の速度における鉄損値との偏差を求めて表5.1に示した。

板の厚さおよび特性変化が少ない指定点5および8以外の点においては、走行速度の増大に伴う鉄損値の偏差について特定の傾向が認められず、偏差の最大値も $\pm 1.3\%$ 以下である。これに対して指定点5および8における偏差と速度との関係を図5.1に示したが、偏差が $\pm 2\%$ を越えるのは、走行速度がそれぞれ28

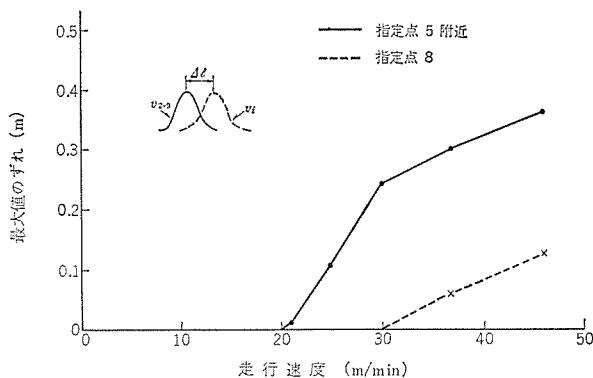


図 5.2 走行による指定点のずれ
Fig. 5.2 Deviation in designated point according to running.

表 5.1 走行速度に伴う鉄損値の偏差
Table 5.1 Deviation of iron with the running speed.

速度 m/分 指定点	偏 差 (%)										2.9 m/min での W15/80
	5.6	7.7	11.5	13.8	18	21	25	30	37	46	
1	0	0	0	0	-1.14	-1.14	0	-1.14	0	0	1,406
2	0	0	0	0	0	0	0	0	1.28	0	1,406
3	0.63	-0.63	0	0.63	-0.63	0.63	-0.63	0.63	0.63	0.63	1,415
4	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1,424
5	0	0	-0.99	0.94	0	-1.98	1.54	-3.96	-3.96	-5.90	1,816
6	1.14	0	0	0	0	1.14	0	-1.14	1.14	-1.14	1,406
7	1.26	0	0	0	1.26	1.26	0	1.26	0	0	1,424
8	0	0	1.04	1.04	1.04	1.04	0	1.04	2.13	2.13	1,638
9	0	0	1.28	1.28	1.28	1.28	0	1.28	1.28	0.64	1,406
10	0	0	0	1.28	0	1.28	0	1.28	1.28	1.28	1,406

注) 1. 偏差 = $\frac{W_i - W_{2.9}}{W_{2.9}} \times 100(\%)$

2. W_i : 任意の走行速度における鉄損値

3. $W_{2.9}$: 走行速度 2.9 m/min における鉄損値

および 35 m/min あたりからである。これは図 4, 2 に示したように、指定点 5 付近の鉄損の変化は最大 50 %, また指定点 8 付近のそれは最大 20 % もあり、走行速度が増加するにつれて補正装置が追従しなくなって特性値の山(最大値)が段々ずれて記録されるために生じたものである。そこで図 5, 2 に示したように記録紙上から指定点 5 付近におけるこの最大値のずれを読み取り、これを鋼帯長さに換算した値と走行速度との関係を求めてみた。

この結果 鉄損特性の変化が 50 % ある鋼帯においても、20 m/min 以内の走行速度なら装置は完全に応答することがわかった。

同様の方法で鉄損特性の変化が最大 20 % 程度の指定点 8 付近におけるこうした最大値のずれから走行速度上限を求めると、約 30 m/min であった。これらの結果から、規格に許容限の鉄損変化(10 %)がある鋼帯の場合の走行速度上限を求めると、約 35 m/min の値が得られた。

こうした連続走行実験においては、走行速度が増加するほど鋼帯にかかる張力が大きくなり、方向性ケイ素鋼帯の場合はこの力がおおむね鉄損を減少させる傾向にある。一方走行速度の増加に伴ってうず電流損は増大するはずで、これら両者の和が鉄損測定値にあらわれているとみるべきである。ただしこの後者の大きさを調べるために、うず電流損の変化がもっとも大きくあらわれる試験コイル端部(磁束分布曲線の傾斜が最大のところ)において、走行による磁界および磁束分布の形状の変化を実測してみたが、それは明確には認められず、種々な意味での鋼帯特性のバラツキ(鋼帯上の小さな穴や磁気特性の微視的变化など)のほうがこうした分布形状に大きく寄与していることがわかった。

6. 結 論

ケイ素鋼帯が連続走行の状態において鉄損を自記する装置の概

要について述べたのち、実際に鋼帯を連続走行させ、おもに走行速度上限を求める実験を行なった。得られた結果を要約すると次のようになる。

(1) 通常入手できる鋼帯の長さ方向の厚さの変動は±2 %前後であり、磁気特性の変化もほとんどないがこうした鋼帯の場合は、走行に伴う誤差を±2 %許せば走行速度が 46 m/min でも鉄損の測定が可能である。

(2) 板の厚さの変動が±10 %, 鉄損特性の変化が 10 % という規格に許容限の鋼帯について鉄損の自記を行なう際には、走行に伴う誤差を±2 %許せば、走行速度の上限は約 35 m/min になる。

7. む す び

前報⁽²⁾において述べたように、今回の実験に用いている H コイル法は、他の測定法と比較して相互間の差が 2 %前後であった。

この値と、今回の実験によって明らかとなった走行に伴う付加誤差を合わせて考えれば、連続自記装置は真値に対し±4 %程度の測定器として十分実用に供し得るものと考ええる。

最後に遅延回路の設計、製作にご協力いただいた当所試作部下井氏に謝意を表する。(昭 41-10-13 受付)

参 考 文 献

- (1) 野口, 土屋: ケイ素鋼帯の磁気特性自動記録装置, 「三菱電機」35, No. 7, p. 83 (昭 36)
- (2) 野口, 土屋, 鈴木: ケイ素鋼帯の磁気特性連続自記装置「三菱電機技報」37, No. 12, p. 94 (昭 38)
- (3) ケイ素鋼板試験方法「JIS C-2550」p. 11 (昭 36)
- (4) 野口, 土屋: 試作鋼帯磁気特性連続自記装置の現況と問題点「電学, 非線形磁気応用専門委員会資料」(昭 39)

大電力窒素プラズマジェットの特 性

野村 茂昭*

小村 宏次***・伊藤 利朗**

Characteristics of A High Power Nitrogen Plasma Jet.

National Aerospace Laboratory

Shigeaki NOMURA

Mitsubishi Electric Corp., Central Research Laboratory

Hirotugu KOMURA・Toshio ITÔ

The article deals with characteristics of a high power nitrogen plasma jet developed as a heat source for a hyper-sonic wind tunnel. The measurement of the thermal loss has revealed that the high temperature gas with a temperature of 1.1×10^4 °K and an enthalpy of 1.4×10^4 cal/g can be obtained at the maximum power input of 60 kW.

The spectroscopical measurement was made to have directly the absolute values of electron density and temperature as well as their radial distributions. It has been clarified, as a result, that the mean gas temperature measured spectroscopically agrees well with the mean temperature calculated from the energy balance between the thermal input and the thermal loss, that the temperature distribution is fairly uniform throughout the sectional area of the nozzle except the extreme vicinity of the wall, and that the electron density is in the order of 10^{16} /cm³.

1. ま え が き

プラズマジェット発生装置はアルゴン、窒素、あるいは空気などを作動気体とし、これをアークに吹きつけて高温のジェットフレームを生じさせる一種の超高温加熱器である。作動気体の種類や流量あるいはアークへの電気入力などによって作動気体の到達温度は異なるが、 10^4 °K以上の超高温気体を持続的に安定に発生させることができる。

この種の装置の工業的な用途には従来から広く用いられている溶接器、溶射器および溶断器などがあることは周知のとおりであるが、近年まったく別な方面への応用開発が行われてきている。その一つに高エンタルピー風洞用のプラズマジェット発生装置がある⁽¹⁾⁽²⁾⁽³⁾。これは高エンタルピー風洞に供給する高温高压気体の熱源として用いるものである。

プラズマジェット発生装置のもう一つ別の用途として、その高温フレームを化学合成に利用する試みがなされている⁽⁴⁾。たとえばプラズマジェット発生装置を用いて粉末状の石炭を原料とし、これに水素を加えてアセチレンを生成することが原理的に可能である。炭素の気化温度が $3,800 \sim 4,200$ °Cであるので他の熱源でこれを気化することは困難である。このような化学合成の研究は、現在まだ基礎的な段階にすぎないが、将来は工業的な規模にまで発展するものと期待されている。

上に述べた応用例のうちで、溶接器、溶射器および溶断器などに使われる小容量のアルゴンプラズマジェットに関しては国内でもすでに実用化されている。他方後2者の応用などにおいては、比較的活性のある気体にも使用できるような大形装置が要求されるが、これには技術的な問題点が多く、欧米などでは積極的な開発研究が行われている現状である。

筆者らも最近これらの分野での応用をめざして、アルゴンガス以外の作動気体にも使用できる大形の超高温、高エンタルピープラズマジェットの開発を行ってきた。

この論文ではその第一段階として、極超高速プラズマ風洞の熱源用に開発した大形窒素プラズマジェット発生装置の特性およびその極

超高速プラズマ風洞への応用について述べる。

2. 試作プラズマジェット発生装置の概要

筆者らが試作したプラズマジェット発生装置の主要部の断面を図2.1に示す。同図において、ハウジングの材料にデルリンを、耐熱絶縁板にセラミックを、陽極に銅を、陰極のチップにトリウム入りタングステンをそれぞれ使用している。耐熱絶縁板で旋回流にされた作動気体はノズル電極内でアーク加熱されたのち、これに接続された整流室で整流される。また、チップ電極、ノズル電極および整流室は強制水冷される。

プラズマジェットの始動は、 $30 \sim 60$ l/minのアルゴンガスを流した状態で、 $0.2 \sim 0.5$ mmの間隔に調整した両電極に、波高値が $5 \sim 10$ kV、幅が 300 msのインパルスを直流電圧に重畳して行なう。このときアーク電流が $100 \sim 150$ Aになるように外部回路を調整しておくと、アーク電圧は $15 \sim 20$ Vになる。この後、電極間隔を $1 \sim 2$ mm、アーク電流を $300 \sim 500$ Aとし、アルゴンガスから窒素ガスへの置換を行なう。放電開始後に窒素ガスへの置換を行わずに、はじめから窒素雰囲気中で放電を起動させることはかなり困難であり、少流量ではこれが不可能ではないが、発生直後のアークが非常に不安定になり、ときには装置の損傷をまねくことになる。図2.2

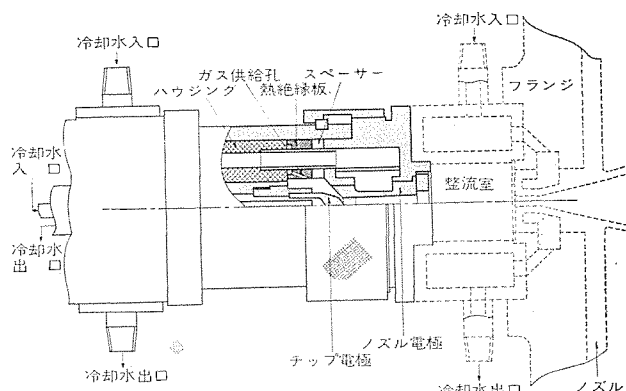


図 2.1 プラズマジェット発生装置

Fig. 2.1 Plasma jet device.

* 航空宇宙技術研究所 ** 三菱電機株式会社中央研究所(工博)

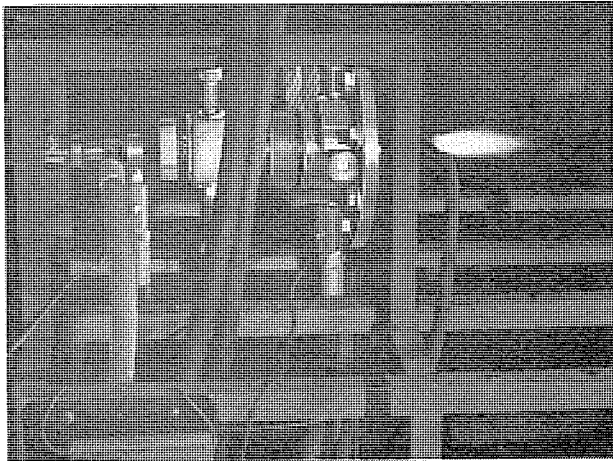


図 2.2 窒素プラズマジェットの外観
Fig. 2.2 Exterior view of a nitrogen plasma jet.

に窒素プラズマの大気中での発生状況を示す。なお同図は整流室および極超音速ノズルをつけた場合であるが、プラズマフレームの長さはほぼ 20 cm である。

通常この装置のような形状のプラズマジェット発生装置で、数十 kW の電気入力において窒素プラズマを発生させることは、チップ電極に割れが生ずることや、チップおよびノズル電極の消耗が大きいく、したがって得られたプラズマ中に多量の不純物が混入するなどの理由から、非常に困難であるとされていたが、筆者らの試作した大型窒素プラズマジェットでは、これらの問題点がほとんど解決され、またチップおよびノズル電極の消耗が非常に少ないため長時間運転も可能となっている。

3. 試作プラズマジェットの特性と考察

この章ではジェットプラズマをプラズマジェット発生装置から直接大気中に噴出した場合の諸特性について述べ、測定結果に対する考察を加える。

3.1 電流電圧特性

図 3.1 に窒素置換を行なった場合のアーク電流および電圧の変化の一例を示す。同図から窒素置換直後にアーク電圧が大きく上昇することがわかる。この後の変化はアーク電流および作動気体流量の変化に追従しているのであるが、最大電気入力は 65 kW に達している。質量流量を一定に保ったときの電流電圧特性を図 3.2 に示す。同図に示したアルゴンプラズマの特性曲線と比較してわかるように、作動気体に窒素を用いた場合はアルゴンを用いた場合に比して垂下特性が顕著に現われること、および小さい質量流量で大きい電気入力が必要となることが特長である。

3.2 熱損失特性

プラズマジェット発生装置での熱損失は次式で定義される。

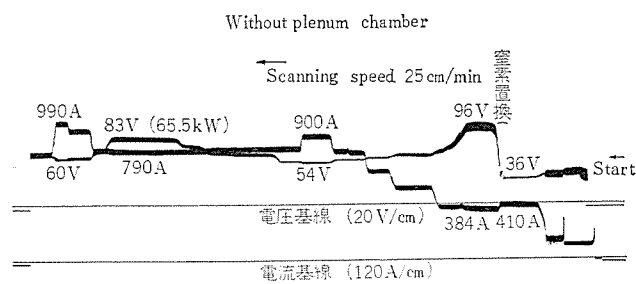


図 3.1 アーク電流および電圧の変化の一例
Fig. 3.1 Typical example of arc current and voltage.

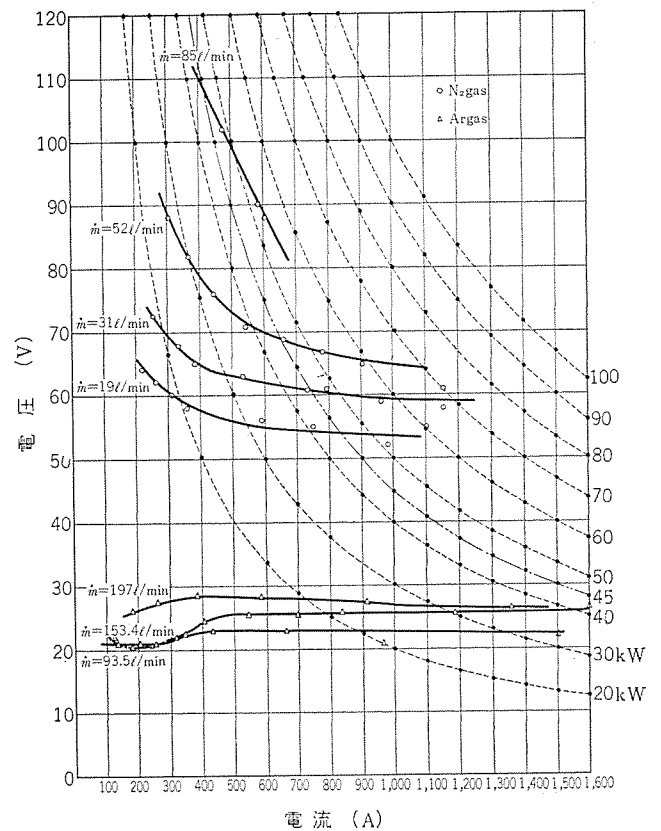


図 3.2 電流電圧特性
Fig. 3.2 Current-voltage characteristics.

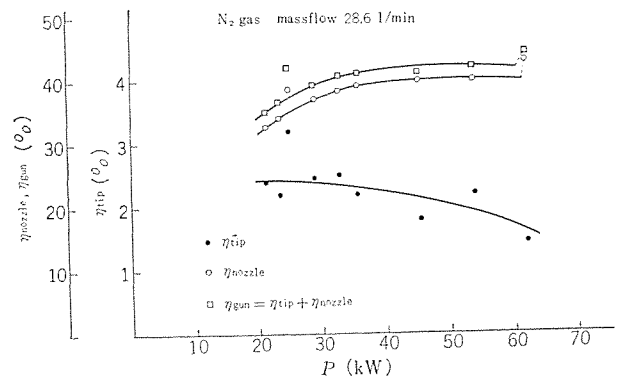


図 3.3 窒素ガスの熱損失特性
Fig. 3.3 Heat loss characteristics of nitrogen gas.

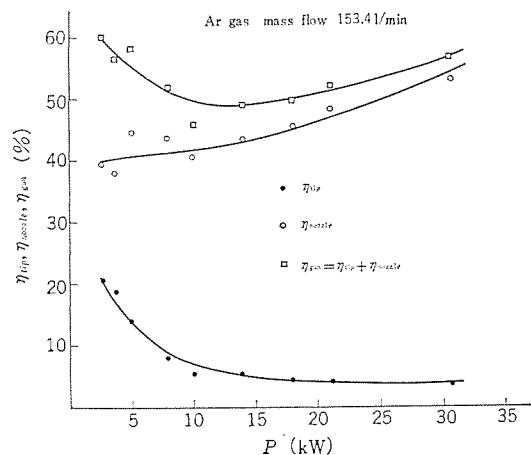


図 3.4 アルゴンガスの熱損失特性
Fig. 3.4 Heat loss characteristics of argon gas.

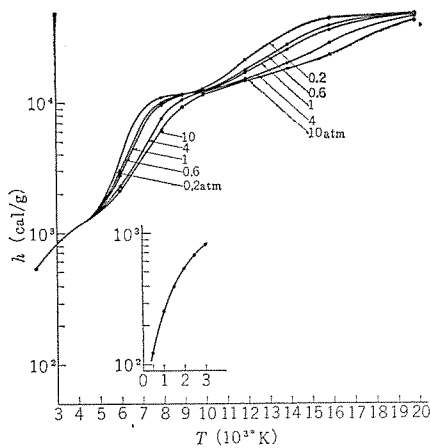


図 3.5 窒素ガスのエンタルピーと温度との関係
Fig. 3.5 Theoretical enthalpy-temperature curves of nitrogen gas.

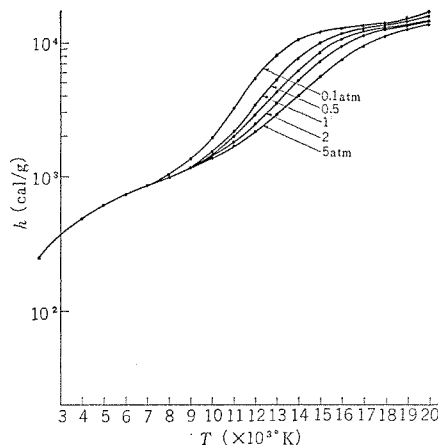


図 3.6 アルゴンガスのエンタルピーと温度との関係
Fig. 3.6 Theoretical enthalpy-temperature curves of argon gas.

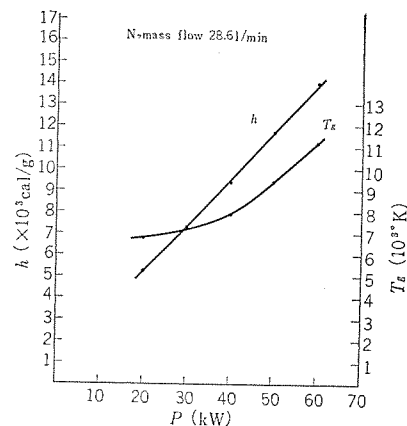


図 3.7 電気入力に対する窒素ガスのエンタルピーと温度との変化
Fig. 3.7 Variation of the enthalpy and temperature of nitrogen plasma at different arc input power.

$$\eta = 4.2 \times \frac{QC\Delta t}{P} \times 100 \quad (3.1)$$

ここで η : 電気入力に対する熱損失の割合 (%)

Q : 冷却水流量 (kg/s) Δt : 冷却水の温度上昇 (°C)

P : 電気入力 (kW) C : 冷却水の比熱

である。チップ電極、ノズル電極での熱損失の割合を図 3.3 に示す。図 3.4 に比較のためにアルゴンを作動気体に用いた場合について示したが、両図とも陽極における熱損失が陰極における熱損失にくらべて非常に大きいことを示している。

3.3 平均ガス温度およびエンタルピー

熱平衡状態にある作動気体の平均温度はエネルギー収支の釣り合いから求めることができる。すなわち作動気体へ供給される電気入力 P がそのエンタルピーに等しいことから、

$$(1-\eta)P = \dot{m} h(T) = \dot{m} \int_0^{T_g} C_p(T) dT \quad (3.2)$$

がなり立つ。ここで

\dot{m} : 作動気体の質量流量

h : 単位質量当りのエンタルピー

C_p : 定圧比熱

である。熱平衡を仮定して計算された窒素およびアルゴンの Mollier 曲線をそれぞれ図 3.5 および図 3.6 に示す⁽⁵⁾。

一例として次節で述べる分光学的に測定したノズル電極の出口でのプラズマ温度と比較するため、次のような条件の大気圧窒素プラズマの平均温度を求める。すなわち $P=500 \text{ A} \times 60 \text{ V} = 7.2 \times 10^3 \text{ cal/s}$ 、 $\dot{m}=16.4 \text{ l/min}=0.342 \text{ g/s}$ がそのときのプラズマ発生条件である。図 3.3 から $P=30 \text{ kW}$ のとき $\eta_{gun}=40\%$ であるのでエンタルピーは式 (3.2) から

$$h(T_g) = \frac{(1-\eta)P}{\dot{m}} = 1.26 \times 10^4 \text{ cal/g}$$

となる。図 3.5 の Mollier 曲線を使ってこの値に相当する温度をグラフ的に求めると $T_g \approx 1.04 \times 10^4 \text{ K}$ である。

図 3.7 は窒素の質量流量が $\dot{m}=28.6 \text{ l/min}$ の場合、式 (3.2) を用いて、電気入力とノズル電極の出口の平均ガス温度および単位質量当りのエンタルピーとの関係を示したものである。エンタルピーは電気入力の増加とともにほぼ直線的に増加し、 $P=60 \text{ kW}$ では $h=1.4 \times 10^4 \text{ cal/g}$ に達している。また平均ガス温度も電気入力と

ともに増加し、 $P=60 \text{ kW}$ では $T_g=1.12 \times 10^4 \text{ K}$ に上昇している。

3.4 分光学的測定

3.4.1 電子密度の測定

水素の Balmer 線の Stark 効果による広がりを利用して、ノズル電極出口の電子密度の絶対値の測定を行なった。ここでは実験したスペクトル分布との対応が非常に容易である初期の J. Holtsmark の理論を使用した⁽⁶⁾。これについては、イオンの分布関数⁽⁷⁾や電子との衝突によるひろがり⁽⁸⁾を考慮に入れた詳細な計算がなされているが、ここでは Holtsmark の一次線型理論を用いる。

J. Holtsmark によれば、発光原子がほぼ静止しているとみなせる周囲のイオンから受ける電場の強さが、 F と $F+dF$ との間にある確率 $W(F)dF$ は次式で与えられる。

$$W(F)dF = \frac{2FdF}{\pi} \int_0^\infty \rho \exp(-C_2 p^{3/2}) \sin(F\rho) d\rho$$

ここで

$$C_2 = \frac{4}{15} (2\pi e)^{3/2} n_i = (2.60e)^{3/2} n_i$$

であり、 n_i はイオン密度、 e は電子の電荷である。また ρ は発光原子とイオンの間の距離である。さらに $F=F_0\beta$ において $W(F)$ の代わりに次式の $w(\beta)$ を用いる。

$$w(\beta)d\beta = W(F)dF = \frac{2\beta d\beta}{\pi} \int_0^\infty x \exp(-x^2) \sin(\beta x) dx \quad (3.3)$$

ここで

$$F_0 \equiv C_2^{2/3} = 2.60en_i^{2/3} \quad (3.4)$$

は標準電場と呼ばれる量である。

次に、一次の Stark 効果によるスペクトル線のずれ $\Delta\lambda$ は C_j を一次の Stark 係数としたとき

$$\Delta\lambda = C_j F$$

で与えられる。さらに $\alpha \equiv \frac{\Delta\lambda}{F_0}$ とおくと、スペクトル線の強度分布 $S(\alpha)$ は式 (3.3) の確率関数を使って次式で与えられる。

$$S(\alpha)d\alpha = \sum_j \frac{I_j}{C_j} w\left(\frac{\alpha}{C_j}\right) d\alpha \quad (3.5)$$

ここで I_j は Stark 効果による j 成分の相対強度であり、Balmer 線に対する I_j 、 C_j の値は計算されている。静電単位で $F_0=100$ (e. s. u.)、すなわち $\int S(\alpha)d\alpha=100$ に規格化したときの $H\beta$ 線

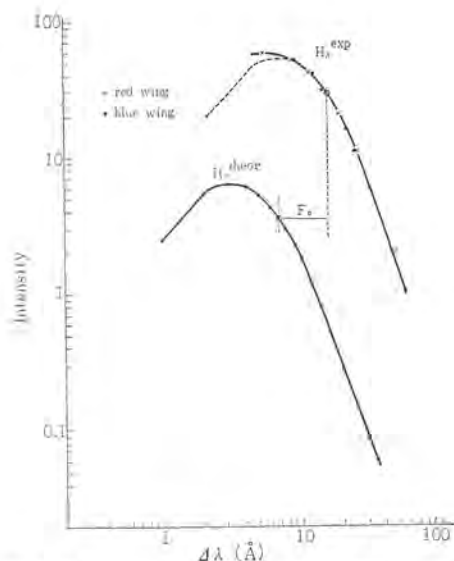


図 3.8 理論および実験による H_β 線の広がり
Fig. 3.8 Theoretical and experimental distribution of H_β line profile.

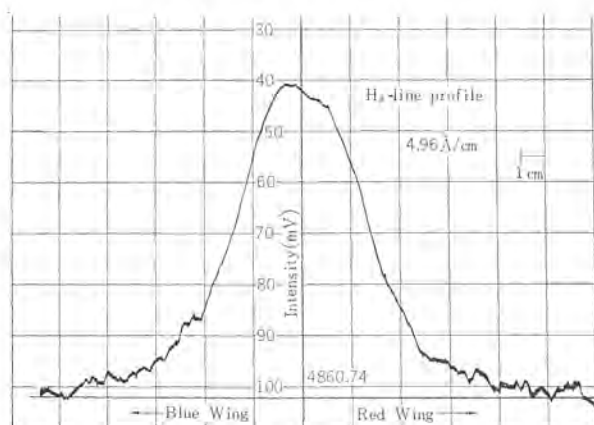


図 3.9 H_β 線の広がり
Fig. 3.9 H_β line profile.

の強度分布曲線が図 3.8 の H_β^{theor} に示されている⁽⁹⁾。

一方、筆者らが窒素プラズマに約 5% の水素を混入してスペクトル撮影を行なったところ、プラズマジェット の中心部で、図 3.9 に示す H_β 線を観測した。このスペクトル線の強度分布が図 3.8 の H_β^{exp} である。式 (3.5) からわかるように、 H_β^{theor} と H_β^{exp} の相対対応する 2 点 (たとえば図 3.8 の○印) の横軸間距離が F_0 を与える。筆者らが測定した結果は $F_0 = 228$ (e. s. u) である。この値を式 (3.4) に代入してイオン密度を計算すると、

$$n_i = 7.34 \times 10^{16} / \text{cm}^3$$

となる。一般にプラズマの中性が仮定できるのでこれは電子密度に等しい。ただしこの値はジェットプラズマの中心部で、ノズル電極の出口からほぼ 1 mm 離れた部分の値である。

同様の方法で、比較のため、電気入力 15 kW のアルゴンプラズマに少量の水素を混入して電子密度の測定を行なった。ノズル電極の出口からやはり 1 mm 離れた部分のスペクトル撮影を行なったところ、 H_β 線のほかに H_γ 線も観測できた。測定の結果、電子密度は H_β 線では、

$$n_e = 1.37 \times 10^{17} / \text{cm}^3,$$

および H_γ 線では、

$$n_e = 1.29 \times 10^{17} / \text{cm}^3$$

となるが両者の値はかなりよく一致している。また窒素プラズマに

比して電気入力小さく、質量流量が大きいかかわらず電子密度が高くなっているが、これは窒素プラズマでは電離のまえの解離過程にかなりの電気入力消費されることによるものである。

なお図 3.8 の H_β^{exp} が中心波長付近で H_β^{theor} と著しいずれを呈しているが、これは測定に使用した分光器の分解能が 8 \AA であることに帰因している。これに関して、Doppler 効果によるスペクトル線の広がりも考えられるが、Doppler の半値幅 δ は

$$\delta = \left(\frac{2kT \ln 2}{MC^2} \right)^{1/2} \lambda_0$$

で評価でき、 $T = 2 \times 10^4 \text{ K}$ で H_β 線 ($\lambda_0 = 4,861 \text{ \AA}$) に対して $\delta = 0.25 \text{ \AA}$ であるので筆者らの測定に影響を与えない。

3. 4. 2 電子密度およびガス温度の径方向分布

窒素プラズマにおいてもアルゴンプラズマにおいても可視域のかなりの範囲にわたる連続スペクトルが観測される。この連続スペクトルには、電子制動による free-free transition と再結合まで考慮に入れた free-band transition がある。

Kramer の理論によると、 Z_e の電荷をもつ n_i 個のイオン空間において、Maxwell の速度分布をしている n_e 個の自由電子の free-free transition に対する吸収係数 K_ν は光の振動数を ν としたとき次式で与えられる。

$$K_\nu = \frac{16\pi^2}{3\sqrt{3}} \cdot \frac{e^5 Z^2}{ch(2\pi m)^{3/2}} \cdot \frac{n_e n_i}{(kT)^{1/2}} \cdot \frac{1}{\nu^3} \int_0^\infty e^{-\frac{mv^2}{2kT}} d\left(\frac{mv^2}{2kT}\right) \\ = \frac{16\pi^2}{3\sqrt{3}} \cdot \frac{e^5 Z^2}{ch(2\pi m)^{3/2}} \cdot \frac{n_e n_i}{(kT)^{1/2}} \cdot \frac{1}{\nu^3} \dots \dots \dots (3.6)$$

Kirchhoff の法則を使うとフック射係数 ϵ_ν は次式で与えられる。

$$\epsilon_\nu = \frac{32\pi^2}{3\sqrt{3}} \cdot \frac{e^5 Z^2}{C^3(2\pi m)^{3/2}} \cdot \frac{n_e n_i}{(kT)^{1/2}} e^{-h\nu/kT} \dots \dots \dots (3.7)$$

再結合による free-band transition までを考慮に入れるには、式 (3.6) の積分の下限を $-h\nu/kT$ とおくことによって近似的に求めることができる。ただし $\nu \leq \nu_g$ なる ν_g がありこの範囲内ではエネルギー準位が十分密集しているものとする。この結果はフック射係数に対して次式を与える。

$$\epsilon_\nu = \frac{32\pi^2}{3\sqrt{3}} \cdot \frac{e^5 Z^2}{C^3(2\pi m)^{3/2}} \cdot \frac{n_e n_i}{(kT)^{1/2}} \dots \dots \dots (3.8)$$

Maecker らは窒素原子に対して $\nu_g = 0.95 \times 10^{15} / \text{sec}$ ($\lambda_g = 3,157 \text{ \AA}$) にとれば十分であることを示した⁽¹⁰⁾。

光学的にうすいプラズマ、すなわちプラズマの厚さを l としたとき $K_\nu l \ll 1$ (筆者らのプラズマでは $K_\nu \approx 10^{-7} / \text{cm}$) では比フック射強度 I_ν は

$$I_\nu = \epsilon_\nu l$$

で与えられる。したがって free-band transition まで考慮に入れた式 (3.8) を使うことにすれば

$$I_\nu \propto \frac{n_e^2}{T^{1/2}} \quad (n_e = n_i)$$

となる。この式は I_ν の変化に関して、 T の変化よりも n_e の変化が支配的であることを示している。プラズマの径方向の任意の 2 点の強度比は次式で近似できる。

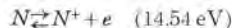
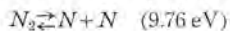
$$\frac{I_r}{I_0} = \frac{n_e^2(r)}{n_e^2(0)} \dots \dots \dots (3.9)$$

ここで I_0 をプラズマの中心点における連続スペクトルの強度にとれば、 $n_e(0)$ は 3. 4. 1 節で求めた電子密度になる。

筆者らが窒素プラズマ中で観測した H_β 線近傍の連続スペクトル強

度の径方向分布を図 3. 10 に示す。適当な間隔で I_r/I_0 を測定し、式(3. 9) を使って電子密度の径方向分布を求めると図 3. 11 のような結果を得た。同図でプラズマ柱の半径 r_0 は $r_0 \approx 0.8 \text{ cm}$ である。

次に、電子密度が既知のとき Saha の熱平衡式を使えばガス温度 T_0 を計算することができる。プラズマの圧力を 1 気圧としたとき、Saha の式を用いてガス温度の径方向分布を求めると、図 3. 11 に示すように温度分布が境界近くまでほぼ均一になっているような結果を得た。ここで中心部の温度は $T_0 \approx 1.23 \times 10^4 \text{ K}$ になっている。この温度分布から平均ガス温度を関式的に求めると $T_0 \approx 1.10 \times 10^4 \text{ K}$ となり、3. 3 節の熱損失の測定から計算したガス平均温度とかなりよく一致している。このことは次の重要な結論を導く。すなわち熱損失の実測から求めた温度と分光学的に求めた電子密度が Saha の熱平衡式を満たしていることから



の反応がすべて熱平衡状態を保っているものと結論される。いかえれば作動気体の実質部分がノズル電極内を通過する加熱過程において、上の反応がすでに熱平衡状態に達していることを意味している。

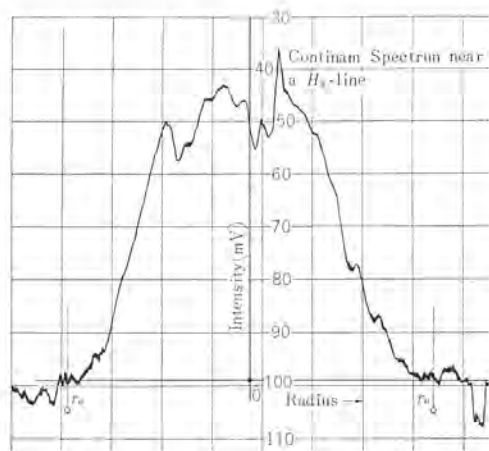


図 3. 10 連続スペクトル強度の径方向分布
Fig. 3. 10 Radial distribution of continuous spectra.

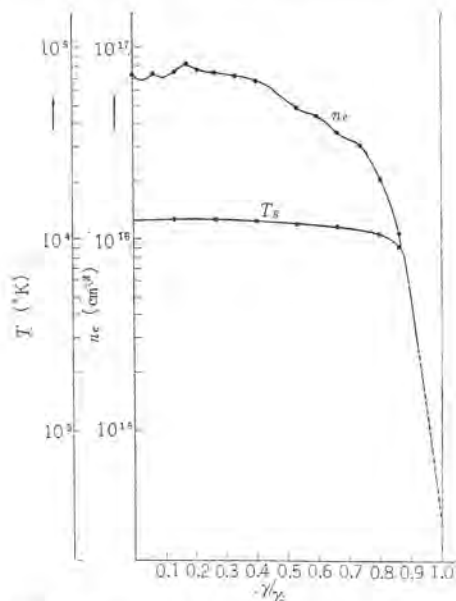


図 3. 11 温度および電子密度の径方向分布
Fig. 3. 11 Radial distribution of temperature and electron density.

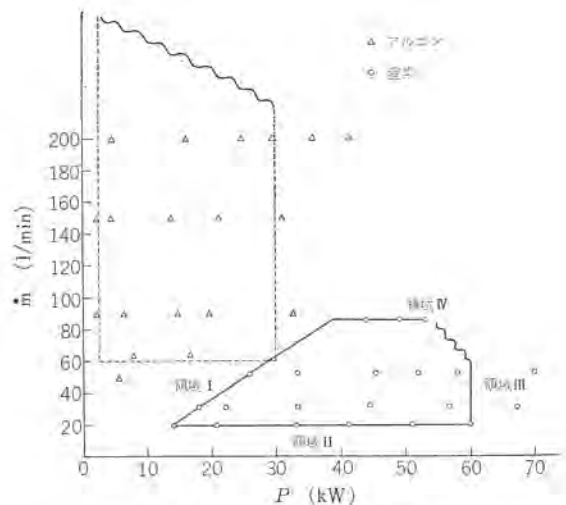


図 3. 12 安定操作領域
Fig. 3. 12 Stable region of plasma jet operation.

アルゴンプラズマについても温度分布の測定を行なった結果、ガス温度は窒素プラズマの場合と同様に、境界近くまでほぼ均一になっていることがわかった。Saha の式から求めたプラズマ柱の中心部の温度は $T_0 \approx 1.55 \times 10^4 \text{ K}$ である。

3. 5 操作条件

筆者らの試作したプラズマジェット発生装置が安定に動作する範囲は図 3. 12 の電気入力-質量流量図表のとおりである。同図で実線の内側が窒素ガスで安定に動作する範囲、破線の内側がアルゴンガスで安定に動作する範囲をそれぞれ表わしている。

ここで領域 I は窒素置換を行なうことが困難な領域である。すなわち質量流量が大きい状態で窒素置換を行なうには、電気入力を十分大きくしておかなければならないことを示している。

領域 II ではガス流量が少ないため、旋回気流による陽極点の駆動がきかなくなり、陽極点が 1 個所に集中して電極の損傷をまねくことになる。

領域 III では電気入力が過大なため、ノズル電極に発生する熱量が非常に大きくなってノズル壁を溶かすことになる。

領域 IV は陰極点付近の半溶融状態になっている陰電極物質がガス流量を大きくしたため吹き飛ばされ、陰極の消耗が早められる領域である。

以上置換法により発生した窒素プラズマの不安定領域について述べたが、アルゴンプラズマの場合にもほぼ同様にしてその不安定領域の説明がなされる。ただしこの場合、領域 I に相当する部分は電気入力が低く、発生したアークが不安定になり良好なジェットプラズマが得られないことを意味している。

3. 6 ピンチ効果に関する考察

3. 6. 1 熱的ピンチ効果

プラズマジェットに表われるピンチ現象の一つに、熱的ピンチ効果がある。すなわち陽電極をノズル構造に、陰電極をチップ状にして軸方向アークを発生させ、これに作動気体をラセン状に吹きつけると、アークの周囲は冷却され温度が低下する。温度が低下した部分は電気電導度が減少するので、アークはより高温の中心部に集中する。この結果中心部において弧心と称される非常に温度の高い部分が局在することになる。熱的ピンチ効果に対する明確な基準はないが、筆者らの実験において、図 3. 7 のエンタルピーが $1.1 \times 10^4 \text{ cal/g}$ 、平均温度にして $9 \times 10^3 \text{ K}$ 以下の範囲では、導電率とアーク抵抗との関係を考慮することによって熱的ピンチ現象が生じているこ

とが推量できる。これに対して平均温度が $9 \times 10^3 \text{K}$ 以上の高温で高エンタルピーの加熱条件では図 3.11 に示すように、温度分布が境界近くまで一様となり、熱的ピンチ現象が顕著に現われていない。

3.6.2 自己ピンチ効果

一般にプラズマは自分自身の電流とこれを作る磁場との相互作用によって自ら収縮しようとする。アークの軸方向電流を $I(\text{e.m.u.})$ とすると軸から r のところに発生する磁場は電磁単位をとると $B = \mu I / r$ である。通常のプラズマは反磁性物質と考えてよく、磁化率が非常に小さいので透磁率 μ は $\mu \approx 1$ としてよい。自己磁場によるプラズマの収縮は King⁽¹¹⁾ の計算によると

$$p = \frac{I^2}{2\pi r^2} = \frac{B^2}{8\pi} \quad (3.10)$$

で与えられる。ここで p は半径 r の円筒内にあるプラズマ粒子の分圧で

$$p = (n_e + n_i) kT \quad (3.11)$$

で表わされる。式 (3.10) はプラズマ粒子自身の内圧と自己磁場による外圧との釣り合いを表わす一種の平衡式である。

たとえば 3.4 節に述べた大気圧窒素プラズマの分光学的測定条件、すなわち $I = 500 \text{ A} = 50 \text{ e.m.u.}$, $T_e \approx 1.2 \times 10^4 \text{ K}$, $n_e = n_i \approx 7.34 \times 10^{16} / \text{cm}^3$, $r = 0.3 \text{ cm}$ について議論する。Saha の理論によると、この温度で窒素ガスはほぼ 20% 電離している。式 (3.10) と式 (3.11) の簡単な数値計算の結果

$$\frac{B^2 / 8\pi}{p} \ll 1 \quad (= 1.9 \times 10^{-3})$$

がいえる。このことは自己ピンチ効果による荷電粒子の閉じ込めが効果的でないことを示している。図 3.11 の電子密度の径方向分布もこれを暗示している。

ピンチ効果に関する以上の考察から、高温、高エンタルピーの大電力プラズマジェットではピンチ効果を利用してプラズマをノズル電極壁から隔離する期待がもてないこと、したがって電気入力が増大はノズル電極に一層の過酷な条件を課すことになるという結論が得られた。

3.7 磁気駆動効果の利用に関する考察

これはプラズマの閉じ込めとは直接関係はないが、電極を間接的に冷却することになるので、とくに大電力プラズマジェット発生装置では磁気駆動を積極的に利用している⁽¹²⁾。しかしながら磁気駆動効果を有効に利用するには、磁場と電流との方向が直交するような電極配位しなければならないところに筆者らの試作した装置では構造上多少の難点がある。しかし後述のように、整流室、超音速ノズルを接続してプラズマ風洞に用いる場合には、電極にさらに過酷な条件が加わり電極の損耗を増大するが、これは磁場によるアークの回転によってふせぐことができた。この現象を明確にするために図 3.13 に示すプラズマジェット発生装置を試作し磁気駆動を確かめた。同図で円筒電極を陽極に、軸電極を陰極にして径方向にアークを発生させる。これに外部電磁石による軸方向磁場 B_z と軸電流による円周方向磁場 B_θ を重畳する。アークは B_z により円周方向に回転し、同時に B_θ によって流れの上流側へ移動する。すなわちアークを回転させ、電極の消耗を少なくしながらガス流による吹出し力と釣合わせ、アークを一定の位置に安定させるのがこの装置のねらいである。アーク電流を 600 A、軸電流を 400 A にしてプラズマを発生させたところ、電極の局所的な侵食はなく、消耗も非常に少なくなることがわかったが、ガス流の吹出し力と B_θ による駆動力を安定に釣合わせることに技術的な問題

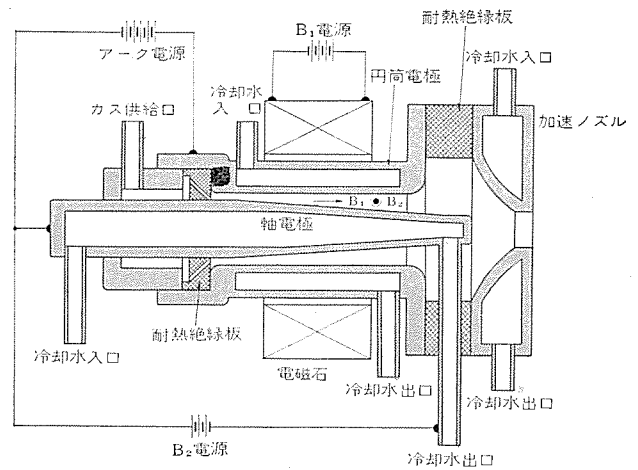


図 3.13 磁気駆動形プラズマジェット
Fig. 3.13 Magnetic driving plasma jet.

点がある。しかしながら、筆者らはプラズマジェット発生装置の大電力化にはこのような磁気駆動を利用することが最も有力な方法であると考えている。

4. プラズマジェット発生装置の極超高速風洞への応用

近年ロケット、人工衛星など飛 쇼ウ(翔)体の速度が急速に増大し、その飛 쇼ウ条件を地上で再現するための風洞には、その性能として、非常に高いマッハ数およびよどみ点エンタルピーが要求される⁽¹³⁾。この要求を満足するためには風洞の整流室に、高圧力、高エンタルピーの気体を供給する必要がある。その熱源としてはいくつかの種類があるが⁽¹⁴⁾、大電流アークを用いる方法はその最も有効な手段の一つである。

諸外国では非常に大規模なアーク加熱装置^{(15)~(19)}およびそれを熱源とした高エンタルピー風洞⁽¹³⁾が多数実用化されているが、わが国ではまだその例が非常に少なく^{(20)~(23)}、今回開発されたプラズマジェット発生装置をその熱源に用いた航空宇宙技術研究所のプラズマ風洞は最も規模の大きいものである。以下この装置の応用の一例としてプラズマ風洞の概要を記す。

プラズマ風洞の系統を図 4.1 に示す。全体の外観を図 4.2 に示す。

この装置をプラズマ風洞に使用する場合には、磁場がアークと直交するように配置した電磁石を取り付けて使用した。これは風洞に取付けた場合、多少ノズル電極の損耗が増加するので磁気駆動

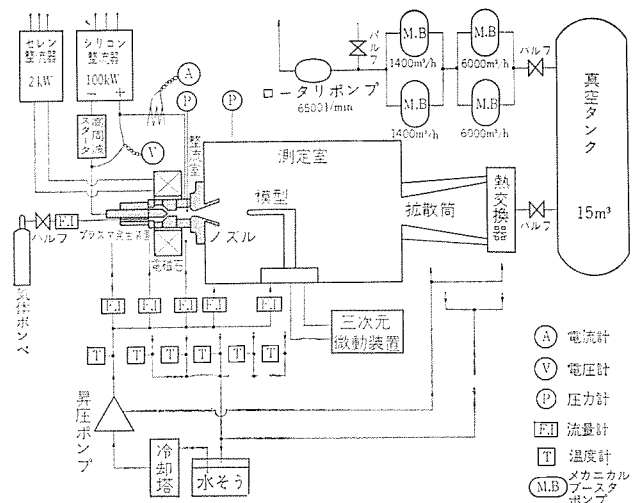


図 4.1 装置の系統
Fig. 4.1 Schematic diagram of apparatus.

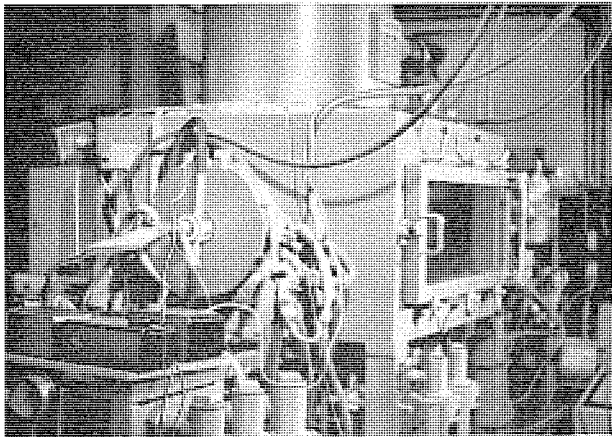
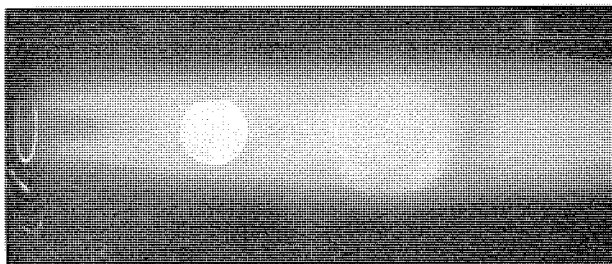
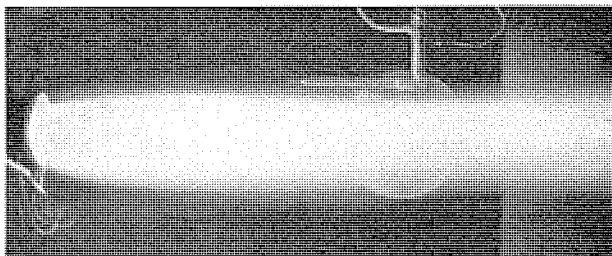


図 4.2 極超高速プラズマ風洞の外観
Fig. 4.2 Exterior view of a hyper sonic plasma wind tunnel.



(a) 窒素プラズマ



(b) アルゴンプラズマ

図 4.3 窒素およびアルゴンプラズマ
Fig. 4.3 Nitrogen and argon plasma.

力でアークを回転させることによりそれを防ぐためである。磁場の強さは約 1,000 ガウスで、十分な効果が見られた。かくして発生したジェットプラズマは整流室にたくわえられ、ノズルを通して測定室に自由噴出されたのち（窒素およびアルゴンを用いた場合の写真を図 4.3 (a) および (b) に示す）、拡散筒、熱交換器および真空タンクを経て真空ポンプによって大気中に排出される。用いたノズルは、スロート直径 4 mm φ、出口直径 68 mm φ のものである。電源は出力 100 kW のシリコン整流器、真空ポンプはメカニカルブースタポンプとロータリーポンプを連結し、連続的に 2×10^5 l/min（圧力約 1 mm Hg での特性）の排気速度をもつものである。

装置は、プラズマジェット発生装置、整流室、ノズル、拡散筒および測定室内で用いる測定装置、模型などすべて高圧冷却水で冷却している。

プラズマ風洞の特性実験はまだ完了していないが、窒素を作動気体として用いた場合のその性能の一部を図 4.4～図 4.7 に示す。

電流電圧特性は小電流時に若干の垂下特性を示すが、大電流時には電流の変化に対する電圧変化はほとんどない。

この種の風洞では、与えられた電力範囲内で得られるエンタルピー

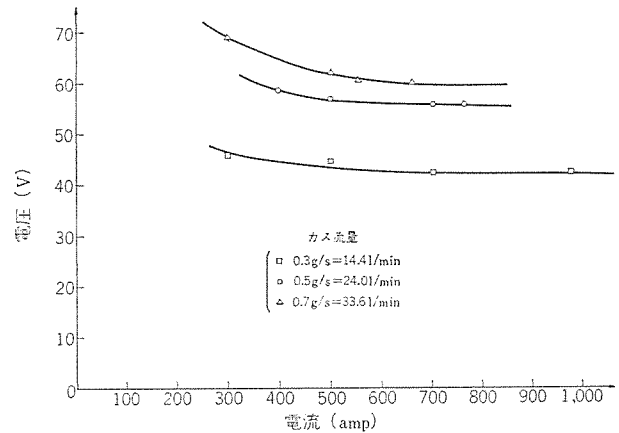


図 4.4 電流電圧特性
Fig. 4.4 Current-voltage characteristics.

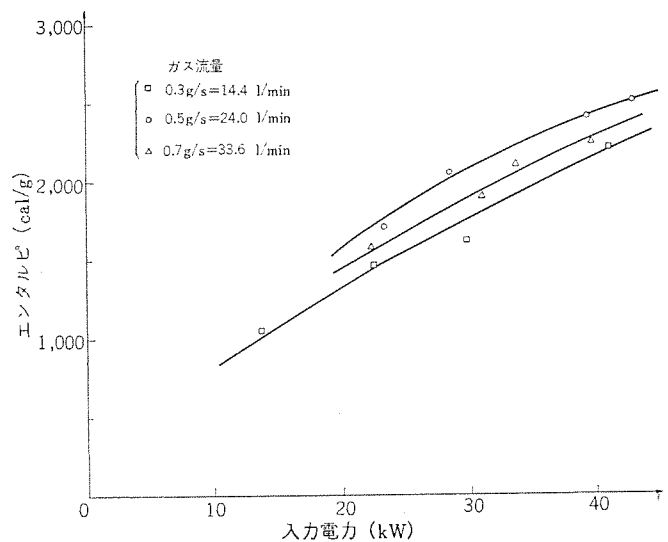


図 4.5 エンタルピー・入力電力特性
Fig. 4.5 Enthalpy-input power characteristics.

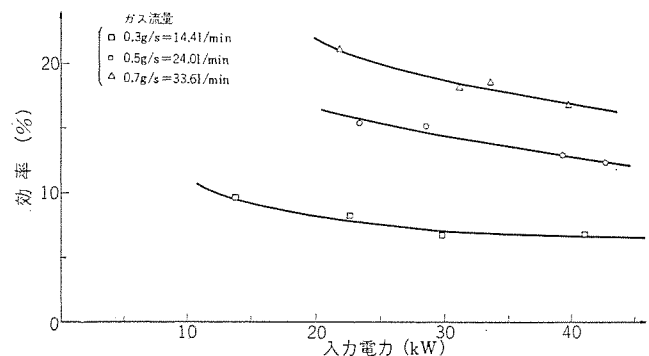


図 4.6 効率・入力電力特性
Fig. 4.6 Efficiency-input power characteristics.

の大きさが一つの重要な性能となるが、電気入力 40 kW までではガス流量 0.5 g/s で最大値 2.5×10^3 cal/g のエンタルピーが得られた。ガス流量の増加に伴う諸特性の変化は、電圧の増加、電気入力の増加、効率の増加となるが、エンタルピーは必ずしも増加せず、最適ガス流量以上の流量に対してはエンタルピーは減少する一方となる。このことは、風洞の性能の高圧化、高エンタルピー化が互いに相殺する傾向にあることを示している。ここでエンタルピーの測定は、熱損失の測定から熱平衡の条件で求める方法は測定誤差が影響するので、いわゆる「sonic throat 法」^{(24)～(26)}により、ガス流量、整流室圧力から求めた。効率はこれから逆算して求めた値である。

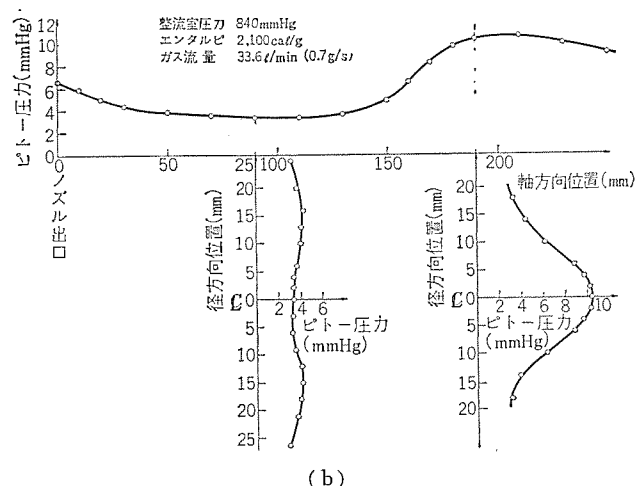
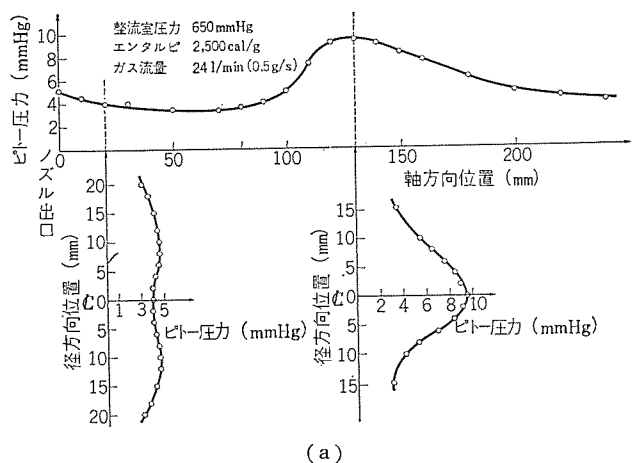


図 4.7 ピトー圧力分布
Fig. 4.7 Pitot pressure distribution.

アーク加熱風洞の最大の問題点は、放電電極物質による気流の汚染である。この風洞の場合、肉眼で観察した範囲では、放電開始時およびアーク電流やガス流量が急激に変化したとき、ごく微量生ずるが、それ以外はこれが全く認められない。気流の汚染度を時間的定量的に測定する適当な方法はないが、汚染度の目安として

$$\text{汚染度の平均値} = \frac{\text{電極の損耗重量}}{\text{作動気体の総重量}} \times 100(\%)$$

を定義すると、筆者らの実験で、アーク電流が 600 A、運転時間が 1 時間の条件ではこれが 0.01 % 以下である。ただしこれは電磁石を取りはずした場合であって、電磁石を取り付けた場合には、すでに述べたように汚染度の平均値はこれよりもはるかに少なくなる。

測定室での流れは、円錐形ノズルから自由噴出されるため、広い範囲にわたって均一な特性を持たすことが困難である。流れの軸方向、径方向にピトー管を用いてピトー圧力分布を測定した結果、軸方向に約 10 cm、径方向に約 3~5 cm ϕ の均一な圧力分布をもった、よどみ点エンタルピー 2.5×10^3 cal/g の流れが得られた。この均一圧力分布領域は、真空ポンプの排気能力にまだ十分余裕があるのでさらに改良される予定である。図 4.7 (a) および (b) に測定したピトー圧分布を示す。

得られた気流の特性の概略は次のとおりである。

流れのマッハ数 : $M \approx 6$
 気体の平衡温度 { 整流室 : $T_0 \approx 6,000^\circ\text{K}$
 気流中のよどみ点 : $T_0 \approx 5,000^\circ\text{K}$

大電力窒素プラズマジェットの特特性・野村・伊藤・小村

解離度 : $\alpha \approx 10\%$
 鈍頭金属模形表面への熱伝達率 : $\dot{q} \approx 20 \text{ cal/cm}^2\text{s}$

ただし、 T_0 および α は窒素に対する特性表⁽²⁷⁾および Mollier 図表⁽²⁸⁾から、 M は流れが凍結していると仮定して Rayleigh のピトー公式から求めた値であり、 \dot{q} は実測値であるが Fay-Riddell の与えた熱伝達率の理論値⁽²⁹⁾と良く一致している。

この風洞を用いて、分光器による流れの諸量の測定、非平衡な解離気流中でのアブレーション実験などが現在進行中である。

5. む す び

航空宇宙技術研究所の電弧式極超高速プラズマ風洞装置の建設に参画し、大形窒素プラズマジェット発生装置を開発した。装置の性能実験のみならず、発生したプラズマの特性に関する実験を行なったところ、次に述べるような興味ある結果を得た。

1. 電流電圧特性は、作動気体に窒素を用いた場合にはアルゴンを用いた場合に比して著しい垂下特性を有しており、また少ない質量流量に対してアーク電圧が高い。

2. 窒素プラズマを大気中に自由噴出した場合、質量流量を一定に保ったとき、ノズル電極出口のエンタルピーは電気入力が増加とともにほぼ直線的に増大することが熱損失の測定からわかった。また最大エンタルピーが 1.4×10^4 cal/g、最高温度が $1.1 \times 10^4^\circ\text{C}$ の状態を長時間安定に維持することができる。このとき電極の損耗による気流の汚染度は 1 時間運転で 0.01 % 以下である。

3. 水素の H_β 線の広がりを利用してノズル電極出口の電子密度を測定した。代表的な測定例を示すと、窒素プラズマでは $n_e \approx 7.34 \times 10^{16}/\text{cm}^3$ 、アルゴンプラズマでは $n_e \approx 1.33 \times 10^{17}/\text{cm}^3$ となっている。

4. 電子制動による連続スペクトルの強度分布の実測から、電子密度の径方向分布を測定し、この結果と Saha の式から温度の径方向分布も推測したところ両者とも境界近くまでほぼ均一になっていることがわかった。このようなことは高温で高エンタルピーのジェットプラズマでは、熱的ピンチ、自己ピンチなどのピンチ効果を利用してプラズマを壁から隔離することが困難であることを示している。

5. アークの磁気駆動を利用すれば電極の消耗を著しく軽減できることが、別の実験より明らかになった。

6. プラズマジェット発生装置を極超高速プラズマ風洞の熱源に用いて良い結果が得られることがわかった。

以上極超高速プラズマ風洞の熱源に用いる大形窒素プラズマジェット発生装置の実験および特性について述べたが、この装置の開発に当たって数々の有意義な意見をいただいた航空宇宙技術研究所の平木部長、安喜技官に対して深謝の意を表します。またこの風洞装置の建設に当たっては三菱原子力工業株式会社および三菱重工業株式会社のかたがたに多大なご尽力をいただいたことに対し、ここで感謝する次第であります。(41-10-20 受付)

参 考 文 献

- (1) R. R. John and W. L. Bade : Recent Advances in Electric Arc Plasma Generation Technology, ARS Journal, Jan., pp. 4-17. (1961)
- (2) T. R. Hogness : Arc-Heated Plasma for Laboratory Hypersonics, ASTRONAUTICS, 4, No. 3, March, pp. 40-42. (1959)

- (3) E. Offenhartz and H. Curtiss : Design of Air Arc Experimental Facilities for Simulation of Re-Entry Ab-lation, AVCO RAD, TR 59-12, March 1959.
- (4) D. A. Maniero, et al., : Electric Arc Heaters for High-Temperature Chemical Processing, Westinghouse En-gineer, May pp. 67-72. (1966)
- (5) A. B. Cambel : Plasma Physics and Magnetofluidme-chanics, McGraw-Hill Book Company, Inc.
- (6) J. Holtsmark : Ann. Physik, **58**, 577. (1919)
- (7) C. Ecker : Das Mikrofild in Gesamtheiten mit Coulo-mbscher Wechselwirkung, Z. Physik, Band 148, 593. (1957)
- (8) H. R. Griem : Starkeffekt- Verbreiterung der Balmer-Linien bei grossen Elektronendichten, Z. Physik, **137**, 280. (1954)
- (9) H. R. Griem : Plasma Spectroscopy, McGraw-Hill Book Company, Inc., p. 443.
- (10) H. Maeker und T. Peters : Das Elektroenkontinuum in der Säule des Hochstromkohlebogens und in anderen Bögen, Z. Physik, **139**, 448. (1954)
- (11) L. Spitzer, Jr., : Physics of Fully Ionized Gases, p. 108.
- (12) J. P. Campbell and D. R. Boldmann : Experimental Investigation of Megawatt Direct-Current Arc Heating of Nitrogen, NASA TN D-3423.
- (13) Aerospace Engineering, **22**, No. 1, High Temperatures Issue, Jan. 1963.
- (14) 平木一 : 極超音速風洞, 日本航空学会誌, **11**, 117 号, (昭 38-10)
- (15) J. B. Reid : High Pressure Arc Jets :, ASME 61-WA-246 Aug. L 961.
- (16) C. E. Shepard : Electric-Arc Jets for Producing Gas Streams with Negligible Contamination, ASME 61-WA-247.
- (17) D. R. Boidman : Performance Evaluation of a Magne-tically Spun d. c. Arc Operating in Nitrogen, AIAA Journal, April 1963.
- (18) R. F. Mayo, et al., : A Magnetically Rotated Electric Arc Heater Employing a Strong Magnetic Field and Copper Electrodes, NASA TN D-2032, Aug. 1963.
- (19) C. E. Bond : The Development of a 10 MW Multi-Arc and its Operational Use in Hypersonic Re-entry Vehicle Studies, IAS paper No. 62-69, Jan. 1962.
- (20) 井上建二, 野村茂昭 : プラズマ 発生装置の諸特性, 航 空 宇 宙技術研究所報告, TR-67, (昭 38-3)
- (21) 相原康彦, 野村茂昭 : プラズマ 風洞の開発, 日本航 空 学 会 誌, **12**, 122 号, (昭 39-3)
- (22) 平木一, 相原康彦, 野村茂昭 : プラズマ 風洞の実験, 日本航空学会誌, **13**, 140 号, (昭 41-9)
- (23) 神元五郎, 木村雄吉, 手島光司 : 京都大学低密度 プラズマジェット 風洞の性能, 日本航空学会誌, **13**, 143 号, (昭 40-12)
- (24) W. B. Boatright, et al., : Description and Preliminary Calibration Tests of a Small Arc-Heated Hypersonic Wind Tunnel, NASA TN D-1377, Dec. 1962.
- (25) R. G. Stewart, et al., : Flow Evaluation in an Arc Heated Hypersonic Wind Tunnel, NASA TN D-2344, July 1964.
- (26) K. K. Yoshikawa and E. D. Katzen : Charts for Air-Flow Properties in Equilibrium and Frozen Flows in Hypervelocity Nozzles, NASA TN D-693, 1961.
- (27) W. F. Ahtye and T. C. Peng : Approximations for the Thermodynamic and Transport Properties of High-Temperature Nitrogen with Shok-Tube Applications, N ASA TN D-1303, July 1962.
- (28) R. L. Humphrey, et al., : Mollir Diagram for Nitrogen, AEDC-TN-60-83, May 1960.
- (29) J. A. Fay and F. R. Riddell : Theory of Stagnation Point Heat Transfer in Dissociated Air, Journ. Aeron. Sci **25**, Feb. 1958.

変電所自動復旧装置

長町 恒資*・山田 郁夫**・仁科 重雄*

Substation Automatic Reclosers.

Kōbe Works Hisashi NAGAMACHI・Shigeo NISHINA
Head Office Ikuo YAMADA

Substation automatic reclosers have been developed for the purpose of reducing the period of time for interruption of service and also of decreasing the area of outage. Basic concept of the design consists in the following three points. It shall be the one as a result of the growth of protective relays. It shall abound in flexibility, and it shall be able to assume a role of the end apparatus of full automatic dispatching system. The recloser is of fully static operation except input-output sections. Detectors have been specially developed with an aim of reduced size. The operating method involves three types : full automatic to be used as ON LINE, semi-automatic as monitor and as simulator in testing. The actual installation was made at Toyoda Substation of the Chubu Electric Power Co. in Sept, 1965, now being under test by the semi-automatic operation.

1. ま え が き

近年電力供給に対する要求は「経済性」から「サービス向上」へ移りつつあり、とくに停電時間を短縮し、需要家に対するサービスを向上させることが強く望まれるようになってきた。この要求にこたえるものとして変電所自動復旧装置 Substation Automatic Reclosers, 以下 SAR と略す) が開発された。

変電所事故復旧の機械化によって得られるメリットは次の点である。

- (1) 迅速性⇒停電時間の減少
- (2) 論理の画一性と正確さ⇒事故状況を正確につかむこととこれに対する正しい操作による停電範囲の減少

変電所自動復旧装置 (SAR) はこのような観点から変電所の事故時、自主操作をある規定に基いて常に正確、迅速に行なうことを第1の目的として製作されたもので、将来の全自動給電システム (Total Automatic Dispatching System) における系統操作の端末機器となる性格のものである。

2. 設計の基本思想

設計の基本思想として、三菱 SAR は

- (1) 保護リレー装置の発展したものであること。
 - (2) Flexibility に富むこと。
 - (3) 将来の全自動給電システムの端末機器となり得ること。
- に重点をおいて設計製作した。以下にその詳細を述べる。

2.1 保護リレー装置の発展したもの

従来からの保護リレー装置と同様に高信頼度の装置であることが要求されるとともに変電所運転員のなじみやすさ・取扱いの容易さ・電子機器を保守するという心理的負担を増加させないこと、などが要求される。これらに対しては、

- (1) 一般電力用配電盤規格をすべて満足するものとし、従来の機器と同様の取扱いができる。
- (2) 外部回路から電子回路へのサージに対してコンデンサ、ダイオード等による保護回路を設けてある。
- (3) 逐一判断方式を採用し、常にフィードバックを行ない操作の良否を判断させ誤操作を防止している。

(4) 各種設定に対してはすべて One Touch 方式を採用し、その記号は給電番号と文字を用い、直観的にわかるようにした。(Computer のような翻訳操作を必要としない)

2.2 Flexibility に富むこと

操作規定の変更、たとえば強行送電担当箇所の変更・故障種別によりシャ断するシャ断器の選定など、系統運用の変更、たとえば電源線の負荷線への変更・正常受電線と予備受電線の切換え・電気所の増改設、たとえば新しく送電線が引込まれたり、T 引込みがπ引込と変更されたりなど、種々考えられる。これらに対しては、

- (1) 操作規定の変更に対しては、前節(4)の設定スイッチ操作によりほとんどの場合対処ができる。
- (2) 増改設に対して必要部分を Unit 構成とし、簡単に追加、改造ができる。

2.3 全自動給電システムの端末機器

全自動給電システムと三菱 SAR との関係を示すと図 2.1 のようになると考えられる。

変電所における操作は判断の所在により、自主操作、承認操作、指令操作にわけられる。三菱 SAR は変電所の各種電気量から系統条件をつかみ、ある論理判断をして自主操作を行なう。また中央の制御用コンピュータから制限条件を得て、自変電所の系統条件と合わせて、ある論理判断を行ない承認操作を行なう。さらに中

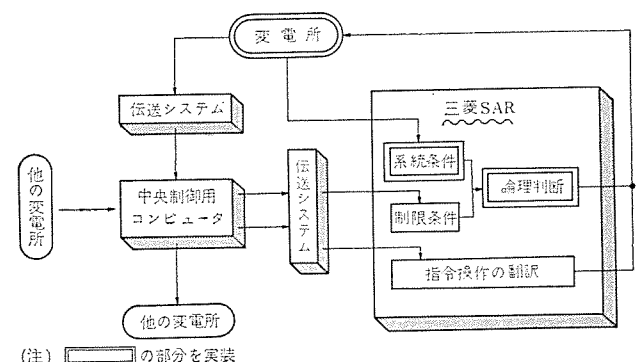


図 2.1 全自動給電システムと三菱 SAR の関係
Fig. 2.1 Connection of full automatic Dispatching system and Mitsubishi SAR.

中央制御用コンピュータからの指令により、それを翻訳して指令操作を行なう。この操作原則を次のとおりとする。

- (1) 定められた優先順位に基づく1瞬時1操作方式
- (2) 事故前の系統状態まで復旧させる
- (3) 操作信号は2回送り、応動しない対象は自動ロックとする。

このように三菱 SAR は中央制御用コンピュータの端末機器として働く性格を有し、これと組合わせることにより自主復旧のみならず、より総合的な復旧操作を行なわせることが可能となり、全自動給電システムの信頼度を著しく高めることができる。

以上述べた考え方により製作された三菱 SAR 装置について以下に詳述するが、その特長を列挙すれば下記ようになる。

三菱 SAR の特長

- (1) 運転範囲が広い。つまり
 - a. On Line Control (全自動)
 - b. Monitor (半自動)
 - c. Simulator (テスト)の3種類がある。
- (2) 自動切換方式の採用
テスト中系統に事故があれば、ただちに初めの位置に自動的に復帰し、所定の操作を行なう。
- (3) Program 設定が容易
すべて One Touch の押しボタン操作により行なえる。
- (4) 母線の分離運転に対しても支障なく復旧操作を行なう
- (5) 記録形式がわかりやすい
操作対象を給電番号で示し、シタ断、投入の区分をしてある。
- (6) Unit 構造の採用により Flexibility に富む。
- (7) 電気用配電盤規格をすべて満足する。

3. 装置の構成

SAR は前述のように変電所単位の総括復旧装置であり、変電所を事故発生前の状態まで人間の判断力、操作を加えずに復旧させるものである。装置は外部入力および出力を除いてすべて静止化され、外部入力によって各種判断をつかさどる論理回路、事故時および復旧操作に手順を設け、重要な操作から優先してこれを行なわしめる優先順位回路を含む中央処理部、母線または線路の電氣量を論理回路に導入する検出部、制御部、系統運用上必要な設定を行なう設定部、装置の動作状態を表示する表示部および電源部から構成されている。本装置の構成ブロック図を図 3.1 に示す。

中央処理部

中央処理部とはプリント化されたカード部分のことで、これをさらに分類すると次の3点から成立っている。

(1) 事故種別判定部

事故種別判定部は、外部入力条件の組合わせによりおのおのの事故種別を選別し、それ以後のプログラムの運用を決定する部分であり、この事故種別判定は表 6.2 プログラムに示すような条件から得ている。

(2) 優先順位判別部

優先順位判別部は、事故種別判定部から外部条件によっては二つ以上の出力が出ることがある。または、ある一つの条件で操作中にその事故よりも優先して操作を行なわせる必要がある事故が発生した場合、前の操作を中止して、後に発生した操作を行なわせるための回路である。つまり、事故種別によりあらかじめある

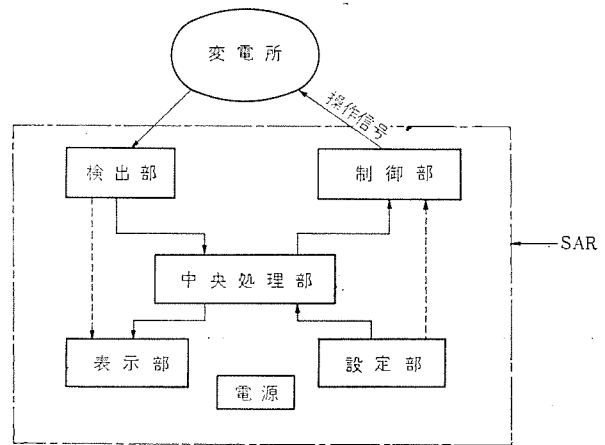


図 3.1 SAR 構成ブロック図
Fig. 3.1 Constitution of SAR.

一定の順序を定めておき、低位のものは高位の入力がない場合のみ出力を発生させる回路である。

(3) 再閉路部

再閉路部は集中再閉路方式を採用しているが2回線同時シタ断を考慮した方式を採用してある。

検出部

(1) 検出器

SAR に付属する検出器としては下記のものがある。これらについては7章で詳述する。

母線電圧検出器

線路電圧検出器

自動同期検出器

(2) 入力変換部

入力変換部は主配電盤または検出器からの接点信号を静止回路に導入するため適当な方法で“1”(-12V)または“0”(0V)に変換する部分である。

入力として次のものがある。

母線電圧

零相電圧

線路電圧

シタ断器開閉状態

断路器開閉状態

保護リレー動作

制御部

中央処理部からの出力をスイッチギヤ操作作号に変換する部分で、その出力はすべて電磁リレーを使用している。

設定部

系統の運用に必要な設定を行なう部分で、下記のスイッチを有する。

- (1) 事故種別ごとおよびシタ断器ごとの各種ロック
- (2) 操作対象の順序設定
- (3) 受電線選択設定
- (4) 外部入力電氣量設定
- (5) 模擬スイッチギヤ設定
- (6) 模擬故障条件設定

表示部

装置の動作状態の表示を行なう部分で下記の表示を行なう。

- (1) スwitchギヤ状態表示
- (2) SAR 動作表示

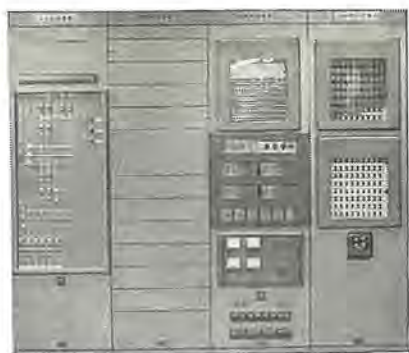


図 3.2 SAR 本体 Fig. 3.2 SAR.



図 3.3 SAR 監視盤
Fig. 3.3 Supervisory switchboard of SAR.

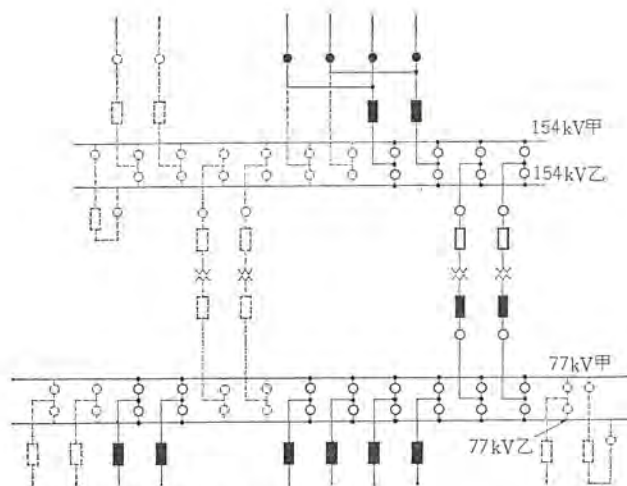
- (3) ロック表示
- (4) 動作記録用プリンタ

三菱 SAR は上述の各部分から構成されている。SAR 本体を
図 3.2 に、監視盤を図 3.3 に示す。SAR 本体は外部入力により
論理判断を行ない、操作を行なう部分であり、監視盤はスイッチ
の状態監視、SAR 動作状態監視および試験時の各種設定を行
なう部分である。

4. 系統構成と運用

今回三菱 SAR を適用しようと考えた系統は、図 4.1 に示す系
統構成である。図 4.1 で黒く塗られた機器はすべて操作対象で
ある。このような規模を持つ 154 kV 受電線が、現在は T 分岐、
将来 π 分岐となるような変電所を想定した。この場合系統運用に
対し下記の条件を設けてある。

- (1) 154 kV, 77 kV 母線とも異系統運転（母線の分離運転）
を行なう。
- (2) 154 kV 受電線には、各回線ごとに線路側 PD を有して
いること。
- (3) 負荷線においても背後電源を有する回線には、PD を有
するかまたはない場合は強行送電端運用となること。
- (4) T 分岐運転に対して断路器の操作を含む切換運転を行な
うこと。
- (5) T 分岐運転は図 4.2 のような運転を行なうこと。
- (6) 77 kV 側からの電源復旧は行なわないこと。



点線で示したものは将来増設分

図 4.1 系統図 Fig. 4.1 Skeleton diagram.

ケース	運用形態	設定
I		(1) A または B いずれかを「受電線」とする (2) 他を「負荷線」とする (注) 塗りつぶした機器は閉状態を示す
II		(1) A または B いずれかを「受電線」と設定 (2) 他を「予備」または「負荷」と設定する (注) 塗りつぶした機器は閉状態を示す

図 4.2 T 分岐に対する設定
Fig. 4.2 Setting of T branch.

5. 装置動作の原則

4 章において系統運用上の操作原則を述べたが、装置について
もその動作に一つの規定を与えることが必要となる。その規定を
下記に列挙すると、

- (1) 事故発生前の系統状態まで復旧させる。
- (2) 定められた優先順位に基づき 1 瞬時 1 操作とする。
- (3) 操作信号を 2 回送っても応動しない操作対象は操作不能
と見なし、ロックするとともにつぎの操作対象に移る。
- (4) ロック中のスイッチがある場合は、これを飛び越して次
の操作対象に移る。
- (5) 操作信号はシヤ断器は 2 秒、断路器は 7 秒とし、その間
隔は 2 秒とする。
- (6) 動作時、使用状態に関係なく操作対象、操作内容および
事故種別を数字とアルファベットの組み合わせによりタイプアウトする。
- (7) 半自動で使用中、SAR の操作指示内容と保守員の実操
作が不一致の場合は SAR はロックする。
- (8) 今回はとくに他の電気所条件は考慮に入れていない。
このような原則のもとに SAR は 6 章に述べる復旧操作を行な
う。

表 6.1 復旧操作項目相互間の優先順位

Table. 6.1 Priority of restoring operation.

優先順位	操 作 内 容	線 路 相 互 間 の 優 先 順 位
1	154 kV 甲、乙母線全停直後の操作	1. 電源線と設定された線路 2. 予備線と設定された線路 3. MTr 1号 2次 CB 4. MTr 2号 2次 CB 5. 154 kV 負荷線
2	154 kV 甲母線全停直後の操作	
3	154 kV 乙母線全停直後の操作	
4	77 kV 甲母線全停直後の操作	
5	77 kV 乙母線全停直後の操作	
6	周波数低下時の負荷制限	77 kV 母線に接続される負荷線をピンボード上で設定して順位を決める。 甲、乙いずれの母線に接続されていてもシャ断順序は同一である。
7	154 kV 電 源 復 旧	1. 正 常 線 2. 予 備 線 3. 母線連絡回路
8	154 kV 負 荷 復 旧	ピンボード上で設定し、順序を決める。
9	77 kV 甲 母 線 負 荷 復 旧	77 kV 母線に接続される負荷線をピンボード上で設定して順位を決める。 甲、乙母線いずれに接続されていても投入の順序は同一である。
10	77 kV 乙 母 線 負 荷 復 旧	
11	地 絡 試 開 放 復 旧	77 kV 母線に接続される負荷線をピンボード上で設定を行ない順位を決める。 ただし、バンク 2 次 CB は操作対象外とする。 甲、乙母線いずれに接続されていても投入順序は同一である。

表 6.2 プログラム一覧表

Fig. 6.2 SAR program.

(a) 構内事故

項 目	判 別 条 件	操 作 内 容
母 線 事 故	154 kV 甲母線保護リレー動作	母線保護が動作した母線に接続されたシャ断器をロックする。
	154 kV 乙母線保護リレー動作	
トランス事故	バンク 1 トランス保護リレー動作	バンク 1 CB (1 次, 2 次) ロック
	バンク 2 トランス保護リレー動作	バンク 2 CB (1 次, 2 次) ロック
	バンク 3 トランス保護リレー動作	3 CB (1 次, 2 次) ロック
	バンク 4 トランス保護リレー動作	4 CB (1 次, 2 次) ロック

(b) 全停直後の操作

項目	判 別 条 件	操 作 内 容
全	154 kV 甲母線 $\left. \begin{array}{l} \text{VRS } 35 \text{ V 以下} \\ \text{VST } 35 \text{ V 以下} \\ \text{VTR } 35 \text{ V 以下} \end{array} \right\} \text{AND}$ 154 kV 乙母線 $\left. \begin{array}{l} \text{VRS } 35 \text{ V 以下} \\ \text{VST } 35 \text{ V 以下} \\ \text{VTR } 35 \text{ V 以下} \end{array} \right\} \text{AND}$ ブリッジあり ブスタイ CB 閉 } OR } AND } 10 秒 継続	おののの母線に接続された 受電線 CB シャ断 予備線 CB シャ断 バンク 2 次 CB } 負 荷 線 CB } のうち設定されたもののシャ断。 77 kV 側についてはシャ断順序は、ピンボードにより決める。
	154 kV 甲母線 $\left. \begin{array}{l} \text{VRS } 35 \text{ V 以下} \\ \text{VST } 35 \text{ V 以下} \\ \text{VTR } 35 \text{ V 以下} \end{array} \right\} \text{AND}$ ブリッジなし ブスタイ CB 閉 } AND } 10 秒 継続	
	154 kV 乙母線 $\left. \begin{array}{l} \text{VRS } 35 \text{ V 以下} \\ \text{VST } 35 \text{ V 以下} \\ \text{VTR } 35 \text{ V 以下} \end{array} \right\} \text{AND}$ ブリッジなし ブスタイ CB 閉 } AND } 10 秒 継続	
	77 kV 甲母線 $\left. \begin{array}{l} \text{VRS } 35 \text{ V 以下} \\ \text{VST } 35 \text{ V 以下} \\ \text{VTR } 35 \text{ V 以下} \end{array} \right\} \text{AND}$ 77 kV 乙母線 $\left. \begin{array}{l} \text{VRS } 35 \text{ V 以下} \\ \text{VST } 35 \text{ V 以下} \\ \text{VTR } 35 \text{ V 以下} \end{array} \right\} \text{AND}$ ブリッジあり } AND } 10 秒 継続	
	77 kV 甲母線 $\left. \begin{array}{l} \text{VRS } 35 \text{ V 以下} \\ \text{VST } 35 \text{ V 以下} \\ \text{VTR } 35 \text{ V 以下} \end{array} \right\} \text{AND}$ ブリッジなし } AND } 10 秒 継続	
	77 kV 乙母線 $\left. \begin{array}{l} \text{VRS } 35 \text{ V 以下} \\ \text{VST } 35 \text{ V 以下} \\ \text{VTR } 35 \text{ V 以下} \end{array} \right\} \text{AND}$ ブリッジなし } AND } 10 秒 継続	
	154 kV 甲母線 $\left. \begin{array}{l} \text{VRS } 90 \text{ V 以下} \\ \text{VST } 90 \text{ V 以下} \\ \text{VTR } 90 \text{ V 以下} \end{array} \right\} \text{AND}$ 154 kV 乙母線 $\left. \begin{array}{l} \text{VRS } 90 \text{ V 以下} \\ \text{VST } 90 \text{ V 以下} \\ \text{VTR } 90 \text{ V 以下} \end{array} \right\} \text{AND}$ ブリッジあり ブスタイ CB 閉 } OR } AND } 3 分 継続	
	154 kV 甲母線 $\left. \begin{array}{l} \text{VRS } 90 \text{ V 以下} \\ \text{VST } 90 \text{ V 以下} \\ \text{VTR } 90 \text{ V 以下} \end{array} \right\} \text{AND}$ ブリッジなし ブスタイ CB 閉 } OR } AND } 3 分 継続	
	154 kV 甲母線 $\left. \begin{array}{l} \text{VRS } 90 \text{ V 以下} \\ \text{VST } 90 \text{ V 以下} \\ \text{VTR } 90 \text{ V 以下} \end{array} \right\} \text{AND}$ ブリッジなし ブスタイ CB 閉 } OR } AND } 3 分 継続	
	154 kV 甲母線 $\left. \begin{array}{l} \text{VRS } 90 \text{ V 以下} \\ \text{VST } 90 \text{ V 以下} \\ \text{VTR } 90 \text{ V 以下} \end{array} \right\} \text{AND}$ ブリッジなし ブスタイ CB 閉 } OR } AND } 3 分 継続	
停	77 kV 甲母線 $\left. \begin{array}{l} \text{VRS } 90 \text{ V 以下} \\ \text{VST } 90 \text{ V 以下} \\ \text{VTR } 90 \text{ V 以下} \end{array} \right\} \text{AND}$ ブリッジなし } AND } 3 分 継続	
停	77 kV 乙母線 $\left. \begin{array}{l} \text{VRS } 90 \text{ V 以下} \\ \text{VST } 90 \text{ V 以下} \\ \text{VTR } 90 \text{ V 以下} \end{array} \right\} \text{AND}$ ブリッジなし } AND } 3 分 継続	

項目	判 別 条 件	操 作 内 容
全	154 kV 乙母線 $\left. \begin{array}{l} \text{VRS } 90 \text{ V 以下} \\ \text{VST } 90 \text{ V 以下} \\ \text{VTR } 90 \text{ V 以下} \end{array} \right\} \text{AND}$ ブリッジなし } OR } AND } 3 分 継続	
	77 kV 甲母線 $\left. \begin{array}{l} \text{VRS } 90 \text{ V 以下} \\ \text{VST } 90 \text{ V 以下} \\ \text{VTR } 90 \text{ V 以下} \end{array} \right\} \text{AND}$ 77 kV 乙母線 $\left. \begin{array}{l} \text{VRS } 90 \text{ V 以下} \\ \text{VST } 90 \text{ V 以下} \\ \text{VTR } 90 \text{ V 以下} \end{array} \right\} \text{AND}$ ブリッジあり } AND } 3 分 継続	
	77 kV 甲母線 $\left. \begin{array}{l} \text{VRS } 90 \text{ V 以下} \\ \text{VST } 90 \text{ V 以下} \\ \text{VTR } 90 \text{ V 以下} \end{array} \right\} \text{AND}$ ブリッジなし } AND } 3 分 継続	
	77 kV 乙母線 $\left. \begin{array}{l} \text{VRS } 90 \text{ V 以下} \\ \text{VST } 90 \text{ V 以下} \\ \text{VTR } 90 \text{ V 以下} \end{array} \right\} \text{AND}$ ブリッジなし } AND } 3 分 継続	

(c) 周波数低下時の負荷制限

項目	判 別 条 件	操 作 内 容
周波数低下	77 kV 甲母線 $f \leq 57.5 \text{ c/s}$ 以下 } AND } 5 秒継続 $V_0 \leq 25 \text{ V}$ 以下 } AND 77 kV 乙母線 $f \leq 57.5 \text{ c/s}$ 以下 } AND $V_0 \leq 25 \text{ V}$ 以下 } AND	甲または乙母線に接続される負荷線を、5 秒おきに 1 回線ごとにシャ断。シャ断順序の設定はピンボードにより行なう。
周波数再低下	77 kV 甲母線に接続される A 回線について A 回線周波数低下によりシャ断された } AND A 回線周波数回復により投入された } AND CB 投入完了後 10 秒以内 } AND 77 kV 甲母線 $\left. \begin{array}{l} \text{VRS } 105 \text{ V 以上} \\ \text{VST } 105 \text{ V 以上} \\ \text{VTR } 105 \text{ V 以上} \end{array} \right\} \text{AND}$ 77 kV 甲母線 $f = 58.5 \text{ c/s}$ 以下 } AND 77 kV 乙母線と同一	該 CB シャ断

(d) 電源復旧

項目	判 別 条 件	操 作 内 容
正	正 1 L 電圧 $V \geq 105 \text{ V}$ 以上 } AND 正 1 L の接続される母線電圧 } AND $\left. \begin{array}{l} \text{VRS } 35 \text{ V 以下} \\ \text{VST } 35 \text{ V 以下} \\ \text{VTR } 35 \text{ V 以下} \end{array} \right\} \text{AND}$ } AND } 5 秒継続	他の電源線 CB シャ断 正 1 L CB 投入
受	正 2 L 電圧 $V \geq 105 \text{ V}$ 以上 } AND 母線電圧 } AND $\left. \begin{array}{l} \text{VRS } 105 \text{ V 以上} \\ \text{VST } 105 \text{ V 以上} \\ \text{VTR } 105 \text{ V 以上} \end{array} \right\} \text{AND}$ } AND } 5 秒継続	正 2 L CB 投入
電	他ルート電源線 OFF } 同 期	

項目	判 別 条 件	操 作 内 容
正 常 受 電	正1L電圧 V 105 V 以上 正1Lの接続される母線電圧 $\left. \begin{array}{l} \text{VRS 105 V 以上} \\ \text{VST 105 V 以上} \\ \text{VTR 105 V 以上} \end{array} \right\} \text{AND}$ 他ルート電源線 OFF 5秒継続 同 期	正1L CB投入
	正2L電圧 V 105 V 以上 正2Lの接続される母線電圧 $\left. \begin{array}{l} \text{VRS 35 V 以下} \\ \text{VST 35 V 以下} \\ \text{VTR 35 V 以下} \end{array} \right\} \text{AND}$ 他ルート電源線 OFF 5秒継続 同 期	正2L CB投入
予全 停 備後 3 受分間 電は 検出 せず	予1L電圧 V 105 V 以上 予1Lの接続される母線電圧 $\left. \begin{array}{l} \text{VRS 35 V 以下} \\ \text{VST 35 V 以下} \\ \text{VTR 35 V 以下} \end{array} \right\} \text{AND}$ 他ルート電源線 OFF 5秒継続 同 期	正常 CBおよび LS シャ断 予1LのLS投入 予#1 CB投入
	予2L電圧 V 105 V 以上 母線電圧 $\left. \begin{array}{l} \text{VRS 105 V 以上} \\ \text{VST 105 V 以上} \\ \text{VTR 105 V 以上} \end{array} \right\} \text{AND}$ 他ルート電源線 OFF 5秒継続 同 期	予2LのLS投入 予#2 CB投入
	予1L電圧 V 105 V 以上 予1Lの接続される母線電圧 $\left. \begin{array}{l} \text{VRS 105 V 以上} \\ \text{VST 105 V 以上} \\ \text{VTR 105 V 以上} \end{array} \right\} \text{AND}$ 他ルート電源線 OFF 5秒継続 同 期	予1LのLS投入 予1L CB投入
	予2L電圧 予2Lの接続される母線電圧 $\left. \begin{array}{l} \text{VRS 35 V 以下} \\ \text{VST 35 V 以下} \\ \text{VSR 35 V 以下} \end{array} \right\} \text{AND}$ 他ルート電源線 OFF 5秒継続 同 期	予2LのLS投入 予2L CB投入
母連 からの 復旧	154 kV 甲または乙母線電圧 $\left. \begin{array}{l} \text{VRS 105 V 以上} \\ \text{VST 105 V 以上} \\ \text{VTR 105 V 以上} \end{array} \right\} \text{AND}$ 154 kV 乙または甲母線電圧 $\left. \begin{array}{l} \text{VRS 35 V 以下} \\ \text{VST 35 V 以下} \\ \text{VTR 35 V 以下} \end{array} \right\} \text{AND}$ 乙または甲母線に接続される電 源線シャ断 5秒継続 同 期	母連 CB投入

(e) 負荷復旧

項目	判 別 条 件	操 作 内 容
154 kV 母 線 復 旧	154 kV 甲母線 $\left. \begin{array}{l} \text{VRS 105 V 以上} \\ \text{VST 105 V 以上} \\ \text{VTR 105 V 以上} \end{array} \right\} \text{AND}$ $\left. \begin{array}{l} \text{V}_0 \text{ 25 V 以下} \\ f \text{ 59.5 c/s 以上} \end{array} \right\} \text{AND}$ 10秒継続 同 期	バンク2次 CB投入 154 kV 母線接続負 荷線 CB投入 ただし、 (1) Ry トリップ した回線は除外 する。
	154 kV 乙母線 $\left. \begin{array}{l} \text{VRS 105 V 以上} \\ \text{VST 105 V 以上} \\ \text{VTR 105 V 以上} \end{array} \right\} \text{AND}$ $\left. \begin{array}{l} \text{V}_0 \text{ 25 V 以下} \\ f \text{ 59.5 c/s 以上} \end{array} \right\} \text{AND}$ 10秒継続 同 期	
77 kV 母 線 復 旧	77 kV 甲母線 $\left. \begin{array}{l} \text{VRS 105 V 以上} \\ \text{VST 105 V 以上} \\ \text{VTR 105 V 以上} \end{array} \right\} \text{AND}$ $\left. \begin{array}{l} \text{V}_0 \text{ 25 V 以下} \\ f \text{ 59.5 c/s 以上} \end{array} \right\} \text{AND}$ 10秒継続 同 期	77 kV 母線接続負荷 線 CB投入 投入順序はピンボ ードにより設定する。 ただし、 Ry トリップした回 線および地絡試験開 放した回線は除外する。
	77 kV 乙母線 $\left. \begin{array}{l} \text{VRS 105 V 以上} \\ \text{VST 105 V 以上} \\ \text{VTR 105 V 以上} \end{array} \right\} \text{AND}$ $\left. \begin{array}{l} \text{V}_0 \text{ 25 V 以下} \\ f \text{ 59.5 c/s 以上} \end{array} \right\} \text{AND}$ 10秒継続 同 期	

(注) 周波数低下を行なった後の負荷復旧の投入間隔は、最大10秒まで可調整とすることができる。

(f) 永久地絡試験開放の復旧

項目	判 別 条 件	操 作 内 容
77 kV 母 線	永久地絡試験開放メモリありでかつ下記条件のとき 154 kV 甲母線 $\left. \begin{array}{l} \text{VRS 105 V 以上} \\ \text{VST 105 V 以上} \\ \text{VTR 105 V 以上} \end{array} \right\} \text{AND}$ $\left. \begin{array}{l} \text{V}_0 \text{ 25 V 以下} \\ f \text{ 59.5 c/s 以上} \end{array} \right\} \text{AND}$ 10秒継続 同 期 154 kV 乙母線 $\left. \begin{array}{l} \text{VRS 154 V 以上} \\ \text{VST 154 V 以上} \\ \text{VTR 154 V 以上} \end{array} \right\} \text{AND}$ $\left. \begin{array}{l} \text{V}_0 \text{ 25 V 以下} \\ f \text{ 59.5 c/s 以上} \end{array} \right\} \text{AND}$ 10秒継続 同 期	77 kV 母線に接続 される負荷線 CB投 入 ただし、 (1) 試験開放のメモ リある CBのみ 投入

(g) 系統分離時の再並列

項目	判 別 条 件	操 作 内 容
バ ン ク 二 次 再 並 列	分離リレー動作メモリありでかつ下記条件のとき 154 kV 甲母線 $\left. \begin{array}{l} \text{VRS 105 V 以上} \\ \text{VST 105 V 以上} \\ \text{VTR 105 V 以上} \end{array} \right\} \text{AND}$ $\left. \begin{array}{l} \text{V}_0 \text{ 25 V 以下} \\ f \text{ 59.5 c/s 以上} \end{array} \right\} \text{AND}$ バンク1次 LSA 1 側 154 kV 乙母線 $\left. \begin{array}{l} \text{VRS 105 V 以上} \\ \text{VST 105 V 以上} \\ \text{VTR 105 V 以上} \end{array} \right\} \text{AND}$ $\left. \begin{array}{l} \text{V}_0 \text{ 25 V 以下} \\ f \text{ 59.5 c/s 以上} \end{array} \right\} \text{AND}$ バンク1次 LSA 2 側 77 kV 母 線 $\left. \begin{array}{l} \text{VRS 105 V 以上} \\ \text{VST 105 V 以上} \\ \text{VTR 105 V 以上} \end{array} \right\} \text{AND}$ $\left. \begin{array}{l} \text{V}_0 \text{ 25 V 以下} \\ f \text{ 59.5 c/s 以上} \end{array} \right\} \text{AND}$ バンク2次 LSB 1 側 77 kV 母 線 $\left. \begin{array}{l} \text{VRS 105 V 以上} \\ \text{VST 105 V 以上} \\ \text{VTR 105 V 以上} \end{array} \right\} \text{AND}$ $\left. \begin{array}{l} \text{V}_0 \text{ 25 V 以下} \\ f \text{ 59.5 c/s 以上} \end{array} \right\} \text{AND}$	1分継続 同 期 バンク2 次 CB投入

(h) 線路事故時の再投入負荷線のみを対象とする

項目	判 別 条 件	操 作 内 容
154 kV 母 線	負荷線と設定された線路リレートリップメモリあり 負荷線と設定された線路 CB OFF 154 kV 甲母線 $\left. \begin{array}{l} \text{VRS 105 V 以上} \\ \text{VST 105 V 以上} \\ \text{VTR 105 V 以上} \end{array} \right\} \text{AND}$ $\left. \begin{array}{l} \text{V}_0 \text{ 25 V 以下} \\ f \text{ 59.5 c/s 以上} \end{array} \right\} \text{AND}$ LS 甲側 154 kV 乙母線 $\left. \begin{array}{l} \text{VRS 105 V 以上} \\ \text{VST 105 V 以上} \\ \text{VTR 105 V 以上} \end{array} \right\} \text{AND}$ $\left. \begin{array}{l} \text{V}_0 \text{ 25 V 以下} \\ f \text{ 59.5 c/s 以上} \end{array} \right\} \text{AND}$ LS 乙側	該線路 CB投入
77 kV 母 線	線路リレートリップメモリあり リレートリップ線路 CB OFF 77 kV 甲母線 $\left. \begin{array}{l} \text{VRS 105 V 以上} \\ \text{VST 105 V 以上} \\ \text{VTR 105 V 以上} \end{array} \right\} \text{AND}$ $\left. \begin{array}{l} \text{V}_0 \text{ 25 V 以下} \\ f \text{ 59.5 c/s 以上} \end{array} \right\} \text{AND}$ LS 甲側 77 kV 乙母線 $\left. \begin{array}{l} \text{VRS 105 V 以上} \\ \text{VST 105 V 以上} \\ \text{VTR 105 V 以上} \end{array} \right\} \text{AND}$ $\left. \begin{array}{l} \text{V}_0 \text{ 25 V 以下} \\ f \text{ 59.5 c/s 以上} \end{array} \right\} \text{AND}$ LS 乙側	該線路 CB投入
復 旧 せ ず	154 kV 甲母線 $\left. \begin{array}{l} \text{VRS 35 V 以下} \\ \text{VST 35 V 以下} \\ \text{VTR 35 V 以下} \end{array} \right\} \text{AND}$ 154 kV 乙母線 $\left. \begin{array}{l} \text{VRS 35 V 以下} \\ \text{VST 35 V 以下} \\ \text{VTR 35 V 以下} \end{array} \right\} \text{AND}$ 77 kV 甲母線 $\left. \begin{array}{l} \text{VRS 35 V 以下} \\ \text{VST 35 V 以下} \\ \text{VTR 35 V 以下} \end{array} \right\} \text{AND}$ 77 kV 乙母線 $\left. \begin{array}{l} \text{VRS 35 V 以下} \\ \text{VST 35 V 以下} \\ \text{VTR 35 V 以下} \end{array} \right\} \text{AND}$ 全停後10分経過 全停メモリあり	装置ロッ ク

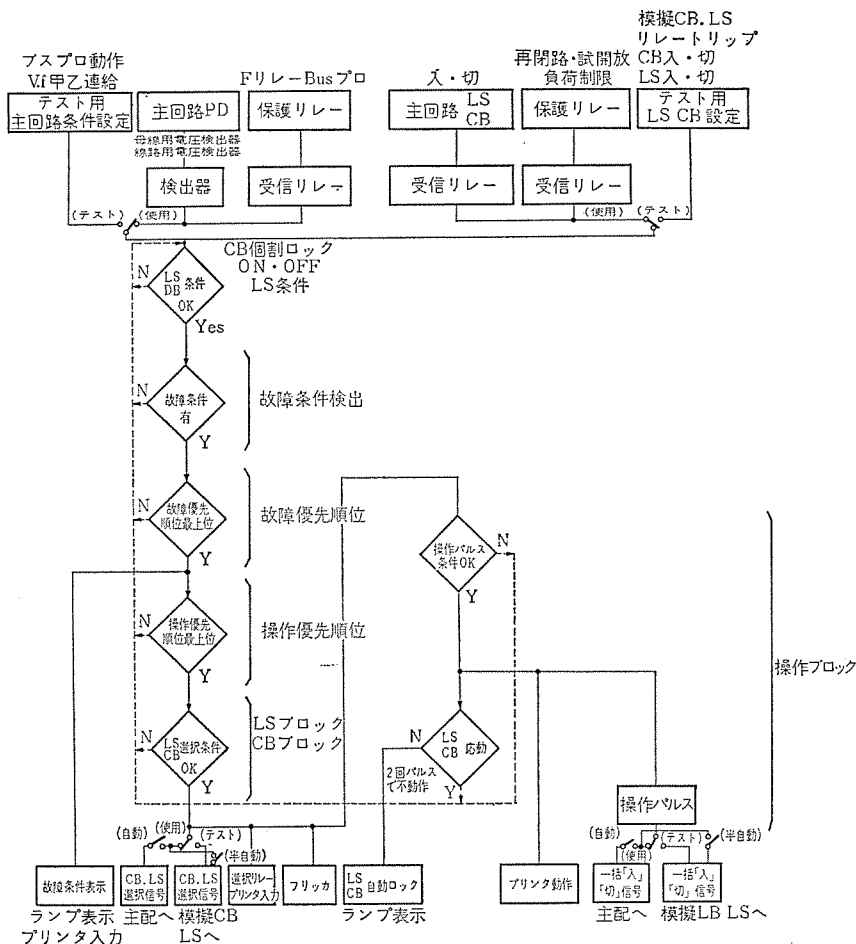


図 6.1 SAR ブロック線図

Fig. 6.1 SAR block diagram.

6. 復旧操作項目とプログラム

6.1 復旧操作項目と優先順位

復旧操作項目相互間の優先順位、および線路相互間の優先順位は表 6.1 のようになる。

6.2 プログラム

表 6.2 にプログラム一覧表を示す。このプログラムの Block Diagram は図 6.1 に示すようになる。

7. 検 出 器

検出器は SAR 用としてとくに開発されたもので、6 章に述べたプログラムを行なうに適した形となっている。これは横形の非抽出形ケースに収納されているが、試験を行なう際には外部からジャックをそう入することによりすべてのテストが可能となるような構造としてある。

7.1 RD-1 形母線電圧検出器

一つのケースに甲、乙母線用として 2 組の母線電圧検出器および V_0 検出器を収納し、 V_0 検出器を除いてはすべて三相形である。RD-1 形母線電圧検出器の形式を表 7.1 に示す。

7.2 RD-2 形線路電圧検出器

一つのケースに 6 線路分を Unit 化して収納したもので、いずれも単相形を用いている。RD-2 形線路電圧検出器の形式を表 7.2 に示す。

7.3 RS-1 形自動同期検定器

RS-1 形自動同期検定器は、変電所に設置されるという観点から揃速装置は有していないが、異系統、ループ系いずれの場合にも投入できるようにしてある。

表 7.1 DR-1 形母線電圧検出器形式表
Fig. 7.1 Ratings of type RD-1 detectors.

形式 番号	周 波 数	定 格 (V)	交流入力回路		直流入力回路		備 考
			タップ値 (V)	定格値消費 A (VA)	定格電圧 (V)	負 担 (W)	
RD-1	50	110	不足電圧 B, C 要素 70-75-80- 85-90-95- 100-105	3	+12 V 0 V -12 V および 6 V	2	A, B, C V_0 要素 で 1 ユニ ット、1 ケースに 2 ユニッ ト収納
			D 要素 10-15-20- 25-30-35- 40-45-50	1			
	60	110	過電圧 A, C 要素 70-75-80- 85-90-95- 100-105	3			
			V_0 要素 10-15-25- 30-35-40- 45-50	1			

図 7.2 RD-2 形線路電圧検出器形式表
Fig. 7.2 Ratings of type RD-2 detectors.

形 番	周波数	定格 (V)	交流入力回路		直流入力回路		備 考
			タップ値 (V)	消費 VA (VA)	電 圧 (V)	負 担 (W)	
RD-2	50	110	不足電圧 要 素 20-25-30- -35	1	+12 V 0 V -12 V		左記のものを 6 ユニ ット収納
	60		過電圧 要 素 90-95-100- -105	2	および 6 V		

異系統の場合には周波数偏差 Δf 、およびシャ断器投入死時間 Δt との二つの要素により位相 0 の点で投入を完了するようにしている。

一方ループ系の場合は $\Delta f=0$ であるが、線路インピーダンスによる位相角のずれがある。この場合閉合しようとする再系統の電圧差により、投入可能な位相角を変化させるようにしておくことと系統へのショックは小さくなる。RS-1 形自動同期検定器はこの特性を持たせてある。

8. 運 用 方 法

SAR には三つの運用方法つまり全自動、半自動、テストを有している。この三つの運用方法を一言でいえば全自動は On Line Control であり、半自動は Monitor、テストは Simulation として

の働きを有しているということである。以下に各運用方法について詳述する。

8.1 全自動方式

SAR を実系統に使用し装置動作に必要な各種入力量は実系統から導入し、定められたプログラムに従ってスイッチギヤの実操作を行なわせ、その操作内容をプリンタでプリントさせるとともに、スイッチギヤ選択時照光配電盤にフリッカ表示させる方式である。

8.2 半自動方式

半自動方式は、各種条件作成のための入力の実系統から導入し、出力として装置内蔵の模擬シヤ断器 (TCB)、模擬断路器 (TLS) を操作するもので、SAR により選択された被操作スイッチギヤを併設の監視盤上にフリッカ表示させる。この表示内容と変電所運転員の操作内容が一致した場合はつぎの操作にうつり、その操作内容をプリンタにプリントさせるが、一致しない場合は装置をロックするようになっている。

8.3 テスト

SAR 単体を試験するものであり、試験に必要な入出力をすべて自己装置内で授受する。試験に必要な入力は監視盤(図 3.3 参照)に取付けられた下記に示すようなスイッチにより行ない、その出力は装置内蔵の TCB、TLS に与え、その内容をプリントさせる

方式である。

テスト用各種スイッチ

- (a) 電圧条件設定スイッチ
- (b) 周波数条件設定スイッチ
- (c) 保護リレー動作設定スイッチ
- (d) 断路器設定スイッチ
- (e) シヤ断器設定スイッチ

上記スイッチ類を任意に設定することにより Simulation Test を行なうが、テスト中に系統に事故が発生した場合はただちにテストを中止し、自動的にはじめに設定されていた位置(全自動または半自動)に切換スイッチが復帰し、復旧操作を行なうようになっている。

9. む す び

今後系統操作の自動化に伴ない、この種装置がますます大きく発展していくと思われる。その第1歩として今回上述の装置を開発し、中部電力南豊田変電所に設置、試験中である。本装置開発にあたり種々ご援助いただいた中部電力殿並びに社内関係各位に誌上をかりて厚く御礼申し上げる。

シリコン制御整流素子のスイッチング特性と応用上の問題 (2)

船川 繁*・飯田 隆彦*・小嶋 鈴夫*

3. dv/dt によるターンオン

3.1 dv/dt によるターンオン機構

サイリスタのブレイクオーバー電圧 V_{BO} は、順方向に印加する電圧の立ち上がりによっていちじるしい影響をうける。立ち上がりが早くなると V_{BO} は減少する。これは dv/dt によるブレイクオーバー、あるいはレート効果によるセルフスイッチングとよばれ、応用上大きな影響を与える現象である。

阻止状態において順バイアスされている素子は、図 3.1 に示すように、各接合に空乏層による静電容量を生ずる。中央の接合 J_2 は、逆バイアスされるので空乏層の厚みは大きく、かつ接合容量と逆方向のダイオードが並列にはいった等価回路となる。

接合 J_1, J_3 は順バイアスされるので、空乏層はせまく、等価回路では、接合容量と並列に順方向のダイオードがはいる。図の等価回路からあきらかなように、接合 J_1 および J_3 には、中央の接合 J_2 の空乏層における電荷の移動に伴う電流 i_c が流れる。この電流は次のように求められる。接合 J_2 の空間電荷領域の幅 x_m は、不純物濃度が N_B 層から P_B 層へ急激に変わる階段状接合の場合には

$$x_m = \sqrt{\frac{2K\epsilon_0}{qN_d} \cdot \left(1 + \frac{N_d}{N_a}\right)} \quad (3.1)$$

と表わされる。したがって、その電荷の量は

$$Q = qAN_d x_m = \sqrt{\frac{K\epsilon_0 A^2 N_d q V}{\left(1 + \frac{N_d}{N_a}\right)}} \quad (3.2)$$

と表される。ここに

ϵ_0 : 自由空間の透電率 8.85×10^{-12} (farad/m)

K : シリコンの比誘電率

N_d : N_B 層不純物濃度

V : 印加電圧

A : 接合面積

N_a : P_B 層不純物濃度

dv/dt によって流れる i_d

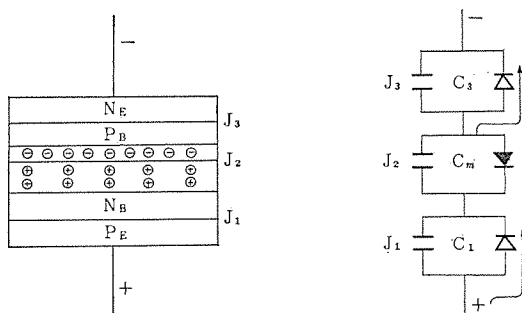


図 3.1 順阻止状態の空乏層と素子の等価回路

$$i_d = \frac{dQ}{dt} = \frac{dv}{dt} \cdot \sqrt{\frac{K\epsilon_0 A^2 N_d q}{2v \left(1 + \frac{N_d}{N_a}\right)}} \quad (3.3)$$

と表される。この電流は偏位電流であるが、 J_2 の接合容量 C_m への dv/dt による充電電流 i_c としても求めることができる。すなわち式 (3.1) と式 (3.4), (3.5) から (3.3) と同じ結果を得る。

$$C_m = \frac{K\epsilon_0}{x_m} \quad (3.4)$$

$$i_c = C_m \frac{dv}{dt} \quad (3.5)$$

この電流によって、 J_1, J_3 の両接合から J_2 接合へ向かって、少数キャリアの注入、到達がおこり、増幅率 α を増大させる。その結果、前章で述べたブレイクオーバーの条件が満たされる。式 (3.3) から dv/dt が大きいほど i_c は大きくなり、したがって α_{1N}, α_{2N} の増大も促進される。これが V_{BO} が dv/dt により低下する機構の中核である。

$\frac{dv}{dt}$ によるターンオン動作は、前章で述べたゲート入力によるターンオンが全面で同時になされないと同様に、やはり局所的なスポットにより生ずる。ゲートパルスによるターンオンと異なり、2端子での $\frac{dv}{dt}$ によるターンオンの場合は P_B 層のもっとも距離の短いところでおこる。通常のサイリスタでは、図 1.1 の P_B 層の幅を N_B 層に比べ、ずっと小さくし $\alpha_{1N} > \alpha_{2N}$ となるようにしてあるので、 P_B 層の幅はブレイクオーバーの機構を支配的に左右する。したがって P_B 層の幅のもっとも小さいところの到達率はもっとも大きくなり、注入率 J_3 が接合全面で一様であればここで増幅率は最大となる。これがこの点のホットスポットとなる理由である。ホットスポットに電流が集中し、その温度上昇から素子の特性に劣化をひきおこす可能性があることは、前章 2.2 節で記述したところと同じである。 J_3 接合と並列にはいるような適当な並列回路を設ければ、 i_c による J_3 の注入を押え dv/dt による V_{BO} の低下を軽減できる。また dv/dt によりターンオンしたときの di/dt もホットスポットの温度上昇には大きな要因であるが、これを回路的におさえ手段については後節で詳しく説明される。

逆バイアスされている素子に順阻止電圧を一定の dv/dt で印加した場合は、逆バイアス状態から順阻止電圧を印加するよりも高い順電圧に耐える傾向がある。これは、図 3.2 の電圧波形で、 t_1 において $-V_R$ から順阻止電圧を上昇率 dv/dt で印加すると各接合の電圧分担は図示のとおり変化する。したがって両方のエミッタ接合、 J_1, J_3 が順バイアスされるのは時間 t_2 からである。これに反し逆バイアス V_R がゼロのときは、 J_1, J_3 は順阻止電圧印加のスタートから順バイアスされ注入をおこす。前者の場合は、 t_2 にいたるまで J_1, J_3 は逆バイアスされるのでキャリアの注入がおさえられる。次に dv/dt による V_{BO} の減少は i_c の流れる時間によっても影響をう

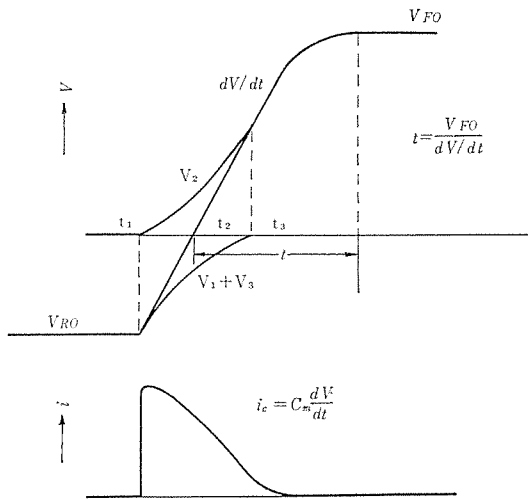


図 3.2 順阻止電圧印加時の dv/dt と充電電流

ける。 i_c は式 (3.3) で表わされるので、電圧が高くなると小さくなり電圧波形も図 3.2 のような場合は $\frac{dv}{dt}$ も小さくなり、図 3.2 のようにある一定時間流れる。充電電流の通電時間は印加電圧 v のとき

$$t = \frac{V}{dv/dt} \quad \dots\dots\dots (3.6)$$

と表わされる。ゲート電流のパルス幅とその波高値の間には、逆相関がある。つまりパルス幅が短いときは大きなゲート電流を要することが知られている。これは最初にターンオンするスポットに必要な面積を得るため、パルス幅の短いときは、セン頭値を大きくする必要があるからである。今印加電圧が一定で dv/dt が大きくなっていくと t は小さくなる。したがって i_c も大きな値を要することとなるが i_c の流れる時間の減少に見合う分だけの i_c のセン頭値の増加分が流れえないときには dv/dt の増加にともない、かえって V_{BO} は高くなる場合もありうる。

次に dv/dt による V_{BO} の減少とベース層のライフタイムとの関係について説明する。すでに記したように通常のサイリスタでは、 $\alpha_{2N} > \alpha_{1N}$ であるので α_{2N} がターンオンの機構に支配的な要因となっている。増幅率 α は注入率 γ と到達率 β の積で表わされ、後者の β はベース層の少数キャリアのライフタイムと次のように関連している⁽⁷⁾。

$$\beta_1 = \text{sech } W_{NB}/L_{P2} \quad \dots\dots\dots (3.7)$$

$$\beta_2 = \text{sech } W_{PB}/L_{n3} \quad \dots\dots\dots (3.8)$$

ここに L_{P2} は N_B 層における正孔の拡散長であり、 L_{n3} は P_B 層における電子の拡散長である。拡散長はよく知られているように次のように表わされる。

$$L_{P2} = \sqrt{D_P \tau_{P2}} \quad \dots\dots\dots (3.9)$$

$$L_{n3} = \sqrt{D_n \tau_{n3}} \quad \dots\dots\dots (3.10)$$

ここに D_P , D_n はそれぞれ正孔、電子の拡散定数である。上の関係式からわかるように、ライフタイムの減少は到達率の低下を招くから、ライフタイムの大きい場合に比べ dv/dt によりブレークオーバーする条件に達するには、より大きな i_c を要することになる。とくに α_{2N} がブレークオーバーの主要因子であるので τ_{n3} の小さいほど dv/dt による V_{BO} の減少は少なくなる。後の章で述べるターンオフ時間は、ブレークオーバーの場合と異なり N_B 層における少数キャリアのライフタイム

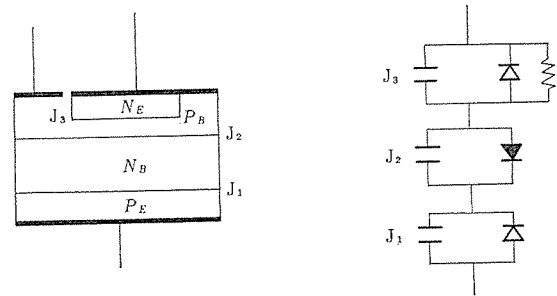


図 3.3 エミッタ短絡形とその等価回路

τ_{P2} が主要因子となるのでターンオフ時間の短い素子でも τ_{n3} が比較的大きい場合には dv/dt 効果に敏感な素子もありうることとなる。

dv/dt の影響をうけにくくした素子の構造としてエミッタを短絡した形の構造がある。図 3.3 はこれを示したもので右の図はその等価回路である。 J_3 接合に並列抵抗を入れ、この接合での注入率を減少させ α_{2N} を小さくしたものである。この構造においては、エミッタが短絡されても P_B 層を横方向に流れる順電流のために生ずる電位降下のため、接合 J_3 の一端で拡散電位より高くなり注入がおこるので、適当な設計によれば効果的に dv/dt による V_{BO} の減少を低減できる。

3.2 測定回路

今まで述べてきた dv/dt によるターンオンの測定回路には直線方式とエクスポネンシャル方式の二方式がよく用いられるが、測定結果にその両者でかなりの差を生ずる上に、測定器自体の簡便さ、取り扱い、測定手順、条件などの相違や実際の応用に対してどちらの方式が適するかなどの問題があり、結局一方に統することができず IEC でも両方式を認めている。ただし測定値がいずれの方式によったか明記する必要がある。

まず両方式の測定回路を説明しよう。図 3.4 (a) はエクスポネンシャル方式による dv/dt 特性測定回路を、(b) は供試サイリスタに加わる電圧波形をあらわしている。この回路は 2 個の水銀リレーを交互にオン・オフし、コンデンサ C の充放電を行なうものである。その電圧波形を式で示すと、

$$v = V_{FO}(1 - e^{-t/RC}) \quad \dots\dots\dots (3.11)$$

となる。式 (3.11) を微分して

$$\frac{dv}{dt} = (V_{FO}/RC)e^{-t/RC} \quad \dots\dots\dots (3.12)$$

ただし V_{FO} は直流電源電圧

を得る。式 (3.12) から明らかなように、供試サイリスタに加わる

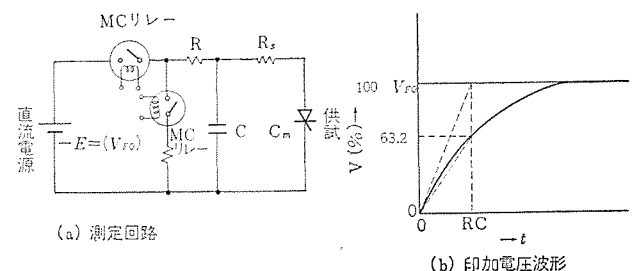


図 3.4 エクスポネンシャル方式の dv/dt 測定回路と印加電圧波形

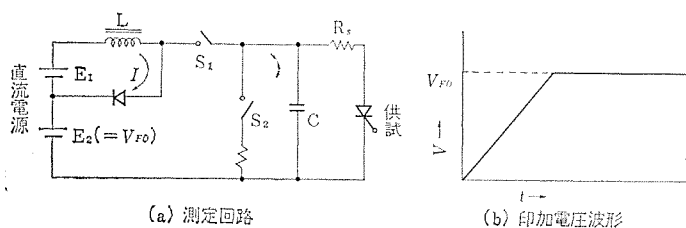


図 3.5 直線方式の dv/dt 測定回路と印加電圧波形

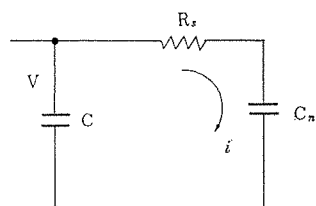


図 3.6 供試素子に流れる電流

dv/dt は直流電源電圧と RC により決まるので、非常に簡単な回路となる。もちろん水銀リレーのスイッチオン速度（数十 ns）は RC 時定数を見捨てるほど速くしなければならない。

しかし式 (3.12) は時間要素 $e^{-t/RC}$ を含んでいるので、供試素子に加わる dv/dt は時間の関数となり、 $t=0$ の場合に最大となる。したがって一般には RC 時間後の平均電圧変化率、すなわち $(V_{FO}/RC) \times 0.63$ をエクスポネンシャル方式における dv/dt としている。（以下に述べる dv/dt の数値はこの平均変化率である。）

このエクスポネンシャル方式の測定器は次のような特長をもつ。

- (1) 装置が簡単で、取り扱いやすい。
- (2) 素子の良、不良品の判定を能率的に行なえる。
- (3) 任意の dv/dt に対する素子のブレイクオーバー電圧を知ることがやっかいである。
- (4) dv/dt の値の表示に混乱を起こすおそれがある。
- (5) dv/dt による接合部容量の充電電流の解析が複雑となる。

図 3.5 に直線方式の測定回路と供試サイリスタに加わる電圧波形を示す。同図 (a) の回路動作は次のようになる。 S_1 , S_2 のスイッチは交互にオン・オフしており、 S_1 がオンとなればそれまで E_1 より L , D の閉回路に流れていた一定電流 I はそのまま充電電流として C を V_{FO} まで充電する。 C の充電が完了すると、 L を流れる一定電流はふたたび D を流れる。その後 S_2 がオン状態となると C の電荷は放電し、次の S_1 のオンに備える。 S_1 のオンによる C の充電電流は $v = (I/C)t$ で表わされ、その上昇率は、

$$dv/dt = I/C \quad \dots\dots\dots (3.13)$$

となるから、 V_{FO} と dv/dt とはまったく無関係であることがわかる。これは直線方式の最も利点とするところである。

この直線方式のおもな特長を述べると

- (1) 直流電源電圧と dv/dt とが独立に変化するため、任意の dv/dt に対する素子のブレイクオーバー電圧が容易にわかる。
- (2) 装置が若干複雑で、大形となる。
- (3) dv/dt の可変範囲を大きくするのがやっかいである。

次にエクスポネンシャル方式と直線方式測定器の素子に与える影響の相違について説明しよう。図 3.4, 3.5 の供試素子の接合部容量を C_m 、直列抵抗を R_s とすれば両者とも図 3.6 の等価回路を書くことができる。今 $C \gg C_m$ を満足するような C を選べば、 C はインピーダンスゼロの電源と考えられるから、

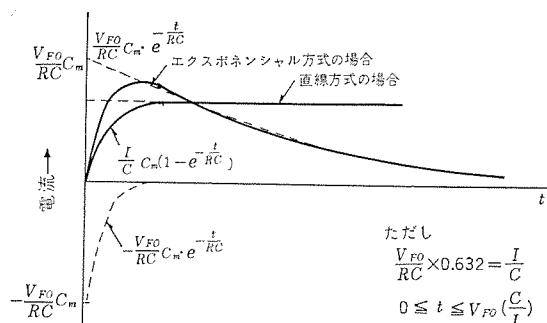


図 3.7 接合部容量による充電電流波形

$$R_s i + \frac{1}{C_m} \int i dt = v \quad \dots\dots\dots (3.14)$$

が成り立つ。式 (3.1), (3.2) で示したように C_m は印加順電圧 V の関数であるが、式が複雑化するのでここでは簡単に C_m は電圧に無関係に一定と仮定すると、

エクスポネンシャル方式では、

$$i = V_{FO} \left\{ \frac{C_m}{RC - R_s C_m} e^{-\frac{t}{RC}} + \frac{1}{R_s} \left(1 - \frac{RC}{RC - R_s C_m} \right) e^{-\frac{t}{R_s C_m}} \right\} \quad \dots\dots\dots (3.15)$$

$RC \gg R_s C_m$ とすれば、

$$i \approx (V_{FO}/RC) C_m (e^{-\frac{t}{RC}} - e^{-\frac{t}{R_s C_m}}) \quad \dots\dots\dots (3.16)$$

直線方式では、

$$i = (I/C) C_m (1 - e^{-\frac{t}{R_s C_m}}) \quad \dots\dots\dots (3.17)$$

ただし $t \leq V_{FO}(I/C)$

となる。接合部電流が印加電圧に無関係とし、非常に雑な計算を行なった場合の供試素子へ流れる電流は (3.16), (3.17) の両式で表わすことができる。図 3.7 はこれら両式を図示したものであり、エクスポネンシャル方式の平均電圧上昇率 $dv/dt (= V_{FO}/RC \times 0.632)$ と直線方式の $dv/dt (= I/C)$ が等しい時の電流波形をあらわしたものである。直線方式ではエクスポネンシャル方式より電流時間積が大きくなり、素子にとってはきびしい条件となる。したがって dv/dt によるターンオンの影響を測定する場合、装置の取り扱いやすさ、簡単さ、測定の便利さ以外にエクスポネンシャル方式と直線方式では本質的な測定条件が異なることに注意しなければならない。

図 3.7 は接合部容量が電圧により変化しないと仮定して描いた波形であるが、実際には電圧の増加にともない減少するので、電流波形は図 3.7 より減衰した波形となる。

図 3.6 で R_s がゼロであれば素子がブレイクオーバーしたときに、大きな電流でしかも dv/dt の高い電流が流れるので、素子の劣化および破壊を招く。したがって適当な R_s の値を選定しなければならない。図 3.7 から明らかなように R_s が小さいほど接合部容量の充電電流時間積が増すから、測定条件はきびしく低いブレイクオーバー電圧を示す。しかし $R_s C_m \gg RC$ となるような R_s の値では見かけ上 dv/dt 特性は改善されるが、それによるブレイクオーバー電圧の変化は少なく、 R_s はそれほど dv/dt 特性に影響を与えない（以下の測定結果は R_s を 10Ω とした場合のものである）。

そのほか dv/dt 特性に変化を与えるおもな要因をあげると

- (1) 接合部温度 T_j
- (2) ゲートバイアスの条件

(3) 陽-陰極間の逆バイアス条件がある。

3.3 接合部温度の影響

3.1節で述べたように dv/dt が高くなると、接合部容量への充電電流が大きくなるために、電流パルス幅が短くなるにもかかわらずブレイクオーバー電圧は低下する。ちょうどこれは図2.18のゲートパルス幅とゲート電流の大きさの関係に似ている。いずれにせよ電流増幅率を増す条件が重なれば、サイリスタは導通しやすくなる。

接合部温度をあげると、接合部容量、正孔、電子のライフタイムおよび漏れ電流はいずれも大きくなり、これらは素子をターンオンしやすくするので、 dv/dt 特性を悪くする。接合部容量が増加すれば、式(3.4)に示したように充電電流の振幅はその幅に無関係に大となり、 J_1 と J_3 接合部でのキャリアの注入を促して、電流増幅率を大きくする。このため高い dv/dt 領域では、漏れ電流によ

る効果より大となるので、ブレイクオーバー電圧は温度の低いときより下がる。またライフタイムが大きくなると、ベース層での注入キャリアの到達率が大きくなるために、増幅率 α を大きくする。漏れ電流の増加も J_1 , J_3 接合部でのキャリアの注入を促す。

しかしながら接合部温度が 100°C 前後では、温度の上昇にとともに、キャリアの増倍率 M が小さくなり、図3.8に示すように素子によっては、 dv/dt の小さい範囲で V_{BO} が温度の上昇につれ高くなる場合もある。この現象はベース領域のライフタイムを短くした素子によく見受けられる。

図3.8は2SF270シリーズ(CR10B)、2SF270Aシリーズ(CR10Bインパタ用)、CR10B超音波用開発素子、2SF290シリーズ(CR20A)、2SF290Aシリーズ(CR20Aインパタ用)、2SF460シリーズ(CR20A超音波用)の代表的な dv/dt 対 V_{BO} の温度特性を示している。同図から明らかなように dv/dt の温度特性は各機種によりかなり異なった様相を呈する。2SF270シリーズ、290シリーズ

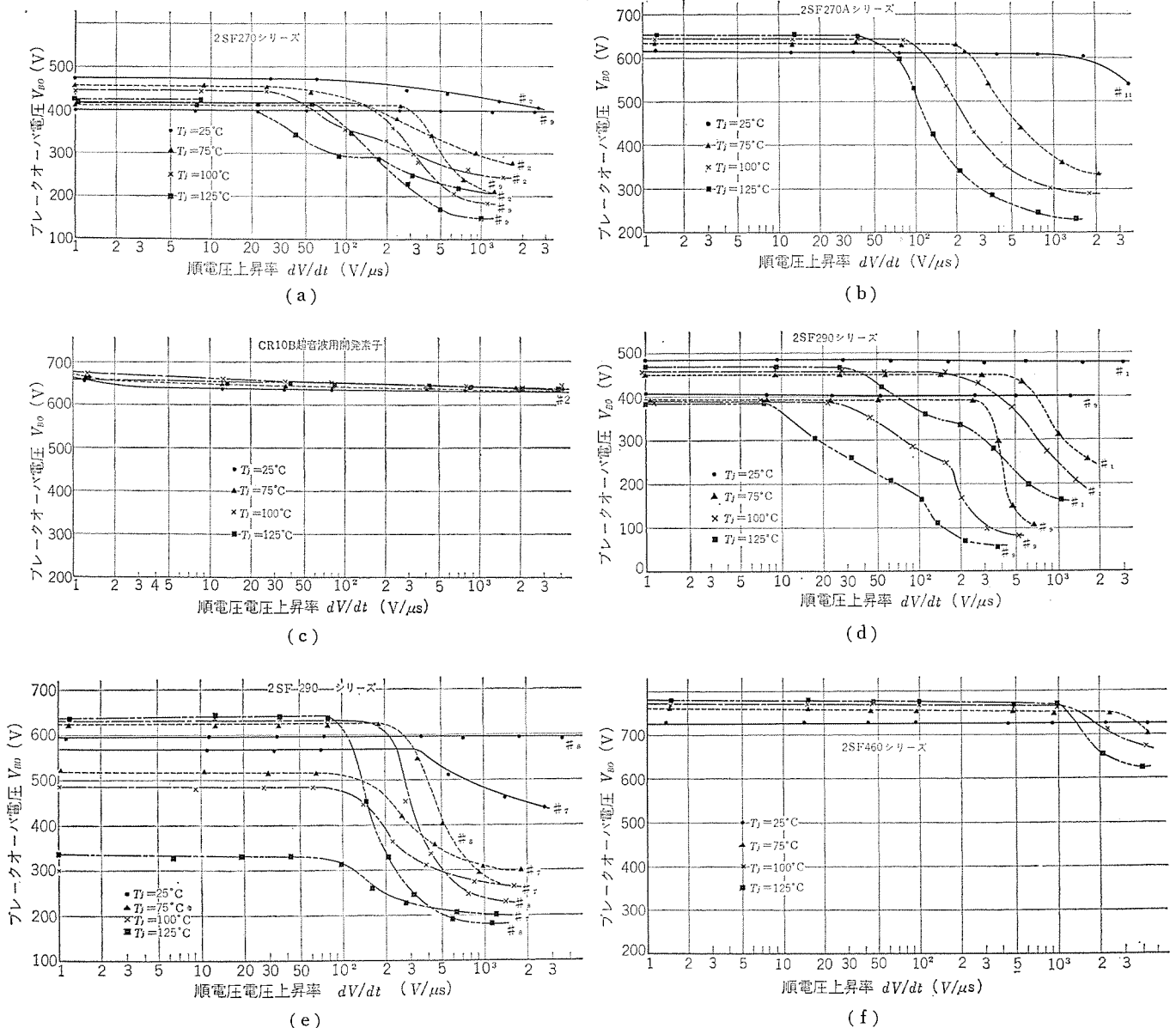


図 3.8 dv/dt によるターンオン効果

では常温での dv/dt 特性は $2,000 \text{ V}/\mu\text{s}$ までほとんど平坦で、接合部温度が上昇すると平坦部が著しく狭くなる。しかし dv/dt の増大に対する V_{BO} の低下は図示のようにゆるやかである。

これよりターンオフ時間を短くした 2SF 270 A シリーズ、2SF 290 A シリーズでは常温での dv/dt 特性は広範囲にわたり平坦であるが、 dv/dt の低い領域では V_{BO} は温度が上昇するにつれて高くなり、ある dv/dt の値になると急激に低下しはじめる。ベース層のライフタイムを制御してターンオフ時間を特別短かくした 2SF 460 シリーズおよび CR 10 B 超音波用開閉素子の dv/dt 特性は数千 $\text{V}/\mu\text{s}$ まで平坦で、温度特性もきわめてよく $T_J=125^\circ$ でも平坦な特性をもつ。しかしこれらの機種いずれも接合部温度が高くなれば、 V_{BO} が下がりはじめる dv/dt の値は小さくなる。

3.4 ゲートバイアスの影響

ゲートバイアスの方法にはゲート・カソード間に抵抗を接続する方法と電圧を印加する方法がある。前者はゲート近傍の α_{2N} を小さくするから、より平坦な dv/dt 特性を得るが、大電力用素子に対してはその接合部面積および P_B 層の横方向抵抗が大となるので、あまり有効ではない。しかし後者のゲート・カソード間を逆バイアスする方法では、前者のゲート近傍だけの効果にとどまらず、接合部全体にわたり電流増幅率を抑えるので、大電力用素子の dv/dt 特性を改善するのに有効な手段となる。それらの効果を図 3.9、3.10 に示す。図 3.9 は小電力用サイリスタ 2SF 521 シリーズ (CR 05 A) におけるゲート・陰極間抵抗と dv/dt 特性の関係を示したもので、図 3.10 は大電力用サイリスタ 2SF 535 シリーズ (CR 250 A) におけるゲート・陰極間の逆バイアス電圧と dv/dt 特性の関係を示したものである。同図から明らかなように両者とも dv/dt 特性は著

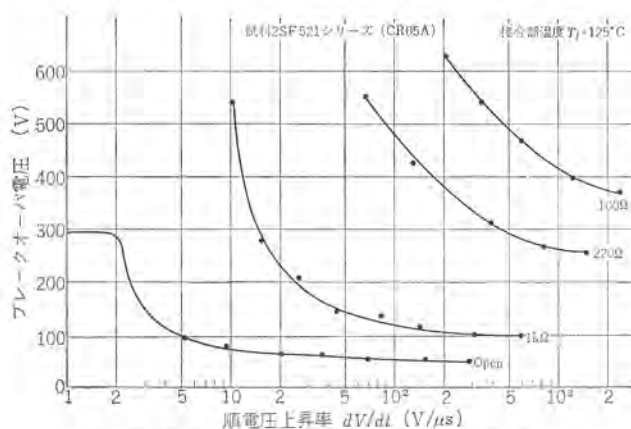


図 3.9 ゲート陰極間抵抗と dv/dt 特性

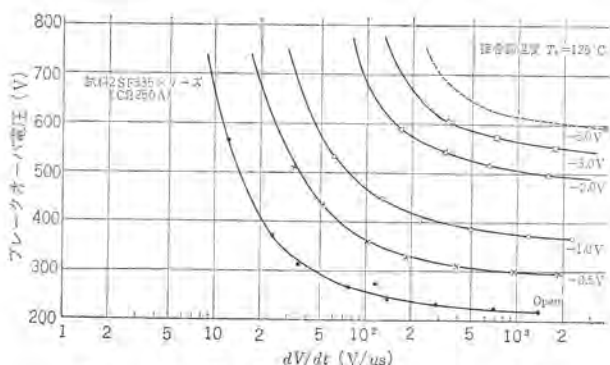


図 3.10 dv/dt 特性とゲート逆バイアスの関係

しく改善されている。

以上は外的に dv/dt 特性を改善する方法であるが、これら dv/dt の改善法を用いない場合には、外部のザージ電圧が陽極・陰極間に加わると同時にゲート回路にも誘導電圧が発生し、ゲート・陰極間を正バイアスして、ブレイクオーバーを容易にする。しかしながらこのような条件に対してもサイリスタの誤動作は許されない。したがってゲートが正バイアスされたときの dv/dt 特性を知ることが回路設計上有用である。図 3.11 に図 3.8 と同一の試料に直流ゲート電流 1 mA を流したときの dv/dt 特性を示す。2SF 270 シリーズおよび 2SF 290 シリーズの一般用サイリスタでは、直流ゲート電流 $I_G 1 \text{ mA}$ を流すと、 $I_G=0$ に比べ、 dv/dt の高い領域で V_{BO} がかなり低下する素子もある。これに対しターンオフ時間を短かくした 2SF 270 A シリーズ、2SF 290 A、2SF 460 シリーズでは点弧ゲート電流が若干大きくなるためあって、 $I_G=1 \text{ mA}$ 程度では V_{BO} にほとんど影響を与えない。また I_G により著しく V_{BO} が低下する素子は一般に、ゲート回路がオープンでも短いゲートリードを付けるだけで V_{BO} が低下しやすい。

3.5 dv/dt が問題となる回路

サイリスタの応用上、 dv/dt が問題となるのは次の場合である。第 1 は電源の元スイッチを投入したときに素子に印加される dv/dt と第 2 はターンオフ後の再印加順電圧の上昇率 (dv/dt) である。

3.5.1 電源の投入時

電源を投入すると、サイリスタの端子間電圧は急激に上昇し（交流の場合はその投入位相によって上昇率および印加値が異なってくる）、その変化率 (dv/dt) が問題になる。

3.5.2 直列、並列インバータ回路、DC チョップパ回路

サイリスタがターンオフした後に印加される dv/dt が問題となる。（図 2.26 参照）

3.6 dv/dt 問題の解決法

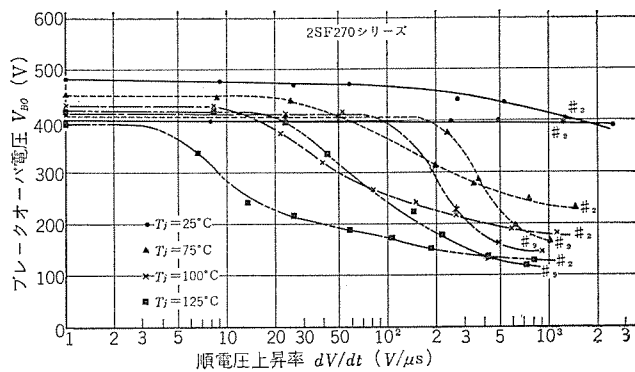
dv/dt 問題を解決する二つの方法がある。一つはサイリスタのゲートを逆バイアスして素子自体の dv/dt 特性を改善する方法と、もう一つは印加電圧波形を波形変形し素子に印加される dv/dt を減少させる方法である。

3.6.1 ゲート逆バイアス法

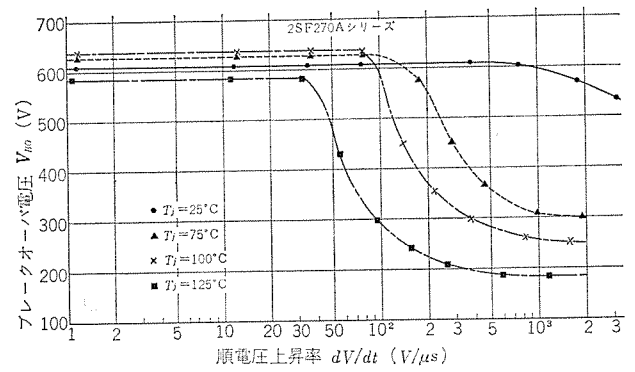
ゲート逆バイアスによってサイリスタの dv/dt 特性が改善されることは上述のとおりであるが、それを実際の応用回路に用いるには次のような方法を用いる。図 3.12 の方法はツェナーダイオードを用いたもので、ゲート信号電圧印加時にツェナー電圧だけコンデンサに充電しておく。ゲート信号がなくなるとダイオード D_1 を通して放電していくが、ダイオードのエン層電圧でサイリスタのゲート・カソード間を逆バイアスさせようとするものである。図 3.13 の方法は、ゲート信号電圧をコンデンサに充電しておき（コンデンサの充電電流で素子はターンオンする）、ゲート信号がなくなると D_2 , R を通して放電させ、同様にゲートを逆バイアスさせようとする方法である。これらの方法では、次のゲート信号が印加されるまでコンデンサが放電し終わらぬように時定数 CR を決めねばならない。

3.6.2 波形変形法

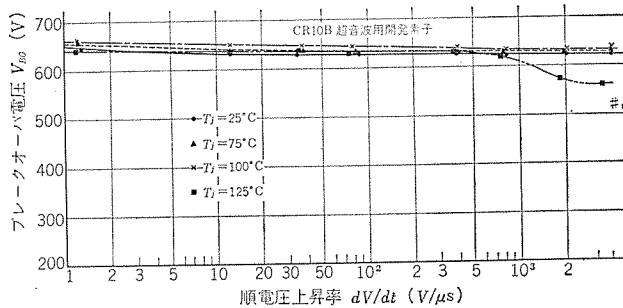
図 3.14 は波形変形によって素子に印加される dv/dt を減少させる回路である。すなわち LC 共振回路で電圧波形を振動させ、素子に印加される電圧の dv/dt を減少させている。コンデンサ C の



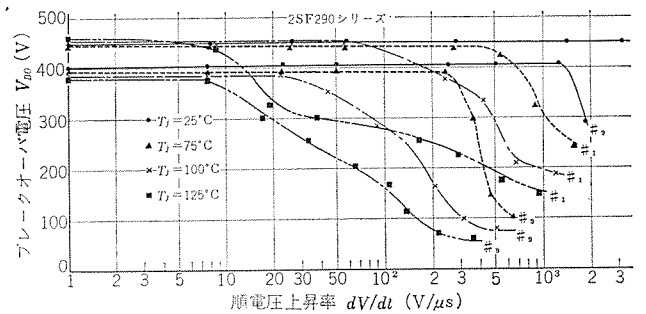
(a)



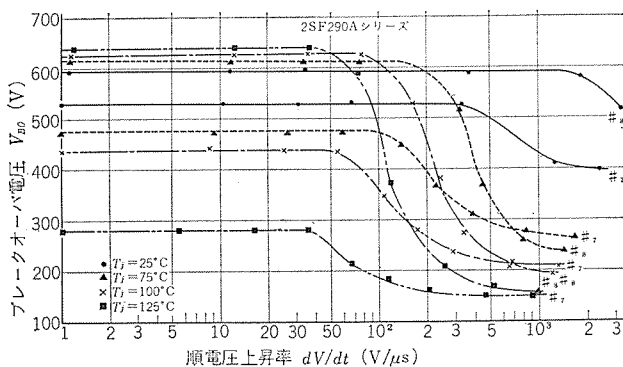
(b)



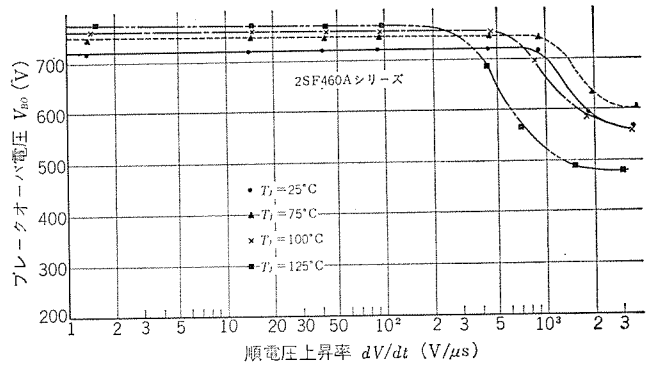
(c)



(d)



(e)



(f)

図 3.11 ゲートを正バイアス（直流ゲート電流 1mA）したときの dv/dt によるターンオン効果

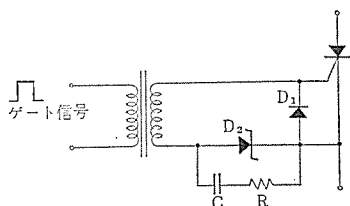


図 3.12 ゲート逆バイアス法

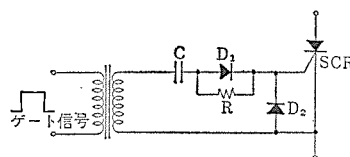


図 3.13 ゲート逆バイアス法

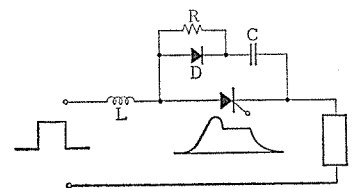


図 3.14 波形変形法

端子間電圧は印加電圧の 2 倍まで上昇するので、R を通して徐々に放電させている。

3.6.3 再印加順電圧の上昇率

ターンオフ後素子に印加される順電圧上昇率は回路定数で決まり次式で与えられる。

誘導性負荷の場合

$$dv/dt = I/C \quad (\text{V}/\mu\text{s})$$

I : 転流直列の順電流 (A)

C : 転流コンデンサ (μF)

抵抗負荷の場合

$$(dv/dt)_{\max} = E/CR \quad (\text{V}/\mu\text{s})$$

E : コンデンサの充電電圧と放電後再充電される電圧の和 (V)

R : 負荷抵抗 (Ω)

C : 転流コンデンサ (μF)

これらの値が素子の特性値以下になるようにする。

新製品紹介

“CW-720 P 形三菱ポンプ付脱水洗たく機 (愛称・カップル P)” 新発売

三菱電機では昨年3月に、高い場所、離れた場所にも容易に排水できる、排水ポンプを内蔵した脱水洗たく機 (CW-700 P 形) を発売したが、従来のものは排水時に洗たくそうの回転翼が同時に回ってしまうため、洗たくそうの水が飛び散る欠点があったが、このたび発売した“CW-720 P 形三菱ポンプ付脱水洗たく機”は、排水時に回転翼をとめる新機構を採用したことにより、水の飛び散りがまったくなく、排水時間も短縮された。

形 名：CW-720 P 形三菱ポンプ付脱水洗たく機

(愛称・カップル P)

価 格：現金正価 ￥ 35,300

月賦正価 ￥ 38,200 (12 回払)

■ 特 長

(1) 新機構採用の強力排水ポンプ付

排水ポンプと、洗たくそうの回転翼の間にクラッチを取り付けた新機構の採用により、排水時に回転翼が回らないため、水の飛び排水高2m、排水距離15m、排水時間1分40秒(定格容量31ℓ)と高能率で、排水穴が左右側面についているので便利である。

(2) ビード式大形強力脱水カゴ

脱水カゴは、直径183mmと大形で、しかも独特のビード式を排採用しているので、脱水力が強力である。

(3) 無給油機構

モートル、回転翼の軸受には、無給油式を採用しているので注油の必要がなく、つねに安定した性能を発揮する。

(4) サビにくく変色しない3重アクリル塗装

外部塗装には、3重アクリル塗装を施してあるので、サビにくく変色せず、いつまでも清潔さを保つ。

(5) 布地によって水流が選べるWストリーム方式採用

(6) めんどくさい手間のいらぬコック式

(7) 安全なフタ連動ブレーキ付

(8) 布とびだし防止用安全カバー付

■ 仕 様

外形寸法：640(幅)×420(奥行)×900(高さ)mm

重 量：39.5 kg

電 源：100 V 50/60c/s

型式承認：洗たく機側 冫 9-2212

脱水機側 冫 91-741

(1) 洗たく機側

洗たく方式：反転、一方水流、連続ゆすぎ可

洗たく容量：1.5 kg (乾燥布重量)

洗たくそう寸法：360(幅)×380(奥行)×438(深さ)mm

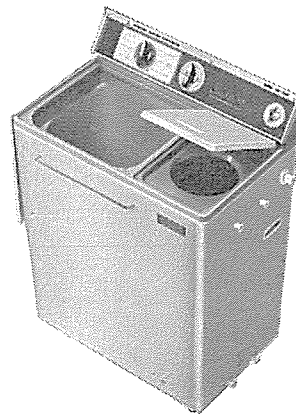
排水方式：ポンプ排水式

(2) 脱水機側

脱水方式：遠心脱水

脱水容量：1.5 kg (乾燥布重量)

脱水カゴ寸法：183(直径)×316(深さ)mm



CW-720 P 形三菱ポンプ付脱水洗たく機

わが国最大の“三菱ダイアックス放電加工機 DM-500-5 S” 開発

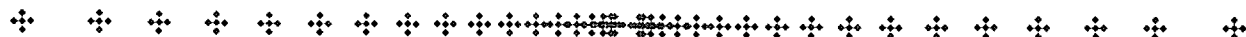
三菱電機では、このほど当社の半導体パルス技術と油圧制御技術を結集した低電極消耗特性を持つ、わが国最大の“三菱ダイアックス放電加工機 DM 500-5 S”を開発した。

放電加工機は、今まで特殊な分野においてのみ使用される加工機と考えられていたが、最近の著しい進歩発達により、形の工作はもとより部品加工、製品加工の分野においても使われ、もはやはん用機とみなされるまでになり、とくに電極のほとんど消耗しない放電加工機の開発と電極製作法の進歩によって、ならいっ

スに代わって使われるようになってきた。それに伴ない、大形のならいっすと同様に大きな形の加工ができる大形放電加工機の開発が強く望まれるようになった。自動車産業において使用されるプレス金形、鍛造形および各種の比較的大きな金形の工作においては、ならいっすより放電加工機のほうが経済的であるとされている。

おもな特長は、次のとおりである。

1. わが国で初めて半導体パルス電源採用



NEWS FLASH

■ 近鉄伊勢特急電機品完成

当社では近畿日本鉄道から、京都―宇治山田間の新直通特急用 2 編成分 4 両（うち電動車 2 両）の主電動機・制御装置など電機品一式を受注し、鋭意製作を進めていたが、このたびこれら電機品の製作を完成し、良好な成績をもって工場試験・現車試験を完了した。この伊勢特急車は架線電圧 600 V 区間（京都線）と 1,500 V 区間（大阪線）の直通運転を行ない、かつ従来の名阪特急と同様な高速性能を持つが、基本編成は MT 編成で、M 車の割合が減少しているという特長を有している。そのため電機品にもくふうがなされている。

主電動機

（1）容量 180 kW という私鉄電車用としては最大容量の記録品で、MT 編成でも MTM 編成特急車と同様の高速運転が可能である。

（2）大容量主電動機であるが、最新の設計により小形化され、大きさは従来の特急車用主電動機と同一になっている。

（3）高端子電圧主電動機であるが、電機子を重ね巻きとし、整流子片を多くしているので高速からの安定した電気ブレーキが可能である。また絶縁は F 種エポキシによる一体固化絶縁としている。

制御装置

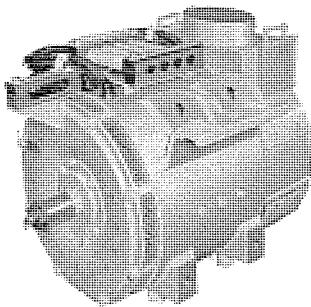
主電動機の直並列制御は行なわず、運転台より操作することにより、永久並列または永久直列運転を行ない、架線電圧が、600 V・1,500 V のいずれの場合にでも力行可能なように主回路を切換えられる。すなわち架線電圧が 600 V のときは、主電動機 2 台を並列に接続したものを 1 グループとし、1,500 V のときは、主電動機 2 台を直列に接続したものを 1 グループとして、二つのグループを永久直列または永久並列制御するようになっている。

主要項目

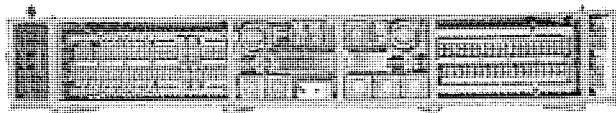
車両自重 M 車 40 t、T 車 34 t

定員 56 人/両

加速度 2.4 km/h/s (1,500 V 区間)



MB-3127-A 主電動機



ABFM-254-15 MDH 形主制御器

1.5 km/h/s (600 V 区間)

編成 MT

車輪径 860 mm

主電動機 形式 直流直巻自己通風形

形名 MB-3127-A

1 時間定格 180 kW 675 V 296 A 1,850 rpm

連続定格 180 kW 675 V 296 A 2,500 rpm

制御装置 形名 ABFM-254-15 MDH

制御方式 電動カム軸式、自動加減速

制御段数 力行 23 (抵抗制御 18, 界磁制御 5)
制動 18

連結条件 エース・カー、ビスタ・カーと連結可能

制動装置 電空併用形 (HSC-D)、抑速制動付

■ フィリピン向け三相 750 kVA ネットワーク変圧器完成

高度の信頼度と融通性が要求される地域の配電方式として、理想的な低圧ネットワーク方式は、すでにアメリカその他の国で採用されているが、わが国においても計画が進められている。したがってこれに使用するネットワーク変圧器の早急な開発が要求されていた。

今回、フィリピン・マニラ電力庁から三相 750 kVA ネットワーク変圧器（一次側三位置スイッチ付きボルト形）3 台を受注し、製作納入した。

特長および仕様は次のとおりである。

特長

（1）ネットワーク変圧器を一次フィーダから切放したり、一次フィーダを接地したりでき、励磁電流の遮断もできる三位置スイッチが変圧器本体に内蔵されている。変圧器と一体となっているため、据付・運転・保守が簡便である。

（2）高圧端子箱上部には、高圧ケーブルを堅固に締付けるケーブル保持装置（スタッフィングボックス）が付属しており、浸水に対しても問題ない。

（3）高圧端子箱は気中運転で、高圧ケーブル端子はさし込み式のためケーブルの接続が容易である。

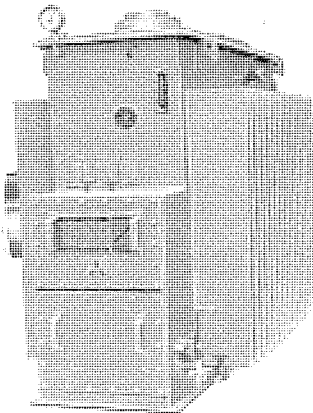
（4）ケース鋼板には、耐食性の特殊鋼板を使用しており、塗装は耐水性のエポキシ樹脂系の塗料によっているため、浸水に対して十分な耐食性をもっている。

（5）放熱装置には、コルゲーション形を採用しているため、塗装しやすく保守が容易である。

（6）変圧器内圧の急激な変化に対応するため、放圧装置を付属しているが、自動復帰形のため放圧後の保守は不用である。

変圧器仕様

相数	三相
定格容量	750 kVA
周波数	60 c/s
一次電圧	13,200R- 12,870F- 12,540F- 12,210F- 11,880FV
二次電圧	216Y/125 V (中性 点接地方 式)



フィリピンマニラ電力貯納め三相
750 kVA ネットワーク変圧器

インピーダンス 5%

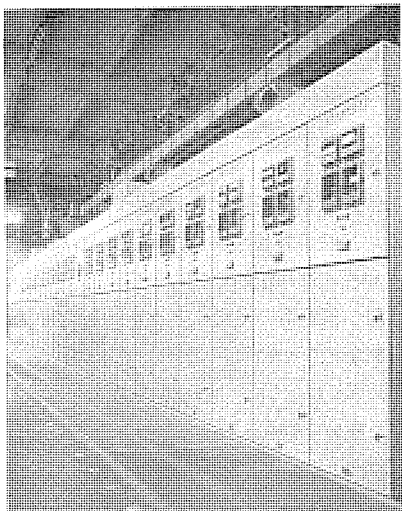
油入自冷式、窒素封入
式、ボルト形 (時々浸水に耐える形)

一次側三位置スイッチ仕様

定格電圧	15 kV
定格電流	200 A
励磁電流 シュ断定格	13,200 V 5 A
短絡定格 (接地位置)	15,000 A 5 秒間
操作順序	“開” “閉” “接地” の順
インターロックコイル	ピックアップ電圧 90 V 以下
インターロックコイル	ドロップアウト電圧 15 V 以上

■ WN 形メタルクラッド開閉装置続々納入

昭和 27 年, WH 形メタルクラッド開閉装置が製作されてから十数年, 部分的な改良を加えながら製作実績を積み重ねてきたが, 今回 DH 形および DHM 形磁気シュ断器を約 60% の小形にし DHE 形磁気シュ断器が新しく各種類とも開発完了したのに伴い, これを収納する新感覚のメタルクラッド開閉装置を開発し, WN 形メタルクラッド開閉装置として発売を始めた。



WN 形メタルクラッド開閉装置

おもな特長をあげると次のとおりである。

(1) 2,000 A 定格のものは, 従来の系列も盤幅が 910 mm であったが, WN 形ではシュ断容量 250 MVA 以下のものはすべて盤幅 660 mm と小さくなった。また奥行寸法は, 全機種にわたって 1,700 mm および 2,000 mm と縮められた。

(2) 開閉装置は, 標準のシュ断器室・PT 室・アレスタ室・計器室・ケーブル室の各モジュールがそろえられており, これらの組合わせにより構成される。

(3) 従来の WH 形は PT や, アレスタがシュ断器盤には収納できない場合が多いため, 一般の場合, 1 グループの列盤に 1~2 面の雑盤が必要であったが, WN 形では 3 PT (零相用) でも三相アレスタでもシュ断器盤に併せ収納できるため, この種の雑盤が不要となる。

(4) 導体はアルミニウム合金棒をインスラダ絶縁したものを使用し, 重量を軽減し, 耐熱性を改善している。

(5) CT は貫通形 CT を一次断路部 プッシングの外周に取付ける構造としてあり, 過電流強度を考慮する必要はない。また CT 比の変更に対し柔軟性がある。

(6) 外観は写真に見るように, 正面とびらを 2 分割し, それぞれ計器室・シュ断器室に付属させ, 計器・継電器類はすべて計器室のとびらに取付ける。このため奥行寸法を縮められるとともに, シュ断器の取扱いに際し, 計器類の損傷に神経を使う必要がない。

(7) キョウ (函) 体は形鋼を使用せず, 鋼板の溶接構造とし重量を低減している。

(8) シュ断器外付補助接点は, 運転位置・試験位置のいずれでも連動可能となる。

以上の特長のほか, 運転・保守上の安全性・信頼性・建設費の節減など, メタルクラッド開閉装置としての性能は当然備えており, コンパクトな新感覚の WN 形メタルクラッド開閉装置が今後の標準機種となる。昭和 41 年 10 月初めて納入して以来, 約 200 面が納入または製作中である。

■ はん用小形高性能 6-FK 形タンク形油シュ断器

従来のタンク形油シュ断器とは異なったまったく最新の構想により, とくに小型, 小油量で高い信頼性を有し, また使用に当たってもこれまでにない多くの特長をもっている 6-FK 形タンク形油シュ断器系列を完成した。すでに 6-FK-15 形油シュ断器は, 昭和 40 年初頭から, 約 1,000 台納入し好評を得ている。

可動接触子を操作中心に対し円弧状とした導体配置とし, 短絡回路投入時に発生する電磁反発力が操作力に対して実質的に影響しない構造としているので, 操作機構が軽量にでき, したがってシュ断速度も速く, 圧力消弧室の採用と油高の有効度を高める配置とあいまって全シュ断時間は 3 サイクル以下である。

特長

(1) JEC-145 規格に準拠した性能を有し, シュ断時間は 3 サイクル以下である。シュ断速度が速くコンデンサバンクの開閉にも適している。

(2) 小形・軽量で、コンパクトに構成されており、据付面積が少なく、6-FK-15 形は引出形としてメタルクラッド配電盤に 2 段階として積んでいる。

(3) 油量が少なく保守点検が容易である。

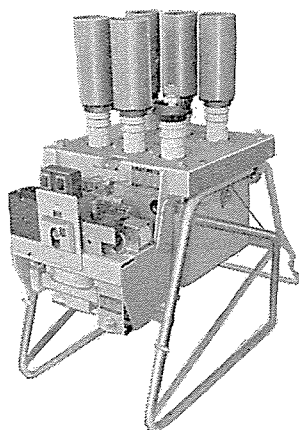
(4) 操作機構および付属装置（投入制御継電器・電圧引きはずし・不足電圧引きはずし・CT 引きはずし・コンデンサ引きはずし・補助スイッチ等すべての装置）はすべて内蔵するよう設計しており、従来のように現地据付調整の必要がなく、単独に設置できる。

したがって配電盤パネルは穴明けのみでよく、シャ断器開閉時の振動衝撃がパネルに伝達されず、メータ、リレーに悪影響を与えない。

(5) 手動電磁操作機構および付属装置は簡単に着脱でき、すべて内蔵されているので外形寸法が変わらず、納入後でも仕様変更が簡単に行なえる。

(6) 油タンクの昇降は一動作で行なえ、昇降および引出しは前後いずれの方向からも可能である。

(7) 投入操作は新しい CX 方式を採用し、CT トリップも 2 A トリップが可能である。



定 格	6-FK-15 形		6-FK-10 形	
準拠規格	JEC-145			
定格電圧 (kV)	7.2	3.6	7.2	3.6
定格電流 (A)	600		400	
定格周波数 (c/s)	50/60		50/60	
定格シャ 断容量 (MVA)	150	100	100	50
定格短絡時間電流 (kA)	12	16	8	
定格投入電流 (kA)	32.8	43.7	21.8	
定格開極時間 (s)	0.035		0.035	
定格 シャ 断時間 (c/s)	3		3	
定格再起電圧 (kc)	(II) 20		(II) 20	
絶縁階級	6 号		6 号	
無負荷投入時間 (s)	0.15		0.15	
油 量 (l)	20		17	
重 量 (kg)	95		85	
投入操作方式	電気, 手動		電気, 手動	
投入制御方式	電気		電気	
引きはずし操作方式	電気, 手動		電気, 手動	

■ エレベータ試験塔において 300 m/min の起高速エレベータの実運転に成功

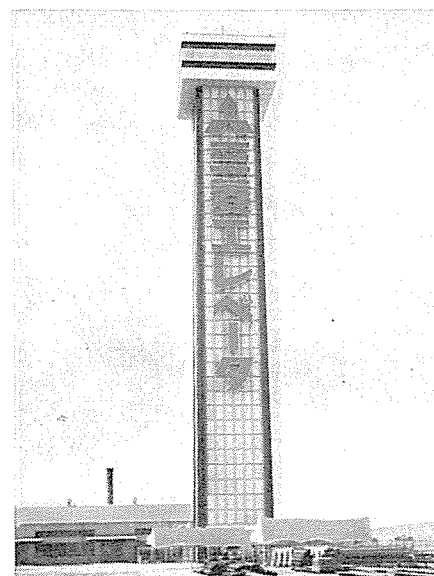
当社稲沢製作所は昨年 3 月世界一の高さを誇るエレベータ試験塔を完成注目を浴びた。

その後順次シンクログライド高速エレベータの試験を進め、本年 1 月

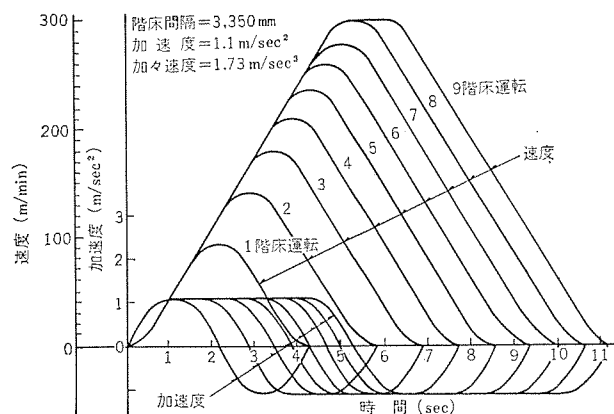
末に 300 m/min の超高速エレベータの実運転試験を終わり、現在細部にわたり改良試験続行中である。300 m/min の定格速度に達すると、これに必要な加減速距離は図に示すように、比較的能率を重んずる事務所向けに調整した場合でも 27 m に達し、ホテル・デパート向けとして乗りごちに重点を置き、最大加速度を小さく調整した場合にはさらに長くなる。したがってこの加減速距離以下の階間を走行する場合は、常に非常に多種類の実走行距離に応じて最適の最大速度を自動的に選択し、加速から減速に切換えて乗りごちよく走行、精密に自動着床する必要がある。一方加減速中や定常走行中のカゴの中の振動・騒音も、従来の最高速度であった 150 m/min のエレベータに比べ周波数範囲・レベルともに格段に大きなものになる。

これらの技術的な問題点に対し、新試験塔を十分に利用して実運転試験によって確認、改良を行ない、その高い性能とすばらしい乗りごちを得る技術を確立した点意義が大きい。

この成功によって、急行運転のみでなく、すべての部分速運転も含めた本格的な高性能高速エレベータとして 300 m/min までの実運転試験は終わり、起高層ビルに対する準備は完全に完了したが、さらに引続き 300 m/min をこえる高速エレベータの試験計画が予定されている。



エレベータ試験塔



理想速度曲線（事務所用）

次号予定

三菱電機技報 Vol. 41 No. 4

普通論文

- 植物育成用ケイ光ランプ“ルミ・グリーン”
 - MELCOM-3100 ソフトウェア(1) —モデル10 プログラムシステムの概要—
 - MD-122 形高速度X線厚み計
 - XT-10 1形X線 テレビジョン
 - 全シリコンコンパタレス 25 W FM 移動用無線機
 - DHE 形磁気シタ 断器
 - 6-FK 形小形タンク形油シタ 断器
 - 15 Gc 超多重伝送用カセレン 空中線
 - レーザ 無接触ならい計測装置
 - X バンド ESR 装置とその応用
 - 電界効果 トランジスタ の応用
 - CdS の低周波発振
 - 溶媒による高分子の改質
 - 短絡同軸法による VHF フェライト 複素透磁率の測定
 - タンタル 陽極酸化膜中の電流漏 エイ 機構
- 電子計算機利用シリーズ**
- 電子計算機による電力用変圧器の設計
- 技術解説**
- シリコン 制御整流素子のスイッチング特性と応用上の問題(その3)

三菱電機技報編集委員会

委員長	小倉弘毅
副委員長	片岡高示
常任委員	明石精一
〃	宇佐見重夫
〃	大野寛孝
〃	神崎 邇
〃	北川和人
〃	小堀富次雄
〃	鈴木正材
〃	祖父江晴秋
〃	馬場文夫
〃	山田栄一
〃	横山茂
委員	出雲義人
〃	尾畑喜郎
〃	南日達
〃	林 昇寿
〃	松元雄蔵

(以上 50 名順)

昭和 42 年 3 月 22 日印刷 昭和 42 年 3 月 25 日発行
「禁無断転載」定価 1 部 金 100 円(送料別)

編集兼発行人

東京都千代田区丸の内2丁目12番地 小倉弘毅

印刷所

東京都新宿区市谷加賀町1丁目 大日本印刷株式会社

印刷者

東京都新宿区市谷加賀町1丁目 高橋武夫

発行所

三菱電機株式会社内 「三菱電機技報社」
東京都千代田区丸の内2丁目12番地(三菱電機ビル内)
(電)東京(212)大代表 6111

発売元

東京都千代田区神田錦町3の1 株式会社オーム社書店
電話(291)0912 銀座東京 20018

本社・営業所・研究所・製作所・工場 所在地

本 社	東京都千代田区丸の内2丁目12番地 (三菱電機ビル内) (電)東京(212)大代表 6111
大 阪 営 業 所	大阪市北区堂島北町8の1 (電)大阪(312)大代表 1231
名古屋営業所	名古屋市中村区広井町3の88・大名古屋ビル (電)名古屋(561)大代表 5311
福岡営業所	福岡市天神2丁目12番地1号・天神ビル5階 (電)福岡(75)代 表 6231
札幌営業所	札幌市北二条西4の1・北海道ビル(電)札幌(26)大代表 9111
仙台営業所	仙台市大町4の175・新仙台ビル (電)仙台(21)代 表 1211
富山営業所	富山市桜木町1番29号・明治生命館(電)富山(31)代 表 3151
広島営業所	広島市中町7番32号・日本生命ビル(電)広島(47)大代表 5111
高松営業所	高松市鶴屋町5番地の1 (電)高松(51)代 表 0001
東京商品営業所	東京都千代田区丸の内2の12・三菱電機ビル (電)東京(212)大代表 6111
大阪商品営業所	大阪市北区堂島北町8の1 (電)大阪(312)大代表 1231
名古屋商品営業所	名古屋市中村区広井町3の88・大名古屋ビル (電)名古屋(561)大代表 5311
福岡商品営業所	福岡市天神2丁目12番地1号・天神ビル5階 (電)福岡(75)代 表 6231
札幌商品営業所	札幌市北二条西4の1・北海道ビル(電)札幌(26)大代表 8111
仙台商品営業所	仙台市大町4の175・新仙台ビル (電)仙台(21)代 表 1211
富山商品営業所	富山市桜木町1番29号・明治生命館(電)富山(31)代 表 3151
広島商品営業所	広島市中町7番32号・日本生命ビル(電)広島(47)大代表 5111
高松商品営業所	高松市鶴屋町5番地の1 (電)高松(51)代 表 0001
新潟営業所	新潟市東大通1丁目12番地 (電)新潟(45)代 表 2151
北九州出張所	北九州市小倉区京町10の281・五十鈴ビル (電)小倉(52)代 表 8234
長崎出張所	長崎市大黒町3番1号・長崎交通産業ビル (電)長崎(3)代 表 6101
横浜出張所	横浜市中区富士見町2の12 (電)横浜(65)2691~3
長野出張所	松本市白坂212番地 (電)松本(3)1453
京都出張所	京都市中京区王生坊城町5・古橋ビル(電)京都(82)1245
神戸出張所	神戸市生田区西町36・三菱信託ビル(電)神戸(33)0606~7
静岡出張所	静岡市七間町9の19・池田ビル(電)静岡(53)代 表 9186
岡山出張所	岡山市西長瀬字村北122の1 (電)岡山(24)代 表 0331
中央研究所	尼崎市南清水字中野80番地 (電)大阪(481)大代表 8121
商品研究所	鎌倉市大船782番地 (電)鎌倉(6)代 表 6111
神戸製作所	神戸市兵庫区和田町3丁目 (電)神戸(67)大代表 5041
伊丹製作所	尼崎市南清水字中野89番地 (電)大阪(481)大代表 8021
長崎製作所	長崎市丸尾町6番14号 (電)長崎(23)大代表 6211
稲沢製作所	稲沢市井之口町1100番地 (電)稲沢(32)代 表 2411
和歌山製作所	和歌山市岡町91番地 (電)和歌山(23)代 表 7231
鎌倉製作所	鎌倉市上町屋325番地 (電)鎌倉(6)大代表 1111
通信機製作所	尼崎市南清水字中野80番地 (電)大阪(481)大代表 8021
北伊丹製作所	伊丹市大鹿字主ケ池1番地 (電)伊丹(72)大代表 5131
名古屋製作所	名古屋市中区矢田町18丁目1番地 (電)名古屋(721)大代表 2111
福岡製作所	福岡市今宿青木690番地 (電)福岡(88)代 表 1431
福山製作所	福山市緑町1番8号 (電)福山(2)代 表 2800
姫路製作所	姫路市千代田区840番地 (電)姫路(23)大代表 1251
相模製作所	相模原市小田字久保224 (電)相模原(72)大代表 5131
静岡製作所	静岡市小島110番地 (電)静岡(85)大代表 1111
中津川製作所	中津川市駒場町1番3号 (電)中津川(5)大代表 2121
大船製作所	鎌倉市大船800番地 (電)鎌倉(6)代 表 6111
郡山製作所	郡山市栄町2番25号 (電)郡山(2)1220~3
群馬製作所	群馬県新田郡尾島町大字岩松80番地 (電)太田代 表 4311
京都製作所	京都府乙訓郡長岡町大字馬場小字園所1 (電)京都(92)大代表 4171
京都製作所	尼崎市南清水字中野80番地 (電)大阪(481)大代表 8021
伊丹製作所	三田市三輪町字父々部85番地 (電)三田(43)71~4375
相模製作所	東京都世田谷区池尻町3丁目1番15号 (電)東京(414)代 表 8111
世田谷工場	札幌市北二条東12丁目98番地 (電)札幌(22)3976
札幌営業所	
札幌工場	

メキシコ・マルパン向け

三菱40万V超々高压変圧器

三菱電機では かねてメキシコ・連邦電力委員会より
マルパン発電所向けとして受注していた 合計15台に
およぶ超々高压変圧器の完成を終わり 目下現地に据
付けています

この変圧器は

75,000kVA 単相変圧器 13台

50,000kVA 三相変圧器(単巻) 2台

で イギリス 西ドイツ イタリアなどの世界一流メ
ーカ一との受注競争の結果当社が受注に成功したもの
で わが国最初の40万V超々高压変圧器として記録的
な製品です

主な仕様

●主変圧器

容 量 75,000kVA

電 圧 $15/\sqrt{3}$ kV

周波数 60%

相 数 単相

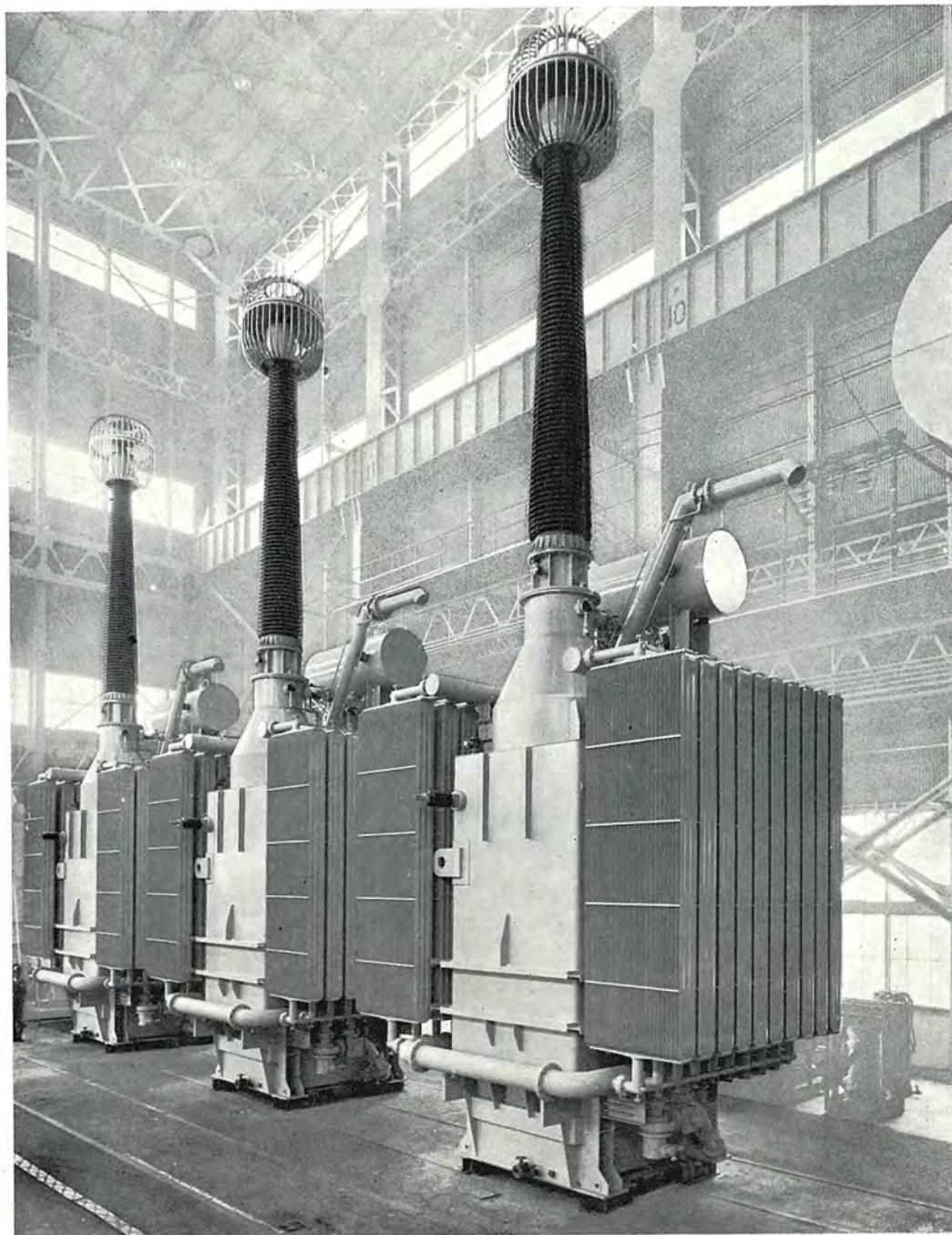
●ライン変圧器

容 量 50,000kVA

電 圧 400/115kV

周波数 60%

相 数 3相



今日もあなたと共に

