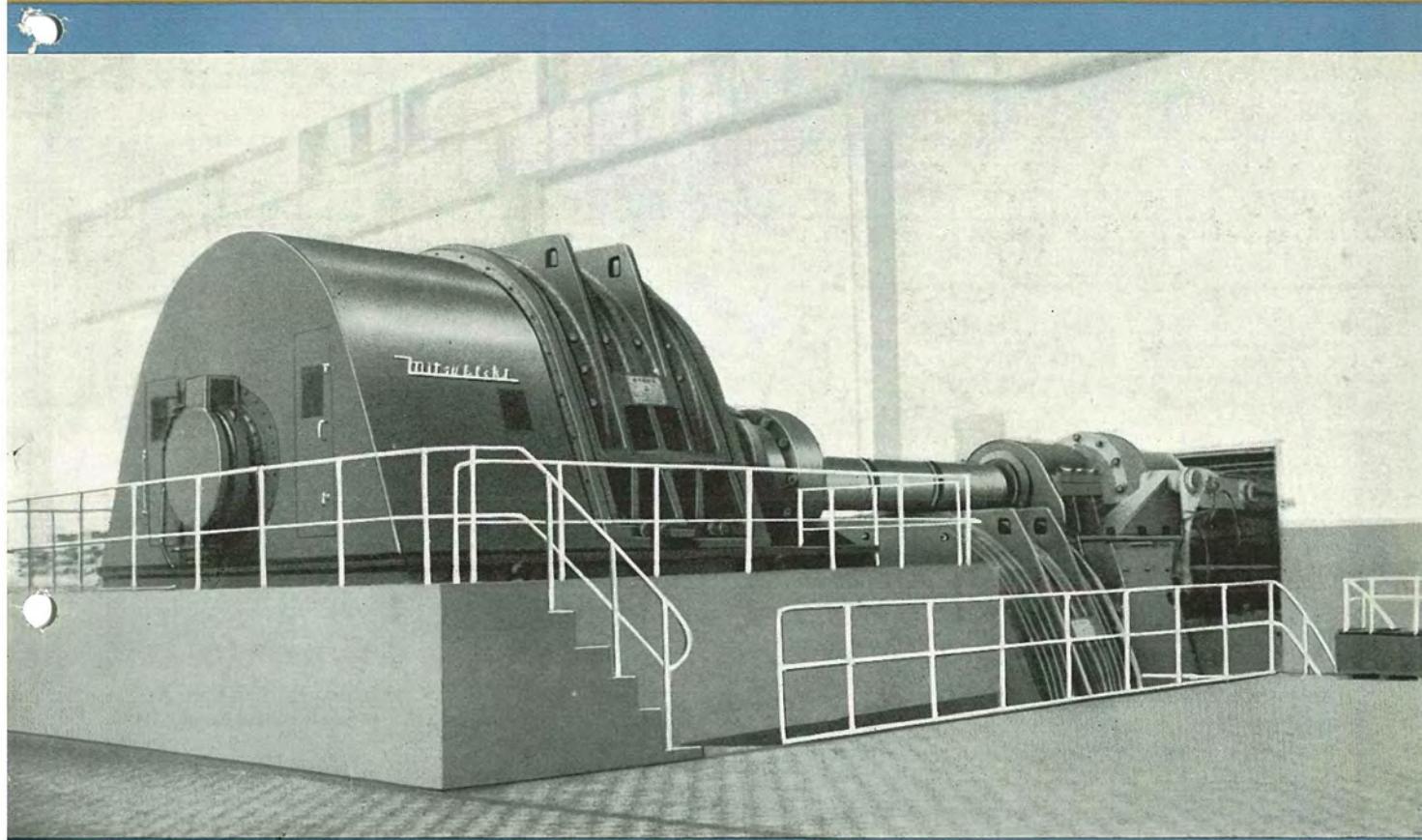


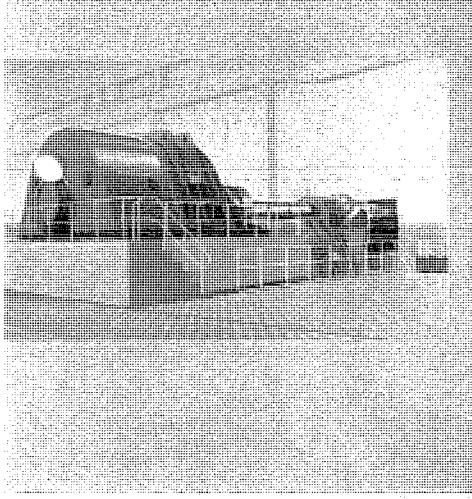
MITSUBISHI DENKI

三菱電機



厚板仕上圧延機用 10,000 HP 圧延電動機（八幡製鉄所）

10
VOL31 1957



MITSUBISHI DENKI

三菱電機

表紙説明

本年1月八幡製鐵所厚板工場に納入した
厚板圧延機用 $2 \times 5,000$ HP 直流電動機で圧
延機の上ロールと下ロールを各1台の5,000
HP電動機で駆動するいわゆる twin drive
方式のものであり、現在稼働のミルモータ
としてはわが国最大のものである。概略仕
様はつきのとおり

容量	10,000 HP ($2 \times 5,000$ HP)
定格	連続
回転数	$\pm 0/40/80$ rpm
電圧	750 V
回転力	運転最大 225% (1分間) 非常 " 275% (")
絶縁	B種
温度上昇	50°C
製品重量	405 t

三菱電機株式會社

本社

東京都千代田区丸の内（東京ビル）

（電）和田倉（20）代表 1631・2331

研究所 兵庫県尼ヶ崎市南清水

神戸製作所 神戸市兵庫区和田崎町

名古屋製作所 名古屋市東区矢田町

伊丹製作所 兵庫県尼ヶ崎市南清水

長崎製作所 長崎市平戸小屋町

無線機製作所 兵庫県尼ヶ崎市南清水

大船工場 神奈川県鎌倉市大船

世田谷工場 東京都世田谷区池尻町

郡山工場 福島県郡山市宇摩橋町

福山工場 福山市仲野上町

姫路工場 兵庫県姫路市千代田町

和歌山工場 和歌山市岡町

中津川工場 静岡県中津市駒場安森

福岡工場 福岡市今宿青木

静岡工場 静岡市小鹿 110

札幌修理工場 札幌市北二条東 12

大阪営業所 大阪市北区堂島北町8番地1

（電）大阪（34）代表 5251

名古屋営業所 名古屋市中区広小路通

（電）本局（23）代表 6231

福岡営業所 福岡市天神町

（電）中（4）7031-7036

札幌営業所 札幌市大通り西3ノ5

（電）札幌（2）代表 2736

仙台営業所 仙台市東一丁目 63

（電）仙台（2）代表 6101

富山営業所 富山市安住町23の2

（電）富山 4692・5273・2550

広島営業所 広島市袋町6（富国生命ビル）

（電）中（2）2211-4

高松出張所 高松市紺屋町34番地

（電）高松 3178・3250

小倉出張所 小倉市京町10丁目（五十鈴

ビル）（電）（5）小倉 3614

昭和32年第31巻第10号

目次

原子力産業の現状についての所感	取締役社長 関 義長	2
最近の特別3相式変圧器	村上 有	6
離相母線	龜山三平	10
符号式遠方監視制御装置	大木欣爾	19
HZM型モディファイドインピーダンスリレー	北浦孝	24
高速度比率差効率電器の同期機層間短絡保護能力と 外部振動に対する安定性	伊藤正蔵・古谷昭雄	28
10MW加圧水型発電用原子炉の設計	皆野正雄・長沼辰二郎・明石克寛・小倉成美	45
CP-5型原子炉の制御と計測	岸田公治	57
最近の柱上変圧器の構造	吉野敏夫	64
三菱SA型直流電磁ブレーキ	渡辺克己	72
“OT”型密封式油入コンデンサブッシング	広尾次郎市・堀 真幸・南角英男・印藤義雄	77

技術解説

通信線に発生する誘導雑音〔III〕	安藤安二	90
-------------------	------	----

原子力情報

ウエスチングハウスにおける原子力産業の現状	木村久男・前沢芳一	96
-----------------------	-----------	----

W社文献抄訳

Load-O-Maticによる交流起重機の速度制御、核燃料要素の電流によるバーンアウトテストにおける電気的諸問題、オートバルブ避雷器の保護特性、ガス充填型電力用遮断器	99~101
---	--------

ニュースフラッシュ

最近の火力発電機、ゲルマニウム電力用整流器完成す、稼働運転にはいった東北電力鳴子発電所、東京電力平発電所機器据付始まる、関西電力向交流計算盤完成	102~104
--	---------

世田谷工場製品、ラジオ東京テレビで公開さる	89
-----------------------	----

品質奉仕の三菱電機

原子力産業の現状についての所感

取締役社長 関 義 長

Impression on the Situation of Nuclear Power Industry

Yoshinaga SEKI
President



The era of nuclear power industry has dawned on Japan at the completion of the epochal research laboratory in Tokaimura, in which Mitsubishi has taken part with its technique of wiring. The company has been paying keen attention to this new scientific development by keeping close contact with Westinghouse. Various terms of the agreement to be made between two concerns will put the company in a position to make a great contribution to this country. The nuclear power will no doubt find its way in the field of aircraft engineering like marine application; not to mention its promising future of electric power generation on the land.

1

今回東海村に据付けられた原子力研究所のウォータ・ボイラ型研究炉が、いよいよこの8月に燃料を挿入して運転を開始するということであるが、まことに喜ばしい次第である。これはわが国における原子力産業の具体化の第1歩であって、きわめて注目すべき、画期的な事柄である。このウォータ・ボイラ型は日本で最初のものであるためにアメリカのノースアメリカン会社の子会社であるアトミックインターナショナルから輸入したものであるが、その据付け配線は日立製作所と三菱電機が担当し、当社はその配線の部分を引受け、無事に仕事を終ったが、この第1号の原子炉の建設に際し、三菱電機が仕事の一部を分担させてもらったということは、当社にとってきわめて意義のある記録的なことであると思う。

日本における最初のウォータ・ボイラ型原子炉が近く運転にはいるに当り、当社の立場より少しく原子力産業の諸問題について述べさせていただきたいと思う。

2

原子力研究所の第2号炉はCP-5型と称し、シカゴ

のアルゴンヌ・ナショナル・ラボラトリーやの第5番目の型の研究炉であるが、このCP-5はアメリカのAMFすなわちアメリカン・マシーン・エンド・ファウンダリーという会社から原子力研究所が輸入するもので、目下製作中であるが、三菱グループはこのAMFに協力して炉の一部分を製作することになっている。今度輸入するCP-5の値段は大体150万ドルであるが、その中の約30パーセントの50万ドルに相当する部分を三菱グループが分担することになっているが、この額は材料と労銀をベースにして計算すると、全体の仕事の45パーセント位に相当し、さらにこれを重量からみると90パーセント位のものを担当することになっている。

重量が90パーセントにも達するという理由は、三菱グループが受持つ遮蔽その他に重いものがあるためであるが、このうち三菱電機は三菱系の3重工および化工機と協力して、その約5分の1程度のものを分担することになっており目下鋭意設計中である。なお設計と同時にAMFとの協定に基づいて三菱グループからは、若い技術者を打合わせかたがた勉強させるために、ニューヨークにあるAMFの工場に派遣しているが、三菱電機からはすでに2名が行って帰ってきている。

研究用原子炉としてはCP-5が最も完成された使い易いものであると考えられているが、このCP-5を日本で

建設するに際し、三菱グループとしてまた三菱電機が、これほどまでに協力させてもらえたということは、第1号炉の場合と同様まことに記録的なことだと思っている。

日本の原子力産業の生立ちから、三菱グループおよび三菱電機が具体的な仕事に携わる機会を与えられたことは非常に感謝に堪えないところである。なおこのCP-5は来年6月頃完成する予定になっているが滞りなく無事竣工を祈って止まない次第である。

3

原子力研究所の第3番目の研究炉は国産1号炉と呼ばれ、目下設計中であるが、三菱電機はこの国産1号炉の仕様書検討委員会にも委員を送り、東芝グループ、日立グループ、富士電機グループと共に仕様書の検討をした結果一応国産1号炉の仕様書は完了したので、新たに国産1号炉設計委員会というものが組織されそれにも三菱グループおよび三菱電機は参加させてもらっている。

国産1号炉は製作に着手するというまでの段階には立到っていないが、詳細な製作図面を作成して原子力研究所と打合せた上、来年中には完成するものと思っているが、その場合は設計に参加したところが、それぞれ製作を分担させてもらえるのではないかと考えている。

4

以上3つの型の研究炉が原子力研究所において建設されるということは、すでに確定していることではあるが、それ以外には各大学の物理関係の学部に若干研究用とか学生の教育用としての研究炉の設備が設置されるのではないかと考えられるが、現在では京大および阪大共同のスイミング・プール型の原子炉や、立教大学のスイミング・プール型の研究炉が話題に上っているようであるが、その他の大学においても、研究用の原子炉が必要となるとすれば、今日では燃料の補給という点だけに難点が残されているだけで、三菱グループとしては原子力研究所の3つの型の原子炉設計の経験からして、その3つの型は、もちろんそれに類似の型なら完全に製作できるということがいえるまでになった。数年前には夢としか考えられなかったその仕事もまだ燃料の問題が未解決に残されているだけで、その他の部分は三菱で完全に国産できるようになったということを申し上げられるのは非常に幸いであると同時に私共の周囲のものが原子力産業に対しきわめて急速なる発達をした状態を裏書きされたものであるということができると思う。

5

研究炉のつぎにくるものは動力炉である。この動力炉といふものは、研究炉に比べて確かに困難なものである

が、平和利用の点においてはより有用なものである。研究炉は常温常圧で多少の特殊材料が使われている程度だが、動力炉はきわめて高い温度、きわめて高い圧力のものであって、特殊の材料を必要とし、設計上の複雑な点から見れば研究炉よりも遙かに製作上困難を伴うものであって、ボイラと同じ程度の高温高圧を使い、しかもなおニュートロンおよびラジエーションダメージが考えられる動力炉においては、材料の問題や、コントロールその他の設計上の複雑性および安定度において、従来の知識だけでは、及ばないものがあることが考えられるが、いずれはわれわれの手によって国産化されなければならないものである。

しかし残念ながら現在の段階においては、研究炉は国産できるにしても、動力炉を完全に国産することはでき兼ねる状態である。もちろん動力炉でもCP-5で三菱グループが材料と労力で45パーセント引受けた例もあるので、動力炉は初めてのものであるとしても、30パーセントなり25パーセント程度のものは国内で製造できると考えてはいるが、その割合をできるだけ拡大される努力こそ、われわれの技術部門に課された問題ではないかと思う。

6

動力炉を建設するには非常に技術上の困難を伴うものであるということはすでに述べたが、これを解決する最も近道として、技術導入の問題が考えられる。

原子力技術の導入ということは、アメリカやイギリスにおいて、すでに完成された技術を商取引の対照として購入する問題であって、これはウォータ・ボイラとかCP-5を輸入すると同じような意味において技術の輸入であって、完全な商取引である。この商取引を行うに当ってはどこがよいかということは、各企業それぞれの主觀によって決定さるべきものであると思うが、これは従来の電気機器で、当社がウエスチングハウスと技術提携をやっているのと同様にウエスチングハウスと技術提携するなり、技術導入をやるということは当然考えらるべきことであって、技術の導入をすれば、非常に高度の技術が比較的低廉な価格でしかも時間的の損失なく手に入れることができるのである。それだけの技術の資料を、もしわれわれが最初の研究からスタートして、全部纏めたとしたなら恐らく10億弗にも上るであろうと思われる費用を要すものを、わずか100万弗程度の価格で買取ることができるとしたら、原子力のように非常な革新状態にある技術であって、わが国において遅れているものは、先進国よりの技術導入の問題は真剣に考慮されなければならないことであると考える。わが国の基礎的な工業力の上に導入された技術を植え付ければ、比較的安い価格で、非常に高度の技術がそれに付加えられるのであって、原子力産業の如き場合は技術の導入といふことが目下の

急務だとさえ私どもは考えている。

ウエスチングハウスと三菱電機との電気品に対する技術提携は周知のことと、過去 30 年にわたる非常に長い間技術提携を結んでいた会社だが、このウエスチングハウスはアメリカにおける原子力産業でナンバー・ワンと称されている位非常にすぐれた成果をあげた会社であるが、これまでに積み重ねてきた原子力関係の実績を以下羅列することによってウエスチングハウスがいかに原子力産業上ひいでいるかが了解されると思う。

- a. 1937 年にアトム・スマッシャを設備した。
- b. 1942 年金属ウラニウムの量産に進出した。
- c. 1950 年純粋のジルコニウムの量産を始めこれはアメリカの海軍ならびに AEC に納入した。
- d. 1953 年アメリカのノーチラスという潜水艦に搭載したリヤクタと同じ型のマーク (I) と称するリヤクタが初めてパワーを出した。
- e. 1955 年ノーチラス号はマーク (II) の原子炉により運転を開始した。
- f. 以上のほか航空母艦のような大きな船舶用の原子力推進のセットが現在製作中である。
- g. また大容量の原子力発電所用のものがシッピング・ポートにおいて完成されんとしている。
- h. ウエスチングハウスは 1953 年にチェスウィックに原子力工場を建てたが、これはペンシルバニア州にあり米国において自己資金で設立した最初の原子力機器の工場である。
- i. ペンシルバニア・ライト・アンド・パワー・カンパニーに対してホモジニアス・タイプの動力炉を発電所用として現在開発中である。
- j. 海外輸出としては、ベルギーに出した 11,500 kW の原子力発電所が初めてのものである。
- k. 原子力に初めてステンレススチールを燃料被覆材として使うことを考案し、これは現在ヤンキー・アトミックエレクトリックカンパニーの原子力発電所向けとして設計が進められている。以上のほか軍事用であるため詳細の発表は無いけれど潜水艦、航空母艦、巡洋艦、駆逐艦等に対して約 20 台の原子炉が目下製作されつつあるといった具合でかくも多数の原子炉製作に経験を持っている会社というものは外にその例がない。

三菱電機とウエスチングハウスとの原子力に関する技術提携の契約は約 1 年前から電気品と同じような形のもので交渉が進められてきたが最近ようやく大体において妥協点に達したといつていい。その要点は、

ウエスチングハウスは三菱電機の要求に基づいて資料を提供する。

三菱電機の要求により技術の開発を引受ける。

若い技師の教育を行う。

駐在員を置くことができる。

部品は三菱電機の希望のある場合ウエスチングハウスのものを供給する。

ウエスチングハウスは三菱電機が原子力に関する特許を取った場合には、協定された金額のロイヤリティーを三菱電機に支払うこととする。

右の特許に関する項目は従来の技術提携の約束にはなかったもので、これは原子力産業というものが非常に新しいものなので、どちらが先によい考案を出すかわからないので、よい考案を三菱電機で出した場合は、三菱電機に対してウエスチングハウスはロイヤリティーを支払うという特殊な条項である。

契約期間は 15 年間と定め以後 5 カ年ごとに自動的に更新される。

ライセンス契約に対するイニシャルペーメントは 100 万弗とし 5 カ年間に毎年 20 万弗宛 5 回に分割して支払うこと。

原子力産業において契約の頭金 100 万弗というのはきわめて安いものであって、たとえば原子炉の燃料分布を計算することになると、IMB の 704 という機械で 6 カ月も掛り、その費用だけでも 120 万弗位掛るし、その他 1 次冷却系、2 次冷却系制御等は多数のコンピュータの計算も行われていることから考えると設計費だけでも数百万弗に達するので、それからみれば、100 万弗で手に入れることができれば、原子力産業においてはきわめて安い金額だと私どもは信じている。

ロイヤリティーは販売価格の最初の 5000 万弗に対して 4.5 パーセント、つぎの 5000 万弗に対して 4 パーセント、1 億弗をこえた分に対して 3.5 パーセント。このロイヤリティーもきわめて安い数字であって、さきにイギリスに行った日本の原子力調査団が調べてこられたロイヤリティーは 10 パーセントだと聞いているがその額に比べたら遙かに小さい数字になっている。

技術提携の内容は大体以上のとおりだが、まだ調印が済んだわけではなく、多少細かい点でウエスチングハウスとの交渉が残されているし、日本政府の諸機関との打合わせもやらなければならないが、いずれにしても、なるべく早く当社とウエスチングハウスとの間に技術提携の纏まることを願ってやまない。

原子力産業に携わる科学技術者の養成という問題であるが国内においては原子力研究所が見て、そこで多数の優秀な若い科学技術者が目下勉強中であるが原子力研究所にはいっていない人々の教育もいろいろな機関を通じてやらなければならぬことであろうと思う。

これら若い技術者を養成するためには、まず各大学に

原子力講座を設置する必要があり、さらに原子力委員会、原子力研究所および原子力産業会議等の一部の組織として、いろいろ原子力に関する委員会が催されているが、これらも技術者の養成に役立っているとはいえる。しかし国全体として見た場合、それらがあまり系統立っていないという点で若干の心配が残されている。それから日本が原子力産業に対して非常に熱心であるということを聞き伝えて、最近、アメリカ、イギリス、フランス、スウェーデン等の国々から原子力の権威者が日本にきて講演をしてくれるが、これなども技術者の養成にはきわめて役立つものと思う。それからアルゴンヌ・ナショナル・ラボラトリとかハーウエルの研究所とかいうようなところへは若いエンジニアを送っているが、これもきわめて重要なことで、すでに勉強して帰ってこられた方が有効に働いておられるとともにわかるように国外へ出して勉強させることは最も大切である。しかし原子力産業といふものは総合的な産業であるから、原子力研究所とかアルゴンヌ・ナショナル・ラボラトリだけでは、動力炉を完成するまでの科学技術者を養成するということは不可能である。これら科学技術者養成の一環として、動力炉を輸入してそれを勉強することが1つの有効な科学技術者の養成方法ではあるまいか。基礎的なものと、実際の建設あるいは原力炉の製造という問題とは、相当かけ離れた問題がその間に残されているので、すみやかに原子炉を国内で製作するためには、米英の実際の経験を輸入する、すなわち、技術提携することが技術教育のためにもきわめて有効なことではないかと思う。

10

原子力発電と電力需給の問題については電気事業連合会その他において、きわめて広汎にわたり詳細な報告が出されていることは慶賀に堪えないところである。これらの資料から見て原子力発電を急速に実施すべきであるという根拠としてつぎの指點が挙げられると思う。

- a. 水力においては、包蔵水力が少くなってきてだんだん不便になり建設に金の掛る地点だけしか残っていないということ。
- b. 火力では油が高くなる。
- c. 石炭が高くなる。
- d. 油は輸入に頼らねばならないという欠点があり、同じ輸入するならウラニウム燃料の方が割安であること。
- e. ウラニウムの価格は降下しつつあること。
- f. 将来必ずウラニウムは油や石炭より割安の発電ができることが予想されること。

11

研究炉からスタートして近い将来動力炉の建設にまで進展することは前のようにわが国の原子力情勢において必至であるが政府の原子力開発の長期計画もこの線を打ち出しておられるがこの線において最必要と思われるものは一般協定と称するいわゆる動力協定をアメリカやイギリスと成立させることで政府においても一般協定の締結を速進されることを切望して止まない次第である。

12

以上いろいろと原子力産業の諸問題について思いついたままに述べてみたが、この原子力というものは地上の原子力発電が終点ではないので、すでにアメリカで応用されているように船舶の原子力推進の問題の如きは、わが国のように四面海に取り囲まれている島国においてはきわめて痛切に感ずる問題であって大阪商船と三菱グループと協定してやり出した南米航路の移民船の如きは原子力によってきわめてよい効果が現われるものではないかと期待しているわけである。この船舶用原子炉の問題も陸上の発電炉と並行して問題となるものと思っている。船舶用は濃縮ウランを用いて原子炉とくにウエスチングハウスのPWRが問題の焦点であろう。それから航空機用原子炉はまだアメリカにおいても実現されてはいないようであるが、当然実現が予想されるものであって航空機用エンジンについても原子力産業が幅を広げて行く可能性があると思う。その他アイソトープの利用という問題もありアイソトープの利用によって、従来それを使わなかったその他の産業がきわめて経済的にしかも能率的に生産されるというようなことがわかってきたのでこの点も今後いろいろ研究されなければならない問題だと思っている。かくの如く考えてくると原子力産業といふものは非常に広汎な幅を持っているもので、おおぜいの技術者を必要とするものではないかと思う。わが国においては技術的に立遅れているとか、原料が少いとかいう弱点のほかには技術者の量の問題がある。

アメリカにおいて現在最も困っているのは原子力産業に携わる科学技術者の人数の少いということであるが、わが国においても人口の大きい割に科学技術者の人数が少い程度といふものは、恐らく他の文明国に類を見ない位少いものだと考えられるのである。原子力産業を発達せしめるためには多数の科学技術者を十分に訓練し養成して行かなければ、他国の真似すらできないことになるのを恐れるのであるということを申し上げて本稿を終ることとする。

(7月20日記)

最近の特別3相式変圧器

伊丹製作所 村上 有*

The Latest Three Phase Transformers

Itami Works Tamotsu MURAKAMI

Since the adoption of special three phase transformer construction and success in transport of assembled units for ultra-high voltage, high capacity apparatus to Sakuma Power Station, public has wondered at their marvellous features so much so that completed products and those under construction in this design has totalled twenty-five. The most outstanding is a 260,000 kVA 275 kV unit for Tokyo Electric Power—a global record product. This is expected to be shipped assembled, too. Employment of cold roll silicon steel sheets promises the building of far greater units of the same facility in no distant date.

1. まえがき

さきに佐久間発電所用超高压変圧器5台に対し、特別3相式構造を採用することにより、わが国最初の超高压大容量変圧器の組立輸送を実施して斯界の注目を浴びたことは周知のとおりであるが、その後特別3相式変圧器はますます好評を博しており、すでに製作完了または現在製作中の変圧器は1表に示すように25台に及んでいる。とくに最近受注した東京電力中東京変電所用275 kV, 260,000 kVA 変圧器は、わが国最大容量の記録品であるのみでなく世界における記録的大容量超高压変圧器であるが、同じく特別3相式採用により組立輸送を行う画期的な変圧器である。この外1表記載の変圧器には特

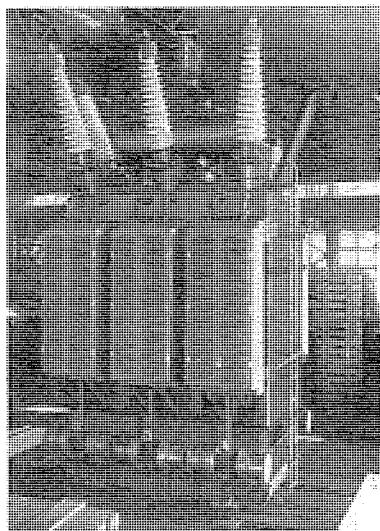
筆すべき内容を有するものも少くないので、ここに特別3相式変圧器のその後の発展および将来について簡単に記述したいと思う。

2. 特別3相式変圧器の概要

特別3相式変圧器の構造、特長などに関しては佐久間発電所用超高压変圧器につき「三菱電機」29巻12号その他に詳述してあるので詳細は割愛するが、簡単に述べれば外鉄Form-Fit型変圧器の特長を發揮して鉄心の磁路を各相独立させ、中部タンクと下部タンク内に組立てたコイルと鉄心を各相ごとに組立輸送し、現地で共通車台上にこれを並べて起立し、3相共通上部タンクをかぶせて接合部を溶接するのである。

1表 特別3相式変圧器製作一覧表

注文元	容量(kVA)	周波数(c/s)	台数	電圧(kV)	冷却方式	輸送重量(トン)	起重量(トン)	製作年	輸送制限重量(トン)
電源開発(佐久間)	93,000	50/60	4	13/275	送油風冷	56	245	昭30	(80)
" (")	139,500	"	1	275/154/13	"	78	334	"	(80)
関西電力(箕面)	30,000	60	1	154/77	"	25	104	昭31	(25)
" (枚方)	117,000	60	1	250/77/10.5	"	68	305	"	
東北電力(新潟子)	22,000	50	1	10.5/66	自冷	15	76	"	(15)
関西電力(坂下)	45,000	60	1	12.6/154	送油水冷	25	111	昭32	(25)
東京電力(平)	18,000	50	1	10.5/154	自冷	15	80	"	(15)
" (大手町)	30,000	50	2	66/22/(3.5)	送油水冷	20	77.5	"	
電源開発(茅登)	31,000	50	3	10.5/187	送油風冷	22	100	(製作中)	(25)
" (黒又川)	35,000	50	2	12.6/154	自冷	22	116	"	(25)
関西電力(大阪中央)	190,000	60	2	17.2/77	送油風冷	57	260	"	
九州電力(鍋田)	190,000	60	1	17.2/220	"	67	310	"	
東京電力(中東京)	260,000	50	2	275/154/15.75	"	105	440	"	
電源開発(田子倉)	105,000	50	3	13.2/287.5	送油水冷	63	256	"	

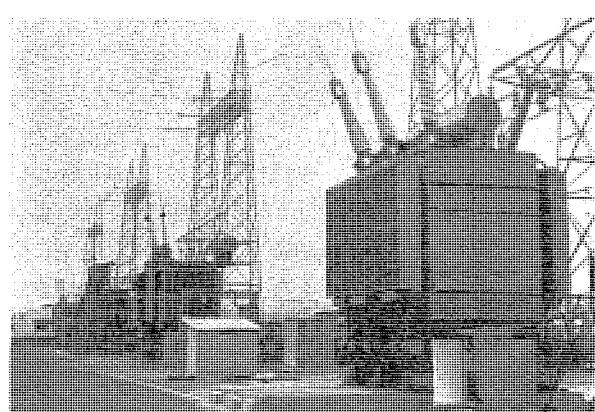


1 図 30,000 kVA 特別 3 相式変圧器
Fig. 1. 30,000 kVA special 3 phase transformer.

特別 3 相式変圧器の大きな特長は佐久間発電所用変圧器において遺憾なく発揮されたように、組立輸送することにより現地組立室や起重機を省略することができ、分解再組立に要する工期とその費用が大幅に削減され、また工場で各種の試験を終了した完全状態のまま現地に再現できる等、きわめてすぐれた特長を有している。

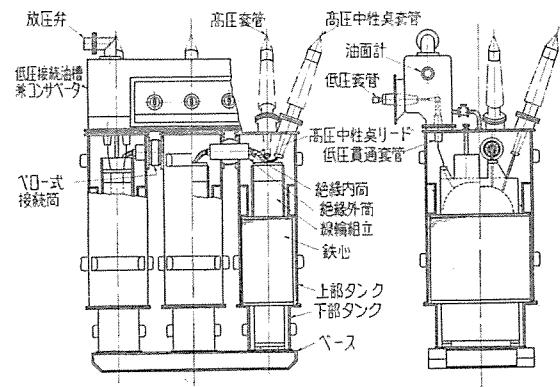
その後関西電力兼山発電所用 30,000 kVA 変圧器(1 図 および 1 表参照)に特別 3 相式構造を採用して、工場における記録的短期工程と組立輸送による現地組立期間短縮により、客先要望の早期運転開始の目標を達成した。

ついで関西電力枚方変電所に納入した 250 kV, 117,000 kVA 変圧器に特別 3 相式を採用して組立輸送の威力を発揮した。同変電所には昭和 27 年に 2 台、昭和 29 年に 1 台計 3 台の同一仕様の変圧器を納めているが、既設器はいずれも分解輸送を行い、現場乾燥、再組立を行ったので相当の現地組立期間を要したが、今回は各相ごと

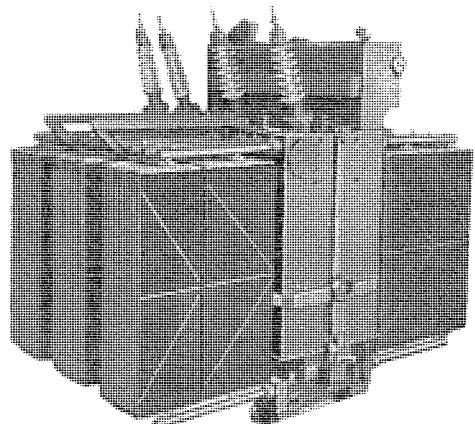


2 図 枚方変電所における 250 kV
117,000 kVA 変圧器(右端が特別 3 相式変圧器)
Fig. 2. 250 kV, 117,000 kVA transformer at Hirakata substation.

最近の特別 3 相式変圧器・村上



3 図 22,000 kVA 特別 3 相式変圧器
Fig. 3. 22,000 kVA special 3 phase transformer.



4 図 22,000 kVA 特別 3 相式変圧器
Fig. 4. 22,000 kVA special 3 phase transformer.

のトラクタによる組立輸送によりわずか 10 日の短期間で現地組立を完了し、しかも完全な工場試験を実施したそのままの状態で使用することができたのである。2 図は枚方変電所で運転中の 117,000 kVA 変圧器 4 台で右端が 4 号機の特別 3 相式変圧器である。

以上が佐久間発電所用変圧器と同一構造の上部タンクを共通にする方式であって、最近完成された東京電力大手町変電所用 30,000 kVA 変圧器、同平発電所用 18,000 kVA 変圧器(1 表参照)および上記中東京変電所用 260,000 kVA 変圧器はいずれもこの方式を採用している。このうち大手町変電所用 30,000 kVA 変圧器は第 3 丸ビルの地下変電所に設置されるもので、送油水冷式としその冷却用水はビル屋上に設けた冷却塔により冷却された水を循環して用いるという注目すべき方式を採用している。なお地下変電所への搬入を容易にするために特別 3 相式が採用されたものである。

つぎに昨年末完成した東北電力新鳴子発電所用 66 kV 22,000 kVA 変圧器(1 表参照)も特別 3 相式により始めて組立輸送できたものであるが、この変圧器の構造は上記の共通上部タンク式とは若干異なり、上部タンクまで各相分離させ、3 図に示すように高圧中性点側の接続

は相間に設けた接続用窓を通じて行い、低圧三角接続は共通コンサーベータ内部で行って、外部には普通3相変圧器と同様に3本の套管を出している。4図はこの変圧器の完成写真である。

この方式をさらに徹底されば上部タンクまで各相分割した上、各相それぞれ独立した套管を備えて、タンク外部で高圧中性点および低圧三角接続を行う方式で、最近完成された関西電力坂下発電所用154kV, 45,000kVA変圧器(1表参照)に採用している。この方式は高圧中性点および低圧三角接続の複雑になるのが欠点であるが上部共通タンクや相間の接続用窓の溶接作業がなく、現地組立は一層簡単となる。また万一の場合には1相のみ簡単に取外しのできる利点もある。ただし3巻線変圧器に対しては套管配置の関係から採用困難な場合が多い。

坂下発電所用変圧器の場合には各相の套管を独立させコンサーベータも3分割したが、低圧側套管の三角接続のみ共通のコンサーベータ内で行い外は同一構造としたものに電源開発芽登発電所用187kV, 31,000kVA変圧器、同黒又川発電所用154kV, 35,000kVA変圧器、関西電力大阪火力発電所用77kV, 190,000kVA変圧器および九州電力糸田発電所用220kV, 190,000kVA変圧器(1表参照)があり、また類似の構造に電源開発田子倉発電所用287.5kV, 105,000kVA変圧器(1表参照)があつていずれも現在製作中である。

このように特別3相式には種々の方式があり、それぞれ特長を有しているのでその場合に応じもっとも適切な方式を採用して行う方針である。

3. 特別3相式変圧器製作一覧表

昭和29年佐久間発電所用超高压変圧器5台に対して始めて特別3相式を採用し大形変圧器の組立輸送に一新機軸を画してより、特別3相式変圧器はますます好評を博して相ついで受注し、とくに特別3相式でなければ組立輸送できないものも多く、1表に示すように製作中のものも含めて25台の多きに達している。

4. 東京電力中東京変電所用 260,000kVA 特別3相式変圧器

最近受注した中東京変電所用変圧器の定格はつぎのとおりである。

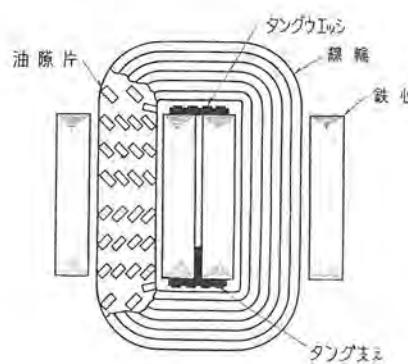
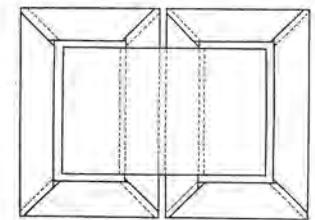
1次	275-262.5-250 kV	200,000 kVA
2次	147 kV	220,000 kVA
3次	15.75 kV	100,000 kVA
等価容量		260,000 kVA
3相	50サイクル 送油風冷式	

特別3相式外鉄 Form-Fit型

この変圧器の特長を列記すればつぎのとおりである。

(1) わが国における最大容量の変圧器であり、世界的にみても記録的大容量超高压変圧器である。

(2) かかる大容量にかかわらず特別3相式構造を探



5図 額縁型鉄心

Fig. 5. D punched core.

用することにより組立輸送を行うことができる。

(3) 重量の軽減と特性の向上を図って米国Armco社の優秀な冷間圧延ケイ素鋼板を全量使用する。

特別3相式変圧器として組立輸送を行うことは佐久間および枚方に納入した変圧器と同じであり、構造もこれに類似しているが、冷間圧延ケイ素鋼板をかかる大容量変圧器に使用してこれにより鉄心の磁束密度を高く設計し重量、寸法を軽減して組立輸送を可能にし、しかも一段とすぐれた特性を得るということはまさに画期的な注目に値することであり、斯界の進歩に資すること大なりと信ずる。

ここにとくに強調したいことはつぎに述べるように、外鉄型変圧器は冷間圧延ケイ素鋼板の使用にきわめて適しており、またすぐれた特性を有することである。外鉄型変圧器の鉄心構造は5図に示すように同一幅の鉄心の積重ねからなり、しかもその鉄心幅は比較的小さいので冷却のために鉄心中に油隙を設ける必要がない。したがって段付鉄心のため多種類の鉄心幅を必要とし、かつ鉄心締付用の穴あけや冷却のための油隙を設ければならない内鉄型変圧器の鉄心に比し、著しく構造が簡単で工作が容易であるのみでなく、励磁特性がすぐれ鉄損の少いことは明かである。また冷間圧延ケイ素鋼板使用の場合にはその方向性を活かすために5図のように額縁型に隅を斜めに切断して鉄心積みをなし、鉄損と励磁電流を減少させる。

5. 特別3相式変圧器の将来

冷間圧延ケイ素鋼板は八幡製鉄において古くから生産されていたが、質的にも量的にも問題にならず、優秀な特性のものが大量に生産されることが久しく待望されて

きた。これに答えて最近 Z_{11} (Armco 6×相当品で 50 サイクル 15,000 ガウスにおける鉄損 1.1 W/kg 程度) Z_{12} (Armco 7× 相当で上記鉄損 1.2 W/kg 程度) 等の優秀品の生産が開始され、設備の増強により来年度からの大幅の増産が期待されている。当社では 1 昨年騒音低減の目的で東京電力隅田変電所用 30,000 kVA 変圧器に、また重量、寸法軽減のために交流電気機関車用変圧器に八幡製鉄製冷間圧延ケイ素鋼板を使用し成果を納めたが、磁気特性としては満足すべきものでなかった。その後冷間圧延ケイ素鋼板に対する切断、焼純その他の工作法に関する研究と設備の整備に努力し、最近完成した北陸線用交流電気機関車 18 台に対しては Armco 6× を使用して優秀な特性を得ることができた。現在製作中の変圧器にも既述 260,000 kVA 変圧器の外、2,3 の変圧器に冷間圧延ケイ素鋼板使用の計画であり、来年度位からは外鉄型変圧器（すなわち大形変圧器）にはすべてこれを使用したい方針である。

外鉄型変圧器が冷間圧延ケイ素鋼板使用にきわめて適していることはすでに述べたとおりであって、このケイ素鋼板のすぐれた特性に特別 3 相式変圧器の採用により組立輸送可能な容量限界は飛躍的に拡大されるに至った

いま超高压 275 kV 級の変圧器について考察した結果は組立輸送可能な容量はつぎのとおりである。

- (1) 2 卷線変圧器の場合(発電所用) 500,000 kVA
- (2) 3 卷線変圧器の場合(変電所用)
 - a. 中圧側が 154 kV すなわち 275/154/11 kV のとき
240,000/264,000/120,000 kVA
(等価 312,000 kVA)
 - b. 中圧側が 77 kV または 66 kV のとき
300,000/330,000/150,000 kVA
(等価 390,000 kVA)

高圧側が 220 kV 以下の場合にはさらに大容量まで組

立輸送できるが、かかる大容量変圧器では 154 kV 以下の電圧は考慮の要なく、上記の数値から見ておよそ我が国で考えうるいかなる大容量変圧器でも特別 3 相式変圧器により組立輸送可能となるのである。

ただし上記は国鉄輸送第 1 限界を使用し輸送制限重量 120 トン程度の場合であるが、将来の大容量器はすべて火力発電所および変電所用変圧器と考えられ、都心に近く設置されてこの条件を満足するものとして差支えないと思う。

山間の水力発電所では道路条件から輸送制限重量が 20 ないし 40 トン程度に小さい場合が普通で、佐久間発電所のように 80 トンまで輸送可能な例は珍らしいといえるが、この場合でも特別 3 相式変圧器により数万 kVA の変圧器が組立輸送できるので、輸送制限重量の極端に小さい場合を除き分解輸送と現地組立の必要のないことが多い。

最近内鉄型大容量変圧器において輸送時の高さと重量を減少するため 5 脚鉄心とし、鉄心の継鉄部分を取り外して送り現地でこれを 1 枚 1 枚挿入する方法が考えられているが、特別 3 相式の現地組立の容易で信頼性大なるに比し輸送重量が大きく現地組立作業が複雑であり、鉄損や励磁特性が工場における試験値より増加する恐れがあり、また信頼性の点で劣っていることは明かである。さらに輸送制限重量の小さい水力発電所では内鉄型 3 相変圧器ではいかにしても組立輸送できない場合が多く、かかる場合には特別 3 相式変圧器の独壇上であって 1 表における兼山発電所、新鳴子発電所、坂下発電所、平発電所、茅登発電所、黒又川発電所などの変圧器はすべてこの例に属する。

いまや大容量変圧器の組立輸送がますます強く要望されるとき、特別 3 相式の活用範囲は一層拡大され、ますます組立輸送の威力を發揮することが期待される。

離相母線

伊丹製作所 亀山三平*

Isolated Phase Buses

Itami Works Sanpei KAMEYAMA

Japanese industry and mining have come to be on the right track now-a-days and their development is remarkable, which has brought sudden increase in the demand of electric power. With this trend, importance of isolated phase buses has been recognized and come to be in extensive employment in large capacity power stations newly built. This new equipment has a number of distinctive features such as high degree of safety against interphase short-circuit and requirement of the smallest space in combination with cubicle type switchgear and in case of laying 60 kV class underground cables.

I. まえがき

終戦後十余年を経てわが国工鉱業も次第に軌道に乗り近年その発展はめざましいものがあるが、これにともなって電力の需要もまた急激に増大し、各電力会社においてもますます大容量の発電機を設置する傾向となってきた。近く単機 200,000 kVA 級の発電機が輸入され、あわせてこれが国産化も進んでいる。しかし発電機の単機出力の増大に従って、発電機、主変圧器、所内変圧器間の接続に関して種々の技術的な問題が起ってきた。すなわち接続の方法に対して高度の信頼度、安全度が要求され、したがって相間短絡も絶対に防ぐ得るという方式が必要になってきている。さらにまた経済上からもほとんど保守をせずにきわめて長い寿命をもつということも必要となってきた。

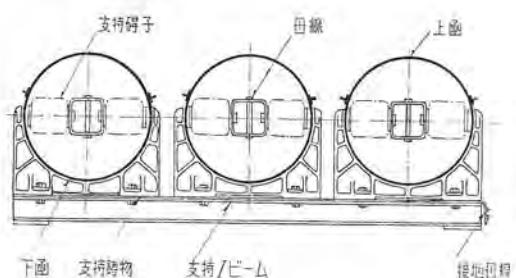
これらの要求に合うように設計され、最近わが国でも次第に応用してきたのが離相母線であって、その信頼度、安全度がきわめて高いのみでなく、ほとんど永久の寿命があること、保守が容易で簡単であることを考えると、またもっとも経済的な方法であるといえよう。

最初は上に述べたような理由によって発電所で広く使われだした離相母線ではあったが、60 kV 級の離相母線の開発と共にまた新しい意味をもってきた。すなわち相間短絡を絶対に防ぐということのみでなく、都心変電所への 60 kV 級地中ケーブルの引込みとともに、キューピカル型の開閉機器と離相母線を組合せることにより、最少の敷地によって変電所を建設するという用途である。これによって敷地選択の範囲を広げ、将来の発展を考えた最良の地点を選べることになるし、また閉鎖型のスイッチャードとすることによって危険の防止や都市美観の上からも好ましい設計をすることができる。米国では数年前からピツバーグ、フィラデルフィアなどでこの種設備が実用されてきている⁽¹⁾。

三菱電機でもすでに火力発電所向けに離相母線を完成し、またつぎつぎと製作中であるが、一方 60 kV, 70 kV の都心変電所向けの離相母線の開発に着手し、その案を作成中であるので、本稿はこの機会に三菱離相母線の構造、特性、応用例などについて記したものである。

II. 三菱離相母線の構造

1 図に示してあるのが三菱離相母線の断面図であって 2 図、3 図の写真は L 型曲り部分の内部構造、および外形を示すものである。



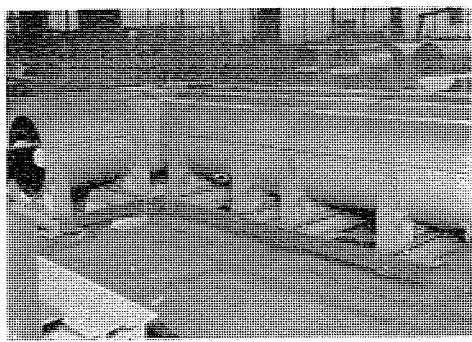
1 図 三菱離相母線断面図

Fig. 1. Sectional view of Mitsubishi isolated phase bus.



2 図 離相母線 L 形部 (1)

Fig. 2. Isolated phase bus, "Elbow".



3 図 離相母線 L 形部 (2)

Fig. 3. Isolated phase bus "Elbow"

1. 支持方法および支持碍子

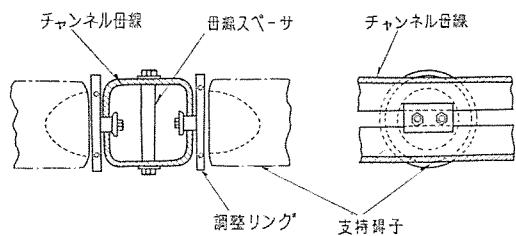
母線は 1 図のように支持鉄物の上に向い合って取付けられた 2 個の支持碍子によって支持されている。支持碍子を取付けている支持鉄物は高力アルミニウム鉄物であって短絡したときに母線間に生ずる大きな機械力を十分耐えられるように設計してあるとともに、軽いので取り付ける建築物に特別の考慮を払わなくてよいようにしてあり 3 相が 1 つの I ビーム上に取り付けられている。

支持碍子は短絡事故の場合でも圧縮力のみがかかり、碍子の必然的な弱点である曲げ、引張りがかかることがない。碍子が長くなることは、外被の円筒の円周を大きくすることで経済的に不利であるので極力低い高さのものを作る必要がある。そのためにクリープ距離のとくに長い溝の深い形をとると共に碍子端部の鉄物の碍子への取り付け、形状などにとくに注意をはらって、鉄物端部での電界の集中をさけている。これらのこととは運転停止の多い場合には起るであろうと思われる霧滴状態での商用周波閃絡電圧を上げるとともに、衝撃電圧への特性をよくしてある。また一方なんらかの原因でもし万一碍子が破壊するようなことがあっても、碍子端部の金物が脱落して外被との絶縁距離を短くすることがないよう母線および支持鉄物に固定しており、しかもその場合碍子と鉄物との接着は金属でしているので、鉄物の端部に集中電界ができないようになっている。

2. 外被の形、材料

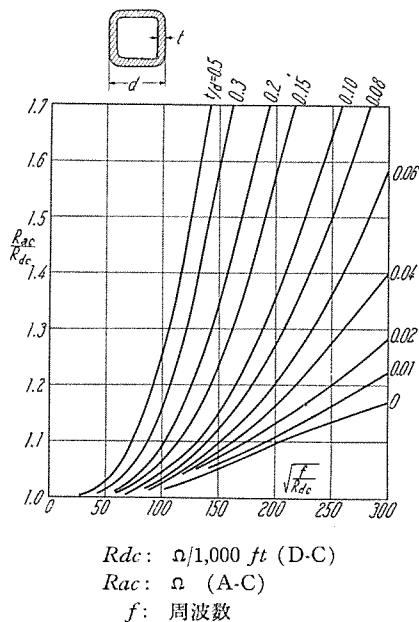
写真でよくわかるように外被は円筒形であって、外被と母線との絶縁距離と同じにとれば、もっとも材料少く経済的である。また短絡のときには後で述べるようにこの外被自体にかなりの電流が流れ母線間にかかる電磁力をかなり軽くするが、一方この外被にはその軽くなつた分だけの大きな機械力がかかるので、その電磁力に対しても円筒形が強いことは明らかである。

外被は耐食性のアルミニウム合金板でできており、耐食性とともに、機械的強度も強く、またきわめて軽く取扱いが容易である。同時によい導電体であるので他相の電流による磁束で生ずるシース電流も大きく短絡事故の



4 図 離相母線支持方法

Fig. 4. Isolated phase bus support details.



5 図 角パイプの表皮効果

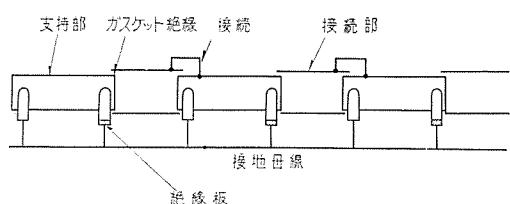
Fig. 5. Skin effect in single rectangular conductors.

場合などの母線相互間の電磁力をかなり減らすことができる。一方円筒状であることと相まって平常時に外被中に生ずるジュール熱も少く、温度上昇の不要の熱源となることがほとんどない。

3. 母 線

母線はチャンネル形の銅材を 2 本向い合せにして、その間にスペーサを入れて締めつけたものである。4 図は離相母線支持部分の断面詳細図である、このような形の母線を使用することによって表皮効果による導体の実効抵抗の増加を少くし、母線の実断面積を小さくすることができます。5 図は実質的にはチャンネル 2 個の組合せとほとんど同じ角パイプについての A-C 抵抗値と D-C 抵抗値との比と形状との関係を示すもので⁽²⁾同じ断面積に対して ($\sqrt{f/Rdc}$) は同じであるので、同一の横軸上の値に対して) t/d の値によって A-C 抵抗値がいかに大きく変化するか明らかであろう。

またチャンネル形を使用することによって短絡事故の場合の機械力に対しても十分の強度を持ち得る構造とすることが容易である。



6 図 接地母線
Fig. 6. Ground bus.

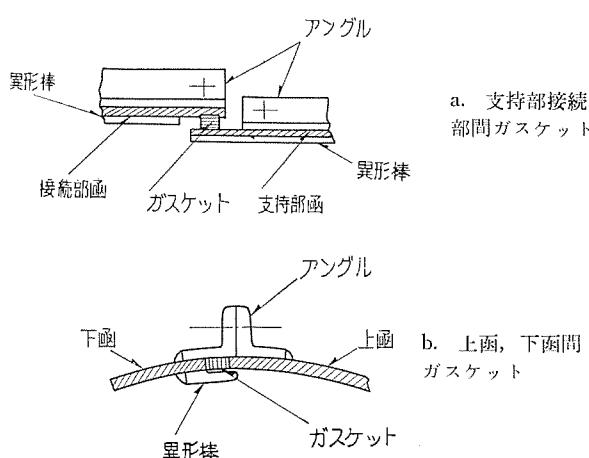
4. 接地母線

3 図でよくわかるように母線支持物下の I ビーム横に離相母線に平行して 6×100 の接地母線を取り付けてある。また支持物 I ビーム間に 1 つおきに同じ大きさの銅板をはさんで支持部分を完全に接地し、あとで述べるようにガスケットで絶縁されている接続部分の外被には接地用クリップを設けて支持物にスタッドで接続しいかなる部分も完全に接地されている。6 図はその接地の取り方を示すものであって、いかなる部分も接地されていると同時にまたこの接地によりループができるないように注意してある。すなわち接地銅板のはさまれていない支持物と I ビームとの間にはベークライト製の絶縁板をはさんこんで絶縁してある。もし万一接地回路にループができていると、このループ内にはいりこむ磁束によって数百アンペアの電流がこのループに流れ、母線外被、接地母線、鉄構などの異常な温度上昇の原因となり、ひいては母線自体も異常な温度上昇を来すことになる。

また電流値が非常に多くなってくると、鉄構部分に渦流による温度上昇がみられることがあるが、このような場合には銅の短絡バンドを鉄構にかけることによって過熱を防ぐ。

5. ガスケット

離相母線では密閉して、ごみとか雨水のはいらぬようになる必要があると同時に、点検が容易にできなければならぬ。三菱離相母線では 4 図からもわかるように、

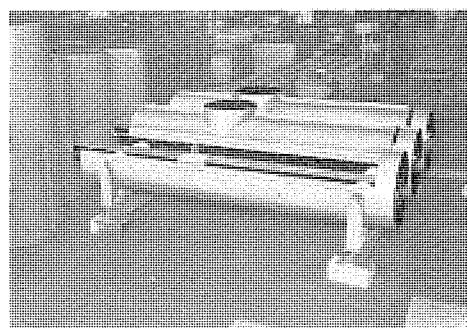


7 図 ガスケット方法
Fig. 7. Gasketing.

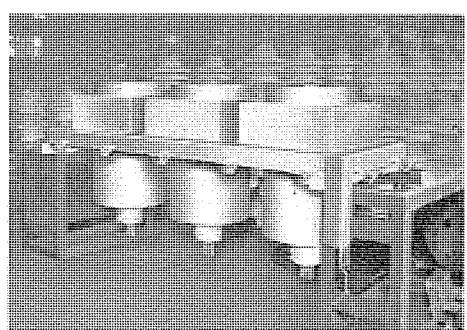
支持物のついている支持部分も単なるカバーだけの接続部分もいずれも 2 つ割れになっており、また場合によっては 8 図に示されている T 分岐のように 3 つ割れとなって組立、点検に便利なようにできている。したがってこれらの間にはガスケットが必要であるが、ネオプレーンスポンジゴムのガスケットが 7 図のようにはいっているので、各部はごみ、雨水に対して完全に密閉されている。

6. 構成

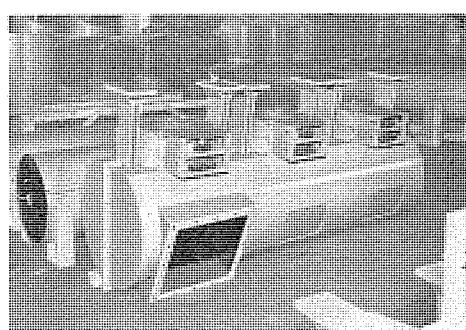
三菱離相母線の構成は 3 図の写真のように、支持碍子、支持物のついている支持部と、単なるカバーだけの接続部の外に 8 図のような T 分岐など種々の形の組合せによってなされる。発電機出口とか屋内、屋外間の壁などには貫通碍子支持枠が取りつけられて離相母線の端部



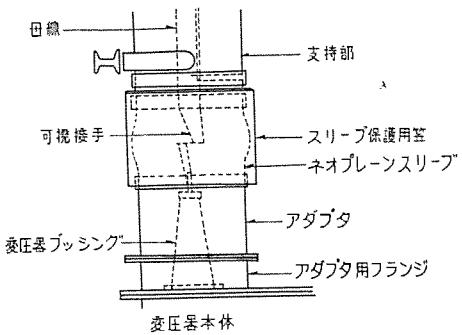
8 図 離相母線 T 分岐分
Fig. 8. Isolated phase bus "Tee" branch.



9 図 離相母線壁貫通部分
Fig. 9. Isolated phase bus wall frame.



10 図 離相母線中性点箱
Fig. 10. Isolated phase bus neutral terminal housing.



11 図 耐振ジョイント
Fig. 11. Earthquake-proof joint.

を作りごみや湿気を防ぎまた同時に母線回路にはいる保護用、計器用の貫通型の変流器を取り付けられるようにしてある。とくに屋内、屋外間にはロックウールの断熱材を入れて内部壁面に露の発生するのを防いでいる。9図は15(H)kV、1,200 A 母線回路の壁貫通碍子支持枠の写真で、変流器2個付、点検窓付のものである。この枠はすべて耐食アルミニウムで作られていることはもちろんである。また10図は発電機中性点側の短絡用の箱であって、発電機中性点側の3相のブッシングが上部の変流器箱を通って箱内にはいり、箱の中で短絡され左の四角い穴の部分に取付けられた箱を通って中性点接地キューピクルに通じる。

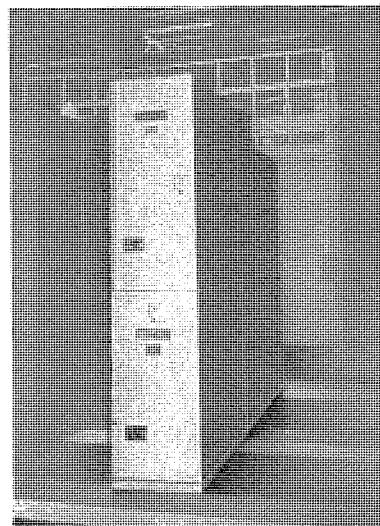
11図は耐振ジョイントの構造を示すもので、建物と変圧器の間などに取り付けて地震の場合などに離相母線に無理がかからぬで自由に振動できるようにしたものである。すなわち離相母線の外被はネオプレーンでできた円筒のスリーブで接続され相互間に自由に振動できるようにしてなお密閉を保ち母線は可撓接手によって接続されている。

発電機自体の振動とかその他の振幅の小さい振動に対しては、支持部接続部間のガスケットで吸収され、内部の母線は可撓接手によって振動の伝わらないようになっている。母線の温度変化による膨張、収縮に対しては1つの直線部分について支持碍子の1箇所で固定し、その他は滑るようになっている。その両端は可撓接手となって膨張、収縮はここで逃がす。

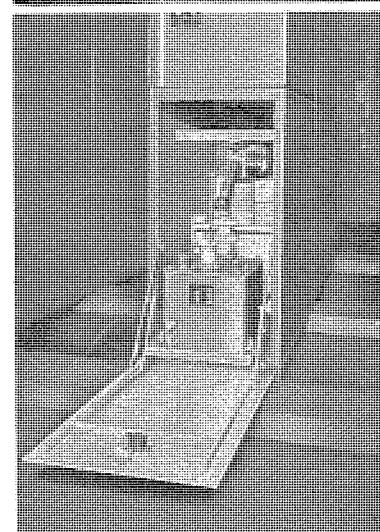
母線および外被内面は黒色に塗装し、輻射による熱放散が容易であるようにしてある。また必要な箇所にはフィルタードレインを設け、もし万一水がはいった場合でも水分が自然に放出され、一方ごみなどがはいらぬようにしてある。

7. 接 続 機 器

離相母線には発電機変圧器の主機の外にその母線回路に要求される機器が接続されるが、これらの機器はいずれも離相母線本来の目的である相間短絡の絶無ということをそこなうものであってはならない。したがって各機器は各相完全に隔離されて単独になったキューピクルに

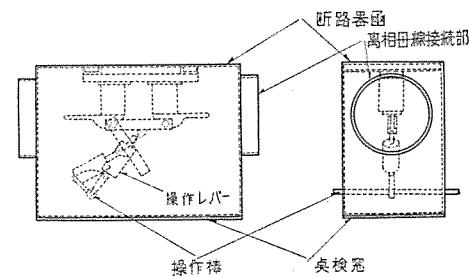


a. 外観



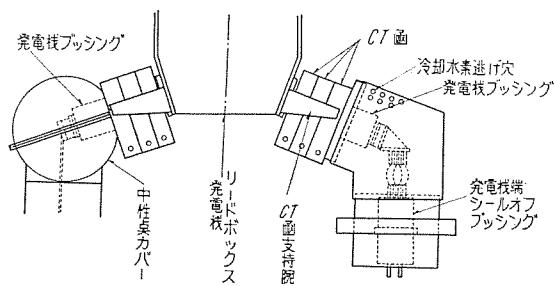
b. 計器用変圧器引き出し

12 図 計器用変圧器サージアブソーバキューピクル
Fig. 12. P.T. Surge absorber compartment.



13 図 離相母線断路器箱
Fig. 13. Isolated phase bus disconnecting Sw. Box.

収められている。必然的に各機器は単相機器となり、しかも計器用変圧器のV結線のように直接相間に接続することは意味をなさず、必ず1度接地を通じて相間の接続が行われる。12図a.b.は発電機回路の離相母線用の計器用変圧器、サージアブソーバキューピクルで上部で7図のT分岐離相母線に接続されるものである。計器用変圧器は引出型となり、保守点検に便利かつ安全にできている。また13図は離相母線の間に入れた断路器であって、これも各相完全に別個の箱に収め共通した操



14 図 タービン発電機端部接続

Fig. 14. Terminal connection of a turbine generator.

作ロッドで3相同時動作を行なうようにしてある。

発電機回路の変流器は発電機ライン側、中性点側共に10図に見えるように発電機本体から出ている支持腕の上に載っている変流器箱内に取り付けられ、14図のように発電機リードブッシングがその中を貫通している。壁貫通部分にも変流器は同様にして取り付けられる。いずれの場合も変流器は各相ごとにターミナルを設け、各相間に電線管を渡し、適当な箇所のターミナルボックスに接続する。

高電圧の変電所用離相母線となると、接続される機器も、ケーブルヘッド、アレスタ、高圧空気遮断器、高圧油入遮断器、離相母線遮断器などが必要で、しかもこれらはいずれも各相を完全に大地電位でおおう必要があり、またスペースの制限もあるので特殊なものとなる。これについては応用例の中で図示してその概要を示すことをとする。

III. 三菱離相母線の特性

1. 絶縁耐力

三菱離相母線は円筒形をしており特殊な碍子設計によりその空隙の閃絡電圧と、碍子の閃絡電圧との協調を図り、合理的な標準寸法を決めている。円筒内部の溶接もとくに入念に仕上げて閃絡に対する弱点の出ないようにしてある。1表は三菱の標準離相母線の絶縁耐力である。

1表 三菱離相母線絶縁耐力

定格 (kV)	商用周波耐電圧 (kV)	衝撃耐電圧 (kV)
15 (H)	50	110
23	60	150
69	140	350
80.5	160	400

2. 温度上昇

離相母線の温度上昇はNEMA規格に定められているが、外気温度40°Cに対して銀々接触の場合は50°C上昇以下である。当社の離相母線においても接触はすべて銀々接触であるので上記NEMA規格に準じたものを標準と決めている。

A. 温度上昇の基本式

離相母線は開放された母線と異なり、密閉されていてしかもその本来の目的である保守不要、高い信頼度という点から、経済的な問題、あるいは大きさの問題などで

許されるならば、強制的な冷却を行わない方がよく7,500Aまでの標準型では自然冷却である。したがって母線の温度上昇に関してもまだ単に母線自体の発生熱を考えるだけではなく、それの外被の大きさとの関連も考えなければならない。すなわち母線の発生熱はつぎの過程を経て最終的には外被からの放散熱となる。ただしこの場合後にも述べるようなシース電流による熱源は円筒形であるのでほとんどないと考える。

母線発生熱 → 外被 → 大気

熱輻射	熱輻射
熱伝達	熱伝達

もちろんこの外に支持碍子から外被への、外被から鉄構への、端部から機器への熱伝導などもあるが全体的には少い。いま水平に配置された無限長の母線を考え上記の伝熱方式としてその計算方法を示すと、

(1) 母線発生熱量 W_B W_B は次式で与えられる。

$$W_B = \kappa I^2 \rho_{20} \frac{I}{S} [1 + \alpha(\theta - 20)]$$

ただし W_B : 母線発生熱 (W)

κ : 交流抵抗値と直流抵抗値の比

I : 電流 (A)

ρ_{20} : 20°Cにおける個有抵抗 ($\Omega \cdot \text{cm}$)

I : 母線長さ (cm)

S : 母線断面積 (cm^2)

θ : 母線温度 (°C)

(2) 輻射熱量 W_R 物体 I から II への輻射熱量は次式で与えられる。

$$W_R = \sigma A F_c F_e \left[\left(\frac{T_1}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_2}{100} \right)^4 \right] (\text{W})$$

ただし W_R : 热輻射量 (W)

σ : ステファン常数 5.77 ($\text{W/m}^2\text{K}^4$)

A : 対向面積 (m^2)

T_1 : 物体 I の絶対温度 (°K)

T_2 : 物体 II の絶対温度 (°K)

F_c : 配置係数

F_e : 輻射係数

A , F_c , F_e の値としては2表の値をとる⁽³⁾。

(3) 伝達熱量 W_c 物体 I から II への自然対流による熱伝達量の式として理論式が与えられているが、⁽³⁾⁽⁴⁾工学的計算式としてはつぎのものが便利である⁽⁵⁾。

$$W_c = 5.6 \sqrt{\frac{T_1 - T_2}{T_2 \cdot H}} \sqrt{\frac{b}{760}} (\theta_1 - \theta_2) (\text{W})$$

2表 A , F_c , F_e の値

輻射の種類	A	F_e	F_c
外被より大気へ	外被表面積	1	外被外面の輻射能
母線より外被へ	"	1	$\frac{1}{\frac{1}{\varepsilon_1 A_1} + \frac{1}{\varepsilon_2 A_2} - 1}$

ただし $\varepsilon_1 A_1$ 母線の輻射能、表面積
 $\varepsilon_2 A_2$ 外被内面の輻射能、表面積

ただし W_c : 伝達熱量 (W)

θ_1, T_1 : I の物体の温度
(°C および °K)

θ_2, T_2 : II の物体の温
度 (°C および °K)

b : 気圧 (mmHg)

H : 垂直高さ (m)

1. 基本式の適用

母線の温度上昇を計算するにはまず母線温度を仮定し、その発生熱 W_B を出す。この W_B がすべて母線外被から大気への輻射、伝達によって放散すると考えて母線外被の温度を出す。この外被温度に対して母線発生熱が全部外被へ移るための母線温度が算出される。この母線温度から再び初めにもどって計算を繰返すわけである。

なお上記の基本式を実際に適用するには種々の注意が必要である。すなわち輻射に対しては、外被の温度が全部一様と考えられないこと、母線と外被間の自然対流による熱伝達の場合には母線に対する外気温度として外被温度をとれないことなどである。

(1) 外被の温度分布を考えた場合の較正

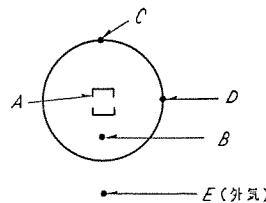
外被の温度は 15 図のように上部が高く下部が低くなるが下部は外気温度とし、上部を最高としその間に直線的に変化するとして母線と外被間、外被と大気間の輻射熱を計算し、また大気への伝達熱の場合には上部温度を全体の温度としたが、実験値と割合によく合致した。

(2) 外被内での対流

外被内では 16 図のように対流を行い、基本式を用いる場合の母線の外気温度としては図中の A 点の温度をとる必要がある。この点の温度については、この形の離相母線に関する実験式を求め、さらに母線の対流に対する実効表面積の係数も求めなければならない。

ウ. 試験結果と計算値

17 図に示す試験用材を用い、18 図のようにおおいをして風冷など外気の強制的な冷却のないようにし、とくに端部での熱伝導による熱受授のないよう注意して実験を行った。試験に用いたのは 15(H)kV, 5,500A フレームのもので、母線自体は標準 4,000A、断面積は 2,664 mm² のものである。長さ 4 m のもの 2 個を並べコの字形に接続し電流を流した。



3 表 温度実測値、計算値の比較

位置	3,000A		4,000A		5,000A	
	実測値	計算値	実測値	計算値	実測値	計算値
A	36°	38°	51°	52°	72°	72°
B	22°	25°	27°	27°	50°	52°
C	20°	22°	24°	27°	34°	37°
D	17°	17°	20°	20°	27°	27°
E	13°	13°	13°	13°	17°	17°



17 図 試験用材

Fig. 17. Isolated phase bus for testing.



18 図 温度上昇試験中の離相母線

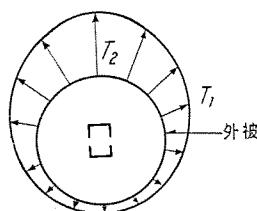
Fig. 18. Isolated phase bus under temperature rise test.

測定は約 20箇所で行ったが、各部の平均温度の実測値と、前述の計算値との結果を示したのが 3 表である。計算の方が幾分高く出ているが、この種計算としては割合によく一致していると思われる。ただし実際の場合には、配置による影響を十分考えておく必要があることはいうまでもない。

3. 短絡電流強度とシース電流

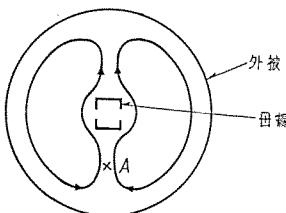
離相母線に必要な短絡電流强度はこれが用いられる系統によって異なるわけであるが発電機回路に使用され、途中で分岐する 19 図のような場合には、常時の電流の少ない所内変圧器側の方が発電機短絡 kVA と主変圧器の短絡 kVA との和の電流が流れることとなって非常に大きくなる点注意が必要であろう。

離相母線は必要な短絡電流强度に耐えるように支持碍子間隔をつめればよいわけであるが、前にも記したように三菱離相母線では特殊な支持碍子と円筒形状によってその間隔を十分長くとることができ経済的である。



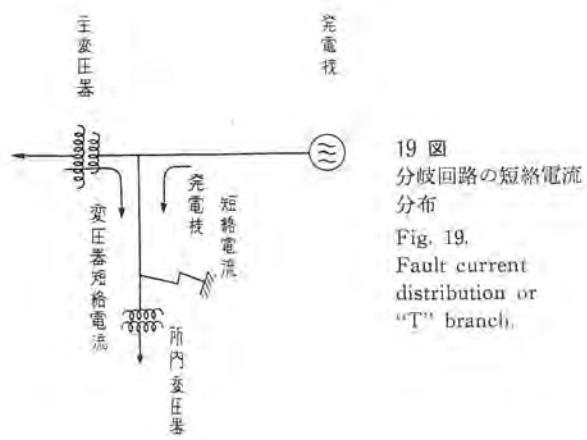
15 図 離相母線外被
温度分布

Fig. 15. Temperature of isolated phase bus enclosure.



16 図 円筒内での自然対流

Fig. 16. Natural convection flow inside the enclosure.



19 図
分岐回路の短絡電流分布
Fig. 19.
Fault current distribution or
"T" branch.

また短絡事故のときには他相の磁束によってアルミニウム外被中にシース電流が流れ実際に母線間にかかる電磁力はかなり減少する。その取り扱いについては文献⁽⁸⁾に述べられているが、いま無限円筒の場合に交流磁界に対してこの中心線上の磁束 B_t とこの円筒のない場合の同一点の磁束 B_0 との比を交流シールド効果 k_a とするとき、 k_a は次式で与えられる。

$$k_a = \frac{B_t}{B_0} = \frac{1}{\sqrt{1+\alpha^2}} = \frac{1}{\sqrt{1+(2\pi f T_e)^2}} \quad (1)$$

ただし $\alpha = \pi f u d D / 2\rho$

f : 周波数

u : 空間の導磁率 $4\pi 10^{-7}$

d : 円筒の厚さ (m)

D : 円筒の直径 (m)

ρ : 円筒材料の固有抵抗 ($\Omega \cdot m$)

$$T_e = u, d, D/4\rho \quad (2)$$

この T_e は一定磁界が急に加えられたときのシース電流の減衰時定数となる。

一般に短絡電流は直流分と交流分とがある

$$i = I_0 [e^{-t/T_d} - e^{-t/T_a} \cos \omega t]$$

ただし i : 電流瞬時値

ω : $2\pi f$

I_0 : 直流分初期値

T_d : 直流分減衰時定数 (代表値として 0.0794)

T_a : 交流分減衰時定数 (代表値として 0.455)

注: 母線の最大電磁力の計算のときの T_d, T_a の代表的な値として文献(7)において (1) 完全オフセット電流であること (2) 回路リアクタンスが 5~30% であること (3) 最大電磁力の生ずるのが 0.1~0.15 秒以内であることの条件の下に上の値を与えている。

で表わされるが、短絡電流直流分の減衰時定数とシース電流の瞬時に加えられた直流磁界に対する減衰時定数と違うために円筒内部では磁束はつぎの t_m のときに最大値となる。

$$t_m = \frac{T_d T_e}{T_d - T_e} I_0 [T_d / T_e] \quad (3)$$

このときの円筒内の磁束 B_t と円筒のない場合の同一点の磁束 B_0 との比を直流シールド効果 k_d とすると、 k_d

は次式で与えられる。

$$k_d = \frac{B_t}{B_0} = \left[\frac{T_e}{T_d} \right] \left[\frac{t_m}{T_d - T_e} \right] \quad (4)$$

いま円筒形シールドのない場合を考え、完全にオフセットした電流として (5) 式を用いると磁束瞬時値は (6) 式となり電磁力は (7) 式で与えられる。

$$i = I_0 (1 - \cos \omega t) \quad (5)$$

$$b = B_0 (1 - \cos \omega t) \quad (6)$$

$$F = B_0 I_0 L (1 - \cos \omega t)^2 \quad (7)$$

ただし L は長さである。

一方円筒形シールドのある場合は内部では I_m で最大磁束になると (8) 式となる。

$$F = B_0 I_0 L (I_d - I_a \cos \omega t) (k_d - k_a I_a \cos \omega t) \quad (8)$$

$$\text{ただし } I_a = \frac{i_a}{I_0} = e^{-t_m/T_d} \quad (9)$$

$$I_a = \frac{i_a}{I_0} = e^{-t_m/T_e} \quad (10)$$

したがって円筒形シールドのある場合とない場合との最大磁束の比 K をとると (7), (8) 式より (11) 式となる。

$$K = \frac{(I_d + I_a)(k_d + k_a I_a)}{2} \quad (11)$$

実際の数値例として 15(H)kV 5,500A フレームのものとして

$$d = 4 \times 10^{-3} \text{ m}$$

$$D = 0.6 \text{ m}$$

$$\rho = 3.35 \times 10^{-10} \text{ } \Omega \cdot \text{m}$$

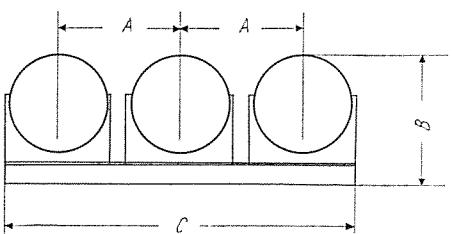
を用い (1) (2) (3) (4) (9) (10) 式の値を求め (11) 式に入れる K は 0.52 となる。したがって母線間の電磁力は 48% 減ることになる。ただこの場合注意しなければならないことは長さが有限であることによってその端部効果があることと、配置の関係上必ずしもつねに 3 相平行しているわけではなく、種々複雑な配列となることによってシールド効果も異なるということである。このことはシールド効果にのみたよって母線支持を弱くすることの危険を意味している。

なおこのシース電流によって軽減された母線間の電磁力は当然円筒にかかることになるわけで、この力は相間距離と円筒の大きさとの関係によって異なってくるが円筒のない場合に母線間にかかる電磁力の約 2 倍位である。

またこの短絡電流に対して熱的にも耐えることが必要であるので三菱離相母線においては個々の要求に応じて適当な標準のものを採用する。

IV. 三菱離相母線の外形寸法とその特長

三菱離相母線の外形寸法は 20 図に示してあるとおりである。三菱離相母線の特長についてはすでに各項目について述べたがこれを列記すると



外形寸法

電流容量 (A)	15(H)kV			23 kV		
	A	B	C	A	B	C
1,200						
2,000						
2,500	685	746	1,968	865	930	2,510
3,000						
3,500						
4,000						
4,500	740	815	2,186	915	1,005	2,800
5,000						
5,500						
6,000						
6,500	810	890	2,388	965	1,055	2,950
7,000						
7,500	865	930	2,540	1,040	1,130	3,180

電流容量 (A)	69 kV			80 kV		
	A	B	C	A	B	C
1,200	1,270	1,455	3,640	1,410	1,595	4,060

20 図 三菱離相母線標準外形寸法

Fig. 20. Outline dimensions of Mitsubishi isolated phase bus.

ア. 高い信頼度

- (1) 離相母線全体にわたって接続機器類も相間は完全に分離されていて相間短絡は絶対に起らないこと。
- (2) 円筒形外被、強力支持碍子により機械的に強いこと、また万一碍子の破損があっても絶縁に対して十分な距離を保てるよう設計してあること。
- (3) ガスケット部分が入念にできていてごみや水分に対して安全であること。
- (4) 母線はチャンネル型を用い機械的に強いこと。
- (5) 露の状態でも高い絶縁耐力を持っていること。

イ. 容易な保守点検、組立

- (1) 全体にわたって2つ割れになっているので点検保守が容易であること。
- (2) 固定部と接続部が分離、固定部は組立輸送が可能なので据付が容易であること。
- (3) アルミニウム製で軽く、点検組立が楽である。

ウ. 経済的な構造

- (1) 特殊碍子を用いたことにより円筒内径も小さくしかも円筒であるので所要アルミニウム材料は少なくてすむ。

- (2) 高い信頼度と相まって、保守点検の経費の少いこと。

- (3) 軽量で据付輸送費用が少いこと。

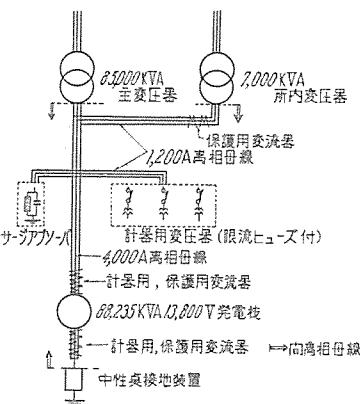
V. 離相母線の応用例

離相母線はまえがきにも述べたように発電所でもまた変電所でも用いられる。その例について述べる。

1. 発電所での応用例

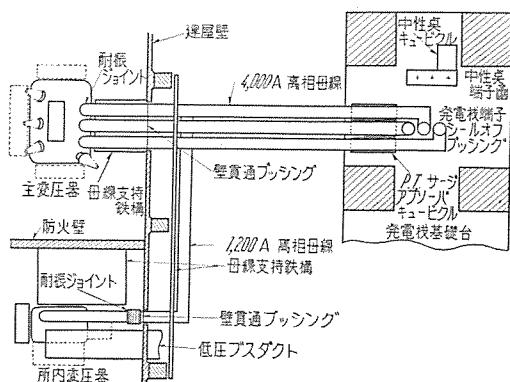
21図は75,000 kW タービン発電機プラントの代表的な離相母線関係結線図で、22図は離相母線の配置図である。変流器はいずれも貫通型で発電機ブッシング、あるいは壁貫通ブッシングに取り付けられている。変圧器建屋間には耐振ジョイントが設けられている。

発電所に離相母線を応用する場合には、その配置はできるだけ簡単であることが望ましいことはいうまでもなく、関係機器の配置などの発電所全体の企画の際に十分に離相母線を考慮に入れる必要がある。とくに柱の位置あるいは天井梁の位置、壁の構造などによって離相母線の配置は制約を受けることは当然であるので、機器の配置決定の際に注意が必要である。



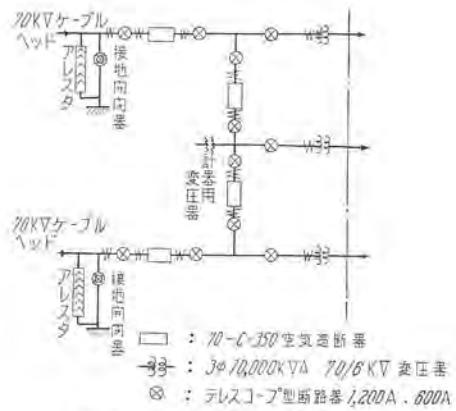
21 図 離相母線関係結線図（発電所）

Fig. 21. Isolated phase bus connection diagram (power station).



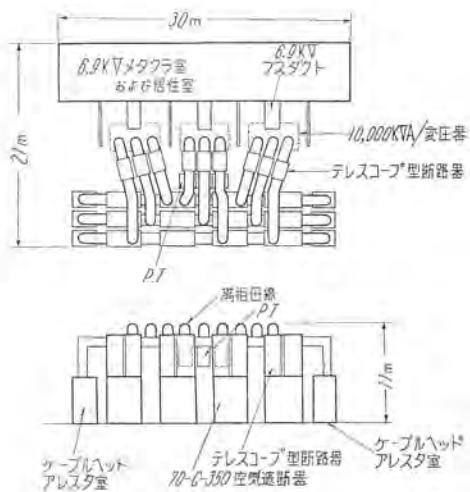
22 図 離相母線配置図（発電所）

Fig. 22. Isolated phase bus plan (power station).



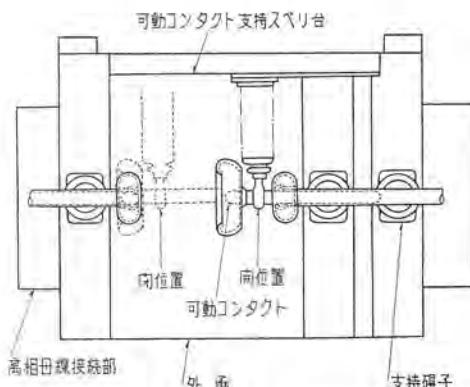
23 図 離相母線結線図（変電所）

Fig. 23. Isolated phase bus connection diagram. (substation)



24 図 離相母線配置図（変電所）

Fig. 24. Isolated phase bus plan. (substation)



25 図 テレスコープ型断路器

Fig. 25. Telescope type disconnecting switch.

2. 変電所での応用例

23 図は 70 kV 受電、6.9 kV 配電の 30,000 kVA 都心変電所の結線図で 24 図はその外形図である。この例では当社 350 MVA 遮断容量の空気遮断器 70-C-350 を使っていいるが、その他 60-GM-350 などの油入遮断器を用いることもできる、ここに用いている断路器は特殊なもので 25 図のように軸方向に動くもので、離相母線用にとくにコンパクトに設計したものである。

VI. む す び

発電所における離相母線の重要性については単機出力の驚異的な増大とともに深く認識されて来、近々には発電所母線として離相母線が標準となるであろう。かかる機会に本稿で述べたような高い信頼度を有する三菱離相母線を製作したことは、今後の発電所母線の計画に大いに有用であろう。のみならず今後の新しい用途としての高電圧の離相母線も大都市での電力需要の増大とともに来る都心大容量変電所用として利用されると思われる。高い地価の都心でその安全と美観をそこなうことなく理想的な位置への変電所の設置は都市計画の一部として認識されることであろう。かかる意味でも三菱離相母線の意義もまた大きい。

終りにのぞみ試験に協力された伊丹製作所工作部の各位、ならびに計算の労をとられた同所技術部の左近技手に深い感謝をささげるものである。

参 考 文 献

- (1) "Pittsburgh Down Town 69 kV Power Supply" V. H. Hill 外 A.I.E.E. Transaction Aug. 1955 p. 643~p. 657
- (2) "Temperature Rise of Bus Bars" D.B. Dwight 他 G.E. Review vol. 43 1940 p. 213
- (3) "Thermo Dynamic Fluid Flow and Heat Transmission" by H.O. Croft
- (4) "Heat Transfer Phenomena" by R.C.L. Booworth
- (5) "Erwärmung und Kühlung elektrischer Maschinen" by G. Gotter
- (6) "Short-Circuit Forces in Isolated Phase Bus" W.R. Wilson 他 A.I.E.E. Transaction April 1954 p. 382
- (7) "Mechanical Stress in Busbar Supports During Short Circuit" O.R. Schuring 外 A.I.E.E. Transaction vol. 44 1925 p. 217

符号式遠方監視制御装置

神戸製作所 大木欣爾*

Digital Code Type Supervisory Control Equipment

Kobe Works Kenji OHKI

To improve the operating efficiency of electric systems, it is necessary to have as broad a supervisory-controlled range as possible from one controlling station. For this purpose communication between a controlling station and controlled stations is desired to be simple and dependable. The equipment given herein makes possible the control and supervision of a number of machines by means of a pair of pilot wires and facilitates the utilization of the supervisory control to the fullest extent. Each signal is sent or received by the number of digital signal due to cyclic de-energization of a line relay energized always in series, and sure and fast control and supervision can be made by application of selection check-back and group selection.

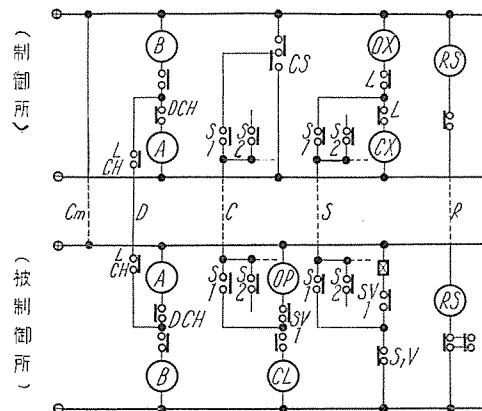
1. まえがき

配電盤の機能は生物の神経系統によくたとえられるのであるが、この機能は一般に感覚神経と運動神経すなわち状態の監視表示と制御指令動作とに大別して考えられる。この機能を遠隔より確実かつ経済的に行うこととするものが遠方監視制御装置であるが、従来、被制御所の多数機器の監視制御を少数の連絡手段によって行うために、制御および監視の信号送受は各機器共通の連絡手段を使用するものとし、この連絡手段の制御所、被制御所両端に所要の時機に所要の機器に対応する装置を同期的に選択接続して動作させる同期選択装置の利用が多く考えられ、選択方式によって多種類の装置が製作されている。一方この装置の利用が被制御発電所の無人化による経費節減と共に、集中制御による系統運営の合理化を主目的とする以上、1 司令所によって掌握される系統の範囲がなるべく広い方が望ましく、指令系統、情報伝達系統が拡大するに伴って制御所と各被制御所とを連絡する手段をより簡単化することが要望されるのは当然である。この装置はこの要望に応じて最少数の連絡手段として1 信号路による遠方監視制御を可能とするものであり、自動制御装置の発達と共に系統集中制御の手段としての活用が期待される。以下の本文においてはこの方式(符号式)の遠方監視制御装置について、その機能、特長の概略を述べる。

2. 同期選択式と符号式

従来多く使用されてきた同期選択式遠方監視制御装置においては、被制御機器が1 個の場合の制御監視回路を簡単化した場合の連絡線を各機器用の共通線とし、この共通線の両端にそれぞれ設けられた選択装置によって所要の機器の対応する装置を接続し、所要の制御あるいは監視動作を行う期間これを専用する。したがって選択装

置の動作によって機器が選択された後は通常と同じく制御監視が行われる。制御所および被制御所の選択装置は両所で同期的に送受信される2種類の選択信号を交互に計数し、この計数動作に対応して同期的に歩進動作を行って、あらかじめ一定の順序に配置された各項目を順次共通の連絡線の両端に接続してゆき、所要の項目が選択されたときに(制御の場合は停止して)所要の制御あるいは監視を行うのが一般である。すなわち同期選択式遠方監視制御装置は通常の配電盤に向って同時に操作する必要のある項目の最大数(通常1項目にすることが可能である)に所要の連絡線数があれば、適当な選択装置の使用によってこれを全項目に共用しうるという考えに立脚している。1 図は同期選択式遠方監視制御装置の一例



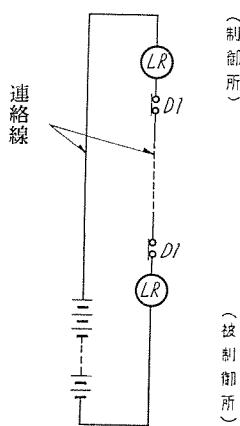
1 図 同期選択式遠方監視制御方式略図

Fig. 1. Synchronous selection type supervisory control system.

の接続要領図を示しているが、制御用…1本、監視用…1本、選択装置駆動用…1本、共通帰線…1本、(急速復帰用…1本)の連絡線を使用しており一名4(5)線式と呼ばれている。

以下述べる符号式遠方監視制御装置は、前述の同期選択式が被制御全項目の監視制御が時機を異にする1項目

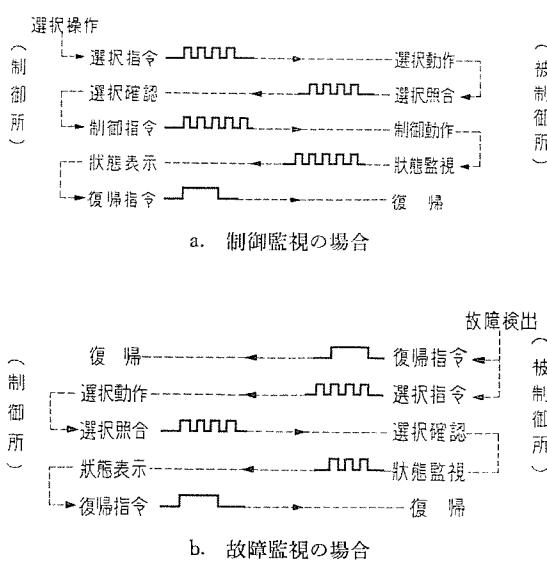
* 技術部



2 図 線路継電器回路
Fig. 2. Line relay circuit.

の監視制御の集合とみなしうるという考え方から出発したのに対して、1 項目の選択制御監視動作を取り上げて検討してみると、制御の場合は選択・制御・監視・復帰、状態監視の場合は復帰・選択・監視・復帰の一連の動作がそれぞれの場合順列が一定しており、かつ時間的に区切りをつけうることから、選択装置に記憶装置を加えれば選択、制御、監視、復帰の各動作に1組の連絡手段が共用できるという考えに立脚している。4 図および9図は符号式遠方監視制御装置の動作をブロックダイヤグラムで表わしたもので、4図は制御所より被制御所の任意の機器に対して制御操作を行う場合を、9図は被制御所において機器に自動的状態変化が発生した場合を示している。選択、制御、監視、復帰の各信号はいずれも2図に示されるように連絡線2本を介して制御所、被制御所両端に1個ずつ直列に接続され常時付勢されている線路継電器の断続消勢によるパルス信号の数によって送受信される。信号送受信の各段階ごとに記憶装置が動作してゆき、制御所および被制御所にてこの記憶動作の蓄積によって以降のパルス信号の取扱が切替えられる。前述の線路継電器が直列回路の長時間の開路により一定時間以上消勢すれば全装置が始動前の状態に復帰するようになっているから、図示の1信号路すべての操作を行うことができる。このパルス信号送受信は3図に示される形で行われる。符号式は一名2線式と呼ばれている。

の監視制御の集合とみなしうるという考え方から出発したのに対して、1 項目の選択制御監視動作を取り上げて検討してみると、制御の場合は選択・制御・監視・復帰、状態監視の場合は復帰・選択・監視・復帰の一連の動作がそれぞれの場合順列が一定しており、かつ時間的に区切りをつけうることから、選択装置に記憶装置を加えれば選択、制御、監視、復帰の各動作に1組の連絡手段が共用できるという考えに立脚している。4 図および9図は符号式遠方監視制御装置の動作をブロックダイヤグラムで表わしたもので、4図は制御所より被制御所の任意の機器に対して制御操作を行う場合を、9図は被制御所において機器に自動的状態変化が発生した場合を示している。選択、制御、監視、復帰の各信号はいずれも2図に示されるように連絡線2本を介して制御所、被制御所両端に1個ずつ直列に接続され常時付勢されている線路継電器の断続消勢によるパルス信号の数によって送受信される。信号送受信の各段階ごとに記憶装置が動作してゆき、制御所および被制御所にてこの記憶動作の蓄積によって以降のパルス信号の取扱が切替えられる。前述の線路継電器が直列回路の長時間の開路により一定時間以上消勢すれば全装置が始動前の状態に復帰するようになっているから、図示の1信号路すべての操作を行うことができる。このパルス信号送受信は3図に示される形で行われる。符号式は一名2線式と呼ばれている。



3 図 制御および監視のパルス信号送受信方式
Fig. 3. Transmitting and receiving diagram of digital signals.

3. 装置の概要

A. 連絡線および線路継電器

制御所と被制御所とは2本の連絡線を介して両端に各1個直列に接続され、被制御所（または制御所）の直流電源によって常時付勢される線路継電器回路によって連絡されている。制御所あるいは被制御所においてパルス送信継電器 DI がサイクル動作すれば、両所の線路継電器 LR が断続消勢することによりパルス信号の送受信が行われる。線路継電器の直列回路は常時作られており、この直列回路が長時間開路されて線路継電器が一定時間以上消勢されると、制・被両所の装置は直ちに始動前の状態に復帰する。線路継電器が消勢を続ける間、両所の装置は不動作となるから、連絡線あるいは制御電源の故障を制御所にて常時監視できると同時に、これらの故障の場合装置が自動的に鎖錠されることになって誤動作を防止できる利点がある。

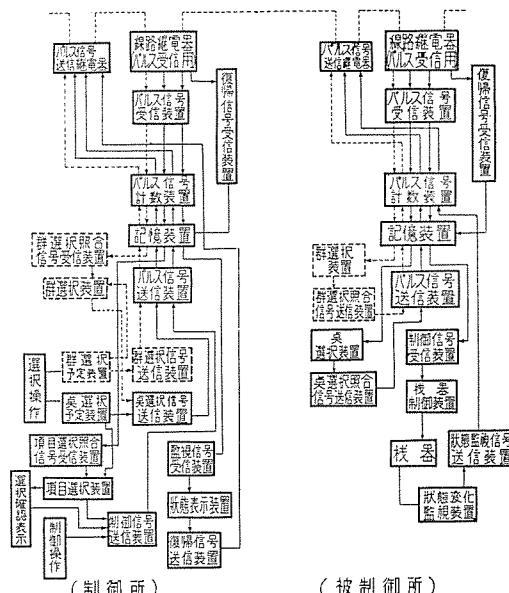
イ. 制御電源

連絡線に接続される制御電源は普通被制御所の電源のみであり、制御所および被制御所の電源はそれぞれ独立して使用されるから、両所の電源電圧が異なる場合でも装置の動作に支障を来さない。また電源に直接に接続される連絡線1本は共通帰線として使用しうるから別に連絡線1本を増すことに、たとえば常時計測回路1を設けることができる。

ウ. 制御所より制御監視を行う場合の装置の動作

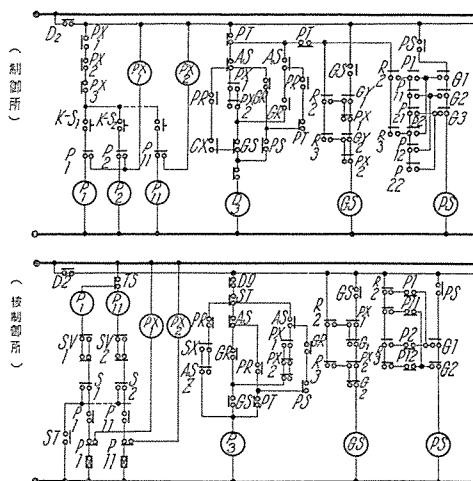
(1) 選択指令および照合（群および点選択）

制御所で操作しようとする機器の選択用押ボタン開閉器を操作すれば5図に示される回路で点選択予定継電器 P が付勢され（群選択を行う場合には群選択予定継電器 PX を通して）自己保持する。各群および点にはそれぞれ個有の数の選択パルスが割当てられており、継電器 PX および P によって予定された群および点に対して

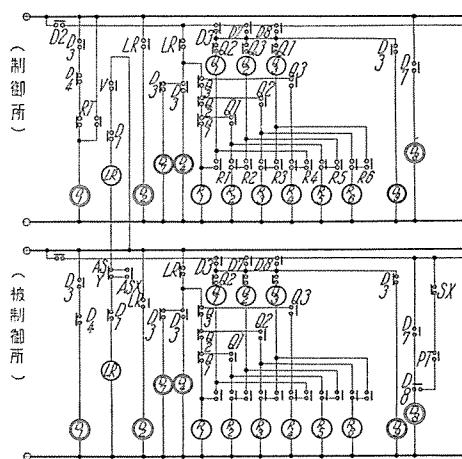


4 図 符号式遠方監視制御装置による制御監視動作を示すブロックダイヤグラム
Fig. 4. Block diagram of control and supervision.

Fig. 4. Block diagram of control and supervision.



5 図 選択予定および主幹継電器回路
Fig. 5. Point relay and master relay circuit.



6 図 パルス信号送受信および計数回路
Fig. 6. Digital signal transmitting, receiving and counting circuit.

以下自動的に選択動作が行われる。選択予定動作によって主幹継電器 D_3 が付勢、ついで継電器 D_1 が付勢されて線路継電器 LR の直列回路を開き制・被同時にこれを消勢する。6 図において制御所の線路継電器 LR の b 接点が閉じるとパルス計数継電器 R_1 が付勢すると同時に継電器 D_4 が付勢されて継電器 D_1 の付勢回路を開く。継電器 D_1 および D_4 はいずれも緩復動作であるから、若干時限後に継電器 D_1 が消勢すると線路継電器 LR は再び直列に付勢される。このとき継電器 R_1 は継電器 Q_1 を通して自己保持し、若干時間遅れて継電器 D_4 が消勢される。継電器 D_4 が消勢すれば再び継電器 D_1 が付勢されて線路継電器 LR を消勢し、パルス計数継電器 R_2 および継電器 D_4 が付勢される。以上のように主幹継電器 D_3 が付勢されている間、継電器 D_1 , D_4 は交互に付勢消勢のサイクル動作を繰返して線路継電器 LR を断続動作させると同時に、その消勢回数をパルス信号として計数継電器回路に導入し順次計数登録してゆく。予定された数のパルス信号送出完了が計数装置により確認されると、群選択の場合は継電器 GS 、点選択の場合

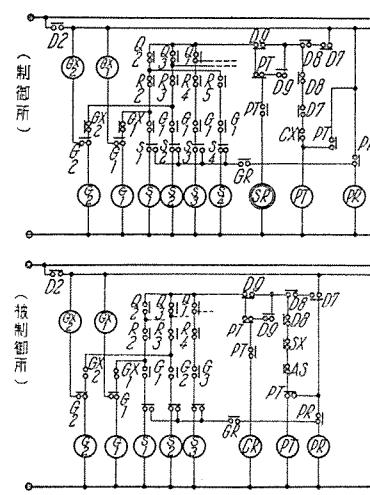
は継電器 PS が付勢自己保持して主幹継電器 D_3 を消勢し、パルス信号の送出を停止すると共に計数装置を復帰させる。継電器 GS , PS の動作は選択信号送出完了の記憶として残される。(6 図参照)

被制御所では線路継電器 LR の断続動作によるパルス信号の受信中計数装置は制御所と同じ動作をするが、前述の継電器 D_3 , D_1 , D_4 の代りにこの場合は緩復継電器 D_7 , D_8 が付勢されパルス信号受信中連続して付勢されている。パルス信号の受信が途切れるとまず継電器 D_7 が消勢ついで若干時限後継電器 D_8 が消勢して計数装置を復帰させるのであるが、この間継電器 D_7 消勢のときに計数装置に登録されている受信パルス信号数に対応して、群選択継電器 G あるいは点選択継電器 S が付勢される。ついで群選択の場合は継電器 GX , GR が、点選択の場合は継電器 PR が付勢されて、いずれも主幹継電器 D_3 を付勢して被制御所よりの選択照合信号送出を開始する。パルス信号の送信動作は前述の制御所の場合と同様にして行われる。(7 図参照)

選択照合信号は選択指令信号として受信したパルス信号の数と同数のパルス信号として送信され、指令信号と照合信号のパルス数が一致することによって予定の選択動作が行われたことを確認する。群選択照合信号を送信完了すれば被制御所では継電器 GS が付勢自己保持し、制御所ではこれを受信して群選択継電器 G , GX が付勢され、群選択予定継電器 PX との対応を確認すると継電器 GR の付勢により継電器 D_3 を付勢して次段の点選択指令信号の送信を開始する。また被制御所で点選択照合信号を送信完了すれば継電器 PT が付勢自己保持し、制御所では点選択継電器 S , ついで継電器 PR が付勢自己保持する。点選択予定継電器 S が点選択予定継電器 P に対応していることが確認されると、前述の選択用押ボタン開閉器の上部に取付けられた白色表示燈が点じて所要の項目の選択確認が表示される。

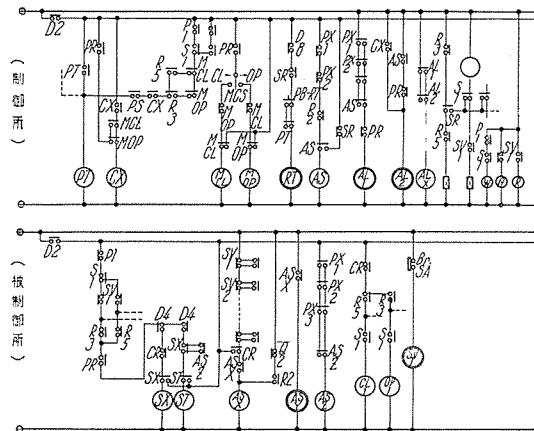
(2) 制 御

上述の選択動作により所要の項目（たとえば遮断器）の選択を確認した後、主幹制御開閉器を閉（あるいは開）



7 図 群および点選択
継電器回路

Fig. 7. Group and point selection circuit.



8 図 制御および監視回路

Fig. 8. Control and supervision circuit.

側に操作すれば、制御指令継電器 MCL (あるいは MOP) が付勢自己保持する。ついで継電器 CX の付勢により主幹継電器 $D3$ が付勢され、制御指令としてバルス信号の送信を開始する。閉制御の場合にはバルス 5 個を送出して計数継電器 $R5$ が動作したとき、開制御の場合にはバルス 3 個を送出して計数継電器 $R3$ が動作したときに継電器 PT が付勢自己保持して継電器 $D3$ を消勢し、制御指令信号の送出を停止する。

被制御所で制御指令信号を受信すると、この場合はさきに継電器 PT が動作しているから継電器 $D8$ は自己保持したまま残り、パルス信号の受信を終っても計数装置は復帰せずに動作状態を続けている。したがって継電器 CR が付勢すると、このときの制御指令信号の受信パルス数に対応してさきに選択されている遮断器の閉（あるいは開）制御継電器 CL （あるいは OP ）が付勢されて所要の制御動作が行われる。（8 図参照）

(3) 鹽 補

被制御機器（この場合遮断器）が状態変化すれば、状態監視継電器 SV が消勢（あるいは付勢）動作を行って、常時自己保持している状態変化検出継電器 P が消勢される。このとき継電器 SV によって示される遮断器の状態と、計数継電器 R の動作に残っている受信制御指令とが一致していれば状態変化確認継電器 SX が付勢して継電器 $D8$ を消勢、したがって計数継電器は消勢される。継電器 SX が付勢されると主幹継電器 $D3$ が付勢されて状態監視のパルス信号の送出を開始する。遮断器が閉状態であればパルス信号 5 個を送出したとき、開状態であればパルス信号 3 個を送出したときに継電器 ST が付勢自己保持してパルス信号の送出を停止する。継電器 ST の付勢によって消勢動作中の継電器 P は再び付勢自己保持して常態に復する。

制御所において状態監視信号を受信し終って継電器 $D7$ が消勢すると継電器 SR が付勢され、このとき計数継電器の内 $R5$ あるいは $R3$ のいずれが動作しているかによって、すでに選択中の遮断器の状態表示継電器 SV が付勢あるいは消勢される。継電器 SV の付勢（あるいは

は消勢)によって赤(あるいは青)色表示燈を点燈し遮断器の閉(あるいは開)状態を表示する。

(4) 復 翳

制御操作の結果が制御所に伝達され表示されると装置は自動的に始動前の状態に復帰する。すなわち、制御所において継電器 $D7$ 消勢に若干時限遅れて継電器 $D8$ が消勢すると復帰継電器 PT が付勢されて継電器 $D1$ を付勢、したがって線路継電器 LR が消勢される。継電器 LR の消勢が一定時間以上継続すれば、制・被両所の緩復継電器 $D2$ が消勢して、制・被両所の選択・計数・記憶の各継電器の保持回路を制御電源から切離して消勢し、全装置は始動前の状態に復帰する。

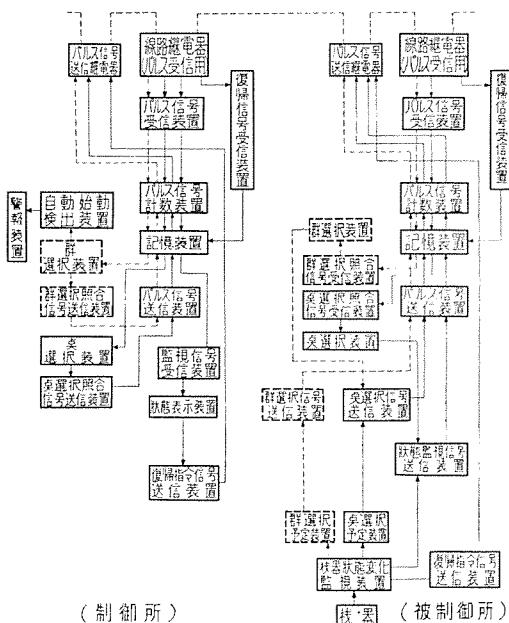
工. 被制御所において機器の自動的状態変化が発生した場合の装置動作(9図参照)

(1) 復 級

制御は確実な状態の把握に基づかなくてはいけないから、被制御所の機器に制御所よりの制御指令によらない状態変化が発生した場合にはいかなる場合でも直ちにこれを制御所に伝達する必要があるが、装置が動作中であっても監視優先とするために、選択信号の送出に先立つて被制御所より復帰信号が送出される。状態監視継電器 SV の動作によって、常時付勢中の継電器 ASX の自己保持回路を開かれて消勢、ついで遅復継電器 ASY が消勢する間、線路継電器 LR が消勢されて両端の装置を始動前の状態に復帰させる。

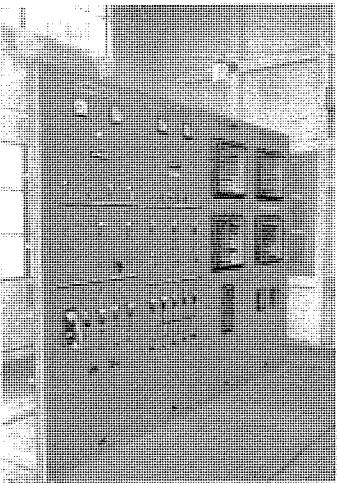
(2) 選択指令および照合

状態監視継電器 SV の動作によって状態変化検出継電器 P が消勢し選択点を予定すると共に、継電器 PX の付勢によって選択群が予定される。以下ウ(1)に前述のように選択指令および照合信号の送受信が行われる。群選択指令信号を被制御所から送出完了すると継電器 GS



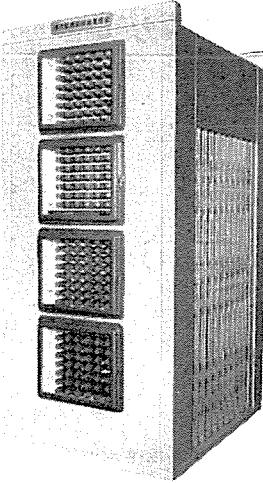
9 図 符号式遠方監視制御装置による機器の自動的状態変化の監視動作を示すブロックダイヤグラム

Fig. 9. Block diagram of supervision.



10 図 剤御所に設置される装置

Fig. 10. Equipment in a controlling station.



11 図 被制御所に設置される装置

Fig. 11. Equipment in a controlled station.

が付勢自己保持し、制御所でこれを受信すれば継電器 G , GX が付勢され、ついで継電器 GR が付勢されて群選択照合信号が送出される。制御所で群選択照合信号の送出を完了すれば継電器 GS が付勢自己保持し、被制御所でこれを受信すれば継電器 G , GX が付勢される。群選択が確認されれば継電器 GR が付勢されて引き続き被制御所から点選択指令信号が送出される。点選択指令信号の送出が完了すれば被制御所では継電器 PS が付勢自己保持し、制御所でこれを受信すれば継電器 S および PR が付勢自己保持して点選択照合信号を送出開始する。制御所で点選択照合信号を送出完了すれば継電器 PT が付勢自己保持され、被制御所でこれを受信すれば継電器 S が付勢され、これが予定された選択点であることが確認されれば、ついで継電器 PR の付勢によって状態監視信号の送信を開始する。

(3) 監視表示

前項ウ(3)に述べたように、選択された機器の状態監視信号を被制御所から送出完了すると継電器 ST が付勢自己保持する。以下はイ(3)(4)と同様に制御所にて監視信号を受信すれば表示継電器 SV にこれを伝達し、表示燈で状態変化を表示した後全装置の復帰動作を行う。

機器の自動的状態変化が制御所に伝達されると、最初の選択パルス信号によって自動始動検出継電器 AS が付勢されてベル警報を行い、状態変化した機器の状態表示燈が点滅する。警報および表示点滅はいずれも押ボタン操作によって停止することができる。

才 試 験

選択用押ボタンの操作によって各項目の選択動作を試験することができる。また表示試験として制御所からの選択制御操作により被制御所の試験用継電器 TS を動作させ、点選択継電器 P の自己保持を一斉に解けば、以下全項目の選択監視動作が被制御所から自動的に行われ、制御所に各機器の現在の状態が伝達表示される。制御信号の送受信は各項目共通になるから、上記操作で制御指

令の送受信回路も含めて試験されることになる。制御・監視動作の試験を各項目個別に行うこともできる。各試験操作はいずれも被制御機器の状態に無関係に行うことができ、試験中に実際に自動状態変化が発生した場合も監視表示動作に影響をうけることはない。

この装置の動作がなんらかの原因で渋滞した場合には、故障段階の動作が所定時間より長くかかることによって制御所に表示警報する。装置の復帰は制被いずれにおいても復帰用押ボタン操作によって任意の時期に行うことができるが、渋滞の場合に自動復帰再始動を行うこともできる。

4. 装置の構造および実施例

9 図および 10 図はこの方式による遠方監視制御装置の一実施例を示すもので、10 図は制御所に設置される装置を 11 図は被制御所に設置される装置をそれぞれ示している。

この装置に使用する継電器は図示の小形継電器で、48個ずつ収納できる防塵防湿構造の継電器箱内に用途別に取付け結線を施される。継電器は強電用継電器に準じて A-C 1,500V 1 分間の耐圧を有しており、白金合金を接点材料に使用した双子接点のがんじょうな構造のもので、永年の使用に耐える信頼度を有している。また、継電器は取付枠につけ結線を施したまま、箱の前方に引き出せる構造としているため保守点検に便である。

5. 集中制御への応用

この方式によれば連絡手段の種類のいかんに係らず、最少の信号路によって多数機器の制御監視を行いうることは前述のとおりであるが、多数の被制御所が 1 制御所によって集中制御される場合には、制・被 1 対 1 の関係の集合とする方法と全系統を対象として 1 組の装置によって制御監視を行う方法とがあり、この場合には前述の選択動作に被制御所の選択指令・照合動作が付加される。

6. む す び

以上によってこの装置の概略説明を終ったわけであるが本文に述べたようにこの装置によれば制御所と被制御所を 1 対の連絡線(1 信号路)という最少の連絡手段を使用することによって多数機器の制御監視を確実に行うことができる上、連絡線自身の監視も常時行うことができるようになる。また群選択方式の導入によって従来短所とされていた動作時間も著しく短縮平均化され、選択・照合によってさらに確実な選択動作を行いうることとなった。この外、従来の遠方監視制御装置の有する機能に加えて多くの特長を有するため、とくに系統の集中制御に適用して有効と考えられる。

終りにこの装置の開発製作にあたって、ご指導ご援助をいただいた尾畠課長を始め配電盤設計課の関係各位、および工作部の関係各位に深く感謝の意を表する次第である。

HZM型 モディファイドインピーダンスリレー

神戸製作所 北浦孝一*

Type HZM Distance Relays with Adjustable Phase Angle Discrimination

Kobe Works Koichi KITAURA

With sudden increase in the length of transmission lines and in the loads on them, the old Type HZ impedance relay has become difficult to discriminate fault impedance from load impedance. To overcome this handicap Type HZM modified impedance relays have been developed. In this new relay the phase characteristic of the Type HZ relay indicated on R and X coordinates—a circle having the origin as a center and a set impedance as a radius—has been shifted in a desired direction and amount.

1. まえがき

昭和31年3月7日九州電力中央幹線において直列蓄電器挿入系統の保護方式決定を目的としたキャリヤリレー実測試験が行われた。この系統は直長が長く135kmあるため線路インピーダンスは $65\Omega \angle 82^\circ$ もあり、PT比110kV/110V、CT比800/5Aであるからリレー換算のインピーダンスも大きく、 $10.4\Omega \angle 82^\circ$ となる。しかも最大負荷として800A程度まで考慮する必要があり、これをリレー側に換算すると、約 12.7Ω 程度の低い値となる。

位相比較式キャリヤリレーの短絡検出要素としては、故障が保護区間の内外いずれであるかを判定する必要はなく、内外判定を行ってトリップ回路を形成しなければならない時期であるか否かを判定すればよい。故障が内外いずれであるかの判定は位相比較により行われる。したがって短絡検出要素としては負荷状態には一切応動せず、保護区間を完全に包含する領域内のすべての短絡故障（外部故障を含む）に応動しうることが必要条件である。ゆえにインピーダンスタイプのものを使用するとき、その整定は保護区間インピーダンスの約130～150%程度に整定する必要がある。この場合は約 $13\sim15\Omega$ 程度となる。

したがって、この場合動作インピーダンス値一定の特性をもつ従来のHZ型リレーでは、故障インピーダンスと負荷インピーダンスとを区別することが不可能となる。またHZ型リレーを使用するときは1回点線部に見られるように不必要的動作域が広くなり、かつAB両端局設置の短絡検出要素の不一致領域も広くなる欠点を有する。これら諸欠点を取除くためHZ型インピーダンスリレー

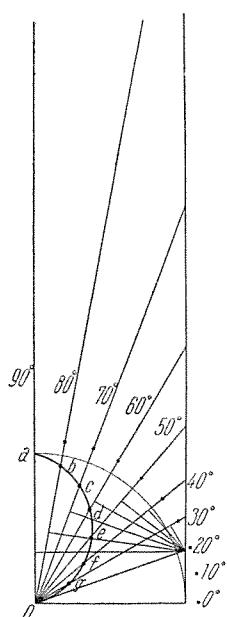
に偏移インピーダンス装置を付加したHZM型モディファイドインピーダンスリレーを開発した。

HZM型リレーはリレー自体の原理構造は従来のHZ型リレーとほぼ同一であるが、偏移装置の付加により位相特性が異なる。すなわちHZ型リレーの位相特性を $R-X$ 複素平面に表示すれば原点を中心とした整定インピーダンスを半径とした円となるのに対し、HZM型リレーの位相特性はこの円の中心を希望方向へ（この場合line angle方向へ）希望量だけ（この場合保護区間のほぼ中央まで）偏移させた円となる。したがってキャリヤリレーの短絡検出要素として、また直長の長い送電線の短絡保護リレーとして最適の特性が得られる。

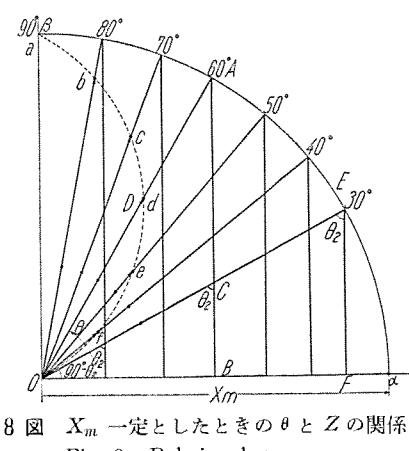
このほかHZM型リレーの応用範囲は広くたとえば、偏移装置の偏移量 Z とインピーダンス要素の整定量 Z_R とを等しくとれば接点1個のみで方向性を有するインピーダンスリレーとなり、また変圧器の高圧側送電線の保護を低圧側PTで行う必要のあるときは、変圧器インピーダンス分だけ偏移装置により偏移させて補償することもできる。

あるいはまた、 $Z>Z_R$ とすることにより遠方区間の故障監視も可能で、これを利用すれば直列蓄電器SC_P挿入系のようにSC_r近傍に誤動作区間があるような場合にこの区間の故障監視により誤動作区間の故障時にトリップ鎖錠、あるいは時限付与を行わせることもできる。さらに偏移装置の与える Z を一定とせず時間の函数とすることにより故障点標定器としても利用しうるものである。

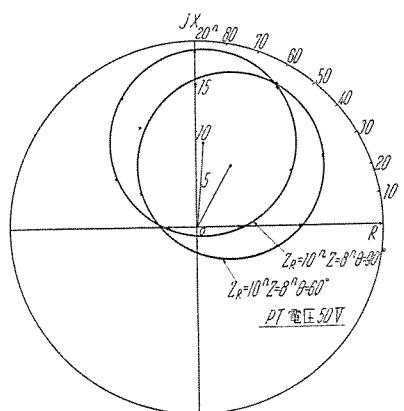
以下にHZM型リレーの動作原理を数式にて表わし、これに基づき偏移装置整定部の特性を図式解法により求め、試験結果と比較対照して、HZM型リレー整定の参



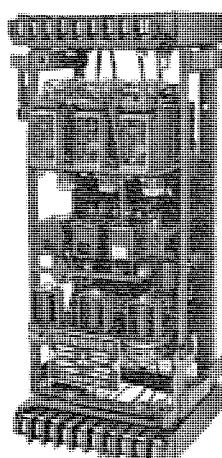
7 図 X_m 一定としたときの θ と Z の関係
Fig. 7. Relation between θ and Z at X_m constant.



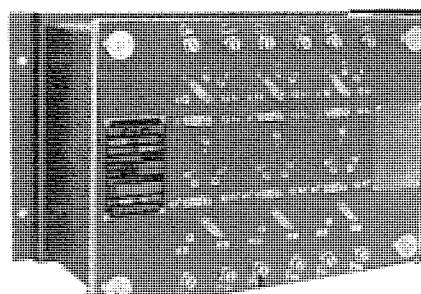
8 図 X_m 一定としたときの θ と Z の関係
Fig. 8. Relation between θ and Z at X_m constant.



9 図 短絡検出继電器位相特性曲線実測データ
Fig. 9. Phase characteristic test data of the distance relay.



10 図
短絡検出继電器
Fig. 10.
Distance relay.



11 図 偏移インピーダンス装置
Fig. 11. Modified impedance device.

AB と OE の交点を C とすれば
 $\overline{AC}=Z$ となる。

したがって、いまかりに円の半径 $\overline{OA}=10\text{ cm}$, $X_m=10\Omega$ であったとし、 $AC=6\text{ cm}$ あったとすれば $Z=6\Omega$ である。

(説明は 6 図の説明を参照)。

7, 8 図は、空隙変成器の 1 次タップを固定、すなわち X_m を一定としておき、偏移角調整抵抗 R により θ を変化させた場合の Z の変化してゆく傾向を示したもので、7 図は 5 図の作図方法により、8 図は 6 図の作図方法により求めたものである。軌跡 a, b, c, d, e, ……の示すように、所望の偏移量 Z を得るべく X_m を、したがって 1 次タップを調整しても偏移角 θ は変化しないが、逆に所望の偏移角 θ を得るべく R を調整すれば偏移量 Z はかなり変化する。この変化する傾向が軌跡 a, b, c, d, …により一目瞭然としている。

また前述の作図方法により偏移角 θ の限界は $(90^\circ - \theta_2) \sim 90^\circ$ の範囲内であることが示されている。

しかし上限の方は空隙変成器が理想変成器でなく、かつ第 2 項の動作原理で $I_3=0$ と仮定しているため実際には 9 図の短絡検出继電器位相特性曲線実測データに示されるように $\theta=90^\circ$ すなわち $R=\infty$ と整定しても $\theta_{\max}=85^\circ$ である。

実際の送電線の line angle は $50 \sim 80^\circ$ 程度であるから θ としては $60 \sim 85^\circ$ 付近の調整ができるれば十分その目的を達しうる。

4. む す び

以上 HZM 型モディファイドインピーダンスリレーの動作原理および偏移インピーダンス装置の特性につき図式解析を行った。要するに HZM 型リレーも HZ 型リレーと同様、位相特性は円であり、単に中心が原点より偏移しているにすぎない。しかし円の半径、偏移角、偏移量がそれぞれ単独に整定しうるから HZ 型リレーより

適用範囲が広く、亘長の長い送電線で負荷電力が大きいため故障インピーダンスと負荷インピーダンスのオーム値に差を認められないような場合、キャリヤリレーの短絡検出要素として使用する場合、あるいは故障点を監視、標定するような場合に HZ 型リレーでは満足できない長所を有している。これらの各種目的に HZM 型リレーを適用する場合、偏移装置の設計ならびに整定を前述の図式解析により行えば、時間労力が節約され、特性が一目瞭然とする。最後にこの絶電要素の開発にあたっては、九州電力株式会社、および三菱電機の関係各位に絶大なご協力を賜わり、所期の目的を達成した次第で、ここに関係各位に深甚の謝意を表する次第である。

高速度比率差動継電器の同期機層間短絡保護能力と 外部振動に対する安定性

神戸製作所 伊藤正蔵*・古谷昭雄**

Fault Detecting Abilities and Mechanical Securities at External Vibration for High Speed Differential Relays Used for Protection of Parallel Winding Generator

Kobe Works Shozo ITO・Akio FURUYA

Some generators are provided with phase windings connected in more than two parallel paths for the purpose of protection against interal faults of varied nature by means of high speed differential relays built on the balance beam type. Reliability of the relays, however, is called for higher degree nowadays, and characteristics at mechanical and electrical transient are in demand of more elaborate studies. This paper deals with fault detecting abilities and electrical, mechanical securities which high speed differential relays have under ordinary and transient conditions from theoretical and experimental standpoints.

I. まえがき

大形の同期機固定子巻線は通常多重星型接続になっている。このような発電機、同期電動機、調相機の内部故障検出保護のためには、1図のように4種類の保護リレーを使用して、電機子巻線の接地、相間短絡、層間短絡、断線などの故障が検出できるようにしてある。

発電機、変圧器など機器の内部保護方式としては、差動継電方式が普通採用されるが、1図にある #87-1, 2, 3 も原理的にはこの方式によっている。当社の比率差動継電器には現在誘導円板型原理による CA-G 型リレー(2 図)、平衡桿型の HA-G 型リレー(4 図)、および直流分阻止回路を付加した平衡桿型の HA-GE 型リレー(5 図)の3種が製作されている。通常 HA-GE 型リレーには3図のような接地要素が付いている。

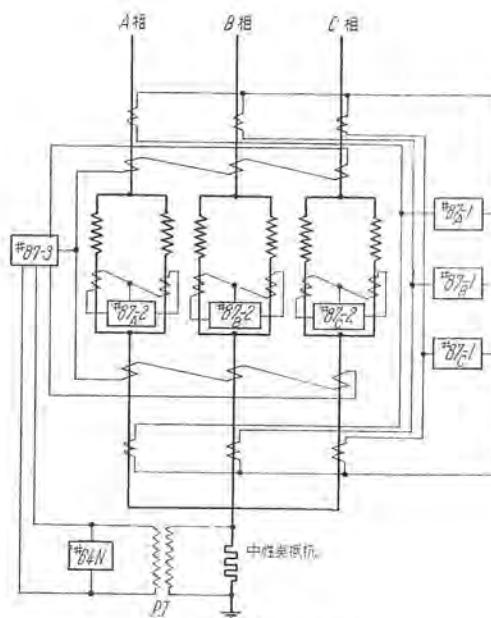
1図の例によると、#87-1 には5図、#87-3 には3図のような HA-GE 型リレーを使用して、接地および相間短絡をきわめて迅速に検出し、その任を果している。

今回の研究対象は、#87-2 層間保護用に使用している HA-G 型および HA-GE 型高速度比率差動継電器に関するもので、一般に #87-1 に比してとかく軽視されがちな層間保護というものに対し各方面から研究考察を加えてみようとする次第である。

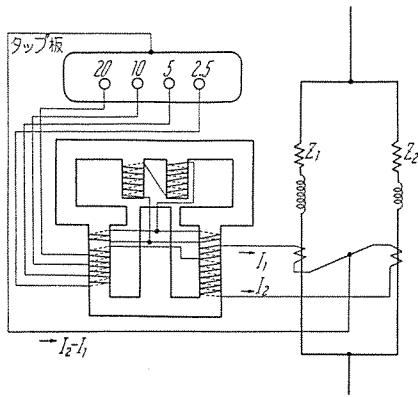
層間保護用リレーを設置する上の最大目的は、巻線層間短絡の早期発見にある。「1ターン層間短絡まで検出可能」ということを進めて行くと、高感度、高速度動作の

ものを使用することとなり、その結果高速度比率差動リレーが使われる結果になる。

これらのリレーを使用して実際に現地試験を行った記録は公知のものとして数回⁽¹⁾⁽²⁾ほどあり、いずれも検出能力のあることが証明されている。しかしこの実験結果を並列巻線がさらに2ないし3本の並列回路より構成さ

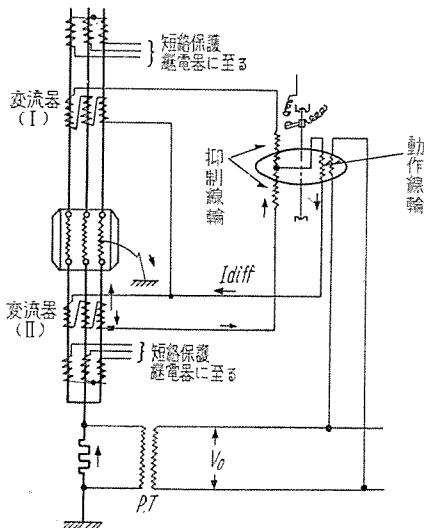


1図 大形同期機の保護方式
Fig. 1. A typical protection system for high power synchronous machine.



2 図 CA-G 型比率差動繼電器

Fig. 2. Type CA-G induction disc type differential relay and its connection for layer short-circuit protection of synchronous machine.



3 図 HA-GE 型高速度比率差動繼電器接地保護要素

Fig. 3. The ground protective element of type HA-GE high speed differential relay and its connection.

れている一般の発電機について、同じように当てはめることは困難である。また高速度高感度検出の弱点である誤動作問題を憂慮するとき、機械的な耐振性および電気的な過度特性に対する十分な保証の上に立ったものでなくては意味をもたないこととなる。

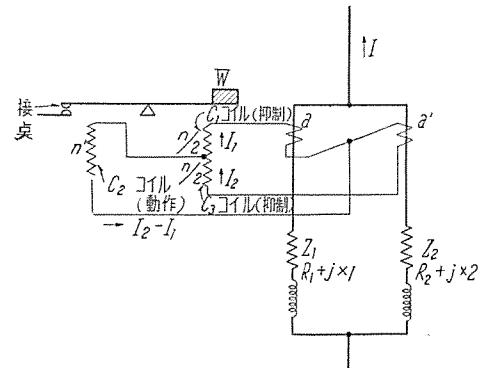
本文は、高速度比率差動继电器の動作原理から出發して、定常時および過渡時の故障検出能力を理論的に吟味すると共に、電気的過渡時の動作については、工場内で発電機と組合せ試験により研究した結果を記したものである。また、一般的に继电器の耐振性をうんぬんする際の耐振試験適用範囲を規定し、それに従って高速度比率差動リレーの耐振試験を行った結果を併せ記したものである。

II. 高速度比率差動继电器の構造と特性

1. HA-G 型继电器の構造および動作原理

HA-G 型继电器の構造および同期機層間保護用に使用したときの外部接続図は、4 図のようなものである。

高速度比率差動继电器の同期機層間短絡保護能力と外部振動に対する安定性・伊藤・古谷



4 図 HA-G 型比率差動继电器

Fig. 4. Type HA-G differential relay and its connection for layer short-circuit protection of synchronous machine.

使用記号を説明すると

a, a' : CT 変流比

$Z_1, Z_2 \Omega$: 電機子 1 相分の 2 分割回路おのとのインピーダンス値（通常、それぞれの分割回路は、さらに 2 ないし 3 本の並列巻線よりなっているが、ここではその合成値で示してある。）

$R_1, R_2 \Omega$: 同上、巻線抵抗値

$X_1, X_2 \Omega$: 同上、巻線リアクタンス値

$n/2$ ターン : 抑制コイル巻線

n' ターン : 動作コイル巻線

I Amp : 電機子 1 相通過電流

I_1, I_2 Amp : それぞれの CT 2 次電流

W gr : 錘り重量

このリレーの動作原理を一口にいふと、

「層間事故が発生すると、2 分割回路のインピーダンス Z_1, Z_2 が等しくなるため、 $I_1 = I_2$ の平衡条件が破れ、動作コイルに差電流 $I_2 - I_1$ が流れて動作トルクを生じ、それが抑制電流によるトルクおよび錘り重量に打勝ったとき、高速度動作して接点を開じる。」といふ簡単なものである。

2. HA-GE 型继电器の構造および動作原理

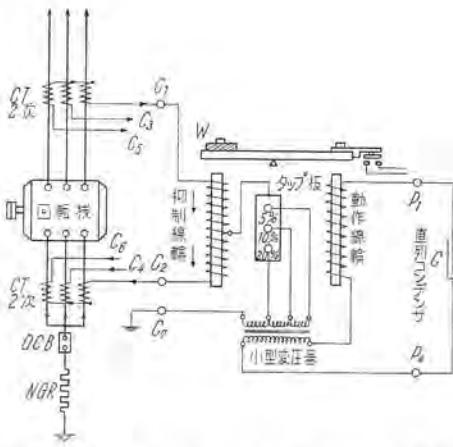
変流器の過渡誤差等による直流分を含んだ誤差電流に応答することのないよう、HA-G 型继电器に直流分阻止回路を附加したものが、HA-GE 型继电器である。

5 図はこの要素を短絡保護用に使用した場合の回路である。層間短絡保護とした場合の接続は、小形変圧器の接地端子を両 CT の接続部につなげよ。

この原理は「タップ板を経て小形変圧器の 1 次巻線に交流差電流が加わると、この値に比例した誘起電圧を 2 次側に生ずる。この電圧を動作コイルのインダクタンスと系統周波数においてほぼ同調するような値を有する直列コンデンサ C を経て動作コイルに接続すれば、系統周波数に等しい交流基本波のみは正常に通過させるが、誤動作原因となる直流は阻止される。」といふものである。

3. 動作方程式

直流分阻止回路を入れた HA-GE 型继电器も、交流



5 図 HA-GE 型高速度比率差動電器短絡保護要素
Fig. 5. The protective element of type HA-GE high speed differential relay against internal faults of synchronous machine and its connection.

分のみについて考えれば、HA-G 型と大差ない。
ゆえに以下 HA-G 型についてのみ考える。

4 図の回路で、リレーの動作方程式を立てると

$$(n/2 \dot{I}_1 + n/2 \dot{I}_2)^2 + A \leq [n'(\dot{I}_1 - \dot{I}_2)]^2 \dots \dots \dots (1)$$

ただし、 A ：抑制力の定量部（錘り）を表わす定数
(1) 式を変形すると

$$K_1 + \frac{a^2 A}{K_2 \dot{I}^2} \leq \left(\frac{\dot{I}_1 - \dot{I}_2}{\dot{I}_1 + \dot{I}_2} \right)^2 \dots \dots \dots (2)$$

ただし $K_1 \equiv \left(\frac{n}{2n'} \right)^2$ で表わす定数

$$K_2 \equiv (n')^2 \quad n \\ a = a' \quad \text{変流比}$$

ここで

$$\dot{I} = a(\dot{I}_1 + \dot{I}_2) \dots \dots \dots (3)$$

を基準ベクトルとする

(2) 式の左辺は

$$K_1 + \frac{a^2 A}{K_2 \dot{I}^2} = f(\dot{I}) = b^2 \dots \dots \dots (4)$$

と置ける。

ゆえに (2) 式は、

$$\frac{|\dot{I}_1 - \dot{I}_2|}{|\dot{I}_1 + \dot{I}_2|} \geq b \dots \dots \dots (5)$$

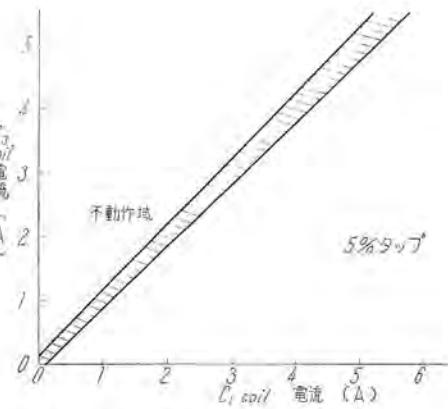
となる。

すなわち「このリレーは、平衡桿型リレーとして、各瞬時のトルクの力を比較しており、(5) 式で示したように動作電流、抑制電流の各瞬時値の和の絶対値と差の絶対値との比が、固定子電流の函数として求まる继電器特性値 b より大きくなったとき、高速度で動作する」ことがわかる。

4. 動作特性

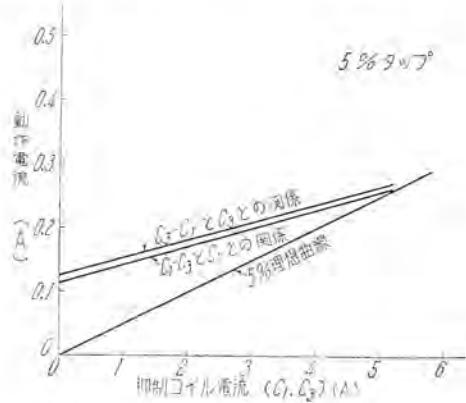
このリレーの特性曲線を 5% タップ、10% タップについて求めたものを 6 図～9 図に示す。

通常工場テストデータとしては、抑制コイル (C_1, C_3) 電流を両軸にとって、 C_1-C_3, C_3-C_1 の曲線で示す。



6 図 HA-G 型リレー動作特性 (その 1)

Fig. 6. An example of differential characteristic curves for type HA-G relay at 5% tap.



7 図 HA-G 型リレー動作特性 (その 2)

Fig. 7. An example of operating characteristic curves for type HA-G relay at 5% tap.

(6 図、8 図) しかし、このままの特性曲線ではわかりにくいので、抑制コイルと動作コイルとの関係に書き換えたものを下に記して見る。

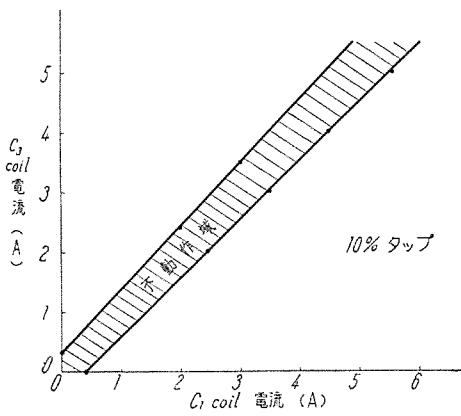
この特性曲線でわかるように、タップ整定値に示す比率動作値は定格値付近において始めて満足される。これは最低動作値をある値以上に押えるとき、比率差動電器の特性として当然のことであるが、しばしば 5% タップに整定した場合つねに

$\frac{I_1 - I_2}{I_1} \times 100 \geq 5$ で動作すると誤解しがちのむきがあるので、この点注意されたい。また、最小動作値は、錘りの調整によって相当変化できるものである。

III. 定常時の故障検出能力

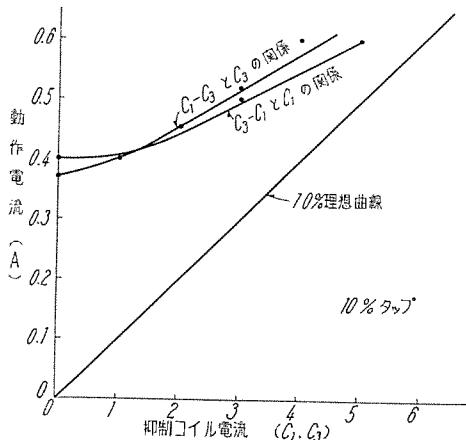
4 図において、 I_1, I_2 に差を生じることは、定常状態のみを考えれば、両分割回路間インピーダンス Z_1, Z_2 の間に差を生じたことに相当する。本章では「一方の分割回路中の巻線抵抗が故障を起したとき、どのくらいの巻線抵抗の変化まで検出可能であるか」について理論的に算出してみる。算出に際しつぎの仮定をもととしてある。

a. 使用 CT の巻数比、特性は全く等しい。



8 図 HA-G 型リレー動作特性 (その 3)

Fig. 8. An example of differential characteristic curves for type HA-G relay at 10 % tap.



9 図 HA-G 型リレー動作特性 (その 4)

Fig. 9. An example of operating characteristic curves for type HA-G relay at 10 % tap.

- b. 並列投入時や、系統過渡時等の過渡状態を考えない。
- c. 卷線電流の変化によって、リアクタンス分 X は変わらない。

1. 特性曲線の変形

前章(5)式は、電流ベクトルの差、和の絶対値で比較している。しかるに6図～9図などの特性曲線は、同一位相において求めてある。ゆえに2～3c/sで働く高速度リレーでは、 I_1 、 I_2 間の位相関係も問題となる訳である。

すなわち $|I| \sim [|I_1| - |I_2|]$ のグラフを $[|I_1| + |I_2|] \sim [|I_1| - |I_2|]$ に直す必要がある。ただし

$$|I_1| + |I_2| = 2 \cdot |I_1| - (|I_1| - |I_2|) = I \times a \quad \dots (6)$$

である。

7図を改めたもの 10図

9図を " 11図に記してある。

なお、上のグラフ中に特殊条件を付加した場合の曲線も添付してあるが、それらについては後述する。

2. 算式の導出

4図より

$$I_1 = \frac{IZ_2}{Z_1 + Z_2} \times \frac{1}{a} \quad \dots (7)$$

$$I_2 = \frac{IZ_1}{Z_1 + Z_2} \times \frac{1}{a} \quad \dots (8)$$

いま $I_1 > I_2$ として (7)、(8) を (5) に代入すると

$$\frac{|I_1 - I_2|}{|I_1 + I_2|} = \frac{|Z_2 - Z_1|}{|Z_2 + Z_1|} \geq b \quad \dots (9)$$

仮定(c)より $Z_2 = Z_1 = X$ として、(9)式を変形する

$$\frac{|Z_2 - Z_1|}{|Z_2 + Z_1|} = \frac{|R_2 - R_1|}{|R_1 + R_2 + j2X|} \geq b \quad \dots (10)$$

$$\therefore \frac{R_2 - R_1}{\sqrt{(R_1 + R_2)^2 + 4X^2}} \geq b \quad \dots (11)$$

$$(1 - b^2)R_2^2 - 2R_1(1 + b^2)R_2 + R_1^2(1 - b^2) - 4b^2X^2 \geq 0 \quad \dots (12)$$

(12)式の根は

$$R_2 = \frac{R_1(1 + b^2) \pm 2b\sqrt{R_1^2 + X^2(1 - b^2)}}{1 - b^2} \quad \dots (13)$$

(12)式の不等式の解は

$$\begin{cases} R_2 \geq \text{大根} \\ R_2 \leq \text{小根} \end{cases}$$

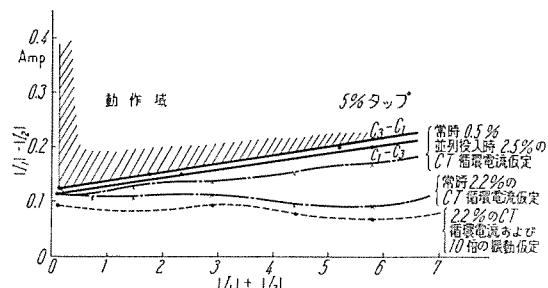
しかるに、 $I_1 > I_2$ として求めたため

$$R_2 \geq R_1 > 0 \quad \dots (14)$$

のときしか意味をもたない。

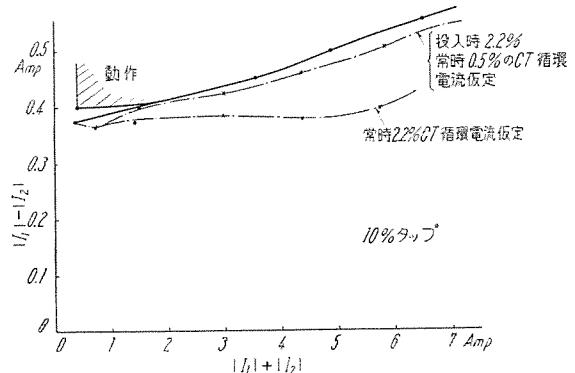
すなわち (13)式の小根の場合も正値でなくてはならない。

$$\frac{R_1(1 + b^2) - 2b\sqrt{R_1^2 + X^2(1 - b^2)}}{1 - b^2} > 0 \quad \dots (15)$$



10 図 $[|I_1| + |I_2|] \sim [|I_1| - |I_2|]$ 曲線 (5% タップ)

Fig. 10. $[|I_1| + |I_2|] \sim [|I_1| - |I_2|]$ curves at 5% tap.



11 図 $[|I_1| + |I_2|] \sim [|I_1| - |I_2|]$ 曲線 (10% タップ)

Fig. 11. $[|I_1| + |I_2|] \sim [|I_1| - |I_2|]$ curves at 10% tap.

うな特性となる。これをもととして b を決定し、同様の算出を試みると、12 図 1 点鎖線のようなものとなる。12 図で斜線の部分はこのような循環電流があるとき、継電器の検出能力が変化していることを示している。このような仮定は現実にありうべきものであり、その場合は 5% タップで巻線抵抗が一方の 4 倍以上になると働くこととなる。

ウ. 振動のある場合

振動があると、リレーの見掛けの感度は後述のように上昇するので、その検出感度はさらによくなる。12 図で 5% タップ鎖線は、循環電流 2.2% のほかに、振動が當時の 10 倍あると仮定した場合である。

こういう場合を考えると定常理想状態で 2.8 倍ぐらいにならねば働くこととなる。

IV. 発電機との組合せ研究試験

本章では、高速度比率差動継電器を実際の発電機と組合せたときの過渡特性について吟味するため工場において研究試験を行ったものについて記す。

研究項目としては

- 3 相短絡状態において突然転位コイル片側断線の場合の現象
- 転移コイル片側断線の場合、または正常の場合において、突発短絡過渡時の現象
- 転移コイル片側断線の場合、または正常の場合において、並列投入過渡時の現象

の 3 種につき行った。

1. 試験条件

ア. 被試験継電器の特性

(1) HA-G 型継電器

14 図の試験回路により測定した場合、その特性は 2 表のようなものである。

(2) HA-GE 型継電器

15 図の試験回路により測定した場合、3 表のような特性的ものである。ここで A_3 と A_4 との関係は 16 図のようになっている。(もちろん、直流分を含まない場合である)。

イ. 被試験発電機

8,500 kVA: 6,600 V 交流発電機

2 重星型 2 分割接続、電流 743 A

ウ. 変流器

特性の等しい変流比 500/5 のもの使用。

2. 3 相短絡試験

ア. 試験方法

17 図において、3 相短絡状態で、OCB #1を入れた場合の継電器動作を見る。

イ. 試験データ

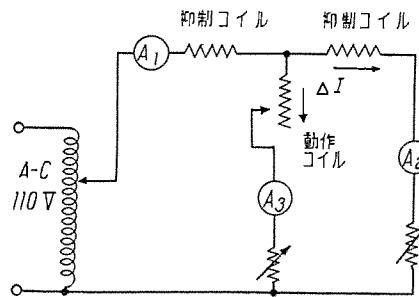
HA-G 型継電器 5% タップにて実施し、オシロより

2 表 HA-G 型継電器の特性

A_2 (抑制電流) (A)	A_3 (動作コイル電流)	
	5% タップ (A)	10% タップ (A)
0	0.25	0.491
0.3	0.25	0.491
0.73	0.251	0.495
2.9	0.28	0.58

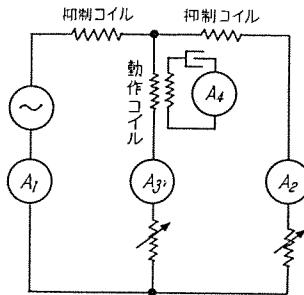
3 表 HA-GE 型継電器の特性

A_2 (抑制電流) (A)	A_3 (動作コイル電流)	
	5% タップ (A)	10% タップ (A)
0	0.208	0.407
1.0	0.21	0.411
2.0	0.22	0.435
3.0	0.237	0.475
4.0	0.262	0.515
5.0	0.295	0.58
7.0	0.37	0.72
10.0	0.495	0.98



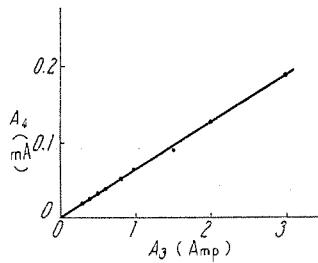
14 図 HA-G 型リレー試験回路

Fig. 14. Test circuit for type HA-G relay.



15 図 HA-GE 型リレー試験回路

Fig. 15. Test circuit for type HA-GE relay.



16 図 HA-GE 型リレーの A_3 , A_4 の関係曲線

Fig. 16. Relative curve of A_3 versus A_4 for type HA-GE relay.

の読みは 4 表のようになった。18 図にオシロ No. 2 の場合を示してある。

ウ. 試験結果および推察事項

3 相短絡の状態においては A_1 のコイルを切っても動作しない。リレーの単独動作特性から見て、オシロ No. 1 は当然動作しないはずである。この単独動作特性では抑制電流は 2.9 A 以上測っていないが、別の機会に求め

た特性値からオシロ No. 2, 3, 4 も動作しなくて当然と考えられる。ここで、18 図オシロに見られるように、断線直後になんら異常過渡電流を生じない点注意された。

3. 突発短絡試験

ア. 試験方法

19 図において

- (1) OCB No. 1 を閉路の状態（すなわち正常状態）にて OCB No. 2 を投入
- (2) OCB No. 1 を開路の状態（すなわち異常状態）にて OCB No. 2 を投入

の 2 つの場合を実施した。

イ. 試験データ

HA-G 型繼電器 5% タップにて実施

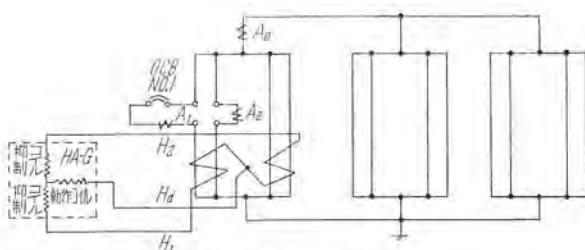
5 表中の数値は、オシロより得られたもので、直流分交流分を含めた値である。

試験データの中で (1), (2) と記してあるのは上記 (1), (2) の試験要領を示す。

また、代表例につき 20 図、21 図、22 図、23 図のオシロを添付する。

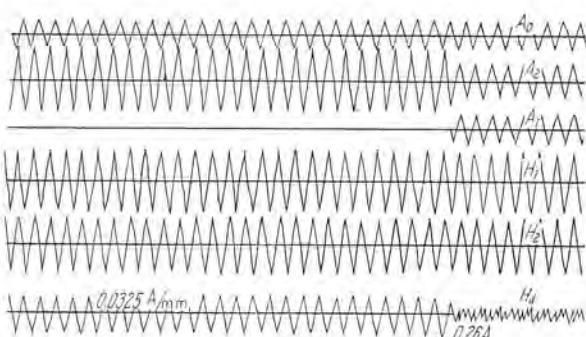
4 表 3 相短絡試験結果

オシロ No.	A_0 (A)	H_1 (A)	H_2 (A)	Hd (OCB No.1) (断線直後)	繼電器
1	4.50	2.2	2.2	0.185(A)	不動作
2	7.43	3.69	3.68	0.26	不
3	7.5	3.7	3.7	0.282	不
4	9.4	4.7	4.7	0.34	不



17 図 3 相短絡試験回路

Fig. 17. The test circuit for 3 φ short circuit test.



18 図 3 相短絡試験のオシロ結果（オシロ番号 #2）

Fig. 18. An example of oscillogram at 3 φ short circuit test.

ウ. 試験結果および推察事項

(1) 正常状態では、繼電器は絶対に動作しない。しかし、動作コイルにかなりの動作電流が見られる。

(2) 試験電圧約 300 V では表に記した以外にも数回試験を実施したが繼電器は動作しなかった。繼電器単独の動作特性より考えて抑制電流が 3 A 以下の場合は、最低動作電流値に大差なく、動作コイル電流から考えて試験電圧が低ければ動作コイルに流れる電流も比較的小いだろうということ（オシロからも推察しうる）を考慮に入れれば、うなづけることで、まず 300 V 以下の試験電圧では絶対に繼電器は動作しないといつてもよいと思う。

(3) 繼電器の動作は H_1 , H_2 の差に関係し、 A_0 にはたいして直接の関係はないようだ。 H_1 , H_2 の直流分が非常に大きい場合でも A_0 は比較的直流分が少い結果がオシロに現われている。異常状態の場合動作することがあるのは H_1 , H_2 の時定数の違いによるものと推察される。

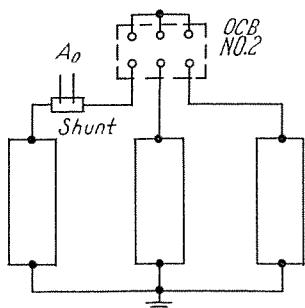
(4) 繼電器が動作したときのオシロを見ると、動作しないときに比較して Hd の max 値を示す時期（突発

5 表 突発短絡試験結果

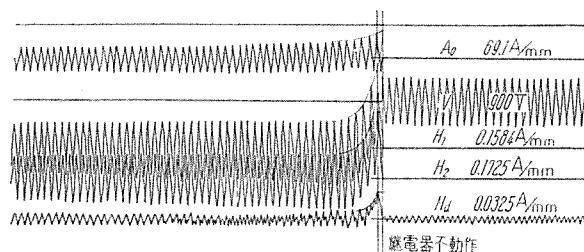
オシロ No.	1	2	3	4	5	6	7
試験要領	(2)	(2)	(2)	(1)	(2)	(2)	(2)
短絡時間	A_0 max H_1 " 0.998 H_2 " 1.05	207 1.3 1.26	256 1.35 1.34	261 1.14 1.12	263 2.33 2.07	297 2.02 1.95	436 2.36 2.17
動作電流	最大値 最大時	A_0 max H_1 " 0.665 H_2 " 0.724	152 0.68 0.81	152 0.79 0.897	179 0.618 0.57	200 1.27 1.33	297 1.14 1.22
動作コイル	電流 max	0.127	0.182	0.188	0.062	0.168	0.237
繼電器	不動	不動	不動	不動	不動	不動	動作
オシロ No.	8	9	10	11	12	13	14
試験要領	(1)	(2)	(2)	(2)	(2)	(2)	(2)
短絡時間	A_0 max H_1 " 1.42 H_2 " 1.38	456 4.80 4.58	450 3.52 3.44	657 5.23 5.35	776 2.46 2.33	635 3.17 2.94	697 4.52 4.22
動作電流	最大値 最大時	A_0 max H_1 " 3.33 H_2 " 3.62	— — <td>325 2.30 2.45</td> <td>456 4.15 4.25</td> <td>674 1.59 1.64</td> <td>380 1.90 2.05</td>	325 2.30 2.45	456 4.15 4.25	674 1.59 1.64	380 1.90 2.05
動作コイル	電流 max	—	0.533	0.211	0.276	0.188	0.27
繼電器	不動	動作	不動	不動	不動	不動	不動
オシロ No.	15	16	17	18	19	20	21
試験要領	(2)	(1)	(2)	(2)	(2)	(1)	
短絡時間	A_0 max H_1 " 4.28 H_2 " 3.87	553 5.35 4.92	676 6.92 6.70	760 3.65 3.72	884 3.34 3.32	966 6.90 6.65	642 5.95 5.87
動作電流	最大値 最大時	A_0 max H_1 " 2.54 H_2 " 2.82	360 2.56 3.28	518 5.26 5.42	684 2.28 2.06	525 2.85 2.85	898 4.31 4.87
動作コイル	電流 max	—	0.47	0.28	0.36	0.234	0.136
繼電器	動作	不動	不動	不動	不動	動作	不動

(注) 短絡直前の電圧（線間）

オシロ No.	1~4	約 300 V
"	5~8	" 450 V
"	9~16	" 660 V
"	17~21	" 900 V

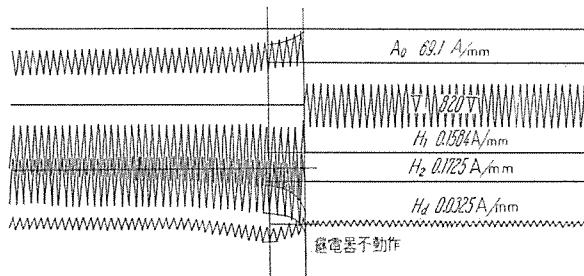


19 図 突発短絡試験回路
Fig. 19. The test circuit for sudden short-circuit test.



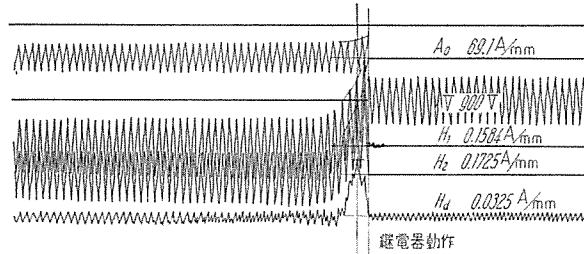
20 図 突発短絡試験オシロ #17 (コイル事故時)

Fig. 20. An example of oscillogram at sudden short-circuit test, at fault condition. (#17)



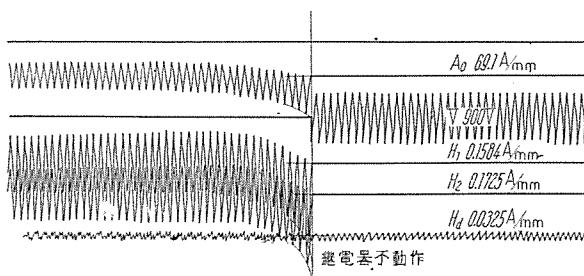
21 図 突発短絡試験オシロ #18 (コイル事故時)

Fig. 21 An example of oscillogram at sudden short-circuit test, at fault condition. (#18)



22 図 突発短絡試験オシロ #20 (コイル事故時)

Fig. 22. An example of oscillogram at sudden short-circuit test, at fault condition. (#20)



23 図 突発短絡試験オシロ #21 (コイル健全時)

Fig. 23. An example of oscillogram at sudden short-circuit test, having sound coils. (#21)

短絡してからの時間)が比較的早いようだ。

(5) 線間電圧をオシロで見ると突発短絡瞬時に電圧波形の上昇時(とくに頂上値に近いとき)であるときのみ継電器は動作し、下降時においては動作しないようである。

(6) 以上を要約すると

コイルの異常状態において突発短絡という異常現象が起きた場合には継電器は動作することがありうる。わずかのデータよりの推察であるが、線間電圧が 450 V 以上である場合には、3~4 回に 1 回位継電器は動作すると考えられる。

4. 並列試験

A. 試験方法

(1) 変圧器(1,000 kVA トランス 2 台にて V 結線)を使用し、発電機電圧 5,650 V(線路 3,350 V)にて並列投入実施。

被試験継電器……HA-G 5% タップ

(2) 直接、線路 3,350 V に並列投入実施

a. 被試験継電器 HA-G 5% タップ

b. " " " 10% タップ

c. " " HA-GE 5% タップ

以上いずれも OCB No. 1 閉および開の状態にてそれぞれ実施した。

1. 試験結果

(1) 試験方法(1)によって、変圧器を介して数回並列投入を実施したが、コイル正常、異常いずれの場合も継電器は動作せず。

(2) 直接、線路 3,350 V に並列投入実施

a. HA-G 型 5% タップにより、コイル正常、異常の場合 15 回行った。その結果を 6 表に表示する。

この際、とくに並列投入時、線路と発電機間に 100 V の電圧差を持たせた場合も行ったが影響は見られなかった。実験の結果、コイル正常時には動作しなかった。

また、コイル異常時には、投入条件によって動作するときとしないときとがあった。それぞれの代表的オシロを 24 図、25 図に示す。

b. 10% タップにおいて、コイル正常の場合でも、並列投入過渡時に動作電流が現われることがあるので、ビート電圧、位相等を変えて 15 回試験を行ったが、いずれも継電器は誤動作しなかった。その結果を 7 表に表示する。また、それらのオシロを 26 図に示す。

これによって、動作コイルにかなりの電流が流れるのはビート電圧の立上り途中において並列投入が行われる場合のみであって、位相のずれはかなり大きくてビート電圧の降下途中における並列投入は動作コイルに大きな電流を流すことはないことが明らかになった。

c. つぎに、直流分阻止構造になっている HA-GE 型高速度比率差動継電器を使用して試験を行った。タップは 5% タップを使用してコイル正常の場合 15 回、異常

6 表 HA-G リレー並列投入試験結果 (その 1)

オシロ No.	12	13	14	15	16	17	18
繼電器タップ (%)	5	5	5	5	5	5	5
コイル正常か 異常か	正	正	異	異	異	異	異
転位間電圧 (V)	0.7	2.0	2.0	—	—	2.1	—
並列 A_0 (A)	—	—	90	—	—	98	—
瞬時 H_1 (")	4.75	—	0.42	—	—	0.5	—
瞬時 H_2 (")	4.1	—	0.44	—	—	0.5	—
Hd A_0 (A)	—	230	—	270	—	—	—
最 H_1 (")	—	3.55	—	5.1	—	—	—
大 H_2 (")	—	3.45	—	5.0	—	—	—
値 Hd (")	—	0.14	—	0.39	0.75 以上	—	0.75 以上
繼電器動作	不動作	不動作	不動作	動作	動作	不動作	動作
備考					並列投入前電圧差 100V	同左	

7 表 HA-G リレー並列投入試験結果 (其の 2)

オシロ No.	19	20	21	22	23	24
繼電器タップ (%)	10	10	10	10	10	10
コイル正常か 異常か	正	正	正	正	正	正
ビート電圧 上昇中か 下降中か	下	下	—	上	上	上
並列位相のずれ	30°	15°	0	10°	50°	80°
転位間電圧 (V)	1.0	1.0	0	0	2.8	3.5
瞬時 A_0 (A)	360	225	75	180	—	—
瞬時 H_1 (")	3.2	4.5 以上	0.3	3.2	—	—
瞬時 H_2 (")	3.8	5.5	0.3	3.1	—	—
Hd A_0 (")	—	—	—	—	970	—
最 H_1 (")	—	—	—	—	5.0	5.5
大 H_2 (")	—	—	—	—	5.2	4.9
時 Hd (")	—	—	—	—	0.23	0.13
繼電器動作	不	不	不	不	不	不

注 1. 表の数値はすべて渡高値を示し直流分を含む。

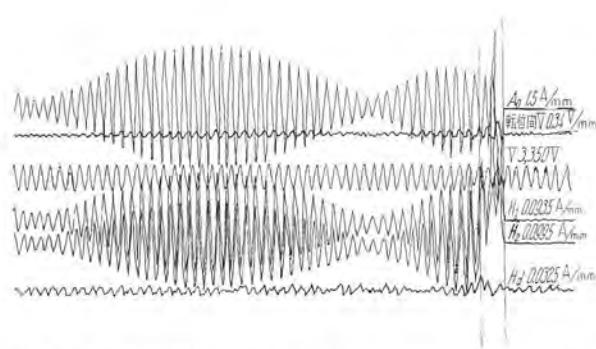
2. 並列瞬時の欄における A_0 H_1 H_2 は並列直後の最大波高値を取っている。

の場合 10 回行った。この場合、転位間電圧をやめて直流分阻止回路の電流をオシロに収めた。

オシロ No. 1~No. 8 が正常の場合であり、オシロ中に記入している G , M の記号は投入瞬時に、発電機の状態で並列したか、電動機として並列したかを示す。

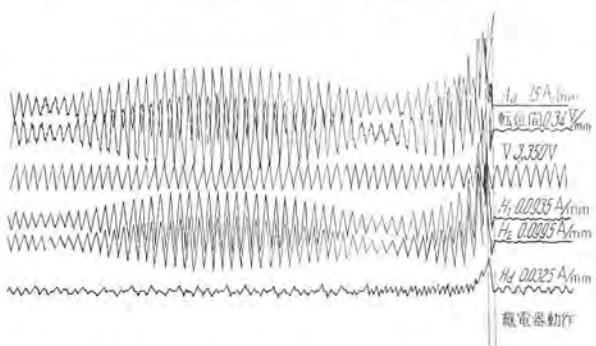
また、オシロ中の Hcd は A_4 に相当する。この結果を 8 表にまとめてある。また、コイル正常時のオシロは 27 図、異常時のオシロは 28 図に示す。

27 図では、HA-G の場合と同じようにビート電圧上昇途中に並列投入した場合に動作コイルにかなりの電流が流れている。また、並列瞬時の G , M の違いは、動作コイル電流になんら現われない。オシロ No. 9~No. 16 は、コイル異常の場合であり、HA-GE が動作したのは No. 16 ただ 1 度だけである。投入条件のいかん、とくにビート電圧のどの点で並列投入を行うかが動作コイルに流れる電流の大小を決定するように考えられる。



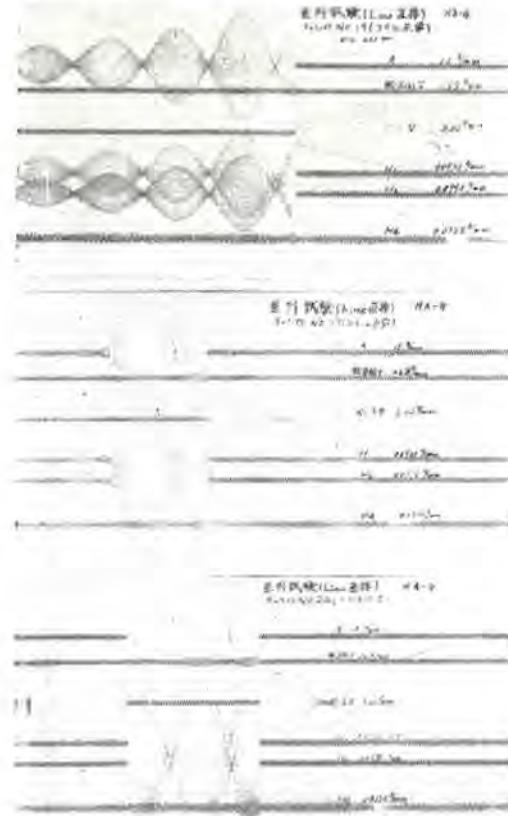
24 図 HA-G 型繼電器並列試験オシロ #13 (コイル正常時)

Fig. 24. An example of oscilloscope at paralleling test for type HA-G relay, having sound coils.



25 図 HA-G 型繼電器並列試験オシロ #15 (コイル異常時)

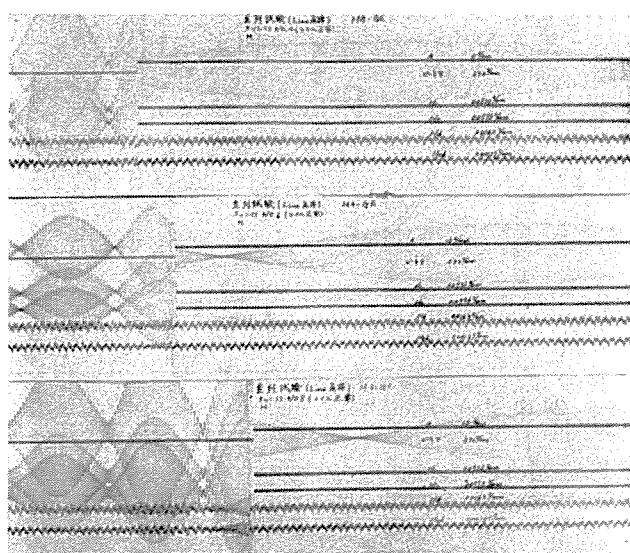
Fig. 25. An example of oscilloscope at paralleling test for type HA-G relay, at fault condition.



26 図 HA-G 型繼電器並列試験オシロ (コイル正常時) #19, #23, #24

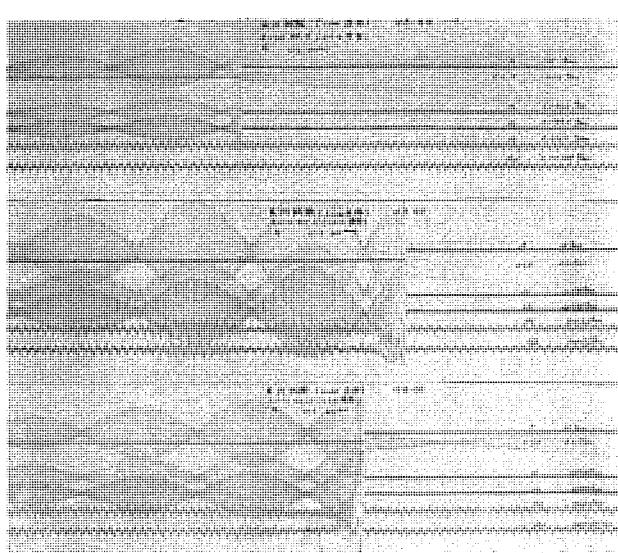
Fig. 26. The examples of oscilloscope at paralleling test for type HA-G relay, having sound coils.

8 表 HA-GE 型繼電器並列投入試驗結果



27 図 HA-GE 型繼電器並列投入試験オシロ
(コイル正常) #4, #6, #8

Fig. 27. The examples of oscillogram at paralleling test for type HA-GE relay, having sound coils.



28 図 HA-GE 型繼電器並列投入試験オシロ
(コイル異常時) #9, #11, #13

Fig. 28. The examples of oscillogram at paralleling test for type HA-GE relay, at fault condition.

5. 結論

ア、3相短絡において突発的に、分割回路片線断線事故を起しても、高速度比率差動继電器を動作させるだけの電流は流れなかった。また、この際、继電器動作回路になんらの異常過渡電流を生ずることはない。

1. 分割回路片線断線時に、外部で突発短絡のような過渡事故を起すと、高速度比率差動リレーが動作することがあるが、コイル正常の場合には絶対に動作しない。

ウ. 並列投入の過渡状態において、高速度比率差動リレーの動作コイルに、正常の場合でもある程度の電流が流れることははあるが、リレーが動作するほどのものは、

まず考えられない.

二、付 記

(1) コイル正常の場合、並列投入においてとくに動作コイル電流の変化をきたす場合は、ビート電圧上昇途中において並列が行われたときに限る。この場合、位相のずれが大きいほど動作コイル電流の変化も大きいのは当然である。

(2) 投入条件をよく（位相のずれを少く）して並列投入を行ったときは、コイル異常の場合でも動作しないことがある。

(3) 並列投入条件として、線路と発電機電圧との間に 100 V の差をつけた場合を実施したが、とくに変つ

たことは認められなかった。

(4) 発電機回転子駆動電動機（本来は水車）の回転数を変えて並列投入直後、発電機あるいは電動機となるような状態で試験したが、これによる差異は認められなかった。

(5) HA-GE リレーの方が、HA-G リレーより過渡電流に応じにくく。

V. 電気的過渡時をも考慮した故障検出能力に関する吟味

1. 分割回路定数変化による検出能力

ア. III 章において定常時の故障検出能力を論じた。4 図の回路では 2 または 3 本の並列巻線を 1 本にして考えてあるので、片線が 1 本のみとなつても両分割回路間の抵抗比は 2 または 3 倍にしかならない訳であり、12 図の結果ではそれらでは動作しないことがわかる。また IV 章 2 の実験結果でも継電器動作電流値以下しか流れず継電器は動作していない。しかしながら文献 (1), (2) では 1 ターン層間短絡まで検出可能とある。結局この相違点は被試験発電機の巻線構成の相違および実験方法の相違によるわけで、今回の算出例、実験例は分割回路がさらに並列回路を構成している点同一視することは無理である。現実に事故が起るときは、並列回路単独の断線と共に一括しての定数変化が起ると考えられるから文献の結果に近づくものとなる。また、発電機運転中急に分割回路定数変化があったとしても、このための過渡電流が定常値以上になることは理論的に考えても起りそうにない。18 図オシロに見られるように、片線を急に断線したときでも、現われることが確かめられた。すなわち、巻線断線事故発生直後の過渡現象によって、常時の検出能力以上を期待することはできないわけである。

イ. III 章の解析で一番問題となるのは、c 項の仮定である。すなわち「巻線電流の変化によってリアクタン

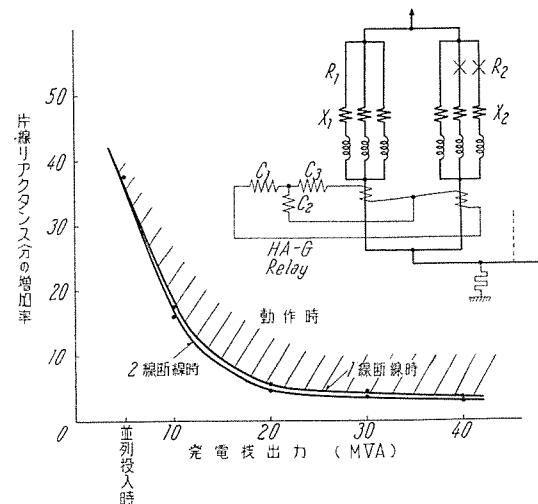
ス分 X は変わらない」ということは、現実には電流値が変わればコイルをインターリンクする磁束も当然変り、巻線リアクタンス値も変るはずで、問題はその値が無視できるほどのものであるか否かによる訳である。算定例での $X=2\Omega$ に対し $R=0.025\Omega$ ということから見ると X のわずかの変化でもきわめて影響大であるといえる。こういった状態におけるリアクタンス変化については文献にも解析例がなくもしできただとしても複雑な結果となって数値的なものは望めそうにない。そこで III 章の算出例につきの仮定を入れて X 分の変化の影響を吟味してみる。

分割回路が 3 つの並列回路よりなる場合

(1) 1 線断線時 $R_1=0.025\Omega$

$$R_2=3/2 \times 0.025=0.0375\Omega$$

$$X_1=2\Omega$$



29 図 HA-G 型継電器の発電機並列巻線断線時の X 分変化による動作特性

Fig. 29. The operating characteristics for type HA-G relay on the assumption in which the reactance values of winding are altered a few, when a side of parallel circuit is cut off.

9 表 X_2 算出表

出力 (MVA)	電機子電流 (A)	$I_1 + I_2$ (A)	$I_1 - I_2$ (A)	b	b^2 $1-b^2$ $1+b^2$	1 線断線時				2 線断線時			
						c	$\sqrt{—}$	X_2	$\frac{X_2-X_1}{X_1}(\%)$	c	$\sqrt{—}$	X_2	$\frac{X_2-X_1}{X_1}(\%)$
並列投入時 5	220	0.76	0.12	0.16	0.025 0.975 1.025	3.90	0.64	2.75	37.5	3.90	0.64	2.75	37.5
10	437	1.46	0.13	0.09	0.0081 0.9919 1.0089	3.97	0.32	2.34	17	3.96	0.30	2.31	16
20	875	2.92	0.155	0.053	0.0028 0.9972 1.0028	3.99	0.10	2.11	5.5	3.99	0.08	2.09	4.5
30	1,320	4.38	0.17	0.04	0.0016 0.9984 1.0016	3.99	0.08	2.09	4.5	4.00	0.06	2.07	3.5
40	1,750	5.84	0.20	0.034	0.0012 0.9988 1.0012	3.99	0.06	2.07	3.5	4.00	0.05	2.06	3.0

(2) 2 線断線時 $R_1=0.025\Omega$

$$R_2=3\times 0.025=0.075\Omega$$

$$X_1=2\Omega$$

の場合において X_2 がどの程度変化したらこのリレーが動作するかを算出する。

(9) 式を X_2 を変数として解くと

$$(1-b^2)\times X_2^2 - 2X_1(1+b^2)X_2 + c \geq 0 \dots\dots\dots(18)$$

ただし $c \equiv (R_2-R_1)^2 - b^2(R_1+R_2)^2 + 2X_1(1-b^2)$
.....(19)

$$X_2 \geq \frac{X_1(1+b^2) + \sqrt{X_1^2(1+b^2)^2 - c(1-b^2)}}{1-b^2} \dots\dots\dots(20)$$

すなわち一方の巻線のリアクタンス値が上式を満足する値になれば继電器は動作する。(20) 式に従っての算出例を 9 表に表示する。

使用タップとしては 5% タップを使用し 10 図の特性を有するリレーを使用した場合である。29 図にその結果を一括してある。

この結果、運転時に 1 線断線すると、 X 分が 3.5%，2 線断線時では 3% 変化するとリレーは動作することがいえる。すなわち、層間短絡リレーの故障検出能力は、一般に X 分の微少変化でも相当影響するものであることがいえる。

さきに、故障時の X 分変化についての理論的算出是不可能であることを述べたが、実測によった場合現実に運転中のものは測定不可能であるので、静止状態において実際の発電機につき測定したものを付記してみる。これは工場中において分割巻線が、2 本並列になっている発電機と 3 本並列になっている発電機についてそれぞれの短絡状態における巻線リアクタンス値を測定したものである。

まず、コイル単独の状態で周囲を鉄板で囲み 600 c/s 交流で L を測定した場合、短絡時には 5% ぐらい小さくなつたが、現実にスロットに入れて 60 c/s 交流で測った場合は、 L の変化は測定誤差内に入ってしまい、電流総和が変わらない限り故障時にいおても X はほとんど変化しないことが判明した。しかしこの場合の電流は定格値の数 10 分の 1 のもので、回転子もない状態であるので、この結果をもって層間リレーは巻線抵抗値の変化のみを検出しているとするのは危険である。やはり、 R 分の変化に X 分の微少変化が加わって現実にはかなりの層間短絡検出まで可能にしているものと考える方が妥当と思う。

また I_1 , I_2 間の相互インダクタンスに対しては、なんらの考慮もされてないが、固定子巻線の構造からして、この点は専却してさしつかえないものと思う。

2. 外部過渡事故時の検出能力

IV 章 3 の突発短絡試験の結果では「巻線故障があるときには外部過渡事故により動作しやすくなる」という

ことが判別した。高速度比率差動继電器の動作事故はしばしば外部過渡事故時に発生する。しかもそれの大半は CT にその原因を帰することができる。

原因として考えられるものは

- a. CT 接続の不備
- b. リレー接続リード線のインピーダンス値過大
(CT 負担オーバー)
- c. 直流分比誤差の影響

などである。a, b に起因するクレームは案外多い例であるのでリレー動作事故発生時には一考を要す。

一般に外部過渡事故発生の際には必ず直流分が CT 回路を通過する。この直流分のみを考えると

$$\text{衝撃波形} \quad i = I(\varepsilon^{-\alpha t} - \varepsilon^{-\beta t}) \dots\dots\dots(21)$$

ただし、 $\alpha < \beta$

を加えたことに担当する。

こういう状態で両回線の定数が違ったものとなれば、それぞれの CT の飽和、過渡誤差が全く同じでも、それぞれの抵抗値、時定数差に起因した差の動作電流が出来ることとなる。また、CT 過渡電流測定誤差の相違⁽³⁾等も考えると、比較的軽い事故でも外部過渡事故が原因して発見される機会が多くなっているものといえる。しかしこのような外部過渡現象の影響によって検出能力増加を期待するのは、反面正常時において誤動作の危険性をともなうものであるから、望ましくない。

3. 並列投入時の検出能力

III 章の算出結果では「並列投入時には继電器は誤動作しにくい」ということになった。しかし IV 章 4 の試験結果では並列時にしばしば故障検出を行っている。こうことを吟味するためには、発電機の並列投入過渡現象を理解することが必要である。

ア. 並列投入時の条件は、電圧、電圧波形、相回転が同じで、しかも両者の周波数、位相がほとんど同じになったときスイッチ・インすることである。自動同期装置によれば、電圧平衡装置とスピード・マッチャによって電圧差数 %, 周波数差 2% 以内にまで揃えうる。投入時の位相差であるが自動装置によればこれも大体 5 度内外で投入できる。

しかし、一般に同期並列投入時には、必ず衝撃 (impact) をともなう。その原因是上記の自動装置を使用しても完全になくすことのできない所の周波数差 Δf と、投入時位相差 $\Delta\sigma$ とである。これは同期機からみれば、ポールアングルが $\Delta\sigma$ だけ偏位し、その回転子スリップが $\Delta\sigma$ だけ違つたことに相当する。その差だけポールは新らしい定常位置に移動するように働く訳であるが、この間、ポールの慣性や回転重量のため瞬時に変ることはできず、過渡的振動を行いつつ近づいていく。これが、いわゆる同期化力の働きであり、一定のものでなく適当な振幅の振動を考えることを要すことがわかる。

イ. 制動付きの発電機について、ポール・アングル σ

と、回転子スリップ σ との過渡変化を求める⁽⁴⁾

$$v = \theta \varepsilon^{-\rho/2t} \cos(\nu t + \gamma) \quad \dots \dots \dots (22)$$

$$\sigma = -F \theta \varepsilon^{-\rho/2t} \sin(\nu t + \gamma) \quad \dots \dots \dots (23)$$

で表わされる。

$$\left. \begin{array}{l} \text{ただし} \\ \quad p: \text{減衰係数} \\ \quad \nu: \text{固有振動数} \\ \quad \theta, \gamma, F: \text{積分定数} \\ \quad \omega: 2\pi f \end{array} \right\}$$

すなわち、位相差 Δv 、周波数差（スリップ差） $\Delta \sigma$ のもとに並列投入したときの過渡変化は(22)、(23)式で表わされる。

また、そのときの過渡的振動は

角振幅 (Angular amplitude)

$$\theta = \sqrt{(\Delta v)^2 + \left(\frac{\omega}{\nu}\right)^2 (\Delta \sigma)^2} \quad \dots \dots \dots (24)$$

スリップ振幅 (Slip amplitude)

$$F = \sqrt{\left(\frac{\nu}{\omega}\right)^2 (\Delta v)^2 + (\Delta \sigma)^2} \quad \dots \dots \dots (25)$$

で示すようにそれぞれの誤差の和で効いてくる。

ウ、相差角 v のときの同期化力は、発電機系統の電圧が全く同じとして

$$P = \frac{E^2}{(\omega S + \omega Q)} \sin v \quad \dots \dots \dots (26)$$

$$\left. \begin{array}{l} \text{ただし} \\ \quad \omega S + \omega Q = \frac{E_s + E_q}{I} \\ \quad E_s: \text{relative leakage voltage} \\ \quad E_q: \text{relative quadrature voltage} \end{array} \right\}$$

ゆえに並列投入時の同期化電流は

$$I = \frac{\sqrt{2} E_m \sin \omega t}{(\omega S + \omega Q)} \times \sin v \quad \dots \dots \dots (27)$$

ここで v, σ が(22)、(23)のように減衰振動して定常に落付く訳である。

エ、並列瞬時の過渡突入電流は

$$I = \frac{100 I_0}{x \%} \sin \Delta v \quad \dots \dots \dots (28)$$

$$\left. \begin{array}{l} \text{ただし} \\ \quad I_0 = \frac{kVA}{\sqrt{3} kV} \\ \quad \%x = \text{過渡リアクタンス \%} \Omega \end{array} \right\}$$

で定まり、外部過渡事故時と同様に巻線故障時には回線間時定数差に起因して動作電流が流れるため、リレーの動作感度は非常に鈍くしてあっても、なお定常時より故障検出の機会が多くなるのである。

(28)式でわかるように位相角 Δv が大きいほど突入電流も大きくなり動作電流を生ずる可能性は大となる。

オ、「ビート電圧の立ち上り時に並列投入を行ったときリレーが動作しやすい」という試験結果は定性的につぎのようにいえる。ビート電圧の上り始めとは位相角 Δv の開き出すときでこのとき並入を行えば発電機の受ける衝撃は、当然開こうという慣性に打ちかつてあるから閉じようとするときよりは突入電流も大きくなる。

4. 直流分抑制の効果

HA-GE型繼電器の直流分阻止の効果は、今回の実験および別の機会に行った現地試験の結果により十分期待できることがわかったが、層間短絡用として使う場合高感度の故障検出能力という点のみを考えれば、系統過渡時の故障検出が相当期待できる HA-G 型の方がすぐれているといえるが、反面、並列投入時等の外部故障時には今回の実験ではリレーを動作させるに至るほどのものはみられなかつたが、巻線健全時でも、しばしば過渡直流分が動作コイルに現われることがあるのを考えると、信頼性の点で外部故障時の誤動作確率の少い HA-GE 型が望ましい。

VI. 耐振性の問題

平衡桿型繼電器でつねに問題となるのはその耐振性の問題である。一般に繼電器を誤動作させる振動には、衝撃 (shock) によるものと、持続振動 (vibration) によるものとがあり、それぞれ同じくらいの割合を占めている⁽⁵⁾。

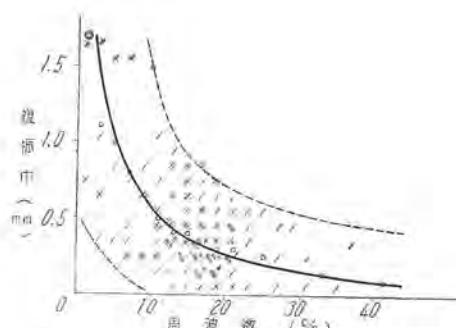
とくに振動試験適用に際して現実にありうべき振動衝撃の範囲を適確に把握しておくことはきわめて大切である。

ゆえに本章では始めに振動試験適用範囲を明らかにし、それをもととして振動試験、耐振試験を行った結果につき述べようと思う。

1. 振動試験適用範囲

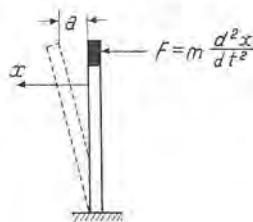
A. 衝撃により起りうる振動とその振幅について

衝撃の大きさを決定するのは、運動量 mv で、この大きさによって変位量が定まり減衰振動を起す訳である。



30 図 衝撃による減衰振動の存在範囲

Fig. 30. Frequency to amplitude curve in damped oscillation occurring on switchboards by shock.
(In 180 cases at Shikoku Elect. Co.)



31 図 繼電器を取付けた配電盤に起る振動の説明図

Fig. 31. Principal illustration in damped oscillation occurring on switchboard with relays by shock or vibration.

いま、四国電力における実例 180 種⁽⁶⁾について、その振動数と複振幅との関係をプロットすると 30 図のようになる。

同一振動数について起りうる振幅の範囲は非常に広い範囲にある訳でその平均値を結んだものは

振動数 大なるほど 複振幅は小となり

振動数 小なるほど 複振幅は大となる

このことを少し理論的に考えてみる。

31 図において

いま、質量 m の継電器が配電盤面と垂直な方向 (x 方向) に衝撃加速度 $\frac{d^2x}{dt^2}$ を受けるとき、配電盤のもつている弾性定数 k 、減衰の定数 c とすると、一般に

$$m \frac{d^2x}{dt^2} + c \frac{dx}{dt} + kx = 0 \quad \dots \dots \dots (29)$$

なる運動方程式を満足するべき自由振動を行う。

衝撃による変位を a として

$$\text{初期条件 } c\left(\begin{array}{l} 0 \\ t \end{array}\right) \cdot x = a$$

$$c\left(\begin{array}{l} 0 \\ t \end{array}\right) \cdot Dx = 0 \text{ を与えれば}$$

$c^2 > 4mk$ のとき

$$x = a \left(\frac{\mu_2}{\mu_2 - \mu_1} e^{-\mu_1 t} - \frac{\mu_1}{\mu_2 - \mu_1} e^{-\mu_2 t} \right) \quad \dots \dots \dots (30)$$

$c^2 < 4mk$ のとき

$$x = a e^{-\mu t} \left(\cos \omega t + \frac{\mu}{\omega} \sin \omega t \right) \quad \dots \dots \dots (31)$$

$c^2 = 4mk$ のとき

$$x = a e^{-\mu t} (1 + \mu t) \quad \dots \dots \dots (32)$$

ここで

$$\left[\begin{array}{l} \mu_1 \\ \mu_2 \end{array} \right] = \frac{c}{2m} \mp \sqrt{\left(\frac{c}{2m} \right)^2 - \frac{k}{m}}$$

$$\mu = \frac{c}{2m}$$

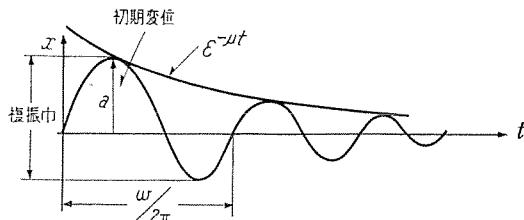
$$\omega = \sqrt{k/m - \mu^2}$$

配電盤では、(31) 式で表わす振動数 $f = \frac{\omega}{2\pi}$ c/s、減衰の速さ μ なる 32 図のような減衰振動をして定常に落着く訳である。

継電器誤動作で問題となるのは最初の 2~3 c/s である。ゆえに以下減衰を示す $e^{-\mu t}$ の項を無視して

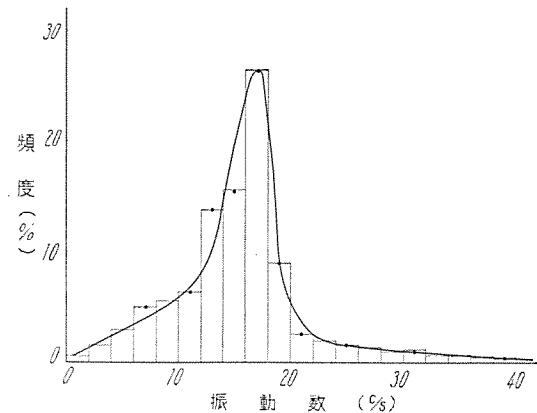
$$x = A \sin \omega t \quad \dots \dots \dots (33)$$

なる振動を起さすための加速度



32 図 繙電器を取付けた配電盤に衝撃を与えたときの減衰振動

Fig. 32. Typical damped oscillation occurring on switchboards with relays by shock.



33 図 繙電器を取付けた配電盤に起る振動の振動数頻度分布曲線

Fig. 33. An example of distribution curve of frequency occurring on switchboards with relays by shock.

$$\frac{d^2x}{dt^2} = A\omega^2 \cos \omega t \quad \dots \dots \dots (34)$$

について考えてみる。

(34) 式で、加速度の最大値 $A\omega^2$ を $g = 9,800 \text{ mm/sec}^2$ の倍数として表わすと

(衝撃加速度 $A\omega^2$)

$$= 2A \times \frac{(2\pi f)^2}{2} \times \frac{1}{9800}$$

$$\doteq 0.002 \times (\text{振動数 c/s})^2 \times (\text{複振幅 mm}) \quad \dots \dots \dots (35)$$

と表わせる。

(35) 式より

$$(\text{複振幅 mm}) = 500 \times \frac{(\text{衝撃加速度 g})}{(\text{振動数 c/s})^2} \quad \dots \dots \dots (36)$$

となり加速度一定とした複振幅は、振動数の 2 乗に反比例した曲線を作ることがわかる。しかし現実に起る衝撃にはいろいろの加速度のものがあり、その変化によって 30 図のように存在することとなる。また、衝撃により配電盤に起りうる振動は実際にはきわめて限られた振動数のものが多く 33 図のように 10~20 c/s のものが全体の 80% 近くを占めている。

これは配電盤の固有振動数が、材質、形状等によって変化するものの、およそ 60 c/s 以下とくに 10~20 c/s の範囲のものが多いことを示している。なお、この大部分のものは 2~3 倍程度の高調波を含んでいるのが普通である。

ゆえにこれらを勘案して衝撃試験適用範囲は

$$\left[\begin{array}{l} \text{衝撃加速度 } 1g \text{ 以下} \\ \text{複振幅 } 5 \text{ mm 以下} \\ \text{周波数 } 30 \text{ c/s 以下} \end{array} \right]$$

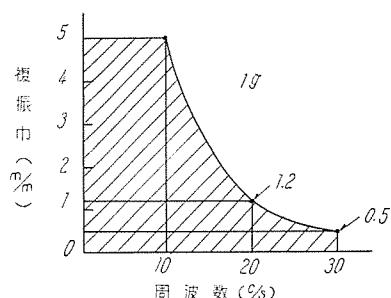
と考えてよい。

その範囲を図示すると 34 図斜線のようになる。

イ. 振動により起りうる振動とその振幅について

この場合は外部から「加振力」の加わるいわゆる強制振動の場合である。

いま、31 図で加振力 P が x 方向に働くと单振動を持



34 図 衝撃試験適用範囲

Fig. 34. Desirable ability having as shock tester for relay.

続するものとすれば、(29) 式は

$$m \frac{d^2x}{dt^2} + c \frac{dx}{dt} + kx = P \quad \dots \dots \dots (37)$$

で表わされる。いま変位が(33)のような単振動を持続させるために加えるべき加振力を求めてみると、(33)式を(37)式に代入して

$$P = ka \cos \omega t - ca\omega \sin \omega t - m\omega^2 \cos \omega t \quad \dots \dots \dots (38)$$

$$P = Za \cos (\omega t + \varepsilon) \quad \dots \dots \dots (39)$$

$$\text{ただし } Z = \sqrt{(k - m\omega^2)^2 + c^2\omega^2} \quad \dots \dots \dots (40)$$

$$\varepsilon = \tan^{-1} \frac{c\omega}{k - m\omega^2} \quad (0 < \varepsilon < \pi) \quad \dots \dots \dots (41)$$

となる。すなわち「単振動を持続するに要する加振力はやはり単振動で変化する力で、その加振力の振幅の変位はもとの振幅の Z 倍に等しく、加振力の位相は高位の位相より ε だけ進んでいかなければならない」ことがわかる。

ここで Z : 力学的インピーダンス (mechanical impedance)

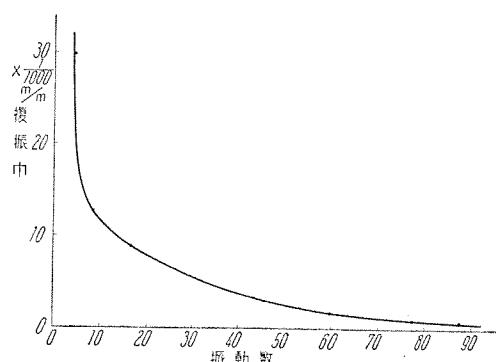
ε : 加振力の変位に対する位相の進み

といわれている。

上記の条件を有す加振力として実際に配電盤上で起ると考えられるものには、地震、回転機、電気ドリルなどがある。それらのおののについて考えて見る。

(1) 回転機よりくる振動

回転機の発生する振動が建屋の弱点部分に共振し配電盤に伝わる場合で、通常回転機回転数の 1~3 倍から 50 c/s 位までである。



35 図 水車発電所における持続振動の例

Fig. 35. An example of frequency to amplitude curve in vibration occurring to switchboard at water power station.

a. 水力発電所の例

35 図は、わが国における水力発電所の例で、振動数、振幅ともアの場合とは趣を異にしていることに気がつくすなわちその振動数は 5~100 c/s 位の間にあり、複振幅は 100/1,000 mm 以下である。

このことを(39)式から説明すると、いまかりに加振力として A なる振幅のものが加わったとしても、それによって起される振幅は数 kg/cm のオーダーを有す力学的インピーダンスで除したものになるから、30 図の 0.1 mm のオーダーから 35 図の 1/1,000 オーダーと小さくなることがわかる。また振動数範囲も回転機回転数の 2~3 倍の高調波のものが考えられるから当然存在範囲も広くなる訳である。

実際に機器の振動が配電盤に伝わるためにには、必ず建屋の固有振動数と共振することが必要で、普通 15 c/s 以下のものが一番問題となる。

b. 火力発電所の例

米国における場合⁽⁵⁾

周波数 30~190 c/s

振幅 0.2~2.2 mil

(複振幅 10/1,000~100/1,000 mm)

加速度 0.02 g

(2) 電気ドリル

電気ドリルで配電盤を加工する場合は、比較的多いケースで、1/4 HP ピストル型で、26/1,000 mm の複振幅、1 HP 携帯用ドリルでは 2.040 mm という大きなものでこれらにも不動作のリレーは実際上無理と思われる。

その振動数は 15~30 c/s 位で持続振動としてはもつとも厳しいものである。

(3) 地震の場合

一般に地震により起りうる振動数は

10 c/s から 1/20~1/30 c/s

周期 0.1 sec から 20~30 sec

地震の起り方や震源地との距離、その地点の地盤等の関係で地鳴（ゴー、ドーン等）が聞かれる程度の振動数（30~50 c/s）の波を含むこともあるが、このような高い振動数の加速度は、1 ガル程度の小さいものにすぎず無視できる。ゆえに地震の振動数としては 1 c/s 内外のものと考えて大きな間違いはない。衝撃加速度の大きさは 10 表の震度表より知ることができる。

すなわち、10 表に従って求めた g の値を(36)式に代入することによって、いろいろな震度の複振幅を予推すことができる。

(4) 以上を勘案しての振動試験適用範囲は

衝撃加速度 0.2 g 以下

複振幅 1 mm 以下

周波数 200 c/s 以下 と考えてよい。

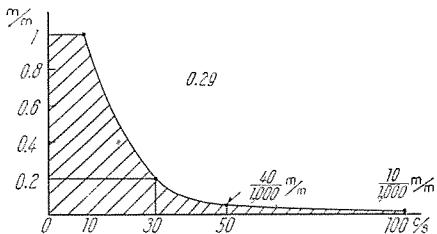
その範囲を図示すると 36 図斜線のようになる。

なお 0.2 g という衝撃加速度の振動は 60 km/h で進行中の電車の上下方向のものに相当する⁽⁷⁾。

10表 震度表

震度	加速度		通称	簡易判定法
	ガル(gal.)	g		
I	0.8 2.5	0.0008 0.0025	微震	静止している人や、とくに地震に注意深い人だけに感じる程度の地震
II	2.5 8.0	0.0025 0.008	輕震	大せいの人に感じる程度のもので戸障子がわずかに動くのがわかるくらいの地震
III	8.0 25.0	0.008 0.025	弱震	家屋がゆれ、戸障子がタタタと鳴動し、電燈のようなりきりけ物は相当にゆれ、器内の水はあふれ出る、器内の水面の動くのがわかる程度の地震
IV	25.0 80.0	0.025 0.08	中震	家屋の動揺が激しく、すわりの悪い花びらなどは倒れ、器内の水はあふれ出る、また歩いている人にも感じられ多くの人は戸外に飛び出す程度の地震
V	80.0 250.0	0.08 0.25	強震	壁に割れ目がはいり、墓石、石どうらうが倒れたり、窓枠、石垣などが破損する程度の地震
VI	250.0 400.0	0.25 0.40	烈震	家屋の倒壊が30%以下で、山くずれが起り地割れを生じ、多くの人々は立っていることができない程度の地震
VII	400.0以上	0.40以上	激震	家屋の倒壊が30%以上および山くずれ、地割れ、断層等が起きる地震
0	0.8以下	0.0008以下		無感地震のことを称す。

(注) ガル gal.: 加速度の単位で cm/sec^2
 g: 重力の加速度で 980 cm/sec^2



36図 振動試験適用範囲

Fig. 36. Desirable ability as vibration tester.

2. 振動試験

ア. 試験方法

(1) 振動試験機

藤井式振動試験機を使用した。この振動発生機構は、クランク不つり合い重量式で振動数は2~500 c/sまで連続可調整可能であり、その読みはダイナモ回転計により、振幅は不連続に0.5, 1.0, 1.5, 2.0, 2.5, 3.0, 4.5, 10 mmと変えられ、その指示はブリネルスコープにより読みとられる。

(2) 供試継電器はHA-G型で、5%, 10%タップ使用

(3) 振動方向は最も弱い前後方向

(4) 振動数、複振幅は35図の場合の10倍の衝撃加速度 $0.16 g$ 以下4点 ($0.16 g$, $0.05 g$, $0.025 g$, $0 g$)において振動発生器で再現できる値を取る。

(5) 14図の試験回路において各振動のもとで抑制コイルの電流 A_2 の値を、 2.9 , 0.73 , 0.3 , $0 A$ としたとき、リレーを動作させる電流 A_3 がどのように変化するかを見る。

イ. 試験結果(抑制電流ある場合)

測定結果を2つの面より整理する。

(1) 抑制コイル電流と動作コイル電流との関係

37図に見るように、振動によって動作電流は平均的に低下する。すなわち見掛けの感度は上昇する。

(2) 振動の強さと、最低動作値との関係

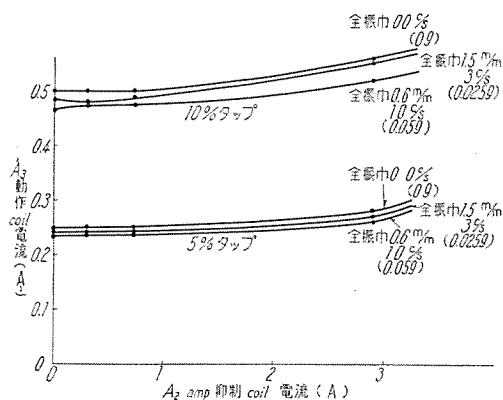
38図に見るように、5%, 10%タップとも最低動作値は $0.16 g$ の振動があると 16% 以下となる。この継電器は當時の10倍の振動があっても、最低動作値は

(10%タップで $0.4 A$ 以下)
 (5% " $0.2 A$ 以下) になることはない。

ウ. 抑制電流零の場合

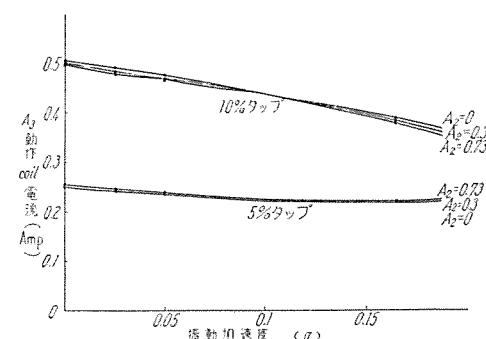
この試験は別の機会に行ったもので、前の実験が実際の使用状態における耐振性を問題としているのに対し、ここでは振動方向による差異を問題とした。

すなわち、抑制電流零のとき、振幅をパラメータとして、振動数を零から徐々に増して行った場合、接点の閉じる点を求め、そのときの最大加速度を(35)式によ



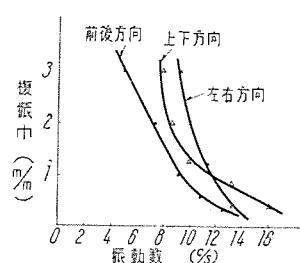
37図 HA-G 継電器の振動による動作特性の変化

Fig. 37. The transformation of operating characteristic for type HA-G relay under voluntary vibration.



38図 振動の強さと HA-G 型継電器最低動作値との関係

Fig. 38. The transformation of minimum operating values for type HA-G relay under voluntary vibration.



39図 振動方向による HA-G 型継電器の誤動作限界曲線

Fig. 39. The misoperating limits for type HA-G relay under definite directional vibration.

り算出したものである。その結果を図示すると 39 図のようになる。

上の結果からつぎのことがいえる。

(1) 振動数の比較的小さい所 (11 c/s 以下) では、前後方向の振動に対して一番弱いが、それ以上の所では、振動方向による差は少い。

(2) 振動数が小さいほど、継電器を動作させる振動の強さすなわち衝撃加速度は増加する。換言すれば、誤動作限界曲線は衝撃加速度のみでは必ずしも規定できない。

(3) 抑制電流が全くないときでも、 $0.1g$ 以下の振動では誤動作の心配はない。

3. 衝撃試験

配電盤に取付けてあるリレーについて問題となるのは 1. ア. の場合で、すでに論述したように振動試験である程度代用できる。別に計器で行うゴムクッションを使用した振子式衝撃試験機⁽⁸⁾によって衝撃テストを試みたがあまり適確な結果が出ないので省略する。なお、等価テストとして望ましい方法は、継電器を盤面に取り付けた状態で、振子式に錐りを衝突させるものであるが⁽⁶⁾、これは個々にやるより仕方ないと思う。

4. 高速度比率差動継電器の耐振性

ア. 振動による特性変化

(1) 振動のある所で継電器を使用すると、動作特性曲線の傾向は変わらないが、その強さ（衝撃加速度）に応じて一様に動作電流が減少（見掛けの感度が上昇）するものとなる。

(2) 振動が激しくなると、最低動作電流値は減少する。それは、配電盤に常時の 10 倍の振動がかかったとき、5%, 10% タップとも最小動作電流を約 20% 小さくしたことに相当する。

イ. 耐振性

(1) 振動数の比較的小さい所 (11 c/s 以下) では、前後方向の振動に対して一番弱いが、それ以上の所では振動方向による差は少い。

(2) 抑制電流が全くないときは、最低 $0.1g$ ぐらいで働く場合もありうるが、大部分の振動ではその強さが常時の 10 倍 ($0.16g$) 以上でなくては働かない。

(3) 振動によって継電器が誤動作するのは、振動の加速度がある値以上になった場合であるが、可動部の固有振動数 (12~15 c/s) 付近ではそれ以下でも動作することがある。

(4) 個々の場合について想像される耐振性は

a. 水力発電所では、常時の 10 倍程度の振動まで

- b. 火力発電所では、常時の 8 倍程度の振動まで
- c. 地震の場合では、震度 III~IV 程度まで
- d. 電気ドリルでは、1/4 HP 程度まで
- e. 盤に対するショックは、個々によって違うが上記程度のものまで保証可能といえそうである。

VII. む す び

以上各方面から高速度比率差動継電器につき研究考察を加えた次第である。それらを要約するとつぎの 2 つのことになる。

1. 高速度比率差動継電器の最低動作特性は“内部故障以外の現象で、リレーに供給される定常および過渡的動作電流に対して応答してはならない”という条件のもとでは、一般に、1 ターン層間短絡時に供給される電流による動作条件に対し十分保護しうるものであるという保証はできない。

通常、層間短絡保護方式を適用しているのは水力発電機であるが、これは 1 ターンより多くのターン間層間短絡と断線に対しての保護方式と解されるべきである。

2. 高速度比率差動継電器は、通常起りうる振動や衝撃のみによって誤動作するおそれはほとんどない。

またこれを実証するために、リレーの振動による誤動作防止についての数値的基準を定めたが、この基準は他の継電器にも利用しうるものである。

最後に本文中、有益な資料を引用させていただいた関西電力、四国電力の関係諸氏に対し誌上を借りて謝意を表すとともに、各種実験を担当された佐藤、関、菊地、平岡、大曾技師各位のご協力および、尾畠課長、岡本係長、藤井、北浦、森技師のご指導に深く謝意を表すものである。

参 考 文 献

- (1) 関西電力：笠置発電所「発電機保護継電器試験報告」62, (昭 28-8).
- (2) 四国電力：面河第一発電所「発電機総合試験報告」33, (昭 28-3).
- (3) 乘松立木、木沢誠：CT で過渡電流測定の際の誤差「電学誌」627 (昭 31-6).
- (4) Rudenberg: 「Transient Performance of Electric Power System」282, Chap. 22.
- (5) AIEE Committee on Relays: Effect of shock and vibration on relays, AIEE TP 55-97.
- (6) 四国電力：配電盤および継電器の振動試験(昭 30-11).
- (7) 国枝正春：「ED451」イグナイトロン電気機関車走行振動試験、「三菱電機」30, 33 (昭 31-4).
- (8) 多田潔、西沢秀雄：ゴムクッションを用いた衝撃試験装置「科学測器」1, 203.

10MW 加圧水型発電用原子炉の設計

研究所 菅野正雄*・長沼辰二郎**・明石克寛**・小倉成美**

Design of 10MW Pressure Water Type Power Reactor

Engineering Laboratory

Masao KANNO · Tatsujiro NAGANUMA

Katsuhiro AKASHI · Nariyoshi OGURA

In one year from April 1956 to March 1957 a design and calculation have been concretely made on power reactors by the Atomic Power Technical Commission including the Kansai Electric Power Co., Electro Technical Laboratory Agency of Industrial Science and Technology, Mitsubishi Heavy Industry, Reorganized and Mitsubishi Electric Manufacturing Co.—to which a Sumitomo Group joined newly in 1957. The work was completed in March this year on a 10 MW natural uranium heavy water type nuclear power plant and a 10MW pressure water type one. The latter was chiefly taken care by the research laboratory and achievements are very helpful to proceed further development on actual large power reactors.

1. まえがき

昭和 31 年 4 月から本年 3 月までの 1 年間にわたり原子力発電研究委員会(略称を APT といい、関西電力株式会社、工業技術院電気試験所、新三菱重工および三菱電機の 4 者による原子力発電プラントに関する協同研究会で、昭和 32 年度からは新たに住友グループが参加している。)において、下記 2 型式の原子力発電所につき具体的な設計と計算を行った。

- (1) 10MW 天然ウラン重水型原子力発電所
- (2) 10MW 加圧水型原子力発電所

本年 3 月にこれらの作業を終了したが、そのうち加圧水型の炉心設計には主として三菱電機研究所がその衝に当ったので、ここにその概要を報告することにする。

この委員会の目的は、将来原子力発電所を建設、運営する場合の準備として、できるだけ具体的にかつ詳細に計算と設計を試み、問題点を明らかにしておくことであった。

この委員会の発足した昨年 4 月頃の情勢では、日本において最初に建設される原子力発電のテストプラントは 1 万 kW 程度のものであろうと予想された。このため電気出力が小容量のものは経済的に不利となることは明らかであるが、最初の設計目標として、まず電気出力 1 万 kW の原子力発電プラントが選定された。

しかしてこの設計を進めるにあたっては、核設計、熱設計、機械および材料設計、遮蔽設計、プラント設計、汚染物処理、運転保守計画の各項目にわたりて検討し、最後にこれらを総括して発電プラント全体の経済計算を行った。もちろんこのような小容量のものについて経済計算を行うことはむりなことであるが、設計ならびに実際の運営の最終目標は、もっとも経済的な発電プラントを建設することであると考えてあえて行った。これら全

体にわたって述べることは、ぼう大になるので、この報告ではわれわれが担当した炉心の核および熱設計についてのみ述べることにする。

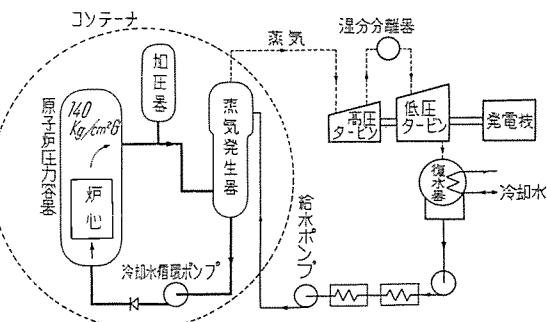
2. 加圧水型原子炉の特長

加圧水型原子力発電の系統図を 1 図に示す。図において太線で表わした部分が原子炉(1 次)冷却系で、冷却水は炉心で加熱されて蒸気発生器にはいり、ここで 2 次冷却水を加熱蒸発させてから循環ポンプで炉心に送り返される。PWR においては、この系は加圧器によって $140 \text{ kg/cm}^2 \text{ G}$ 程度の高圧に保たれ、冷却水はその圧力における水の沸騰温度を越えないような条件で循環するので原子炉冷却水は完全な液体として流れる。細線および点線は 2 次冷却系で、それぞれ蒸気発生器への給水系および蒸気系を示す。

つぎに、この PWR 型原子力発電所の特性を理解するためその特長を簡単に述べる。

A. 冷却方式

PWR は冷却材兼減速材として、簡単に入手しうる軽水を使用している。軽水は化学反応や放射線による分解



1 図 PWR 循環系統図

Fig. 1. PWR circulation system diagram.

が少く、循環させることができが容易で、しかも熱伝達特性もすぐれ、場合によっては軽水自身が循環ポンプの潤滑剤として働く。さらにその工学的特性がボイラの技術を通じて非常に詳しく知られていることも技術的に有利な点であろう。

イ. 負荷変動に対する応動性

PWR はその反応度が大きな負の温度係数を持っているために自己制御性があり、また運転中に負荷が変動してもそれに対する応答動作は迅速に行われる。低出力で運転する際でも、炉はそれに応動できるので、安定な運転可能の限界はむしろタービン側によって定まることとなる。

ウ. 安全性

PWR は上述した自己制御性を有し、さらに出力が急激に上昇して気泡が少しでも発生すれば反応度が急激に低下するから、暴走の危険性はほとんどない。

エ. 保守の容易なこと

タービン側には汚染した蒸気がはいらないので、原子炉系以外の保守は容易であり、原子炉系冷却水も炉の停止後放射能の減衰が早いので、保守が比較的簡単である。

オ. 構造上の利点

上述のごとく、タービン側の蒸気は放射能を持たないので、遮蔽は原子炉系および蒸気発生器のみに行えば十分である。また原子炉系の冷却水は、完全に液体状態に保たれるので出力密度を高くとることができ、したがって炉の寸法を小さく設計することができる。

以上述べたことは PWR の特長であるが、一方この型の欠点としては、炉の圧力が高いため圧力容器の価格が大きくなりがちであること、および 1 次冷却材として加圧水を用いているので、その沸騰温度による制限のため炉の出口温度、したがって蒸気温度を高くすることが困難なことなどがあげられる。

3. 設計の基本方針

発電用原子炉を設計するに当り、その基本方針となるものはもっとも経済的な発電所を設計することであり、しかも考えうるあらゆる事故に対して、プラント全体の安全性が保証されているものでなければならない。しかし現段階においては、安全性を考慮した上で、しかももっとも経済的な原子力発電プラントの諸元を一義的に求めるということはほとんど不可能である。しかしてこの場合は前述のように、電気出力として 10 MW という小出力のものを設計することを要求されたので、発電プラントの経済性ということはある程度ぎせいにせざるを得なかった。

われわれが炉心設計の条件および制限項目として与えたものを列記するところである。

(1) 正味電気出力が 10 MW 以上となること、したがってプラント効率を考慮して熱出力 40 MW のものについて考察を進めることにした；

(2) 全出力で少くとも 6 ヶ月は運転できること；
(3) コストを下げるため、(2) の条件を満たせる範囲内において、ウラン 235 の使用量をできるだけ少くすること、ただし熱的要件から $Q(\text{MW})/U^{235}(\text{kg})$ の値が過大にならないように考慮すること；

(4) 炉心寸法を小さくして、圧力容器の価格を下げるのこと；

(5) 炉心内において、冷却水の沸騰をさけること；

(6) 炉心内の温度水準と分布が適当で、構成材料をそこなわないこと；

(7) 2 次側の蒸気温度として 250°C 以上のものが得られること；

(8) 2 次側の蒸気温度を考慮して、1 次側の温度水準を適当に選ぶこと；

(9) 冷却水の流速を経済的に選ぶこと；
等である。これらの核および熱的設計要素の間には互に矛盾する要素を含むので、それらの調整を行い、さらに製作技術から受ける制限などを考慮してもっとも妥当と考えられる炉心を選定することが必要である。

4. 炉心の核設計

炉心を設計するに当り、最初に考えなければならないことは、いかなる燃料を使用するかということである。われわれは燃料としてつぎの 3 種類を考えた。

(1) 金属ウラン；

(2) 金属ウランとジルコニウムの合金；

(3) 二酸化ウラン。

PWR においては、燃料として濃縮燃料を用いているが、現在においては濃縮度 20% 以上の燃料は入手することができないものと考えられたので、濃縮度は 1.5% ~20% の範囲のみを考慮することにした。PWR は天然ウランを燃料とする原子炉と異なり、燃料の濃縮度を変化することによって反応度に十分余裕を生ずるため、炉心の構造および使用材料の組合せ等に多くの種類のものを考えることができ、しかもそれぞれの場合に異なる特性が強調されるわけであるが、燃料の転換比を上げることによって、その価格を下げるように努力した。

燃料の被覆管としてはジルカロイ 2 と不銹鋼の 2 つを考えたが、この場合ウラン 235 の使用量を少くするためジルカロイ 2 を使うことにした。

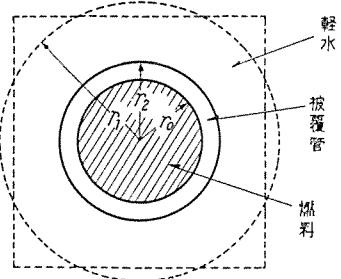
炉心の核設計は軽水減速の場合複雑で、得られた結果の精度は期しがたいが、ここでは、まず無限倍率 k_{∞} を 4 因子公式 ($k_{\infty} = \eta \sigma f$) で求め、つぎに軽水を反射材とする場合の臨界寸法を 2 組近似法によって求めた。

ア. k_{∞} の計算法

燃料に熱中性子が 1 個吸収されることに生ずる高速中性子の数 ν は次式で求めた。

$$\nu = \frac{\sigma_{f235} E}{\sigma_{a235} E + \sigma_{a238} (1-E)} \quad \dots \dots \dots (1)$$

ここに E は濃縮度、 ν 、 σ はいずれも文献 BNL-325



2 図 燃料単位セル構造
Fig. 2. Construction of fuel unit cell.

の値を使用した。 σ_{a235} と σ_{f235} は正確には $1/v$ 法則に従わないので、それを補正するために F 因子を利用して中性子温度に対する平均値を求めた。

$$\bar{\sigma}_{i235} = \frac{\sqrt{\pi}}{2} \sigma_i(t) \times (F \text{ 因子}) \quad \dots \dots \dots (2)$$

ここに添字 i は a または f を表わし、 $\sigma_i(t)$ は BNL の表から読んだ値である。さらに σ_{a235} は BNL-325 の値に $1/v$ 法則を適用して求めた。

熱中性子利用率 f は単なる拡散理論で求めると少し大きめに求まることが知られているので、損失因子に実験値から推定された補正係数を掛けて修正した。すなわち 2 図に示す構造を有する燃料の単位セルに対して次式から計算した。

$$\frac{1}{f} = 1 + R_1 + R_2 + (1 + R_2)X \quad \dots \dots \dots (3)$$

ここで

$$R_1 = \frac{\sum_a H_2 O}{\sum_a \text{fuel}} \cdot \frac{V_{H_2 O}}{V_{\text{fuel}}} \cdot G'_0(\kappa_0 r_0) \quad \dots \dots \dots (4)$$

$$R_2 = \frac{\sum_a s \cdot s}{\sum_a \text{fuel}} \cdot \frac{V_{s \cdot s}}{V_{\text{fuel}}} \cdot G'_0(\kappa_0 r_0) \quad \dots \dots \dots (5)$$

$$X = \frac{(\kappa_1' r_1)^2}{2} \left\{ \frac{r_1^2}{r_1^2 - r_2^2} \log \frac{r_1}{r_2} + \frac{1}{4} \left(\frac{r_2}{r_1} \right)^2 - 0.75 \right\} \quad \dots \dots \dots (6)$$

$$G'_0 = G_0 \times 1.10$$

$$G_0 = \frac{\kappa_0 r_0}{2} \cdot \frac{I_0(\kappa_0 r_0)}{I_1(\kappa_0 r_0)} \quad \dots \dots \dots (7)$$

上式において、 I_0 、 I_1 はそれぞれ 0 次、1 次の第 1 種変形 Bessel 函数である。 G_0 に対する補正係数は輸送理論から理論的に求めることができるが、ここでは実験値に拡散理論を適用して推定した。したがってこの補正係数には高い精度は望めないが、正確な値からのずれはせいぜい 1% 以内であることが期待される。 \sum_a は巨視的吸収断面積で V は体積を表わす。 κ_0 は燃料の拡散距離の逆数で、次式から求めた。

$$\frac{\sum_s \text{fuel}}{2\kappa_0} \log \frac{\sum_t \text{fuel} + \kappa_0}{\sum_t \text{fuel} - \kappa_0} = \frac{1 + \frac{3 \sum_s \text{fuel}}{\kappa_0} \frac{\sum_a \text{fuel}}{\mu_0 \text{fuel}}}{1 + \frac{3 \sum_t \text{fuel}}{\kappa_0^2} \frac{\sum_a \text{fuel}}{\mu_0 \text{fuel}}} \quad \dots \dots \dots (8)$$

$$\mu_0 \text{fuel} = \frac{\sum_i \mu_{0i} \sigma_{st}}{\sum_i \sigma_{st}} \quad \dots \dots \dots (9)$$

κ_1 は水の拡散離距の逆数で、温度変化を考慮して次式の

ような補正を行った。

$$\kappa_1(T) = \kappa_1(T_0) \frac{\rho(T)}{\rho(T_0)} \sqrt{\frac{\bar{\sigma}_s(T)}{\bar{\sigma}_s(T_0)}} \cdot \frac{T_0^{1/2}}{T^2} \quad \dots \dots \dots (10)$$

ここに T は絶対温度で、 $\bar{\sigma}_s$ は文献 BNL-325 の値を中性子束が Maxwell 分布をなすものと考えて平均した値である。

共鳴吸収を逃れる確率 p は、まず f の計算と大体同じようにして共鳴中性子利用率 f_r を求め、つぎに

$$p = \exp\left(\frac{-f_r}{1-f_r}\right) \quad \dots \dots \dots (11)$$

なる式によって計算した。この計算式中の燃料の実効共鳴積分は次式に示すとく体積項と表面項とに分けて求めた。

$$\int_{E_2}^{E_1} (\sigma_{a0})_{\text{eff}} \frac{dE}{E} = A + \mu \frac{S}{M} \quad \dots \dots \dots (12)$$

ここに S/M は質量に対する表面積の比で、 A および μ の値は 1 表に示すも

のを用いた。巨視的有効吸収断面積は
(12) 式を用いて

	A (barns)	μ/A (gr/cm ²)
U	9.25	8/3
UO ₂	11.51	1.92

$$\Sigma_{a0} = N_0 \frac{\int_{E_2}^{E_1} (\sigma_{a0})_{\text{eff}} \frac{dE}{E}}{\log \frac{E_1}{E_2}} \quad \dots \dots \dots (13)$$

と表わされる。 $\log E_1/E_2$ は共鳴領域の幅をレサジで表わしたもので、 U に対する値は 5.6 である。しかしこれは A に大体比例すると考えられるから、 UO_2 に対する値としては 6.97 を採用した。この共鳴領域における燃料の拡散距離の逆数 κ'_0 は密度 ρ に比例するものとして補正を行い、また軽水の拡散距離の逆数 κ'_1 は常温における値 $\kappa'_1 = 0.583$ に対して密度補正を行った。

高速中性子効果 ε は重水や黒鉛を減速材に使用する場合のように、1 本の燃料棒のみについてその値を求めては意味がなく、互に近接した燃料棒の相互効果を考慮しなければならないことが知られている。ここでは均質炉の場合の計算値を基準として、それに補正を加えて非均質炉の場合の値を求めた。均質炉の ε の値は文献により若干異なっているが、われわれは BNL のものを使用した。その値は ANL の実験値とよく合っている。補正に際して燃料棒 1 本あたりの ε_f の値も必要であるが、ここで使用する燃料棒半径 r_0 は小さいので ε_f は 1 に近く、これを求めるのに $(\varepsilon_f - 1) \propto \rho r_0$ の近似関係を適用した。 ρ はウラン 238 の密度である。なおウラン 238 の無限大の塊中の ε の値 ε_{238} は 1.227 を使用した。補正式としては次式を適用した。

$$\varepsilon_{he} = \varepsilon_{ho} - \frac{(\varepsilon_{ho} - 1)(\varepsilon_f - 1)}{2(\varepsilon_{238} - 1)} + \frac{\varepsilon_f - 1}{2} (1 + e^{-\frac{1-\gamma}{\gamma}}) \quad \dots \dots \dots (14)$$

ここに ε_{he} ： 非均質構造に対する値

ε_{ho} ： 均質構造に対する値

ε_f : 燃料棒1本あたりの値

γ : 単位セル中の水と全体積との体積比

イ. 減速面積および拡散面積の計算法

前節で求めた4因子の積として得られる k_{∞} を使って、拡散理論の2組近似から彎曲 μ^2 を求め、つぎにその μ^2 を使用して反射材のある場合の臨界量を計算した。

この計算でもっとも誤差を含みやすいのは分裂中性子の減速面積 L_f^2 であり、しかもこの値は臨界寸法に直接の影響を与えるにもかかわらず、現在のところこれの適当な計算式はない。それでもむしろ実験値を利用した方が無難に思えるが、その実験値にも測定法の差によって異なった結果が得られているのでここでは一応 L_f^2 は体積に反比例するとして次式を適用した。

$$\frac{V_t}{L_f^2} = \sum_{i=1}^r \frac{V_i}{L_i^2} \quad \dots \dots \dots (15)$$

ここで

V_t : 全体積

L_f^2 : 炉心の分裂中性子に対する減速面積

V_i : 各構成材料の体積成分

L_i^2 : 各構成材料の分裂中性子に対する減速面積

この L_i^2 のうち燃料の非弾性散乱に関するものは重水炉や黒鉛炉では省略しても大した誤差を生じないが PWR の場合は水と燃料の体積比が非常に小さいので、燃料中の減速を無視すると誤差が大きくなる。ここでは水とウラン 238 が同体積比の常温の混合物中での減速面積は純粋な水の場合より 20% 大きいといふことから燃料中の減速面積を逆算して、常温の水より 50% 大きいとした。

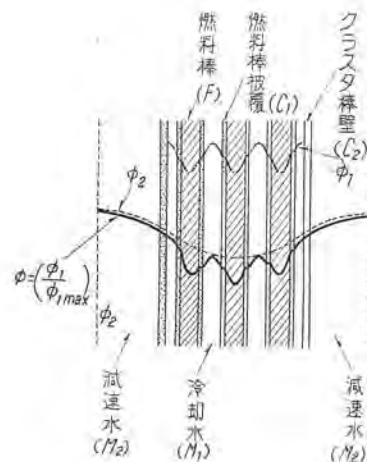
拡散面積 L_s^2 は燃料も考慮して求めるべきであるが、その値は L_f^2 に比較して、はるかに小さいので、ここでは減速材の L_s^2 のみを使っても大きな誤差を生じないと考えた。

ウ. クラスタ型炉心の計算法

炉心内に金属ウラン燃料棒を幾何学的に一様に配列する場合、核的に勝れた条件は V_{H_2O}/V_{fuel} の比が約 3 の場合である。しかしこの比の値がこのように大きな値で設計すると熱的には不利であり、次章で述べるいわゆる熱的 κ 因子が大きくなつて蒸気温度を高くすることができない。逆に熱的条件に合わせようすると、ウラン 235 の使用量が過大になつてしまつ。(5図参照)。その解決策として燃料棒を何本かずつ束ねて、いわゆるクラスタ分離型燃料要素とし、減速水と冷却水をクラスタ燃料要素の壁で適量ずつに分離する方式を採用した。こうすることによって冷却に関与する V_{H_2O}/V_{fuel} の値を熱的に最適条件に定めておいて、核的にはクラスタ燃料要素の外にある減速水部分の V_{H_2O} で補つて相当によい条件で設計できた。その計算方法の概略をここに述べてみる。

熱中性子利用率 f に関しては 3 図に示したように考えて、熱中性子束についてつぎの(1), (2), (3)の仮定をした。

(1) 热中性子束 ϕ は 2 つの函数の積で表わされ



3 図 クラスタ分離型原子炉の単位セル中の中性子束分布

Fig. 3. Neutron flux distribution in a unit cell of cluster separation type nuclear reactors.

るとする。

すなわち

$$\phi = \left(\frac{\phi_1}{\phi_{1 \max}} \right) \cdot \phi_2$$

ただしクラスタの外部では

$$\left(\frac{\phi_1}{\phi_{1 \max}} \right) = 1$$

(2) クラスタ棒は各単位燃料棒にくらべて十分に太く、クラスタの中には常に数十本の燃料棒が含まれるとする。そして ϕ_2 を考える場合にはクラスタ棒内部を均質として近似することができると考えた。

(3) クラスタ内の単位燃料棒の各単位セルの境で $\frac{d\phi}{dx} = 0$ になる。

クラスタ棒内での熱中性子の発生は少く、しかも結果的には効果が小さいので省略し、 f および f_r を次式で求めた。

$$f = f_1 \cdot f_2 \quad \dots \dots \dots (16)$$

$$f_1 = \frac{F}{C_1 + M_1 + F}, \quad \dots \dots \dots (17)$$

$$f_2 = \frac{C_1 + M_1 + F}{C_1 + C_2 + M_1 + M_2 + F}, \quad \dots \dots \dots (18)$$

ここで $f_1 \cdot f_2$ はそれぞれ $\phi_1 \cdot \phi_2$ について求めた中性子利用率、 F, C_1, C_2, M_1, M_2 はそれぞれ燃料、単位燃料棒被覆、クラスタ棒周壁、クラスタ棒内減速水、クラスタ棒外減速水によって吸収される中性子の割合を示す。

(17), (18) 式の実際の計算は (3) 式と同じ式を用いた。 η, ε の算出にはとくに異なる方法を用いることはしなかつた。また L_s^2 と L_f^2 は炉心を均質とみなして計算した。

エ. 臨界量の計算

臨界量は 2 組近似で計算するが、まず次式で μ^2 を求め、以下グラストンの著書に述べられている方式に従つて求めた。

$$1 + k_{ex} = \frac{k_{\infty}}{(1 + L_f^2 \mu^2)(1 + L_s^2 \mu^2)} \quad \dots \dots \dots (19)$$

このようにして計算すると、常温の水を反射材とした炉では反射材による節約が約 7 cm になり、炉心設計条件

により若干変わったとしても 1 cm 程度であり、炉心全体の誤差としては小さいので探索設計においては反射材による節約を一様に 7 cm として計算した。

動力炉の設計においては k_{ex} を相当に大きく選ばなければならず、しかも運転条件によって非常に異なるので簡単に決めるることはできないが、つぎの 4 つの項を考えた。

- (1) 分裂生成物中の X_e と S_m の毒性効果の定常値；
- (2) 分裂生成物中の X_e と S_m の毒性効果の炉停止後の過渡蓄積効果；
- (3) 温度効果、ここでは平均温度を 270°C とした；
- (4) 燃料の燃焼効果。

(1) を妨害度 P_e で示すと、 X_e によるものは中性子束によって異なり、

$$P_e = y \sigma_x \frac{\sigma_f}{\sigma_u} \int_{\text{Reactor}} \frac{\phi W}{\lambda_x + \sigma_x \phi} dV \quad \dots \dots (20)$$

ただし、 $\int_{\text{Reactor}} W dV = 1$ であり、また $W \propto \phi^2$ 。

y は X_e^{135} の全生成率、 ϕ は熱中性子束、 λ_x は X_e^{135} の崩壊常数、さらに σ_f 、 σ_u 、 σ_x はそれぞれウランの分裂断面積、吸収断面積および X_e^{135} の吸収断面積である。

中性子束分布の偏りを無視した場合の P_e の値を 2 表に示す。

これに対し S_m の効果は比較的早く飽和に達し、動力炉においては妨害度を 0.012 としてよい。

(2) は炉停止後の X_e による妨害度の過渡値を表わす式を微分して極大値を求めた。その結果を(1)の効果とともに 2 表に示す。なお S_m による過渡効果は小さいので無視できる。

(3) の温度効果は、核常数の変化と各材料の密度変化の両者が原因になるが、PWR の場合減速用の軽水の密度低下による効果がもっとも大きい。計算に際してはウラン 235 の断面積と H_2O の散乱断面積以外は $\frac{1}{v}$ 法則に従うこととした。ウラン 235 の断面積と、 H_2O の散乱断面積とはそれぞれ文献 BNL325 のグラフを Maxwell 分布で平均して求めた。このようにすると常温から 270 °Cまでの温度上昇に対応する温度効果は、炉心構造によっても異なるが、われわれの考える範囲では 5~8% 程度であることが推定された。この値は熱的条件に適した V_{H_2O}/V_{fuel} の小さな場合には大きくなる傾向がある。

(4) の燃焼効果はつぎの燃焼過程を考えて、中性子倍

2 表

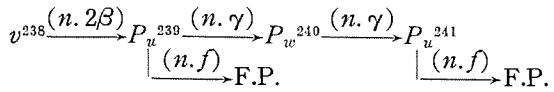
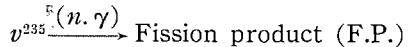
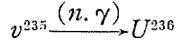
$\phi n/cm^2 sec$ (運転時平均中性子束)	P_e	t_{max} (時間)	P_{max}
2×10^{13}	0.038	8.1	0.063
4×10^{13}	0.043	9.4	0.117
6×10^{13}	0.045	10.0	0.170
8×10^{13}	0.047	10.2	0.215
1×10^{14}	0.047	10.4	0.264

P_e : X_e の定常運転時の妨害度

t_{max} : 炉停止後 X_e の妨害度が最高になる時間 (単位: 時間)

P_{max} : X_e の過渡効果の極大時における妨害度

率の変化を計算して求めた。



$\xrightarrow{(n, f)} \text{F.P.}$

$\xrightarrow{(n, f)} \text{F.P.}$

この効果での影響は熱エネルギー範囲のみに起ると考えて f, η の変化が k_e の変化に比例するとした。パラメータとしては燃料の濃縮度 E 、初期転換比 ICR 、熱中性子利用率 f がある。初期転換比 ICR は次式で求めた。

$$ICR = \nu \xi \frac{\sum_{f=235} 1-p}{\sum_{a=235} 1+\mu^2 L_f^2} + \frac{\sum_{a=238}}{\sum_{a=235}} \dots \dots (21)$$

燃焼効果に対する過剰倍率は、要求される連続運転時間によっても変るわけであるが、 ICR を 0.45 以上にすれば、6箇月の連続運転のためには、5~6% を見積ればよいことがわかった。

以上(1)~(4)の効果を総合して k_{ex} としては 14.5~20%を見込んでおけばよいと考えたが、(2)の効果に対して十分余裕を取って最後には k_{ex} を 20% とした。中性子束を大きくとるとウラン 235 の臨界量は減少するが、2表からわかるように X_e の過渡蓄積効果が大きくなつて長期運転を考えると矛盾した結果になる。したがつてこの点は運転条件とも睨み合わせて決定しなければならない。

才、構造方式の決定

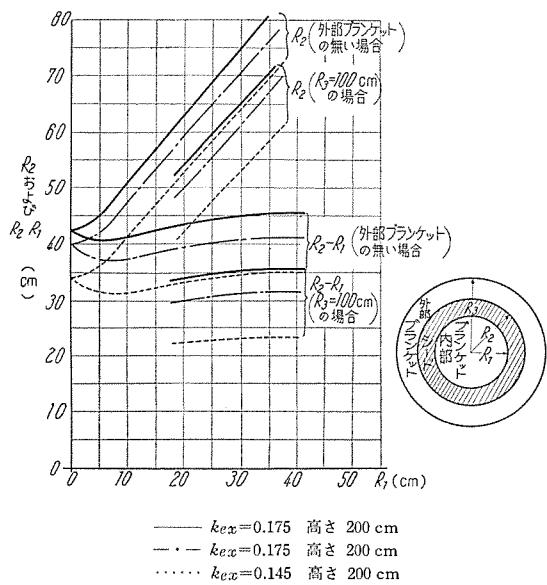
以上の設計方法で以下に述べる各種の炉心の設計を試み、構造の選定を行つた。

(1) ウラン-ジルコニウム合金の板状または棒状燃料。

濃縮度を 20% 以下とした場合のみを考え、まずウランの量は合金中には体積比で 1% 位が限界であろうと考えたが、合金だけの炉心では初期転換比 ICR は非常に小さく、燃焼による消耗分をそのまま最初に仕込まなければならないから、いわゆるスパイク炉としなくては不利であろう。そこで 20% 濃縮ウランを体積にして 1.5% 含む合金の丸棒燃料を配列したシードを作り、その内側および外側に天然ウランを含む二酸化ウランを使用したブランケットを有する 3 層の炉心からなるスパイク炉を考え、これにつき 1 組近似で $k_{ex}=0.175$ および 0.145 とした場合の臨界寸法に対応する、 R_1 、 R_2 、 R_3 の関係を (R : 中央ブランケットの半径、 R_2 : シード外半径、 R_3 : 外部ブランケット外半径でここでは 100cm に固定) 計算してみると 4 図のようになる。このとき $k_{ex}=0.175$ として炉心の高さを 2 m にとってみると、シードの厚さは約 40 cm にもなり、10 MW 程度の小さな炉では、スパイクの炉としての特長を發揮しえないことがわかる。

(2) 金属ウランの薄板型燃料。

金属ウランの薄板をジルカロイ 2 で被覆した厚さ 1~5 mm のものについて k_{ex} と、ウラン 235 の臨界量とを計算したが、熱的条件のよい薄板で体積比 V_{H_2O}/V_{fuel}



4 図 シードに 20% ウランの Zr 合金、ブランケットに
二酸化天然ウラン UO_2 を使用したスパイク炉

Fig. 4. Spike reactor using natural UO_2 .

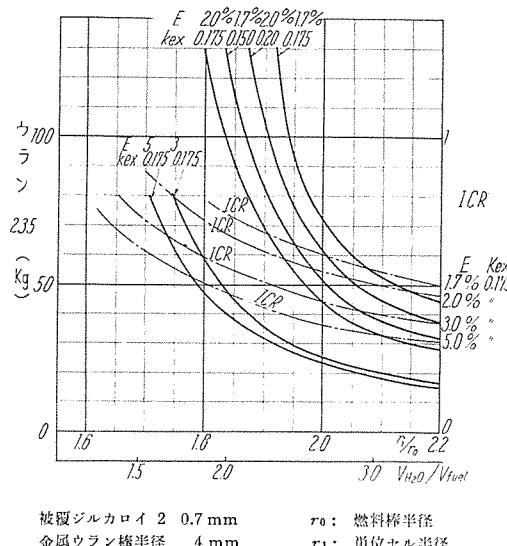
の小さなところでは、 $k_{ex}=0.20$ とすることは困難なようである。また板厚を 5 mm 近くまで厚くすると、核的には改善されるが、熱的特長が失われる所以核的に有利な丸棒型に進むべきであると判断した。

(3) 金属ウランの丸棒を幾何学的に一様に配列した場合.

燃料丸棒をジルカロイで被覆した場合のウラン 235 の臨界量と V_{H_2O}/V_{fuel} の関係をあらわす計算結果の一例を 5 図に示した。この図でわかるることは核的に最適な条件は軽濃縮の場合 V_{H_2O}/V_{fuel} が 3 より大きいところにあることで、一方熱的にはその値が 1.5 より小さめにすることが要求される。その程度の V_{H_2O}/V_{fuel} の値では軽濃縮の燃料を使用すると、ウランの使用量が過大になることが予想された。金属ウランをそのまま使用すること自体にも金属学的いろいろ問題があるが、ここでは一応照射率が 3,000MWD/t までは使えるとして設計を進めた。またウラン棒半径を大きくすれば臨界量は改善されるが熱的には設計が困難になる。

(4) 金属ウランの丸棒燃料をクラスタ棒に配列した場合.

(3) では金属ウラン棒を炉心内に幾何学的に一様に配列したものであるが、その場合ウラン235の臨界量を小さくすると V_{H_2O}/V_{fuel} の値が大き過ぎて熱的に不利になることは述べた。その対策として燃料棒を何本かずつ束ねて、いわゆるクラスタ型燃料要素とし、減速水と冷却水をクラスタ燃料要素の壁で適当量ずつに分離する方法を採用した。こうすることによって冷却に関与する V_{H_2O}/V_{fuel} の値を熱的に有利な条件に定めておいて、核的にはクラスタ燃料要素の外にある減速水部分の V_{H_2O} で補って相当によい条件で設計できる。この場合のウラン235の臨界量とクラスタ燃料要素の単位セル半径 R_1

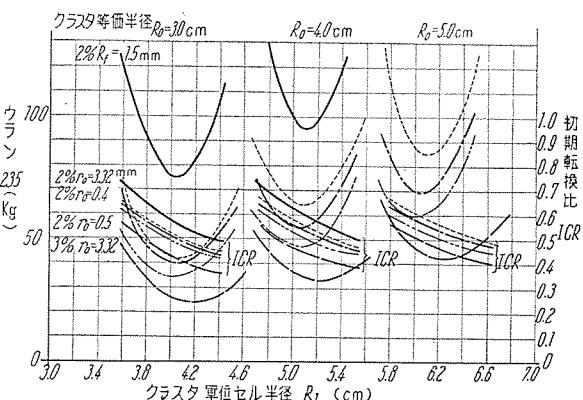


5 図 棒状燃料を一様に配列した場合の臨界量および初期転換比 (ICR)

Fig. 5. Critical quantity and initial conversion ratio.

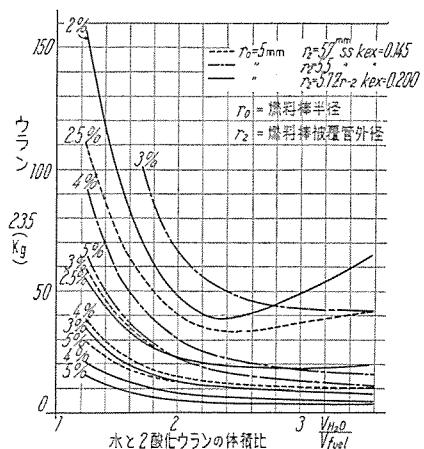
との関係について計算した例を 6 図に示した.
 (5) 二酸化ウランの丸棒燃料を幾何学的に一様に配列した場合

金属ウランを動力炉の燃料として使用するには、放射線による変形や熱サイクルによる変形のために被覆管が破損する可能性があるので、まだいろいろと問題が残っている。それに対して二酸化ウラン UO_2 にはその心配がなく、その上化学的にも安定なので有利と考えられている。そこで UO_2 で作られた燃料棒をジルカロイ 2 と不銹鋼で被覆した 2 つの場合についてウラン 235 の臨界量と $V_{\text{H}_2\text{O}}/V_{\text{fuel}}$ との関係を求めたが、後者では濃縮度を高くしなければ、炉心寸法を小さくできないので前者を選んだ。その核計算の一例としてウラン 235 の臨界量と $V_{\text{H}_2\text{O}}/V_{\text{fuel}}$ との関係を 7 図に示した。これでみると金属ウランを使用した場合よりもウラン 235 の臨界量の最少に対応する $V_{\text{H}_2\text{O}}/V_{\text{fuel}}$ の値が小さい方に寄っているので、核設計と熱設計との妥協が容易であることがわかる。したがってこの場合クラスタ方式を採用せずに一様配列



6 図 棒状および板状燃料をクラスタ状に配列した場合の
臨界量および初期転換比

Fig. 6. Critical quantity and initial conversion ratio.



7 図 二酸化ウランの棒状燃料を一様に配列した場合の臨界量
Fig. 7. Critical quantity.

の燃料構造とした。

5. 熱的設計

加圧水型原子炉の熱的設計条件としては、第3節の(5)ないし(9)に述べたとおりであるが、このほか、核的設計との調整、製作技術との関連、構成材料の腐食率などももちろん見のがすことのできない重要問題である。

冷却材の沸騰防止のための加圧は $140 \text{ kg/cm}^2 \text{ G}$ に選定した。予備計算において2種類の圧力 $105, 140 \text{ kg/cm}^2 \text{ G}$ の圧力の得失を調べたが、 10 MW 程度では圧力容器の製作費もあまり異ならず、また $140 \text{ kg/cm}^2 \text{ G}$ の圧力容器もわが国において製作可能と考えられたので、プラントの熱効率向上に重点をおき $140 \text{ kg/cm}^2 \text{ G}$ に選定した。この圧力における水の飽和温度は 335°C であるが、 5°C の余裕を見込み水に接する炉の高温点を 330°C 以下に押えることにした。

構成材料の問題として 665°C におけるウランの相変移の問題および燃料被覆の熱応力の問題がある。前者は燃料内の高温点に対する制限であり、後者は燃料要素を横切る温度分布の制限として現われる。被覆材料のジルカロイ2の許容応力は、 $2,000 \text{ kg/cm}^2$ に選定した。

これらの設計条件を検討するためには炉内の燃料、燃料被覆および冷却材の温度分布をしらべる必要がある。

ア. 炉内の温度分布

原子炉炉心の発熱量分布は熱中性子束分布に比例するから、円筒形炉心ではそれぞれ軸方向に余弦、半径方向に J_0 関数、燃料棒内の半径方向には I_0 関数に従って分布する。簡単のために、燃料棒内の軸方向熱流はきわめて小さいので無視し、冷却材は半径方向に温度変化しないとし、熱伝達率および燃料棒、冷却材に関する物質定数が温度によらないと仮定すれば、反射材をもつ半径 R 、高さ H の円筒形不均質炉心の中心における単位セルに関する温度分布式はつぎのようになる。

$$\theta_c = \theta_s + \frac{q_1}{4(H+2\delta')k_u\kappa_0 r_0} \frac{\cos \frac{\pi Z}{H+2\delta'}}{I_1(\kappa_0 r_0) \sin \frac{\pi H}{2(H+2\delta')}} \times \{I_0(\kappa_0 r_0) - 1\} \quad (22)$$

$$\theta_s = \theta'_s + \frac{q_1}{4(H+2\delta')k_s} \sin \frac{\pi H}{2(H+2\delta')}$$

$$\times \log_e \frac{r_2}{r_0} \cos \frac{\pi Z}{H+2\delta'} \quad (23)$$

$$\theta'_s = \theta_0 + \frac{\Delta T}{2} \left\{ 1 + \frac{\sin \frac{\pi Z}{H+2\delta'}}{\sin \frac{\pi H}{2(H+2\delta')}} \right\} + (\Delta t)_{\max} \cos \frac{\pi Z}{H+2\delta'} \quad (24)$$

$$\theta_2 = \theta_0 + \frac{\Delta T}{2} \left\{ 1 + \frac{\sin \frac{\pi Z}{H+2\delta'}}{\sin \frac{\pi Z}{2(H+2\delta')}} \right\} \quad (25)$$

ここに

θ_c : 燃料棒の中心温度

θ_s : 燃料棒の表面温度

θ'_s : 燃料被覆の表面温度

θ_0 : 冷却材の炉心入口温度

θ_2 : 冷却材の温度

ΔT : 冷却材の炉心中央における温度上昇

Δt : 燃料被覆表面と冷却材との温度差

k_u : 燃料の熱伝導率

k_s : 燃料被覆の熱伝導率

δ' : 炉の上下における反射材節約

q_1 : 炉の中心における燃料棒において単位時間に発生する全熱量

r_0 : 燃料棒の半径

κ_0 : 燃料棒の拡散距離の逆数

これらの式により燃料棒表面最高温度、燃料の最高温度を検討すると PWR のように燃料棒半径が比較的小さい炉では燃料棒の中心温度より表面温度の方が厳しい条件であることがわかる。

イ. 燃料被覆表面の最高温度

(24) 式から燃料被覆表面の最高温度 $(\theta'_s)_{\max}$ は次式で与えられる。

$$(\theta'_s)_{\max} = \theta_0 + \frac{\Delta T}{2} + \frac{1}{2 \sin \frac{\pi H}{2(H+2\delta')}} \times \sqrt{\Delta T^2 + 4(\Delta t)_{\max}^2 \sin^2 \frac{\pi H}{2(H+2\delta')}} \quad (26)$$

この式はいわば理想的な場合の計算式であるが、実際には燃料製作上の寸法誤差や、運転上起る燃料棒のわん曲などのために、 ΔT および $(\Delta t)_{\max}$ が計算値よりも高くなるおそれがあり、これを考慮に入れて ΔT および $(\Delta t)_{\max}$ がそれぞれ計算値の F_1 倍および F_2 倍になるものとし、さらに簡単のため $\sin \frac{\pi H}{2(H+2\delta')} = 1$ と考えれば、上式はつぎのようになる。

$$(\theta'_s)_{\max} = \theta_0 + \frac{F_1 \Delta T}{2} + \frac{1}{2} \sqrt{F_1^2 (\Delta T)^2 + 4 F_2^2 (\Delta t)_{\max}^2} \quad (27)$$

F_1 および F_2 は熱水路係数といわれるもので、この値の正確な設定は実験によるほかない。ここではシッピングポートの実験値 $F_1=1.25$ および $F_2=1.69$ を使用した。

ウ. ρ 因子および蒸気温度

計算によると、 ΔT と $(\Delta t)_{\max}$ の間には

$$(\Delta t)_{\max} \propto \Delta T^{0.8} \quad \dots \dots \dots (28)$$

なる関係式が成立する。この比例係数 ρ は熱的 ρ 因子である。この ρ は炉の熱出力 Q を与えた場合には、炉の幾何学的寸法のみによって定まる定数である。(28) 式を(27) 式に代入すれば

$$(\theta'_s)_{\max} = \theta_0 + \frac{F_1 \Delta T}{2} + \frac{1}{2} \sqrt{F_1^2 (\Delta T)^2 + \Delta F_2^2 \rho^2 \Delta T^{1.6}} \quad \dots \dots \dots (29)$$

これから $(\theta'_s)_{\max}$ は炉の寸法および温度条件 θ_0 および ΔT によって定まることがわかる。 θ_0 および ΔT を一定とし、炉の寸法を種々変えて ρ の変化をしらべると、 $(\theta'_s)_{\max}$ を小さくするには、炉の単位体積あたりの出力 Q/V より r_0 を小さくする方が効果的であることがわかる。

つぎに θ_0 および ΔT の設定であるが、これは 2 次側の蒸気条件と密接な関係があり、プラント全体の経済性に関連をもつて一義的にきめられないが、ここでは 2 次側の飽和蒸気温度を 250°C 以上に選ぶことにした。

飽和蒸気温度を θ_v 、冷却材の炉心内における平均温度上昇を $\overline{\Delta T}$ 、蒸気発生器における冷却材と蒸気との間の対数平均温度を θ_b とする

$$\theta_b = \frac{(\theta_0 + \overline{\Delta T} - \theta_v) - (\theta_0 - \theta_v)}{\log \frac{\theta_0 + \overline{\Delta T} - \theta_v}{\theta_0 - \theta_v}} \quad \dots \dots \dots (30)$$

これより蒸気温度として

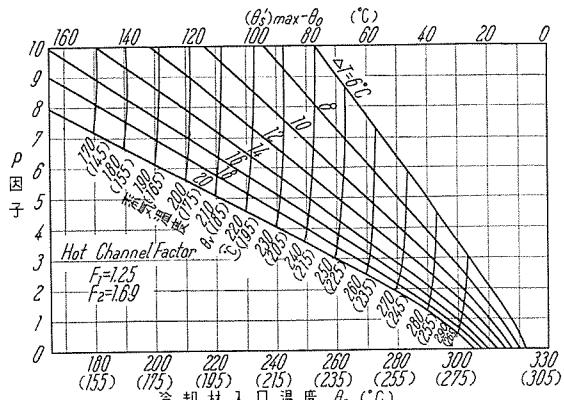
$$\theta_v = \theta_0 - \frac{\overline{\Delta T}}{\exp \frac{\overline{\Delta T}}{\theta_b} - 1} \quad \dots \dots \dots (31)$$

をうる。 ΔT は $\overline{\Delta T}$ に比例するから(29)および(31)式の $(\theta'_s)_{\max}$ および θ_v に対して熱的設計条件から定まる値を代入し、さらに対数平均温度差 θ_b として適当な値を仮定し、これを連立で解けば θ_0 および ΔT を求めることができる。8 図は蒸気温度 θ_b と ρ 因子との関係を ΔT をパラメータとして示したもので、同時に冷却材入口温度 θ_0 も求められる。これらの数値は圧力を 140 kg/cm² G とし、 $(\theta'_s)_{\max}$ を 330°C に押えた場合の値を与えるが、加圧を 105 kg/cm² G としたときの値をも同時に括弧で示してある。

エ. 冷却材循環用ポンプ仕事

ポンプ仕事

ΔT がわかれば、炉心を流れる冷却材の熱平衡から炉心中央の燃料に対する冷却材速度が計算できる。したがって Fanning の方程式によって炉心における冷却材の圧力



8 図 ρ 因子と蒸気温度の関係

ただし 140 kg/cm² G 加圧の場合

() は 105 kg/cm² G 加圧の場合

Fig. 8. Relations between ρ factor and steam temperature.

降下 Δp および、ポンプ仕事 W を計算することができる。

W はまた次式によっても計算できる。

$$W = w \frac{1}{\Delta T^{2.8}} \quad \dots \dots \dots (32)$$

ここに w は前節の P 因子と同様に炉の熱出力 Q 以外には、炉の幾何学的寸法だけで定まる比例係数である。 w には冷却材の速度を含まないので、炉心寸法選定に便利である。

オ. 燃料および燃料被覆に生ずる熱応力

燃料および燃料被覆に生ずる熱応力は、これらが互に密着していると考えて求めたが、実際の燃料棒では、完全に密着しているとは考えられないので、この熱応力計算結果は実際よりは過大評価となろう。酸化ウラン燃料のように燃料被覆管の中に燃料を挿入し、隙間にヘリウムガス層をもたけるような構造ならば、燃料と被覆管とが自由な状態として計算する方が妥当であるかもしれない。しかし金属ウランにジルカロイ 2 をかぶせた燃料棒では相当拘束されるので一応密着と仮定し、また燃料棒内の発熱は I_0 分布をなし、燃料被覆の外には外圧 ϵ が作用するものとして計算を行った。このとき熱応力最大値は、燃料棒表面の軸方向応力として現われ、次式によつて与えられる。

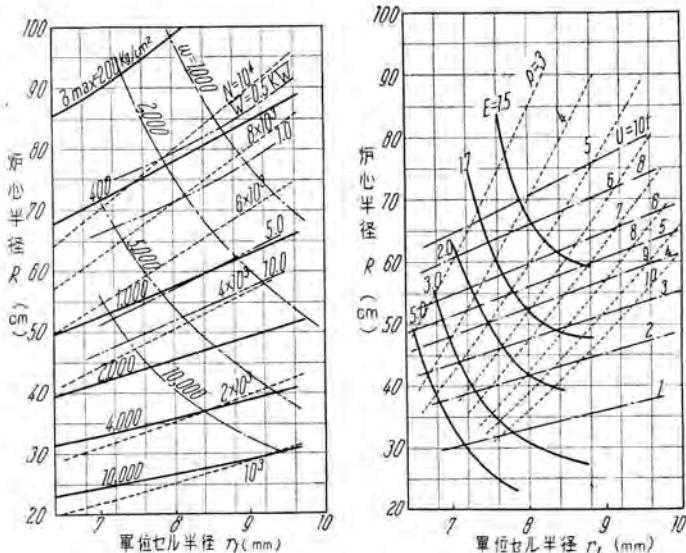
$$(\sigma_z)_{\max} = \frac{A_2}{r_2^2} + \frac{E_2 \alpha_2}{1-\mu} \frac{1}{2} \frac{\theta_s - \theta'_s}{\log r_2/r_0} \left(2 \log \frac{r_2}{r_0} + 1 \right) - \frac{E_2 \alpha_2 (\theta_s - \theta'_s)}{1-\mu} \quad \dots \dots \dots (33)$$

$$+ \frac{\frac{A_2}{r_2^2} \frac{E_1 r_2^2}{E_2 r_0^2} - p \left(\frac{E_1}{E_2} - 1 \right) + \frac{E_2 \alpha_2}{1-\mu} \frac{1}{2} (\theta_s - \theta'_s) \left(\frac{E_1}{E_2} - 1 \right)}{\frac{r_2^2}{r_0^2} - 1 + \frac{E_1}{E_2}}$$

ここに

$$\frac{A_2}{r_2^2} = \frac{\frac{E_1 \alpha_1}{1-\mu} \frac{1}{2} \left\{ (\theta_c - \theta_s) + 2(\theta_s - \theta'_s) \right\} - \frac{E_2 \alpha_2}{1-\mu} \frac{1}{2} (\theta_s - \theta'_s) \left\{ \frac{1-2\mu}{1-\mu} + \frac{E_1}{E_2} \left(\frac{1}{\log r_2/r_0} + \frac{1}{1-\mu} \right) \right\}}{\frac{1-2\mu}{1-\mu} \left(\frac{r_2^2}{r_0^2} - 1 \right) + \frac{E_1}{E_2} \left(\frac{r_2^2}{r_0^2} \frac{1}{1-\mu} + \frac{1-2\mu}{1-\mu} \right)} \quad \dots \dots \dots (34)$$

$$- p \frac{\frac{1-2\mu}{1-\mu} \left(\frac{E_1}{E_2} - 1 \right)}{\frac{1-2\mu}{1-\mu} \left(\frac{r_2^2}{r_0^2} - 1 \right) + \frac{E_1}{E_2} \left(\frac{r_2^2}{r_0^2} \frac{1}{1-\mu} + \frac{1-2\mu}{1-\mu} \right)}$$



9 図 棒状燃料を一様に配列した PWR の設計線図
燃料棒半径 $r_0 = 4 \text{ mm}$ の場合

Fig. 9. Design chart of PWR.

r_0, r_1 はそれぞれ燃料棒および燃料被覆の半径,
 E_1, E_2 はそれぞれ燃料棒および燃料被覆のヤング率,
 α_1, α_2 はそれぞれ燃料棒および燃料被覆の膨張係数,
 $\mu = \mu_1 = \mu_2$ は燃料棒および燃料被覆のボアソン比,
 θ_c は燃料棒の中心温度,
 θ_s は燃料棒の表面温度,
 θ'_s は燃料被覆の表面温度を表わす。

力、設計点の選定

炉心の設計点選定には、上述の核的および熱的条件を考慮しなければならない。9 図に燃料棒を一様に配列したときの炉心の設計点選定用線図の一例を示す。

これは燃料棒半径 $r_0 = 4 \text{ mm}$ のときのもので、これから単位セル半径 r_1 、炉心半径 R 、燃料棒総数 N 、最大熱応力 $(\sigma_z)_{\max}$ 、ポンプ仕事 W 、 μ 因子、濃縮度および燃料ウランの使用量などを読みとることができる。図において $E = \text{一定}$ の曲線は炉の過剰倍率 $k_{ex} = 0.175$ としたときの臨界半径を与えるものである。また μ 因子がわかれば 8 図から $\theta_c, \Delta T$ および θ_s も求められる。

10 図はクラスタ型の場合の設計点選定用線図の一例である。これから燃料棒半径、濃縮度、クラスタ半径 R_0 、クラスタ単位セル半径 R_1 、ポンプ仕事 W 、最大熱応力 $(\sigma_z)_{\max}$ および μ 因子を求めることができる。ただしこのポンプ仕事は炉心部分における冷却材の摩擦損失に打勝つために要するものだけである。これらの線図を用いて熱的設計条件を考えれば、炉心に採用しうる範囲をかなり狭く限定することができるから、つぎにこの部分について精密計算を行えばよい。

6. 炉心の総合設計

以上のような核設計と熱設計とを広範囲に行い、2, 3

10 MW 加圧水型発電用原子炉の設計・菅野・長沼・明石・小倉

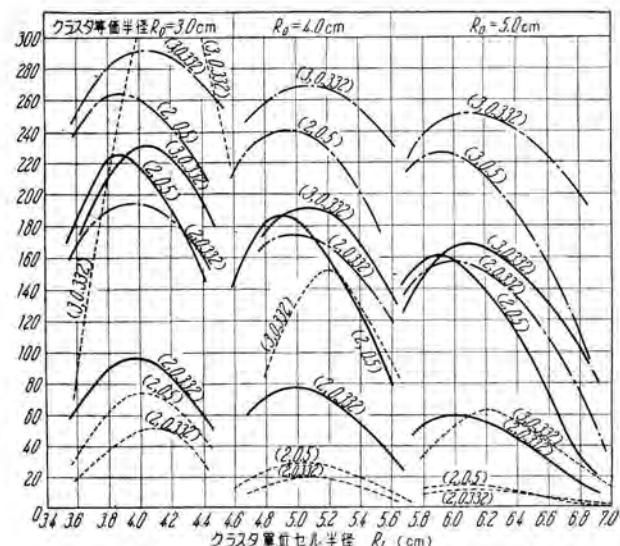
の炉心設計例を選び出したが、金属ウラン燃料棒を一様に配列した場合には、ウラン 235 の臨界量を少くすると熱条件が急に悪くなり妥協点の決定がむずかしかった。

3 表は金属ウランにジルカロイ 2 を被覆した燃料棒を一様に配列した場合の炉心選定表であり、4 表はクラスタ型に配列した場合の炉心選定表である。括弧内の値は炉心圧力 $105 \text{ kg/cm}^2 \text{ G}$ 、括弧外の値は $140 \text{ kg/cm}^2 \text{ G}$ に対するものである。バーンアップのための過剰倍率 k_{ex} の値は 6 ヶ月間運転に対するものである。

3 表と 4 表のいずれの場合も #6 を最適のものとして選定した。この 2 つを比較すると、クラスタ型の方がウラン 235 の使用量が少く、2 次側の蒸気温度が高くとれるのでクラスタ型炉心の #6 に近い条件で精密な設計を進め、結局 5 表に示すような要目の炉心を決定した。この場合炉心内の冷却水の流速を中央部と周辺部とで変え、冷却水の出口平均温度を上昇させるようにした。

つぎに金属ウランの代りに二酸化ウランを燃料として使用する炉心の利点に着目して、上述のクラスタ型炉心と同じ外形寸法の炉心を設計した。濃縮度を金属ウランの場合と比較してわずかに上げたウラン 235 を含む二酸化ウランの丸棒に、ジルカロイ 2 および不銹鋼の被覆をほどこした燃料棒を幾何学的に一様に配列した場合について、広範囲の設計計算を行った後に決定した炉心の要目を 6 表に示した。

この設計では炉心寸法をクラスタ型炉心に合わせるようにしただけなので、選定条件は最適なものとはなって



10 図 クラスタ状に燃料を配置した PWR の設計線図

Fig. 10. Design chart of OWR.

実線は $(\sigma_z)_{\max}$ 、破線は W 、鎖線は μ を表わす（）内の数字は順次、濃縮度 (%) および燃料棒半径 (cm) を示す。例 (2.0332) は 2% , 0.332 cm

---- ポンプ仕事 W (kW)
—— 最大熱応力 $(\sigma_z)_{\max}$ ($\text{kg/cm}^2 \times 10^{-1}$)
--- μ 因子 ($\times 10^2$)

熱出力 40 MW

3 表 設計点選定表(燃料棒一様配列の場合)

番号	1	2	3	4	5	6	7	8
ウラン棒半径 $r_0(\text{cm})$	0.40	0.40	0.40	0.40	0.50	0.50	0.50	0.60
燃料棒半径 $r_2(\text{cm})$	0.47	0.47	0.47	0.47	0.57	0.57	0.57	0.67
単位セル半径 $r_1(\text{cm})$	0.72	0.70	0.73	0.70	0.90	0.86	0.85	1.15
炉心半径 $R(\text{cm})$	52.2	46.5	47.8	42.2	57.8	51.1	57.0	60.0
炉心高さ $H(\text{cm})$	104.4	93.0	95.6	84.4	115.6	102.2	114.0	120.0
燃料棒総本数 N	5,257	4,413	4,287	3,685	4,125	3,531	4,497	2,722
ρ 因子	4	4	5	5	5	5	4	5
蒸気温度 $\theta_e(^{\circ}\text{C})$	250 (225)							
入口温度 $\theta_i(^{\circ}\text{C})$	266 (241)	266 (241)	267 (242)	267 (242)	267 (242)	267 (242)	266 (241)	267 (242)
最高出口温度 $\theta_t(^{\circ}\text{C})$	281.0	281.0	278.8	278.8	278.8	278.8	281.0	278.8
最大温度上昇 $\Delta T(^{\circ}\text{C})$	15.0	15.0	11.8	11.8	11.8	11.8	15.0	11.8
最高表面温度 $(\theta_s)_{\max}(^{\circ}\text{C})$	335 (314)							
圧力 $\rho(\text{kg}/\text{cm}^2 \text{G})$	140 (105)							
最大熱応力 $\sigma_{\max}(\text{kg}/\text{cm}^2)$	1,100	1,500	1,600	2,000	1,100	1,500	1,000	1,100
濃縮度 $E(^{\circ}\text{C})$	2.25	3.0	2.25	3.0	1.7	2.0	2.0	1.7
U 所要量 (t)	5.2	4.0	3.7	3.0	7.2	5.7	7.8	8.8
U^{235} 所要量 (kg)	117	120	83	89	122	114	156	150
Q/U^{235} (kW/kg)	342	333	482	449	328	351	256	267
初期転換比 ICR	—	—	0.598	0.655	—	0.664	—	—
平均中性子束密度 $\phi(n/\text{cm}^2 \text{sec}) \times 10^{-13}$	—	—	1.07	1.00	—	0.78	—	—
バーンアップ $k_{ex}(^{\circ}\text{C})$	—	—	1.6	1.8	—	0.8	—	—

熱出力 40 MW

4 表 設計点選定表(クラスタ棒の場合)

番号	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
ウラン棒半径 $r_0(\text{cm})$	0.33	0.33	0.40	1.40	1.50	0.50	0.33	0.33	0.33	0.33
燃料棒半径 $r_2(\text{cm})$	0.40	0.40	0.47	0.47	0.57	0.57	0.40	0.40	0.40	0.40
燃料棒単位セル半径 $r_1(\text{cm})$	0.52	0.52	—	—	0.76	0.76	0.52	0.52	0.52	0.52
クラスタ半径 $R_0(\text{cm})$	3.0	4.0	3.0	4.0	3.0	4.0	3.0	4.0	4.0	5.0
クラスタ単位セル半径 $R_1(\text{cm})$	4.0	5.1	4.0	5.1	4.2	5.1	3.6	4.8	5.7	6.3
炉心半径 $R(\text{cm})$	42.5	47.6	—	—	39.79	41.20	34.73	34.10	38.44	34.99
炉心高さ $H(\text{cm})$	91.5	100.8	—	—	86.4	89.1	77.1	75.9	84.0	77.6
燃料棒総本数 N	3,752	5,134	—	—	1,436	1,827	3,095	2,979	2,685	2,845
クラスタ数 n	111	85	—	—	90	66	94	51	46	31
クラスタ内の燃料棒数 N'	34	61	—	—	16	28	33	59	59	92
ρ 因子	1.96	1.72	—	—	2.46	2.36	2.49	2.56	2.21	2.47
蒸気温度 $\theta_e(^{\circ}\text{C})$	270 (255)	270 (255)	270 (255)	270 (255)	270 (255)	270 (255)	270 (255)	270 (255)	270 (255)	270 (255)
入口温度 $\theta_i(^{\circ}\text{C})$	285 (260)	285 (260)	—	—	286 (261)	285 (260)	286 (261)	286 (260)	285 (261)	286 (261)
最高出口温度 $\theta_t(^{\circ}\text{C})$	305 (280)	307 (282)	—	—	302 (277)	301.4 (276.4)	301.9 (276.9)	301.6 (276.6)	302.8 (277.8)	301.9 (276.9)
最大温度上昇 $\Delta T(^{\circ}\text{C})$	20.0	22.0	—	—	16.0	16.4	15.9	15.6	17.8	15.9
最高表面温度 $(\theta_s)_{\max}(^{\circ}\text{C})$	335 (314)	335 (314)	335 (314)	335 (314)	335 (314)	335 (314)	335 (314)	335 (314)	335 (314)	335 (314)
圧力 $\rho(\text{kg}/\text{cm}^2 \text{G})$	140 (105)	140 (105)	140 (105)	140 (105)	140 (105)	140 (105)	140 (105)	140 (105)	140 (105)	140 (105)
最大熱応力 $\sigma_{\max}(\text{kg}/\text{cm}^2)$	962	750	—	—	1,918	1,750	1,636	1,746	1,252	1,604
濃縮度 $E(^{\circ}\text{C})$	2.0	2.0	2.0	2.0	2.0	2.0	3.0	3.0	3.0	3.0
U 所要量 (t)	2.23	3.40	2.06	2.74	1.85	2.44	1.58	1.52	1.54	1.43
U^{235} の所要量 (kg)	44.5	68.0	41.2	54.8	37.0	48.8	49.5	45.5	46.2	43.0
Q/U^{235} (kW/kg)	899	588	971	729	1,081	820	842	879	870	930
初期転換比 ICR	0.519	0.546	0.514	0.535	0.452	0.508	0.565	0.538	0.558	0.448
平均中性子束密度 $\phi(n/\text{cm}^2 \text{sec}) \times 10^{-13}$	1.98	1.32	2.16	1.64	2.42	1.84	1.90	2.01	1.93	2.06
バーンアップ $k_{ex}(^{\circ}\text{C})$	3.2	1.9	3.5	2.6	4.4	3.0	2.8	3.0	3.5	3.4

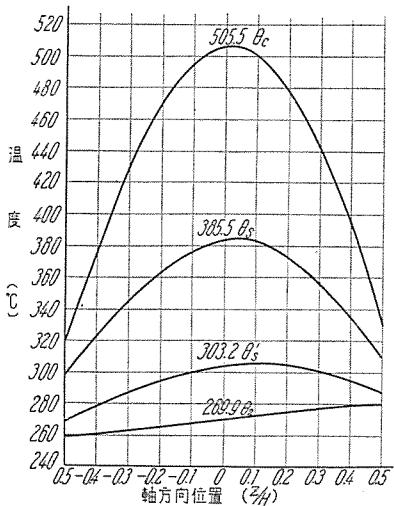
いない。したがって連続運転可能期間は、前にくらべて若干短くなっている。しかし炉心外形を合わせてあるから、金属ウランの放射線損傷が意外に大きいような場合には、炉心を交換し細部の変更だけで使用することがで

きる。11図にクラスタ型炉心の中央燃料棒の中心温度、被覆管内面温度、被覆管表面温度および冷却水平均温度の軸方向分布を示す。中心最高温度は金属ウランの変態点 665°C より約 160°C 低く問題がない。

被覆管表面温度の最高値が 303°C で 330°C よりかなり低くなっているが、これは熱水路係数を $F_1=F_2=1$ としたからで、 $F_1=1.25$, $F_2=1.69$ とすれば、これは 330°C となる。12 図に燃料棒内の熱応力分布を示す。点線は外圧零の場合、実線は $140 \text{ kg/cm}^2 G$ の場合であり、

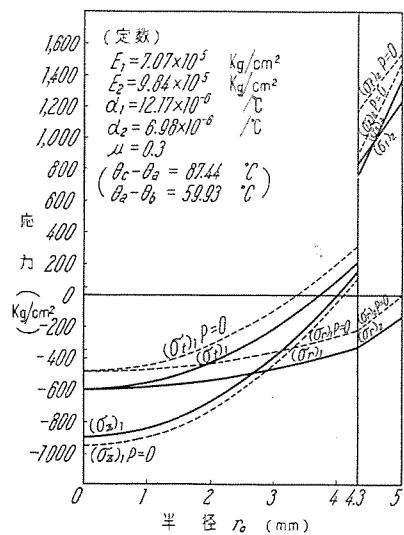
5 表 金属ウランクラスタ分離型炉心要目表

ウラン棒半径	$r_0(\text{cm})$	0.43
燃料材料	$r_2(\text{cm})$	2% 滲縮金属ウラン
燃料棒半径	$r_1(\text{cm})$	0.50
被覆管材料	$R'_0(\text{cm})$	ジルカロイ 2
燃料棒単位セル半径	$R_1(\text{cm})$	0.66
クラスタ外形	$R'_1(\text{cm})$	正六角筒
クラスタの一辺長	$R(\text{cm})$	4.41
クラスタ単位セルの等価半径	$H(\text{cm})$	5.20
クラスタ壁材料	$\delta(\text{cm})$	ジルカロイ 2
炉心 半径	N	43.5
炉心 高さ	N'	79.3
反射材節約	n	7.0
燃料棒総本数	$Q(\text{MW})$	2,590
クラスタ数	ϕ	70
クラスタ内の燃料棒数	$\theta_e(^{\circ}\text{C})$	37
熱出力	$(\theta'_1)_{1,\max}(^{\circ}\text{C})$	40
熱因子	$(\theta'_1)_{2,\max}(^{\circ}\text{C})$	1.81
蒸気温度	$\theta_0(^{\circ}\text{C})$	250
被覆材表面最高温度(内側)	$\theta_1(^{\circ}\text{C})$	330
被覆材表面最高温度(外側)	$(\Delta T)(^{\circ}\text{C})$	287.8
冷却材入口温度	$(\Delta T)_{\max}(^{\circ}\text{C})$	250.2
冷却材出口温度平均値	$\theta_2(^{\circ}\text{C})$	277.2
温度上昇平均値	$\theta_3(^{\circ}\text{C})$	17.0
中心燃料棒に対する温度上昇	$\theta_4(^{\circ}\text{C})$	19.5
レイノルズ数	R_e	3.46×10^5
熱伝達係数	$h(\text{cal/cm}^2 \text{ sec } ^{\circ}\text{C})$	1.11
平均熱流速	$\bar{F}(\text{cal/cm}^2 \text{ sec})$	14.82
最大熱流速	$(F)_{\max}(\text{cal/cm}^2 \text{ sec})$	39.61
出力密度(平均値)	$Q/V(\text{watt/cm}^3)$	84.6
冷却材流速(中央部)	$w_1(\text{m/sec})$	6.31
冷却材流速(周辺部)	$w_2(\text{m/sec})$	3.45
圧力損失(炉心部の摩擦損失のみ)	$\Delta p(\text{kg/cm}^2)$	0.553
冷却材流量	$G(\text{t/m})$	1700
最大熱応力	$(\sigma)_{\max}(\text{kg/cm}^2)$	1355
U 金属使用量	$W_U(\text{t})$	2,250
U^{235} 使用量	$W_{235}(\text{kg})$	45.0
Q/U^{235}	(kW/kg)	88.5
初期転換比	ICR	0.477
平均中性子線束密度	$\phi(\text{n/cm}^2 \cdot \text{sec})$	1.98×10^{13}
半年間連続運転のための過剰倍率	$k_{ex}(\%)$	4.1
炉心核定数(268.5°C における)	η	1.731
燃料内中性子倍率	f	0.883
熱中性子利用率	ρ	0.808
共鳴を逃れる確率	ϵ	1.091
高速中性子効果	k_{20}	1.348
無限倍率	$L^2 r(\text{cm}^2)$	55.65
減速面積	$L^2 s(\text{cm}^2)$	3.61
拡散面積		



11 図 クラスタ型炉心の中央燃料棒に対する軸方向温度分布

Fig. 11. Axial temperature distribution against central fuel rod.



12 図 金属ウラン・クラスタ型炉心の中
央燃料棒における半径方向の熱応力分布

Fig. 12. Distribution of thermal stress.

もっとも大きな熱応力は被覆管表面の軸方向の引張り応力として現われる。

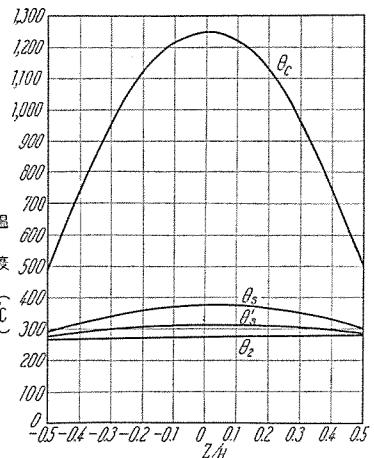
13 図は二酸化ウランの炉心の温度分布を示す。燃料棒中心温度の最高値は $1,250^{\circ}\text{C}$ で制限温度の $2,000^{\circ}\text{C}$ には十分余裕がある。この場合もクラスタ型と同じように被覆管表面温度が制限値となっている。

7. パーンアップおよび制御棒

炉の連続運転期間は、あらかじめそのための過剰倍率を含めて設計しておけば長期にわたることが可能なわけであるが、実際にはシム制御棒で押えうる過剰倍率に限界があるので過剰倍率の全量として 20% を見込んだ。

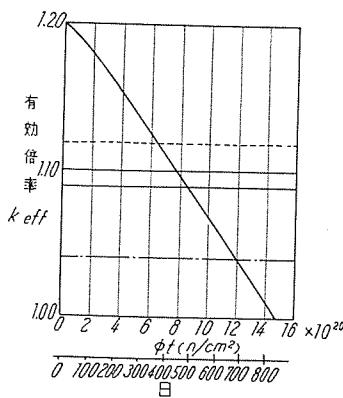
6 表 二酸化ウラン燃料を使用した非分離型炉心要目表

二酸化ウラン棒半径	$r_0(\text{cm})$	0.40
燃料材料	$r_2(\text{cm})$	2.5% 滲縮 UO_2
燃料棒半径	$r_1(\text{cm})$	0.47
被覆管材料	$R'_0(\text{cm})$	ジルクロイ 2
燃料棒単位セル半径	$R_1(\text{cm})$	0.75
燃料群の形	(cm)	正方形
燃料群一辺の長さ	$R(\text{cm})$	7.96
炉心半径	$H(\text{cm})$	43.66
炉心高さ	N	79.5
燃料棒総本数	N'	3,456
燃料群数	n	96
燃料群中の燃料棒数	$Q(\text{MW})$	36
熱出力	$\theta_e(^{\circ}\text{C})$	40
蒸気温度	$(\theta'_1)_{\max}(^{\circ}\text{C})$	250
最高表面温度	$\theta_0(^{\circ}\text{C})$	330
冷却材入口温度	$\theta_1(^{\circ}\text{C})$	267.7
冷却材出口温度平均	$\theta_2(^{\circ}\text{C})$	276.5
温度上昇平均値	$\Delta T(^{\circ}\text{C})$	8.8
中心燃料棒に対する温度上昇	$Q/V(\text{watt/cm}^3)$	84.1
レイノルズ数	$w(\text{m/sec})$	5.83
平均熱流速	$W_{TO_2}(\text{t})$	1,322
最大熱流速	$W_{235}(\text{kg})$	29.1
冷却材流速(中央部)	(kW/kg)	1,370
冷却材流速(周辺部)	ICR	0.450
圧力損失(炉心部の摩擦損失のみ)	$\phi(\text{n/cm}^2 \text{ sec})$	3.06×10^{13}
冷却材流量	$k_{ex}(\%)$	6.8
最大熱応力	η	1.792
U 金属使用量	f	0.900
U^{235} 使用量	ρ	0.846
Q/U ²³⁵	ϵ	1.010
初期転換比	k_{20}	1.417
平均中性子束密度	$L^2 r(\text{cm}^2)$	73.58
半年間連続運転のための過剰倍率	$L^2 s(\text{cm}^2)$	3.01
炉心核定数(272.5°C における)		
燃料内中性子倍率		
熱中性子利用率		
共鳴を逃れる確率		
高速中性子効果		
無限倍率		
減速面積		
拡散面積		



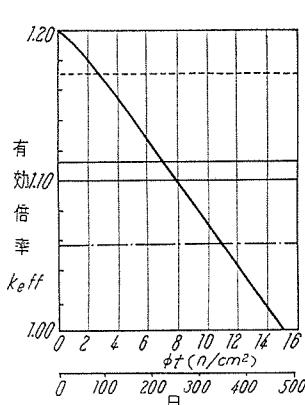
13 図 二酸化ウラン燃料の中央燃料棒の温度分布

Fig. 13. Temperature distribution of central fuel rod.



14 図 金属ウラン燃料を使用したクラスタ型炉心のバーンアップ
Fig. 14. Burn-up of cruster type reactor core using metal uranium.

..... X_e の過渡蓄積毒作用効果を考慮した場合
——定燃運転における $X_e + S_m$ の毒作用効果と温度効果
---温度効果形



15 図 二酸化ウラン燃料を使用した炉心のバーンアップ
Fig. 15. Burn-up of reactor core using UO₂.

..... X_e の過渡蓄積毒作用効果を考慮した場合
——定燃運転における $X_e + S_m$ の毒作用効果と温度効果
---温度効果形

前章で決定した 2 つの炉心の運転時間に伴う有効倍率 k_{eff} の変化をそれぞれ 14, 15 図に示した。再起動に際して Xe の蓄積効果を乗り越えるために必要な過剰倍率を最後まで残しておかなければならぬとすると、金属ウラン燃料のクラスタ型の炉心では、1 箇年、二酸化ウラン燃料を使用した炉心では約 100 日の連続運転しかできない。しかし実際には運転の最終期間においては Xe の蓄積効果を乗り越えるだけの過剰倍率を残す必要はないであろうから、その分の過剰倍率も燃焼に使えるとすると、前者の連続運転期間は約 460 日、後者は約 320 日となる。金属ウランの場合は、過剰倍率よりもむしろ金属ウランの金属学的原因による変形の方が連続運転期間を決める要素になるので、照射率 3,000 MWD/t までは使えるとし、二酸化ウランの場合は 6,000 MWD/t まで使えるとして 7 表のような運転内容とした。

一方これだけ大きな過剰倍率を抑えるには、細い制御棒を用いるとすれば相当多数のものを必要とするが、これらの棒の上部が耐圧容器の上部を貫くことを考えると耐圧容器の強度を保つためにその数をあまり多くすることはできない。また燃料格子が密であるため、太い丸棒は入れられず、結局板状の制御棒を使用した。

シム安全棒は炉心半径と等しい幅の板状として金属ウランのクラスタ型の炉心の場合には 3 枚を、二酸化ウランの一様配列型の炉心の場合には 4 枚を使用した。いず

れもシム棒と安全棒は共用とし、その有効反応度はクラスタ型炉心の場合、20.6%，二酸化ウランを使用した炉心の場合には 23.9% である。調整棒も丸棒の代りに板状のものを入れることとし、クラスタ型の場合には格子配列を正六角形配列にしたため 3 枚羽をもつ棒を入れ、二酸化ウラン一様配列型では格子配列を正方形としたため、4 枚羽（十字形）をもつ棒を使用した。本数はそれぞれ 3 本と 2 本で、この全行程の有効反応度を 1 本当り、 3.3×10^{-3} とし、反応度の変化の割合を中央部で $5.6 \times 10^{-5} \Delta \rho / \text{cm}$ とした。

板状制御棒に関する計算は一応等価の丸棒の寸法に換算して全体の効果としては丸棒が炉心にはいった場合の 2 組近似の計算方法を使った。シム安全板の場合は半径方向の幾何学的バックリングを等分された 1 つの部分について計算し、それに高さ方向のバックリングを加えたものを炉心のバックリングと考えて k_{eff} の変化を求めた。

材料については何種類かを考えてみたが、中性子吸収および耐食性、機械的強度の見地からハフニウムを選んだ。しかし今後の腐食試験等の結果によっては、硼素鋼、またはカドミウム板を不銹鋼で挟んだもの、コバルトの合金など、比較的安価な材料で設計できるようになるであろう。計画変更にあたっても構造上、材料の取り換えは容易である。

制御棒の本数は耐圧容器の強度を考慮して少くしているが、これは普通のボイラの設計規準に基いて考えたためである。

8. む す び

われわれが昨年 1 年間にわたって行ってきた 10 MW 発電用原子炉の設計の概要について述べてきたが、この設計研究によって、PWR 型原子力発電所の今後検討を要する問題点や設計上の要点を知ることができたことは大きな収穫であると考えている。

この設計研究の後に入手した各種の文献や、ヤンキー・アトミックの PWR 型原子炉に関する Westinghouse 社の仕様書によると、われわれの設計方針と異なる点が 2,3 ある。熱設計において、炉心の中で部分的な表面沸騰を許していること、および炉を停止する際に硼素を含む溶液を用いることなどはその一例である。

しかし、ともかくこの 1 年間の設計研究によって得た知識を基にして、つぎの本格的な大形発電炉の研究の足がかりを作ることができたと考えている。われわれの今後の仕事は、できるだけ早く実験に着手して問題点を実際に解決してゆくことであろう。

擱筆するにあたり、この研究期間を通じて熱心に討論、ご協力を頂いた原子力発電研究委員会の関係者各位ならびに炉心以外の各部の設計研究を担当された研究所の方々のご協力とご指導に厚く感謝の意を表する次第である。

7 表 連続運転期間と MWD/t (100% 負荷)

	金属ウラン (クラスタ型)	二酸化ウラン (一様配列型)
過剰倍率から決めた連続運転期間	462 日	229 日
過剰倍率から決めた MWD/t	8210	7856
半年間連続運転のときの MWD/t	3244	6267
燃料材料の変形によって決まる使用可能平均 MWD/t	3000	6000
燃料材料の対応する日数	169	175

CP-5 型原子炉の制御と計測

伊丹製作所 岸田公治*

Control and Instrumentation of the Type CP-5 Research Reactor

Itami Works Koji KISHIDA

The type CP-5 research reactor is now under contemplation as a nuclear reactor No. 2 in Japan, involving a number of problems on general characteristics—especially on control and instrumentation. This is a heterogeneous nuclear reactor using enriched uranium with heavy water as a moderator and is a highly efficient research reactor. It has various excellent characteristics, good control and high stability, but it needs varied considerations to its control system on account of restraining the fluctuation of neutron flux density to the minimum for the purpose of research unit. The safety is another problem of importance which requires careful attention in the design of systems.

1. まえがき

東海村にはすでにウォータボイラ型原子炉がすえつけを完了し、わが国にもいよいよ人類にとっての第3の火がともされた。そして一方これに引き続き本格的な研究用原子炉として、現在 CP-5 型原子炉の建設設計画が着々として進められている。

この原子炉は、米国 AMF 社の設計によるものであるが、その製作の大部分は三菱原子動力委員会によって行われる。そして三菱電機は主として実験設備、制御装置および冷却系の一部など機能部分の製作を担当しているので、ここにこの CP-5 型原子炉を中心に原子炉制御の問題、計測装置およびその他の主要部分について概要を記す。

原子炉を安定に運転し、所定の出力レベルに保つことはきわめて重要なことであるが、必ずしも容易なことではない。一般の内燃機関や蒸気機関も、もちろん適当な制御系統を必要とするものであるが、とくに原子炉においては強烈な放射性物質の存在によって、きわめて信頼度の高い制御が必要であると同時に、核反応という今までの熱機関においては考えられなかつたような、きわめて短時間にいちじるしい変化を生じる物理現象を取り扱っているので、制御系統はある意味で独特なものとなる。

CP-5 型のような研究用原子炉は動力炉のように負荷の変動による影響をあまり考える必要がないが、一方その目的が中性子の利用ということにあるので、種々の外乱に対しても中性子束の変動を極度に小さく保つように制御を行わなければならない。たとえば、動力炉におい

てはしばしば不連続制御が採用されているが、研究用原子炉の場合はできるだけオフセットの少ない連続制御方式を採用しなければならない。

原子炉の制御系統の設計にさいしては、原子炉の伝達函数、その他系統各部の伝達函数を算定してアナコムなどを利用し、過渡応答や周波数応答を求めてその制御系統の特性や安定度の判別を行う。このような問題の定量的な検討にさいしてはもちろん原子炉物理の基礎理論が必要であるが、本稿においてはそのような記述は省略し、定性的な結論のみを記すにとどめる。

2. CP-5 型原子炉の概要

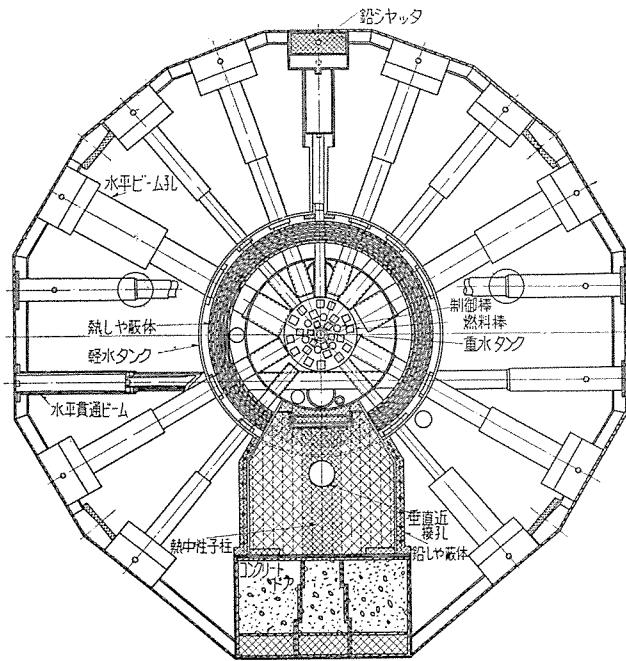
ア. 重水減速非均質炉

CP-5 型原子炉の原型は、米国アルゴンヌ国立研究所が5番目に作った研究用原子炉で、重水を減速材および冷却材として使用し、燃料には板状濃縮ウランを使用している。この原子炉は、今まで各国で製作された各種の研究用原子炉の中でもっともすぐれた性能を持つものとされており、中性子束密度も高く種々の本格的な実験に使用することが可能で、アイソトープの生産にも適している。また制御も容易で安全性の点からもすぐれており研究用原子炉としてはまったく理想的な特性を持つものであるといえよう。

アルゴンヌにある原型と、今回建設を予定されているものとはもちろん仕様は大幅に異なっており、次節に示すように、たとえば出力は 10 倍に増加されているので、その構造や方式にもかなりの差異が認められるが原理的にはまったく同一のものである。

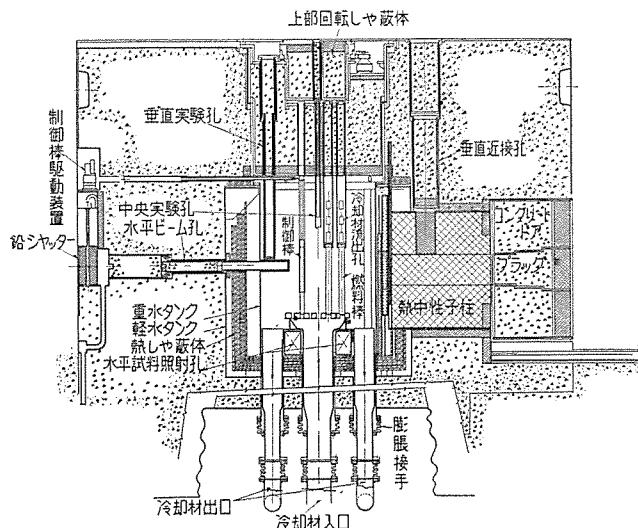
すなわち重水を減速材とすることによって、 ρ (共鳴

* 技術部



1 図 炉本体水平断面図

Fig. 1. Horizontal section of reactor body.



2 図 炉本体垂直断面図

Fig. 2. Vertical section of reactor body.

を逃れる確率) や, f (熱中性子利用率) が大きくなるから, 軽水や黒鉛などで減速した場合よりも臨界の大きさが小さくなり燃料も少くてすむ。また, ウォータボイラ型原子炉のように, 燃料と減速材とを一様に混ぜた均質型の原子炉にくらべて, 燃料と減速材とを格子状に配列した非均質型原子炉においては pf の積を大きくすることができるので, これもまた臨界量を少くすることに寄与するものであり, 換言すれば超過反応度に余裕を持つことができて, 炉心に中性子の取出口や照射管を突込む空間が十分に取れることになる。

また, 重水を用いた場合は中性子の平均寿命が長く, 約 10^{-3} sec で軽水の場合にくらべて 10 倍以上であり, か

つ重水は γ 線によって遅発の光中性子を発生するので原子炉の動特性が安定となり, 運転はきわめて容易となる。その他ウォータボイラや HRE のような均質炉においては, 分裂破片が直接減速材の分子と衝突し, これを分解させるが, 非均質型においてはウランの分裂破片の運動エネルギーの大部分は燃料棒内において失われるから重水の分解はいちじるしく軽減される。以上が重水減速非均質炉の一般的特色である。

1 図および 2 図にこの原子炉の構造概略が示されている。

イ. 仕様概略

今回建設を予定されている CP-5 型原子炉の仕様を要約するとつきのようになる。

(1) 主要材料

燃料	20% 濃縮ウラン (アルミニウム合金)
燃料被覆材	アルミニウム (厚さ 0.015 in)
燃料棒	19 枚の燃料板を 3 in 四角のアルミの角管におさめたもの 24 本
減速材	重水
反射材	重水
冷却材	重水
重水所要量	7.5 t
構造材料	アルミニウム合金と鋼鉄
重水面雰囲気	ヘリウム
遮蔽材	ボラル, 鉛, 高密度コンクリート

(2) 炉心

等価寸法	直径 $2\frac{1}{2}$ ft, 高さ 2 ft
格子配列	3 つの同心円上に配列
反射壁厚さ	側面および底面 $1\frac{1}{2}$ ft D ₂ O 上面 $2\frac{1}{2}$ ft D ₂ O
運転時臨界質量	U ²³⁵ ; 6.8 lb
始動時臨界質量	U ²³⁵ ; 5.3 lb
平均消耗率	0.46 oz/day
バーンアップ	約 20%
平均周期	約 2 カ月
初期増倍率	1.816

(3) 定格

熱出力	10,000 kW
熱流束	120,000 BTU/ft ² /h
平均出力密度	2,070 kW/lb
冷却材入口温度	112°F
冷却材出口温度	124°F
冷却材流量	5,000 g/min
中性子束密度	$1.2 \times 10^{14} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{sec}$

(4) 制御棒

シム安全棒	直径 2 in, 長さ 26 in のアルミニウムをかぶせたカドミウム棒 5 本
微調整棒	外径 2 in, 厚さ $\frac{1}{8}$ in のステンレスチール管 1 本
(5) 実験設備	
熱中性子柱	縦 5 ft, 横 5 ft, 深さ 4 ft 4 in で, 16 in の軸方向実験孔と, 10 in 径の垂直近接孔を有している。
水平ビーム孔	4 in 径 4 本 6 in 径 3 本 $7\frac{1}{2}$ in 径 2 本 11 in 径 2 本
水平貫通ビーム孔	6 in 径 2 本
水平試料照射孔	8 in \times 12 in 2 本
空気伝送管	1 in 径 2 本 2 in 径 2 本
垂直実験孔	4 in 径 8 本
中央実験孔	4 in 径 1 本

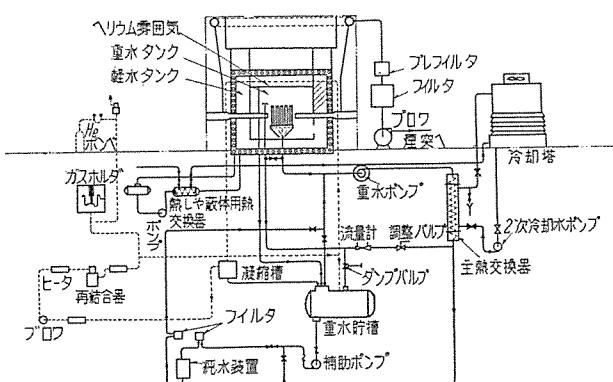
ウ. 冷却系

冷却方式は、減速材を兼ねた重水をメカニカルシール型の遠心ポンプによってアルミニウム合金製の熱交換器に送り込み、ここで熱は 2 次系の軽水に伝達される。軽水は熱交換器によってあたえられた熱を冷却塔において放散し、2 次の冷却ループを形成している。

冷却系の熱除去能力は、 34×10^6 BTU/h で、重水流量は前記のように 5,000 g/min、所要ポンプ出力は 2 台で約 100 HP である。

炉心タンク、重水貯槽などにある重水面には、すべてヘリウムガスをじゅんかんさせて 10 psig の圧力を保ち、空気の侵入による重水の汚染を防止するとともに、重水の分解ガスを再結合器に導くようにはかられている。

また重水系はバイパスループを持っており、これにはフィルタやイオン交換樹脂塔が含まれていて、重水中に生ずる不純物をつねに浄化するようになっている。



3 図 冷却系統説明図

Fig. 3. Schematic diagram of cooling system.

停電時、ポンプの故障時などにはもちろん、ただちにスクラムとなって炉は停止されるが、崩壊熱 (decay heat) による発生熱量を除去するため、炉心の下部にある自動バルブが開いて自然対流による冷却ループが形成されるようになっている。しかしこれだけでは数 10 分の後に炉心内部が沸騰を生ずるに至るおそれがあるので、それまでに補助ポンプを起動させなければならない。

また地震などによって万一が一、炉心タンク内の重水がもれ出てしまったような場合には、ただちに緊急用の軽水貯槽から燃料棒に注水が行われるようになっていて、燃料の溶融を防止する。

3 図は冷却系主要部分の説明図である。

エ. 制御系

原子炉を一定出力レベルで運転するためには実効増倍率をほぼ 1 に保たなければならぬ。そこでその反応系からの中性子のもれを調節するか、あるいは吸収量を調整することによってこれを行うわけであるが、普通熱中性子炉においてはよく知られているように制御棒を利用する。しかしたとえばカナダの NRX においては重水レベルを上下させることによって反応度の粗調整を行っておりさらに将来はこれによって微調整をも行う計画であるといふ。

重水を減速材に使用した原子炉は前述したように理論上も比較的安全度が高く、制御が容易であることが予想されるが、事実アルゴンヌの CP-5 型においてもこのことが実証されている。

この型の炉の制御手段としてはつきの 4 種がある。

- (1) 5 本のシム安全棒の操作
- (2) 1 本の微調整棒の操作
- (3) 炉心タンク内の重水レベルを低下させる方法
- (4) 減速材冷却温度を低下させる方法

通常の運転においては (1) および (2) が使用され、(3) および (4) は特別な場合に補助手段として使用されるものである。

実効増倍率 k は燃料の損耗、炉心部の温度上昇による負の温度係数の影響および、分裂生成物の毒作用などによって次第に減少して行く。(1) のシム安全棒はこれらの影響を補償するのが 1 つの目的であり、また起動時、出力レベルを変化させるととき、あるいは緊急の場合などに反応度を大きく変化させるもので、この棒を上下させる駆動装置は、途中に磁気クラッチを介して接続するようになっており、なんらかの危険状態を生じた場合は、励磁が解かれシム棒が落下しただちに反応を停止せしめる。(2) の微調整棒は一定出力レベルで運転する場合に、サーボ装置に接続されて炉の自動制御を行うもので敏速な応動性を有し磁気クラッチは使用されていない。そしてシム棒は全部で 20% の Δk (反応度) に相当する等価反応度を有しており、調整棒は 0.6% Δk である。

(3) の方法は炉心上部にあって反射材の役目をしている重水を、重水貯槽に排出させて緊急時に反応度低下を

はかるものであり、このために遠方操作のダンプバルブが設けられている。

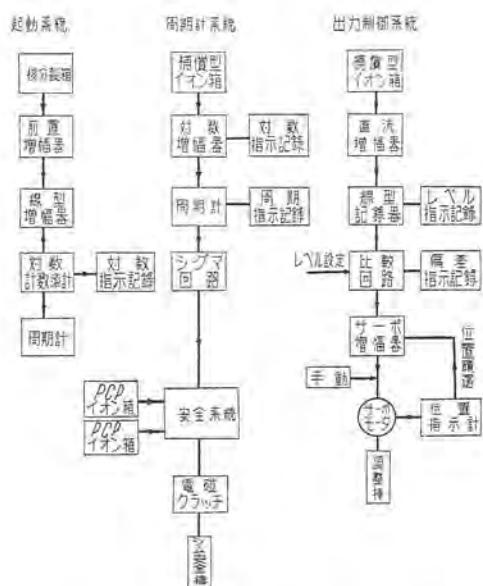
(4) はたとえば原子炉の停止後、11時間経過した頃に分裂生成物中の Xe^{135} の蓄積量が最大となって、実効増倍率がいちじるしく減殺され、再起動が困難となるから、このような場合に重水温度を低下させるような方法をこうじれば反応度の温度係数が負であるから反応度は上昇し、起動を可能にするものである。

3. 計測制御系

ア. 中性子計測系統

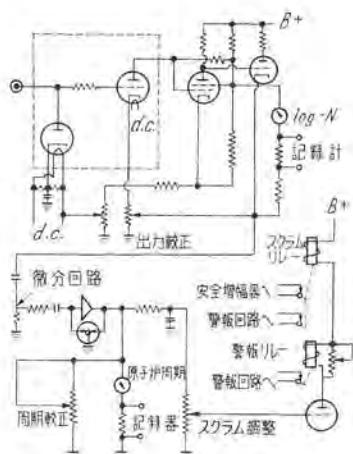
原子炉を安全に起動し、安定に運転を行うためには、今までなくその原子炉の状態を正確に把握し、監視していかなければならない。たとえば主要部分の温度、冷却材流量、中性子束、出力および原子炉周期などの測定であるが、わけても中性子束の測定はただちに炉のその瞬間ににおける出力をあらわすものであるからきわめて重要なものである。ところがよく知られているように、この中性子束は原子炉の運転にさいして、 10^{13} ないし 10^{14} 程度の広範囲にわたって変化するため、1つの計測装置をもつてすべての範囲を完全に測定することは不可能であり、起動から全出力運転にいたるまでそれぞれの領域において、適当な測定器をつぎつぎと使用していく必要がある。

CP-5型原子炉の中性子計測および制御系統の構成は図4のようになっている。すなわちこれを大別すれば起動系統、原子炉周期計系統、出力運転時自動制御系統および安全系統である。そしてこれらはたがいに緊密な連携を保ちながら原子炉の運転を維持する。もちろんこのほかに原子炉の入口、出口温度の測定、燃料要素の破



4 図 計測制御系統ブロック線図

Fig. 4. Block diagram of the instrumentation and control system.



5 図 対数増幅器と原子炉周期計回路

Fig. 5. Circuit of Log-N and period amplifier.

壞検知、重水のろうえい検知および各所の放射線モニタリングのための系統などがある。

今回建設予定の CP-5 型においては、起動系統は仕様中に含まれておらず、最初のすえつけ完了時の起動にさいしてのみ、核分裂箱の起動系を使用することになっている。もちろん原子炉を運転状態から停止した場合、重水素の (γ, n) 反応によって出力レベルはある値を維持するが、停止時間が長ければこの反応は減衰し、イオン箱と対数増幅器による測定範囲以下になると測定の信頼性がなくなるから制御棒を引き上げることは許されず、したがってどうしても核分裂箱あるいは BF₃ 計数管による起動系を準備しておく必要があると思われる。

イ. 計測装置

正規の運転状態においては 4 本の測定孔 (instrument tube) の中に配置されたイオン箱によって中性子束の測定が行われる。2 つの PCP 型イオン箱からの信号が安全系統の増幅器にはいり、中性子束レベルが設定値以上になると、安全棒の磁気クラッチ励磁電流が遮断されて、棒は炉心内に急速に落下する。安全系統についてはあとに節をあらためてさらにくわしく述べる。

原子炉周期計系統には γ 線補償型イオン箱 (CIC) を使用し、その出力は対数増幅器 (log N amplifier) によって対数目盛で指示され記録される。そしてまたこの対数増幅器からの出力は微分されて原子炉周期を示す信号となり、炉周期計 (period amplifier) に指示されると同時に安全系統へ連携されている。対数増幅器と原子炉周期計は、起動系統を使用しない再起動の場合にとくに重要であって、回路構成は 5 図に示すようなものである。すなわち対数特性の 2 極管出力を負饋還をほどこし、カソードフォロアとした次段の 3 極管に入れて、精度と安定度の向上をはかっており、また周期計部分は微分回路を通じてからバイブレータによって 60 c/s の交流に変換してから増幅を行い、零点の移動をおさえていく。周期計は $-30 \text{ sec} \rightarrow \infty \rightarrow +3 \text{ sec}$ に目盛られており、周期が 30 sec 以上にならうとすれば、制御棒をインタロックして周期がこれ以上短くならないようにし、

もし 3 sec 以下になった場合は安全増幅器 (safety amplifier) に信号を送ってスクラムが行われるようになっている。また対数増幅器の出力は対数記録計 (log N recorder) へ導かれる。

対数記録計は 0.0001% から 300% までの広範囲の記録が可能で、出力レベルが 0.0002% 以下になったときは起動ができないように、10% に達した場合は操作者に警告を発するように、また 110% に達した場合はスクラムを行うようになっている。

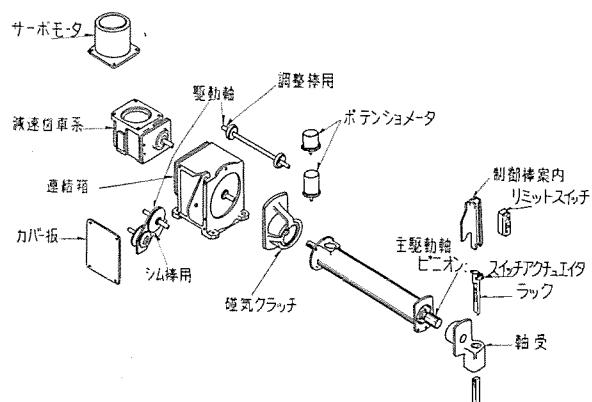
出力制御系統にもやはり補償型イオン箱を使用する。この出力は直流増幅器を経て線型記録器 (linear recorder) にはいり、出力を記録すると同時に設定値との偏差に応じて、調整棒駆動用サーボモータに信号を送る。

目標値すなわち出力レベルの設定は制御盤上の出力設定ダイアルによって行い、この値と測定値との差が 5% 以内の場合にのみ自動制御が行われる。この偏差はサーボ偏差メータ (servo deviation meter) によって指示される。

放射線のモニタリングに対しては 5 個の検知器が準備されており、中性子束の強さ、 β 線、 γ 線のレベルを監視するようになっている。このうち 4 個は実験を行う場所の近辺に配置され、このうちのいずれの 1 つでも許容線量を越えることがあると炉は停止される。残りの 1 個は煙突内に置かれていて、これが許容線量をこえると煙突への排気ファンが停止される。いずれも指示メータは 0.01~10 mr/h の範囲に較正されている。

原子炉の熱出力を直接測定するものとして、温度差記録計 (delta-T recorder) が使用される。これは冷却材の入口および出口に高感度の抵抗型温度計 (resistance thermometer bulb) をおいて、この温度差を測定するもので、範囲は 0~20°F である。流速のある一定値に対してこれは炉の熱出力に比例するものであって、この場合も全出力の 110% に達すると炉の停止が行われるようになっている。また冷却材の出口には別に温度計が設けられていて、その測定範囲は 50~150°F である。

制御盤の中にはこのほか停電時に中性子束密度を指示させるための補助回路、制御系の重要な部分に給電するた



6 図 制御棒駆動装置

Fig. 6. Control rods driving mechanisms.

めの定電圧装置などが含まれている。

ウ. 制御棒駆動装置

制御棒の駆動装置はコンクリートの側面遮蔽内に設けられていて、そこから水平方向に駆動軸が出ており、重水タンクの上部を通り、炉心上部においてラックピニオン機構によって制御棒を上下させるようになっている。この構造の概略が 6 図に示されている。駆動用の電動機は 7 W の 2 相モータで、駆動軸は重水タンクを貫通するから、内部のヘリウムガスがもれ出ないように適当にシールされた構造になっている。垂直軸の全ストロークは 28 in で、一番引上げられた状態において制御棒の下端が炉心の上面より 2 in 以上は上らず、またこの状態で軸の上端が上部回転遮蔽の下面に当らないようになっているわけであるが、必要に応じて駆動機構は垂直および水平方向に取除くことができるようになっている。垂直軸は径 4 in のアルミ管の中を通っており、これが案内になっているが、スクラムのときに制御棒の落下を妨害したり、あるいは重水の対流をさまたげたりすることはない。

シム棒は前に述べたように磁気クラッチにより連結されており、安全棒を兼ねている。そして緊急時において電流が遮断されると 40 m/sec 以内に落下する。

シム棒の引上速度は 2.5~2.66 in/min であり、したがって全ストロークを引上げるのに要する時間は約 10.5 min である。シム棒にはつねにその位置を指示するために粗指示計 (coarse position transmitter)、および精密指示計 (fine position transmitter) 用の 2 つのポテンショメータがそれぞれの棒に連結されていて、粗指示の方はつねに 5 個のメータ上にその位置が指示されるようになっている。精密指示の方は指示用のメータは、5 本のシム棒と 1 本の調整棒に共用されるようになっていて、制御盤上の切換えスイッチにより 6 本の制御棒のいずれかの 1 本に対して、その位置を精密によみ取ることができる。

それぞれのシム棒にはこのほか 3 つの指示ランプ用のリミットスイッチがついている。このうちの 2 つはシム棒の上限および下限を示すもので、棒がいっぱいに押込まれたり、引抜きうる限界に達したときには、ランプがついて操作者に警告をあたえる。他の 1 つは磁気クラッチが動作しているか、はなれているかを示すものである。

つぎに調整棒の方は精密指示用のポテンショメータとサーボ増幅器に対する位置饋還用のポテンショメータを備えている。精密指示用のポテンショメータにはデジタル型の比率計 (digital ratiometer) が接続されていて、測定の精度は ± 1 digit すなわち 0.01% である。調整棒にもこのほか 4 つの指示ランプ用のリミットスイッチがついていて “UP”, “DOWN”, “NEAR TOP” および “NEAR BOTTOM” を指示するようになっている。なお調整棒位置指示に対する反復時の誤差は、最大 0.1% でこれはほぼ $10^{-5} \Delta k$ に相当する。シム棒の場合

のこの値はほぼ $10^{-4} \Delta k$ である。またシム棒の粗指示系の誤差は 10% 以内である。なお調整棒の速度は 12 in/min とされており、これはほぼ $4.3 \times 10^{-5} \Delta k/\text{sec}$ に相当するが、この値は自動制御運転時に対して少し小さ過ぎるのではないかと思われる。

エ. 起動および自動制御

起動にさいしては、操作者はまず調整棒の位置を中央より少し上に合せておいて、シム棒を少しずつ引上げていく。そして原子炉周期が 30 sec に達すると、シム棒は自動的に引き上げられないようになる。そこでなお原子炉が臨界未満で周期が次第に増大していくれば、再びシム棒を引上げることを繰返す。このようにしてシム棒を静止させても周期が増加しないようになれば、原子炉は臨界に達したことになる。そこで操作者は調整棒を細かく調整して炉周期を一定に保ちながら、制御盤上のレインジ選定スイッチを適当に選定すれば、線型記録器に出力が記録される。一方出力設定ダイアルは希望する出力レベルに合わせてあり、したがって出力レベルがこれに近くなると（5% 以内の偏差に達したとき）サーボ切換えを許可するランプ（SERVO PERMIT LAMP）が点燈するから、操作者は自動制御運転に移行されればよい。

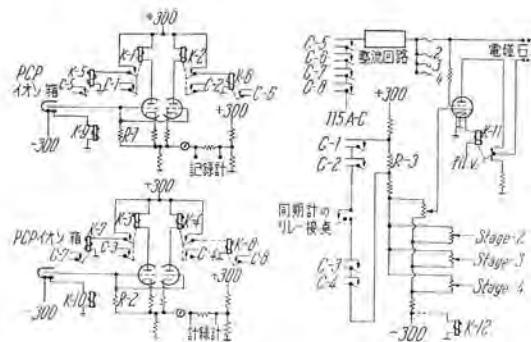
調整棒には前に述べたように 4 つのリミットスイッチがついており、ランプによって棒の位置が限界に近づいたことが示されると、操作者は手動によってシム棒を動かさなければならない。この操作をシミングといい調整棒が“NEAR BOTTOM”に達した場合はシム棒を挿入する方向に、“NEAR TOP”的場合は引上げる方向に動かすわけで、1 回に動かす時間は約 2 sec である。このようにしてつねに調整棒を中心近くに保つようとする。このさいシム棒の上下によって制御系がかく乱されるが調整棒の応動によって、出力レベルの誤差は 2% 以内におさまるようになっている。シミング動作による反応度の変化は計算上 $2.74 \times 10^{-4} \Delta k/\text{sec}$ となる。そして偏差はつねにメータに指示されるようになっており、もしこの値が、10% をこえるようなことがあると、ただちに自動制御は停止して警報が発せられる。

この出力調整用のサーボ系統は、速度飽和型で、微分動作および積分動作を付加した比例制御方式が採用されており、したがって十分安定度が高くかつ精度も良好であることが期待される。

また原子炉においては前に述べたように、負の温度係数、燃料の損耗および Xe^{135} の毒作用などの影響によって、臨界状態に保つための制御棒の位置はこれらを補償するように変更されなければならない。そこでリセット制御を付加する必要があり、普通引戻し率 0~100 rept/min の範囲に調整可能なよう、リセット回路が使用される。

オ. 安全系統

原子炉の緊急事態にさいしては、その種類および程度に応じてスクラムあるいは警報、表示ランプなどによる



7 図 安全增幅器回路図

Fig. 7. Circuit of safety amplifier.

警告が発せられる。制御盤上には“SCRAM”および“ALARM”と書かれた大きな表示ランプがあり、合計 24 個の保護回路があってそれぞれに“NORMAL”および“DANGER”と記された 2 個のランプがついている。そして警告の発せられたことを認めれば“ACKNOWLEDGE”のボタンを押すことによって警報は止り、大きな表示ランプは消えるが、それぞれの危険信号は故障の原因が取除かれなければ消え去らない。またそれぞれの回路はホーンジャックが挿入できるようになっていて、これが挿し込まれたときはその回路の機能はバイパスされてしまう。ただし安全增幅器のトリップによるスクラムと、手動スクラムは決してバイパスされない。

安全增幅器は、大略 7 図のような回路構成のものである。すなわち PCP イオン箱の電流が増加すると、3 極管のグリッドバイアスが深くなり、陽極電流がある設定値以下になるとリレー K-1 と K-2 (あるいは K-3 と K-4) がトリップして接点 C-1 と C-2 (あるいは C-3 と C-4) が開く。これらの接点はすべて直列に接続されさらに原子炉周期計からの接点も直列に含んで、抵抗 R-3 に並列に接続されている。正規の状態においては K-11 は励磁されているから、電磁石は 4 極管の陽極電流によって保持されている。

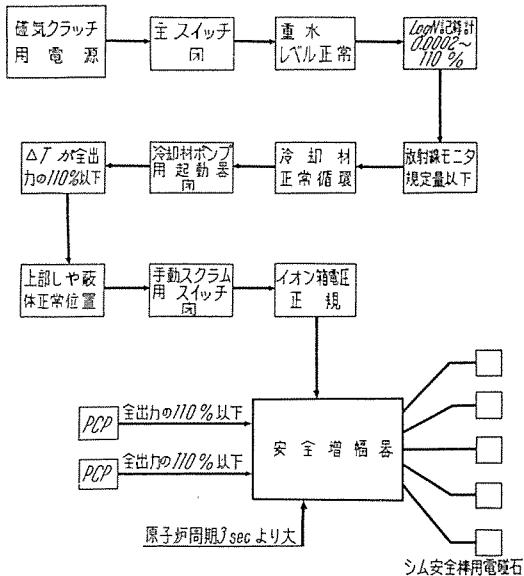
そこで R-3 を横切る接点のいずれかが開くと 4 極管のバイアスは急に深くなり、ただちにカットオフとなるので電磁石の励磁は解かれスクラムとなる。

K-9 および K-10 はイオン箱の電圧を監視するためのリレーであり、回路はすべて 2 重になっているし、また C-5~C-8 は電源に直列に接続されて C-1~C-4 のバックアップとなっている。そのほか 4 極管のヒータの監視 (K-11)、負電源の監視 (K-12) などのリレーがある、きわめて信頼度の高い設計となっているが、一方むやみに炉を停止させなくともするような考慮もはらわれている。

今回建設予定の CP-5 型においてはスクラムおよび警報は、つぎの場合に発せられることになっている。

(1) スクラム

a. 中性子束密度の異常上昇(安全增幅器による)



8 図 安全系統ブロック線図

Fig 8. Block diagram of safety system.

-バイパスなし
- b. 原子炉周期の低下； 3 sec (安全増幅器による).....バイパスなし
- c. 対数記録計の測定範囲を出たとき
- d. 放射線のモニタが規定量をこえたとき (全部で4回路)
- e. 煙突中の放射線モニタが規定量を越えたとき
- f. 手動スクラム.....バイパスなし
- g. 冷却材ポンプの電源消失時
- h. 冷却材の循環停止
- i. イオン箱の電源故障時
- j. 重水レベルの異常
- k. 上部回転遮蔽体が正規の位置にないとき
- (2) 警報 (ホーンの鳴るもの)
 - a. 重水のもれ
 - b. サーボの偏差が大きいとき
 - c. 出力レベルが 110% に達したとき (対数記録計からの信号)
 - d. 調整棒が “NEAR TOP” “NEAR BOTTOM” に達したとき
 - e. 制御電源の消失
- (3) 警報 (ランプが点燈するだけのもの)
 - a. 原子炉周期が 30 sec に下ったとき
 - b. 軽水浄化器出口の伝導度が上昇したとき
 - c. 重水浄化器出口の伝導度が上昇したとき

- d. 遮蔽冷却用水の温度が上昇したとき
- e. 緊急用バッテリの故障時

なお、安全棒の磁気クラッチの励磁電源には、8 図に示すようなインタロックがはいっていて、これらのすべての条件がととのわなければクラッチがはいらない。そしてこれらの条件の大部分がスクラムの条件と同一であることはいうまでもない。

4. む す び

CP-5 型原子炉の概要とその特性を簡単に紹介し、とくに制御と計測に重点をおいて説明した。ここに掲げた数値などはできるだけ新しい報告によるものを使用したが、今回建設予定の CP-5 型に関してはまだところどころに不明確な点もあり、さらに検討が加えられ、詳細設計の進行とともに変更される部分も少くないと思われる所以その点はご了承おき願いたい。

CP-5 型がわが国において運転を始め、新しい時代の貴重な資料を提供してくれる日の、1 日も早く来たらんことを切望している。

稿をおくにあたり、資料の蒐集にご協力を賜った技術部水野部長付、研究所明石技師その他の方々に深く謝意を表する次第である。

参 考 文 献

- (1) M. A. Schultz: Control of Nuclear Reactors and Power Plants. 1955 McGraw-Hill.
- (2) S. Glasstone and M. C. Edlund: The Elements of Nuclear Reactor Theory. 1952 van Nostrand.
- (3) W. H. Zinn: Design and Description of ANL Reactors. (CP-3, CP-3' and CP-5) Geneva Conf. 1955. Vol. 2. P/861.
- (4) U. S. A. E. C.: Research Reactors.
- (5) A. M. F.: Specifications for Ten Megawatt Heavy Water Research Reactor.
- (6) A. M. F.: Proposal for Research Reactor—Heavy Water Convertible Fuel Type.
- (7) R. Stephenson: Introduction to Nuclear Engineering. 1954 Mc Graw-Hill.
- (8) U. S. A. E. C.: Reactor Handbook: Engineering 1955 Mc Graw-Hill.
- (9) S. グラストン: 原子力ハンドブック 原子炉篇 (上, 下) 共立出版: 原子炉工学.
- (10) Nuclear Reactors, Product Engineering April 1956.
- (11) Honeywell catalogues, specification S 901-1, S 901-6. The New Safety Amplifier, Log N and Period Amplifier.

最 近 の 柱 上 変 圧 器 の 構 造

名古屋製作所 吉野敏夫*

Construction of the Latest Pole Transformers

Nagoya Works Toshio KINO

It is in the post war era when pole transformers in Japan underwent improvements in their construction. The products are provided with steel plate tanks instead of cast iron tanks, and employ stud type bushings. It is in conformity with trend in America. However, there are a number of changes in construction between the products of home and overseas. These points are discussed herein one after another. Change in the distribution voltage from 3 kV to 6 kV has made it necessary to design transformers used for both 6 and 3 kV, which accompanies a terminal block for complicated tap-changing.

1. まえがき

配電用変圧器のうち、主として柱上に装置される構造の小形変圧器を一般に柱上変圧器と呼んでいる。最近の電力技術上の発展は実にめざましいものであるが、配電線路の重要な機器の一つである柱上変圧器については、従来他の発電、変電関係の新しい技術導入、実施に比較して立ち遅れの感が強い。しかし戦後の欧米の現状が文献で紹介されたり、製品見本を輸入したり、また海外出張者による実際の視察、調査などによって関係者の認識を新たにしつつある。とくに柱上変圧器については米国の人々を対象として発展する傾向のようである。

当社の柱上変圧器の生産は、とくに戦災によって被害を受けた柱上変圧器の復興を通して國力の回復の一助に役立てたい念願から、これを契機として本格的な生産をはじめたのであるが、その構造については製作当初より従来の型を脱却して、鋼板製密封式タンクの採用、スタッド型ブッシングなど種々特長をもった新しい構造の変圧器を、わが国ではじめて市場に送り出したのである。その当時は長年にわたって見馴れた従来の柱上変圧器と構造を異にする新しい柱上変圧器については、その特長は認められながらも、使用経験のない点からくる不安と取扱いの異なることなどによって、支持を得るための努力は開拓者として並々ならぬものがあった。しかし幸いに一部進歩的な電力会社のご支持を得、種々有益な助言と厚意によって、現在では各電力会社はじめ一般需要家のご認識の上に発展の扉が開かれたことはまことに感謝にたえない。これを機会に、以下最近の柱上変圧器の構造上の問題について述べる。

2. 鋼板製タンクおよびカバー

従来わが国では、柱上変圧器のタンク、カバーといえば鋳鉄製ときまっているが、米国ではすでに30年も以前から鋼板製が採用されてきた。電力用変圧器では以前から鋼板製であるのになぜ柱上変圧器のみは鋳鉄製でなければならないであろうかと疑問がまずおきる。もちろん電力用変圧器のような大きなタンクを鋳物では困難であることはいうまでもないが、その理由としてあげられる大きな点は鋳の問題であろう。電力用変圧器では保守が比較的よく行われるが、柱上変圧器では一度装柱されると保守がしにくい、したがって長期間保守なしで放置されても鋳のこないことが重要である。鋳鉄は鋼板にくらべ生地のままでは鋳の進行が遅い。しかし発鋳の問題は表面処理、塗装技術の向上によって解決し、鋼板製が鋳鉄製によりまさる他の多くの点を生かして使用するようすべきである。

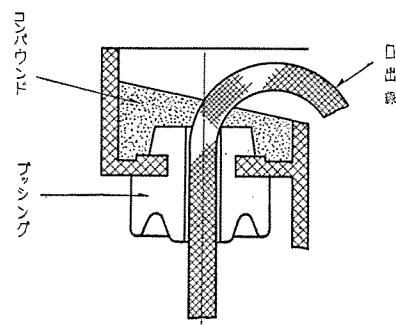
すなわち、鋼板製は鋳物製にくらべ、(1) 機械的强度強く、とくに衝撃力にたいし強靭である。鋳物製は剛性はあるが脆いのに反し、鋼板製が強靭であることは震災、風水害時などにおける耐震の面で有利である。(2) 同容量の変圧器について重量を20%前後軽減できる。重量が軽減されることは取扱いおよび装柱が非常に容易になる。また1つの柱に取付けられる変圧器容量も増加できる。さらに労働力が賃金に換えられる賃金形態が将来強くなる場合には、運搬、装柱等の経費面で有利となり、配電線路建設費の面からも経済的となる。(3) 密封構造に製作することが容易で、そのため変圧器の絶縁劣化を防止することができる。変圧器タンクの内外部とつな

がる箇所はタンクとカバー、タンクとブッシング、およびブッシングの外部口出線貫通部であるから、これらの箇所に弾力性ある耐油、耐候性のコルクプレンのパッキンを使用し、密封構造とすることによって呼吸作用による吸湿、酸化を抑制し、絶縁の劣化を防止することができる。このような密封構造は鋼板製の方が製作容易で完全に行なう特長がある。

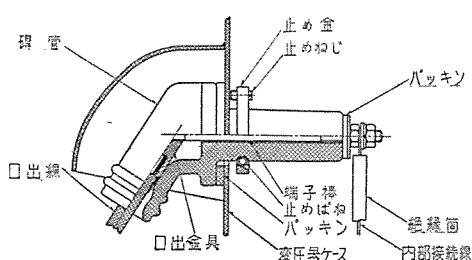
鋼板製タンクの変圧器が市場へ送られた当初は、タンクの強度について使用上不安をもたれたものである。しかし現在では今までの使用経験から、鋼板製タンクが强度的に劣るということを聞かない。それよりもむしろ重量が軽いという利点が大きくとりあげられて、わが国の柱上変圧器も鋼板製に変りつつある現状である。

3. ブッシング

従来柱上変圧器のブッシングはいわゆるコンパウンド型であって、1図のようにブッシングのタンクへの取付けおよびブッシングとこれを貫通する口出線の支持には、コンパウンドを充填する方法で行われていた。コンパウンドは絶縁油のような鉱油によって溶解される性質があり、このため使用中に油を汚し、口出線の貫通部分からの油洩れや湿気の浸入を起し、したがって変圧器内部の絶縁を劣化させる大きな欠点がある。この点にたいし根本的の改良を加えたスタッド型ブッシングが、わが国ではじめて当社によって柱上変圧器に採用された。スタッド型ブッシングは2図ないし4図のように口出線を取付けた口出金具と端子棒とからなり、タンク内部導線

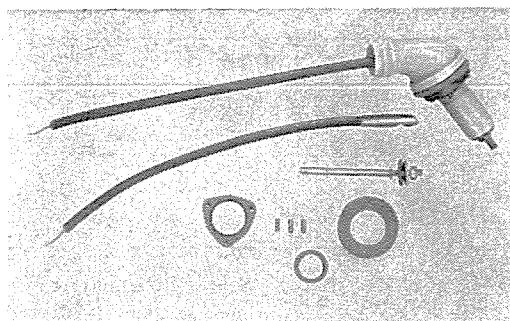


1図 コンパウンド型ブッシング
Fig. 1. Compound type bushing

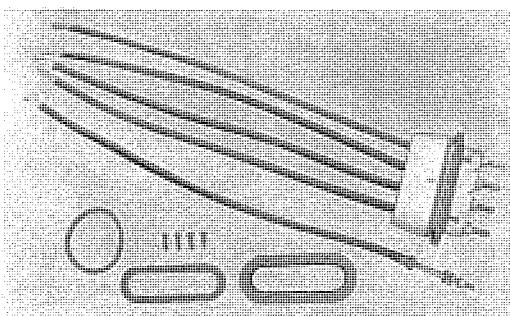


2図 スタッド型リード付1次ブッシングの構造
Fig. 2. Construction of stud type (with lead wire) primary bushing.

最近の柱上変圧器の構造・吉野



3図 スタッド型リード付1次ブッシング
Fig. 3. Stud type (with lead wire) primary bushing.



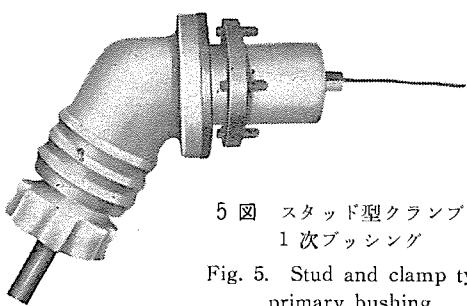
4図 スタッド型リード付2次ブッシング
Fig. 4. Stud type (with lead wire) secondary bushing.

と外部口出線との間をいわゆるスタッドで接続し、貫通部分には耐油性のコルクプレンをパッキンとして使用し、油洩れおよび呼吸作用を防止する構造である。さらにブッシングのタンクの取付けには、止め金、止めねじ、ばねにより、ブッシングとタンクの間に同じくコルクプレンのパッキンを挿んで取付ける。この構造にすれば完全な密封構造にできるばかりでなく、ブッシングの取替えもねじ回しだけで容易に行なうことができる。

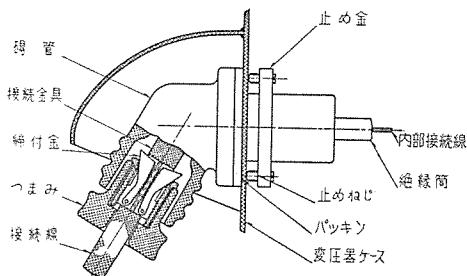
スタッド型ブッシングは現在2つの方式が用いられている。その1つは上述のスタッド型リード付きのものと他の1つはスタッド型クランプ式である。柱上変圧器に用いられる口出線は、カンブリックケーブルを変圧器タンクの底部に達する長さに取付けたものが標準となっている。しかしカンブリックケーブルは耐油性はあるが耐候性が弱く、絶縁が劣化しやすいため変圧器事故の1つの原因となっている。また現在の標準の長さでは装柱方法によって、とくに1次側カットアウトまで届かず、さらに別のケーブルを接続している場合もある。したがってここ2年程前から、1次側ブッシングには口出線を付けないで、接続線を自由に着脱できる構造のクランプ式を希望され、すでに一部電力会社において全面的にクランプ式を標準とされている。今後一般需要の柱上変圧器も逐次この方式になっていく傾向にある。

ア. 1次ブッシング

スタッド型クランプ式の1次ブッシングには電線の接続方法により異った構造のものがあるが、つぎの2種が代表的のものである。



5 図 スタッド型クランプ式
1 次ブッシング
Fig. 5. Stud and clamp type primary bushing.



6 図 スタッド型クランプ式1次ブッシングの構造
Fig. 6. Construction of stud and clamp type primary bushing.



7 図 クランプ式1次ブッシングを取付けた柱上変圧器
Fig. 7. Pole-transformer provided with clamp type primary bushings.

5 図は従来の1次口出線の引出し方向と同様に、ブッシングの出ている方向と同方向に接続線の取付けができる構造のもので、一名タテ穴式といっている。その内部構造は6図に示すように、ツマミを反時計方向に回せば2個の締付金が開くから接続線をツマミ中央の穴から十分挿入の上再びツマミを時計方向に回して締付ける。接続線を挿入する場合は締付金が開く方向に作用し、引き抜く力に対しては締付金が心線を締付ける方向に作用するから、使用中締付部分が弛んだり心線が脱出したりすることがない。7図はこのブッシングを取付けた柱上変圧器を示す。

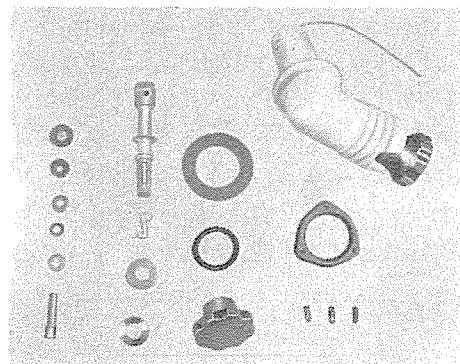
8 図は接続線をブッシングの出ている方向と直角方向に取付ける方式のもので、一名ヨコ穴式といい、機構上

は最も常識的のものである。9図はこのブッシングを取付けた柱上変圧器を示す。

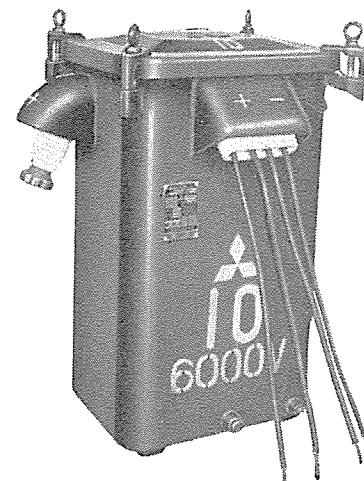
上記両者を比較した場合、タテ穴式の方がヨコ穴式よりも種々の点で都合のよい点が多い。すなわち同一絶縁階級の場合にタテ穴式の方がタンク外部に出るブッシングの長さが短かくできる。タテ穴式は印加導電部分が完全にブッシングの内部に入っていて露出部分がない。また接続線の引出方向がブッシングの出ている方向に一致しているため、接続線をいずれの方向に配線するにも好都合である。

さらに、クランプ式ブッシングの米国での発達経過を見ると、現在のわが国で最も進んだ構造をもつ鋼板製タンクでさえ、20年前に米国で製作された構造によく似ている。すなわち10図に示すように、1次クランプ式ブッシングは斜め下に向いて取付けられ、タテ穴式の構造となっている。

11図はヨコ穴式のブッシングで、さらに進んだ構造のもので現在米国ではこの型のものが使用されているが、これは変圧器タンクの形状と密接な関係があり、わが国

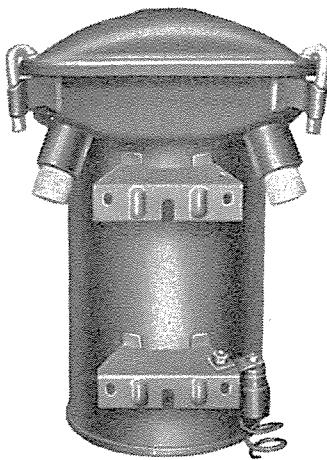


8 図 スタッド型クランプ式1次ブッシング
Fig. 8. Stud and clamp type primary bushing.



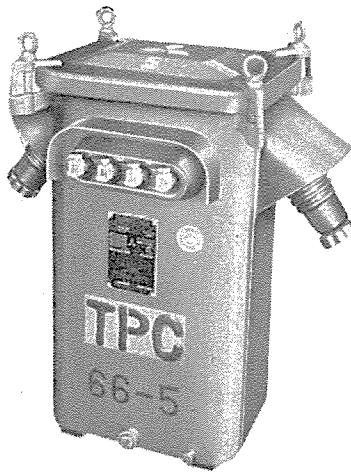
9 図 クランプ式1次ブッシングを
取付けた柱上変圧器

Fig. 9. Pole-transformer provided with clamp type primary bushings.



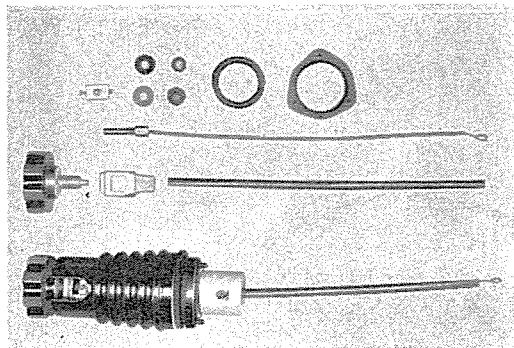
10 図
米国初期のスタッド型クランプ式 1 次ブッシング

Fig. 10.
Stud and clamp type primary bushing in the first stage in U. S. A.

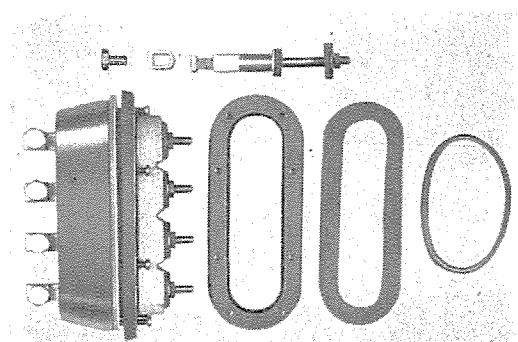


13 図
1 次および 2 次ともクランプ式ブッシングを備えた柱上変圧器

Fig. 13.
Pole-transformer provided with clamp type bushings on both primary and secondary.



11 図 最近の 1 次ブッシング
Fig. 11. The latest primary bushing.



12 図 スタッド型クランプ式 2 次ブッシング
Fig. 12. Stud and clamp type secondary bushing.

ではまだ普及が困難と思われるが、これに関しては 4 項においてあらためて検討する。

イ. 2 次ブッシング

上述のように 1 次ブッシングにはスタッド型クランプ式が相当採用されているが、2 次ブッシングについてはまだ従来のコンパウンド型がほとんどである。当社では製作当初よりスタッド型リード付を採用してきたが、さらに 12 図のようなスタッド型クランプ式 2 次ブッシングをも開発し、上記 1 次ブッシングとともに、13 図のようにすでに多数輸出向変圧器に採用している。最近はこのクランプ式 2 次ブッシングの使用について研究されている電力会社もある。

以上述べたクランプ式ブッシングを備えた変圧器では、単相変圧器を V 接続あるいは△接続として 3 相配電をする場合、接続線 2 本を 1 個のブッシングに同時に締付けることも考えられ、いずれの型のものでも可能ではあるが、締付状態から見れば決して正しいよい接続とは思われない。クランプ式ブッシングを多年使用している米国でも、変圧器間の接続には T 形スリーブや分岐用接続金物などを使用する方法で行っている。

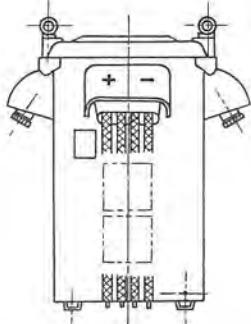
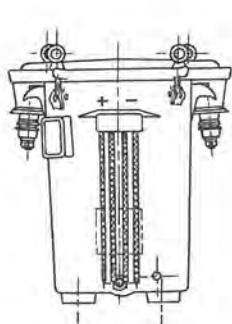
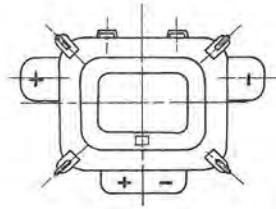
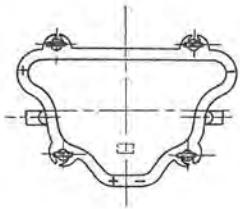
4. 変圧器の形状

前項において鋼板製タンクおよびブッシングについてそれぞれ述べたが、この両者は一体となって柱上変圧器の形状を決定するものであり、形状はまた装柱方法に最も密接な関連をもっているので、以下米国のそれと比較しつつ述べてみよう。

わが国の柱上変圧器は今まで鉄製タンクを使用し、最近は同様形状の鋼板製タンクのものも製作されているが、その外観は 14 図に示すような形状となっている。したがって現在の変圧器の装柱方法は、ハンガつりや変台（変圧器台）使用の相異はあっても、いずれも鉄製タンクに適した方法となっている。

鋼板製タンクとする場合は鉄製タンクに比べて強靱ではあるが、反面肉薄となるため剛性が小さいことや溶接によって製作するなど重要な相異点をもっているから、タンクの設計上これらの点を考慮し、鋼板製タンクのもつ特長を十分發揮できるような構造とする必要がある。このような考慮をはらって製作された当社の変圧器は 15 図に示すような形状であって、角筒形にすることによって強度をもたせ、溶接部分はもっとも少なくし、またタンク上部を外側に曲げフランジを作ることにより、カバーパッキンの油密効果を高め、同時にタンクに剛性をもたせることができる。

さらに理想的な形状としては、円筒形とすることである。円筒形は容器形状のうちでもっとも製作が容易で強度強く、材料も少くすむ。しかしタンク形状はタンク内へ収容する変圧器中味の形状を考慮せねばならない。

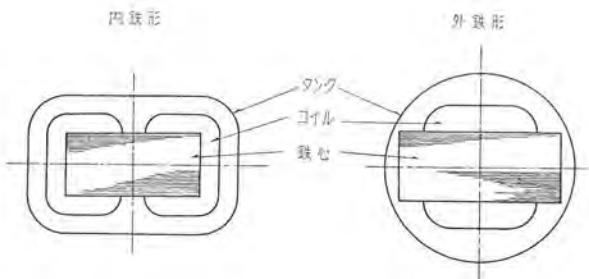


14 図
鉄物製タンクの柱上変圧器
の外観

Fig. 14.
Outside view of pole-transformer with cast-iron tank.

15 図
鋼板製タンクの柱上変圧器
の外観

Fig. 15.
Outside view of pole-transformer with steel plate tank.



16 図 鉄心と変圧器タンクとの関係

Fig. 16. Relation between core and tank of transformer.

一般にわが国で製作されている小形変圧器は、短冊形のケイ素鋼板を積層した内鉄形が採用されているが、米国においては、方向性ケイ素鋼帶を使用した外鉄形が大部分である。したがって 16 図からわかるように、わが国の現状からはまだ角筒形タンクによる方がタンク内容積を有効に利用でき、油量も経済的である。

カバーの締付には現在アイボルトが使用されているが、最近は密封構造のタンクのため 2 ないし 4 本で締付けていて外観上見よいものではない。使用者においてスパナが準備されるならば普通のボルトにかえて形状をよくしたいものである。また密封構造となった今日では、排油栓の要否についても再検討し、柱上変圧器においては廃止してもよいのではなかろうか。事実米国製の柱上変圧器には排油栓はついていない現状である。

ブッシングは従来の鉄物製タンク構造のもので

は、1 次側、2 次側とも非常に狭い場所に取付けられ、そのためブッシング部分での絶縁破壊事故は変圧器事故のうちの大きな割合をしめている。変圧器の絶縁強度が高められ、またクランプ式が採用されるようになった現在では、とくに 1 次ブッシングをタンク（接地）との間により多く絶縁間隔をとれるような位置に配置すべきである。

米国における代表的なブッシングの発展経過をみると 20 年ほど前までは 1 次ブッシングに口出線をもった 17 図のような構造で、それ以後 10 年間 18 図のように、斜め下向きに取付けられたタテ穴式のクランプ式ブッシングが採用された。さらに 19 図のようなヨコ穴式のクランプ式が発表され、現在米国においてはこの型のものが標準となっている。しかし同時にブッシングのタンクへの取付けは非常にかわり、タンクの側面より真横に水平につきでた配置に改良された。

2 次ブッシングのクランプ式は、米国においてはむしろ 1 次ブッシングのクランプ式にくらべ、それ以前より



17 図
1935 年頃の米国製
柱上変圧器

Fig. 17.
Pole-transformer made in
U. S. A. about 1935.

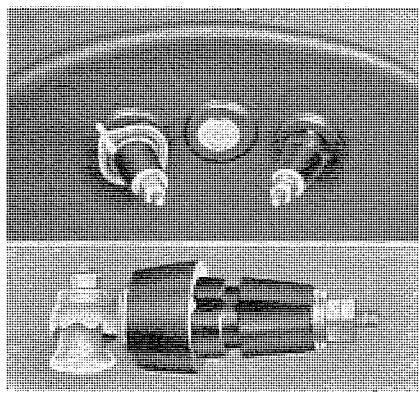


18 図
1945 年頃の米国製柱上変圧器

Fig. 18.
Pole-transformer made in
U. S. A., about 1945.

19 図
現在の米国製柱上変圧器

Fig. 19.
The latest pole-transformer
made in U. S. A.

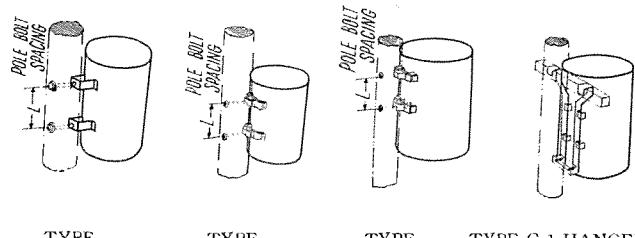


20 図 米国製変圧器の2次ブッシング
Fig. 20. Secondary bushing used for pole-transformer made in U.S.A.

採用されてきた。現在 20 図に示す型のものが代表的のものである。この型の 2 次ブッシングは円筒形のタンクには放射状配置となり、端子間隔を十分とることができ好都合であるが、わが国のように角筒形タンクでは、とくに 3 kVA 程度の小容量変圧器には取付けが困難である。

要するに米国の現在の柱上変圧器は、円筒形タンクとクランプ式ブッシングとを合理的に組合せ、鋼板製タンクのもつ特長を発揮したもっとも洗練された理想的な構造と形状をもつものといえよう。

一方変圧器の形状がこのように変ると、装柱方法および取扱いにも関係してくる。すなわちハンガつりの場合は問題ないが、変台による場合には、従来の鉄物製タンクの変圧器に適した装柱方法そのままでは、ブッシングが柱にあたるという不都合もでてくる。米国では柱上変圧器はすべてハンガ座を使用し、21 図のように直接柱に取付けるかまたはハンガつりをするのを標準としている。また取扱上についても大きな 1 次ブッシングがつきでているので破損しやすいといえるが、取扱上の注意によって避けることのできることである。いずれにしても変圧器の形状と装柱方法とは切離せない関係のものであるから、変圧器自体の構造、形状の上の進歩とともにあって、それに適合したように装柱方法自体もかわっていくべき

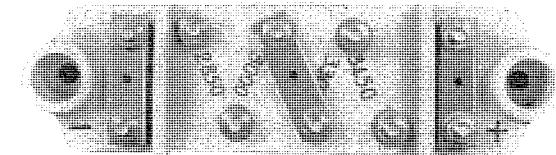


TYPE A-SUPPORT LUGS
TYPE B-SUPPORT LUGS
TYPE C-SUPPORT LUGS WITH ADAPTOR PLATES
TYPE C-1 HANGER
Single phase-
75 and 100 kVA
TYPE C-3 HANGER
Single phase-167 kVA
Three phase-
75, 112½ and 150 kVA

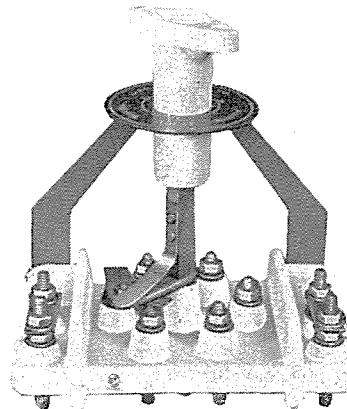
ではなかろうか。

5. 塗 色

柱上変圧器のタンクの塗色は黒色がほとんどである。黒色は同種塗料のうちでは、塗膜がもっとも強く、耐候性がよいので、保守の困難な柱上変圧器用としてはもっとも適している。しかし最近はカラーダイナミックスの観点より、柱上変圧器の明色化が一部の電力会社によって実施されている。その特長としては、美観の点において黒色より白色が美しい（変圧器を道路上から見上げた場合、青空または白雲等が背景となる）。コンクリート柱の場合白色の方が目立ちにくい。また夜間の目立ちやすさにおいて、夜間事故変圧器をさがす場合、昼間と異なり黒色より白色が見つけやすいなどがあげられている。一方製造者側からみた黒色以外の、とくに 2 色配合による塗色は焼付塗装による場合、同一色に仕上げるのに黒色の場合より困難なこと、取扱中に汚損が目立ちやすいなど相当の注意を要する。したがって変圧器に黒色以外



22 図 単相 3 kV 柱上変圧器用端子台
Fig. 22. Terminal board for 1φ 3 kV pole-transformer.



23 図
単相 3 kV 柱上変圧器用
タップ切換器
Fig. 23.
Tap-changer for 1φ
3 kV pole-transformer.

NEMA LUG TYPES AND POLE BOLT SPACING			
Support Lug Type	L	Single Phase (kVA)	Three Phase (kVA)
A	11 $\frac{1}{4}$ "	15 & smaller	9
A	23 $\frac{1}{4}$ "	25	15
B	23 $\frac{1}{4}$ "	37 $\frac{1}{2}$ & 50	30 & 45
C*	24"	75 & 100	
C	36"	167	75, 112 $\frac{1}{2}$ & 150

21 図 米国における変圧器装柱法

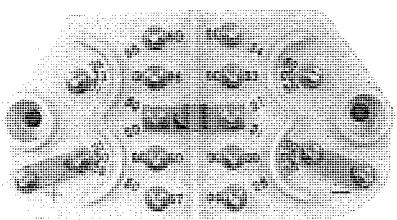
Fig. 21. Installation practice for pole-transformer in U.S.A.

の塗色としては、あまり白色に近い明色よりも、やはり灰色すなわちマンセル記号で N⁵/ないし N⁶/が適當ではなかろうか。さらに從来各電力会社とも黒色で統一をはかつておられたと同様に、黒色以外の塗色とする場合にも同一仕様となるよう製造者の立場からとくに希望したい。

6. タップの切換

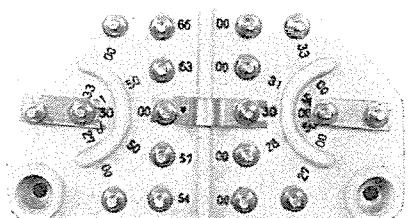
柱上変圧器の1次側タップ電圧は、JIS 規格によってきめられているように、3kV 級では1次定格電圧の±150V および±300V、6kV 級では1次定格電圧の±300V および±600V であって、全容量タップ 2、低減容量タップ 2 となっている。

1 次電圧が 3kV あるいは 6kV のように單一の電圧の場合には、これらのタップ切換のための端子台あるいはタップ切換器は 22 図ないし 23 図に示すようには簡単である。ところが配電線の 3kV から 6kV への昇圧にともなって、6/3kV 共用変圧器が使用されるよ



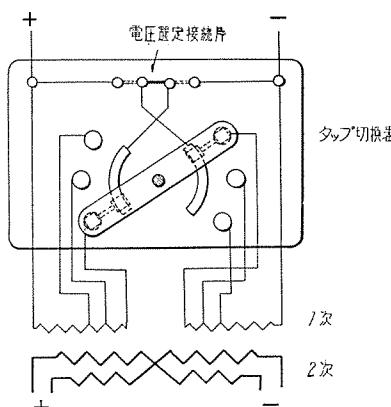
24 図 単相 6/3kV 共用柱上変圧器用端子台

Fig. 24. Terminal board for 1φ 6/3kV common use pole-transformer.



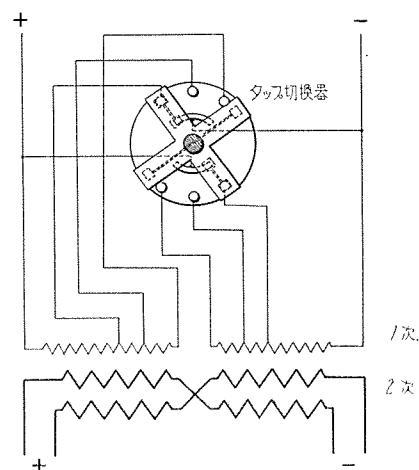
25 図 単相 6/3kV 共用柱上変圧器用端子台

Fig. 25. Terminal board for 1φ 6/3kV common use pole-transformer.



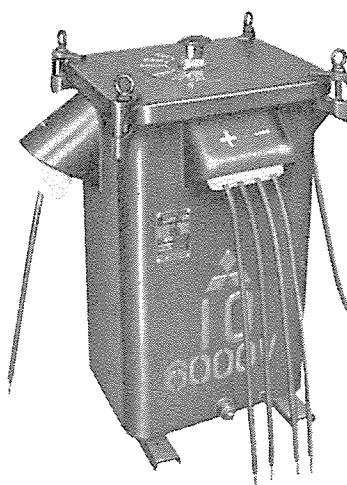
26 図 単相 6/3kV 共用変圧器タップ切換器

Fig. 26. Tap-changer used for 1φ 6/3kV common use transformer.



27 図 単相 6/3kV 共用変圧器タップ切換器

Fig. 27. Tap-changer used for 1φ 6/3kV common use transformer.



28 図
変圧器車用変圧器—
単相 6/3kV 共用外部
操作タップ切換器付

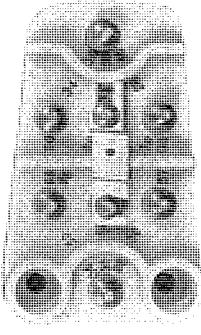
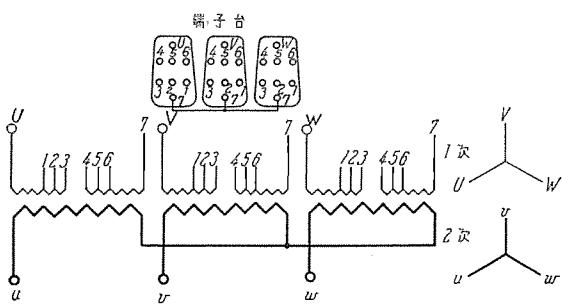
Fig. 28.
Transformer for
transformer-car—with
1φ 6/3kV common
use tap-changer
operated by external
handle.

うになり、このため端子台の端子ねじの数がふえ、形状も大きくなる。またタップ切換器となると、さらに構造が複雑となるなど相当の相異点があるので、以下これについて述べてみる。

ア. 単相用

単相 6/3kV 共用変圧器の端子台は、24 図および 25 図に示すような 2 種類が一般に使われている。タップ切換の原理は両者とも同じであるが、24 図のものの方が端子ねじの数が少くてすむのと、取付足が台の中心線上に位置しているので、25 図のものが片持ちであるのにくらべて機械的に安定で有利な点をもっている。

タップ切換器で行なう場合は、その構造がさらに複雑となるが 2 つの方法がある。その 1 つは 26 図に示すもので、タップの切換のみ操作ハンドルでおこない、6kV または 3kV 級の電圧選定は、接続片で変圧器コイルを直列または並列に接続換えする形式のものである。これは電圧の選定は、大体昇圧時のみに必要であって、一度接続すれば、あとはほとんど手をつけることがないからである。他の 1 つは 27 図に示すように、電圧選定のための直、並列切換も、タップの切換も 1 つの操作ハンドルのみでおこなえる形式のものである。これではまつた



29 図
Fig. 29.
Terminal board for 3 ϕ 6/3 kV common use pole-transformer.

く油に手を入れないで操作でき、またさらにハンドルを変圧器カバーを貫通させた構造とすれば、外部操作のタップ切換器とすることができます。外部操作のタップ切換器は 28 図に示すように、すでに変圧器車用変圧器に用いられている。単相 6/3 kV 共用変圧器のタップ切換器は、いずれにしても機構が複雑となり、そのため形状も大きくなる。したがって 5 タップとすることは相当困難で、まず 3 タップが無理のないタップ数である。

イ. 3 相 用

3 相の 6/3 kV 共用変圧器の場合は、単相の端子台を 3 個使用すれば可能なことはいうまでもないが、このようにすると端子台の占める場所が非常に大きくなるから、中形変圧器のようにタンクが大きい場合には取付けできるが、柱上変圧器の場合には不可能である。そこで 1 次コイルのタップ口出線を、6 kV 級にたいしては 5 タップまたは 3 タップとし、3 kV 級にたいしては 3 タッ

プまたは 2 タップとする 29 図のような端子台が用いられている。図でわかるように、3 相の場合には、単相の場合のようにタップ口出線を 2 脚のコイルに分けて処理することができなくて、各相のタップ口出線を各脚のコイルで処理せねばならないから、タップ数が多いと複雑となり、製作上单相のものにくらべ作業が困難になる。

3 相 6/3 kV 共用柱上変圧器は、単相のそれにくらべ需要数も少なく、JIS も制定されていないが、タップ電圧およびタップ数は早く統一されることと、タップ数については上記の製作上の問題も考慮の上、配電上さしつかえない程度で少なくすることが望ましい。米国においても、この種 1 次側 2 定格電圧共用変圧器は、たとえば $2,400 \times 4,800$ V があるが、標準として 100 kVA 以下の小容量のものでは 1 次側タップはもっていない。

7. む す び

最近の柱上変圧器の構造は、米国のそれに近づきつつある。しかし現在のもっとも進んだ構造のものでも、戦後 10 年余を経過した今日においてなお 20 年の遅れが感ぜられる。米国で現在、上述のような構造、形状の変圧器が使用されているのは、たしかに従来より一步進んだよい点があるからにほかならないが、そのような構造とした場合には使用者においても、それにもっとも適した装柱方法と、取扱上の注意が必要で、その協力なくしては実施が困難である。

わが国と米国では、変圧器設置上の種々の要素も違うであろうが、地震、雷、雨、風等の害もあり、道路の悪い点についても、荒地や砂漠の中に都市ができるいくのが米国であるなどの点では、それほどわが国と異なるとは思えない。このような見方からすれば、米国のような構造、形状の変圧器が使用されるようになるのも、それほど遠い将来ではないと考えられる。

以上、柱上変圧器の構造上のことがらについて述べたが、使用者におかれてもより新しい構造の変圧器が採用願えるよう、ご援助をお願いする次第である。

三菱 SA 型 直流電磁ブレーキ

長崎製作所 渡辺克己*

Mitsubishi Type SA D-C Magnetic Brakes

Nagasaki Works Katsumi WATANABE

Of various kinds of brake equipment used for quick stop of motors or prevention of dangerous high speed caused in lowering heavy load, the magnetic brake is considered the most simple and dependable in use nowadays. This magnetic brake, however, has many defects and makes it unfit for field services without skilled operators. To cope with demands of steel mills for magnetic brakes fit for frequent start and stop with heavy burden yet reliable and easy in operation, type SA d-c magnetic brake has been developed with self-adjusting mechanism to compensate for the brake lining wear and expansion of the brake wheel.

1. まえがき

電動力応用の分野の発展に伴ない、使用される電動機の頻繁な減速または停止の目的のため重い負担に耐え、しかも動作確実なブレーキが要望されている。

電動機の急速な停止または重量降下の際に危険な高速度に達することを防止するために普通機械的には手動、油圧または電磁力を利用した摩擦ブレーキ、電気的には発電制動、回生制動、ブレーキングが採用されているが電気的制動には負荷の保持の点において難点があり、レバー機構または油圧、空気圧を利用した制動機は動作が緩く手動または足踏によらねばならないので最も簡単で確実に急速に制動する方法として使用されるのが電磁力を利用した電磁ブレーキである。

電磁ブレーキにはバンド型、デスク型およびシュー型などがあるが、最も一般的に広範囲にシュー型が古くから使用されてきたが長い間にわたって根本的な進歩の跡は見られず種々の欠点を有していた。すなわちライニン

グの摩耗や過熱によって生ずるブレーキホイールの膨張によってシューとブレーキホイール間の隙間が変化し、電磁石のプランジャー（またはアーマチャ）の行程が増大するため電磁石の牽引力の不足を来たし、ブレーキトルクが変化した。

これらの調整にはかなりの熟練を要し、しかもしばしば行われねばならずライニング取換え後の再調整も必要であった。

最近の鉄鋼業界の好況に伴って鉄鋼メーカーの生産設備の新設拡充があいついで行われているが多数の圧延補機用直流電動機納入とともにその頻繁な減速または停止の目的のため重い負担に耐えしかも動作確実なブレーキが要望されたので当社では AISE 標準 (Association of iron and steel engineers standard) に準拠した寸法の新型圧延補機用電磁ブレーキすなわち SA 型直流電磁ブレーキを開発した。SA 型電磁ブレーキは独自のライニングの摩耗に対する自動調整機構を備えていて上述のシュー型ブレーキの欠点を補っている。

主として圧延補機用直流電動機と組合わせて使用頻度の高い圧延補機用たとえばスクリュードウン、フィンガーリフト、サイドガード、起重機巻上用、走行用、ホイストなどに使用されるのはもちろん一般工業用直流電動機、または直流電源の得られる場所では誘導電動機用としても用いられる。試験結果も良好な成績を得たのでその性能の一端を紹介する。

2. 定格仕様

5 馬力より 200 馬力の 11 種の枠番の圧延補機用直流電動機 (JEM1109) を制動回転力 9~500kg·m 6 種のブレーキと組合せるのが標準である。

電磁線輪には直巻と分巻の 2 種類があるがその定格は



1 図 SA 1665 型電磁ブレーキ

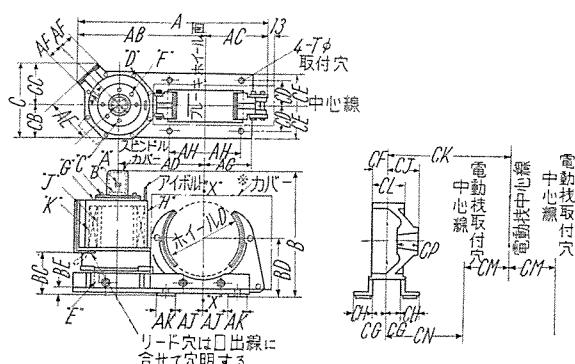
Fig. 1. Type SA-1665 magnetic brake.

1表 SA型電磁ブレーキ仕様一覧表

ブレーキ 枠番	電動機 枠番	直巻電動機トルク (kg-m)		ブレーキトルク (kg-m)			量重 (kg)
		1/2時間	1時間	1/2時間直巻 1時間分巻	1時間直巻	8時間分巻	
S A 83	601 602	6.35 10.8	4.01 6.77	13.8	9.0	10.35	86
S A 1035	603 604	16.1 23.0	9.95 16.7	27.7	18.0	20.7	109
S A 1355	606 608	46.6 69.5	31.5 48.4	76	50.5	55.3	245
S A 1665	610	106	72.6	138	90.0	103.5	295
S A 1985	612 614	169 246	115 158	277	180	207	667
S A 2311	616 618	363 500	242 354	553	360	415	918

2表 SA型電磁ブレーキ制動容量表

ブレーキ枠番	ブレーキホイール					アスペストライニング 厚×幅×長 (mm)
	直径 (mm)	幅 (mm)	制動容量 (HP sec/min)	最大安全速度 (rpm)	$G \cdot D^2$ (kg-m ²)	
S A 83	203	82	30	4,500	0.27	6.5 × 76 × 165
S A 1035	254	96	50	3,500	0.70	9.5 × 88 × 200
S A 1355	330	146	100	2,700	3.3	9.5 × 140 × 260
S A 1665	406	172	140	2,200	7.2	9.5 × 166 × 320
S A 1985	483	222	210	1,800	15.7	12.5 × 216 × 383
S A 2311	584	286	330	1,500	35	13 × 279 × 463



2図 SA型電磁ブレーキ外形寸法図

Fig. 2. Outline dimensions of type SA electromagnetic brake.

大体電動機の定格と合致させるべきである。

2図は外形寸法図、1表は各定格に対する制動回転力、2表はブレーキホイールの制動容量を示す。

3. 構造および動作

電磁石に励磁を与えてブレーキシューをホイールから開放し、トルクばねによってシュー・ライニングをホイールに圧着させて制動する機構である。B種絶縁を施した直流電磁石は支点をもつ平円板回転型で短い行程と強い

牽引力をもっておりトルクばねとともに磁気回路を構成する鋳鋼製のハウジングに収納されている。その下部には自動調整の要部であるクラッチ機構が非磁性材の鋳物ハウジングに収められ基礎ベースに固定されている。2本の山形鋼製の基礎ベースの間には固定した支点を持たぬ独特のレバー機構がある。3図はレバー機構部を示す図であって鋳鋼または厚鋼板製のレバーは固定した支点を有せずピン(E)およびピン(C)を介してアームと連絡されており、また断面A-Aに示すようにばねを介して摩擦力でアームに定着されている。ばね(摩耗調整)はアームの動きを一方に限定して他の部分の摩耗によって生ずる遊びの影響を補整する。

ア、電磁石が無励磁の場合

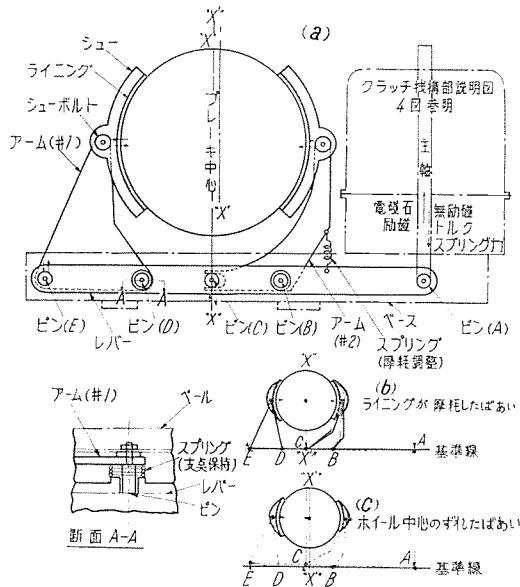
3図を参照すればトルクばねの圧縮力によってレバーはピン(D)を中心として点線矢印の方向に動作しブレーキホイールを制動する。

イ、電磁石を励磁した場合

アの場合と逆方向に働きシューはホイールから開放されるがこの場合アーム、レバーなどの運動比は全く等しくなるよう設計されてるのでホイールとシューの間隙は左右等しくなる。

ウ、ライニングの摩耗せる場合

3図(b)の矢印の方向に動き A位置は摩耗のない場



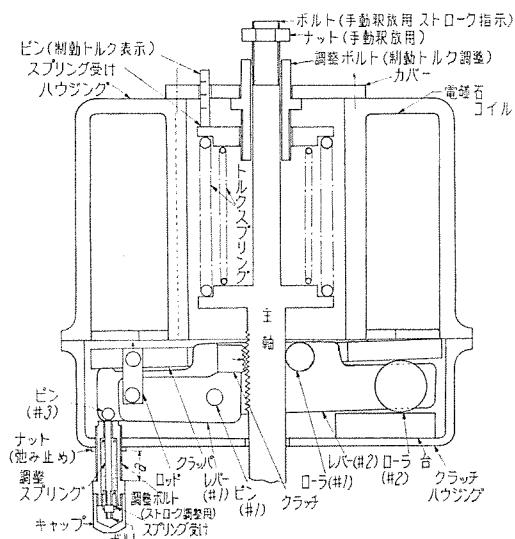
3 図 レバー機構部説明図 (a) (b) (c)

Fig 3. Lever mechanism.

合より下方まで動くがつぎに述べるクラッチ機構により引上げの際の行程は変化しない。

エ. ホイール中心とブレーキ中心がずれた場合

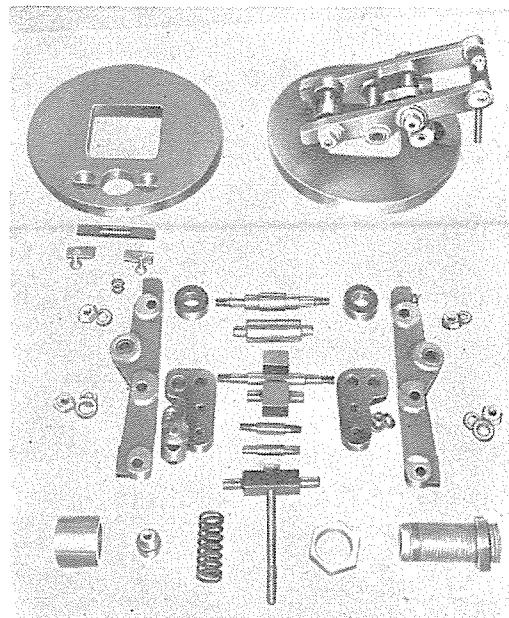
ホイールの中心がブレーキ中心 “X-X” よりわずか左右に偏心した場合をとえば “X'-X” の位置になるよう取付けられた際のレバーの運動は 3 図(c) の点線で示すようになりシューは同一方向に水平に移動しシューに働く力および間隙は変化しない。



型 名	ストローク	a
S A 83, S A1035	2.4	10~12
S A1355, S A1665	5	12~15
S A1985, S A2311	6.5~7	17~24

4 図 クラッチ機構部説明図

Fig 4. Clutch mechanism.



5 図 クラッチ調整部品

Fig 5. Clutch adjusting components.

オ. クラッチ機構の動作

4 図はクラッチ機構部の無励磁を示し 5 図はその部分の部品を示す図で 3 図のピン(A)によってレバーと連結されておりその片側にはラックが刻んである。電磁石線輪が励磁されると円板はその牽引力によって右端を支点として引上げられる。わずか引上げられた状態で円板によって連結されたレバー(#1)はレバー(#2)に取付けられたピン(#1)を支点として回転しクラッチに刻んであるラックを主軸のラックと噛み合わせせる。そのときレバー(#2)に取付けられたローラ(#1)は主軸の背後を支えて噛み合いを完全にする。

クラッパがさらに引き上げられれば主軸もそれに伴なってトルクばねの力に反抗して上に引き上げられ前述のレバー機構によってホイールを解放する。

励磁を解けば噛み合いがはずれてトルクばねの力によって主軸は押し下げられブレーキがかかる。

レバー(#2)はクラッパと直接連結されておらずクラッチの噛み合いに拘束を与えないようにローラ(#2)で左右に滑動する。ライニングが摩耗した場合は主軸が少し下の位置まで押し下げられるがラックの噛み合い位置が変化するのみでクラッパの動く距離は変化せず主軸の行程はつねに一定に保持される。すなわちホイールとシューの間隙も一定に保たれる。これが SA 型電磁ブレーキの最大の特長である。ラックが噛み合っていない状態(無励磁の状態)で主軸上端のナットをしめ下せば主軸が引きあげられ制動が解けライニング取換、ホイールの取付に便利である。

制動トルクの調整は上部の調整ボルトの回転によりばねの圧縮長を変化させて行う。

カバーに突き出たピンに制動トルクの目盛が表示されている。4 図左下方部は調整ボルトばね、ボルトなどよ

りなり調整ボルトの上下がクラッパとハウジング間の開きを変化させるため行程が調整される。

ライニングには石綿真鍮線の織物に熱硬化性合成樹脂を浸漬させ加圧加熱成型したアスベストウーブンライニングを使用し機械的強度強く熱劣化性の少ないものである。

摩擦圧力は $1\sim1.5 \text{ kg/cm}^2$ 程度である。

ライニングの性能は (JIS D4411 慣性試験による)

摩擦係数 0.38 摩耗量 $4.02 \times 10^{-7} \text{ cm}^3/\text{kNm}$

摩擦係数 0.49 摩耗量 $3.85 \times 10^{-7} \text{ cm}^3/\text{kNm}$ (加熱劣化)

加熱による摩擦係数の増加は安全側に働き摩耗量はむしろ減少する。ピン類はすべて焼入硬化を施しており各要所にペアリングを入れ耐摩耗性を持たしてある。

端子箱は外形図に示される位置に取付けられており通常電動機側に向けるが中心線に対して対称の位置に向けえることができる。導線の接続は端子箱下部のフェノール樹脂積層板より口出線を入れ端子箱のカバーを取り除けばコイルと絶縁板、ガスケットによって仕切られた端子に容易に接続することができる。

磁気回路を兼ねた鋳鋼製ハウジングはそれ自体カバーの役をなし各部にパッキングを入れて防塵防滴構造としてある。

4. 性能

試験成績は SA1665 型分巻コイルにおいてつぎのような結果が得られた。

A. 作動時間および制動時間

回転体の停止に必要な制動時間は制動される負荷の条件により決定されるが回転体のはずみ車効果を GD^2 (kgm^2) とし制動トルクを $T(\text{kgm})$ 、負荷トルクを T_L (kgm) とすれば $t = \frac{GD^2 \cdot n}{375(T + T_L)}$ (sec) である。

n : 回転体の速度 (rpm)

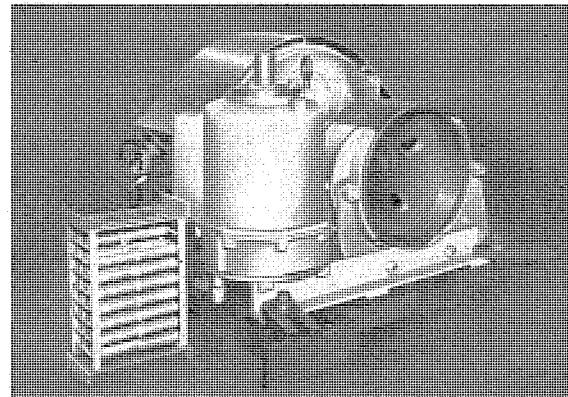
7 図は制動トルク 104 kgm, 励磁電流 5A のときの制動試験オシログラムを示す。

ブレーキホイールを含めた負荷の GD^2 は 15 kgm^2 である。

8 図および 9 図は直列抵抗を変化して励磁電流を変えた場合の作動試験オシログラムを示す。

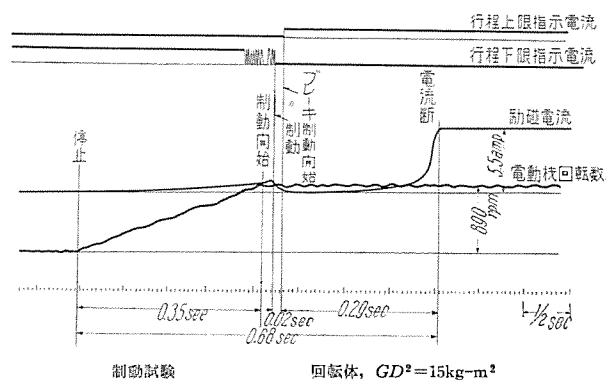
分巻コイルでは作動時間は励磁回路の時定数が大きいために生ずる電磁石の牽引力の立ち上りの遅れに左右されるから回路の時定数を適当に選ぶとともに直列抵抗を作動時は短絡して通常の励磁電流の約 2 倍の電流で励磁し積放後直列抵抗を入れて小電流で保持させる方式が採用されることもあるが上記オシログラムはその結果を示すものである。

直巻コイルは励磁電流の時定数は小さく作動時間が早く動作は確実である。短時間定格(1/2 時間, 1 時間)の場合は全負荷電流の 40% 以上で制動を解き 10% 以下に降下すれば始めて制動する。また直巻連続定格の場合はそれぞれ 80%, 20% となる。



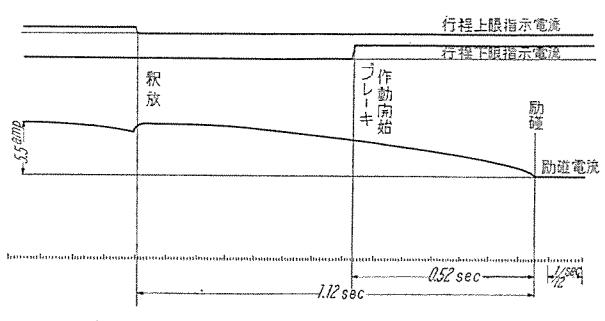
6 図 工場試験中の SA2311 型電磁ブレーキ

Fig. 6. Type SA2311 magnetic brake under factory tests.



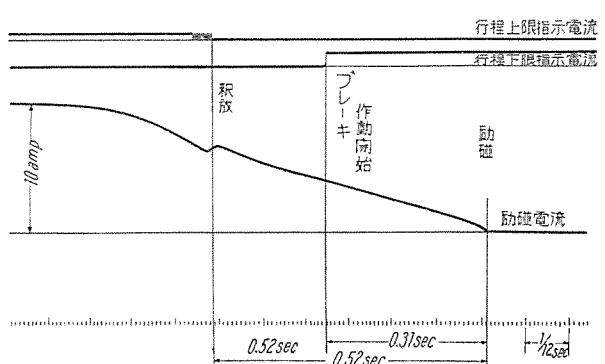
7 図 オシログラム SA 1665 型電磁ブレーキ制動試験

Fig. 7. Oscilogram of braking test.



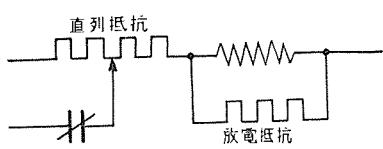
8 図 オシログラム SA1665 型電磁ブレーキ作動試験 (I)

Fig. 8. Oscilogram of releasing test.



9 図 オシログラム SA1665 型電磁ブレーキ作動試験 (II)

Fig. 9. Oscilogram of releasing test.



分巻コイルはブレーキの作動が電動機の電流に無関係のとき、たとえば滑走点を有する

コントローラを使用する場合、または電動機の電流が使用中 10% 以下に降下する場合等に使用する。定格電圧の 80% において制動を解き 20% 以下で制動する。

イ. 制動容量

制動容量はブレーキホイールの温度上昇により決定されるもので回転体のもつ蓄勢エネルギーと制動時間中の負荷（巻胴、ロープ等の不平衡負荷を含む）による仕事とブレーキホイールの熱容量および冷却効果に関係する。

使用頻度の少ない場合は冷却時間が十分あるから制動容量以上になることはほとんどない。はずみ車効果あるいは大きな巻胴を有する場合のようにとくに慣性能率が大きくしかも使用頻度の高い負荷の場合は過負荷によるホイールの過熱を生じ熱応力のため亀裂破断などを起すことがあるから注意を要する。

回転体のもつ蓄勢エネルギー

$$W_M = 1.84 \times GD^2 N^2 \times 10^{-5} \quad (\text{HP-sec})$$

制動時間中の負荷による仕事

$$W_L = 0.875 \frac{T_L}{T \pm T_L} GD^2 N^2 \times 10^{-5} \quad (\text{HP-sec})$$

$$W_B = W_M + W_L = 1.84(GD^2 + \beta)N^2 \times 10^{-5} \quad (\text{HP-sec})$$

ここに β : 等価負荷 GD^2 kg-m^2

$$\beta = 0.476 \frac{T_L}{T \pm T_L} GD^2$$

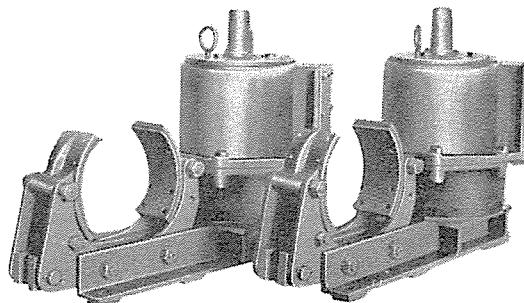
T : 制動トルク kg-m

GD^2 : 回転体の GD^2 kg-m^2

N : 回転体の速度 rpm

T_L : 負荷によるトルク

符号(+)は上げ荷の場合で制動効果を



10 図 SA83 型電磁ブレーキ

Fig. 10. Type SA83 magnetic brake.

減じ

符号(+)は上げ荷の場合で制動効果を助ける

W_B : 制動ごとにホイールに吸収されるエネルギー (HP-sec)

n : ブレーキの毎分の作動回数

とすれば 1 分間にホイールが吸収するエネルギー W は

$$W = \frac{W_B \times n}{76.5} \quad (\text{HP-sec/min}) \text{ である。}$$

この値が 2 表に示すブレーキホイールの制動容量以下であることを要する。

5. むすび

以上述べたように SA 型直流電磁ブレーキはライニング摩耗、機構の摩耗に無関係に行程を一定に保つ自動調整機構を有し、電動機軸とブレーキ中心とのセンタリングのわずかの偏心に対する自動補正がなされ、行程、制動トルクの調整が容易であり、手動釣放により容易にホイールの取付、ライニングの取換が可能である等の多くの特長を兼備し、しかも機器自体まとまっているので本機の使用により保守調整の手間がはぶけ生産合理化の一助をなすものであり今後の広い応用が期待される。

“OT”型 密封式油入コンデンサブッシング

伊丹製作所 広尾次郎市* 堀 真幸** 南角英男*** 印藤義雄***

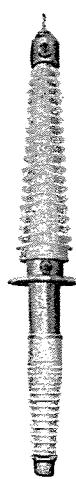
Type "OT" Oil-Filled Condenser Bushing

Itami Works Jiroichi HIROO · Masayuki HORI ·
Hideo NANKAKU · Yoshio INTO

It is thirty years since the company started to manufacture condenser bushings for use with transformers and oil circuit breakers. Type OT bushings now in the company's standard are of a center clamping type adopted for the first time in Japan. They are completely sealed and fully oil impregnated, of which the company is proud as well as other advantages. These distinctive features help the condenser bushing display its real value over other types. Varied tests conducted on it are fully accounted for herein.

1. まえがき

近年電力需要の増大にともない送電ならびに配電系統の電圧、電力はいちじるしく高められ、これに接続される変圧器、遮断器などの事故は瞬時といえども、その影響するところが大きく、絶対無停電が要求される。したがって、この変圧器、遮断器の玄関口であるブッシングの重要性についてはいまさら多言を要しないところである。



1 図 “OT 型”
油入密封式コンデンサ
ブッシング 200 号
600A

Fig. 1. Type OT oil filled sealed type condenser bushing No. 200 600A

ping type) の採用によってわが国電機業界におけるこの種ブッシングに先鞭をつけたものとして、高く評価されるコンデンサブッシングの決定版である。当社においてはすでに 6 年前開発に着手し、研究を重ねて 3 年前より絶縁階級 30 号から 200 号に至る全階級にこの型式を採用して現在に至っている。

本稿はまず“OT”型コンデンサブッシングの構造を詳細にのべ、引続いて“OT”型コンデンサブッシングの実用性を確認するため、当社で実施した種々の特殊試験をふくむ寿命試験結果を報告する。

2. ヨンデンサブッシングの原理

コンデンサブッシングは2図に示すように中心導体と支持金具に電気的に接続された接地層までの間の絶縁層中に数層ないし数十層の金属箔を介在させることによって、各層それが等しい静電容量を有する多数の円筒形コンデンサを形成させ、絶縁物にかかる電圧を等分化し、絶縁物の利用率を向上して、貫通破壊電圧を上昇させると共に、一方軸方向の碍管表面の電位分布も矯正して閃絡破壊電圧も向上させたものである。

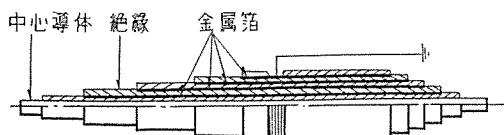
一般に同心円筒電極間の静電容量は

で表わされる。

ここに、 ε : 誘電率 d_2 : 外径

l : 電極の長さ d_1 : 内径

コンデンサブッシング各 2 層間の箔の長さの平均を内側より外側へそれぞれ l_1, l_2, \dots, l_n 、電極挿入箇所の直



2 図 コンデンサブッシング、コンデンサの構造

Fig. 2. Construction of bushing.

径を、 $d_0, d_1, d_2 \dots d_n$ とすると

$$C = \frac{\varepsilon l_1}{2 \log \frac{d_1}{d_0}} = \frac{\varepsilon l_2}{2 \log \frac{d_2}{d_1}} = \dots = \frac{\varepsilon l_n}{2 \log \frac{d_n}{d_{n-1}}} \dots (2)$$

となるように選ぶと各電極間の静電容量は等しいので電極間の電圧も等しく分圧される。

(2) から

$$\frac{l_1}{\log \frac{d_1}{d_0}} = \frac{l_2}{\log \frac{d_2}{d_1}} = \dots = \frac{l_n}{\log \frac{d_n}{d_{n-1}}} \dots (3)$$

さて (3) 式が成立する条件として l_1, l_2, \dots, l_n を等しいステップで等差級数的に変化させる方法と、絶縁物の厚さ、すなわち $d_1-d_0, d_2-d_1, \dots, d_n-d_{n-1}$ を等しくする方法と $l_1, l_2, \dots, l_n, d_0, d_1, d_2, \dots, d_n$ を等差級数的に変化させて多少静電容量の変化を許す方法の 3 つが考えられるが、利用率および工作上から l_1, l_2, \dots, l_n を等差級数的に変化させる方法を採用するのが普通である。

l_1, l_2, \dots, l_n が等差級数であるから、(3) 式は

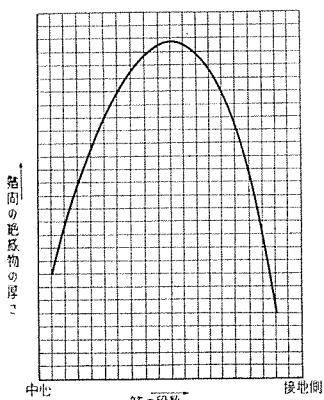
$$\frac{l_1}{\log \frac{d_1}{d_0}} = \frac{l_2}{\log \frac{d_2}{d_1}} = \dots = \frac{l_n}{\log \frac{d_n}{d_{n-1}}} = \frac{n(l_1+l_n)}{2 \log \frac{d_n}{d_0}} = \frac{n \text{ lave}}{\log \frac{d_n}{d_0}} \dots (4)$$

ただし $\text{lave} = \frac{l_1+l_n}{2}$

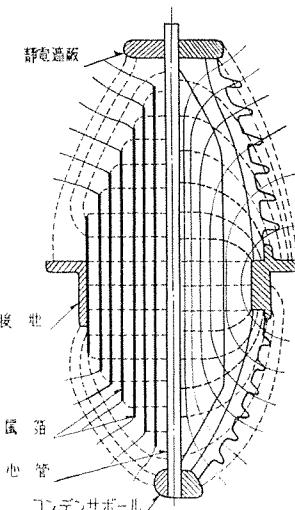
$$\left. \begin{aligned} \text{ゆえに } \log \frac{d_1}{d_0} &= \frac{l_1}{n \text{ lave}} \log \frac{d_n}{d_0} \\ \log \frac{d_2}{d_1} &= \frac{l_2}{n \text{ lave}} \log \frac{d_n}{d_0} \\ \vdots \\ \log \frac{d_n}{d_{n-1}} &= \frac{l_n}{n \text{ lave}} \log \frac{d_n}{d_0} \end{aligned} \right\} \dots (5)$$

によって、 l_1, l_n, d_0, d_n, n が決まれば d_1, d_2, \dots, d_{n-1} は上式により順次計算される。

l_1, l_2, \dots, l_n を等差級数に選べば、絶縁物の厚さ、すなわち $d_1-d_0, d_2-d_1, \dots, d_n-d_0$ は 3 図のように変化し、同一とはならないが、温度分布のもっとも悪い中間層における電位傾度がもっとも低くなっている。好都合である。



3 図
コンデンサブッシングの各電極間の絶縁厚の変化
Fig. 3.
Changes of insulation thickness between electrodes of condenser bushing.



4 図 高圧ブッシングの電位傾度と誘電束分布
左 油入コンデンサ型ブッシング
右 普通型ブッシング
細い実線および緑は等電位面
点線は誘電束分布を示す

Fig. 4. Potential gradient and dielectric frux distribution of high voltage bushing.

コンデンサブッシングはこのように設計されるので、その中心導体から接地層まで電位傾度は 4 図のようにはほぼ均等となり、絶縁物にかかる電圧の割合は各部分一様であるから、他の油入型、またはコンパウンド充填型のように中心付近に著しい電位傾度を有するものに比べ、外径寸法を小さくしかも絶縁耐力に十分な安全度をとることができる。

3. “OT” 型コンデンサブッシングの特長

“OT” 型密封式油入コンデンサブッシングの第一の特長は、従来のコンデンサブッシングの特長の上にさらに、現在米国著名メーカーが採用している中心締付方式 (Centre clamping system) を採用したことである。

この方式は中心導体を利用して、頭部膨張室内に装置された数個の強力なスプリングの圧縮力によって各部のパッキングを締付けているもので、従来の形式に比べて多くの利点をもっている。

すなわち、密封式ブッシングの構造上の問題点は構造部分の熱的膨張に対する気密保持という点であったが、中心締付方式によれば容易にしかも完全にあらゆる使用状態においても気密を保持することができる。

とくに各部のパッキングは 2 列とし、外側には耐油、耐候性の硬質人造ゴムを用い、ガスケットストップと風化防止を行い、内側には耐油性で弾性の強いコルクプレンを使用したコンファイン (confine) となっているので、ついにコルクの弾性を失うことはない。このようにして組立てられた OT 型ブッシングは完全密封であり、油の劣化はもちろん、内部コンデンサの電気的特性も長年月の使用で変わることはほとんどない。

碍管は絶えずスプリングの力によって圧縮されている

が、碍管はこのような圧縮を受けた状態でもっとも強く、従来のように碍管にフランジをセメント付けしたものでは、セメント付けによるストレスやボルト締めの不均一により碍管の破損という問題もあったが、この方式を採用以来、このような原因による碍管の破損は皆無となった。

また碍管にフランジを使用しないので外形寸法はさらに縮少し、従来の下部コンデンサが露出している型式のものとの互換性もあり、ブッシング型変流器の設計も容易になり、その特性も著しく向上した。

その他、重量の軽減、組立時間の短縮によるコストの低減、取扱いの簡便、輸送時の安全性の向上など、その利点はばかり知れないものがある。

第2の大きな特長はコンデンサ部の改良である。すでに“OT”型の前に開発された“O”型において、従来露出していた下部コンデンサ部分も碍管でおおわれ、コンデンサは完全に碍管内に密封されたが“OT”型に至って密封構造の完成と共にコンデンサ部は電力コンデンサやOFケーブルと同様の油浸紙構造に改良された。

すなわち従来はワニス処理を施した絶縁紙を使用していたが、この方式では絶縁油の滲透が悪く、またワニスの特性上、とくに高温における $\tan\delta$ が増大するので、大形では熱劣化に対しても考慮しなければならなかった。

これに対し“OT”型では無処理のクラフト紙を巻き真空乾燥の後、脱気脱湿した絶縁油を圧入含浸させたもので、絶縁紙への絶縁油の滲透は十分で、わずかな空隙も絶縁物中に存在しないことになる。

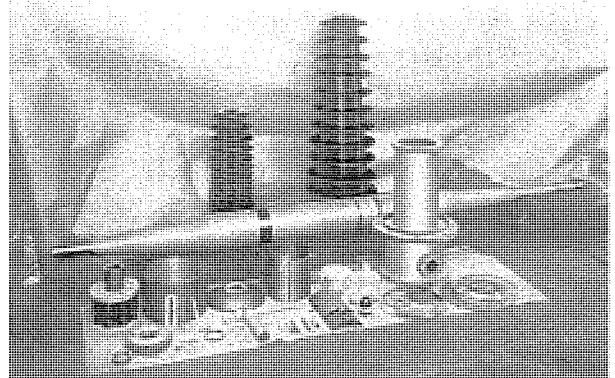
これがため絶縁物の $\tan\delta$ は非常に減少すると共に温度特性も著しく改善された。

絶縁耐力も油浸紙構造としたために飛躍的に向上し、



5 図
140 号 “OT” 型
ブッシングの外観

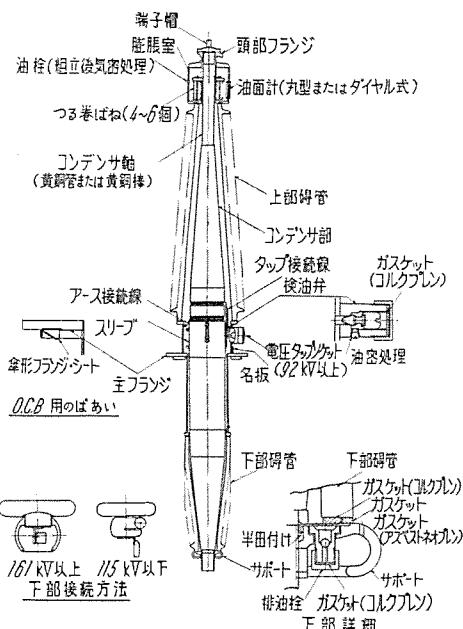
Fig. 5.
Appearance of
type OT bushing.
No. 140



6 図 140 号 “OT” 型
ブッシングの部品

Fig. 6. Components of type OT bushing No. 140.

“OT”型密封式油入コンデンサブッシング・広尾・堀・南角・印藤



7 図 “OT” 型のブッシングコンデンサ構造図
Fig. 7. Construction of type OT bushing.

外形寸法の縮少が図られたが、なお電力用コンデンサやOFケーブルに比べ電位傾度は数分の一程度で衝撃比も増大し、絶縁耐力は従来のものに比べて数倍していることは後述の寿命試験で明らかである。

以下“OT”型ブッシングの各部の構造について詳細に説明する。

4. “OT”型コンデンサブッシングの構造

1 図は当社で製作した絶縁階級 200 号の変圧器用ブッシングであり、5 図、6 図は同 140 号の外観および部品図である。内部構造は 7 図に示す。“OT”型ブッシングはつぎの 6 つの部分からなっている。

- (1) コンデンサ部
- (2) 頭部膨張室部
- (3) 取付フランジ部
- (4) 上部碍管
- (5) 下部碍管
- (6) 下部サポート部

ア. コンデンサ部

コンデンサ部は 3 項で述べたように無処理のクラフト紙と電極になる金属箔とを交互に巻き、これを機械加工により成形する。

この後真空乾燥を行い、脱気した絶縁油を圧入してコンデンサ部は完成する。これで“OT”型ブッシングのコンデンサ部は電力用コンデンサや OF ケーブルと同等の高度に安定な特性が期待されるわけである。

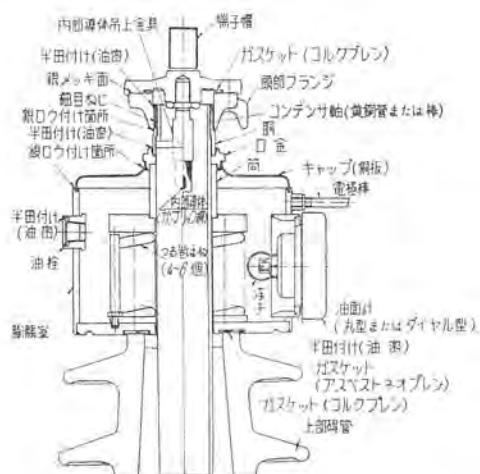
さらにコンデンサブッシングにおいては各層の電極端はコロナの発生が懸念されるので各層電極の両端に高抵抗の半導体のテープを巻き電界分布を改善し、各層間の表面閃絡電圧値を上げることができた。

1. 頭部膨張室部

膨張室は油の膨張収縮による容積変化に応じる空間を与えるもので、気密保持上もっとも重要な部分である。構造は8図に示すように油面上はまったくパッキングを使用せず、必要な箇所は組立後すべて銀ロー付またはハシダ付けを行っている。

膨張室本体は鋼板または非磁性鋼板で作られ、内部に数個のスプリングが装着され、可攪銅板製のキャップでおおわれ、キャップは膨張室本体にロー付けされている。

このキャップは、中心軸と碍管部の膨張係数の差による機械的伸縮に対して気密を損うことなく十分追随し、スプリングの作用をきまたげないようにベローの役目をする。膨張室内部のスプリングは中心締付方式の重要な部分で、渦流損を考慮して中心軸の回りに4~6個配置し、各パッキングに均等な締付力を伝える。

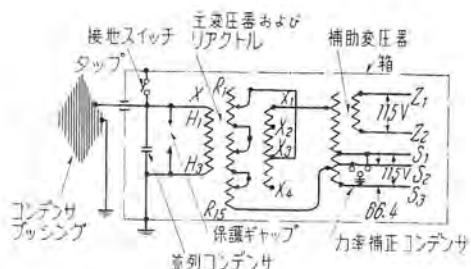


8 図 OT 型ブッシング頭部構造図
Fig. 8. Construction of the head of type OT bushing.



9 図 ブッシング型電位変成器 (P. D)
(油入遮断器取付)

Fig. 9. Bushing type potential transformer.



10 図 ブッシング型電位変成器結線図

Fig. 10. Bushing type potential transformer wiring diagrams.

このようにして作られた膨張室は十分な空間をもち、温度低下に対しては負圧にならないようかつ油の酸化を防ぐ目的で窒素を充填してあるが、温度 80°C においても内圧は 0.8 kg/cm^2 以下である。これに対し膨張室は 1.5 kg/cm^2 の気密試験を行っている。

ウ、取付けフランジ部

取付けフランジは鋼板または非磁性鋼板を溶接して作られ、絶縁階級 80 号以上の“OT”型ブッシングにはタップソケットを設けている。

このタップはコンデンサ本体に挿入された同心電極中接地側の第2層目から取出され、コンデンサの分圧比に応じた電圧を誘起するものである。

このタイプはブッシング型電位変成器 (Bushing type potential device) 用として設けられたものであるが、ブッシングの $\tan \delta$ を測定するにも便利であり、かつ容量分圧器として必要に応じ外部にコンデンサを付加してオシログラフ、クリドノグラフ等に接続すれば、現地における異常電圧の簡単な実測にも利用できる。9図、10図は油入遮断器に取付けられたブッシング型電位変成器およびその回路を示す。

エ、上部および下部碍管

上部および下部碍管は良質の磁器を用いガスケットジョイントのない1本ものである。外部および内部表面には一様に釉薬を塗り、両端面は中心締付方式を採用するため十分な精度をもって製作されている。

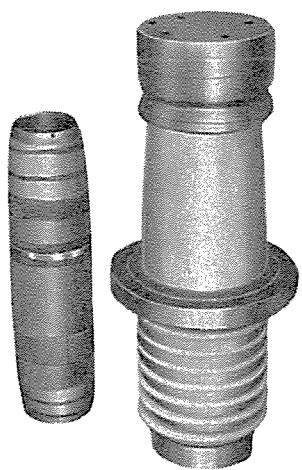
オ、下部サポート部分

サポートは高力黄銅イモノ製で $2\text{ kg}/\text{cm}^2$ の気密試験を行い、頭部のスプリングの力で膨張室とサポートとの間の上部碍管、取付フランジ、下部碍管を締付けている。このサポートには7図に示す排油弁がつけてある。

力、その他の部分

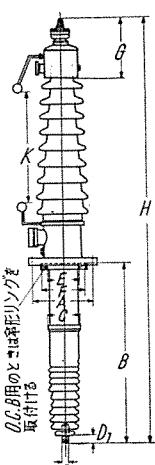
その他、付属品としてコロナ防止用静電帽、保護間隙、端子などを有しているのは従来の型と同一である。以上で各部分の構造について説明を行ったが、現在当社で製作している変圧器および油入遮断器用“OT”型コンデンサブッシングの標準寸法は1表のとおりである。

しかし最近とくに塩害対策の一環として“OT”型の上部導管のみ絶縁階級を上げた特別寸法のブッシングも製作を行っている。“OT”型ブッシングの特殊な例では



11 図 タービン発電機用
“OT”型ブッシング
Fig. 11. Type OT bushing
for turbine generator.

1表 “OT”型油入コンデンサブッシング



変圧器用

定格電圧 kV	A		B 取付 よ り 下 ラ ン ジ 面 の 最 大 径	C (B) 部 分	下部軸端 ねじ寸法		取付フランジ パッキン寸法		G 膨脹室 部分の 長さ	H 全 長	K 保護 間 隙	
	取付 ボルト の 中 心 径	ボル ト の 数			D	D ₁	E	F				
	外 径	山 数	有効 長 さ	内 径	外 径							
34.5	240	6	1/2"	483 (538)	125	38	12	—	170	210	358 (1460)	299
46	240	6	1/2"	553 (608)	135	38	12	—	170	210	358 (1640)	387
69	360	8	5/8"	630 (680)	157	38	12	—	270	330	367 (2020)	553
80.5	380	8	5/8"	630 (680)	157	38	12	—	290	350	367 (2020)	630
92	480	12	5/8"	1060	180	50	12	—	380	440	386 (2543)	735
115	480	12	5/8"	1181	222	50	12	—	380	440	430 (2907)	969
161	600	12	3/4"	1389	286	75	12	—	500	560	430 (3506)	1358
196	730	16	3/4"	1730	372	100	12	—	630	690	512 (4257)	1663
230	730	16	3/4"	1973	405	100	12	—	630	690	512 (4997)	1965

注: () 内寸法は套管下部で接続するときの長さを示す
(定格電圧 80.5 kV 以下の套管で定格電流 500~600 A 以上のとき
92 kV 以上の套管はすべて下部接続のときの寸法を示す)

油入遮断器用

69	282	8	3/4"	113S	157	38	12	80	160	240	367	2444	—
80.5	320	8	3/4"	1054	180	50	12	80	200	280	386	2467	—
92	320	8	3/4"	1094	180	50	12	80	200	280	386	2577	—
115	356	8	3/4"	1206	222	50	12	80	206	316	430	2933	—
161	410	8	1"	1373	286	75	12	80	286	356	430	3580	—
196	597	12	1"	1721	372	100	12	104	438	543	512	4248	—
230	597	12	1"	1978	405	100	12	115	438	543	512	4989	—

11 図に示す水素冷却タービン発電機のブッシングのような大電流のものも製作され、また変流器用のように 2 端子式のものも製作している。

5. コンデンサブッシングの歴史的変遷

コンデンサブッシングは製作開始以来数十年、電気機

“OT”型密封式油入コンデンサブッシング・広尾・堀・南角・印藤

器の進歩に伴い幾多の改良が行われてきた。“OT”型に至るまでの歴史的変遷の跡をたどることも興味があるので簡単に述べると、最初は現在の油入型の絶縁油の代りにコンパウンド充填型が製作された。12図は初期のコンパウンド充填型コンデンサブッシングで、当時はまだ1本ものの碍管の製作が困難のためつぎ合わせ碍管を用いている。その後頭部構造に種々改良が加えられ、大正末期から昭和15年頃までに製作された変圧器、遮断器に取付けられている。この頃すでに230 kV のものまで製作されている。

油入型に移行したのはコンパウンドの入手が戦争のために困難になったためであるが、13図に見られるように油入型になると共に頭部構造は完全密封式が採用されたが、これは他社より10年は先んじていたことになる。この型のブッシングはZ型と称され昭和16年より24年頃までつづいた。

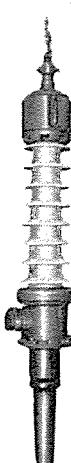
昭和24年頃からさらに一層安定な特性を保つため、従来露出されていた下部コンデンサ部も碍管でおおい、14図のようにコンデンサ部を完全に油中に密封したのがO型である。この型ではまだ中心締付方式は採用していないので、外径寸法も大きくZ型との互換性はない。やがて“OT”型の登場となるわけである。

6. “OT”型コンデンサブッシングの実用性能

以上で“OT”型コンデンサブッシングの構造の詳細を説明した。“OT”型ブッシングは従来の型式に比しかずかずの特長を有しているが、当社では“OT”型ブッシングの製作に当って、その実用性能を立証するため、昭和30年12月より昭和31年8月まで9ヶ月にわたって代表として140号のブッシングにつき、これらの寿命推定を兼ねて各種特性、すなわち絶縁劣化の原因と考えられる機械的・熱的・電気的特性試験を実施した。



12図
コンパウンド充填
コンデンサ
ブッシング



13図
油入コンデンサ
ブッシング
Z型(70号)



14図
油入コンデンサ
ブッシング
O型(140号)

Fig. 12.
Compound filled
condenser
bushing.

Fig. 13.
Type Z oil filled
condenser
bushing.

Fig. 14.
Type O oil filled
condenser
bushing.

元来、コンデンサブッシングの絶縁劣化の原因としては、機械的・熱的・電気的・化学などの要因が考えられるが、これらが別々に劣化の原因とはならず、たとえば熱的劣化には電気的原因がともない、機械的劣化が化学的劣化を惹起するなど、互に相関連し助成して劣化を促進するのが普通であるが、今回実施した試験では、そのおのの原因について実用上予想されるあらゆる場合を考慮し、それが“OT”型ブッシングの特性に与える影響を徹底的に検討した。

この種の試験は、わが国はもちろんのこと、恐らく世界にも類例のないものと思われるが、試験の結果“OT”型ブッシングの実用性能の優秀性はありますことなく立証された。

以下“OT”型ブッシングを機械的特性、熱的特性、電気的特性に分けて、実施した各種寿命試験をのべ、あわせて実用性能につき検討を加えてみる。

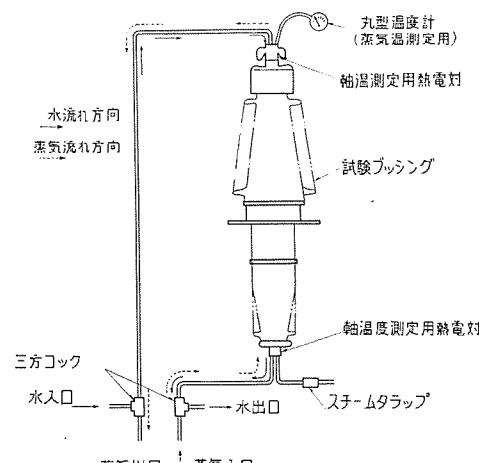
7. 機械的特性

機械的特性として考慮しなければならないことは、使用中の吸湿を防ぐための気密構造および使用中の振動または衝撃に対する耐久性と取扱、輸送中に受ける外力に対する完全性とである。これらにつき検討した結果を述べる。

ア. 中心導体の冷熱試験

ブッシング中心導体は取付機器の温度上昇による油温導体内を流れる電流による温度上昇、および外気温度などにより、当然導体温度は変化し、膨張収縮作用が生じる。これがためこのような状態における気密構造の完全さを検討する目的でブッシング中心導体の冷熱試験を行った。

試験方法は15図に示すように140号ブッシングについて130°Cの蒸気と約10°Cの水道水を交互にブッシング中心導体(黄銅パイプ)内に送り、導体温度差を60°C(最高温度90°C、最低温度30°C)にして交互に加熱冷却を繰返した。一往復の時間は約15分30秒、試験回数は



15図 中心導体の冷熱試験装置

Fig. 15. Cold and hot tests of central conductor.

1,200往復で、100回ごとにブッシング内部にフレオンガス0.3kg/cm²、窒素ガス0.7kg/cm²の混合ガスを封入して漏洩探知機により洩れの有無をたしかめた結果、各回の試験とも洩れはなかった。実際問題として、7~8分間に温度差が60°Cもある温度変化はまず考えられないことであるが、このような試験を行っても気密構造が破れないことは、その完全さを物語っている。

イ. 膨張室の膨張収縮試験

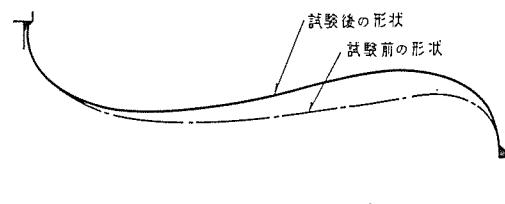
膨張室頂部は気密構造を完全にし、中心導体の膨張収縮を逃げるために、焼純した無酸素銅板により作られており、ベローの役目を兼ねさせている。このベロー部分の疲労強度測定のため膨張室の膨張収縮試験を行った。これについては前項で述べた冷熱試験と同一の試験になるが、構造上もっとも重要な部分であるため、あえてこの試験を行った次第である。

前にも示したように中心導体の熱による伸縮を考えるに、温度差60°Cとした場合、黄銅パイプの熱膨張は計算の結果、140号ブッシングで約4mm、200号のそれで約5.5mm程度となる。これがため試験は140号ブッシングの膨張室を使い、組立状態で±3mmの運動を与えて膨張収縮によるベローの運動と等価の作動を行わせて破壊するまでこれを繰返した。なお収縮時には膨張室内気圧を0.75kg/cm²とし、膨張時は大気圧とした。往復回数は1分間4回往復とし、破壊の判定はリーキテストにより行った。すなわち1,000回ごとにベロー部の歪の状態、およびリーキテストを行い、ベロー部になんらかの変化を示した後はとくに毎回注意して点検した。結果として、10,000回目はなんらの異常なく、23,932回目に中心より67mmの位置に長さ約120mmにわたり亀裂を発生して破壊した。破壊箇所にワレの初期現象のシワが見えたのは23,400回目である。なお試験前後のベローの形状は相当な変化を生じた。これを16図に示す。

ウ. 振動試験

ブッシングにかかる振動としては、実際に変圧器に取付けた状態で変圧器の振動とほぼ同様の振動をする。遮断器取付の場合は、遮断器の投入、遮断時の衝撃、およびブッシング運送中における振動などを考慮することができる。

変圧器取付時の振動に対しては、実際の変圧器の振動を現地測定の結果、その振幅・周波数を知ることができ



16図 膨張収縮試験前後の頭部ベローの形状

Fig. 16. Shape of head bellows before and after expansion and contraction test.

たが、あまりにも僅少のためこの種振動による劣化は考えられない。

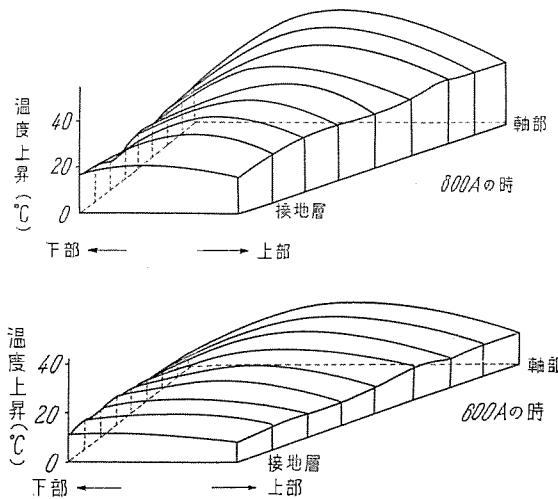
つぎに遮断器取付の場合、その投入遮断による衝撃は非常に複雑であり、器種によりそれぞれ異なり、これと等価の試験は今後の宿題事項とし、実際に 140 号ブッシングを遮断器に取付け 500 回投入遮断を行った後、詳細点検の結果なんら異常をみとめなかった。

最後に輸送中の振動であるが、これも非常に複雑で外部条件により左右される。これがため今回は 140 号ブッシングを当社の標準荷造法により荷造りし、4 トン積トラックに積込んで約 50 km の道路を往復し、ときどきブッシングのフランジ部にかかる加速度、およびトラック床面にかかる加速度を測定し、帰着後解荷してリークテストを行った。結果として洩れその他の異常はみとめられず、運送中の加速度としてはブッシングのフランジ部で上下最大 3.2 g、左右方向で最大 2.0 g もかかり、トラック床面は最大 3.5 g もかかっていた。

8. 熱的特性

ブッシングの熱的特性のみを考えてその寿命を推定することは不可能で、必ずこれに電気的特性が問題となってくるが、あえてその熱的特性の一部につき述べることにする。

この熱的特性を測定するため、とくに試験用ブッシングを標準工作法により製作し、製作のときに中身コンデンサ各部の温度分布・各層別の $\tan \delta$ 等の測定ができるように、あらかじめ更正した銅-コンスタンタン熱電対を各層の箔の上に巻込み、乾燥、油含浸を行った後、このブッシング中身を前もって穴あけした碍管を使って組立を行い、各層の温度測定用熱電対リードを、これら碍管の穴を通して外部に取り出して各種測定を行った。た



17 図 電流を流したときの中身各部温度上昇分布図
(定格 600 A)
(最終温度分布より常温時温度分布を差引いた)
値を温度上昇分布とする

Fig. 17. Temperature rise distribution diagram at various parts of core when currents are passed.

“OT”型密封式油入コンデンサブッシング・広尾・堀・南角・印藤

だしこのブッシングに電圧を印加するとき、これら測定リード線が問題となるため、とくに各層の等電位面に沿ってリードを取り出せるように碍管に穴をあける位置には注意をはらった。

ア. 温度分布

ブッシングの温度上昇はつぎの原因によるものと考えられる。

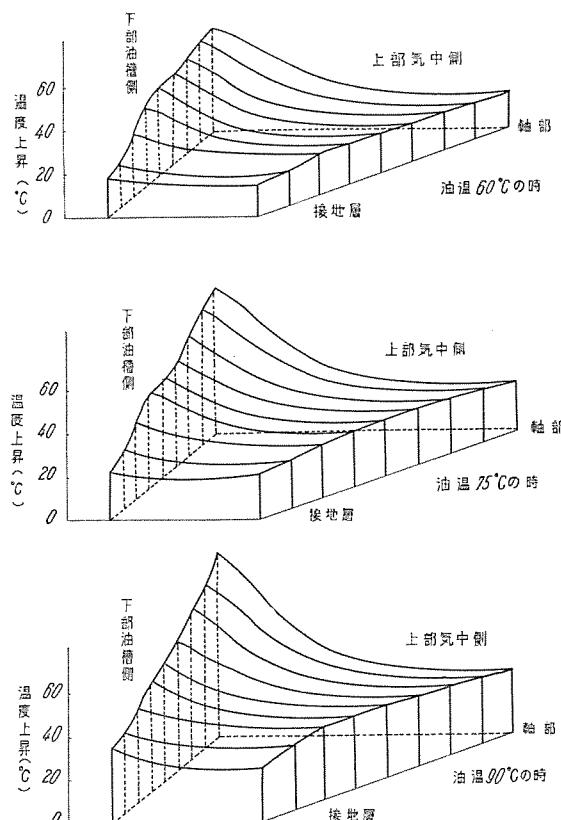
(1) 軸部を流れる電流による温度上昇、および外部金具の渦流損による温度上昇

(2) 取付機器の温度上昇にともなう油温、および外気温度の上昇

(3) 中身絶縁物の誘電体損による温度上昇

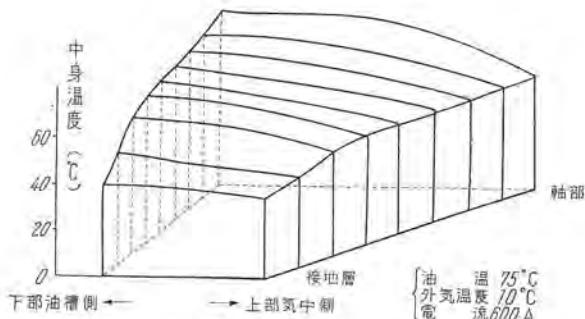
試験に供したのは 140 号のブッシングで、定格電流が 600 A のものを使った。これについて気中で軸部に 600 A、800 A の電流を流した場合のブッシング中身各部の温度を測定したが、この場合の温度上昇を 17 図に示す。

つぎに下部碍管部分を油中に入れ、油温を 60°C、75°C、90°C に保った場合のブッシング中身温度上昇は 18 図に示す分布となった。この場合の温度上昇とは各部の最終到達温度より常温放置のときの各部温度を差引いたものをさしている。



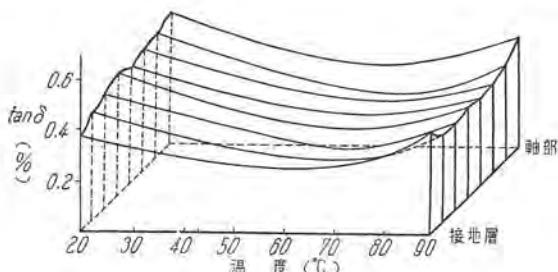
18 図 下部碍管を高温中に入れたときの中身各部温度上昇分布図
(最終温度分布より常温時温度分布を差引いた)
値を温度上昇分布とする

Fig. 18. Temperature rise distribution diagrams of various parts of core when the lower bushing is immersed in hot oil.



19 図 中身各部の温度分布図

Fig. 19. Temperature distribution of various parts of core.



20 図 中身各層の $\tan \delta$ 温度特性

Fig. 20.

$\tan \delta$ temperature characteristics of various parts of core.

最後にブッシング下部を 75°C の油に入れ、軸部に定格電流 600 A を流した、実際使用状態に近い状態での中身温度分布は 19 図のようになる。ただしこの場合の外気温度は 10°C のときである。

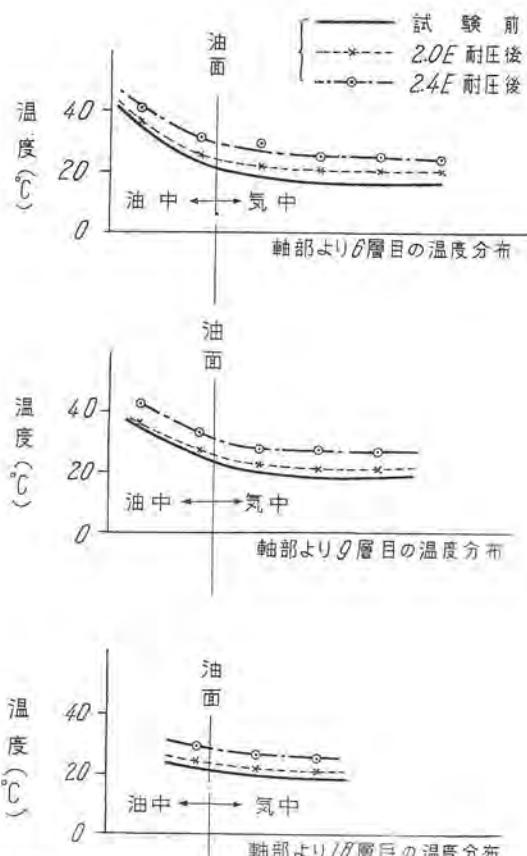
以上の結果からもわかるように、使用中の中身温度は當時相当な高温状態におかれている。

イ. $\tan \delta$ の温度特性

供試ブッシングを種々の温度に保ち、各層間の $\tan \delta$ を、シェーリングブリッジで測定した結果を 20 図に示す。ただし測定電圧 300 V 、測定周波数 60 c/s での値である。これよりブッシング中身、すなわち油浸紙絶縁体の各部 $\tan \delta$ は、その最小値が $0.25\sim 0.30\%$ 付近で、そのときの温度は約 $60\sim 70^{\circ}\text{C}$ であることがわかる。また各層とも大体平均した特性を示しているが、これは各部の乾燥程度がほぼ均一であることを物語っている。なお 20°C 付近での $\tan \delta$ は約 0.5% で、常温で測定した $\tan \delta$ はその最小値をはるかに上まわる値である。しかしこの $\tan \delta$ による誘電体損温度上昇は、この温度特性からみて非常に小さいものであることがわかる。

ウ. 誘電体損による温度上昇

誘電体損による温度上昇は非常に小さく、普通の使用状態ではこのために熱的に破壊することは考えられないが、実際にどの程度の温度上昇を示すかを知るために、供試ブッシングの下部を 75°C の油槽内につけ、各部の温度が飽和したところで内部導電部に長時間電圧を印加し、この状態での中身温度分布の変化を測定した。この場合の印加電圧としてはいずれも、最高回路電圧に対する対地電圧 ($E=161/\sqrt{3}\text{ kV}$) の 1.1 倍、 2.0 倍、 2.4 倍



21 図 長時間耐圧前後の温度分布 (75°C 油中、外気 13°C)

Fig. 21. Temperature distribution before and after pressure test for long period.

($1.1E=102\text{ kV}$, $2.0E=185\text{ kV}$, $2.4E=222\text{ kV}$) で、各電圧で 24 時間ずつ印加をつづけた後の温度分布を測定したものである。この場合の電圧印加前後の温度分布の一例（軸方向の温度分布）を 21 図に示す。ただしこれは中心導体に電流を流していない状態での試験結果である。

以上の結果から $2.0E$ では誘電体損による温度上昇はほとんどみとめることができず、 $2.4E$ で始めてわずかな温度上昇がみとめられる。しかし外気温度の影響もありたいした温度上昇でないから、実際の状態ではまず無視して差支えない程度の値と思われる。これらは外気温度が $12\sim 14^{\circ}\text{C}$ の状態での結果であるため、夏季の屋外における直射日光をうける場所での温度上昇は幾分高くなるであろうが、 $\tan \delta$ 値が非常に小さく、かつ電界強度は普通非常に弱いため、この種 “OT” 型ブッシングにおいては構造上熱放散も大きいので、誘電体損による温度上昇は問題にならないものと推察できる。

(注: 18, 19, 20 図はブッシング中身の縦断面の半分を平面図とし、温度を高さで示し、各部の温度分布を曲面で示したものである)

9. 電気的特性

ブッシングの寿命を電気的特性だけに限って考えるとそれは絶縁破壊を起すことであるが、使用中絶縁破壊を



22 図 衝撃閃絡電圧波形

Fig. 22. Waveform of surge flash voltage.

起すのは過渡過電圧の侵入による場合と、常規電圧で使用中に絶縁が劣化して破壊に至る場合との2つが考えられる。

これがためまず衝撃電圧および商用周波電圧の耐圧および閃絡試験によって、過渡過電圧に耐えることをたしかめた。つぎに実際の使用状態を仮定して、ブッシング下部の温度を90°Cにあげて電圧を印加し、常規使用電圧における長時間の耐電圧をたしかめた。

その後ブッシング頭部膨張室が機械的な寿命に原因して気密が破れ、水分が浸入した場合を仮定して膨張室内に水を入れた。この水は油中に拡散し、徐々にブッシング主絶縁物である油浸紙内に吸収され、絶縁が低下する過程が想像できる。これをたしかめるために、製作当初と吸湿絶縁低下後の非破壊的絶縁特性比較を行った。しかるところ、これを長時間の耐圧試験によって劣化させ、かかる状態においても、使用中絶縁破壊に至るには相当な長時間を要することをたしかめた。以下これら電気的特性について述べる。

ア. 過渡過電圧における耐圧試験

過渡過電圧は内雷および外雷によって起るが、この電圧がブッシングに加わった場合、まず第1にブッシングの保護間隙間に閃絡することが考えられる。つぎに碍管表面の汚損による碍管沿面閃絡が考えられる。しかしコンデンサ型ブッシングでは、碍管が比較的細いので汚損に対して有利であり、さらにコンデンサ効果によって碍管表面の電位分布が均等化されているので、汚損によるこの機会は他の型のブッシングと比較して少いであろうと考えられる。過渡過電圧における耐圧試験は、内部絶縁の耐電圧がこれらの外部閃絡電圧より高いことをたしかめるための試験である。

商用周波閃絡電圧は、保護間隙長を1,358 mmに設定して3回閃絡させた。平均閃絡電圧は60 c/sで483.8 kVであり、いずれも外部で閃絡した。衝撃閃絡電圧は、 $+(1 \times 40)\mu\text{s}$ の標準波形960 kVを3回印加したが、いずれも約6 μs で外部で閃絡した。代表オシロは22図に示す。

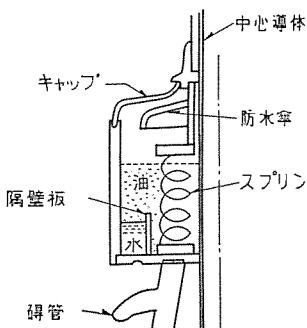
つぎにJEC-124により、商用周波耐電圧試験は乾燥状態で385 kV 1分間、さらに注水状態において320 kV 10秒間印加したが、外部および内部の閃絡はなかった。注水に使用した水の固有抵抗は4,830 Ωcm であった。つぎに乾燥状態で衝撃耐電圧を標準波形825 kVで3回

行い、内外共に閃絡を認めなかった。衝撃電圧における内部主絶縁物の貫層および沿面破壊電圧は、油浸紙の破壊電圧、コンデンサ部の層数、および電位分布などから推察すると、数千 kVと考えられて非常に強く、保護間隙のV-t特性と交叉することは事実上考えられないのであるから問題にならない。あとに述べる吸湿試験後960 kVの衝撃閃絡試験、および825 kVの衝撃耐圧試験でもなんら異常をみとめることはできなかった。

つぎに実際の使用状態での過渡過電圧の侵入の場合はブッシングの中身温度は前にも述べたように相当高温状態におかれていることが考えられるので、ブッシング下部を90°Cの油槽につけ、商用周波試験電圧102 kV(最高回路電圧に対する対地電圧の1.1倍)60 c/sの長時間耐圧8時間後、直ちに衝撃電圧の標準波形825 kVを印加したが、なんらの異常もみとめられなかった。

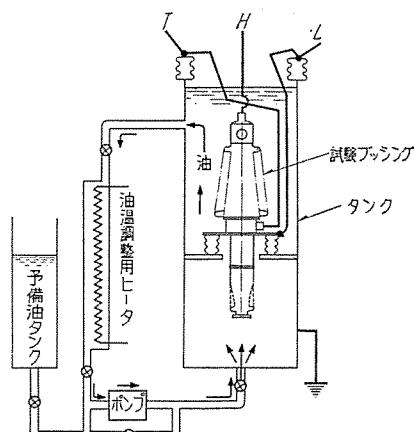
イ. 吸湿試験

実際問題としてはまず起り得ない状態ではあるが、劣化の進行過程をたしかめるため、つぎのように強制吸湿を行った。すなわちブッシング頭部膨張室内に装置した23図に示す水溜に、500 ccの水を入れてそのまま放置し、約90日後に冷熱サイクルを開始した。この方法は、ブッシングを3日間90°Cの高温に保ち、その後引続いて3日間常温まで冷し、このサイクルを21回繰返し、



23 図
膨張室内の水溜図

Fig. 23. Water sump in the expansion chamber.

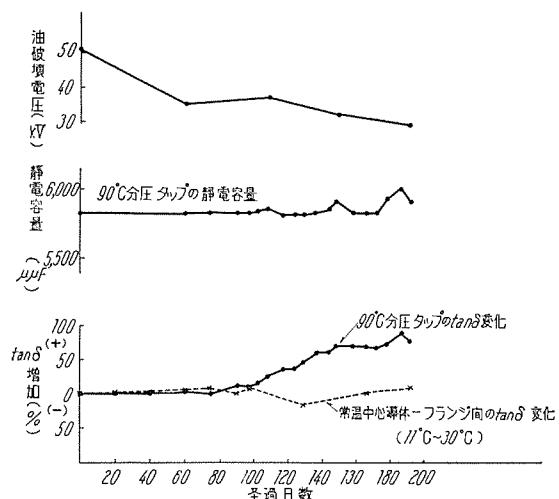


24 図 吸湿試験装置

Fig. 24. Testing device for moisture absorption.

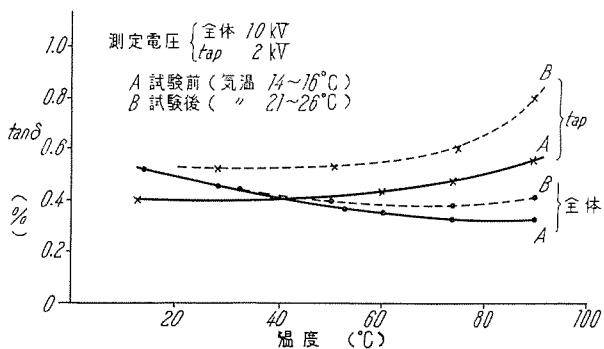
約200日間続行した。熱サイクルの場合は24回の装置で、熱源をもった鉄製タンクにブッシングを入れ、油を循環して温度をあげ油温90°Cに調整した。冷サイクルは熱サイクル後油を抜き常温まで冷却した。

冷熱サイクルの冷時において、中心導体フランジ間、



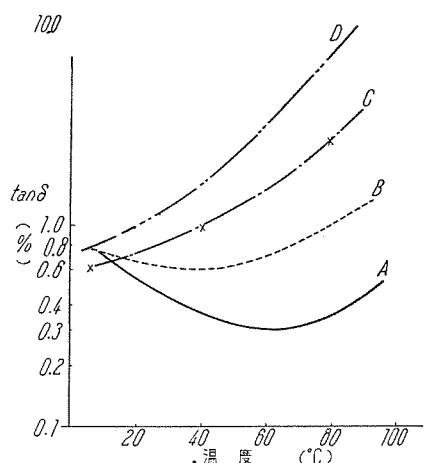
25図 吸湿試験特性結果

Fig. 25. Characteristics as a result of moisture absorption test.



26図 $\tan \delta$ 温度特性(吸湿前後の比較)

Fig. 26. Tan δ temperature characteristics (comparison between before and after moisture absorption)



27図 套管全体を温めた場合の $\tan \delta$ 温度特性

Fig. 27. Tan δ temperature characteristics when the bushing is fully warmed up.

および分圧タップの $\tan \delta$ ・静電容量を測定し、熱時ににおいては測定の精度上、分圧タップだけの $\tan \delta$ ・静電容量を測定した。またこの試験中ブッシング内部の絶縁油を、下部より5回採油して絶縁破壊電圧の測定を行った。25図は、その特性結果を示したものである。

ブッシング内部油の破壊電圧は、始め50kVであったが急激に低下し、最終30kVとなった。中心導体フランジ間の $\tan \delta$ および静電容量は、あきらかな変化が認められず、90°Cのときの分圧タップ $\tan \delta$ および静電容量は、あきらかに増加の傾向を示している。これにより、その構造上最外層の分圧タップの高温時の $\tan \delta$ が吸湿に対する感度が高く、吸湿程度の判定に適していることを示している。

ウ. 非破壊絶縁特性

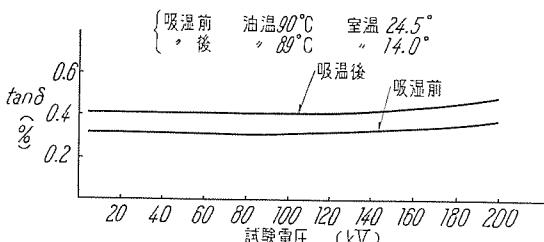
現在絶縁劣化の推定は、使用状態における非破壊的絶縁特性試験によって行われている。この方法として $\tan \delta$ の温度特性・ $\tan \delta$ 電圧特性・絶縁抵抗の時間的変化すなわち成極指数、および電圧特性すなわち弱点比等があるが、吸湿試験前後のこれら特性について比較検討した。

(1) $\tan \delta$ の温度特性

吸湿前後の $\tan \delta$ 温度特性は26図に示す。これはさきに述べた温度特性と異なり、ブッシング下部を油槽につけ、この油温を変化して使用状態に近い状態での温度特性である。全体の温度を変化させた場合の温度特性は前にも述べたように、温度が60~70°Cに最小値をもつV曲線になるので、吸湿前のブッシング $\tan \delta$ は、温度が上昇するにつれて下り、26図Aのように負特性を示しているが、吸湿によりその温度特性が同図Bのように変化した。これは27図の温度特性がAからBの傾向に変化したと考えれば当然のこと、油温が70°C付近から上昇はじめた。分圧タップの $\tan \delta$ 特性は、最外層であるため温度分布が異なり、26図のような結果を示し、吸湿後は温度が上るにつれて $\tan \delta$ は増加した。

(2) $\tan \delta$ の電圧特性

$\tan \delta$ の電圧特性は、ブッシング内部絶縁物中における空隙のイオン化検出にもっとも簡単確実であるが、高圧配線およびブッシング頭部よりの外部コロナの影響が大きいので、特別なコロナ防止冠とコロナ防止導体を使用し、これを除去して測定した。特性曲線は28図に示す。



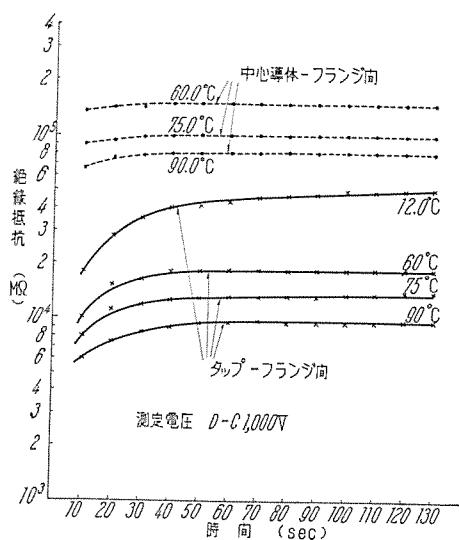
28図 吸湿試験前後の $\tan \delta$ 電圧特性

Fig. 28. Tan δ voltage characteristics before and after moisture absorption tests.

す。この場合、ブッシング下部は 90°C の油槽内に入れられた。吸湿試験によって $\tan \delta$ の絶対値は変化したが、いずれも使用状態ではイオン化は認められず、線間電圧において $\tan \delta 5\%$ の増加をみた。100 kV 以上は $\tan \delta$ メータによって測定した結果であって、160 kV 以上は配線リードよりのコロナにより、あまり正確とはいえないが、これによるとイオン化電圧は 120 kV と推定される。なお電圧の上昇下降によるループは画かなかった。

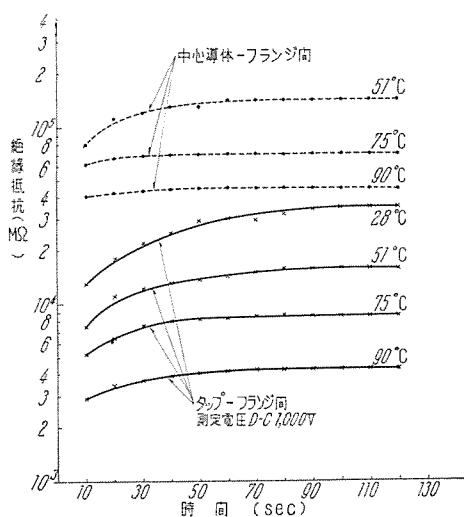
(3) 絶縁抵抗特性

直流 1,000 V の超絶縁抵抗計を使用し、吸湿前後の絶縁抵抗時間特性を測定した結果を 29 図に示す。ブッシングの絶縁抵抗では、飽和値に達するまでの時間は短く 1~2 分であり、温度が高くなるにつれて成極指数が大きくなる傾向を示すが、吸湿前後における成極指数の差は明らかでない。絶縁抵抗温度特性は 30 図に示す。吸湿



29 図-a. 吸湿試験前の絶縁抵抗一時間特性

Fig. 29-a. Insulation resistance-time characteristics before moisture absorption tests.



29 図-b. 吸湿試験後の絶縁抵抗一時間特性

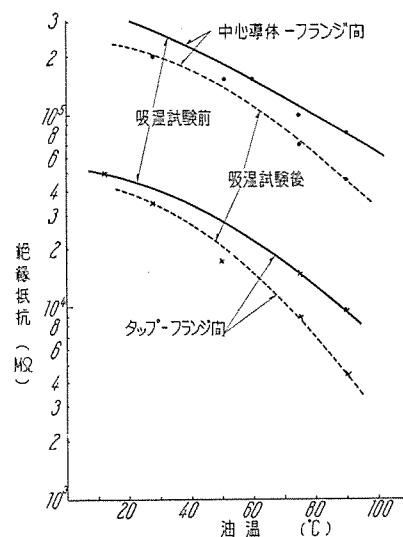
Fig. 29-b. Insulation resistance-time characteristics after moisture absorption tests.

前後の差は温度が高くなるほど大きく、90°Cにおいては約 1/2 に減じ、中心導体フランジ間では $4.6 \times 10^4 \text{ M}\Omega$ 、分圧タップで $4.4 \times 10^3 \text{ M}\Omega$ になった。なお弱点比も、5 kV と 10 kV で測定したが、使用電圧との差が大きいためいずれも 1 であって、吸湿に対する差はみとめられなかった。

II. 長時間耐圧試験

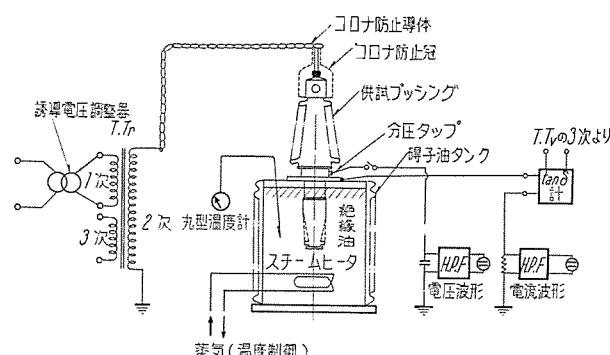
(1) 絶縁破壊の過程

31 図に示すように、ブッシングの使用状態を考慮して下部碍管を油槽に浸し、油温は変圧器の温度上昇 55°C、外気最高温度 40°C の和とほぼ等しい 90°C に上げ、印加電圧は最高回路電圧の場合の対地電圧 ($E = 161/\sqrt{3} \text{ kV}$) の 1.1 倍より始め、2.4 倍までの状態で、32 図、33 図に示すように段階的に電圧を上げ、 $\tan \delta$ メータにより $\tan \delta$ の時間的変化を測定し、絶縁破壊を予測する方法を用いた。絶縁破壊の過程が、果して長時間耐圧によってたしかめ得るかどうかを知るため、この試験の前に、あらかじめ約 20 本の不良ブッシングについて長時間耐圧試験を行ってみたが、 $\tan \delta$ の時間的特



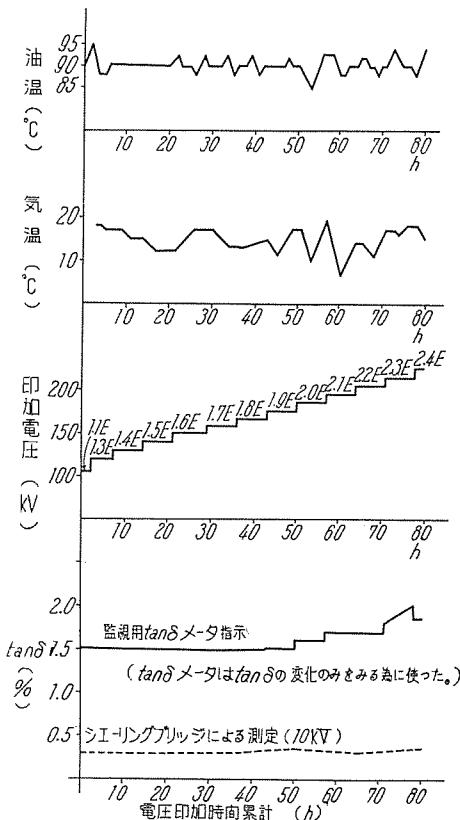
30 図 絶縁抵抗-温度特性曲線（吸湿前後の比較）

Fig. 30. Insulation resistance-temperature characteristic curves (comparison between before and after moisture absorption).

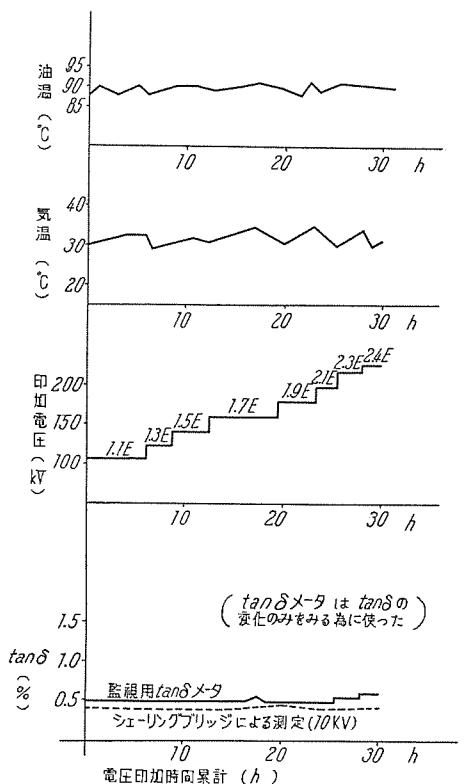


31 図 長時間耐圧試験回路

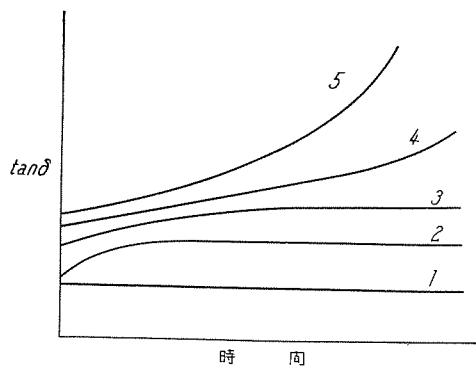
Fig. 31. Circuit for pressure test for a long period.



32 図 吸湿試験前における長時間耐圧試験、時間特性
Fig. 32 Time characteristics of pressure test for a long period before moisture absorption test.



33 図 吸湿試験後の長時間耐圧試験、時間特性
Fig. 33 Time characteristics of pressure test for a long period after moisture absorption test.



34 図 長時間耐圧試験における $\tan \delta$ -時間特性
Fig. 34. $\tan \delta$ -time characteristics at pressure test for a long period.

性は 34 図のようになった。すなわち、図中 4, 5 のように、時間と共に $\tan \delta$ の増加するものは $\tan \delta$ の絶対値が大きく、27 図 C, D に示すような温度特性を有するものは、発生熱量と放散熱量との平衡が破れ、時間と共に加速的に $\tan \delta$ が上昇して絶縁破壊に至る。油浸紙を使った“OT”型ブッシングの場合、温度特性が前にも示したように 60~70°C に最小値があるので、速かに熱平衡に達する。このようなブッシングの長時間耐圧特性は 34 図の 1 あるいは 2, 3 のような傾向になる。

(2) 供試ブッシングの長時間耐圧試験

以上の結果より、電圧印加時間と共に $\tan \delta$ が変化しないものは、絶縁破壊のないことが明らかであって、吸湿前の試験結果は 32 図、吸湿後は 33 図のようになつた。測定は $\tan \delta$ メータの指示による変化を測ったが、 $\tan \delta$ の絶対値は試験中に数回電圧印加をやめ、速かにシェーリングブリッジで電圧 10kV の $\tan \delta$ 値を測定した。図中試験電圧が 2.0E (186kV) 以上になると、高圧配線リードおよびブッシング頭部よりのコロナの発生は防止できず、見かけ上の $\tan \delta$ は増加している。この値は天候や大気条件により異なり、この状態で試験電圧を下げるときも速かに元の値となるため、 $\tan \delta$ の増加は恒久的なものではなく、リードおよびブッシング頭部よりのコロナによるものと思われる。結果として、シェーリングブリッジによる測定値からも $\tan \delta$ の増加はみとめられず、この程度の吸湿による絶縁劣化では、長時間耐圧に影響のないことがわかった。また陰極線オシログラフと高域渦波器を用い、充電電流波形、電圧波形により内部コロナの検出を試みたが、コロナ発生はみとめられなかった。

10. む す び

以上で当社最新のコンデンサブッシング“OT”型について、その構造および実用性能について説明を行つた。

“OT”型ブッシングは中心締付方式を採用したわが国最初のブッシングとして電界分布が完全に矯正され、電力用コンデンサや OF ケーブルに匹敵する安定な特性

を有するブッシングとして当社の誇りうるブッシングである。

この“OT”型ブッシングの実用性能については、当社では9ヵ月の日時を費し、実用上予想されるあらゆる場合について寿命推定をかねて徹底的な劣化試験を行った。

試験の結果を要約すると、製作当初において過渡過電圧が印加されても絶縁劣化を起すおそれは少しもないことはもちろん、もしブッシング頭部の気密構造が破れたと仮定してもその吸湿速度は非常におそい。

しかも機械的気密構造に対する耐久性は十分信頼し得るものであり、相当な長年月の使用に耐えうることは、試験結果をみれば容易に推察できる。なお万一吸湿した場合を考えてもこの吸湿状態を検出するには、使用中の比較的高温状態における分圧タップとフランジ間の $\tan \delta$ を測定して、その変化をみるとことにより目的を達することができる。さらに実験による200日程度の非常に苛酷な吸湿状態におかれても、使用中の耐電圧の裕度は十分に有していることがわかった。すなわち、“OT”型ブッシングの寿命は一に気密構造の保持にあり、さらに気密が破れた場合でも、つぎの点検までの期間に絶縁破壊を起すことではないと考えられる。

しかるに気密構造の完全さについては、製作途上の気

密検査に重点を置き、かつ構造上信頼しうる耐久力を持ち、熱的に対しても封入絶縁油の作用と相まって、放散熱量に対して発生熱量が少いことなどを考え合せるととき、この種“OT”型ブッシングの寿命は予測できぬ程度の長期間の使用に耐えるものと信ずる。

なお現地における保守の面からは、絶縁劣化の判定資料として、定期的に $\tan \delta$ を測定して、その値の経年変化を記録検討することにより、安心して使用できると同時に、万一の場合には前もって絶縁破壊を予測することができ、事故を未然に防ぐこととなろう。

終りにこれら各種実験を行うにあたり、終始ご教示を賜った関西電力の関係者各位に深甚の謝意を表すると共に、この実験にご協力願った本社営業部中村電力技術部長、伊丹製作所品質管理課、絶縁課の関係者に厚く御礼申上げる次第である。

参考文献

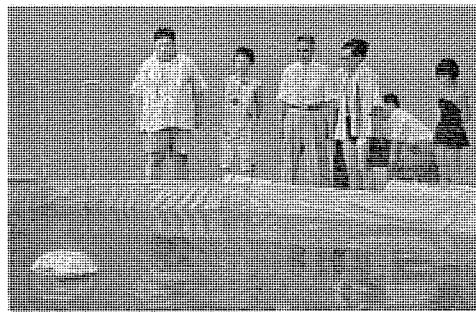
- (1) コンデンサブッシングの誘電体正切の限界値、堀・岩崎・田口、昭和32年度電気4学会連合大会 276
- (2) 油浸紙使用コンデンサブッシングの特性、広尾・花好・高木・東、昭和32年度電気4学会連合大会 277

世田谷工場製品、

ラジオ東京テレビで公開される

去る8月9日のラジオ東京テレビ午後7時からの「ビヨビヨ大学」において、世田谷工場ゴム製品の2種類が公開され見事にその性能を発揮して一般の啓蒙に役立った。

1. まず東大生産技術研究所が今年の国際地球観測年に際し、国際的観測の一環として11月秋田県、道川海岸において打ちあげる観測用カッパーロケットを海中に落下させたのち、これを浮きあがらせ回収するためのフロートが公開された。これは従来のフロートのように海面に落下する前に充

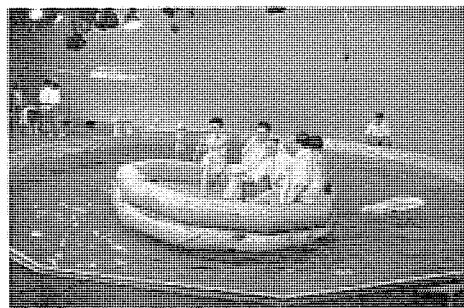


投入後5秒で浮上したフロート

氣するものではなく、海水中で水と作用してガスを発生する薬品の作用により充気を行うものである。舞台にもうけた特設プールに投入後5秒にして写真のように見事に浮上し観衆のかっさいを博した。

2. つぎはすでにおなじみの15人乗救命筏で、1, 2, 3のかけごえと共にプールに投げこまれた収納袋入りのボートは作業索のはたらきと共に炭酸ガスボンベの口が開き、見る見るふくれあがり袋の外にとび出し、30秒にして写真でごらんのとおりの大きさになったのである。

とび乗ってうれしそうにニコニコしている出演者の顔はボートの三菱マークと共に明るい。



ボートに乗ってうれしそうな“ビヨビヨ大学”出演者

技術解説

通信線に発生する誘導雑音 [III]

本社 安藤 安二*

10. 遮蔽効果

遮蔽作用をなすものをあげてみると、中性線、遮蔽線、架空地線、配電線路、電車線、饋電線、軌条および他の電話線等々があげられる。

なお大別してみると

① 電力線路導体による遮蔽

主回路と同一の電力線の他導体によるもので、静電的遮蔽および電磁的遮蔽をなす。

② 電話線導体による遮蔽

誘導値を推定する電話線導体と同一の回路にあるものの遮蔽作用であって、対地雑音および線間雑音の両方に影響する。

③ 他導体からの遮蔽

これらにつき若干説明を加えると、

ア. 電力線路導体による遮蔽

静電的誘導について影響が大きいので、この関係を述べる。

(1) 平衡分成分について

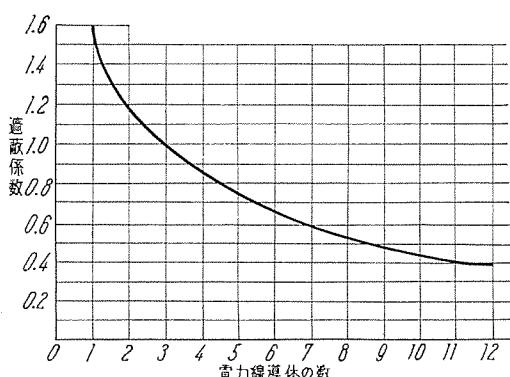
現在のところ相導体以外の電力線導体の遮蔽作用はあまり知られてない。中性線、架空地線あるいは遮蔽線については多数の因子が関係して、増加する場合と減少する場合がある。しかしながら、その効果は約 25% を超過しない。

(2) 残留成分について

線路上のすべての導線を考える必要がある。主回路のみならず、架空地線、中性線、2 次線等々を考える必要がある。線路の導線数の増減が影響してくる。(もし wire 数が 3 以下であれば、遮蔽は負となる。すなわち遮蔽係数は 1 より大となる。) この遮蔽効果を 1 表に示す。

1 表 電力回路導体による遮蔽

(残留電圧より発生する対地誘導および線間誘導に関して)



イ. 電話線導体による遮蔽

(1) 対地雑音

普通遮蔽作用がないとして係数が求められている。なお電話線の全導体を誘導区間の両端で開放すれば、遮蔽効果は消去できると思われるが、実際は両端を開放しても碍子の大地容量のために、静電的誘導に対しては遮蔽効果を及ぼす。

さらに電話線の全線が普通使用状態のように接地してあれば、導線間の相互の遮蔽はさらに重要となる。それで K_n なる因子を用いて電話回線の導線数の影響を示している。

つぎに静電誘導の場合には遮蔽効果が発生するが、電磁誘導の場合には電話線の大地インピーダンスの変化として影響する。

(2) 線間雑音

電話線の線間回路の遮蔽効果が起るのは静電誘導の場合のみである。そして各対間の電圧差は他線を接地するか否かで大きく変化するが、全体を平均してみると大きな変化はない。ところで電話線を撲殺しない場合と電話線を撲殺した場合とを比較してみると、

a) 電話線を撲殺しない場合（規則的な遮蔽による変化を生ずる）電話線を開放した状態で電話線の腕木の両端に位置する対間の不均衡の差を測定すると、離隔距離の変化により起る差よりも大きい。すなわち全部開放してあっても遮蔽効果はあることを示す。（これは碍子の大地容量の部分的影響によるものと思われる。）

つぎに電話線の他線を接地した場合には、電力線に一番近い端の電話対線間の誘導は電話線を全部開放した場合よりも増加する。なお腕木の反対側の対線間の誘導も若干増加する。ところがそのほかの中間にある全部の対間は減少する。重信回線ではその効果は不規則である。

b) 電話線を撲殺した場合

この場合は規則的な変化は表われない。遮蔽効果よりもほかの影響が表れてくる。

ウ. 他導体からの遮蔽

遮蔽導体のインピーダンスおよびその位置によって相当の差異があるが、普通架空地線は 10~20% 程度の遮蔽効果をなす。なお、電車饋電線が残留電流および残留電圧からの線間誘導および対地誘導に対して 25% の減少効果を及ぼした例もある。

つぎに他の電話回線の遮蔽については、特別の試験が行われていないが、比較的大地インピーダンスが大きいために特別に電磁的遮蔽は及ぼさないと推定される。かえって他電話回線が、ほかの誘導区間より雑音を誘導してきて 2 次的の誘導を発生する雑音源となる可能性がある。

2表 離隔により起る位相変化

導体配置	離隔により起る位相変化の概要値 (1ft 当り)
等辺三角配置	0.7~1.5
対称不平配置	0.1~0.4
垂直配置	不定、位相において大きな変化が起る可能性がある

なお、電話線上に特別な遮蔽線を設置した例では、電磁誘導から発生する対地雑音を 40% も減少した例があるが、このときの線間雑音は、ある回路では減少したが、ある回路では増加した。すなわち遮蔽線と電話線との関係位置の不均衡が相当に影響する。

11. 水平離隔距離の変化より生ずる位相変化

不連続点がある場合には、誘導の大きさに変化が生ずると共に、平衡成分から生ずる誘導の場合には、位相角に変化が起る。一例を 2 表に示す。

この表の位相変化は離隔距離の変化に対する位相変化の比率を示すもので、誘導の位相変化の絶対値を示すものではない。位相変化の定量的評価方法はまだあまりわかつてない。しかし撲架回路で、位相変化を応用して合成の誘導値を減少しているところでは、この離隔距離の変化によって起る位相変化を定量的に考えることは望ましい。撲架しないときに問題にならなかつた位相変化は、撲架して誘導を中和しようとする場合には悪影響を及ぼすことになる。

斜行離隔の場合はこの位相変化を算定することはとくに困難である。

12. 撲架

撲架を大別すると、電話回線の撲架と電力回線の撲架との 2 つに分けることができる。

とくに電話回線の撲架は雑音誘導を軽減するのに効果的である。この撲架は主として被誘導区間が規則的である場合に効果があるので、離隔距離が均一でない場合、あるいは適正な位置で撲架が行われてないときには有効度は減少する。(撲架は電話回線間の crosstalk をさけるために普通行われているが、これは電力線からの誘導雑音を低減するために役立つ。)

電力回線から発生する雑音を大別してみると 8 つに分けることができる。そのうちの 4 つは電力回線の平衡成分および残留成分から直接電話回線の線間に誘導する雑音であって、あなたの 4 つは電力回線からの平衡成分および残留成分から誘導して電話回線に発生する対地雑音が電話回線を流れるときに電話回線の不平衡のために線間に間接的に発生することになる雑音であるのは既述のとおりである。

これを考えてみると電話回線の撲架は上記の最初の 4 つの誘導雑音を減少することになる。ところで、電力回線の撲架はもし電話回線の撲架がないとすれば当然この直接発生する線間雑音を減少するのに役立つわけであるが、電話回線に撲架があるのが普通であるからそれほどこの成分を減少するには役立たない。

3表 被誘導区間内の撲架の果す役割

電力回路からの誘導成分	直接誘導する線間雑音	間接的に発生する線間雑音
平衡電圧	T	P
平衡電流	T	P
残留電圧	T	*
残留電流	T	*

注 T：電話回線の撲架が減少効果を示す誘導成分
P：電力回線の撲架が減少効果を示す誘導成分
*: 誘導成分そのものを減少する以外は効果がない成分

4表 線間回路雑音を減少するための電話線撲架の有効度

撲架	重信回線構成通信段の側線回路における相対的雑音		
	最小	平均	最大
協調	1.2	6	12
非協調	8.8	25	50
撲架なし	50.0	100	190

5表 撲架による雑音低下因子

協調度	加入者回線		市外線路		
	電力線併架		道路幅だけ離隔	側線	重信回線
	Non-Pole Pair	Pole Pair			
最良	0.1~0.2	0.05~0.1	0.05~0.1	0.06	0.3
公称	0.2~0.4	0.01~0.2	0.2	0.25	0.25

それで電力線の撲架が主として役立つものはあとの 4 種の間接的に発生する雑音電圧を軽減するのに役立つことになる。なお、電力回線の撲架は残留電圧、残留電流より発生する雑音の減少には役立たない。しかし電力回線の残留成分そのものを減少する効果は大きいにある。結局電力回線の残留成分を減少することが主目的であることになれば電力線の 1 区間中で 1 回の撲架をやれば十分目的を達成することになる。

以上の効果を表にしてみると 3 表となる。

ア. 電話回線の撲架

電話回線の撲架は電力線と通信線との離隔距離の均一性および撲架点の適正度合によって効果は異なるわけであるが、4 表および 5 表のような効果があるといわれている。

イ. 電力回路の撲架

電力回路の電圧および電流の平衡分より生ずる対地雑音に対しての撲架の効果を 6 表に示す。

しかし電力線撲架は電力回線の残留電圧および残留電流より生ずる誘導については効果がないのは注意すべきである。ただし線路の不平衡 capacitance より生ずる残留分(すなわち 3 倍調波を除いた残留分)を減少させる効果がある。

(1) 電力線撲架比率の定義

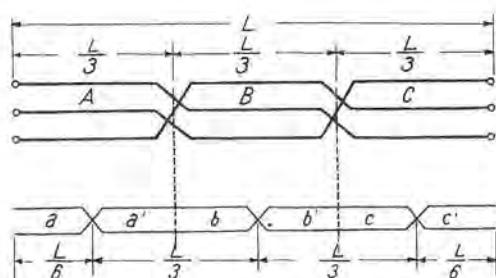
$$\text{比率} = \frac{\text{撲架をやったときに平衡成分より生ずる対地雑音}}{\text{撲架をやらないときに平衡成分より生ずる対地雑音}}$$

$$\text{比率} = \frac{\text{等価非撲架亘長}}{\text{全亘長}}$$

(2) 線間回路誘導に関する電力線撲架の影響

電話回線の撲架は電力回線の撲架の区間内の誘導を打消すよ

技術解説



1 図 電力回路、電話回路の撲架協調の原理

うに設置される。そうすると電力回線の撲架をなくしても、電話回線の線間誘導はやはり理論的に打消される。

すなわち電力線撲架が電話線撲架と正当に協調されている場合には、電力線撲架は平衡成分よりくる線間回路の誘導に対してあまり効果を及ぼさない。

実際の場合は、たくさんの電話回線があるのが普通であって、継続する誘導区間に内に各電話回線ごとに1つ以上の撲架がある。誘導区間内の避けられない不規則性の結果として、電話線の撲架によって完全に線間回路の誘導を打消することはできない。さらにこの不規則のために、電力回線に撲架を作れば、個々の回路の打消されない線間回路誘導が減少する場合もあり、増加する場合もある。

結局、電力回線の撲架は電話回線の撲架と協調するように設置されなければならない。両者の協調がとれなければ、平衡成分から誘起する平均の線間雑音を増加する傾向にある。電力回路と電話回路の撲架を協調させるための原理図を1図に示す。しかし実際にはこのように規則的にはできない。

6 表 電力線撲架による比率 (K_t)

協調度	K_t
最良	0.1~0.2
公称	0.4
撲架なし	1.0

(3) 大地回路誘導に関する電力回線撲架の効果

特別な場合として、平衡成分からくる大地回路誘導を減少するための電力回路撲架の効果は、つぎの因子の影響を受ける。

存在する高調波周波数

撲架区間の長さ (1 barrel の長さ)

誘導区間の均一性

実際の協調度合

現在実際に得られている、合理的なよい条件のもとでは、power transposition ratio は 0.1~0.2 の程度である。条件が悪ければ ratio は約 0.4 となりうる。これらの ratio は平衡成分に対するもののみで、平衡成分と残存成分と両方からくるものに適用してはならない。

Engineering Report No. 17 には、さらに大きな数字 0.7 が不規則条件に対して概略推定する計算に用いられている。不規則条件とは電力回線に負荷タップがあったり、また電話回路に加入者接続があつたりするような複雑な回路条件を指す。

ウ. 撲架に対する計算方法

短かい、均一な誘導区間においては、電力回路撲架比率は「等価非撲架長」によって推定される。

これは誘導区間中は単位長あたりの誘導の大きさおよび位相が同一であるという仮定を基礎としてやられている。また電力線の撲架は平衡成分に対する誘導の位相を変化する。3 相回路については 120 度、単相回路については 180 度変化する。その撲架区間の長さと位相変化を考えに入れて vector sum をとる。

ところで 3 相回路において、2 回の撲架で 1 barrel を構成するとすると、

$$[\text{等価非撲架長}] = A \angle 0^\circ + B \angle 120^\circ + C \angle 240^\circ \text{ kilofeet.}$$

$$[\text{電力回路撲架比率}] = \frac{\text{等価非撲架長}}{\text{全長}} = \frac{\text{等価非撲架長}}{A + B + C}$$

ところで誘導区間に重要な不規則性があれば、その結果として誘導係数の大きさおよび位相に大きな変化を生ずる。なお誘導区間が長くなると voice frequency のところで propagation 効果が生じてくる。そして不正確な推定となってくる。

しかし 6 表に選定された値は大体満足すべきものである。

13. 雜音単位

これまで説明に用いてきた雑音単位 (noise units) は米国で用いられている単位を示しており、「基準雑音 (reference noise)」は 600 Ω の抵抗に 0.0408 μA 流れたときの 10^{-12} W (at 1,000 c/s) を reference noise としている。

なお電話線路に対しては概略 7 noise units を基準として受話器電流に対しては 14 noise units を基準としている。

つぎに電話回路雑音はときどき decibels (db) にて表わされる。

$$\text{ratio in db} = 20 \log_{10} \text{Ratio}$$

すなわち telephone line noise は:

$$\text{noise in db}$$

$$= 20 \log_{10} \frac{\text{noise units}}{7}$$

この関係を 7 表に示す。

つぎにわが国で用いられている雑音電圧の単位を示すと、600 Ω 端子に 1mV (800c/s について) を発表する場合を単位とする。なお db 表示の場合は 1mW を 0 db と規定している。これを電圧に換算すると 600 Ω の端子に 0.774V を発生したことになる。この関係を示すと 8 表となる。

14. 標準関係位置および較正係数

ア. 標準関係位置

電力線と電話線との標準の関係位置を定めておき、これについての係数を求めておき、標準と異なった配置の場合にはこれを較正するようにすれば便利である。

9 表に標準関係位置を示す。寸法の定め方は表中に示したが。

技術解説

7表 db 比率-雑音発生比率と雑音単位の関係
〔米国で使用されている単位〕

db	電圧あるいは電流の発生比率	雑音単位 (線路雑音を基準としている)
0	1	7
6	2	14
10	3.16	22
15	5.62	40
20	10.00	70
25	17.80	125
30	31.6	220
35	56.2	400
40	100.	700
45	178.	1,250
50	316.	2,200
60	1,000.	7,000
80	10,000.	
100	100,000.	

8表 わが国で使用されている単位

単位	電圧	db
1 mV	1	-53
5 mV	5	-43
1 mW	774	0

なお電話線群における対地雑音を計算する場合は、寸法 X , h および Y 共に電話線柱の中心断面線に対して計ったものをとる。

1. 較正係数

電力線の配置と電話線の配置との関係が標準状態と異なる場合には、図表より得る数値をそれぞれ較正しなければならない。

たとえば電力線導体の間隔 d が図表にある数値と異なる場合には、下記のように較正する。(この間隔 d はとくに平衡分からの誘導係数に影響する)

(1) 図表の間隔 d と一致するが電圧が違っている場合はまずその d に相当値を求め、それに $\frac{\text{実電圧}}{\text{図表に用いた電圧}}$ に相当する比率を乗ずる。

10表 較正係数

寸法	較正	適用
t	$t/12$ を乗ずる	線間回路誘導
h	$h/25$ を乗ずる	静電誘導 (電磁誘導についてはこの代りに Y を較正する)
H	別の図表より求める	静電誘導 (電磁誘導についてはこの代りに Y を較正する)
D	較正の必要はない。	
d	平衡電圧よりの誘導は電力線導体の間隔によって影響する d が図表と一致するときは電圧の較正のみをやり、 b と電圧と両方が異なるときは両方の比を乗ずる。	平衡電圧からの誘導について、なお残留電圧および平衡電流については別の曲線が示してある。 大地帰路電流に対しては較正は不要である。
$Y=(H-h)$	平衡電流からの誘導に対しては別の図表がある。 大地帰路電流に対して較正を行わない	平衡電流からの誘導

9表 標準関係位置および記号

記号	記号の説明	標準寸法
t	電話導体間の距離	12 in
h	電話線の地上高	25 ft
H	最下位の電力線導体の地上高 (1) 静電誘導に対する地上高 (2) 電磁誘導に対する地上高	35 ft 20~60 ft
D	電力線導体の直径 (OOB & S)	0.365 in
d	電力線の間隔	変数
$Y=(H-h)$	電磁誘導に対してのみ用いる。	10 ft
X	線間回路係数に対しては電話線導体と電力線導体との間の最小の間隔をとる。 電話線群の対地雑音を計算するときは、電力線のもつとも電話線に近い導体と電話線柱の中心断面線との間の距離をとる。	変数

(2) 間隔 d が図表と異なっているが電圧が一致している場合は、まずその電圧のところの値を求め、つぎにこの値に

実際の間隔
図表に示した間隔 に相当する比率を乗ずる。

(3) 間隔 d および電圧が共に相違する場合は、実際ともっとも近い間隔のところに値を求め、つぎに間隔の較正および電圧の較正をやる。これは一例であるが、その他の較正係数を 10 表に示す。

ウ. 不均一誘導区間

誘導区間が不均一の場合には、均一と認められる地帯ごとに分割して計算し結果を総合しなければならない。

その分割点につき示すと 11 表のようになる。

15. 雜音計算表

Engineering Report No. 16 に掲示してある雑音計算表を紹介すると下記のごとし。

12表 計算表 1

13表 計算表 2

14表 計算表 3

技術角解説

11 表 雜音推定のための地帯分割点および各地帯の誘導総合

地 带 分 割 点	各 地 帯 の 誘 導 総 合 法
1. 撮 架 (注 1.) 電力回線の撲架 (平衡成分からの誘導のみについて) 電話線路の撲架 (線間回路の誘導のみについて)	撲架点の両側の誘導について 3 相誘導については 120 度の位相 単相誘導については 180 度の位相 撲架点の両側の誘導について 誘導成分間に 180 度の位相
2. 電力線と通信線との関係位置 水平離隔 (x) が 10% 以上 (注 2) 垂直離隔 (H-h あるいは Y) が水 平離隔の 20% 以上変化する場合 電話線の高さ (h) が 5ft 以上変化 する場合 交 叉 斜行離隔 (注 3)	直 接 加 算 同 上 同 上 残留電流および残留電圧からの対地 誘導の場合は直接加算し、その他は 全部 RSS 加算をやる。 直 接 加 算
3. 電力線路の構成 導体配置の変化 重要負荷 (注 4) 接続、分歧およびタップ (注 4) 発電所、変電所 (注 4)	残留成分からの誘導については直接 加算 平衡成分からの誘導については RSS 加算 RSS 加算 RSS 加算 RSS 加算
4. 電話線の構成 接 続 (注 5) 中 央 局 (注 5) 中 錫 所	RSS 加算 同 上 同 上

12 表 架空裸出線構成の市外電話回路における雑音 [計算表 1]

1. 電力回線関係

電力会社名 _____

線 路 名 _____

線 間 電 圧 _____ kV. TIF _____

平均負荷電流 _____ A. TIF _____

残 電 kV. T _____ 大地帰路 I. T _____

相 数 _____ 周波数 _____ c/s.

電力線撲架単位の数 _____ 平均長 _____ 哩

〃 協調度合 _____

単相分歧の数 _____ 導体哩, A 相 _____, B 相 _____

C 相 _____,

中性線の状況 _____ 接地点数 _____

系統中性点の接地状況 _____

〃 接地抵抗値あるいは接地リアクタンス値 _____ Ω

系統施設図面番号 _____

2. 電話線関係

電話会社名 _____

電 話 線 名 _____

導 線 数 _____ 市外線 _____

交 換, _____

導 体 寸 法 _____ 導 体 間 隔 (t) _____

(注 1) 撮架状況が十分にわかっておれば、対地雑音を推定するときに有効である。

(注 2) 対地雑音を推定するには、水平離隔 20% 以下は不連続として処理する必要はない。

(注 3) 斜行離隔のために地帯を分けるときは、大なる離隔距離が小なる離隔距離を 50% 以上回らないように分ける。

しかし残留電流に対する対地雑音の例外には注意せよ。

(注 4) 負荷とか、接続点は必ずしも不連続点とはならない。たとえば負荷があつても、電圧から発生する静電誘導に対しては普通不連続点にならない。また、残留電流からの誘導も中性点接続が存在しなければ不連続点とならない。

(注 5) 1 つあるいは 2 つ位の橋絡タップあるいは重要でない回路が含まれている位のところでは、これらの点を不連続点と考えなくともよい。

誘導区間における撲架方式 _____

〃 協調度合 _____

誘導区間からの架空電話線の長さ _____ 哩

_____ 局 _____ 哩

誘導区間外の撲架方式 _____

誘導区間端子と隣接電話局との等価回路長 _____

_____ 局 _____ 哩

側線 重信回線 側線 重信回線

_____ db _____ db _____ db _____ db

3. 平均誘導関係配置

誘導図表番号 _____

平均寸法 (均等誘導区間について)

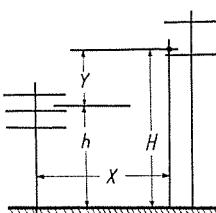
$H = \text{_____ ft}$, $Y = H - h = \text{_____ ft}$

$h = \text{_____ ft}$, $d = \text{_____ ft}$

$X = \text{_____ ft}$,

全誘導区間長 = _____ kf

注意: 電力線および電話線の配置を
図に示し、遮蔽導体の存在の
有無を示すこと。



13 表 架空裸出線構成の市外電話回路における雑音 [計算表 2]

1. 対地雑音の計算 (均等誘導区間について)

a. N_L 成分

	静電		電磁	
	平衡	残留	平衡	残留
常数	0.4×10^{-3}	0.4×10^{-3}	0.3×10^{-3}	0.3×10^{-3}
K_n				
亘長 (kf)				
係数				
d あるいは kV に対する補正				
h に対する補正				
H あるいは Y に対する補正				
遮蔽係数				
kV あるいは A				
T				
N_L -Noise Units				

b. 全対地雑音 N_{LT}

N_L				
電力線撹架係数 Kt				
N_L (校正値)				
$N_{LT} = \sqrt{N_L^2 + d^2 + h^2 + H^2}$				

誘導の形式
不均一誘導区間ごとの誘導

14 表 架空裸出線構成の市外電話回路における雑音 [計算表 3]

区間	間隔 $X \times ft$	亘長 kf	係数 (m, Vあるいは V/kV)	補正係数					I あるいは kV	誘導 MI あるいは kVI
				d あるいは kV	h	H あるいは Y	傾斜離隔	遮蔽		
合 成										

16. むすび

本文は Edison Electric Institute と Bell Telephone System との共同研究結果中の誘導雑音に関する部分のみをまとめて紹介したものであることを付言する。

なお今回は通信線路に発生する誘導雑音のみに限ったが、さらに電力線自体に発生する高調波雑音源の算定ももちろん重要なであるから、つぎの機会に紹介したいと思う。

参考文献

(1) Transmission and Distribution Reference Book, Chap-

2. 線間雑音 (誘導区間内)

	側線 重信	側線 重信	側線 重信	側線 重信
N_L (上記 a. より)				
N_{LR}				
N_M				

$$\Sigma N_M = 4 \text{ 成分の R.S.S. 合成値} \quad \begin{aligned} \text{側線} &= \sqrt{(\)^2 + (\)^2 + (\)^2 + (\)^2} = NU \\ \text{重信} &= \sqrt{(\)^2 + (\)^2 + (\)^2 + (\)^2} = NU \end{aligned}$$

3. 線間雑音 (誘導区間外)

電話線区間	局	局
	側線	重信
N_{LT} (上記 b. より)		
CBR		
亘長係数 ($\sqrt{L/100}$)		
N_M (誘導区間端子の値)		

4. 合成線間雑音 (誘導区間端子における値)

$$\Sigma N_M = \text{上記 2 および 3 に求めた成分の R.S.S. 合成値} \quad \begin{aligned} \text{側線} &= \sqrt{(\)^2 + (\)^2 + (\)^2} \\ \text{重信} &= \sqrt{(\)^2 + (\)^2 + (\)^2} \end{aligned}$$

5. 隣接電話局における合成線間雑音

	局	局
	側線	重信
等価線路長		
ΣN_M (上記 4 より)		
電話局における雑音		

ter 23, 「Coordination of Power and Communication System」

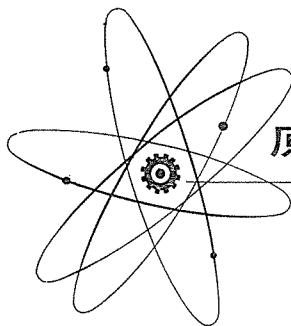
(2) Joint Subcommittee on Development and Research Engineering Report No. 6.

No. 16.

(3) 塩見、「イグナイトロン電気機関車の通信誘導障害とイグナイトロンの運転特性」三菱電機, 昭和 31 年, 第 30 卷, 第 4 号。

(4) 已斐, 阿部「イグナイトロン電気機関車の通信誘導障害とその対策」三菱電機, 昭和 31 年, 第 30 卷, 第 4 号。

(5) 鉄道技術研究所「高崎線電化に伴う誘導試験報告」



原子力情報

ウェスチングハウスにおける原子力産業の現状

本社 木村久男*・前沢芳一**

1. まえがき

ウェスチングハウスは、アメリカにおいていち早く原子力産業に手をつけ、きわめて輝かしい成果を示している会社であるが、同社の内容は、これまで各種の文献や情報によって、断片的にわれわれに知らされてきたに過ぎないが、わが国においてもウェスチングハウスの実情はどんなものかと非常に注目が払われてきたので、ここにまとめた内容をお知らせすることは、まことに興味あることではないかと考える。ここに最近ウェスチングハウスから得た資料に基いて、同社の現状を簡潔に述べてみたいと思う。

2. ベティスの原子力部 (Bettis Atomic Power Division)

ウェスチングハウスが原子力に専し特別な組織を設けたのは、1948年の終り頃だが、現在のベティスの機構は、ペンシルバニア州ピッツバーグに近い郊外の Bettis Field という私設空港のあった 200 エーカーの土地と、そこに建てられてあった幾つかの建物を利用し、1949年の春に発足したものである。それから段階と新らしい建物や研究所だとか、製造工場などが増築されたが、これらは、アメリカ原子力委員会 (U.S. Atomic Energy Commission) やアメリカ海軍の方針に従って建てられたものである。なお別に 2 つの施設があって、1 つはやはりペンシルバニア州のラージ (Large) の近く、もう 1 つはアイダホ州のアルコ (Arco) で、これらはいずれもベティス工場の一部として建設されたものである。

現在の人員は約 5,200 名だが、その内訳は 1,000 人が科学者と技術者で、残りは研究所の技能者、補助技術者、バイロットプラントの運転要員(試験設備の運転要員)、図工、それに事務系統の人となっている。この原子力工場の技術的な中核を形成させるため、ウェスチングハウスのいろいろな研究所の技術陣の中からその人の教育、訓練、経験または特別な性能を考慮して、23% のスタッフを選出して、ベティスにこれらの人々を転出させた。ベティスの設立後、8 年半を経過した今日となっては、これらスタッフの能力というものは非常に高く評価されるようになり、コンマーシャル・ディビジョンにおいては、これらの人々の大部分は、それに代るべき人がないほどになっている。

ベティスの事業経営のために投下された資金は 30,000,000 ドル以上となったが、この事業は米国政府のためのものであるので、ある部分は秘密にされていたが、AEC の秘密解除の方

針に従って、ベティスでやっていることは技術者の学会や協会の会合や雑誌などにおいてますます多く発表されるようになったし、今年の末までには運転にはいるシッピングポートの発電所全貌もまったく秘密が解除され、このプラントの詳細を知ることができるようにになっている。

ウェスチングハウスにおいては潜水艦ノーチラス号、1953年にアイダホ州のアルコで運転を開始したその原型の原子炉および現在シッピングポートにおいて建造中の PWR に加えて以下設計あるいは製造中のものは

S 3 W (潜水艦用)	2 台
S 4 W (")	3 台
S 5 W (")	7 台
A 1 W (航空母艦用原型)	2 台
A 2 W (航空母艦用)	8 台
F 1 W (巡洋艦用)	2 台

と発表されている。

3. ウエスチングハウスの原子力部 (Westinghouse Atomic Power Department)

産業に対して原子の秘密を開いてゆこうという目的から 1954 年原子力法 (Atomic Energy Act) が制定されたが、それに先立つこと 2 年前の 1952 年の末に、ウェスチングハウスは、原子力発電の産業利用に關し、これが研究のため 1 つのグループをこしらえた。1955 年の 6 月に、その機構を拡大して CAPA (Commercial Atomic Power Activities) と呼ぶようになり、さらに最近になって WAPD (Westinghouse Atomic Power Department) と名前を変えて、ますます研究に努力している。

1955 年の 6 月 CAPA としてスタートしたときには 70 人のメンバがいたが、その 85% は技術者か科学者であった。現在の WAPD には約 500 人のメンバがいるが、その中の 200 人は技術者か科学者で、将来はもっとこの技術陣を増加する計画を持っている。この 200 人の技術者中少くとも 50 人は WAPD へくる前に AEC (Atomic Energy Commission) の国立研究所のいろいろの試験所やその他において、原子動力計画に対する経験を積んだ人達である。

これを要するに WAPD のスタッフというものは非常に幅の広い経験の持主であって、国内における既開発または開発中のほとんどすべての型式の原子炉システムに關係している有能者ぞろいといふことができる。

WAPD は前にウェスチングハウスの研究所のあったあとを使っており、今日まで原子力平和利用開発設備のために 1,000,

000 ドルを投資している。その設備内容は金属研究所・化学研究所・燃料要素の製造設備・腐食試験用のオートクレーブおよび直径 2 インチから 10 インチまでの 6 つの試験ループ等である。なお現在建設中の 10 インチの試験ループに対しては、さらに 600,000 ドルが追加として支出されることになっている。

WAPD はペンシルバニア州アーウィン (Irwin) の近くのワルツミル (Waltz Mill) に別の施設を持っている。ウエスチングハウスが買入れた 800 エーカーの土地の中に原子炉の見積りセンタ (Evaluation Center) と呼ぶ、原子炉の炉心の中性子束をクリチカルにしないで、すなわち運転状態にはいらないで、決定することができるような設備が最近になって完成している。この設備は土地の買入代金を除いて 300,000 ドル掛っているが、そのほかこのワルツミルに高い中性子密度試験用原子炉が目下建設中で、この費用見積りは 10,000,000 ドルとなっている。すでに、設計および開発費として 1,500,000 ドルが支払われているということである。

ウエスチングハウスが原子力産業界において活躍している例としては、WAPD は現在つぎのような商業上の企画に従事している。

Yankee Atomic Power Plant

——ヤンキー原子力発電所——

これは加圧水型の原子炉で、軽濃縮ウラニウムを使用し、不銹鋼で被覆した燃料棒を使用している。これが運転された場合は kWh 当り 12 ミルないし 14 ミルの発電原価が期待されている。この発電炉は 134,000kW で、1960 年の初めに完成することになっている。

Pennsylvania Advanced Reactor

——ペンシルバニア均質型原子炉——

この PAR は電気出力 150,000kW の均質型原子炉（单層炉心）であって、ペンシルバニア州アレンタウン (Allentown) にあるペンシルバニア・パワー・エンド・ライト・カンパニーの注文によって建設されるもので、1962 年に完成することになっている。これの見積によると発電原価は kWh 当り 6 ないし 8 ミルということになるが、液状の燃料はトリウムとウラニウムを重水の中に slurry 状に浮かしたもので、増殖炉の特性を持っている。

Belgian Thermal Reactor

——ベルギー熱中性子炉——

これは 11,500kW の加圧水型で、ベルギーのモル (Mol) にある原子力センタに設けられるもので、設計はほとんど完成し、目下部品の製作中であるが、遅くも 1960 年の初めまでには完成させなければならないのである。

以上のはかウエスチングハウスはイタリーのソシエテ・エジソンという会社から、前に述べたヤンキー・アトミック・エレクトリック・カンパニーに納めることになっているものと類似の原子炉の内示注文を受取っている。

なおウエスチングハウスはアトミック・パワー・デベローペメント・アソシエーツとデトロイト・エジソンとで開発している高速増殖炉型の原子炉に対し 1,000,000 ドルの金を醸出している上に、その計画に対し技術的な面の協力をしている。

ウエスチングハウスは昔から電気機器の製造をしてきたが、WAPD においてはつぎに示すような、いろいろの型の原子炉の研究をやっている。

(1) 改良式加圧水型原子炉で、炉心部を幾層かに分けて、これを順次に取替えて使用する経済的に有利な原子炉の炉心の研究

(2) アルミニウム炉心を使用する沸騰水型原子炉の研究

(3) ガス冷却原子炉の研究

(4) 蒸気発生にフラッシュタンクを用いる加圧水型原子炉方式の研究

(5) 200MW の改良型加圧水方式の研究

(6) プルトニウムを燃料として用いる原子炉の可能性についての研究

(7) 水の超臨界状態を用いる原子炉サイクルの研究

(8) 天然ウラニウムおよび軽濃縮ウラニウム重水系のクロス・フィード原子炉の研究

(9) ジルコニウム水化物減速ナトリウム冷却の高温度原子炉についての研究

以上のようなシステムの総合設計以外に原子力機器の分野における重要なことがらは 1 次系の部品の製造である。この分野に対してもウエスチングハウスは非常に活潑である。つぎのような設備を建設している。

4. 原子力機器製造部

(Atomic Equipment Department)

ウエスチングハウスの原子力機器製造部はアメリカにおいて、自己資金で原子力機器の製造設備をした最初のもので、1952 年に組織され、人員が新らしい工場に配置されたのは 1953 年の 12 月であった。この製造部はペンシルバニア州チエスウェイックにあり、112 エーカーの土地と 86,000 平方呎の工場と事務所から成立しており、投資された資金は 2,640,000 ドルである。使用人は現在 347 名で、そのうち 69 名は技術者であり、116 名は製造関係の使用人である。それから技術部スタッフの約 30% に相当するものは、以前ベティスにおった者である。この AED はエンジニアリングの研究のために 450,000 ドルを使っており、そのほか毎年 200,000 ドルずつ開発ならびに研究のために使っている。

原子力機器製造部は加圧水型原子炉、沸騰水型原子炉、均質型原子炉、あるいは溶融金属型原子炉などのあらゆるタイプの原子炉に対するキャンド・モータ・ポンプの設計および製造を行っている。このポンプの容量は毎分 5 ないし 20,000 ガロンのものの製造ができる、あるものは保守を加えることなしに、すでに 40,000 時間以上運転しているものもある。これに要した設備費用は帳簿価格で 11,000,000 ドルである。さらに原子力以外の分野のボイラの循環用ポンプを製造する設備として 750,000 ドルが投資されている。今年度の投資額は約 6,000,000 ドルであるが、1965 年までには 100,000,000 ドルをこえると思われる。機器製造部はまた無漏洩弁を設計製作しているが、口径 1 インチから 18 インチまでのものを原子力発電所に供給しており、現在は制御棒駆動装置を WAPD のために開発中である。それからこの工場には 8 つの試験用ループがあるが、その中の 50% は径 10 インチまたはそれ以上のものである。もっとも大きいものは径 18 インチのループである。この研究所設備のための費用だけで 1,000,000 ドル以上になっている。

5. 原子力燃料製造部 (Atomic Fuel Department)

原子力燃料製造部はチエスウィックにある原子力機器製造部の工場に隣接したところに設けられており、1956年の2月に組織されたもので、50,000平方呎の床面積を持っているが、さらに24,000平方呎の工場が建て増し中である。ウエスチングハウスのこの工場に対する資本投下は1,500,000ドルで、全部の使用人は165人であるが、その中の50人は技術者である。この数字は毎月増加を示している。

AFDは完全な原子炉の炉心を製造し販売しているが、これには制御棒や他の部品も含まれている。現在高度の濃縮ウランを使った燃料要素を海軍のために製造中であるが、一方商業ベースの原子炉炉心もWAPDで開発されつつある。その製造もすることになっている。

6. ブラヤスピル金属工場 (Blairsville Metal Plant)

ピットバーグの北方30哩のところに、ウエスチングハウスの原子力関係の完備した研究所と製造工場がある。この工場はその研究所においてなされたいろいろな実験結果を通して、ウエスチングハウスの他のいろいろな生産工場を助ける意味で建てられたものである。特別な技術と、精密な工作方法が要求される場合には、要求する事業部に対して、必要な部品を供給している。これらの部品は精密鉄物とか、精密圧延物、あるいは極度に厳密な精度を要求される焼結品である。

AFDとWAPDは燃料を被覆する薄板や酸化ウランのペレットをブラヤスピルから受けとり、燃料要素や燃料のサブアセンブリまたは完全な炉心として整型加工している。

ブラヤスピルの燃料関係の仕事は、それだけでも150人の作業員と25,000平方呎の作業面積を持っている。

7. 原子炉計測制御機器製造部、 スイッチギヤー事業部 (Nuclear Instrumentation Department) —Switchgear Division

1956年の7月に、すべてのウエスチングハウスの原子力プラントの計測制御の仕事が、イースト・ピットバーグのスイッチギヤー事業部に合併された。現在約150人の者がこの仕事に携わっているが、その中の35人は技術者で、この35人中の半数は原子力分野において1949年以来の広い経験を持っている連中である。このグループは今年中に50%の仕事が拡張されることに予定されている。

原子力の計測制御の年間生産高は約5,000,000ドルであるが、これはアメリカにおけるこれらの仕事の約半分を占めることになる。この種の市場は1963年には約70,000,000ドルに拡大される見込みだとのことである。計測制御の仕事には少くとも150,000ドルが工場設備に投下されたが、そのうち半分はそれぞれの研究所の設備に投下されたとのことである。

8. 蒸気事業部における熱伝達部 (Heat Transfer Department, Steam Division)

ウエスチングハウスは熱伝達に関する仕事はすでに1910年以前からやっており、現在においては蒸気コンデンサ、給水加熱器、発電機用空気および水素熱交換器、油冷却器、ガスタービン用蓄熱器と内部冷却器および原子力プラントの熱交換器を製造している。そのほか蒸発器も製造しており、もっとも著名な設備はクワイト(Kuwait)のものである。

現在この熱伝達部はいろいろな原子力発電プラント用の熱交換器45台の注文を引受けているが、この金額は17,000,000ドルである。この金額中には、政府の仕事以外に、ヤンキープラント、ペンシルバニア均質型プラントおよびベルギー向けプラントの蒸気発生器も含まれている。これらの設備はペンシルバニア原子力プラントを除くと、すべて加圧水型原子炉である。ペンシルバニア原子力プラントは前述のごとく、重水均質型の原子炉である。非常に面白いことにはフォスター・ホイーラ(Foster Wheeler)が米国の熱交換器の仕事の50%持っているが、ウエスチングハウスはこれに対して40%を持っているということである。

さらに熱交換器について付け加えていうと、この熱伝達部においては圧力容器および熱遮蔽装置を設計、製造することができる。またこの部ではすべての型式の原子炉プラント、すなわち加圧水型、ガス冷却型、沸騰水型および均質型の熱交換装置ならびに圧力容器を建設することができるようになっている。

9. む す び

以上述べたものは、ウエスチングハウスの人から送ってもらった1957年6月28日付現在の資料に基いたものであるが、原子力というものは毎月のように拡大している産業であるため、資料の期日をはっきりさせておかないと誤りの起る恐れがあるので、あえて期日を付け加えた次第である。

アメリカにおいてウエスチングハウスが原子力事業界のNo.1であるということは自他共に認めているところであるが、世界においてもNo.1であるウエスチングハウスの原子力産業の現状についての紹介はこれまで筆を置くこととする。

Load-O-Maticによる交流起重機の速度制御

H. A. Zollinger: A-C Crane Control with Load-O-Matic. (Westinghouse Engineer, Vol. 17, No. 2, March, 1957, p. 54~57)

Load-O-Matic 制御方式は直流ワードレオナード方式に匹敵するすぐれた特性をもつ交流起重機として数年前に開発されたが、最近では主回路が1台の電源開閉用接触器と2台の可飽和リアクタと1台の移相用変圧器とからなり、逆転用接触器を省略したものに改良された。

電源開閉用接触器は停止後、約3秒後に開くようにして、頻繁に正逆転が繰返されるような場合には電源の開閉を行わず、リアクタのみによって正逆転が行われ、接触器の開閉度数は従来のものに比べて約1/4以下に減少している。

可飽和リアクタの作用

電動機の速度制御は2台の可飽和リアクタの励磁を変化することによって行われ、すなわち移相用変圧器 T_s により電源 RST に対し逆相電源 RQT を作り、可飽和リアクタ X_f が励磁されて飽和すると、電動機には正方向の回転磁界ができる、また反対に X_r が飽和すると逆方向の回転磁界ができる、これらの X_f, X_r の励磁を適当に制御することによって速度制御が行われる。

加速減速時のトルク変化は可飽和リアクタ固有の遅延性により、ワードレオナード方式において要求されている時定数0.3秒に近似してスムーズなトルク変化が行われる。

速度-荷重特性

巻上起重機においては1図(a)に示すように指速発電機によってリアクタの励磁が制御され、ノッチによりだいたい一定の速度で巻き下され、2図(a)のような速度-荷重特性をもっている。電動機の容量の大きいものにおいては制御回路に磁気増幅器を設けるので、速度-荷重特性曲線はさらに水平になり、荷重の大小にかかわらず、ほとんど一定の速度で運転する。

可調整の微速運転

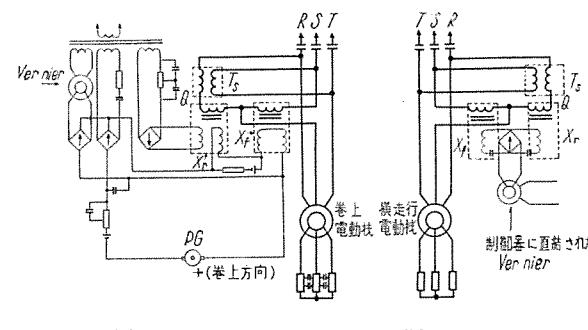
インチング等を必要とする用途に対して、Load-O-Matic は Vernier 制御(微速制御)によりレバーの操作角度に従って連続的に変化調整できる微速度の運転を行うことができる、接触器やブレーキの頻繁な操作を必要としない。2図(a)の陰影部分はこの部分を示す。

広範囲な応用

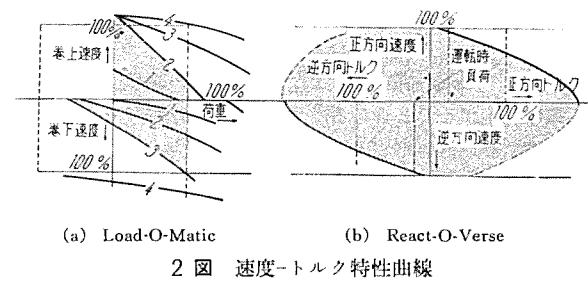
Load-O-Matic の原理は横走行の電動機にも応用でき、これを React-O-Verse と呼ぶ。これは1図(b)に示すように、制御器に直結された Vernier により、レバーの操作角度に従って、加速減速トルクを連続的に制御する。したがってフックやバケットの動揺を少くすることができます、スムーズな運転ができる。速度-トルク特性は2図(b)に示すように陰影部分は連続的に制御される。

Load-O-Matic は原子炉関係にも応用され、1,000分の20イ

ンチ以上の精密な操作をすることもでき、また最近では製鋼工場のクレーンにも応用され、その外鉱山の巻上機、機械組立工場においても、連続的な制御や精密な操作を必要とする用途に対して広く使用されている。(名古屋製作所 吉田太郎訳)



1図 接続図



2図 速度-トルク特性曲線

核燃料要素の電流によるバーンアウトテストにおける電気的諸問題

T. W. Hunt: Electrical Problems in Electrical Burnout Testing of Nuclear Fuel Elements. (2nd Nuclear Engineering and Science Conference 57-NESC-2)

熱伝達のバーンアウトは原子炉の許しる最大の出力レベルの決定において重要なものである。この論文ではこの最大許容出力レベルの決定にもちいられる電気的熱伝達バーンアウトテスト装置の設計と運転に際しておこった2,3の電気的諸問題について述べてある。現在もちいている装置では電力300kWであるが、2,500kWのものが据付け中である。試験材料は2,000psig, 630°Fの水により冷却されるが、これに173,000A/sq.in.の大電流を流す際に遭遇する特殊な問題が解決された。またこの条件の下にバーンアウトのはじまりを検出するいくつかの方法が開発された。

1図は300kWの出力をつかったテストループの図を示す。電力は45Vまでの全範囲にわたって精密な磁場の制御ができる他励分巻直流発電機により供給される。これは短時間では

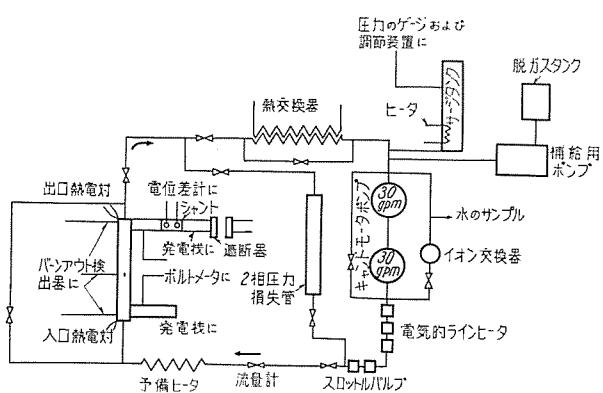
16,000A まで可能である。現在 115V, 25,000A まで連続的に出しうる大きい直流電力設備が建設中である。これはタンデムに連結された 3 つの 750kW 発電機で駆動する 4,310 HP, 13kV の同期電動発電機からなるセット 4 組をつかうものである。大負荷に対してはこれらを並列にもといい、小さい負荷に対しては 1 組だけをもちいる。磁場の制御は max. まできわめて精密にできるよう配慮されている。1 図のテストループはキャンドモータポンプ、電気ヒータ、加圧器、計測制御装置、イオン交換器、熱交換器、バルブ、不銹鋼パイプ等からなり、2,500 psia, 650°F までもちいることができる。測定される重要な量は試験体への電力、その冷却水の流量、温度、圧力、純度、試験体の種々な点における温度である。

いろいろな型の試験を行うためコンポネントの選択には非常な注意が払われた。(1) 原子炉の中と同様な条件を実現させるため試験体は多量の熱を発生しなければならない。(2) 热的、流体的および電気的理由により直流がもちいられた。熱的理由はそれほど明瞭ではなく交流をとる人もある。両方の結果はよく一致するが、水蒸気の泡の形成が交流のサイクルにより影響されることを示した実験がある。試験体が 2 枚の平行板の場合交流ではその両端が固定されてないときは面間距離の 10% に及ぶ振動を生ずることもある。また試験体の熱容量が小さいときは予期しない低い平均出力でバーンアウトをおこすことがある。試験体のような小さい抵抗に大電流の交流を流すときは出力因子はきわめて小さくなり、これを避けるためには変圧器のターミナルに試験体をつければよいが装置は非常に複雑になる。(3) バーンアウトのピークロードはきわめて短時間であるから固有の大きいオーバロードキャパシティをもつ機械が採用された。電圧応答を迅速にやるために大きい整流器がもちいられた。また電圧のなめらかで精密な制御をおこなうため、主および副可変抵抗器がつかわれた。(4) 冷却系にイオン交換装置をついたのは (10 ohm/cm cube) 試験体の表面をきれいにするためと電気的腐食を避けるためである。(5) 制御には遅い過渡現象にたいしては平衡型電位差計の型のものがもちいられ、速いものにたいしてはオシログラフがつかわれた。

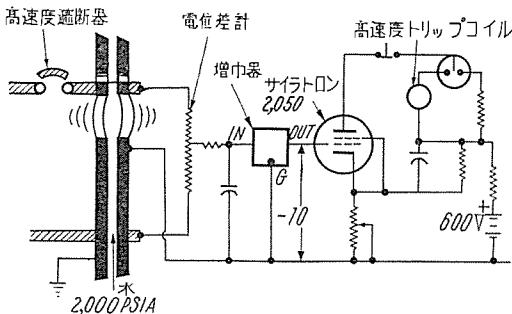
最初にもちいられた試験体はニッケル管で、0.187" ID, 0.020" thick, 断面積は 0.013 sq. in., 電流は 2,250 A, 電流密度は 173,000 A/sq. in. であった。(a) ターミナルには大きい銅のブロックがつかわれ、ニッケルはその中央部に貫入し、蠣付けされた。(b) ループの管とターミナルとの絶縁には圧縮された石綿がもちいられた。雲母は高温高圧水のシールには不適当であった。(c) 正確な測定結果をうるために試験体の工作には非常に精密さが要求された。

バーンアウトによる破壊を防ぐためにはその検出と電流の遮断が速かにおこなわれなければならない。このためにウエスチングハウスの高速遮断器を少し改造したものがもちいられた。(2 図参照)。tripping time は 1/2 サイクルであることが期待されるので、キャパシタをもつてトリップコイルを働かせることができた。遮断時間は測定の結果信号をうけてから 1,000 A の電流を切るのに 0.005 秒であることがわかった。これは検出器および高速度遮断器における時間のおくれを含んでいる。試験体の温度の検出は迅速さが必要なときには試験体の温度による抵抗変化を利用しておこなわれる。(2 図参照) ゆるやかな

バーンアウトにたいしては熱電対型のものがつかわれる。そのときにはリレーをもちいて主遮断器または発電機界磁遮断器を働かせる。熱電対および抵抗ブリッジを別々の増幅器を通して上のいずれかの方法で遮断することも可能である。並列におかれている板または管のいずれかにバーンアウトがおこったとき、それを検出するためにいくつかの自己平衡型ブリッジをもちいる方法も開発された。ジルコニウムはバーンアウト温度の付近で抵抗曲線にくぼみがあるので抵抗ブリッジの方法は信頼できないように見えるが、幸いにもこれをつかった試験では壁の厚さが厚かったので、バーンアウトの速度はおそく、熱電対をもちいることができた。(本社 川口修訳)



1 図 テストループの図式



2 図 バーンアウト検出器

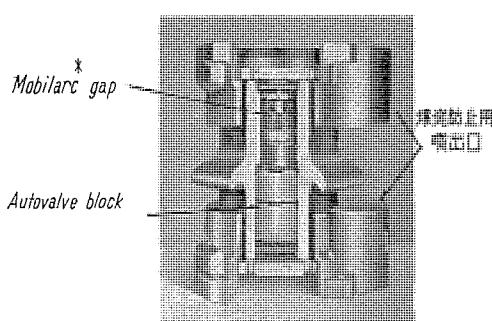
オートバルブ避雷器の保護特性

A.M. Opsahl, N.K. Osmundsen: Protective Characteristics of the Autovar Arrester. (Westinghouse Engineer, Vol. 17, No. 3, May, 1957, p. 88~92)

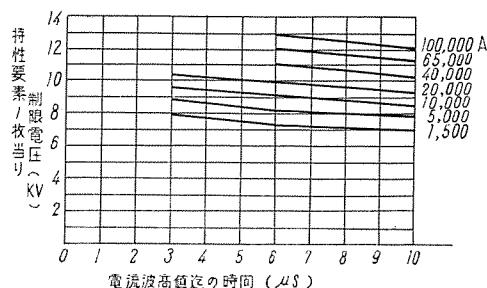
1941 年に米国で BIL (基準衝撃絶縁強度) がきめられた頃に比べると弁型避雷器の制限電圧特性は約 25% 改善され、機器保護の被度が増すと共に、BIL を低減することも可能となってきた。

W 社の避雷器は 1 図のような Mobilarc gap* と Autovalve block とからなり、雷サージがくれば、直ちに放電して、これを大地に放流し、後続機流を半サイクル内に遮断してしまう。

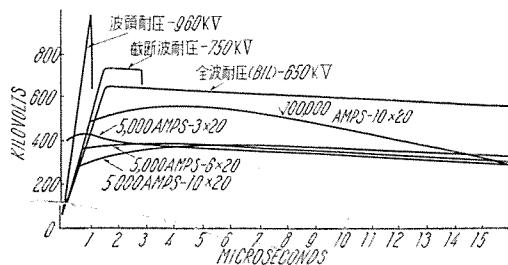
避雷器の保護効果を左右する制限電圧特性は電流波高値および電流上昇速度によって異なるが、Autovalve block においては、電流の広範な変化に対しても、2 図のように、少し変るだけで、絶縁協調の点からきわめて有利である。3 図は 145 kV 避雷器と 138 kV 級の変圧器の耐圧との関係を示したもので、この避雷器の 10 万アンペアの制限電圧は、一段下の BIL 550 kV よりまだ低い。なお急峻な電流に対する制限電圧波高値は、標準の $10 \times 20\mu\text{s}$ 波に対するものより高くなるが、時間的には短いから、変圧器などの絶縁に対して、どちらが苛酷かは断定できない。(伊丹製作所 岡田昌治訳)



1 図 6 kV SV 型オートバルブ避雷器



2 図 放電々流値および電流波高値までの時間と制限電圧波高値との関係



3 図 145 kV SV 型避雷器と 138 kV 級機器との絶縁協調

* 訳者注 Mobilarc gap は永久磁石を装備したギャップの W 社商品名で、arc は磁力によって回転し、電極が痛まず、放電特性が不变で、続流遮断能力が大きい。当社のこれと同等品は昨年末関西電力小出根変電所での 20 kV 各社避雷器試験に、サージ吸収型避雷器として優秀な成績を取めた。

ガス充填型電力用遮断器

Gas-Filled Power Circuit Breakers. (Westinghouse Engineer, Vol. 17, No. 3, May, 1957, p. 81)

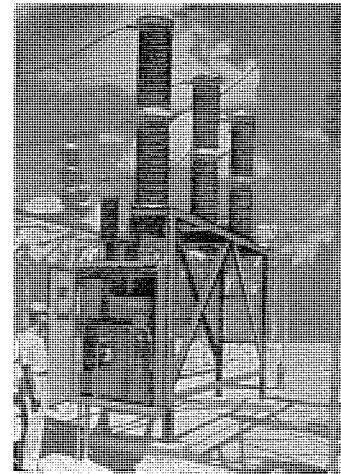
115kV, 1,000MVA の SF₆ ガス充填型電力用遮断器がはじめて Westinghouse 電機会社により開発され、実地使用の資料を得るために Florida 州, Pensacola の Gulf Power Company, Pace 変電所に据付けられた。

この遮断器は、定格電流 400 A, 遮断時間 5 c/s 以内、再閉路 15 c/s 以内で無再点弧であるからとくにキャパシタの単一パンクまたはパンク間の開閉に適している。

SF₆ ガスは、きわめて優秀な絶縁特性を持ち比較的低い気圧(45psi-約 3 気圧)で用いられ碍子のハウジング内に充填されている。写真はこの遮断器の 3 相を示し、碍子単極の上半部は遮断装置を内蔵し、下半部は、対地絶縁を形成する。

遮断部には 3 個の 2 重腕で U 型になった可動接触子鉄物が回転シャフトに取付けられ、6 個の固定接触子と向き合い、1 相につき 6 個の遮断点をつくる。遮断点は、固定接触子の取付けられている絶縁管内に形成され、可動接触子腕は、この管を出入する。運動距離が短かいのと投入エネルギーが少ないので標準の空気操作機構で 11 回の投入動作を行っても最低投入可能気圧以下には下らない。各単極は高さ約 9 フィート、幅 1 フィート、重量約 1,000 ポンドである。

(伊丹製作所 富永正太郎訳)



115 kV, 1,000 MVA
SF₆ ガス充填型
電力用遮断器

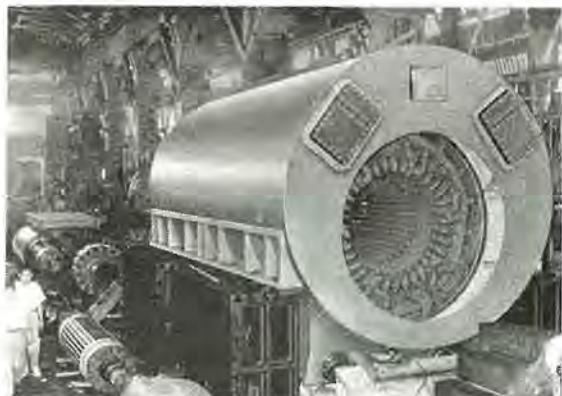


ニュースフラッシュ

■ 最近の火力発電機

三菱電機では目下水素冷却発電機8台製作中であり、そのうち中国電力新宇部向、東北電力八戸向、四国電力松山向、東京電力鶴見向の各発電機が相ついで完成途上にある。これら発電機につき当社は多数の製作実績を持つが、なお細部については改良工夫を施して信頼性のある優秀な発電機を製作するよう努力を重ねている。いずれも電源開発用の大形発電機で斯界の注目をあつめているが、工場運転準備中の新宇部発電機につき、定格、特長を列記する。

1. 88,236 kVA 75,000 kW 0.85 pF 3,600 rpm 15 psig
 2. 全重量 169 ton 固定子 124 ton 回転子 28 ton
 3. 固定子コイルにダイヤレジン絶縁
 4. 冷却水に淡水 1/5、復水 4/5 の採用
 5. 離相母線の採用
 6. 磁気増幅器型自動電圧調整器の採用
- などである。



完成間近の中国電力新宇部向 75,000 kW 火力発電機

■ ゲルマニウム電力用整流器完成す

ゲルマニウムは電子工業の分野において最近とくに脚光を浴びているトランジスタ用材料として広く知られているが、別の用途として見逃すことのできないものに電力用整流器がある。これはトランジスタほどの興味と関心が持たれていないが、工業的にはきわめて重要な応用面である。

ゲルマニウム整流器を用いた整流装置は、効率が高いこと、起動停止が簡単で保守が容易なこと、小形で据付が簡易である

こと、価格が比較的安いことなど数多くのすぐれた長所がある。このため最近直流電源用として注目を浴びてきたもので、とくに電圧降下が小さいことは 300 V 以下の低電圧の直流電源用としての特長を發揮する。したがって電源用・メッキ用または溶接機用電源装置に急速に応用されようとしている。

その外に電鉄用としても利用される機運があり、現にイギリスでは直流電源用としてゲルマニウム整流器を用いた電気機関車がすでに営業運転にはいっていると聞いていている。

わが国でも最近重電機メーカまたはセレン整流器メーカーで製作に乗り出そうとする動きが多い。

当社の研究所で試作された MS-200 型整流器は、水冷式 200 A 定格、尖頭逆耐電圧 200 V をこえ、わが国で最大級に属する。

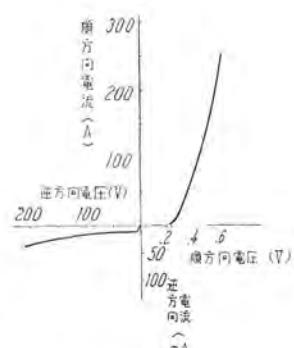
整流作用をする整流素子はほぼ 1 ドラムのゲルマニウム薄片の 1 つの面にインジウムを、他の面にスズを焼き付けたものである。これを水冷ジャケットを有する銅でロッド上に螺旋付けした上、ハーメチックシールした構造になっている。

整流素子の劣化の最大原因は湿気であるから、これを気密構造にして中に乾燥ガスが封入してある。この構造には当社の得意とするイグナイトロン製作の技術が駆使されており、その電気的特性は図のように順方向電流 250 A のときの電圧降下はわずか 0.6 V という高い効率をもっている。

この整流器を使用する場合にもっとも注意すべき点は、リージ電流または電圧に対する保護を十分にすることである。一度破壊すると短絡状態になり隣接の整流体に累及を及ぼさないよう保護装置を十分にし、定格に余裕をもって使用することが望ましい。



ゲルマニウム電力用整流器
(MS-200 型)



MS-200 型整流器
の直流特性の一例

■稼働運転にはいった東北電力鳴子発電所

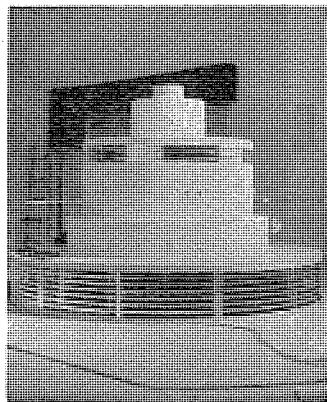
当社神戸製作所では東北電力鳴子発電所向け 22,000 kVA 水車発電機を今年初頭に完成し、引続いて現地据付を行っていたが去る 5 月中旬官庁検査を終了して運転にはいった。

この発電機は豎軸回転界磁閉鎖風道通風型で機構上の特長は風道の出入口に空気清浄装置「エアー・フィルタ」を取付けた外に発電所が地域的に寒冷地であるため、これまでのように大きな風冷装置がいらない点があげられる。

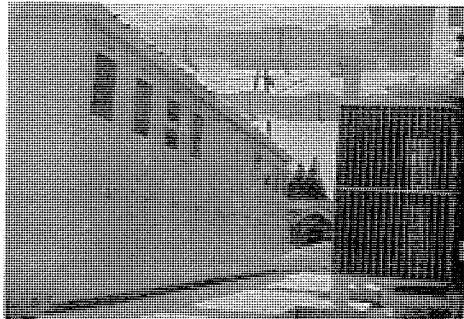
主要定格 22,000 kVA, 11,000 V, 50 c/s

333 rpm, 力率 80%

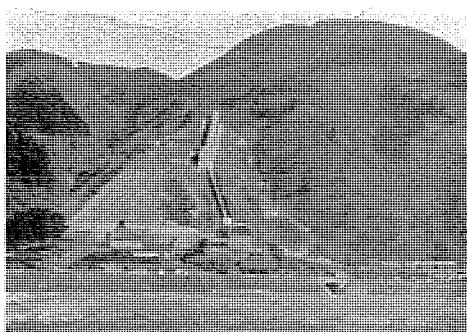
この発電所のダムはアーチダム式で、アーチダムとしては我が国第 2 のダムであるが、当社は水車発電機の外に 22,000 kVA 主変圧器、遮断器、配電盤なども納入している。



鳴子発電所向 22,000 kVA 水車発電機



簡易式屋外変電所



鳴子発電所全景

■ 東京電力平発電所 機器据付始まる

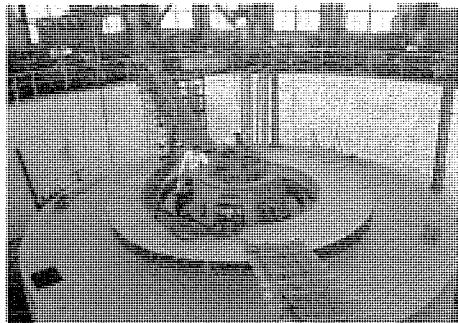
東京電力では合理的な水力、火力の組み合せをねらって平地区 3 地点の水力発電所建設を急いでいるが、同発電所用水車発電機を受注した当社では、昨年 4 月着工以来約 1 年を費やしこれが完成を見た。

去る 5 月下旬 337 回転による最終無拘束試験を予想外の好成績をもって完了し、6 月下旬までに発送を無事に終った。

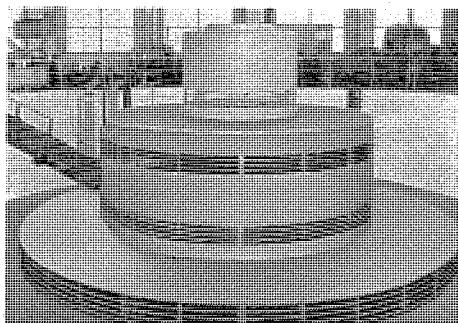
定格 18,000 kVA, 11,000 V, 50/60 c/s, 125/150 rpm

力率 87%

この発電機は豎軸回転界磁閉鎖風道換気型で、発電機の高さをできるだけ低くしてその重量を軽減するために傘型構造を採用している。また固定子コイルの絶縁にダイヤレジンを使用していることと、外観をスマートにするために化粧カバーをかけたのが特長である。



ビット内で組立中の平発電所向水車発電機



励磁機のカバー部分完成写真

■ 関西電力向交流計算盤完成!

関西電力の発注で鋭意製作中であった最新式の交流計算盤が7月末に完成した。この計算盤で解析される問題は広範囲にわたり、既設送電系統の用途上の諸問題、新規送電線の増設計画、その他電気事業の合理的営運に果す役割は計り知れないものがあり今後の活躍が期待される。この計算盤の規模および特長は下記のとおりである。

規 模

基準量	500 c/s, 100 V, 1 A, 100 Ω
発電機単位	{ 3 相出力 6 单相出力 6
発電機インピーダンス単位	12
負荷単位 (負荷調整器および電圧計付)	24
線路単位	{ 高インピーダンス単位 40 低インピーダンス単位 40
蓄電器単位	{ 小容量単位 80 大容量単位 (内 4 単位は負荷調整) (器および電圧計付) 12
π回路単位	40
单巻変圧器単位	24
相互結合単位	30
高 Q リアクタンス単位	6
アナコム要素	1 式
レコーディングテーブル	1
負荷調整コンソール	1
対称分合成装置	1
同期スイッチ (10 チャンネル)	1
計測机	2

特 長

- 基準量が 500 c/s, 100 V, 1 A, 100 Ω であるから、高周波を用いた計算盤と違って漂遊インピーダンスによる誤差が少く精度が高い。
- 三菱交流計算盤は精度、特性の安定性、信頼度、使いやすさ、連日の使用に対する耐久度、および保守容易などにつきとくに注意して製作している。
- 当社交流計算盤は周波数範囲が広く、同期スイッチ、アナコム要素およびブラウン管オシロ等と併用して過渡現象解析器として利用できる。したがって電力系統の事故の解析は容易にできる。
- 3 相出力発電機単位は、潮流等の普通の問題には单相出力を、 $\alpha\beta0$ 回路や位相変圧器には直角相出力を、多重故障の問題には 3 相出力を供給して 3 相 4 線式法の適用を使なめた。
- 発電機単位は電圧位相とも計測機より遠隔微細操作ができるので調整に便利である。
- 自動計器範囲選択装置は自動的に電流計の最適範囲を選択し、過電圧保護装置は計器の振切れを保護する。また計測

机上で一番利用率の大きい反転スイッチを自動化したため、計算速度が早くなった。

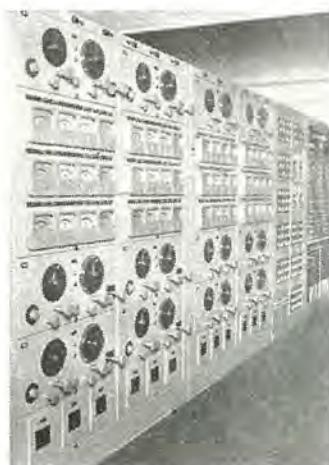
- 電力と無効電力の測定は、高力率と低力率電力計で計算盤の基準 kVA での WATTS や VARS で同時に直読できる方式を採用した。
- レコーディングテーブルは潮流計算の際に潮流図に直ちに測定値を記入でき、また潮流方向も判定できるので計算速度が向上した。
- 負荷調整コンソールは負荷のセッティングを計測機と無関係に精密級計器で行うためスピーディに計算できる。
- 電子管式同期スイッチは毎秒 2~30 回の開閉繰返しができるから、計算盤上に過渡現象を生じさせブラウン管オシロで現象を静止して観測できる。



関西電力向交流計算盤全景



計測機およびレコーディングテーブル

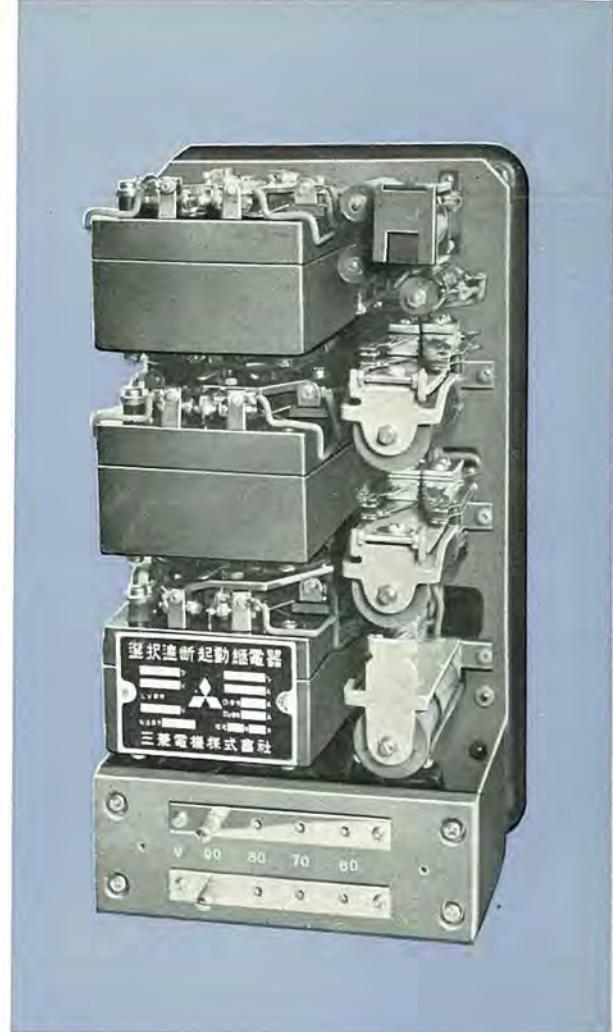


発電機単位キャビネット

HDB-2型

選択遮断起動継電器

HDB-2型選択遮断起動継電器



自家発電設備を持っている大企業が、電力会社等の他系統と並列で負荷を運転していることがしばしばありますが、この場合もし他系統からの電力がなくなれば、自家発電機が過負荷となって運転維持ができなくなることがあります。一方自家発電設備を持つ企業では、瞬時でも運転停止ができない機械があるので、富士写真フィルム株式会社足柄工場その他では、他系統からの電力がなくなったことによりあらかじめ定めていた重要負荷のみを残して運転を続け、非重要負荷を遮断する方式をとっています。他系統との連絡点の電力が零になったことで、負荷選択遮断を行えばよいのですが、脱調、電力動揺でも電力が零になることもあります、これらと停電とを区別する必要があります。

HDB-2型継電器はこのような目的に使用する継電器で、整定の異なる2個の電力継電器、限時継電器および補助継電器などを組合わせ、電力変化がある値以下の脱調、電力動揺では動作せず、停電のように電力変化が急激に起る場合のみ応動して、選択遮断を行うものです。

昭和32年10月8日印刷

昭和32年10月10日発行

「禁無断転載」 定価1部 金60円(送料別)

雑誌「三菱電機」編集委員会

委員長 大久保謙
副委員長 石川辰雄
常任委員 浅井徳次郎
" 荒井潔
" 安藤二郎
" 菅野正雄
" 木村武雄
" 小堀富次
" 高井得一郎
" 中野光雄
" 馬場文夫
" 松田新市

常任委員宗村英精
委員石橋二和
岡屋彦進
藤原芳隆
立村又
津尾隆一
松又一
上八郎明
市村宗明

(以上 50 頁順)

編集兼発行人 東京都千代田区丸の内2丁目3番地 市村宗明
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 長久保慶一
発行所 三菱電機株式会社内「三菱電機」編集部
電話 和田倉(20)1631
日本出版協会会員番号 213013
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 (29)0915・0916 振替東京 20016