

MITSUBISHI DENKI GIHO 三菱電機技報

Vol.40 November 1966

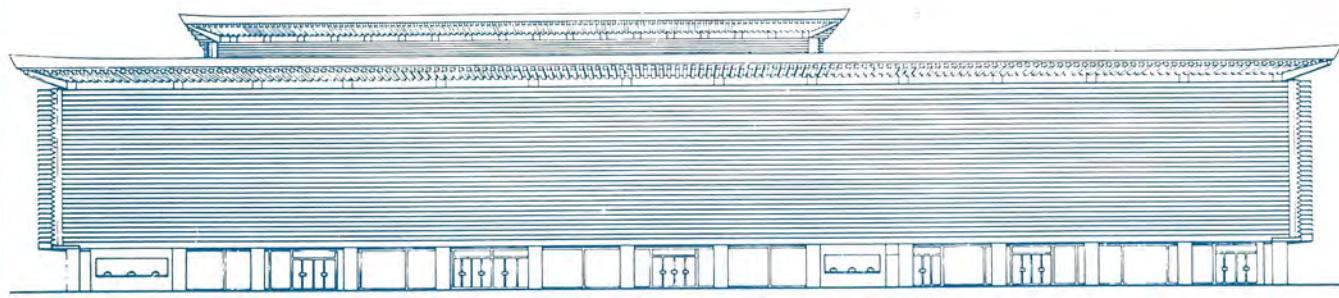
発電機器特集

11

関西電力堺港発電所納め 300,000kVA 内部冷却タービン発電機



三菱ダイヤトーンスピーカが 国立劇場のすべての《音》を引受けているのです



三菱電機では、このほど完成した国立劇場大小ホールのほか、調整室・録音室・試聴室・音響調整室に200個を越えるダイヤトーンスピーカを納入した。

三菱ダイヤトーンスピーカは、はやくから海外では放送界の世界的な権威、ロンドンBBC放送局で活躍、国内でもNHKをはじめ全国の民間放送局で音質監視用として広く使われている原音再生に忠実なスピーカで、多年にわたる研究と高度の技術はわが国唯一のBTS規格（放送技術規格）合格スピーカとなっている。

近年ともすればヨーロッパ製品が高級品であると思われているおり、三菱ダイヤトーンスピーカが、音響技術の最高水準を集めている国立劇場に採用になったことは、わが国スピーカの優秀性を認識させたものとして注目されている。

■納入スピーカ装置の概略

- 主スピーカ装置 3S-405(40cmウーハ2個12cmスコーカ4個、5cmトワイタ4個) 12台
- 壁面用スピーカ装置、天井用スピーカ装置(20cmダブルコーン1個) 44台
- ステージ用スピーカ装置 2S-208(20cmウーハ、5cmトワイタ各1個) 15台
- モニタ用スピーカ装置各種(20cmウーハ、5cmトワイタ各1個) 15台
- 効果用スピーカ装置、ハネ返り用スピーカ装置(20cmダブルコーン1個) 8台
- 試聴室用スピーカ装置 2S-305(30cmウーハ、5cmトワイタ各1個) 2台
- エコールーム用スピーカ装置 2S-208(前述) 1台
- フロント用スピーカ装置 SC-7101(16cm×2) 48台 SC-7102(16cm×1) 4台



発電機器特集

目 次

《特集論文》

揚水発電所における発電電動機の低周波同期起動方式	森与志彦・芝滝寿宏…1673
大容量水車発電機の問題点	三浦 宏・山下喜美雄・田附和夫…1680
事業用タービン発電機のすう勢	志岐守哉・甲斐 高…1688
大容量タービン発電機の機械的問題	今井 光・大石紀夫・村上 晃…1700
大容量タービン発電機運転上の諸問題	鈴木文雄・伊藤宏幸・速水和夫…1708
事業用大容量発電機のプラシレス励磁方式	甲斐 高・長良 高・長沢保明…1717
スラスト軸受の諸問題	田附和夫・石井 明…1726
高圧発電機絶縁の機能試験	原 仁吾・川上 剛・松田慎夫・伊藤昭八郎…1731
台湾電力榕樹発電所 2,700 kW 誘導発電機	衛藤 譲・石井 勇・片桐五雄…1736
自家用タービン発電機の最近の動向	池田梯二・馬場俊晃…1740
交流発電機の整流機励磁方式	加来政博・森 南…1750

《普通論文》

PHR 形可搬式送電線保護遮断装置	安藤 満・北浦孝一・古谷昭雄・高田信治…1757
レーザ測距装置	田村祥一・佐藤一成・菊地 誠・福家 皎・柳沢利治…1765
電機子切換開閉器	岩垂邦昭…1771
MELDAS 2200 形連続式二、三次元ナライ制御装置	吉田太郎・宮 幸助・梶野幸男・石橋和夫…1775
強磁性蒸着薄膜記憶装置	竹内守久・上坂達生・蒲生容仁…1786
動力炉用磁気ジャック形制御棒駆動装置の開発	岸田公治・大野 琳・広川利雄・梅谷 保・長江恭治…1791

《電子計算機シリーズ》

電子計算機による回転機コイルの設計計算とその図面化	伊藤昭八郎…1798
---------------------------	------------

《新製品紹介》

TM 形直流電磁ブレーキ完成・三菱無段变速携帶用電気ドリル UD-6A-1 形完成・三菱掃除機 TC-1,500 形〈クリーンエース デラックス〉新発売・三菱自動保温気瓶 NS-10 形新発売・三菱電気こんろ H-23 形新発売	1801
--	------

《ニュースフラッシュ》

小田急電鉄株式会社向け総合設備工事契約決定(第二次)・240 kV, 10,000 MVA SF ₆ ガスシヤ断器完成・WH 社より SF ₆ ガス純度測定装置一式を受注・演算電圧 100 V を採用した全トランジスタ式 MELCOM EA-7200 形超精密級アナログ計算機	1804
--	------

《特許と新案》

相手端電流補償式方向距離遮電装置・電圧変換装置・トランジスタ装置・時限回路確認装置	1755
---	------

《表紙》

1. 関西電力堺港発電所納め 300,000 kVA 内部冷却タービン発電機
堺港発電所納め 300,000 kVA タービン発電機 2, 3 号機の据付完成の写真である。この発電所は、6 号機まで設置されるが、当社は、2, 3 号機のほか同形の 4, 6 号機製作を担当しているが、現在 4 号機は、据付中、6 号機は、鋭意製作中である。

本機は、小形・軽量化をはかる設計がされていることが特長である。
仕様は次のとおり

- | | |
|---------|---------------------|
| 容 量 | 300,000 kVA |
| 冷 却 方 式 | 内部冷却 |
| 水素ガス压 | 4kg/cm ² |
| 電 壓 | 19,000 V |
| 回 転 数 | 3,600 rpm |
| 励 磁 方 式 | M-G |
2. 国立劇場へダイヤトーンスピーカを納入
 3. 三菱高周波高出力シリコントランジスタ
 4. 三菱電機毛布



**SPECIAL COLLECTION OF POWER GENERATING EQUIPMENT****CONTENTS****SPECIALLY COLLECTED PAPERS**

Synchronous Starting of Generator/Motor in Pumped-storage Hydro Power Station Yoshio Mori • Toshihiro Shibataki.....	1673
Problems on Large Capacity Water Wheel Generators Hiroshi Miura • Kimio Yamashita • Kazuo Tazuke.....	1680
Recent Trends of Large Turbine Generators Moriya Shiki • Takashi Kai.....	1688
Mechanical Problems on Large Turbine Generators Hikaru Imai • Norio Oishi • Akira Murakami.....	1700
Various Problems in Operating Large Turbine Generators Fumio Susuki • Hiroyuki Itō • Kazuo Hayami.....	1708
Brushless Excitation System for Large Utility Generators Takashi Kai • Takashi Nagaya • Yasuaki Nagasawa.....	1717
Recent Trends of the Thrust Bearing Kazuo Tazuke • Akira Ishii.....	1726
Functional Evaluation Test of High Voltage Generator Insulations Jingo Hara • Takeshi Kawakami • Sadao Matsuda • Shōhachiro Itō.....	1731
A 2,700 kW Induction Generator for Yung Shu Power Station of the Taiwan Power Co. Mamoru Etō • Isamu Ishii • Itsuo Katagiri.....	1736
Recent Trend of Industrial-Use Turbine Generators Teiji Ikeda • Toshiaki Baba.....	1740
Rectifier Excitation Systems of A. C. Generators Masahiro Kaku • Minami Mori.....	1750

TECHNICAL PAPERS

Type PHR Portable High-Speed Relaying for Line Protection Mitsuru Andō • Kōichi Kitaura • Akio Furuya • Nobuharu Takata.....	1757
Laser Range Finders Shōichi Tamura • Kazunari Satō • Makoto Kikuchi • Akira Fuke • Toshiharu Yanagisawa.....	1765
Pole-Changing Switch for Rolling-mill Motors Kuniaki Iwadare.....	1771
Control Apparatus for Continuous Two and Three Dimensional Copying System MELDAS 2,200 Tarō Yoshida • Kōsuke Miya • Yukio Kajino • Kazuo Ishibashi	1775
An Evaporated Magnetic Thin Film Memory Morihisa Takeuchi • Yosimi Gamow • Tatsuo Uesaka.....	1786
Development of A Magnetic Jack Type Control Rod Drive Mechanism for Power Reactors Kōji Kishida • Akira Ōno • Toshio Hirokawa • Tamotsu Umeya • Kyōji Nagae.....	1791

APPLICATION OF COMPUTERS FOR USER-SERIES

Design of Armature Coils for Large Rotary Machine by means of High Speed Digital Computer Shōhachirō Itō.....	1798
--	------

NEW PRODUCTS

NEWS FLASH.....	1801
-----------------	------

PATENT AND UTILITY MODEL**COVER EXPLANATION**

- 300,000 kVA Inner Cooled Turbine Generators delivered to the Sakai Minato Power Station of the Kanaai Electric Power Co.

Illustrated here are 300,000 kVA turbine generators, No. 2 and No. 3 installed at the Sakai Minato Power Station. In this plant are to be set up six machines of the same type. Mitsubishi is assigned to build further two units No. 4 and No. 6, of which No. 4 is in the course of erection and No. 6 is under construction at the factory.

The machines are designed, as their features, to be small sized and lightweight, the specification being as follows.

Capacity 300,000 kVA
Cooling system Inner cooled
Hydrogen gas pressure 4 kg/cm²
Voltage 19,000 V
Speed 3,600 rpm
Exciting system Motor generator

- Diatone speakers delivered to the National Theater.
- Mitsubishi high frequency silicon transistor.
- Mitsubishi electric blanket.

「三菱電機技報」アブストラクト

UDC 621.221.4:621.313.322:621.3.018.5

揚水発電所における発電電動機の低周波同期起動方式

森 与志彦・芝満寿宏

三菱電機技報 Vol.40-No.11-P1673~1679

低周波同期起動の特性解析のためのディジタル計算プログラムを開発し、これを用いて励磁、駆動トルク、初期位相差角および回路抵抗などが起動条件におよぼす影響について検討する。一方1,940kVA 3機を用いた起動実験を実施し理論解析の正しさを実証すると共に、多機起動の場合の起動可能条件が1機起動の場合と類似であることを述べる。また20MVA変圧器を用いて低周波域の変圧器特性の実測を行ない、その励磁電流が商用周波における値と大差ないことや0.2サイクルでもすでに変圧作用が行なわれることを確認した。揚水発電所における本起動法の採用も今や具体化の段階にある。

UDC 621.313.322-82.001.2

大容量水車発電機の問題点

三浦 宏・山下喜美雄・田附和夫

三菱電機技報 Vol.40-No.11-P1680~1687

過去20年間、水車発電機は、タービン発電機に比し、きわめて地味な道を歩んできた。しかし、2~3年前から、急に、わが国および諸外国で、200~300MVA級の大容量水車発電機が計画され始め、今後大いに需要が生ずると思われる、この場合に起こりうる、おもな問題点をとり上げ論じた。

UDC 621.313.322-815.001.82

事業用タービン発電機のすう勢

志岐守哉・甲斐 高

三菱電機技報 Vol.40-No.11-P1688~1699

事業用タービン発電機の容量の増加はめざましく、とくに内部冷却の出現以来その傾向はますます激しくなり、容量の記録は年ごとに更新されるすう勢にある。わが国でも2P、530MVA、4P、400MVAが発注され製作にはいっており、数年後には700MVA程度になると予想される。本文では、その世界的すう勢を紹介するとともに、大容量機計画上重要な意義をもつ、力率と短絡比の発電機体格におよぼす影響、冷却法、直接冷却機の規格ならびに発電機体格と効率の関係などについて概説し、発電所計画関係方面に対するご参考に供した。

UDC 621.313.322-815-1/-7

大容量タービン発電機の機械的問題

今井 光・大石紀夫・村上 晃

三菱電機技報 Vol.40-No.11-P1700~1707

軸材は化学成分と製法の改良によって、大型化にかかわらず特性のよりすぐれたものの入手が可能になった。コイル保持環にはMn-Cr系非磁性鋼を用いるが、その支持法の3種について優劣を比較した。積層鉄心は基礎試験結果を基にして、一体として扱える構造・組立法を採用している。固定子フレームの内圧強度は模型により試験し、計算法や構造上有益な知見を得ている。積層鉄心の振動に対する剛性は素材のものより低下するが、スロット部にも影響される。鉄心の弾性支持法は板バネ式がもっともすぐれている。回転子の危険速度は大容量になるほど低下するが、とくに問題はない。4極機では鉄心の弾性支持、回転子クロススロットは不要である。

UDC 621.313.322-815-7

大容量タービン発電機運転上の諸問題

鈴木文夫・伊藤宏幸・速水和夫

三菱電機技報 Vol.40-No.11-P1708~1716

電力需要増大に従い、大容量化が要望されてきたが、軸材製作限度、冷却方式の点での行き詰まりを開拓するため、水素内部冷却を導入するとともに、電気、磁気荷重を高くすることにより、発電機容量を大幅に増加させることができた。このことは反面、新らしい水素ガス密封装置の問題や各部の相対的熱容量の減少に起因する運転上のいろいろの問題を提起することになった。現在わが社の製作・納入した内部冷却機は30台近くに達しているが、その豊富な運転経験をもとにして、これら問題点も逐次発明されつつあるので、概要を紹介する。

UDC 621.313.12

事業用大容量発電機のブラシレス励磁方式

甲斐 高・長良 高・長沢保明

三菱電機技報 Vol.40-No.11-P1717~1725

交流励磁機の出力を、軸にとりつけた回転整流器で整流して主発電機の界磁回路に供給するブラシレス励磁方式は、大きな励磁電力を必要とする事業用大容量発電機に最適である。当社では日本カーバイト魚津工場15,625kVA、3600rpm ガスタービン発電機と三菱金属鉱業玉山3300kVA、600rpm 水車発電機をこの方式で製作し、納入後、約一年間無事故で運転している。アメリカでは907MVA、3600rpm タービン発電機用4100kW ブラシレス励磁機をはじめ、數十台を運転または製作中である。本文では事業用大容量発電機のブラシレス励磁方式について、設計の要点構造上の特長、AVR方式、運転実績などを紹介する。

UDC 621.822.2

スラスト軸受の諸問題

田附和夫・石井 明

三菱電機技報 Vol.40-No.11-P1726~1730

水力プラントの単機容量の増大とともにスラスト軸受にかかる荷重も増大し、スラスト軸受の演ずる役割は大きくなっている。本論文は当社のスラスト軸受に関し、最近の研究、改良、設計の傾向について述べる。パッドの支持方法について論じ、新しい支持方法を紹介する。熱油と冷油を分離する油かき、油流の改善方法、パッドの直接水冷方式についても述べる。

UDC 621.3.048

高圧発電機絶縁の機能試験

原仁吾・川上剛・松田禎夫・伊藤昭八郎

三菱電機技報 Vol.40-No.11-P1731~1735

運転中における発電機絶縁の劣化の様相をつかみ、絶縁組織の機能を正しく評価するため、水車発電機およびタービン発電機の実物大モデルを用いた当社独自の総合的な機能評価試験装置を開発し、数種類の絶縁方式の長期試験を実施した。

機能試験によって得られた運転中における電気特性、機械特性、径年による各種絶縁方式の非破壊各種特性の変化、ならびに耐電圧低下特性などについて述べ、またダイヤラスチック絶縁の各種絶縁特性、耐電圧低下率ならびに寿命などが、従来のユニバウンド絶縁にくらべて非常にすぐれていることが明らかになった。

「三菱電機技報」アブストラクト

UDC 621.313.332

台湾電力榕樹発電所2,700kW誘導発電機

衛藤謙・石井勇・片桐五雄

三菱電機技報 Vol.40・No.11・P1736~1739

昨年暮、台湾電力向けに2,700kWの立形誘導発電機を製作した。本機は立形誘導発電機としては記録的なものであり、その構造も従来のものとはかなり異なっている。本文では誘導発電機の特性、構造、構造上の問題点、試験結果について述べる。

UDC 621.313.322-81

自家発用タービン発電機の最近の動向

池田悌二・馬場俊晃

三菱電機技報 Vol.40・No.11・P1740~1749

鉄鋼、金属、石油、化学、紡績、製紙など、一般に考えられる大規模な工業では、そのほとんどが、自家発電設備を設けており、電力および工場蒸気の経済的確保と、廃ガスなどの有効利用をはかっている。当社も、すでに60年の長きにわたってこの自家発用タービン発電機の製作を行なっているが、近く完成を見る新系列の標準形タービン発電機の紹介をかたがた、これらにおける最近の傾向を概説してみたい。

UDC 621.313.322.013.8

交流発電機の整流器励磁方式

加來政博・森 南

三菱電機技報 Vol.40・No.11・P1750~1754

交流発電機の励磁装置に、整流器を使用することにより、従来の直流通磁機の欠点である整流子をなくすことができるとともに特性上もすぐれた、各種の特色のある励磁方式が実用化された。現在使用されている整流器を使用した方式として、複巻静止励磁方式、交流励磁方式（Ac・Excitor）プラシレス方式およびサイリスタ方式があり、これらの概要と特長および適応をまとめた。

UDC 621.316.925

PHR形可搬式送電線保護継電装置

安藤 滿・北浦孝一・古谷昭雄・高田信治

三菱電機技報 Vol.40・No.11・P1757~1764

この論文は、PHR形可搬式送電線保護継電装置の構成・原理・特性について述べたものである。この装置はオールトランジスタ化されており、被絡保護方式は第1および第2段にリアクタンス形、第3段にモー形の距離継電器が採用されている、いわゆる距離3段方式であり、地絡保護はHDG+TL・DG+OCG・OCGの3方式が任意に選択できる方式である。この装置は600rpm・4mm（復振幅）の振動テストおよび30Gの衝撃テストに合格した耐振性のすぐれた装置であり、温度特性も-10~+50°Cで問題なく、耐圧1500V 1分間標準波4500V印加テストに○合格しており、従来の継電器と同様の取扱いができる可搬式継電装置である。

UDC 535.12.06

レーザ測距装置

田村祥一・佐藤一成・菊地誠・福家明・柳沢利治

三菱電機技報 Vol.40・No.11・P1765~1770

近年、レーザ光波の一応用機器としてとくに軍用のレーザ測距装置が注目され、アメリカの数社においては、すでに実用品となっている。レーザ測距装置は、従来の光学測距儀に比して、高精度、高信頼度、迅速性および操作の容易性等においてはるかにすぐれた性能を有している。当社においては、昭和39年よりレーザ測距装置の開発研究に着手し、このたび、この装置の実用化に成功したのでその概要について述べる。

UDC 621.316.54:621.3.043

電機子切換開閉器

岩垂邦昭

三菱電機技報 Vol.40・No.11・P1771~1774

最初に静止レオナード方式で使用される逆転駆動回路の3方式について説明し、電機子切換開閉器で制御するばあいの切換えシーケンスについて述べる。電機子切換開閉器として要求される条件について検討し、切換えの高速性と信頼性がとくに重要であることを述べる。

今回製作した、1200V 7,000A定格の製品について構造動作の概要を説明する。試験結果として、切換え時間は解錠コイル励磁開始から接触子の逆方向への切換え完了まで、0.11sec、鎖錠完了まで、0.19sec であり、温度上昇は7,000A定格として余裕のあることを○示している。

UDC 621.9-589

MELDAS2200形連続式二、三次元ナライ制御装置

吉田太郎・宮 幸助・梶野幸男

三菱電機技報 Vol.40・No.11・P1775~1785

從来、わが国における工作機の二、三次元ナライは、外国メーカーによる電気式ON-OFF制御と油圧制御によるものがその大半を占めていた。しかし近年の大幅な形影機の需要は国産のナライ機の開発を早め、その方式も電気式連続ナライが主流をなしてきている。

MELDAS2200形連続式二、三次元ナライ制御装置は、この要請にもとづき当社で3年ほど前から開発、製品化を行なってきた高性能のナライ制御装置で、特殊な自動ペクトル調整装置を使用することによって、象元切換えを必要とせず、また Error Const ○ anti・Speed Constant のナライが行なえるすぐれた特長を得ている。○本文は概要を紹介したものである。

UDC 621.318:538.221

強磁性蒸着薄膜記憶装置

竹内守久・蒲生容仁・土坂達生

三菱電機技報 Vol.40・No.11・P1786~1790

75mm×75mm×0.2mmのガラス下地に、80Ni-20Feの組成の1.2mm×2.0mmの大きさの膜を約1,000Åの厚さに、蒸着によって作成した。蒸着中および焼鈍中の磁界により、各膜に一定の方向に一軸異方性を与え、Hc2.50e・Hk3.50eにそろえた。この基板を16枚組み込んで、高密度薄膜記憶装置を試作した。この記憶装置の仕様は、容量256Kbit×52ビット、語駆動電流400mA・情報電流160mA・出力±1mV・スイッチングタイム10ナノ秒である。

「三菱電機技報」アブストラクト

UDC 621.039.56.24:621.318.3

動力炉用磁気ジャック形制御棒駆動装置の開発

岸田公治・大野玲・広川利雄・梅谷保・長江恭治

三菱電機技報 Vol.40 No.11 P1791~1797

ラッチ式磁気ジャック形制御棒駆動装置は、高温高圧水を冷却材とする PW
R形原子炉に適合したいいろいろの特長を有する装置である。駆動原理は、装置
の主要部分を収容する圧力ハウジングの外部に電磁コイルが設けられていて、
これを適当なシーケンスで励磁することによって、圧力ハウジング内のメカニ
ズムを、磁力により動作させる方式である。メカニズムには、高温水中で確実
に動作する高信頼性が要求され、また電気的には合理的なシーケンスを与える
ことが重要な問題となるから、これらの基本的な要求について、綿密な研究を行
ない、その結果をもって ○ 装置を試作して原子炉と同一の高温高圧条件
において特性試験および尋 ○ 命試験を行なった。

UDC 621.313.045.001.2:744:681.142

電子計算機による回転機コイルの設計計算とその図面化

伊藤昭八郎

三菱電機技報 Vol.40 No.11 P1798~1800

交流回転機のコイルの形状は類形的であるが、その仕様は多種多様で、組み
合わせの種類が多く、とくに、個別生産のはあい、複雑な設計計算と作図を、
そのつどおこない、コイルの図面を作成しており熟練を要する。これらをすべて
電子計算機によって、設計より図面化させるプログラムを完成し実際に適用
してきた。その結果、従来に比し労力・時間をいちじるしく短縮することにな
り、さらにこれらの計算結果を利用して、材料管理や工程管理などの面にも応
用することができる。すなわち工程管理の情報の提供、労力・時間の短縮、さ
らに顧客へ正確かつ迅速な ○ サービスなどいちじるしい効果が得られた。

揚水発電所における発電電動機の低周波同期起動方式

森与志彦*
芝瀧寿宏**

Synchronous Starting of Generator/Motor in Pumped-Storage Hydro Power Stations

Kobe Works Yoshihiko MORI
Central Research Laboratory Toshihiro SHIBATAKI

For the analysis of characteristics in synchronous starting, a digital computer program has been developed and used for the study of the influence of excitation, starting torque, initial phase difference angle and circuit resistance on starting condition. Also tests have been made on the starting with three 1,940 kVA machine to prove the correctness of theoretical analysis. The starting capability condition of a multi number of machines has been found similar to that of a single unit. By using a 20 MVA transformer, characteristics in a low frequency range have been measured to confirm that the exciting current is not much different from the value in commercial frequencies and that transformation is practicable even at 0.2 cycles. The low frequency synchronous starting is about to be realized in pumped storage power stations.

1. まえがき

揚水発電所の容量が大規模化していくにつれ、揚水発電用のポンプ水車に直結される発電電動機の単機容量も増大の一途をたどり、その発電機起動方式をどうするかが大きな問題となってきた。ここに述べる低周波同期起動方式は、これら揚水発電用発電電動機を含む大容量の同期電動機の起動に好適なもので、従来の制動巻線起動（自己起動）方式や直結起動電動機法の長所をかね備えたものということができる。

低周波同期起動方式とは、特定の起動用の発電機と起動しようと思う電動機とを電気的に接続しておき、かつ、それぞれの界磁には適当な励磁電流をあらかじめ流しておいて発電機をその直結原動機によって回転させると、発電機の発生する同期化トルクによって電動機も同期起動し加速され、定格速度となったところで系統と並列させる方式である。したがって、この起動方式によれば、特定の起動用の発電機一原動機ユニットを必要とするが、系統に直接連係して起動するものでないため、系統ショウ乱を発生しない利点を有する。

大容量機の起動に際しては、電源に与える衝撃ができるだけ小さくすることが必要な第1条件である。とくにこの発電機-原動機ユニットとして、既設の発電設備を利用する場合とか、発電専用ユニットがあってこれを流用できる場合など、経済的で本方式の利点がいかんなく発揮されると言える。

この低周波同期起動方法は目新しいものではなく、当社では去る昭和26年に、32,000 kW 3,000 rpm のタービン発電機の調相機運転の起動用として 9,000 kVA 750 rpm の誘導電動機駆動の発電機を製作納入し、好成績で運転されている。この起動方式を大容量の揚水発電所に適用するにあたっては、解明すべき問題点多い。これに対してわれわれは、50 kVA 2機あるいは 1,940 kVA 3機を用いた低周波同期起動実験を実施し、その解析にデジタル計算機を用いて鋭意検討を重ねてきた。本文ではこれらの研究成果をもとに低周波同期起動の特性の紹介を行ない、関係各位の御参考に供したい。

2. 低周波同期起動法適用上の問題点

低周波同期起動法の適用に際して、次の問題を解明する必要がある。

2.1 起動初期の問題

一般に駆動発電機と被駆動電動機は、定格速度の数%程度（通常 3%程度以下）の低速度域で同期化する。その模様を図2.1に示す。図2.2には、電動機はいったん起動するが途中で脱調し起動失敗に至る例を示す⁽¹⁾。いずれも定格速度の数%程度の低速度で同期化に成功するかいかが、起動の成否を決めていることがわかる。すなわち、このような低速度で発電機と電動機の同期化がまず行なわれなければならない。

この起動初期の低周波同期化可能の条件を見い出すことが、低

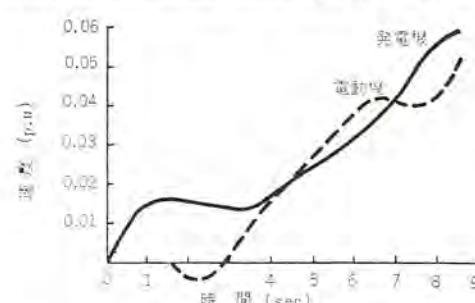


図 2.1 起動成功例
Fig. 2.1 Synchronous start in success.

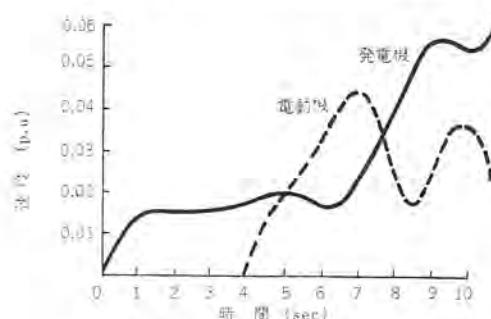


図 2.2 起動失敗例
Fig. 2.2 Synchronous start in failure.

周波同期起動法の適用の可否を決定するために最も重要な問題の一つである。この低周波同期化可能の条件には、主として次のような因子の影響が含まれている。

- 発電機と電動機の励磁の強さ
- 発電機と電動機を含む回路の抵抗およびリアクタンス
- 発電機駆動トルクの大きさとその与え方
- 駆動機および被駆動機の慣性効果
- 1台の発電機で起動される電動機の台数
- 軸受の静止摩擦トルクを含む負荷トルク

2.2 加速途中の問題

低周波域で同期化した発電機と電動機は、両者の同期化トルクによって同期を保ちながら定格速度まで加速される。ここで、発電機を駆動する原動機の駆動トルクが、どのように使われるかを示したのが図2.3である。図において、発電機出力トルクは電動機へ電圧電流の電気的なエネルギーとして伝達される。

同期機において、この伝達トルク T_M は次式で示される⁽²⁾。

$$T_M = \frac{\omega m e_1^2}{r_2 + (\omega x)^2} \{ \omega \times \sin \theta + r(\cos \theta - m) \} \quad \dots \dots \dots (2.1)$$

ただし ω : 速度

e_1 : 発電機励磁

m : 電動機励磁の発電機励磁に対する比

r : 回路抵抗

x : 回路 リアクタンス

θ : 発電機と電動機の位相差角

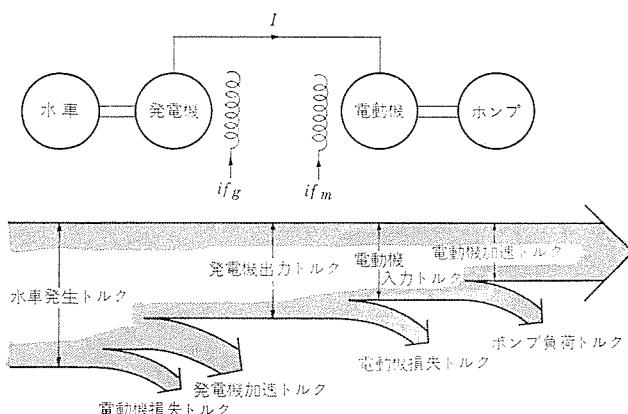


図 2.3 低周波同期起動トルク伝達概略図
Fig. 2.3 Diagram of torque transmission.

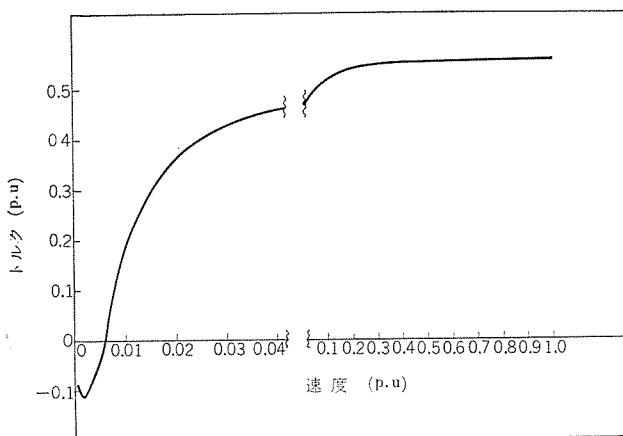


図 2.4 トルク-速度特性
Fig. 2.4 Maximum synchronous torque vs. speed characteristics.

さらに、式(2.1)から伝達される同期トルクの最大値を求めるところとおりになる。

$$T_M \max = \frac{\omega m e_1^2}{r_2 + (\omega x)^2} [-rm + \sqrt{r^2 + (\omega x)^2}] \quad \dots \dots \dots (2.2)$$

そのときの位相差角 $\theta \max$ は

$$\theta \max = \tan^{-1} \omega x / r \quad \dots \dots \dots (2.3)$$

この最大同期トルクが速度とともに、いかに変化するかをグラフに示したのが図2.4である。図から明らかのように、この最大同期トルクは速度とともに増加し、速度が定格速度の10%以上になれば、ほぼ一定となり定トルク特性を示すことがわかる。

したがって、発電機を駆動する原動機の発生トルクは、あくまでも発電機から電動機へ伝達されるトルクが、式(2.2)に示す最大トルクの値以下になるよう制御されねばならない。またこの条件から、電動機の加速時間も制限を受けることになる。

一方高抵抗の電機子回路を持つ同期機には、負制動現象が存在することが確認されている。また極端に高い電機子抵抗は、逆に正の制動トルクを与える⁽³⁾。

したがって、起動頭初は振動しないが、いったん低周波同期化したあとの定格速度の2%前後の低速度域から、この負制動領域にはいって振動を発生し、ついには脱調に至る場合も予想される。この問題も加速途中の同期機の安定性の問題として解明されねばならない。

以上加速途中のおもな問題点をまとめると次のとおりである。

- 発電機駆動の水車のトルク制御（その方法と大きさ）
- 発電機と電動機の励磁の強さ
- 起動渋滞（予期される現象と処置）
- 被駆動電動機の台数および損失トルクの大小
- 起動母線の容量
- 起動時間

2.3 保護制御方式そのほかの問題

以上述べた問題のほか、系統への同期並列に関連する問題、起動途中の短絡事故や異常現象の検出および保護の問題、起動シーケンスを含めた起動制御方式の検討などがある。これらは低周波同期起動に付属する問題であるが、対象機器の重要性や運転方法によって異なるものであり、個々の条件に応じて検討すべき問題である。

本文では、主として2.1節および2.2節にあげた問題点を解明するために、とくに考慮すべき低周波同期起動の各種の特性を明らかにして、本起動方式の採用のご参考に供したい。

3. 低周波同期起動特性の解析法

3.1 理論解析の方法

解明すべき問題の性質や用途によって、おのずから解析の方法や精度が異なるのは当然であるが、われわれは各種のデジタル計算プログラムを開発し検討した結果、ここに述べる数学モデルが低周波同期起動特性の検討に最も簡単かつ有効であることを確認した。これは発電機のd軸q軸を基準座標軸としたpark⁽⁴⁾の同期機の式を適用したもので、この際次の仮定を設けた。

(1) ダンパ巻線は考慮しない。低周波同期化は先にも触れたように定格速度の2ないし3%速度以下の非常な低速度の範囲で行なわれる。この範囲ではダンパの制動効果より同期化トルクが主要な役割を演ずる。

(2) 界磁回路の過渡現象を無視した。すなわちインダクタンスお

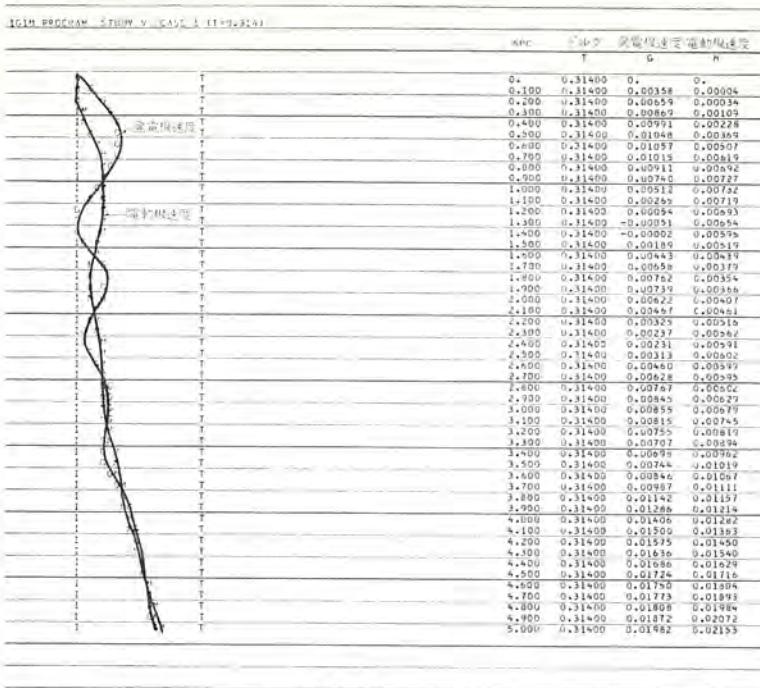


図 3.1 起動特性計算結果例
Fig. 3.1 Sample of digital computer output.

および励磁電流は常に一定とした。

(3) 円筒機とレリアクタンスは x_d を使用した。

以上の仮定により低周波同期起動問題解明の数学モデルとして、次の諸式を得る。

$$(\omega_0 r + Px) i_{d1} = E_2 \sin \delta + P\delta + x_1 i_{q1} + P\eta \\ + (E_2 \sin \delta + x_2 i_{q1}) P(\eta + \delta) \quad \dots \dots \dots (3.1)$$

$$(\omega_0 r + Px) i_{q1} = -E_2 \cos \delta + P\delta + (E_1 - x_1 i_{d1}) P\eta \\ - (E_2 \cos \delta + x_2 i_{d1}) P(\eta + \delta) \quad \dots \dots \dots (3.2)$$

$$\frac{2H_1}{\omega_0} P^2 \eta = T_1 - E_1 i_{q1} \quad \dots \dots \dots (3.3)$$

$$\frac{2H_2}{\omega_0} P^2 (\eta + \delta) = \begin{cases} 0 & \text{ただし } T_2 \geq |E_2| \\ (i_{q1} \cos \delta - i_{d1} \sin \delta) & \text{の場合} \dots \dots \dots (3.4) \\ T_2 + E_2 (i_{q1} \cos \delta - i_{d1} \sin \delta) & \dots \dots \dots (3.5) \end{cases}$$

ここで、添字 1 は発電機側、添字 2 が電動機側諸量を表わし、記号はそれぞれ次のように取る。

i_d, i_q : d, q 軸電機子電流 (p.u)

E : 励磁電圧 (p.u)

r, x : 回路総抵抗およびリアクタンス (p.u)

H : 単位慣性定数 (sec)

$$2H = 2.74GD^2(\text{rpm}/1000)^2 \text{ 定格 kVA}$$

T : 軸トルク (p.u)

ω_0 : 定格角速度 (rad/sec)

P : 微分演算子 (d/dt) ただし $t = \text{時間 (sec)}$

η : 発電機回転子の位相角

δ : 電動機と発電機の回転子の位相差角

計算はデジタルシミュレーションプログラムを使用した。本プログラムは、アナログ計算機と同等あるいは、それ以上の手軽さで使用できるシミュレーションプログラムである。使用に際しては、上式を所要のブロックダイヤグラムに書きなおすだけによく、ブロック回路の組立て、演算およびアウトプット（曲線印刷とも）をデジタル計算機で行なう便利なものである。図 3.1 にこの計算結果の一例を示す。

また、トルク T_1 に水車の発生するトルク、 T_2 に電動機とポンプの負荷損失トルクをいれれば、起動初期のみならず加速特性の検討

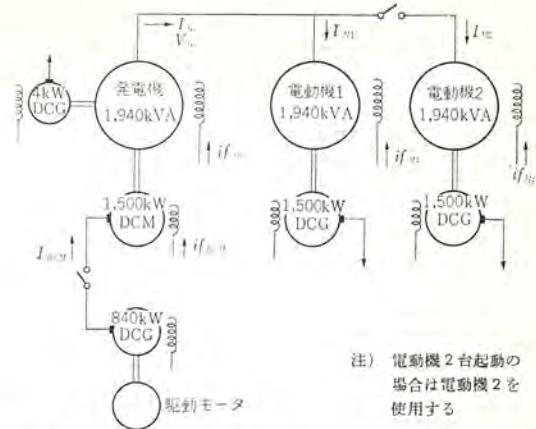


図 3.2 低周波同期起動実験回路構成図
Fig. 3.2 Connection diagram of experimental synchronous start at factory.

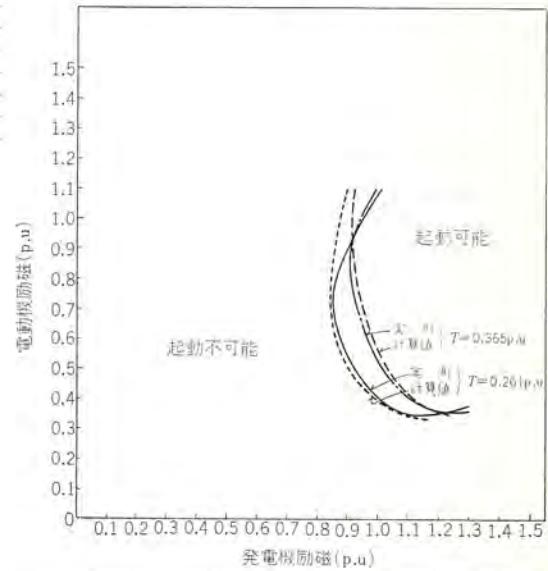


図 3.3 計算値と実測起動可能範囲曲線の比較
Fig. 3.3 Comparison between calculated curves and tested results of the possible synchronous start region.

にもそのまま使用できる。

3.2 実験結果との照合

理論解析法の妥当性を検討するため、1,940 kVA 3.3 kV 三相 60 c/s 600 rpm の同期機 3 台を図 3.2 のように接続し、発電機および電動機の励磁電流をいろいろと変えた場合の低周波同期起動可能範囲を実測した。この際、発電機の駆動トルクは直結した直流分巻電動機により一定の長方形波状のトルクが印加されるようにした。駆動トルクを 0.261 p.u および 0.365 p.u とした場合の実測および計算結果との比較を図 3.3 に示す。この比較において、両者はほぼ一致しており、この解析法で十分低周波同期起動特性の予測ができる事を示している。ただ電動機励磁の強い範囲で多少の不一致がみられるが、理論計算式では飽和を無視し有効励磁のみと仮定していることや、起動後の駆動トルクが一定値でなく実験では多少減少しているためである（4.2, 4.3 節および図 4.2 参照）。

4. 低周波同期起動特性

以上に導いた低周波同期起動の解析モデルを使用して数多くの計算を実施した結果、その諸特性をつかむことができた。以下にその解析結果のいくつかを紹介したい。

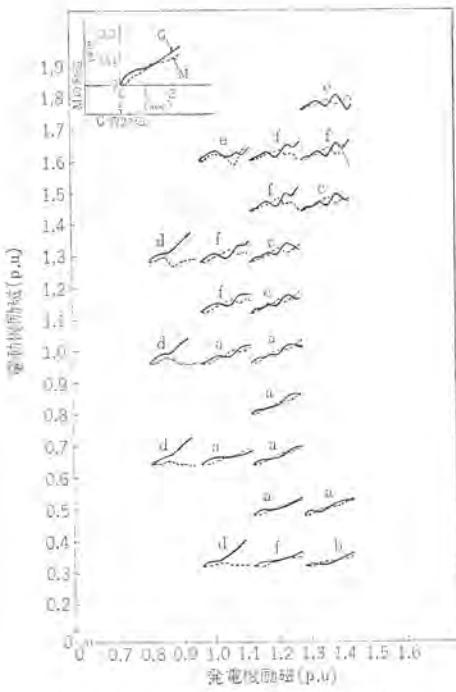


図 4.1 起動初期の加速特性
 Fig. 4.1 Starting and acceleration characteristics, showing the influence of the generator and motor excitation.

4.1 起動初期の加速特性

発電機および電動機の起動初期の加速の模様は、励磁の強さによって異なった状態を示す。図4.1にその模様を示す。これらは大別して次の6種にわけることができる。(a)～(c)は起動成功、(d)～(f)は起動失敗である。

- (a) きわめて順調に起動し、振動もあまり生じない場合

(b) 起動初期に電動機がいったん逆転するが、そのあと正転して起動成功に至る場合

(c) 起動には成功するが、振動的である場合

(d) 発電機のみが加速し、電動機はほとんど回転しない場合

(e) 発電機、電動機間で振動をくり返す場合

(f) 電動機がいったん起動しても途中で脱調する場合

一般に電動機の励磁を強めると振動しやすくなる傾向にある。起動初期の電動機の正転逆転はないほうが望ましいが、同じ励磁条件であっても起動前の初期位相差角によっても影響を受ける。

図4.2および図4.3に1,940 kVA機を用いて行なった起動試験において、それぞれ起動成功および起動失敗の場合のオシロ撮影例を示す。

4.2 勵磁參數上之起動可能範圍

図4.1に示したように低周波同期起動を可能にするためには、発電機および電動機の励磁の強さにある関係が存在することがわかる。図4.4に発電機励磁および電動機励磁を変数として、それぞれ横軸および立軸にとって表わした低周波同期起動可能範囲の実測例を示す。本図は励磁の起動条件を決定するのに重要な特性の一つである。すなわち起動可能であるためには、発電機および電動機の励磁は図の起動可能範囲の中になければならない。

図4.1と図4.4とから、発電機および電動機の励磁の影響について次のことが言える。

- (a) 電動機の励磁を強めれば同期化現象は振動的になる。

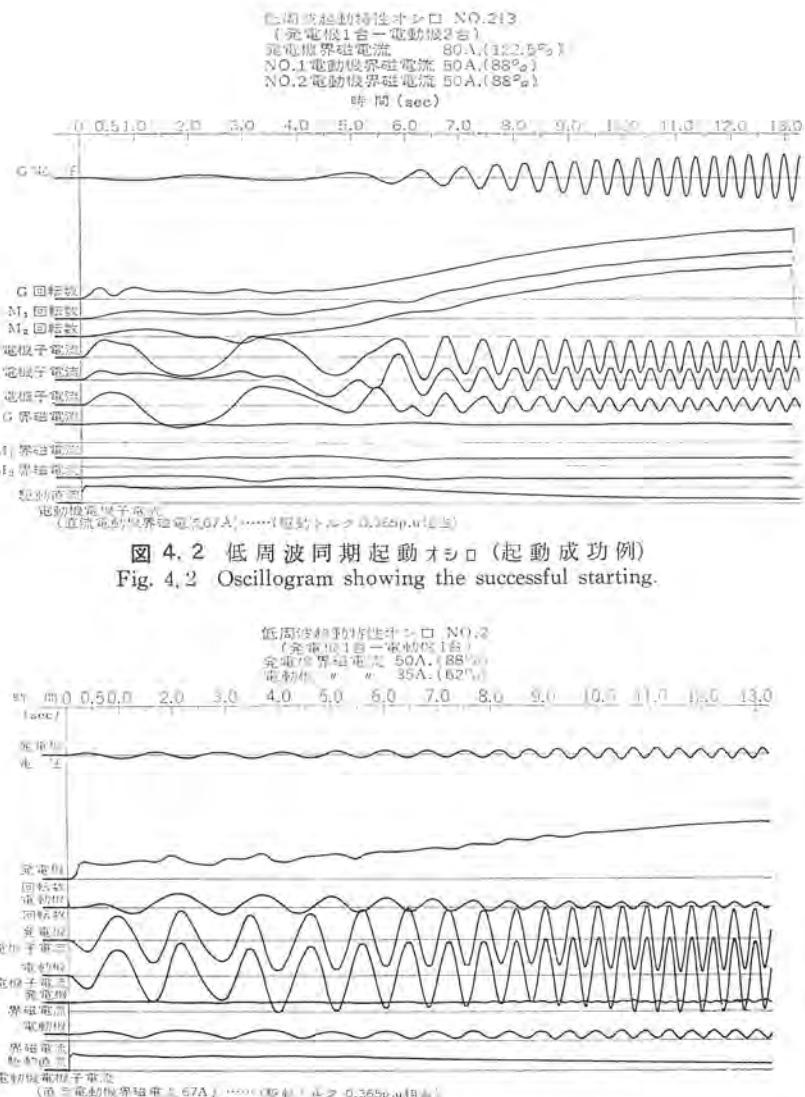


図 4.3 低周波同期起動 オシロ(起動失敗例)
Fig. 4.3 Oscillogram showing unsuccessful starting.

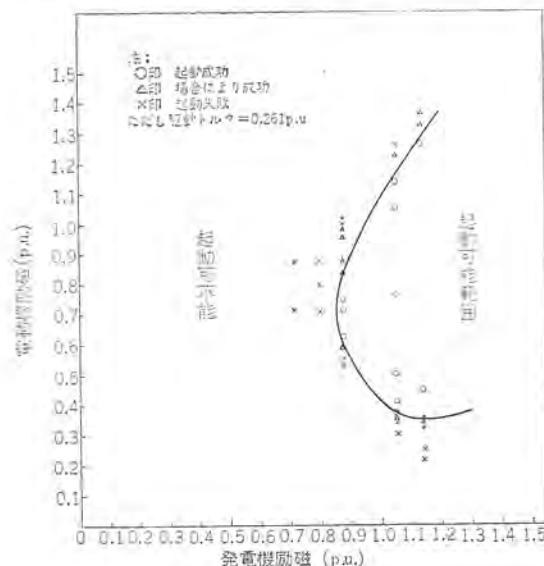


Fig. 4.4 起動可能範囲曲線
Fig. 4.4 Possible starting region expressed by the generator and motor excitation.

- (b) 発電機の励磁が小ならば電動機の起動に必要な出力が発生しない。
(c) 電動機の励磁が小ならば同期化トルクは十分でない。

(d) 起動可能曲線の中心線を求めれば電動機励磁と発電機励磁の比率は、ほぼ 80 %である。

4.3 発電機駆動トルクの影響

起動初期についてみれば、一般に駆動トルクの最初の立ち上がりの少ない、いわゆる緩起動が望ましい。横軸に時間、立テ軸にトルクの大きさを取った場合の駆動トルクの形状が長方形波状に加わるとして、その大きさをいろいろ変更した場合の起動可能範囲の変化の模様を図 4.5 に示す。

この図から明らかなように、一般に駆動トルクが小さくなるほど起動可能範囲は励磁の少ないほうへ移動する。すなわち、起動初期には入力トルクを絞れば低い励磁でも起動が可能であるが、一方駆動トルクをふやすにしたがって発電機励磁に対応した電動機の許容励磁範囲も増加することを示している。これらの駆動トルクをパラメータとした起動可能範囲の曲線群の包絡線は、最初駆動トルクを少なくし、次第に強くするなど駆動トルク制御を最適にした場合の最大の起動可能範囲を示す。その変化は二つの漸近線をもつ双曲線上に移動する点は興味深い。

4.4 初期位相差角の影響

起動直前の発電機と電動機の回転子の位相差角 δ_0 の大小は、起動の模様(4.1 節参照)と起動可能範囲に影響を及ぼす。その模様は図 4.6 に示すとおりである。すなわち、

(1) 発電機および電動機の励磁が十分起動可能領域にあれば逆転正転をくり返したり、一時起動渋滞することもあるがやがて同期化する。すなわち δ_0 は起動開始から同期化までの加速の様相および時間に影響を与える。

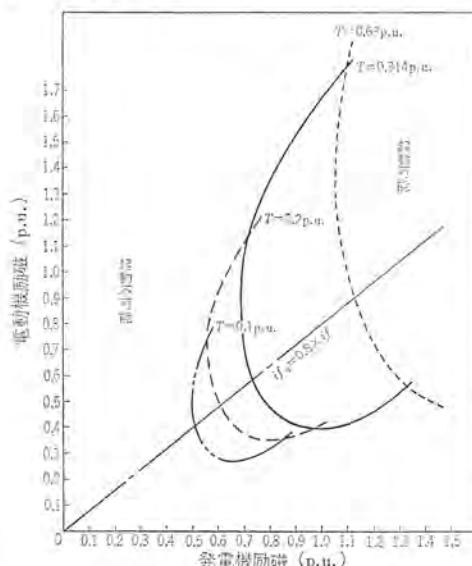


図 4.5 入力トルクと起動可能範囲曲線
Fig. 4.5 Influence of driving torque against the possible starting condition.

(2) 初期位相差角は入力トルクが長方形波状に与えられる場合、電動機が発電機より進みの $0 \sim 45^\circ$ の場合が最も起動しやすい。

(3) $\delta_0 = 0^\circ, 90^\circ, 180^\circ$ の各ケースについての起動可能範囲の変化の模様を図 4.7 に示す。この場合も 4.3 節と同様、最適位相差に近づくにつれて、起動可能範囲は励磁の少ないほうへ拡大する傾向がみられる。

(4) 初期位相差角の影響は、階段状に加わる入力トルクが大きいほど大となる。

4.5 回路抵抗の影響

回路抵抗の影響を図 4.8 に示す。本図から回路抵抗 r が変われば、ほぼ起動可能範囲は平行に移動することがわかる。したがって回路抵抗が大であるほど発電機の励磁を高める必要がある。

回路抵抗は起動用発電機および起動母線の計画にあたって、考慮せねばならない重要な因子の一つである。起動初期の低周波同期化の行なわれる低速度の領域では、抵抗はリアクタンスとともにインピーダンスとして働くほかに、式(2.2)の [] 内の第 1 項に示すオーム損失トルクとして消費される割合が大きいからである。したがって、定格速度の数%という低速での起動条件に及ぼす影響として、リアクタンスより抵抗値の大小がとくに重要視されるわけである。

4.6 変圧器の影響

既設発電所の発電機を起動用の発電機として使う場合には、発電機と被駆動電動機との間に変圧器がはいる場合がある。0.5 サイクル前後の低周波域で、はたして変圧器が変圧作用を行なうかどうか、変圧器の励磁電流の値がどう変わるかは、きわめて興味深い問題である。われわれはこの問題の究明のために 20 MVA,

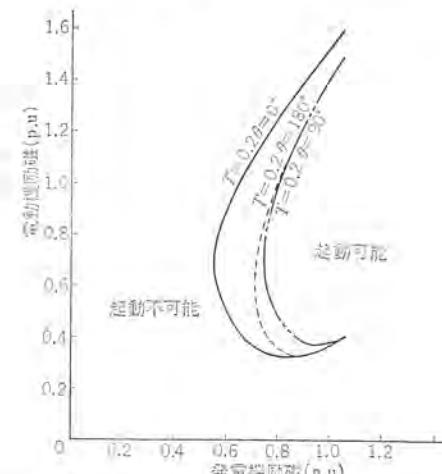


図 4.7 初期位相差角の影響(その2)
Fig. 4.7 Influence of the initial rotor angle between generator and motor.

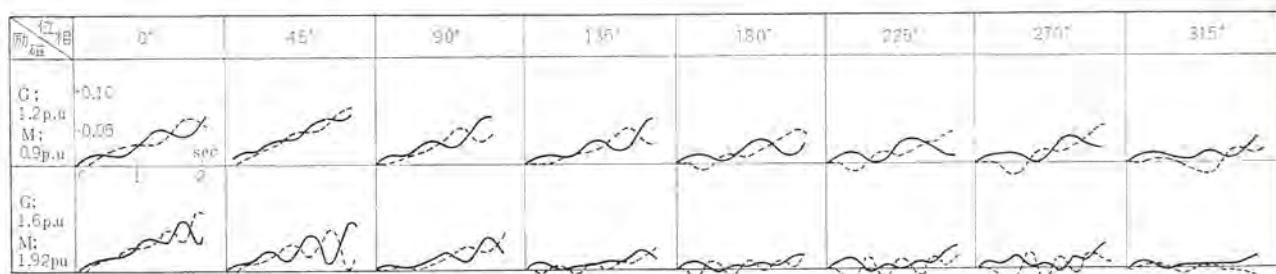


図 4.6 初期位相差角の影響(その1)
Fig. 4.6 Influence of the initial rotor angle between motor and generator.

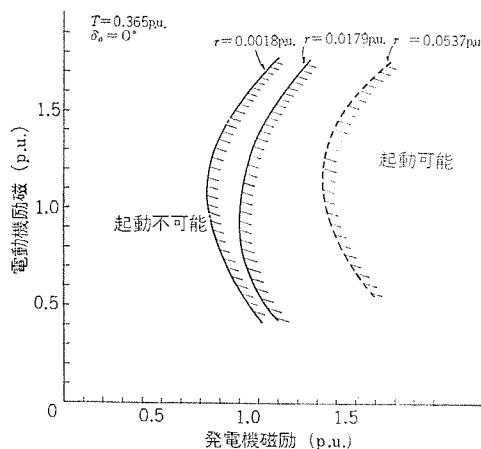


図 4.8 回路抵抗と起動可能範囲
Fig. 4.8 Influence of the circuit resistance.

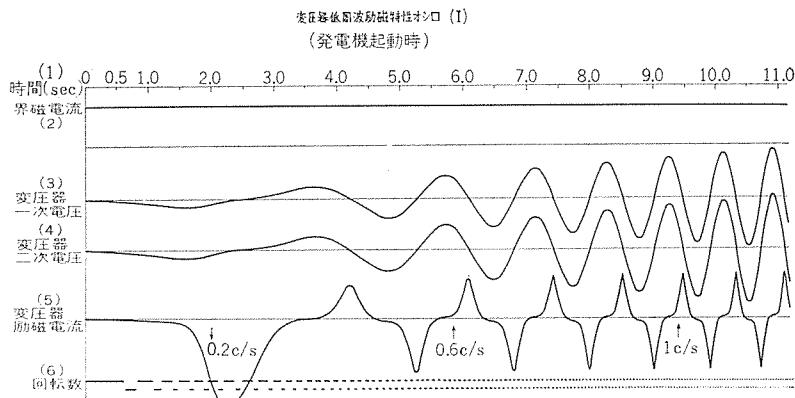


図 4.9 変圧器低周波励磁特性
Fig. 4.9 Transformer characteristics at the very low frequency.

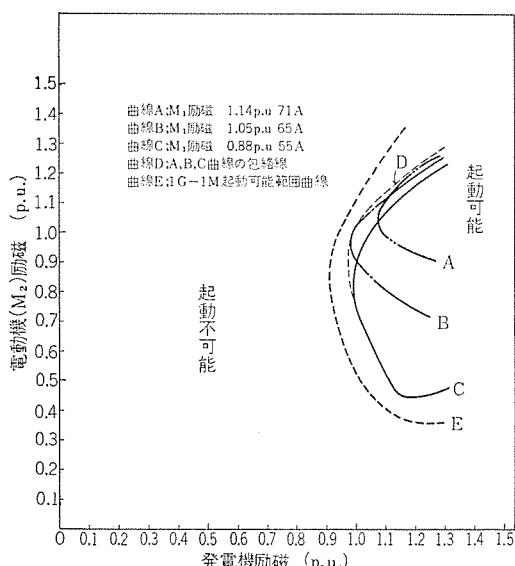


図 4.10 2台起動可能範囲曲線
Fig. 4.10 Possible starting region for starting two motors simultaneously.

60 c/s, 13.2/25–50–75–150 kV 単相変圧器を使用して、低周波域の変圧器特性を実測した。変圧器の低周波励磁には、一定励磁の 50 MVA 同期発電機を低速運転して使用した。図 4.9 にそのオシロ結果を示す。この実験の結果、

(1) 低周波における励磁電流（等価正弦波実効値）は、ほぼ一定で商用周波における値と大差ない。

(2) 起動頭初の 1 サイクル目だけに若干の励磁突流現象がみられる場合がある。

(3) 変圧器作用は 0.2 c/s 以下の低周波でも、すでに進行なわれている。

ことが判明した。一般に変圧器がはいる場合には、それだけインピーダンスが加算されるために起動条件も悪くなる。

4.7 多機起動

1 台の発電機で 2 台以上の電動機を同時起動する場合は、当然 1 台の電動機を起動する場合より起動しにくくなる。しかし、実測した起動可能範囲曲線は、複数台起動の場合も 1 台起動の場合とほぼ類似の傾向を示す。図 4.10 に 2 台起動の実測例を示す。この実験では 2 台の電動機のうち 1 台の電動機の励磁をパラメータとして一定にしておき、ほかの 1 台の電動機界磁を変えて、起動可能範囲曲線を実測で求めた。実測に際してパラメータは 71 A,

65 A および 55 A の 3 種類としたが、さらに数多くのパラメータについて、これらの起動可能範囲曲線を求めたあとでその包絡線を求めれば、2 台起動条件の下で電動機励磁を最適に調整した場合の最大の起動可能範囲を示すこととなる。これは、1 台起動の場合の起動可能範囲曲線と類似である点に注目されたい。

4.8 そのほか

以上のほか、起動可能条件に影響する諸因子として次のものがあげられる。

(1) 慣性効果

一般的にいって、発電機の慣性効果は大きく、電動機のそれは小さく望ましい。その影響の度合いは、ほかの起動条件が可能限界に近くなるほど大きくなる。

(2) 負荷トルク

負荷トルクのうちで電動機の静止マサツトルクは、起動初期の現象を大きく支配する。これはできるだけ小さくすることが望ましく、このために立テ軸機では推力軸受にオイルリフトが設けられる。

(3) 制動巻線

先に 2.2 節で触れたように、負制動現象に基づく振動を抑制し、起動加速時の安定度を高めるためには、有効な低抵抗の制動

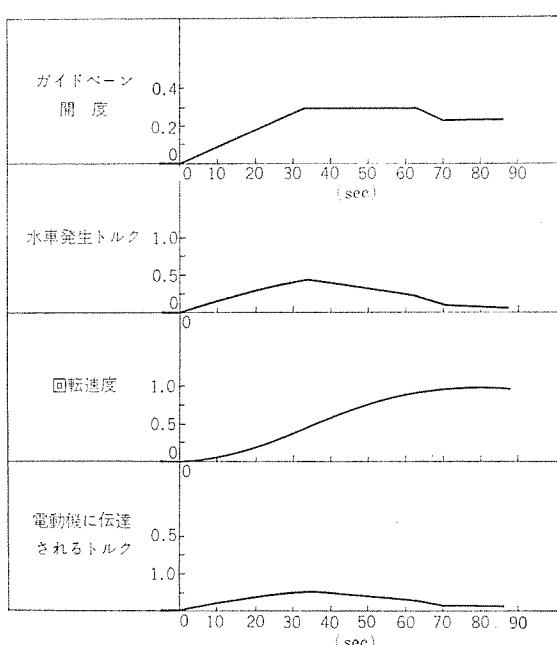


図 5.1 水車発生トルク加速特性
Fig. 5.1 Relation of guide vane opening, torque delivered by the turbine, and speed of the motor with transmitted torque from generator to motor.

巻線をできるだけ発電機および電動機の両方に設けることが望ましい。

5. む す び

低周波同期起動法は、電動機の起動の際に系統へショウ乱を与えないという利点が、大容量揚水発電所の電動機起動方式として好適であるとして大きく脚光をあびている。その適用法としては

- (a) 発電専用機をおき、これを起動用発電機として使用する
- (b) もよりの既設の発電所より低周波同期起動を行なう

などが考えられるが、いずれにしても電動機容量が大規模化し、さらにその台数も多い場合には、経済的にも優位な起動方式となる。われわれはこの問題の検討に電子計算機を利用して解析を行ない、かつ、その裏付けのために各種の実験を実施してきた。最近では、東京電力安曇発電所において 111 MVA の発電専用機に

よる複数台の 109 MVA/106 MW 発電電動機の低周波同期起動方式の採用も具体化し、各種の検討が実施されている。図 5.1 にその検討例として、水車のガイドペーン開度、水車発生トルク、発電機および発電電動機ユニットの回転速度および電動機に伝達されるトルクなどの相互関係を示すアナコンの計算結果を示す。

今や大容量揚水発電所における低周波同期起動方式の採用も本格化してきたといえよう、本文が、いささかなりとも今後関係各位のご参考に役立てば幸いである。

参 考 文 献

- (1) C. Concordia : AIEE Transactions, Sept. 1945
- (2) L. R. Stuve ほか : AIEE Transactions, Feb. 1963
- (3) C. Concordia : AIEE Technical Paper, 50—252
- (4) R. H. Park : AIEE Transactions, 48, 1929

大容量水車発電機の問題点

三浦 宏*・山下喜美雄*・田附和夫*

Problems on Large Capacity Water Wheel Generators

Kōbe Works Hiroshi MIURA・Kimio YAMASHITA・Kazuo TAZUKE

In the past twenty years water wheel generators have walked a conservative path. But from a few years ago, a new situation has been brought about overseas as well as in this country and the machines ranging from 200 MVA to 300 MVA are now on foot for construction. This is due to the latest progress of civil engineering work by which hydraulic energy utilization of a large scale is contemplated and powerful water power sites become available. In building modern water power plants large capacity single generators come in necessity in view of economy of the enterprise. This poses many problems in the construction of machines and plant facilities as well.

1. まえがき

過去20年間にわたり、タービン発電機においては、水素冷却内部冷却あるいは液体冷却などのはなばなしの発展により、大容量機がつぎつぎと製作され、単機容量がすでに1,000 MWをこえようとしている。一方水車発電機は同じ期間その発展はきわめてじ

みちであって、単機容量でもソ連の580 MVAは例外として、世界的にみてもやっと200 MVAから300 MVA程度が計画されはじめた段階である。このことは設計製作技術が不可能であるということを意味しているのではない。すなわち、わが国はもちろんのこと、ソ連を除いた世界各国のおもに地理的あるいはその他の環境から、かかる大容量機を必要としなかったのである。しかしながら近年になって土木部門エンジニアリングの進展とともに、大河川の水力エネルギー開発計画が進み、大出力発電所が各地で計画されはじめた。また、原子発電設備および、大火力発電設備の急速な拡張により、電力系統における先頭発電能力の問題も起こり、大出力の揚水発電設備、あるいは貯水式大出力水力設備の需要が生じてきた。わが国では大河川がないが、揚水発電所については海水利用も含めプラント計画が各電力会社でなされつつある。そしてこの大水力設備は当然のことながら、台数をできるだけ少なくて単機容量を大きくして発電設備のコスト低減する方向に進みだした。この稿は今後大容量化していく水車発電機について経済性を含め問題点を展望してみた。

表 1.1 外国における代表的水車発電機 (160 MVA以上)

発電所名	国名	容量 (kVA)	台数	回転数	温度上界		形式
					回転子	固定子	
※ KRASNOJARSKAJA	USSR	588,000	10	93.8	80	80	V. SU. 2GT
TUMUT No. 3	AUST	278,000 (263,000)	3	187	80	80	V. SU. 2 GT
PEACE RIVER	CANADA	275,000 (239,000)	5	150	80 (60)	80 (60)	V. U. 1G
BRATSK	USSR	264,000	20	125	80	80	V. U. 1G
ALCANTARA	SPAIN	255,300 (222,000)	3	115.4	80 (60)	80 (60)	V. U. 1G
※ SEITEVARE	SWEDEN	225,000	1	200			
GURI	VENEZUELA	213,000 (185,000)	3	128.6	80 (60)	80 (60)	V. U. 1G
MAL PASSO	MEXICO	207,000 (180,000)	4	126.6	80 (60)	80 (60)	V. V. GTG
ROBERT MOSS ES	USA	192,000 (167,000)	13	12	80 (60)	80 (60)	V. U. 1G
CHUTE DES PASSES	CANADA	190,000 (165,000)	5	200	80 (60)	80 (60)	V. SU. 2 GT
FURNAS	BRAZIL	175,000 (160,000)	6	150	80 (60)	80 (60)	V. U. 1G
ESTREITO	BRAZIL	184,000 (160,000)	4	112.5	80 (60)	80 (60)	V. U. 1G
YUBA RIVER	USA	181,700 (158,000)	1		80 (60)	80 (60)	
HELLS CANYON	USA	167,000 (145,000)	3	120	80 (60)	80 (60)	V. U. 1G
VOLGA	USSR	160,000	16	68.2	80	80	V. U. 1G

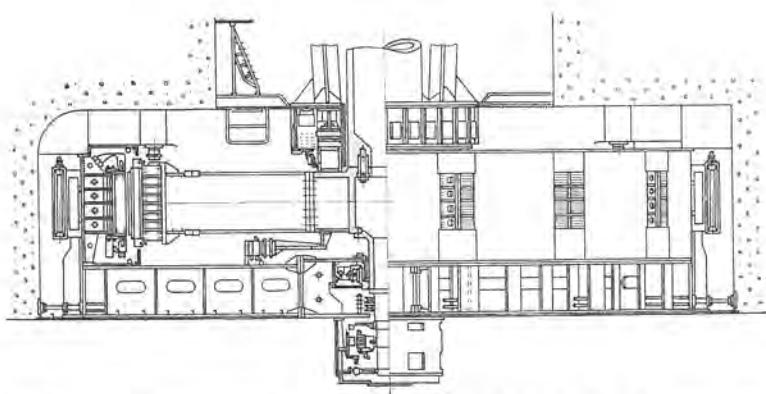
図 1.1 588 MVA 15.75 kV 93.8 rpm 世界最大水車発電機 (固定子コイル水冷)
KRASNOJARSKAJA 発電所 (CIGRE REPORT 1964年)

Fig. 1.1 The world largest water wheel generator 588 MVA 15.75 kV 93.8 rpm, KRASNOJARSKAJA Power Plant.

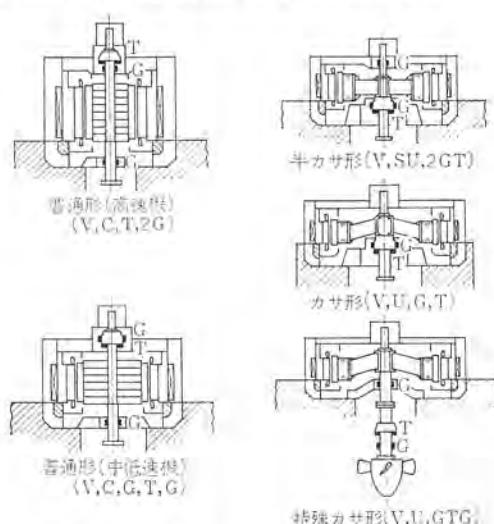
図 1.2 立軸水車発電機の各種形式
V:立軸 C:普通形 SU:半カサ形 U:カサ形
G:室内軸受 T:推力軸受

Fig. 1.2 Various types of vertical shaft generators.

表 1.2 外国における代表的揚水用発電電動機(160MVA以上)

発電所名	国名	機械配置 主軸形式	容 量		回転数	台数	起動方式
			発電機 (kVA)	電動機 (kW)			
TUMUT No. 3	AUSTRALIA	タンデム V. U. 2G	263,000	175,000	187	3	主水車
喜山 日本	日本	ポンプ水車 V. B. 2G	245,000	240,000	225	2	直結誘導電動機
TAUM SAUK	USA	ポンプ水車 V. B. 2G	204,000	179,130	200	2	*
SENECA	*	ポンプ水車	200,000	HP 235,000	225	2	*

形式はいずれも V. SU. 2 GT

表 1.1, 1.2 は製作中を含む大容量機の経験表を示す。

2. 水車発電機の最大可能出力

空気冷却式水車発電機の最大可能出力はどのくらいまでできるかを推定してみると、

同期機出力 P_S [kVA] とすれば、

$$P_S = \sqrt{3} EI_{ph} \times 10^{-6} \quad (2.1)$$

$$E = \Phi_T \cdot C_W \cdot n \cdot N_{ph} \cdot K_P \times 10^{-9} \quad (2.2)$$

$$\Phi_T = \pi \cdot d \cdot l \cdot B_g \quad (2.3)$$

$$A = \frac{n_s \cdot I_{ph} \cdot K_P}{C \cdot \tau_s} \quad (2.4)$$

$$N_{ph} = \frac{Q \cdot n_s}{2 \cdot m_c} \quad (2.5)$$

E : 端子電圧 (V)

I_{ph} : 相電流 (A)

C_W : 卷線定数

n : 回転数 (rpm)

N_{ph} : 每相直列巻回数

K_P : 短巻

B_g : 空隙 (隙) 磁束密度 (gauss) d : 鉄心内径 (cm)

l : 鉄心長 (cm) A : 電気装荷 (アンペアコンダクタ/cm)

n_s : ミリごとの導体数

C : 並列回路数

τ_s : ミリ間隔 (cm)

Q : 全ミリ数

(1) (2) (3) (4) (5) より

$$P_S = 2.85 \cdot C_W \cdot A \cdot B_g \cdot d^2 \cdot l \cdot n \times 10^{-12}$$

$$= K_0 \cdot d^2 \cdot l \cdot n \quad (\text{cm 単位})$$

$$= K_0 \cdot d^2 \cdot l \cdot n \quad (\text{m 単位}) \quad (2.6)$$

式 (2.6) はよく知られた出力の式である。

$$K_0 = 2.85 C_W \cdot A \cdot B_g \quad (2.7)$$

K_0 は出力係数と呼ばれるもので、空気冷却式水車発電機の場合

$A = 500 \sim 700$ アンペアコンダクタ/cm

$B_g = 7,000 \sim 9,500$ ガウス

程度に耐えられるので最大値を式 (2.7) に代入すると、 $K_0 = 8$ ぐらいいとなる。図 2.1 は公表されている出力係数をプロットしたものである⁽¹⁾⁽²⁾。一方、空気冷却式水車発電機では、突極機の隣接した磁極間ににおける V 形空間および空隙を経て鉄心内ダクトを通って冷却空気が循環する関係上、鉄心長 (l) と磁極ピッチ (τ_p) の比を通して通風効果のめやすとして表わしている。すなわち、 γ_0 とすると、

$$\gamma_0 = l/\tau_p = \frac{l_p}{\pi d} \geq 4.5$$

程度が一応の限界といわれている。

式 (2.6) に代入すると

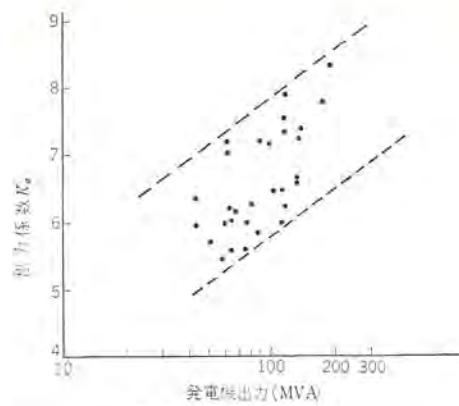


図 2.1 出力係数

Fig. 2.1 Output factor.

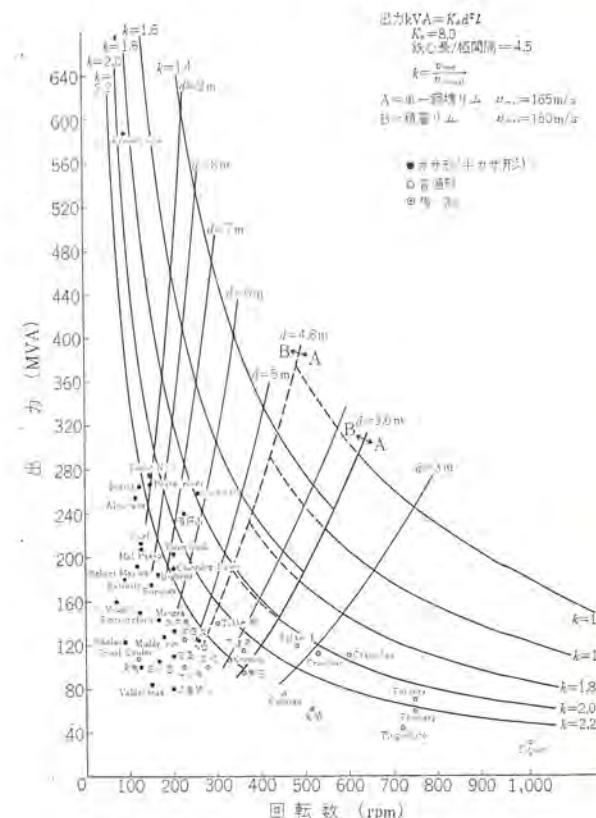


図 2.2 水車発電機の可能最大出力

Fig. 2.2 Possible maximum output of water wheel generator.

$$P_S = \left(K_0 \gamma_0 \frac{\pi}{120 \cdot f} \right) d^3 n^2 \quad (2.8)$$

鉄心の内径、すなわち回転子外径を制限するものは、水車発電機では水車無拘束速度時における回転子各部の機械強度（とくに磁極のダブティルの径方向、スピアリムの周方向の応力）であり、これを最大周速 V_{max} で代表する。

$$V_{max} = \frac{\pi d n_{max}}{60} \quad (\text{m/s}) \quad (2.9)$$

現在われわれが市場で容易に入手できる材料を使用すると、最大周速として成層リム構造のもので、 $V_{max} = 150 \text{ m/s}$ 、単一鋼塊リム構造（たとえば鍛鋼リム、または厚鋼板リム）で、 $V_{max} = 165 \text{ m/s}$ 程度である。

式 (2.8) (2.9) より

$$P_S = K_0 \gamma_0 \frac{1,800}{f \pi^2} \frac{V_{max}^3}{k^3 m} \quad (2.10)$$

$$k = n_{\max} \cdot n$$

成層 リム 構造で $K_o = 8$ $\gamma_0 = 4.5$ $V_{\max} = 150$ (m/s)

$$P_s = \frac{3.7 \times 10^8}{k^3 n} \quad (60 \text{ c/s})$$

$$P_s = \frac{4.44 \times 10^8}{k^3 n} \quad (50 \text{ c/s})$$

単一鋼塊 リム 構造で $K_o = 8$ $\gamma_0 = 4.5$ $V_{\max} = 165$ (m/s)

$$P_s = \frac{4.93 \times 10^8}{k^3 n} \quad (60 \text{ c/s})$$

$$P_s = \frac{5.91 \times 10^8}{k^3 n} \quad (50 \text{ c/s})$$

60 c/s 機について以上の関係を 図 2. 2 に示す。これからわかるように、現在の実績（表 1. 1, 1. 2）は空気冷却式水車発電機としていずれも限界値には達していない。もちろん巨大化した水車発電機はそれ自体問題を有しており、個々に検討せねばならないが、大容量化について一応のめやすとして、その可能性は立証されるわけである。

3. 大容量機と発電所の経済的設計

水車発電機の容量が増大するにつれて、発電所の経済的設計の観点から、発電機室における建家の高さ、起重機のつり上げ高さ、起重機のつり上げ容量が大きな問題となる。とくに地下式発電所では掘削量の関係から、これらの値を極力少なくする必要がある。つり上げ高さは、表 1. 1, 1. 2 のように、最近の大容量機は容量と回転数の関係から、ほとんどカサ形、または半カサ形構造を採用しているので、普通形構造に比較して著しくその高さを縮少でき、建家の高さも経済的になる例が多い。

一方、起重機のつり上げ容量もできるだけ少なくする考えは、すでに 1957 年の論文にも現われている⁽⁷⁾。水車発電機のつり上げ最大荷重としては、普通形の場合で主軸を含んだ全回転子重量、カサ形構造の場合は主軸、半カサ形構造の場合は主軸および上軸を除いた全回転子重量をとっている。発電機容量が大きくなり、回転子重量が 600 t あるいは 700 t と増加するにつれ、起重機の価格も飛躍的に増加し、それを支持する建家もコスト増となる。そしてこの起重機は一度据付けられるや、ほとんど永年にわたって使用されることが多い。

一方、鉄心を含んだ固定子の重量は大容量化の場合、回転子重量の約 30 %から 40 %程度に過ぎない。

これらの点に着目して発電所の起重機容量として、固定子ワク（鉄心およびコイルを含む）をつり上げる程度のものを用意しておき、回転子は磁極（回転コイルを含む）スピダーポス、スピダーリムを別々につり上げる方式が検討されるようになってきた。この場合据付およびその後の保守における機器の取扱いについて特別の配慮が必要となり、たとえば、水車カバー、ランナなどの取出しのためスピダーリムをおいたまま中のスピダを抜き、これを通して必要な部分を取りだすことを考えねばならない。また組立の際も、従来まず水車据付後固定子ワクを据付け、心出しをして回転子をつり込んでいたものが全く逆になり、水車据付後、主軸→スピダーポス→スピダーリム→磁極という順に回転子を組んでいく、あとから固定子ワクをつり込むことになる。大容量機の場合、普通スピダリムは成層構造をとることが多く、このような構造でもスピダリムとスピダーポスとの結合を当社が数年前から採用し好成績を納めている。図 3. 1 のようなスプリングキーを使用すれば、スピダリムを加熱

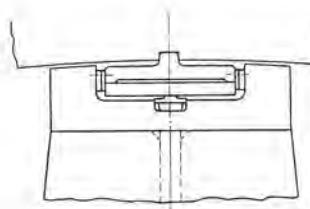
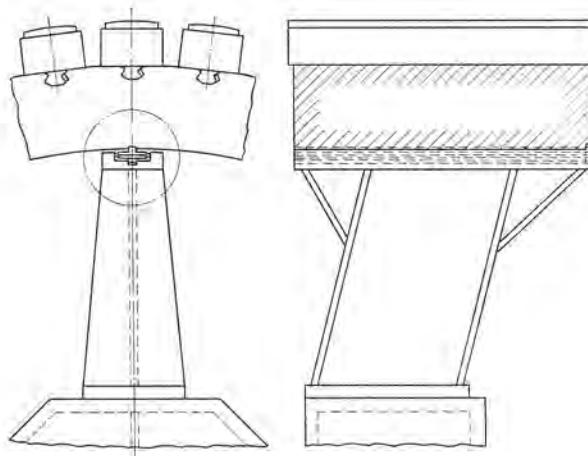


図 3. 1 スプリングキー
Fig. 3. 1 Spring key.

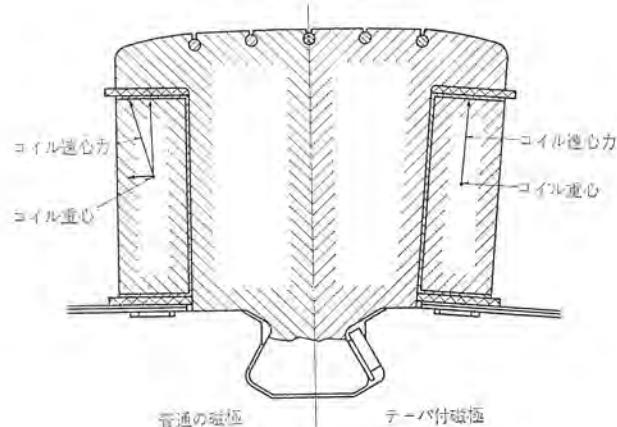


図 3. 2 テーパ付磁性
Fig. 3. 2 Tapered magnetic pole.

する必要がなくきわめて効果的である。

また、このような方式を採用すれば、発電機の本体に関係なく、スラストパッドおよびランナを修理点検のために、たとえばスラスト軸受分解用昇降装置を用い発電機外部に取り出せる構造にする必要がある。このため二分割形のスラストランナ構造が必要となるが、当社は 10 年以来、田子倉発電所 105 MVA 水車発電機 4 台をはじめとして採用してきわめて好成績に運転しており、またスラスト昇降装置も十分その機能を発揮している。さらに回転子コイルの取り換えの必要な場合、発電機の風道上板のみを外し、磁極および回転子コイルを一体のまま 1 個 1 個外に取り出せる構造も必要となる。普通回転子コイルは遠心力の分力で、磁極中心軸に直角な方向に大きな外力をうけ変形するのを防ぐため、コイルブレスを隣接した回転子コイル間に入れているので、取りはずしが容易でない。したがって主軸方向に、容易に取り出せるコイルブレスの構造を考えねばならない。

とくに図 3. 2 はいわゆる「tapered Pole」といわれているもので、磁極の形を変形し、回転子コイルを変形させる成分をなくし

たもので、当社では 20 MVA 試験用発電機に実施している。以上のごとく発電所の経済性のため、起重機容量を少なく計画しても発電機に関する基本的な技術的問題点はすべて解決しているので、これらの技術の適用はなんら問題がない。発電所の経済的設計は容量の大小に関係なく考慮すべきものであるが、大容量機の場合その影響が大きいだけにとくに大切であり、技術向上を十分に取り入れて計画を進展させるべきであろう。

4. 発電機の経済的設計

発電機自体の経済性については大容量機の場合はもちろんのこと、いかなる場合でもその経済的設計を探究することは最近の著しい傾向である。とくにここ数年来大形電子計算機の適用が盛んになり、複雑な計算ができるようになって、電力系統関係の技術者は新設される発電所の発電機の諸定数（たとえば単位慣性定数 H 、直軸過渡リアクタンス $x'd'$ ）などを系統の過渡あるいは定態安定度の計算からあらかじめ決定し、従来発電機の定格容量のほか、短絡比ぐらいであった仕様に代わってこれらの数値を要求される場合が多くなり、また製作者側はこれらの仕様にもとづき、数多くの計算を行ない最適値を求めて発電機の経済性を高めている。

当社はすでに数年前より与えられた設計条件、すなわち、水車メーカーからの発電機に要求する蓄輪効率 (GD^2) 無拘束速度、客先から要求の定格事項、機械定数などの事項について大形電子計算機を利用して多数例の計算を行ない性能的には最高価格的に最も経済的な設計計算を行なっている⁽³⁾。図 4.1 はそのフローチャートを示す。

最近の CIGRE でもこの種の論文が発表されはじめた。
CIGRE Study Committee No. 17 によれば⁽⁶⁾、

(1) 定格容量、回転数と重量・価格の関係

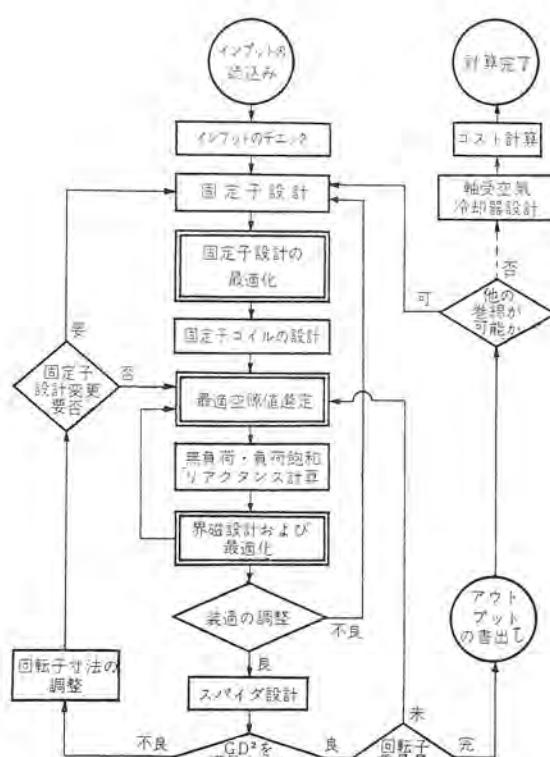


図 4.1 フローチャート
Fig. 4.1 Flow chart.

$$\frac{\text{重量}}{\text{kVA}} \propto \frac{1}{n^{k_1} (kV\text{A})^{k_2}} \quad 0.55 \leq k_1 \leq 0.75 \\ 0.25 \leq k_2 \leq 0.45$$

$$\frac{\text{価格}}{\text{kVA}} \propto \frac{1}{n^{k_3} (kV\text{A})^{k_4}} \quad 0.5 \leq k_3 \leq 0.7 \\ 0.3 \leq k_4 \leq 0.5$$

(2) 力率と価格の関係

$$\frac{\text{価格}}{\text{P} \cdot \text{P}_0} \propto \frac{1}{(\cos \varphi)^{k_5}} \quad 0.6 \leq k_5 \leq 0.9$$

k は短絡比に関係する。

(3) 直軸過渡リアクタンスと価格

$$\frac{P}{P_0} \propto \left(\frac{x d_0'}{x d'} \right)^{k_6} \quad 0.33 \leq k_6 \leq 0.5$$

$x d_0'$ 固有直軸過渡リアクタンス

$x d'$ 要求された直軸リアクタンス

$P \cdot P_0$ はそれぞれに相当した価格

(4) 短絡比と価格

$P f 0.9$ 無拘束速度 180 % 固有の GD^2 として

$$\frac{SCR}{(SCR)_0} (\%) 1 \quad 1.5 \quad 2 \quad SCR : \text{要求短絡比}$$

$\Delta P (\%) 0 \quad 12.5 \quad 25 \quad (SCR)_0 : \text{基準 } \%$

ΔP : 価格増加

と発表されている。水車発電機は個々に仕様が異なり、その構成組合せはきわめて複雑であるので、他の電気機械のように、一律に考えるのはむずかしいが、一応めやすとなるであろう。このように与えられた仕様における発電機の経済性は適確にはあくされており、今後は仕様自身の妥当性について検討を進めるべきであろう。

発電機設計を制約している条件として、わが国では JEC、外国では ASA, BS, IEC, VDE 等の規格がある。表 4.1 は電機子コイル、回転子コイルについての温度上昇の比較を示している。すなわち、B 級絶縁では固定子 80°C 、回転子 90°C の温度上昇を認めているわけである。しかしながら、わが国では戦前、戦中、戦争直後にかけて製作された水車発電機が絶縁不良のため、焼損事故が続いたため、電力会社では規格値に不安をもち、 60°C 前後の低い値を要求してきた。その後 20 年、絶縁材料の急速な進歩により、今日では全く問題がなくなった。とくに当社のダイラスチック絶縁は米国 Westinghouse 社のサーマラスチック絶縁と全く同質で使用されてから 15 年、その性能が安定し優秀なことは周知の事実である。

そしてこの 60°C の温度上昇を 80°C に高めることにより出力は 15 % 増加させることができる。もちろん水車発電機の場合速度上昇、水圧上昇から押えられる GD^2 の要求があり、これも考慮せねばならぬが、必要な場合規格値いっぱい近くまで温度上昇を上げることが許容されるならば、発電機はさらに経済的設計が可能となる。

またもう一つの設計の制約条件は、機械的強度の安全率の問題である。絶縁物の場合と同様に材料が極度に不足していた戦中、

表 4.1 各国規格比較表 (コイル温度上昇限)

規格	JEC	ASA C50.1	BS	IEC	VDE
項目	114(1960)	C 50.1(1955)	2613(1957)	Pub 34-1(1960)	0530/3.59
固定子コイル	80°C	80°C	80°C	80°C	80°C
回転子コイル	90°C	90°C	90°C	90°C	90°C

戦争直後にかけてはやむを得ないとして、今日では品質が均一で特性のよくわかった材料を市場で容易に入手できる時代である。すなわち、從来わが国の客先の仕様書にみられる機械的要項として、水車発電機無拘束速度において、回転部における許容応力は使用される材料の抗張力に対して、安全率3以上という要求、あるいは降伏点に対して安全率1.5とか1.8とかが指定されているが、この値も再検討されるべきであろう。IECでは均一と判断される材料では降伏点の80%まで許容応力を上げてよいという提案がなされている時代である。電子計算機による計算精度の向上とともに、全然無意味な安全性のための不経済設計は今後時代とともになくなっていくと思う。

5. スラスト軸受

水車発電機（あるいは揚水発電電動機）の大容量化に伴って軸受荷重は増大し、スラスト軸受に対する要求は過酷になってきている。その経済的設計を考えるならば、過去数年にわたる技術的研究の蓄積をもとにし、合理的な信頼性の基盤にたって、旧来のわが国独自のしきたりに対しても、世界のすう勢を考慮した広い視野から新しい光をあてて検討し直す態度が必要と考えられる。このような立場から、軸受面圧の増加、冷却系統の改良、軸受温度などの問題を考えてみよう。

荷重の増大に対し軸受面圧を一定にして軸受寸法が大きくなると、軸受形状が相似形のときスラスト軸受損失は寸法の3乗に比例して増加する。しかも最近の傾向では従来より高速機が多く、軸受損失の増加はさらにけわしくなる。この軸受損失はけっきょく運転上の損失であり、それだけの水を無効に放流していることになる。

またこの損失を従来と同様の油自藏式冷却器で処理し、しかも軸受温度を従来と同様に低い値に維持しようと設計をすると、油冷却器は大きく、冷却水量もばくだいな量になり、油そうが非常に大きくなつて機械のコストを増し、また一方ではとくにカサ形機の場合など、発電機全体の構成上許容される寸法よりも油そうが大きくなる場合も予想される。

そこでこのような不経済を排して進むべき方向の第一として荷重が増大しても、軸受寸法をあまり大きくしない、すなわち、軸受面圧の増加が考えられる。軸受の安全に関連する最小油膜厚さについては後に述べるが、軸受の大形化に伴つて油膜厚さは増加するので、面圧の増加は可能である。軸受面圧の増加についてはわが社では山形および大形スラストモデルや実機の研究試験で研究を重ねており、本誌の別論文「スラスト軸受の諸問題」に論じてあるので詳細は省略するが、軸受面圧を増加すると、パッドの入口から出口までの油膜の温度上昇が増加する結果、軸受温度は上昇する。温度を上昇させぬ高い油かきをつけてパッド入口油温を下げたり、パッドの直接水冷を行なつて油膜加熱源を水のほうへ除去するなどの手段が必要になる。とくに直接水冷は単にスラスト軸受にとどまらず、ガイド軸受にも今後積極的に採用して有効であり、その信頼性は従来の油自藏式の冷却器と同等と考えられる。

軸受面圧の増加に関連して、パッド間油流のキャビテーション防止の研究も、実用化の方向に進められるべきであろう。

第二に冷却系統の改良の問題である。軸受損失の増加に対処すべき油冷却器は冷却水温を下げるか、軸受温度を高くするか、あるいは、冷却効果を向上させるかの手段をとらぬ限り大形になる。従来の水車発電機スラスト軸受の冷却方式はわが国ではほとんど

すべて油自藏式であり、この方式における冷却効果の改善については「スラスト軸受の諸問題」に述べている。しかし大きな油そうの中におかれられた冷却器の回りの油流をいかに改善しても、一般の熱交換器の概念からすれば、油の速度はきわめて小さく改善には限度がある。

この壁を打破するには外部冷却方式の採用が必要になる。すなわち、油そう外の油冷却器にポンプによって油そう内の油を強制循環させる方式であり、これによつて冷却効果は一挙に2倍以上に向うる。しかも冷油を直接パッドの入口に導いて軸受温度を下げうる点でも、油自藏式よりはるかに有利であり経済的にもすぐれている。停電時の不安や保守の煩雑さをきらうところから従来この方式が採用されず、また外部冷却方式でも油の循環に発電機自体の回転を利用するところもあったが、すでに火力発電機はじめ多くの横軸機の軸受潤滑において、強制給油やその保護系統は多年の実績を有しており、停電時の保護にも不安ではなく、水車発電機スラスト軸受の外部冷却方式自体、海外とくに豪州では多くの実績がある。今日、大容量機の経済設計を考えるにあたってはその採用の方向に進むべきであろう。

油冷却器の処理する熱量は、冷却される油と冷却する水との温度差に比例する。そして油そう内の油の温度は軸受温度が高ければ高く、一定の関係で追随する。軸受面圧を高くすると油と水との温度差は少なく、10°C以下になる場合もある。一定の発電地点で水の温度を下げるとは困難なので、軸受温度をかりに10°C上昇させてよいと仮定すると、油冷却器の大きさはたしまち半分以下に減少できる。温度上昇による軸受損失の減少を考慮すれば、さらに小さくなり軸受温度がスラスト軸受の経済性に大きな影響をもつことが明白である。

国内の水車発電機スラスト軸受の温度は一般に低く50°C台のものが多く、極端なものは45°C以下である。温度の低いほうが安全であるという概念が根強く、60°Cをこえると過ぎるという批判ができる。一方海外の状況をみると、温度の低いものでも65°Cであり、75°C~80°Cで運転している機械が多い。つまり国外で約20°Cの差がある。この差は単に技術の後進性だけに由来するものであろうか。

10年近く前まではパッドの垂直方向の温度コウ配による熱変形の理論は日本にはなかった。したがってパッドの支持は幼稚であり、パッドは運転中に熱によりトツ(凸)変して局部加熱を受け、これが因となってさらに変形を促進し、ついに油膜が切れて焼損に至るわけで、この段階では最小油膜厚さを計算しても、パッド表面の実際の形状が計算の仮定となっていた平面とは全然異なつてるので、軸受の安全のめやすとはなり得なかつたといえる。

しかしその後この方面的研究は盛んで、わが社でスラスト軸受モデルや実機について運転中の油膜厚さ、温度分布、パッドの温度コウ配の測定を行ないパッドの運転中の表面形状を改善するような種々の支持方式の比較試験を実施し、一方では電子計算機の導入によって最適支持の決定や、実際に近いトツ(凸)面形状パッドの性能解析も行なえるように大きな進歩をとげている。この段階で設計された軸受は70~75°Cで運転しても全然問題がなく、開放後の軸受表面もきわめて満足すべき状態にあることを確かめているし、小形では90°Cの運転実績もある。この程度の温度で軸受メタルの軟化は実際上の問題とはならず、信頼性と関連する焼損という問題は最小油膜厚さで規定され、パッドの支持がよければ温度が高くても安全であるといえる状態である。高温による油膜薄に

対しては Extra Heavy 級の高粘度 ターピン油を使用すればよく、油の劣化は従来より多少促進されるとても、添加剤の利用と定期的管理により十分カバーできる。

日本では JEC に準拠し、軸受温度 65°C と規定されているが、最近の技術の進歩からみると安全すぎる限度である。こういう規定のない輸出機と国内機とで設計温度が 15°C も違うということは軸受自体冷却系統、運転効率などの面で国内機にはムダが多いというか信頼性過剰であり、国家経済上疑問に感ずるのは筆者らのみであろうか。

軸受面圧の増加、外部冷却方式を結合し、さらに押し進めると将来の到達点は静圧軸受となるであろう。現在が流体力学的に回転によってクサビ形油膜を形成する形式であるのに比べて、この方式は全然異なり、パッド面のポケットに供給する静油圧によって回転部を浮上させるもので、低回転でも厚い油膜を確保でき、面圧を一挙に数倍にし、軸受損失を減らし、しかもこの静圧給油を外部冷却による冷油とすることにより、発熱面の直接冷却が可能となる。停電時の給油源の代換えと、油膜の弾性の問題も解決は困難ではなく、大容量機用に期待できる。

6. 電気ブレーキ

発電機は、従来、運転停止時、高温低速の長時間運転によるスラスト軸受への悪影響を防ぐため、系統から解列後、定格回転数から、その回転数を 50~30% ぐらいまで自然に低下させたのち、油圧または空気圧操作で、フェノールレジンで固めたアスペストライニングを、回転子下部に設けられたブレーキリング面に継続または連続的に押しつけ、油面間の摩擦制動力をを利用して、回転子を停止していく。

発電機が大型化するにつれて、発電機のモーティング効果 (GD^2) が飛躍的に大きくなり、従来 10,000 t-m² 前後のものが、20,000 t-m², 30,000 t-m² と増大する。

したがって、発電機停止に必要な摩擦制動力が非常に大きくなり、このような機械的制動の場合、ブレーキライニングの材料の選定が、耐摩耗性、耐熱性あるいは制動時に発生する粉じんなどの問題から、なかなか困難になるうえに、これらの制約から必然的に制動時間が長くなる。この欠点を除くためには、電気的制動法が望ましいことになる。

すなわち、発電機の端子を出たところに三相短絡用の電磁操作または空気圧操作の切換スイッチを置き、発電機を系統から解列後、いったん、無励磁にして三相を短絡し、別置の直流電源から、電機子電流がほぼ定格値に近い状態になるように励磁電流を調整し、電機子抵抗損および無負荷を利用して、回転子のエネルギーを吸収しようとするものである。

一般に、水車発電機は系列から解列後、無負荷、無励磁のまま、水車ランナの水中損（回転数の約 3 乗に比例して減少）および発電機の機械損である風損および各軸受損（容量、回転数により相違するが、回転数の約 1.5 乗から 3 乗の間の特定の値）で、回転子のエネルギーを消費しながら減速する（ベルト水車の場合は、水平損の代わりにランナの風損になるが、このときは逆ジットで制動トルクをうることができる）。しかしながら、回転数の低下とともに、これらの制動効果は急速に落ちるもので、電気ブレーキの利点は、回転数に関係のない制動効果を期待できることである⁽⁴⁾。

電機子電圧 e 、直軸リアクタンス x_d 、定格回転数 n_0 、任意の回転数 n 、電機子の等価抵抗 r とすれば

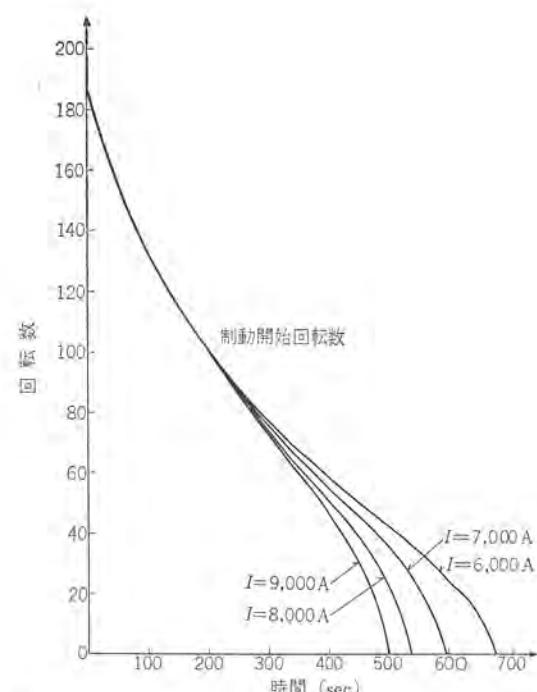


図 6.1 電気ブレーキ停止曲線（制動電流と停止時間）
Fig. 6.1 Electric brake stop curves.

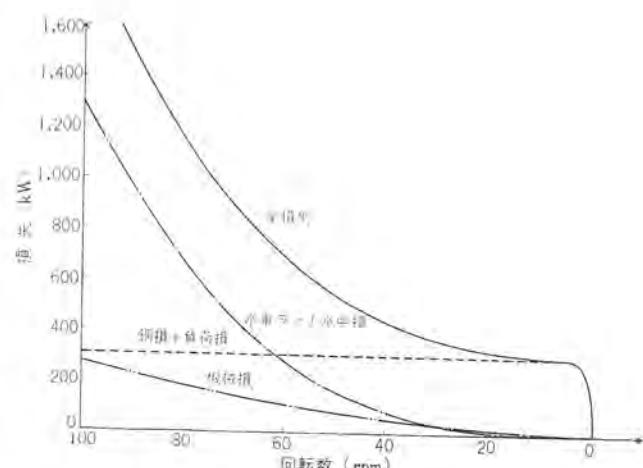


図 6.2 電気ブレーキ時ににおける各損失
Fig. 6.2 Losses during electric brake operation.

$$r = \frac{\text{直流抵抗損} + \text{負荷損}}{\text{発電機定格容量}}$$

電機子電流を定格時 i_0 、励磁一定のまま回転数 n になったとき i とすれば、

回転数 n のときの制動電流（電機子電流） i は、

$$i = \frac{x_d S}{\sqrt{r^2 + x_d^2 S^2}}$$

制動電力として

$$P = i^2 r = i_0^2 \frac{x_d^2 S^2 r}{r^2 + x_d^2 S^2}$$

ただし $S = n/n_0$

一般に $r \ll x_d$ であるから、 $P = i_0^2 r \approx i^2 r$

すなわち、励磁電流を三相短絡時の定格電機子電流または定格無負荷電圧を発生するのに必要な程度の値にして、電気ブレーキをかけば、回転数に無関係に一定の制動電力を発生し、その値はきわめて大きい。

図 6.1, 6.2 は、300 MVA 級の水車発電機における電気ブレ

-半の計算例を示す。

7. 現地試験

水車発電機は、従来工場試験を行なう際、駆動用電動機を直結し、その入力を測定して、発電機の鉄損、銅損、負荷損、機械損などを測定し、効率を決定していた。水車発電機の工場試験は、わが国ではきわめて普通であるが、アメリカのメーカーは以前から、ヨーロッパのメーカーでは数年前から、工場での効率測定を行なうため、工場試験設備を拡張して、その結果、製品のコスト高になることを避けるため、現地での効率測定に主力を注いでおり、IEC-2 Dなどの国際的委員会を通して、より正確な現地試験法への探求がなされている。

この方法は、大別すると、減速法とカロリー法に分けられる。減速法は、わが国では発電機の蓄輪効果 (GD^2) の測定に使用されてきたものである。

すなわち、発電機を無励磁減速の場合（減速は風損および軸受損）、開路他励磁の場合（減速は風損、軸受損および鉄損）、短絡他励磁の場合（減速は風損、軸受損、短絡損）の3つおりについて測定し、 GD^2 の値が既知のもの（すなわち、計算値）として、それぞれの損失を算定するものである。

発電機の GD^2 、消費される kW 損失、回転数の変化およびその時間変化の関係は、

$$W = 1.37 \times 10^{-6} GD^2 \frac{n_1^2 - n_2^2}{t_2 - t_1} \quad (\text{kW})$$

として表わされる。 n_1 は t_1 における回転数、 n_2 は t_2 における回転数、 W は t_1 から t_2 に至るあいだの平均損失である。欠点は GD^2 に計算値を使用することおよび誤差の多いことである。

一方、カロリー法はヨーロッパで広く使用されているが⁽⁵⁾、わが国では、まだ経験がない。すなわち、発電機内部に発生した鉄損、銅損、負荷損、界磁損、風損、軸受損などの諸損失が、当然、熱に変わり、冷却空気および冷却水の温度を上昇させる。この機械に入り出す冷却媒体の温度変化および流量を正確に測定し、諸損失を知ろうとするものである。

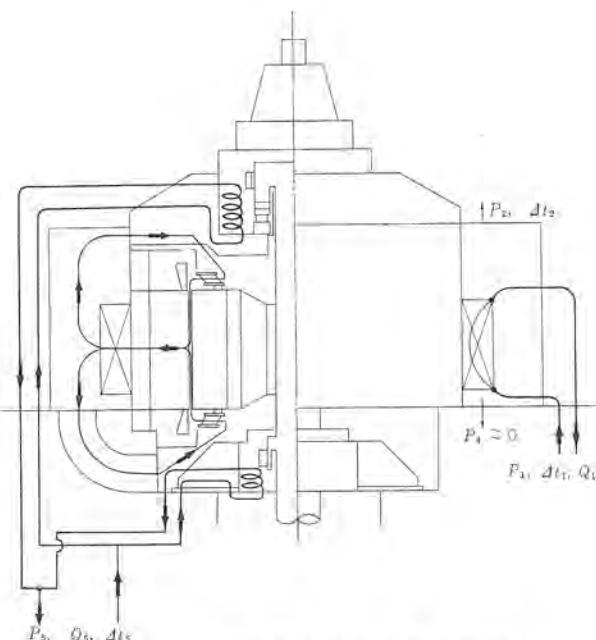


図 7.1 カロリー法における熱の移動
Fig. 7.1 Heat transfer according to calorimetry method.

この方法は、IEC Publication 41 に記載され、ヨーロッパメーカーでは実施されていて、昨年 IEC 東京大会で、各国から改訂案が提出され、近く成案をみることになっている⁽⁶⁾。

全閉内冷形の水車発電機（大容量は全部この形式）の場合、発電機内部の諸損失による発生熱量は、まず、循環空気により取り去られ、これが空気冷却器（熱交換器）を通して、冷却水に伝熱され、水温を高める。

(1) 空気冷却器の冷却水への伝熱 P_1 (kW)

$$P_1 = K_1 \cdot Q \cdot \Delta t_1$$

Q : 冷却水流量 (dm^3/s)

Δt_1 : 水温上昇 ($^\circ\text{C}$)

K_1 : 水の熱伝導率 ($\text{kW} \cdot \text{s}/\text{m} \cdot {^\circ\text{C}}$)

$K_1 = 4.22 \ (0^\circ\text{C}) \ 4.2 \ (5^\circ\text{C}) \ 4.19 \ (10-25^\circ\text{C})$

(2) 風道上板表面よりの熱放散 P_2 (kW)

$$P_2 = K_2 \cdot S_2 \cdot \Delta t_2 \cdot 10^{-3}$$

S_2 : 風道上板の表面積 (m^2)

K_2 : 表面の熱放散係数 $10 \text{ W}/\text{m}^2 \cdot {^\circ\text{C}}$ (静止空気時)

$20 \text{ W}/\text{m}^2 \cdot {^\circ\text{C}}$ (風速 1 m/s 時)

Δt_2 : 上板の内外の温度差

(3) コンクリート風道構造の場合、壁を通過する熱損失 P_3 (kW)

$$P_3 = K_3 \frac{A_3}{L_3} \Delta t_3 \cdot 10^{-3}$$

K_3 : コンクリート壁の熱伝導率 $1.8 \text{ W}/\text{m} \cdot {^\circ\text{C}}$

L_3 : コンクリート壁の厚み (m)

A_3 : コンクリート壁の表面積 (m^2)

Δt_3 : コンクリート壁内外の表面温度差 ($^\circ\text{C}$)

(4) 発電機基礎への熱放散 P_4 (kW)

$$P_4 \approx 0$$

(5) 軸受損 P_5 (kW)

$$P_5 = K_5 \cdot Q_5 \cdot \Delta t_5$$

(1) 項と同じ

以上のとくであるが、温度の測定 $1/100^\circ\text{C}$ 、流量測定は $\pm 1\%$ 程度のきわめて高い精度で測定する必要がある。

なお、空気冷却器のない発電機では、冷却空気の温度差および流量を測定し、また、軸受損は水車側荷重を分離して、発電機側荷重のみによる軸受損を求める必要がある。

以上のようにして、無負荷、無励磁運転より風損、無負荷定格電圧運転より風損、鉄損、界磁損（無負荷定格電圧時）、三相短絡、定格電流運転より風損、短絡損、界磁損（三相短絡定格運転時）が求められ、励磁損および短絡損は界磁回路、電機子回路の抵抗測定および励磁電流から分離でき、各損失を求めることができる。このカロリー法は、現地で行なう試験として便利であり、測定技術の向上とともに、大いに今後期待できる方法である。

8. 冷却式水車発電機⁽⁵⁾

2章に述べたとく、空気冷却式水車発電機の最大出力、回転数、 k （無拘束速度/定格速度）をパラメータとして、一応、限界曲線を与えたが、それぞれの曲線に対して、発電機の仕様が限界値をこえる場合、必然的に通風効果を表わす γ_0 （鉄心長/磁極ピッチ）の値が大きくなり、空気冷却器としての機能を発揮しなくなる。ここで、タービン発電機が実施している水素冷却および液体による直接冷却を採用することを検討せねばならなくなる。

水車発電機はタービン発電機と相違し体積が大きいので、水素冷却は構造上非常に困難である。すなわち、巨大な風道の耐爆構造

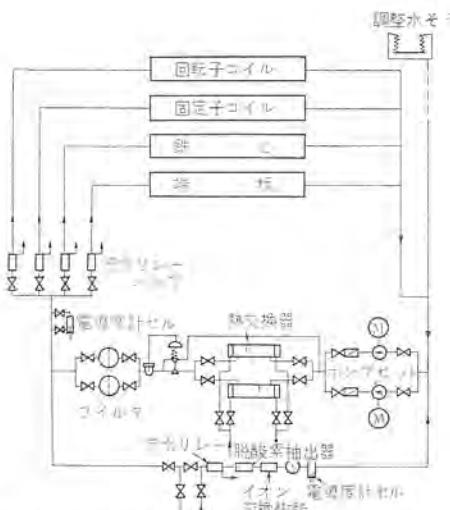


図 8.1 水冷式水車発電機の冷却系統図（純水）
(BB Review 1964)

Fig. 8.1 Cooling system diagram of water cooled water wheel generator.

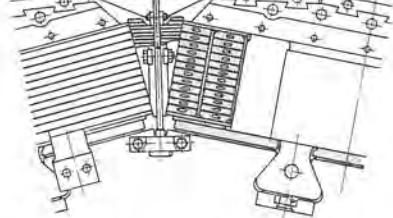


図 8.2 水冷式回転子コイル (BB Review 1964)

Fig. 8.2 Water cooled rotor coil.

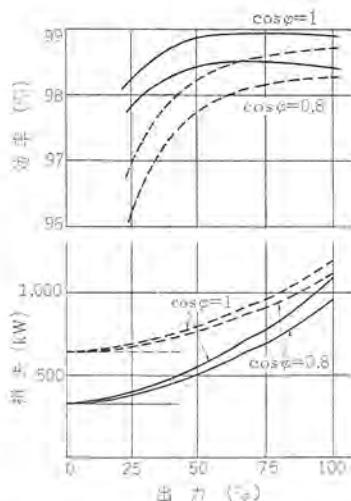


図 8.3 86MVA 水車電機の水冷と空冷の比較 (BB Review 1964)

Fig. 8.3 Comparison between water cooled and air cooled 86 M VA water wheel generators.

が、経済的になり立たないこと、主軸径が非常に太く、1 m から 2 m になるため、軸貫通部の水素ガス密封装置が大きく、水素の漏れ量がきわめて大きく不経済となる。そして、経済性を無視してできるとしても、低圧水素ガス (0.035 kg/cm^2) 中における出力の増大は 25 % に過ぎない。したがって、電機子コイルおよび回転子コイルに中空導体を使用し、純水を直接流す、いわゆる「直流水冷方式」が望ましく、すでに、表 1.1 の 2 連の 588 MVA、スエーデンの 225 MVA、スイスの 86 MVA などが、試験的に製作されている。すなわち、図 8.1 のごとく、電機子コイル、回転子コイル、鉄心に発生した熱は、それぞれの箇所を通る純水で冷却され、純水処置装置に戻る。したがって、通風装置、すなわち、突極機における隣接した磁極間の空間、鉄心間のダクト、通風用ファンなどが不要となり、したがって、磁極間の空間寸法での制約がなくなり、磁極幅、回転子コイル幅を自由に設計でき、界磁損の減少も可能となる。また、図 8.2 のごとく、等価的に円筒機となり、磁極の突極性による風損を著しく減少できる。

通風用ファンの動力が不要になり、冷却水循環用動力が必要となるが、前者に比し、後者の値はきわめて少ない。

したがって、銅損、負荷損は電流密度の増大とともに増加するが、総合的には、発電機効率が向上する利点がある。

図 8.3 は、86 MVA の効率比較を示す。最も大きな利点は、空気冷却式水車発電機の制約条件である γ_0 (鉄心長/磁極ピッチ) の値に制約されず、鉄心長は Critical Speed のみを考えていいればよいわけである。

今後、300 MVA から 800 MVA などの水車発電機が計画されるとき、水冷式水車発電機が、やがて脚光をあびるときがくると思う。

9. む す び

今後出現が増加すると思われる 200~500 MVA 級の大容量水車発電機を対象とし、主要な問題点について、その概容を述べた。大容量化の場合、その結果を単なる機械の巨大化にとどめず、合

理的な設計製作に徹しなければ、大容量機採用による経済的効果の向上は、のぞめない。最近の水車発電機においては、構造材料、絶縁材料ともに著しい進歩をとげており、また、電子計算機の活用は、従来不可能であった経済性へ詳細な探求を可能としている。一方、海外への輸出も次第に軌道にのり、その情報も次々と入手できる態勢となって、水車発電機の技術向上、合理化は、絶え間なく着実に進展しているといえる。

今後の大容量機の計画にあたっては、とくに、われわれが慣習的に採用している種々の仕様に検討の目をむけ、海外の情報もとり入れ、また、電力網にむける大容量水車発電機は、いかにあるべきかの広い視野にたち、技術の向上に立脚した新しい信頼性を基礎とすることがたいせつと思われる。

この抄本がこれらの計画にあたりなんらかの参考になれば幸甚である。

参 考 文 献

- (1) L. D. Anscombe : AC generator for hydro-electric stations, Proc. IEE, July (1963)
- (2) R. O. Ball : IEE, Paper No. 3784 (1962)
- (3) 森・加藤：同期機設計計算の自動化、昭41年電気連合大会
- (4) A. Haffa : Dynamic Braking of Pumped Storage Units, Siemens Review (1961)
- (5) Hydro-electric Generators with Liquid Cooling in the Stator and Rotors, B. B. Review, May (1964)
- (6) P. G. Laurent : CGRE Report 142, Report on the Work of Study Committee No. 17.
- (7) D. R. Ritcey and C. C. Sargent : Low Cost Powerhouse Vertical Waterwheel Generator.
- (8) W. Liebe and W. Boldin : Calorimetric Method of Determining the efficiency of large Machine, Siemens Review, October (1961)
- (9) IEC SC-2 D 2 D(TOKYO/SWEDEN) 7, October (1965)

事業用タービン発電機のすう勢

志岐 守哉*・甲斐 高*

Recent Trends of Large Turbine Generators

Kōbe Works Moriya SHIKI・Takashi KAI

Remarkable is the recent increase of turbine generator capacities in public utility. Particularly since the advent of inner cooled machines the trend has become more conspicuous. The record of single unit capacity has been renewed year after year. In this country two pole 530 MVA generators and four pole 490 MVA machines are now under construction. The capacity is expected rising to the extent of 700 MVA before long. This paper reports the world trends and also deals with the influence of power factor and short circuit ratio, important bearing in the planning of large machines, on the generator constitution. Cooling methods, standards of direct cooling units and relation between structure and efficiencies of generators are among the description. All of those are important informations for planning of large generators.

1. まえがき

事業用タービン発電機の容量の増加はめざましく、とくに内部冷却の出現以来その傾向はますます顕著で容量の記録は年ごとに更新される傾向にある。当社では、昭和34年に内部冷却第1号機208 MVAを製作して以来、昭和37年には320 MVA、昭和39年には396 MVAとあいついで記録品を完成し、さらに最近、530 MVA、3,600 rpmならびに400 MVA、1,800 rpmを受注して鋭意製作中であるが、単機容量が700~800 MVAに達するのも時間の問題と考えられる。

構造が簡単で信頼性が高くしかも小形軽量という内部冷却の長

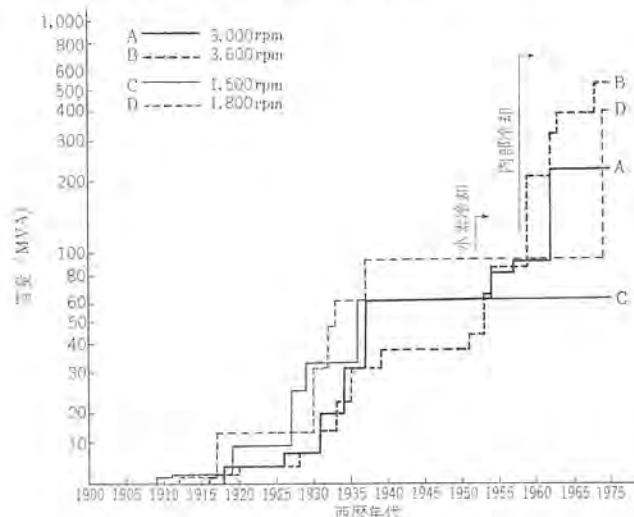


図 1.1 三菱における容量記録

Fig. 1.1 Maximum kVA rating of Mitsubishi tandem turbine generators.



図 1.2 内部冷却タービン発電機

Fig. 1.2 Exterior view of inner-cooled generator.

所は、過去23台、総出力5,000 MVAをこえる製作実績で十分に証明され、とくに800 MVA、3,600 rpmでも同一冷却方式で製作できるという事実は、内部冷却の大容量機への適性を示すものである。

容量の増大は当然寸法・重量の増加を招くが、大容量機になれば材料的問題、設備問題、輸送条件からできるだけ軽量の設計が望まれ、発電機は見合った価格・効率を備えて軽量とする必要が生じ、冷却効果のなお一層の増大が大きな課題となる。500 MVA級以上に対しては内部冷却でも冷却効果増大を折り込んだ新らしい方法が採用されるが、さらに700~1,000 MVA級では水冷却をも考慮し、価格・重量・効率・運転保守の面において利害得失を慎重に検討し、冷却方式の選定を行なう必要がある。

他方、定格効率と短絡比は発電機の体格に密接な関係があるので、大容量機になればなるほど、これらの値をどう選ぶかが重要な課題になる。また、効率の発電機体格におよぼす影響も、設計上もっとも基本的な項目である。

この文では、大容量タービン発電機の世界的すう勢と関連してこれらの諸問題の検討結果を紹介するとともに、将来への簡単な展望を試みた。また、わが国で今後急速に発達すると予想される原子力用4極機の設計、製作上の特異点についても簡単に触れた。

タービン発電機の機械的諸問題、運転保守ならびに励磁方式については、本誌記載の別論文に詳述されているので参照願いたい。

2. 大容量タービン発電機の最近のすう勢

2. 1 わが国の状況

表2.1にわが国で現在運転中または製作中の代表的タービン発電機を示す。この表でも明らかのように、単機容量の増加に伴って直接冷却が普通となり、固定子、回転子とも直接冷却の機械が半数以上を占めている。また、水や油による固定子コイルの液体冷却も次第に増加する傾向にある。詳細仕様上の最近の特色としては次の諸点を指摘することができる。

2. 1. 1 発電機の定格容量

従来の代表的な考え方では、水素圧 2 kg/cm^2 で運転可能な普通水素冷却機で水素圧 1 kg/cm^2 のときの発電機出力をタービン定格に合わせていたことにならって、kW表示の発電機出力とタービン定格の比を $\frac{125}{115}=1.087$ とするものであった。したがって定格効率0.85の場合には、発電機定格MVAはタービン定格MWの

1.28倍 ($=\frac{125}{115} \times \frac{1}{0.85}$) となる。しかし、最近の大容量機では90%以下の力率で運転されることはほとんどなく、大抵95%~100%の力率で使用されているので、上記の1.28倍という比率は過大である。この問題はタービンの可能な過負荷率や系統条件も考慮に入れた発電所の運用方針とも関係するので一般的な公式を見出すのは困難であるが、表2.1でも見られるように最近の機械では上記比率は次第に減少しており、1.11倍 ($=1 \times \frac{1}{0.9}$) という場合も現われている。

2.1.2 電圧

普通水素冷却固定子コイルの機械では、3あるいは4などの多並列回路を採用して電圧を下げれば、同じ体格の機械でも出力を増加できる利点があるため、15kV以下の比較的低い電圧が採用される場合が多く、直接冷却固定子コイルはコイル内部を通る冷却媒体で冷却されるからこのような制限はなくなり、割合に高い電圧が使用される。しかしこの場合にも、コイル内部に冷却媒体の通路を設ける都合上、冷却効率とコイル寸法からくる別種の制約があるので、冷却方式やコイルの構造によって決まる最適電

表2.1 最近の代表的タービン発電機(200MW以上)

電力会社	発電所	タービン定格					発電機定格		冷却法*		運転開始年
		MW	MVA	rpm	PF	kV	SCR	kg/cm ²	固定子コイル	回転子コイル	
東京電力	姉ヶ崎第1 ¹	600	2×350	3,000	0.90	18	0.60	3	W	H	昭42
中部電力	知多 ² 3 ³	500	625	3,600	0.85			3	W	H	43
関西電力	姫路第二 ² 4 ⁴	450	563.2	3,600	0.85	19	0.58	4	H	H	42
関西電力	Xプラント	450	530	3,600	0.85	18	0.58	4	H	H	44
中部電力	知多 ² 1	375	442	3,600	0.85	22	0.58	3	W	H	41
東京電力	横須賀 ⁵	350	2×224	3,000	0.85	15	0.60	2	C	H	41
東京電力	五井 ⁶	350	2×224	3,000	0.85	17	0.60	3	H	H	42
関西電力	美浜 ¹	340	400	1,800	0.85	17	0.64	4	H	H	45
関西電力	姫路第二 ² 3	325	396	3,600	0.85	24	0.58	4	H	H	40
東京電力	五井 ⁷ 1	265	2×169.6	3,000	0.85	15	0.64	2	C	H	39
東北電力	新潟 ³	250	320	3,000	0.85	12.6	0.64	2	C	H	41
関西電力	堺港 ² 2	250	300	3,600	0.85	18	0.64	2	O	H	39
関西電力	堺港 ² 1	250	300	3,600	0.85	19	0.64	4	H	H	40
電源開発	高砂 ¹	250	280	3,600	0.90	19	0.58	3	H	H	42
九州電力	大分 ¹	250	278	3,600	0.90	20	0.64	3	H	H	44
中部電力	新名古屋 ⁸	220	281.6	3,600	0.85	12.6	0.64	2	C	H	39
中国電力	岩国 ⁹ 1	220	257	3,600	0.90	20	0.64	3	C	H	41

* 輸入機 ** W : 水冷却, O : 油冷却, H : 水素内部冷却, C : 水素間接冷却

表2.2 アメリカの代表的タービン発電機

	電力会社	発電所	タービン定格MW	発電機定格					冷却法*		励磁機**		製作者	運転開始年
				MNA	PF	kV	SCR	psig	固定子コイル	回転子コイル	kW	形式		
火 力 タ ン デ ン バ ウ ンド 3,600 rpm	American Electric Power Co.	Brunner Island	764	907	0.90	26	0.42	75	W	H	4,100	B	WE	69
	Pennsylvania Power & Light Co.		715	832		24			W	H			GE	68
	Carolina Power & Light Co.		650	663.6		24			W	H			GE	
	Ohio Edison Co.		623	800	0.85	20	0.58	75	H	H	4,400	B	WE	67
	Commonwealth Edison Co.		580	733	0.90	20	0.58	60	H	H	3,500	B	WE	67
	Ohio Power Co.		615	723	0.85	24		60	H	H	3,040	A	GE	66
ウ ク シ ロ ド ス 火 力 3,600/ 1,800 rpm	Mississippi Power & Light Co.	Paxter E Wilson	500	640	0.85	18	0.58	60	H	H	2,850	B	GE	67
	Consolidated Edison Co.		1,000	585 585	0.80 0.80	22 22			60	H	2,300 2,500	G	AC	66
	Baltimore Gas and Electric Co.		900	463.6 481.8	0.90 0.90	19 19	0.64 0.64	45	H	H		G	WE	66
原 子 力 1,800 rpm	Tennessee Valley Authority	Bull Run	900	500 500	0.90 0.90	24 24		30	W	H		G	GE	65
	Consolidated Edison Co.	Indian Point	1,021.8	1,125.6	0.90	22	0.50	75	H	H	4,200	B	WE	69
	Consolidated Edison Co.	Dresden	755	920		18			W	H			GE	69
	Carolina Power and Light Co.	Robinson	739.3	854	0.90	22	0.58	75	H	H	4,000	B	WE	69
	Florida Power and Light Co.	Turkey Point	728.3	894	0.58	22	0.58	75	H	H	5,000	B	WE	69
	Niagara Mohawk Co.	Nine Mile Point	500	755		24			W	H	3,140	G	GE	68

* W : 水冷却 H : 水素内部冷却 ** G : 減速ギヤ直結 B : ブラシレス A : 交流励磁方式

圧がある。わが国で採用されている最高電圧は24kVであるが、将来の超大容量機では30kV程度になる可能性も十分ある。

2.1.3 力率と短絡比

力率については2.1.1項でも述べたように、従来標準的にとられた定格力率0.85をたとえ0.9とし発電機の経済化をはかる方法が考えられ、最近その例が増加している。(表2.1参照)

短絡比についても同様で、従来標準的に採用していた値0.64を0.6あるいは0.58に下げた機械が多数登場してきた。

力率ならびに短絡比は発電機の寸法や重量と密接な関係があるが、一方では発電機運転の安定度にも大きな影響を持つので、その選択にあたっては発電機の経済性と系用運用の両面から十分検討する必要がある。この点については次章で詳述する。

2.2 海外のすう勢

海外における大容量タービン発電機の動向は国情によってかなりの差があるが、タンデムコンパウンドタービンの設計上の進歩に伴う単機容量の増加、高力率低短絡比の採用、アメリカにおける原子力用4極機の躍進などがおもな傾向である。

2.2.1 アメリカ

アメリカで製作中または最近運転にいいた代表的発電機を表2.2に示す。タンデムコンパウンドタービンの進歩とともに、1,000MVAに近い超大容量の3,600rpm機が多数製作されているのが目立つが、仕様面では定格力率90%の機械が急増し、短絡比は0.58が大多数を占め0.42~0.50のものも現われている。また、水素圧力は60psig(4kg/cm²)からさらに75psig(5kg/cm²)へ上昇しているものもある。

もう一つの顕著な傾向は原子力発電用1,800rpm機の急激な増加で、

表 2.3 ヨーロッパの 300 MW 以上のタービン発電機

国名	発電所	タービン定格 MW	タービン形式	発電機 MVA	台数		1号機運転開始年
					運転中	工事中計画中	
イギリス	Weest Throck,ほか	300	TC		3	—	62
	Cockenzie	300	TC		—	4	66
	Blyth B.ほか	350	TC		4	6	64
	Drakelow C	375	TC		—	2	65
	West Burton,ほか	500	TC	588	—	42	65
	Fawley,ほか	500	TC	588	—	8	65
	Thorpe Marsh	550	CC	2×323.5	2	—	63
	Longannet	600	CC	2×353	—	4	68
フランス	Porchuille	600	TC	665	—	2	67
西ドイツ	Frimmersdorf,ほか	300	TC		—	4	65
イタリア	La Spezia	325	CC		2	—	63
	La Spezia	600	CC	2×370	—	2	66

Consolidated Edison Co., Indian Point 2号機 1,125.6 MVA をはじめ、700 MVA 以上の超大型機が多く、その容量は年とともに躍進の気配を示している。

なお、発電機の大容量化に伴って励磁容量も大幅に増大し 5,000 kW に達しているが、約 2 年前から従来の直流励磁機に代わって整流器励磁方式が急速に普及し、最近では新規発注の 80% 程度がこの方式を用いている。

2.2.2 ヨーロッパ諸国

ヨーロッパで実際に運転にはいっているタービン発電機の容量は 350 MW 程度で、大容量化の傾向はアメリカほど顕著ではない。ヨーロッパの単機容量 300 MW 以上の火力発電所は表 2.3 に示すとおりで、タンデムコンパウンドで 500 MW 以上のものはフランスの電力公社 (E. D. F.) の Porcherville 発電所 600 MW とイギリスの中央発電局 (C. E. G. B.) の West Burton 発電所などの 500 MW だけである。

ただし、West Burton 発電所 4 号機 (English Electric) は固定子、回転子とも水冷の予定と伝えられ注目に値する。

3. 定格力率と短絡比の発電機体格への影響

一般に高定格力率または低短絡比のどちらか一方あるいは両方を採用すれば、発電機体格は小さくなり価格も下がるが、他方、安定度は減少する。したがって、実際運転上の安定度を害しない範囲内でどのような力率や短絡比を選ぶべきかが検討課題となる。

3.1 理論的検討

図 3.1 は回転子アンペアターン AT_r 、固定子アンペアターン AT_s を

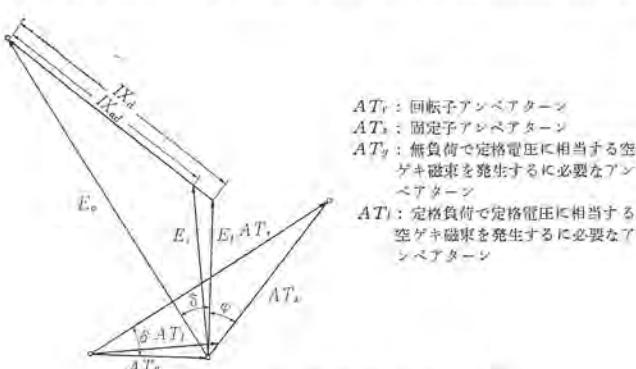


図 3.1 タービン発電機のベクトル図

Fig. 3.1 Vector diagram of turbine generator.

らびに無負荷で定格電圧に相当するギャップ 磁束を発生するに必要なアンペアターン AT_g の関係を示したものである。回転子外径およびギャップ 磁束密度を一定にして鉄心長だけを変えるものとすれば、固定子アンペアターン AT_s は出力 kVA に比例し鉄心長 L に逆比例する。

$$AT_s = k \cdot \frac{kVA}{L} \quad \dots \dots \dots (3.1)$$

また、無負荷定格電圧に必要なアンペアターン AT_g は、短絡比の定義により次式で与えられる。

$$AT_g = SCR \cdot AT_s \quad \dots \dots \dots (3.2)$$

図 3.1 で明らかのように回転子アンペアターン AT_r は AT_s と AT_g のベクトル和にほぼ等しい。簡単のために鉄心の飽和を無視すれば、 AT_g は端子電圧 E_t に、 AT_s は近似的に同期リアクタンス降下 $x_d i$ に、また AT_r は公称誘起電圧 E_0 にそれぞれ比例するから、二つのベクトル三角形は相似となり AT_r と AT_g は内部相差角 δ に等しい位相差をもつことがわかる。したがって AT_r と AT_g の間には次式の関係が成り立つ。ただし ϕ は力率角である。

$$AT_r = \sqrt{AT_g^2 + AT_s^2 + 2AT_g \cdot AT_s \cdot \sin \phi} \quad \dots \dots \dots (3.3)$$

式 (3.1)、式 (3.2) を式 (3.3) に代入すれば

$$AT_r = k \frac{kVA}{L} \sqrt{1 + (SCR)^2 + 2(SCR)\sin \phi} \quad \dots \dots \dots (3.4)$$

タービン発電機は周知のように本質的に回転子で制限される機械であり、回転子外径を同一と仮定すればその温度上昇は回転子アンペアターン AT_r によってほとんど決まるので、定格力率や短絡比をえた場合でも回転子温度上昇を同じ値に保つには、 AT_r が一定になるように設計する必要がある。したがって式 (3.4) で AT_r を一定とすれば、鉄心長 L と出力 kVA、短絡比および力率角 ϕ の間に次式が成り立つ。

$$L = k' \cdot kVA \sqrt{1 + (SCR)^2 + 2(SCR)\sin \phi} \quad \dots \dots \dots (3.5)$$

また AT_g はギャップ 長 g に比例するから

$$g = k'' \frac{SCR}{\sqrt{1 + (SCR)^2 + 2(SCR)\sin \phi}} \quad \dots \dots \dots (3.6)$$

固定子コイルの温度上昇は固定子アンペアターン AT_s によって決まるが、内部冷却の場合には冷却媒体はコイルの一方の端から流入し他端から排出されるので、コイルの長さにも若干影響される。これらの条件から固定子スロットの深さが決まる。固定子鉄心背部の厚さは、鉄心の飽和、鉄損ならびに鉄心の振動によって制約されるので、そのうちのもっとも過酷な制限に従うことになる。2 極機の場合には鉄心の振動許容限界がかなりきびしい条件となる。

3.2 定格力率および短絡比と発電機体格の関係

定格力率および短絡比と発電機体格の関係は近似的には式 (3.5) で与えられるが、実際には鉄心の飽和の影響などがはいるので個々の機械について詳細設計を行なわなければならない。

その一例として、250 MW, 3,600 rpm の場合につき定格力率を 3 種類 (0.85, 0.90, 0.95)、短絡比を 3 種類 (0.64, 0.58, 0.50)、合計 9 ケースについて試算した。計算にあたっての仮定は次のとおりである。

(1) 回転子および固定子コイルの温度上昇 一定

(2) ギャップ 磁束密度 一定

(3) 固定子鉄心外径での振動 一定

(4) 回転子外径 一定

試算の結果を図 3.2～図 3.5 に示す。これは全重量・固定子

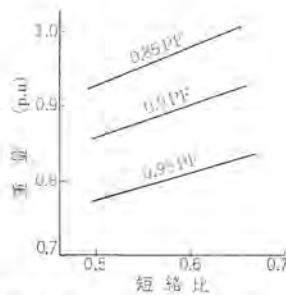


図 3.2 全重量と SCR, PF の関係
Fig. 3.2 Total weight vs. SCR & PF.

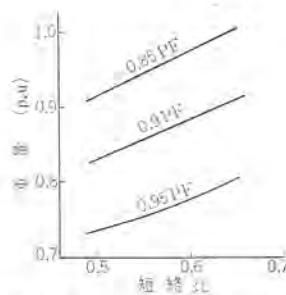


図 3.3 固定子重量と SCR, PF の関係
Fig. 3.3 Stator weight vs. SCR & PF.

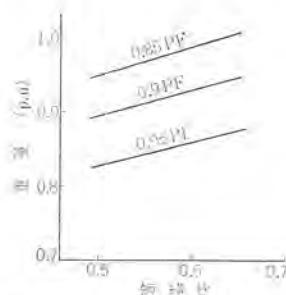


図 3.4 回転子重量と SCR, PF の関係
Fig. 3.4 Rotor weight vs. SCR & PF.

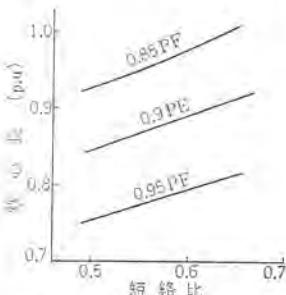


図 3.5 鉄心長と SCR, PF の関係
Fig. 3.5 Core length vs. SCR & PF.

重量・回転子重量ならびに鉄心長と短絡比の関係を定格力率をパラメータとして示したもので、定格力率 0.85, 短絡比 0.64 の場合を基準にとった。

図で明らかなように、定格力率を上げるほうが短絡比を下げるよりも影響が大きい。なお、この試算では全体の傾向を示すために実際の機械を製作する場合よりもかなり理想化した条件で寸法、重量を求めたが、実際には鉄心長、固定子鉄心の形状寸法、固定子フレーム寸法などに標準値があるので、この結果とは若干異なる。

3.3 定格力率および短絡比の安定度に与える影響

定格力率ならびに短絡比を変えれば、発電機の capability と安定限界は当然影響を受ける。図 3.6 は(1) 0.85 PF, 0.64 SCR, (2) 0.90 PF, 0.58 SCR, (3) 0.95 PF, 0.50 SCR の 3 ケースについて、発電機 capability、定態安定限界ならびに動態安定限界を比較したものである。外部リアクタンスは代表的な値として 0.3 p.u を採用した。図に示されているように、capability と安定限界は定格力率および短絡比を変えた場合、同じ方向に変わる。

過渡安定度に対する発電機の諸定数の影響は比較的小さいと言われているが、参考までに 3.2 節の各ケースに対する過渡リアクタンス X_d' の変化を図 3.7 に示す。もっとも条件の悪い 0.95 PF, 0.5 SCR の場合の X_d' (単位法、発電機定格 kVA ベース) は、0.85 PF, 0.64 SCR の場合の 1.25 倍程度となっているが、この場合でもその絶対値は現状で一応の規準と考えられている 35 % 以内にはいっている。発電機単独の GD^2 は、回転子外径を一定と仮定しているので図 3.4 に示した回転子重量の曲線とほとんど同様であるが、過渡安定度と関連して問題とする場合にはターピンの GD^2 も含めた値で論じなければならない。したがって、ターピン発電機全体としての GD^2 に対する定格力率と短絡比の影響は図 3.4 よりもかなり緩やかになる。なお、単位慣性定数 H は定格 kVA ベースであるから、 GD^2 が同一でも定格力率が変われば H

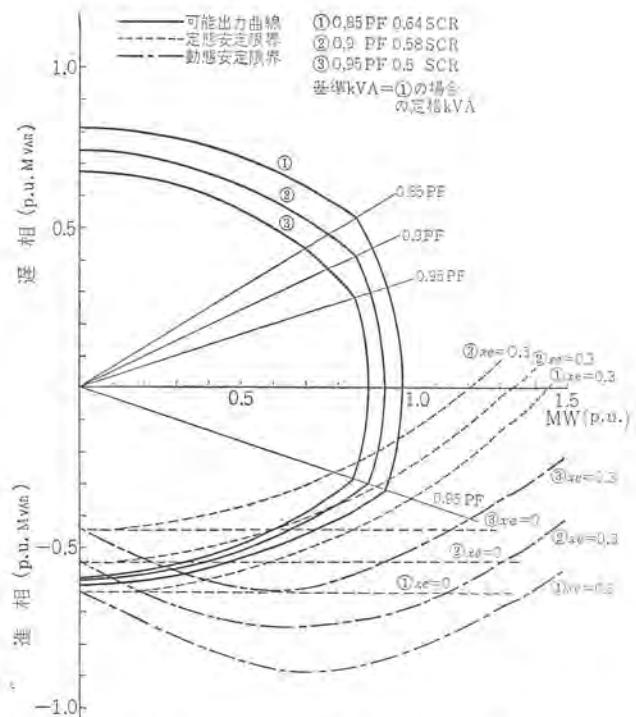


図 3.6 可能出力限界と安定限界
Fig. 3.6 Typical capability and stability limits.

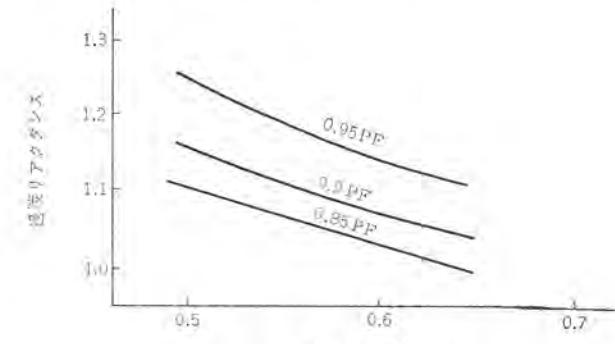


図 3.7 X_d' と SCR, PF の関係
Fig. 3.7 X_d' vs. SCR & PF.

の値は変わる。

以上を総合すれば、連続動作形 AVR を使用する最近の大容量機では、定態安定限界が大幅に増加しているので、定格力率ならびに短絡比を従来の標準的な値である 0.85 PF, 0.64 SCR から、0.90 PF, 0.50 SCR 程度まで変えてても実用上支障ないのではないかと考えられる。もちろん、その選択にあたっては個々の発電所の立地条件ならびに系統運用面を十分に検討する必要があるが、将来の超大容量機ではとくに真剣に考慮すべき問題であろう。発電機の小形軽量化の面だけからは定格力率を上げるほうが短絡比を下げるよりも効果的で、たとえば 0.85 SCR のままで 0.85 PF から 0.90 PF に変えるだけでも、0.56 PF で 0.64 SCR から 0.50 SCR にするのとほぼ同等の効果がある。

4. 冷却法の進歩

4.1 冷却効果改善の必要性

今後の大容量機においては、軸材の製造可能限度や、輸送条件設備の問題から、容量が増加しても、寸法、重量をできるだけ小さくおさえる必要があり、このためには高力率や低短絡比の選定も一つの手段であるが、基本的には冷却効果の改善が要求されることになる。

直接冷却の最初として水素使用の内部冷却が誕生してから、7年間の運転を経ており、その信頼性も立証されているが、内部冷却原理の効果増大のための手段だけでなく、新しい冷却法についても比較する必要がある。

4.2 冷却効果改善の基本

冷却効果改善の基本的手段としてはつぎのようなものが考えられる。

(1) 局部的最高温度の低下の手段 冷却法とその構造によつては冷却媒体の最高温度よりも、導体に局部的にかなり温度の高い部分が起つりうる。この部分の何らかの局部的冷却を行なえば、全体の冷却方法の大幅な変更なしに、容易に冷却効果の改善が得られる。

(2) 導体内冷却回路並列数の増加 導体内的冷却媒体は、銅損を奪いながらみずから温度を上昇して出口に至るので、出口冷媒温度が最高温となる。この導体長さをたとえ二つに仕切り、冷却回路を2並列とすれば、冷媒最高温度は前にくらべて半分となり、言い換えれば、並列数1の場合と同じ最高温まで許容すれば2倍の銅損を冷却しうることになる。すなわち、冷却回路並列数の増加または冷却路長さの減少は、冷却効果の改善に大いに寄与する。

(3) 冷却媒体の選択 より効果の大きい冷却媒体の使用はいちじるしい冷却改善を与える。この場合、冷却媒体の性質としては熱容量の大きいこと、表面熱伝達係数の大きいこと、さらに冷媒循環のための損失の少ないと着目せねばならない。

内部冷却コイルの温度上昇 θ は、一般に冷媒の温度上昇 θ_w 、冷却管内壁と流体間の表面温度差 θ_s 、素線絶縁中の温度降下 θ_{sl} 、導体中の温度降下 θ_c から成り、

(1)の方法は θ_c の減少であり、(2)は θ_w の減少、(3)は θ_w と θ_e の減少の手段となる。

以上のような基本的手段が考えられるが、さらに発電機としての具体的構造を計画した場合、そのコスト・効率・信頼性・運転保守の容易さを吟味し、総合的比較の上に冷却方式は決定される要素があることはいうまでもない。

4.3 冷却媒体

冷却に使用される各種流体の熱的性質の比較を表 4.1 に示す。

表 4.1 各種流体の熱的性質 (20°C の値)

物 質	圧 力 ata	比 重 γ kg/m ³	定圧比熱 C_p kcal/kg°C	動粘性係 数 ν m ² /sec	熱伝導率 λ kcal/m hr°C	プラント ル数 Pr	ヌッセル ト相関係 数 m
空 気	1	1.161	0.240	0.154	0.022	0.71	0.021
ヘリウム	1 1.5	0.1661 2.2497	1.251	0.174 0.784	0.1193 (0.130)	0.736	0.021
木 素	1	0.0836		0.1061			
	2	0.1672		0.0531			
	3	0.2508		0.0354			
	4	0.3344	3.42	0.0265			
	5	0.4180		0.0212			
	21	1.756		0.00505			
炭 酸 ガス	1	1.840	0.202	0.0801	0.0136	0.788	0.021
ト ラ ン ス 油	1	866	0.452	0.365	0.107	481	0.027
ス ピ ン ド ル 油	1	871	0.442	0.150	0.124	168	0.027
メチルクロライド	1	923	0.379	0.00293	0.140	2.63	0.024
フ レ オ ン	1	1330	0.231	0.00198	0.0626	3.53	0.024
エチレンジレコール	1	1117	0.569	0.192	0.215	204	0.027
水	1	998.2	0.998	0.01007	0.515	7.03	0.027

す。表中の $C_p \gamma$ (熱容量) を単純に比較すれば、水素はガス圧を増加すれば、しだいに冷却効果を増大するが、油は水素の数百倍であり、水はさらに油の2倍で、水がもっとも冷却効果の良いことがわかる。

実際には熱容量のみでなく、熱伝達率も比較する要があり、これらを流体の圧力損失ベースに行なうと分かりやすいので、この誘導を行なうとつぎの関係がある。

熱伝達率と圧力損失を大気圧の空気のそれに対する比をとり無次元の式を求める、

$$\frac{h}{\gamma} = \frac{m}{C_p} \cdot \frac{C_p}{\gamma} \cdot \frac{\gamma}{\nu} \left(\frac{\nu}{\frac{P_{ra}}{\gamma}} \right)^{0.2} \times \left(\frac{V}{\frac{V}{\gamma}} \right)^{0.8} \dots \dots \dots (4.2)$$

$$\frac{\Delta P}{AP} = \gamma \left(\frac{v}{v_0} \right)^{0.2} \times \left(\frac{V}{V_0} \right)^{1.8} \quad \dots \dots \dots \quad (4.3)$$

V·流速

AP：壓力損失

他は表4-1参照。suffix a は大気圧の空気の場合を示す。

(層流の場合)

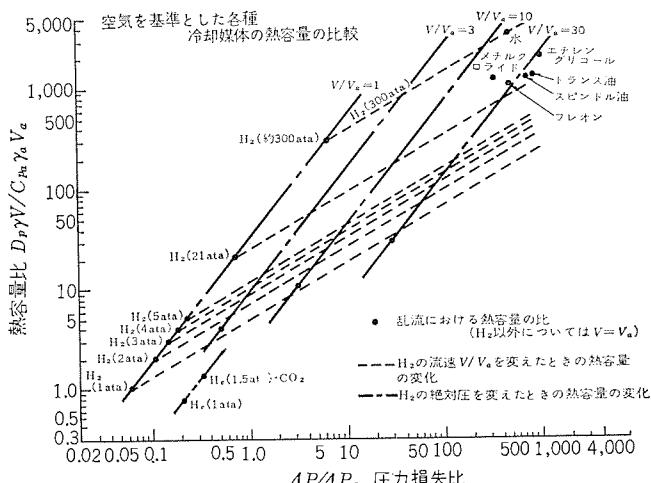


図 4.1 各種流体の熱容量と圧力損失の関係

Fig. 4.1 Relation between heat capacity and pressure drop for various fluids.

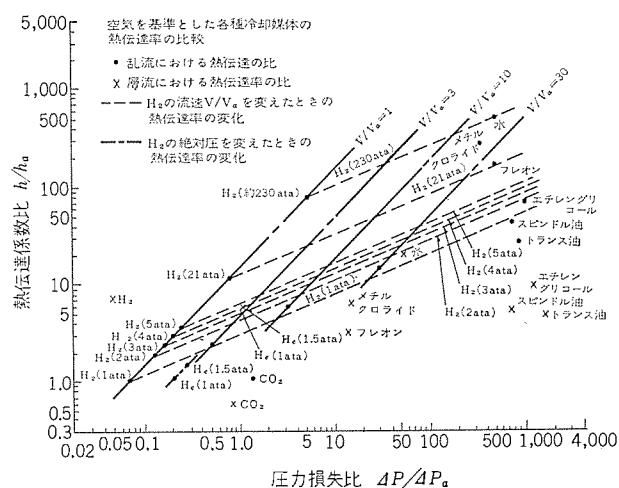


図 4.2 各種流体の熱伝達率と圧力損失の関係
 Fig. 4.2 Relation between heat transfer coefficient and pressure drop for various coolant.

$$\frac{\Delta P}{\Delta P_a} = \frac{\gamma}{\gamma_a} \times \frac{V}{V_a} \quad \dots \dots \dots \quad (4.5)$$

これらの式と表4.1の数値を用いて、大気圧の空気に対する比として、各種流体の熱容量と圧力損失の関係を図4.1に、各種流体の熱伝達率と圧力損失の関係を図4.2に示す。

両図における左端の鎖線は水素のガス圧を上昇させた場合の変化(流速同一の場合、すなわち $V=V_a$)であり、その他各点も付記の流体について $V=V_a$ の場合の値である。

左端の鎖線から分岐している点線は、 V/V_a を増加させた場合、すなわち、水素の流速を、ベースとしている大気圧空気の流速よりも大きとした場合の熱容量および熱伝達率の変化である。さらにわかりやすいように V/V_a の数値をパラメータとして、鎖線群を引いている。

この両図は表4.1よりも各種流体の冷却効果の比較をもっと具体的に説明している。

水素と水の冷却能力を比較した場合、たとえば図4.1で熱容量を比べてみよう。一般に水の場合の流速は2m/s位だが、空気や水素の場合は50~60m/s位の風速を採用するので、 $V/V_a=30$ の鎖線上で水と同じ熱容量比の点を求め、この点から点線群と平行線を引き左端の鎖線と交点を求め、その点の相当する H_2 ガス圧を見当つけば約100ataとなる。いいかえれば通常採用する流速範囲においては、 H_2 ガス圧100ataで水と同等の熱容量を与えることになる。熱伝達率についても同様にして、各種流体と H_2 の比較を行なうことができる。

両図において明らかなように、 H_2 はかなり高圧にせねば水と同等の冷却効果を与えない、実用範囲のガス圧を考えれば、水が最も良の冷却媒体であり、油は水と H_2 の中間に位することにある。しかし、上記は冷媒の性質のみの比較であり、実際に発電機に応用する場合には、液体には構造上の種々の制限と多くの付属品の必要性があり、構造問題や価格を加味した総合的比較においては、上記の差ははるかに縮まって、大容量機で初めて実用性が認められるようである。

4.4 固定子コイルの冷却

4.4.1 コイルつなぎ部冷却

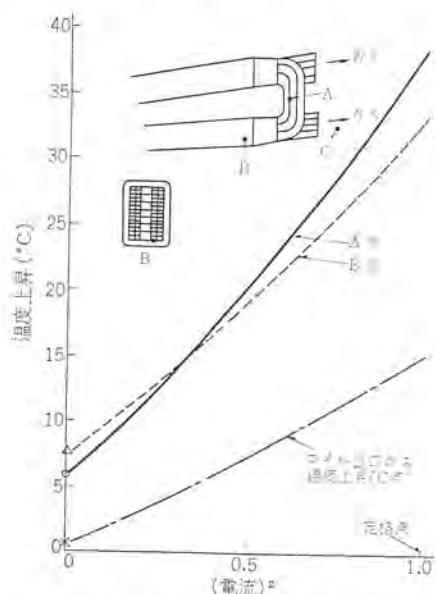


図4.3 内部冷却固定子コイル端部の温度一例
Fig. 4.3 Typical stator coil and temperature of inner-cooled generator.

現在の内部冷却固定子コイルでは、最高温度部分がガス出口側コイル端にあり、その部分の温度実測の一例を図4.3に示す。図中導体つなぎ部分に発生する銅損は自己自身の導体を伝導により伝わり、冷却管内水素ガスに伝達するので、A点が局部最高温度となる。運転にて監視される温度はコイル出口ガス温度(C点)のみであるが、AとCの差は図例では約25°Cあり、容量の大きなものほどこの温度差は大きい傾向にある。

この部分の特別の冷却法を講ずれば、C点の温度上昇は同一でもA点の温度上昇を減ずることになり、簡単に冷却効果を増加することになる。

実際に考えられるこの方法としては、つなぎ部分の絶縁を施さず裸にするのが最も簡単である。このまわりには水素ガスが流动しているので、つなぎ部分に発生する銅損はこの水素により直接奪われる。一方絶縁的見地からは、裸部分とフレーム構造物との空間距離を試験電圧に対するセン絡距離以上にとり、またコイル間のセン絡距離とコイル支持物表面を通る沿面距離も十分とらねばならない。同相内のコイルでは隣接コイル間の電圧が低くセン絡距離、沿面距離も十分であるが、他相コイルとの間では、セン絡距離、沿面距離ともに一般に不足するので、この距離を離す必要があり、したがって図4.4のように、上コイル下コイルとも各コイルのエンド部分の形状を変え、異相間で離し同相内では従来よりくっつけることになる。

4.4.2 2列ペントチューブ

図4.3においてB点はC点に比し約20°C高い。コイルの断面において導体内銅損の大部分は素線絶縁とペントチューブ絶縁を通り水素に奪われ、ごく一部は素線絶縁と主絶縁を通りコイルまわりの水素に逃げるが、この熱量は少ないので、図4.3のB点は導体内的最高温度に近接しているはずである。すなわちBとCの差20°Cには素線絶縁・ペントチューブ絶縁による温度差とチューブ内表面温度差が含まれ、この値は導体の幅が大きいほど、また大容量になるほど、大きくなる傾向があるので、素線絶縁による温度差の低下の手段も冷却効果の増大となる。

この手段としては図4.5のように2列のペントチューブを使用する方法がある。なおおのののペントチューブの両側の素線は一列ずつとし、レーベル転位はペントチューブをまたがって行なうようとする。現内部冷却に比べて各列のペントチューブの受け持つ銅損が

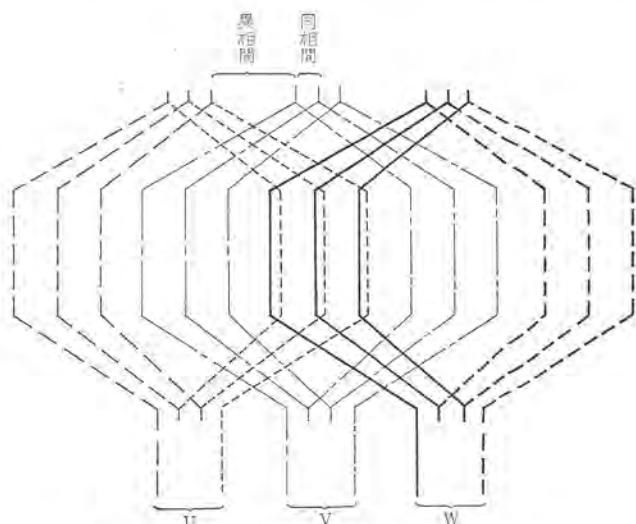


図4.4 固定子コイルつなぎ部冷却構造
Fig. 4.4 Construction of ventilated coil connection.

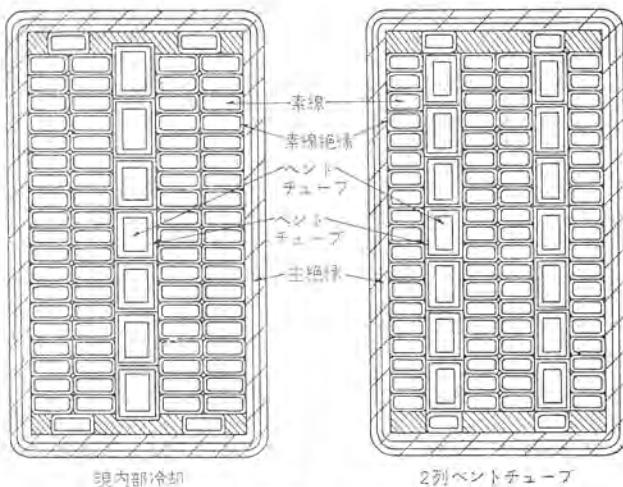


図 4.5 現内部冷却と 2列ペントチューブ
Fig. 4.5 Comparison of coil cross-section present inner-cool and double stacks of vent tubes.

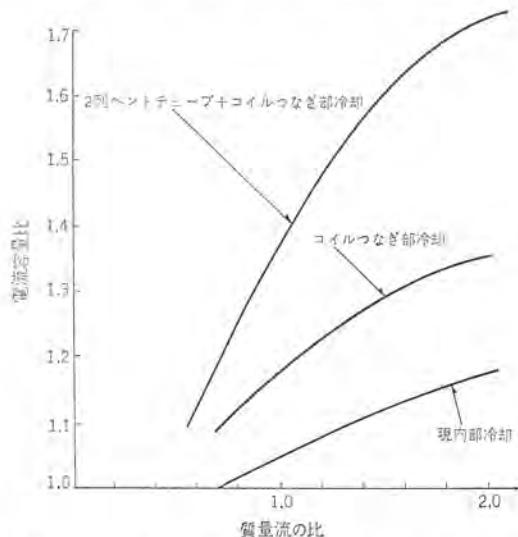


図 4.6 コイルつなぎ部冷却および 2列ペントチューブの冷却効果
Fig. 4.6 Cooling effect of ventilated end connection and double stacks of vent tubes.

1スロット内銅損の半分となり、また素線絶縁が幅方向の熱流に対して半分になるので素線絶縁による温度差は10°C程度の低下が見込まれる。

コイルつなぎ部冷却と2列ペントチューブの場合の現内部冷却に対する冷却効果の比較を図4.6に示す。

4.4.3 液体冷却(水冷却)

冷却媒体の比較で述べたように水が最良の冷却媒体である。将来の超大容量機の究極の冷却方式は水冷却となる。

当社は1962年以来水冷却についても開発研究を続け、長期間の腐食試験、つぎ手部分構造の研究、絶縁ホースの機能試験、モデルコイルの機能試験など一連の研究を行ない、とくに信頼度に対する各因子の影響を詳細に検討し、その製作態勢も整えているが、その方式の検討結果の一端を述べれば下記のとおりとなる。(図4.7はモデル水冷コイルの機能試験で、奥の方に見えるのが絶縁ホースである。)

水冷却での重要な要点として、冷媒最高温度は水の沸騰点100°C未満(一般には80°Cを採用)におさえることと、素線厚さが増加することによる素線内渦流損の増加を効率面および温度上昇面に十分考慮することがあげられる。



図 4.7 水冷却固定子コイルモデルテスト
Fig. 4.7 Functional test of water-cooled stator coils.

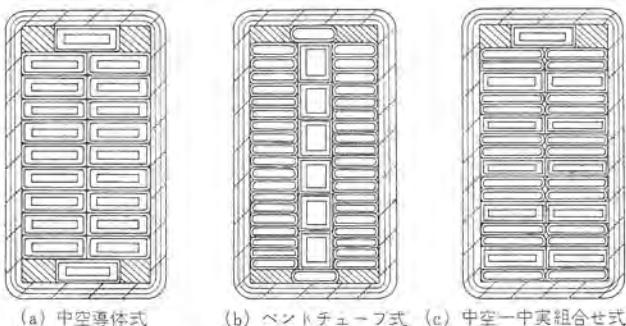


図 4.8 各種水冷却固定子コイル
Fig. 4.8 Comparison of various types of water cooled stator coils.

固定子コイル構造としてはつきの3種類があげられる。すなわち、

- (1) 中空導体式
- (2) ペントチューブ式
- (3) 中空一中実組合せ式(図4.8参照)

これらのおおのの特長は、

(a) 中空導体式では、熱損失が素線絶縁を介せず直接水に吸収されるから温度上昇は低い。しかし素線の厚さが大きいので、渦流損が非常に大きい。

(b) ペントチューブ式では素線の厚さを自由に小さくできるので、渦流損はいちじるしく小さくなり、また導体内温度上昇は130°Cまで許されうるので、素線絶縁での温度差が発生するという不利を補ってしまう。冷却効果と効率とを合わせ考慮した場合に、もっとも望ましい方式であるが、ペントチューブは両端または一端でチューブ間を絶縁する要があり、構造上機械的強度と気密さの点で製作にむずかしい点を含んでいる。

(c) 中空一中実組合せ式では温度上昇の点でも渦流損の点でも前二者の中間的性格を有している。この方式では中空素線が長い幅方向で中空素線に接しているので素線絶縁の温度差也非常に少ない。しかし、中空素線と中実素線は厚さを異にしているので、スロット内レーベル転位には特別の方法を必要とする。接手部分の構造では(a)と大差ないので、性能、製作面の問題を包括的に考え、700~1,000 MVA級ではもっとも適した方式であろう。

4.5 回転子コイル

現内部冷却の回転子通風では、冷却ガスは回転子両端部でコイル中にはいり、胴体中央部からギャップに排出され、コイルの両端部は別個に冷却されている。つまり1/2コイル長について考えれば、

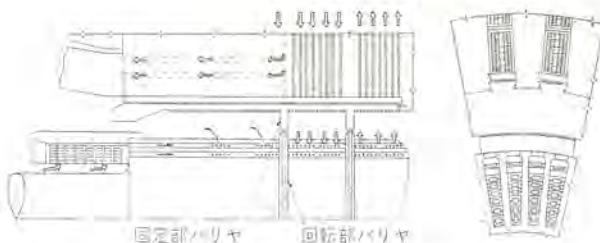


図 4.9 高圧ギャップ冷却回転子
Fig. 4.9 Pressurized gap rotor.

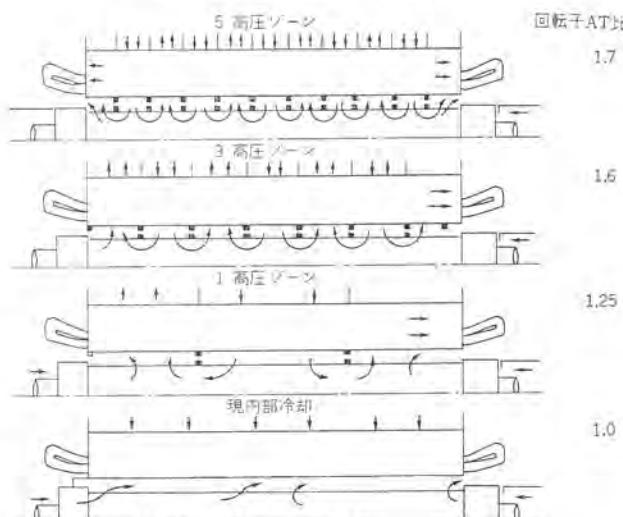


図 4.10 高圧ゾーン数と回転子ATとの関係
Fig. 4.10 Relation between pressurized zone numbers and rotor AT.

冷却回路としては 4 並列回路の構成である。しかし鉄心長の長い機械では、回転子コイル中の小さくて長い通風路にコイルの銅損を吸収するに十分な量の水素ガスを流すには、かなり高圧の軸流ブロワが必要である。

この冷却効果の改善には、冷却回路並列数の率加が望ましい。コイル直線部で並列回路数を増加するには、風の取り入れ取り出しをギャップで行なわねばならない。図 4.9 に示すような構造となる。すなわちギャップ部分は軸方向にいくつかのゾーンに仕切り、高圧ゾーンへの風はブロワ風圧をコア背部よりダクトを通して、ギャップにもたらし、コイル冷却後、ギャップ低圧ゾーンに出た風は、やはりダクトを通してコア背部に通す。ギャップ部分の仕切りのためのパリヤは回転部パリヤと固定部パリヤからなり、ロータそう入に支障ない程度の大きさのパリヤを回転子に焼めまして回転部パリヤとし、ロータそう入後固定部パリヤを鉄心端よりスロットを利用して取り付ける構造となる。回転部パリヤと固定部パリヤ間には振動やたわみに対して接触しない程度のスキを設ける要があり、これは高圧ゾーンから低圧ゾーンへの風の漏れとなるが、全体通風に対しては大きな影響はない。この方式を高圧ギャップ冷却と称する。

高圧ゾーンの数は、パリヤの数を増加することにより任意に定められるが、この数の多いほど冷却効果が良くなってくる。図 4.10 はゾーン数の変化による回転子 AT の増加の比率である。

回転子における水冷却の採用は、やはり究局点であるが、まだ研究すべき問題点が多く、ここでは触れない。

4.6 今後の大容量機の冷却方式

以上総合すると、今後の適用冷却方式として現内部冷却方式のほかに、固定子コイルにおけるつなぎ部冷却構造と 2 列ベントチューブ構造、回転子コイルにおける高圧ギャップ冷却などの新内部冷却方式があり、さらに固定子コイル水冷却方式もある。

表 4.2 各種冷却法と適用容量範囲

容 量	固 定 子 コ イ ル	回 転 子 コ イ ル
400~600 MVA	コイルつなぎ部冷却	現 内 部 冷 却
600 MVA 以上	コイルつなぎ部冷却 2列ベントチューブ	高 壓 ギ ャ ッ プ 冷 却
800 MVA 以上	水 冷 却	高 壓 ギ ャ ッ プ 冷 却

これらの適用基準を設ける場合には、単に冷却効果のみでなく、コスト・重量・効率・信頼度・運転保守を総合して決定せねばならないのはもちろんである。

つなぎ部冷却構造はもっとも簡単な冷却効果増大法であり、コストの点ではコイル本形の増加程度でこれは機械の寸法縮少で補って余りあり、運転保守としては従来と全く差がなく、容量の広い範囲にわたって採用できる方法である。しかし異相間の間隔を大きくするといつてもその限界があり、スロット数の多い機械には不適当であるので、基本設計と密接な関係がある。

2列ベントチューブ構造は、スロット幅が小さい所にはベントチューブ幅が小さくなりすぎ、400 MVA 級では得策でなく、これ以上の容量に適することになる。

高圧ギャップ冷却回転子は、組立に若干の手間を要するが、水素使用であるので、運転保守には現内部冷却と大差なく、将来的 600 MVA 級以上の大容量機に採用する考えである。

固定子コイル水冷却は高圧ギャップ冷却回転子と組合わせて、超大容量機に適しているよう。

これらをまとめると表 4.2 のようになる。
固定子コイル水冷却は発電機主要部分の寸法重量をもっとも小さくするが、配管が全部ステンレス鋼の必要があり、付属部品の価格などを含めると、現状では 800 MVA 級以上において適応点があるようである。しかし、さらに製作技術や構造の研究が進めばこれら適応点が下位の容量に移行することも十分期待される。また輸送条件など発電所の特殊事情によっても適応点は大きく左右されうることも付記したい。

原子力用 4 極機については、回転子冷却の問題はあまり過酷ではなく、700 MVA 級といえども、固定子コイルの新内部冷却採用のみで、回転子冷却には現内部冷却で十分である。

5. 発電機効率

コイル内部に冷却媒体の通路を設けてコイル中に発生する IR 損失を絶縁を介さず直接外部に取りざる直接冷却機では、冷却媒体の質量流を増加することによって冷却効果を飛躍的に増すことができる。したがって、電流密度を上げることによって、スロットの断面積と温度上昇を従来と同程度に保ったまま、回転子および固定子のアンペアターンを従来の数倍にまで増すことが可能となり、ひいては同一定格出力に対して鉄心長を減ずることができる。(式 3.1 と式 3.4 参照。鉄心の飽和を無視すれば回転子および固定子のアンペアターンは鉄心長には逆比例する)。また鉄心長を同一とすれば定格出力を数倍に増すことが可能である。

しかし、温度上昇が許容限度内におさまるからと言って同一体格のまま出力をどんどん増せば、コイル中に発生する IR 損失と漂遊負荷損は出力のほぼ 2 乗に比例して増加するから効率の低下を招く。したがって、大容量機の設計にあたっては冷却法を改善するのと同時に、各種損失を本質的に減少させる努力が必要で、実際の機械の体格は温度上昇よりもむしろ効率を従来の普通水素冷却機と同程度に維持することで制約される。

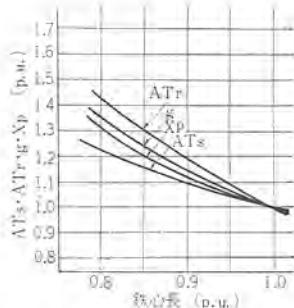


図 5.1 AT_s , AT_r , g および X_p と鉄心長の関係
Fig. 5.1 Relation between core length and $A T_s$, AT_r , g and X_p .

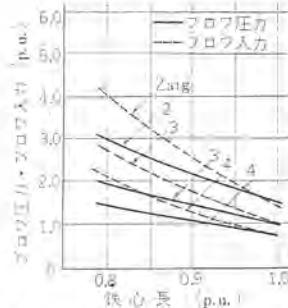


図 5.2 ブロウ圧力、ブロウ入力と鉄心長の関係
Fig. 5.2 Relation between core length and blower pressure and blower input.

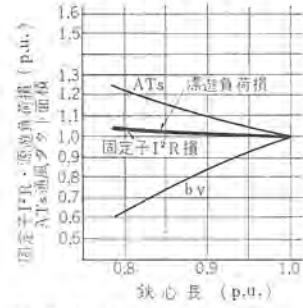


図 5.3 AT_s 通風ダクト面積, 固定子 I^2R 損, 漂遊負荷損と鉄心長の関係
Fig. 5.3 Relation between core length and $A T_s$ ventilation duct area, stator I^2R loss and stray loss.

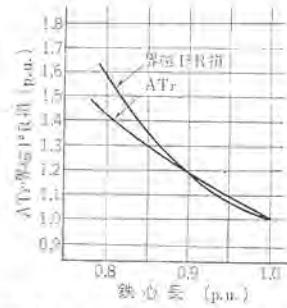


図 5.4 AT_r 界磁 I^2R 損と鉄心長の関係
Fig. 5.4 Relation between core length and $A T_r$ and field I^2R loss.

5.1 各種損失に対する鉄心長の影響

各種損失に対する鉄心長の影響を、0.85 PF, 0.64 SCR, 3,600 rpm の内部冷却発電機についての試算結果によって説明する、試算の基本的考え方は次のとおりである。

- (1) 回転子外形、回転子スロット数と断面寸法、回転子コイル断面寸法は同一とした。
- (2) 鉄心長を種々変化し、各ケースの固定子および回転子アンペアターンならびにギャップ長を求めた。
- (3) 上記各ケースの回転子アンペアターンに対して、回転子コイル温度上昇を一定に保つためのブロウ風圧を求めた。これは水素圧力 2, 3, 4 kg/cm² について行なった。
- (4) 固定子スロット数と寸法は同一とし、(3)の各種水素圧力とブロウ風圧において固定子コイル温度上昇を一定に保つに必要な固定子ベント寸法を決定した。

(5) 固定子鉄心外径における鉄心の振幅を基準値におさえるのに必要な鉄心背部の厚さを求め、外径を決定した。

(6) 以上の数値から各種損失を求め、全負荷での効率を計算した。

5.1.1 固定子および回転子アンペアターンとギャップ長

図 5.1 に固定子および回転子アンペアターン、ギャップ長、ならびにポーチエリアクタンス X_p と鉄心長の関係を示す。

固定子アンペアターンはほぼ正確に鉄心長に逆比例しているが、回転子アンペアターンは鉄心長が短くなるほどその逆比例以上に増加している。これは鉄心長が短くなれば、漏れリアクタンス全体に対する端部漏れリアクタンスの割合が増加するので、 X_p が図に示すように増加し、これに伴なって鉄心の飽和の影響が顕著に現われてくるからである。ギャップ長も固定子アンペアターンより急傾斜になっているが、これはフリンジングの影響による。

5.1.2 鉄損

磁束密度をほぼ同一としているので、鉄損は大体において鉄心長に比例するが、値そのものが小さいので鉄損の差の効率における影響は 0.02 % 程度にすぎない。

5.1.3 機械損

機械損は軸受損、回転子風損ならびにブロウ入力からなるが、軸受損はほぼ一定と考えてよく、また回転子風損は水素の絶対圧に比例して変わる。ブロウ圧力とブロウ入力は図 5.2 に示すとおりであるが、水素圧力を上げたほうがブロウ入力が少ないことがわかる。

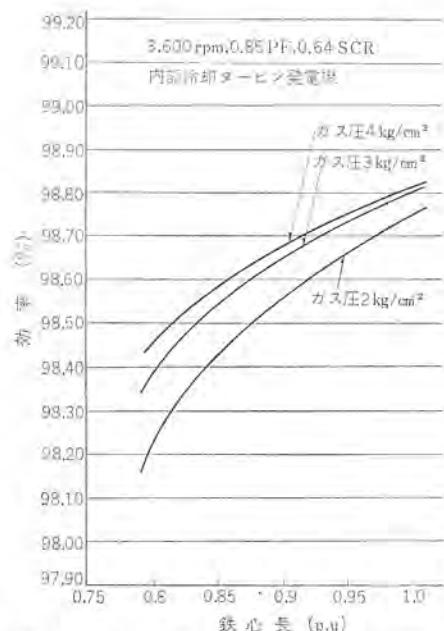


図 5.5 発電機効率と鉄心長の関係
Fig. 5.5 Generator efficiency vs. core length.

5.1.4 固定子 I^2R および漂遊負荷損

固定子アンペアターン、通風ダクト断面積、固定子 I^2R および漂遊負荷損の鉄心長による変化を図 5.3 に示す。固定子 I^2R は固定子アンペアターンの 2 乗ならびにコイルの平均長に比例するから、コイル断面積が同一なら鉄心長の短いほうが大きくなるはずであるが、通風ダクト断面積が少なくてすむので、鉄心長にはほとんど無関係で一定となる。漂遊負荷損は端部構造物中に発生する端部損失と、回転子表面損から成る。どちらも固定子アンペアターンの 2 乗に比例するが、表面損失はそのほかにギャップ長の影響を受けてギャップが大きければ減少するので、全体としては鉄心長の影響は少ない。

5.1.5 界磁 I^2R

界磁 I^2R は図 5.4 に示すように、回転子アンペアターンの 2 乗と回転子コイルの平均長(=鉄心長)に比例して変わる。

5.2 鉄心長による効率の変化

5.1 節で求めた各種損失から得られた全負荷効率を図 5.5 に示す。図で明らかのように、電気装荷を増して鉄心長を減少させるにしたがって効率は低下する。たとえば、基準鉄心長(1.0 p.u.)ではガス圧 3 kg/cm² で設計した場合の全負荷効率は 98.8 % 程度

であるが、鉄心長を20%切り詰めると効率は98.4%程度まで低下する。また、効率低下の傾向は鉄心長を短かくすればするほど激しくなり、鉄心長を基準値の84%以下にすれば効率は急速に98%を割ると推定される。

本図で注目すべきことは、高い水素ガス圧を選ぶほうが効率はよいという点で、これはロータ温度上昇一定という条件になるようガス圧上昇時はブロウ風圧を減じてブロウ入力を減ずるように計算しているからである。

5.3 全負荷効率の適正値

以上の検討では、便宜的に3,600 rpm, 0.85 PF, 0.64 SCRの内部冷却機を例にとっていた。

定格力率および短絡比がこれと異なる場合には、基準鉄心長を3章で述べたように変えれば、効率の鉄心長による変化の様子は図5.5に示したのとあまり違わない。

また、固定子コイル水冷却の場合でも、回転子コイルが水素ガスで冷却されている限り回転子アンペアーンは同一であるから、界磁I²R・鉄損・軸受損・回転子風損・漂遊負荷損は内部冷却の場合とほとんど変わらない。固定子I²Rはスロット寸法を同一とすれば、冷却効果がよい分だけ冷却ダクトの断面積を小さくできるから若干減少するが、固定子I²Rの全損失に対する割合がもともと小さいので、水冷却の採用による固定子I²Rの減少は効率に換算してせいぜい0.03%程度に過ぎない。ブロウ入力は固定子コイルへの風量が不要になっただけ減少し、これに代わる冷却水ポンプの入力はごくわずかであるので、その差も効率の改善に寄与するが、値としてはそれほど大きなものではない。結局、固定子コイルの水冷却による効率の改善は0.05~0.08%程度と算定され、鉄心長による効率変化の傾向は図5.5と大差ない。

したがって、効率の目標値をどこにおくかは冷却法の如何にかかわらず非常に重要な問題であって、それによって発電機の骨格が決まるといつても過言ではない。この問題は本質的には発電機の価格(体格)と運転費(効率)の和が最小になる点を求めることに帰着するが、図5.5で効率が急に下りはじめる98.5~98.6%の点が一つの妥当な線ではないかと考えられる。

6. 直接冷却タービン発電機の規格

わが国における同期機関係の規格としてはJEC 114(1964) 同期機とJEC 146(1960) 回転電気機械一般とがあるが、直接冷却タービン発電機については記載がない。

アメリカでは1965年7月に従来の同期機の規格ASA C 50・1-1955 Synchronous Machinesが改訂されて同期機一般、同期電動機、突極形同期発電機および同期調相機、円筒形同期発電機の4規格に分離された。最後のもの(ASA C 50・13-1965, Cylindrical Rotor Synchronous Generators)がタービン発電機の規格で、直接冷却機に関する事項を追加しており、そのほかにも発電機定格や短時間過電流耐量などに新しい考え方が含まれている。

1945年以降アメリカの技術の影響を強く受けってきたわが国のタービン発電機にも、最近になって独自の技術を生み出そうとする気運が見えはじめたが、JECで直接冷却機を対象とする新規格が制定されるまでは上記ASA規格がかなり参考になると思われる。IEC規格(Publication 34-1: Recommendations for Rotating Electrical Machinery)とともに要点を紹介する。

6.1 定格kVA

ASAによれば水素冷却機の定格kVAはその機械の最高水素

表6.1 間接水素冷却タービン発電機の温度および温度上昇の限度

規格	JEC 114(1964)			ASAC 50.13-1965			IEC 34-1				
	測定法	水素圧力(kg/cm ²)		測定法	水素圧力(psig)		測定法	水素圧力(kg/cm ²)			
部分		0.05	1		30	(130)		0.035	1	2	3
低温水素ガス温度(°C)	T	40	44	46	TD または T	46	T	40			
固定子巻線温度上昇(°C) 同上、ただし最高温度(°C)	ETD	80	70	60	ETD	45 (130)	ETD	80	75	70	65
回転子巻線温度上昇(°C) 同上、ただし最高温度(°C)	R	90	86	84	R	100 未満 79	MVA 満以 74	R	85		
絶縁に近接した鉄心などの温度上昇(°C)	T	80	76	74	T	64 (130)	49*	T	80		
スリップリング温度上昇	T	80			T	85		T	80		

* 適当な補正によって最高温度を推定する。

** 力率1.0付近または進相での運転時に、鉄心端部または端部構造中に発生する局部的高温部分については49°Cの代りに64°Cの温度上昇を認める。

表6.2 直接冷却タービン発電機の温度および温度上昇の限度

規格	ASA 50.13-1965			IEC 34-1			測定法	水	油	水	素
部分	TD または T	TD または T	TD または T	TD または T	TD または T	TD または T	TD または T	TD または T	TD または T	TD または T	TD または T
冷却媒体入口温度(°C)	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
固定子巻線最高温度(°C)	—	—	—	—	—	—	ETD	—	—	—	120
固定子巻線出口冷却媒体温度(°C) 同上、ただし温度上昇(°C)	TED または T	(100) 55~50*	(110) 65~60*	(110) 65~60*	TD	85		TD	85	110	
回転子巻線温度(°C) 同上、ただし温度上昇(°C)	R		(110)	(110)	R	1, 2 3, 4 6 8以上	100 105 110 115	TD または T	TD または T	TD または T	TD または T
絶縁に近接した鉄心などの温度(°C) 同上、ただし温度上昇(°C)	*		(130)	(130)	R	—	120	TD または T	TD または T	TD または T	TD または T
スリップリング温度(°C)	T	125		T	TD または T	TD または T	TD または T	TD または T	TD または T	TD または T	TD または T

* 適当な補正によって最高温度を推定しそれが130°Cをこえないものとする。

** 回転子全長における半径方向の水素出口部分の数。両端部に出口部分があるときは、片側を1個と数える。軸方向に向かいあって流れてきた二つの流れが共通の出口から排出されるときは2個と数える。

圧における値とし、温度や温度上昇限度はこの水素圧での値を記載せねばならない。最高水素圧の推奨値は(1)普通水素冷却機では30 psig、(2)直接冷却機では30, 45, 60, 75 psigのいずれかとなっている。

これは従来使用水素圧に応じて二重定格または三重定格となっていたものを、使用最高水素圧での定格だけに統一したもので、IECでは以前からこの方式を採用している。

6.2 温度上昇限度

普通水素冷却機のJEC, ASA, IECの比較を表6.1に、直接冷却機のASA, IECの比較を表6.2に示す。(ただしB種だけ抜粋した)。

直接冷却機の規格(表6.2)の特色は次のとおりである。

(1) ASAでは冷却媒体入口温度に5°Cの幅を認め、この範囲内であれば製作者が都合のよいように選択してよい。ただし、

温度上昇値をこれに応じて調整し全温度が括弧内の値をこえないようにする。

(2) 固定子巻線については、冷却媒体の出口での温度を測定する。

(3) 直接冷却機では進相運転時の鉄心端部の温度上昇をとくに規定せず、一律に 85~80°C としている。

6.3 短時間過電流耐量

ASA は短時間過電流耐量として新たに次の規定を設けている。

(1) 固定子および回転子巻線の耐量

時 間(秒)	10	30	60	120
電機子電流(%)	226	154	130	116
界磁電圧(%)	208	146	125	112

このような状態は 1 年に回 2 以上起こらないものとする。

なお、界磁電圧の基準値は定格負荷時の界磁電圧である。

(2) 不平衡事故に対する回転子の耐量

間接水素冷却機 $I_2^2 t \leq 30$

直接冷却機 $I_2^2 t \leq 10$

IEC では短時間過電流耐量として、定格電流の 150 %に対して 15 秒以上耐えることを規定している。

7. 最近の内部冷却機の構造上の特長

冷却法の進歩と関連した新内部冷却機の構造、とくに固定子コイルつなぎ部冷却、2列ペントチューブ、高圧ギャップ回転子ならびに水冷固定子コイルについては 4 章で詳述したが、最近の内部冷却機では以上のほかにも多数の新らしい構造を採用している。

ここでは、現在製作中の 2P, 530 MVA ならびに 4P, 400 MVA を例にとって、最近の構造上の進歩を簡単に紹介する。

7.1 関西電力 X プラント向け 530 MVA, 3,600 rpm

本機は昭和 40 年に運転を始めた関西電力姫路第二発電所向け 396 MVA を基礎にして設計した機械で、回転子外径、軸材、リテニングリング材の強度など基本的な点は同一であるが、その後の研究開発をとり入れて次のような点に新構造を採用する予定であ

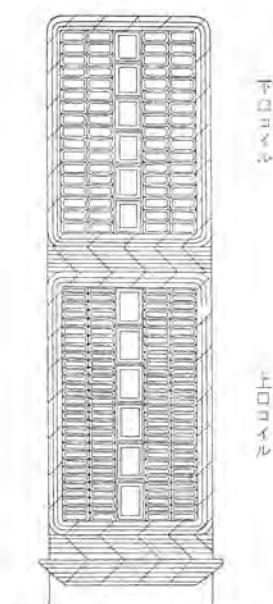


図 7.1 固定子コイル断面図
Fig. 7.1 Cross section of inner-cooled stator coil.

る。

(1) 固定子コイル

図 7.1 に示すように上口と下口コイルの高さを変え、素線厚さも異なるものを使用する。これはスロット漏れ磁束によって固定子導体中に生ずるうず電流損失が上口にかたより、上口コイルの温度上昇が高くなるのを防ぐためである。

スロット出口部分のコイル表面には耐熱性の新コロナ防止塗料を用いる。従来コイル端の水素ガス出入口に設けていたペントギャップは沿面距離を長くするとともに、作業中の不注意によるペントチューブの損傷を防ぐためのものであったが、適切な絶縁設計と作業管理によって不要となった。つなぎ部裸構造についても現在検討中である。

(2) 固定子鉄心とフレーム

固定子鉄心の振動などの機械的問題を詳細に検討した結果、396 MVA に比べて鉄心背部の厚さをかなり減少できる予定であり、これに伴なって、固定子フレームは一体構造とする。

(3) 固定子端部構造とリードボックス

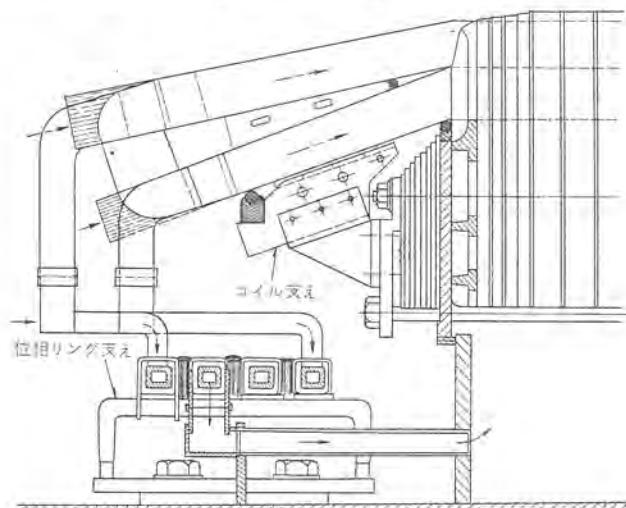


図 7.2 固定子端部構造
Fig. 7.2 Construction of stator ends.

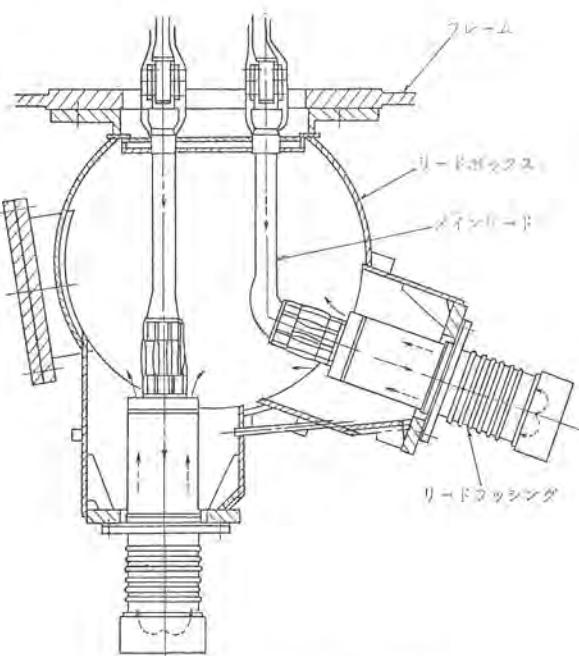


図 7.3 リードボックス構造
Fig. 7.3 Construction of lead box.

固定コイル端部の支持方法とリードブッシングの通風に、最近数台の発電機に実施して好結果を得ている新構造を採用する。図7.2および図7.3はその部分の断面図であるが、従来の構造と比べて簡単で丈夫になっている。

(4) 回転子

回転子コイルの冷却を改善するために、半径方向通風穴の形状を従来の円形から長円形に変える。またコイル端部の対地絶縁はこれまでコイル保持環の内径側に特殊な絶縁積層板を張りつけていたが、特別な方法で製作した絶縁リングをコイル保持環にはめる方式を最近開発した。これも数台の発電機に適用すみであり、530MVA機にも採用する。

(5) ダンパ軸受

スリップリングの軸方向長さが大きくなると、オーバハンジ構造では振動発生の可能性があるので、他端に特殊なダンパ軸受を置くことを考慮している。

7.2 関西電力美浜(原子力)発電所向 400 MVA, 1,800 rpm

本機はわが国で最初の本格的な原子力発電機であり、国産技術の成果を問われることになるので、戦前の4P大形機ならびに超高压電力研究所向けの4P短絡発電機の製作経験も十分に活用し、とくに慎重に計画している。

本機は4Pとしては最初の内部冷却機であるが、2P機とのおもな相異点は次のとおりである。

(1) 回転子

外径が2P機の約1.5倍となるので、軸材の荒削り重量が約90tという国内の記録品となる。しかし、回転数が小さいので機械的強度としては2P機よりかなり楽になり軸材製造上の問題は少ない。コイル保持環については外径は大きいが、当社ではこれより一段大きいリングを短絡発電機で使用した実績があるので容易に製作できる。

回転子外径の増加とともに回転子スロットの深さも大となるの

で、スロット形状は2P機と異なり外径に近いほうが平行で底部がテープのついた特殊な形である。このスロットを用いれば、回転子導体の種類が少なくてすみ、巻線作業も簡単になるという付加的な利点もある。

(2) 固定子

4P機では必要な磁束を通すための鉄心背部の厚さが2P機の半分以下となり、機械的にも鉄心の振動が小さいので、回転子外径が大きいにもかかわらず固定子鉄心外径は2P機とほぼ同程度に収まる。さらに、弾性ささえを設ける必要がないので固定子フレームは回転子と同心となり、フレーム外径は2P機よりも少し小さい。また、固定子コイル端部の長さも短くなるので、端部コイルの支持は2P機よりもはるかに容易である。

8. む す び

今後の大容量機においては、軸材の問題、輸送問題などから、容量当たりの重量は軽減する必要がある。この題目に対するは高効率、低短絡比の採用がもっとも合理的な方法であり、発電所個々の立地条件による安定度の検討とともに、海外における動勢を十分考慮し、事業用火力の合理化と進歩に協力したい。これには、冷却方式の比較検討も製作者側の最大項目であり、当社においても、各容量段階に応じて適応する種々の冷却方式の実験研究を重ねてきた。これらの製作態勢も整ってきたので、近い将来でのこれらの実現を期待するとともに火力技術界の進歩にも寄与したい。効率の問題は、全容量範囲にわたっての関心事であるので、その傾向についても付記した。これらが、発電所設計計画者の一助になれば、われわれの喜びである。

なお、当社の水冷却方式は、昭和37年以来、タービン発電機設計、工作関係者と中央研究所といちがんとなり研究を続けてきたものであり、本稿の一部はその恩恵をこうむっているので、誌面を借りて関係者一同に謝意を表したい。

大容量タービン発電機の機械的問題

今井 光*・大石 紀夫*

村上 晃**

Mechanical Problems on Large Turbine Generator

Kōbe Works

Hikaru IMAI・Norio OISHI

Central Research Laboratory

Akira MURAKAMI

Properties of rotor forgings for use on turbine generators, particularly the ductility, have been improved through recent advanced techniques as well as the use of proper chemical ingredients. The retaining rings are made of cold-worked Mn-Cr nonmagnetic alloy steel. There are three methods in fitting them. The one used by Mitsubishi has turned out the most excellent. Based on basic test results, laminated cores are built into one body. The construction of stator frames is an outcome of experiments conducted on plastic models. The rigidity of the stator cores against vibration is a little reduced from that of sheet steel itself on account of lamination. To hold the core a practice using leaf springs is the most effective. The critical speeds of rotors lower with the increase of generator capacities, but pose little problem. In four pole generators, flexible support of the core and cross slots of the rotor are found not necessary.

1. まえがき

タービン発電機の単機容量の増大は、冷却方法・温度に關係した電気的諸問題のほか、応力・振動など材料や構造に關係のある機械的な問題も同時に解決しなければ達成することが困難である。

本文ではまず回転子軸・コイル保持環など、発電機容量の増大に制限を与える重要材料についての最近の傾向を述べ、さらに固定子の構造、とくに積層鉄心の特性、固定子および回転子の振動についての問題点の概要を述べた。なお近く原子力発電所用4極発電機が国産されるが、その特殊性に関連した項目は適宜本文中の該当箇所で説明を加えた。軸受やブロウ、あるいは応力・疲労など強度上の問題については別の機会にゆずることにし、本文ではふれない。

2. 回転子軸

2.1 製造法と仕様

タービン発電機製作の歴史において、信頼できる最大の軸材が常にその時代の発電機の容量を制限する一つの因子になっている。それはタービン発電機の容量が、機械の体積（電気的に有効な部分の体積）と空ガキ（隙）の磁束密度・電気誘導・回転数の積に比例し、これらの中で、機械の体積は入手できる軸材の寸法および発電機の輸送の点で制限されるからである。

昭和8年ころ大形單一軸材の入手が困難なため、一時的に組立式4極回転子の時代があった。その後製鋼技術の進歩によって2極機による大容量化がすすみ、各種冷却方法の改善と相まって現在では單一軸材で2極1,000 MVA、4極1,250 MVAの発電機も製作可能になってきた。従来の大形軸材では、鋼材内部に種々の欠陥を生ずるガスの除去が重要な問題であり、そのため酸性平炉が用いられてきた。しかし昭和35年ころをさかにいて、とくに水素に対する脱ガス効果の大きい真空鋳造法（流滴脱ガス法）が全面的に採用されるようになり、また塩基性電気炉法との併用により、リン、イオウ分も少なくなった。

表 2.1 軸材の仕様

機械的性質	2極、3,600 rpm 156, 250 MW級		2極、3,600 rpm 325, 450 MW級	4極、1,800 rpm 350 MW級
引張強さ (kg/mm ²)	70以上		77以上	60以上
耐力 (kg/mm ²)	60~70		67~77	46以上
伸び (%)	17以上		15以上	20以上
絞り (%)	45以上		40以上	50以上
シャルビ衝撃値常温 (ft-lbs ²)	25以上		15以上	30以上
化学成分 (%)	C	0.29以下	0.31以下	0.25以下
	Ni	3.20以上	3.20以上	2.50以上
	Mo	0.20~0.60	0.30~0.70	0.20~0.50
	V	0.05~0.15	0.05~0.15	0.03~0.10

* 1 ft-lb=0.172 kg/cm²

表 2.2 大形軸材におけるリン、イオウ分の仕様値の変遷

年代	リン(%)	イオウ(%)	備考
昭和25年	0.05以下	0.05以下	酸性平炉
" 31 "	0.035 *	0.035 *	酸性平炉の場合
" 36 "	0.025 *	0.025 *	塩基性電気炉の場合
" 40 "	0.015 *	0.020 *	真空鋳造

最近さらに進んで真空脱酸法（二重脱ガス法）も一部採用され、FATT(注)の改善、偏析の減少などに効果が認められている。

最近の軸材仕様の例を表2.1、リン、イオウ分の仕様値の変遷を表2.2に示す。炭素は低温ゼイ(脆)性・磁気的性質のいずれにも有害があるので少ないことがのぞましく、一方炭素量の減少による強度の低下は他の成分たとえばニッケルなどで補なう傾向になってきており、降伏点には上限を設け、強度は設計上の必要最低限におさえ、伸び・絞り・FATTなどのジン(靭)性の向上に力をそそぐようにしている。参考までに国産で入手可能な軸材の最大は、重量105トン・最大径1.7m・長さ15m程度である。

(注) Fracture appearance transition temperature, 50%破壊率遷移温度、シャルビッヂVノック衝撃試験で破壊の50%が延性、50%がゼイ(脆)性を示す温度で、遷移温度の表示にもっとも広く使われる。

2.2 遷移温度

遷移温度の低いことはゼイ性破壊の可能性を少なくし、回転子の安全度を上げる一つの因子であるが、適当な化学成分の選択と新しい熱処理方法の採用により、最近では平均値が30°C以下となり、0°C程度のものも得られている。とくに軸材の熱処理に際し、オーステナイト組織からフェライト組織に変態させる温度を低くするほど、すなわち実際上冷却速度を早くするほど遷移温度は低くなる⁽¹⁾といわれているが、昭和33年ころから、それまでの空気焼入を噴霧焼入に改め、さらに最近は水焼入（水のジェット噴流による冷却）が採用されるようになっている。

2.3 過速度試験

回転子軸は完成後規格にしたがって15%あるいは20%の過速度試験を要求される。原子力用発電機では過速度の値がターピンの蒸気系統の設計により異なり、まれに30%程度を採用されている場合もあるので注意を要する。

3. コイル保持環

3.1 材料

コイル保持環はコイル端部の強大な遠心力をささえるために、回転中もっとも高い応力を受け、回転子軸とともに発電機の容量を制限する重要な部分である。普通の水素冷却機では、磁性鋼の保持環が用いられているが、内部冷却機では一般に電気装荷がさらに大きくなるため、漂遊負荷損を低減する目的で非磁性鋼の保持環を使用している。

非磁性鋼すなわちオーステナイト鋼は、熱間鍛造したままでは強度とくに耐力が著しく低く使用に耐えない。この材料は熱処理によっては強度を向上させることができない。耐力を上げるには、冷間加工による方法、析出硬化による方法の二つがあるが、前者のほうがとくに大型材に対して品質の安定性がよく、ターピン発電機には前者を使用している。最近の仕様の例を表3.1に示す。非磁性鋼はオーステナイト組織であるため、低温ゼイ（脆）化の傾向は少ないが、普通の強韌鋼に比べて切欠感受度が高い。Mn-Ni-Cr系の非磁性鋼保持環で通風穴の部分から破壊した事故が報ぜられているが⁽²⁾⁽³⁾、Mn-Ni-Cr系に比べMn-Cr系は応力腐食に対する感受度が低いと言われており⁽⁴⁾、わが社では後者の材料を使用している。また、Mn-Cr系であれば、通風孔があっても実用に供しうるのではないかと考えられるが、この点に関してはまだデータが不十分であるので、穴を設けない通風方式を採用し安全を期している。

表3.1 非磁性コイル保持環の仕様

	2極, 3,600 rpm 156, 250 MW 級	2極, 3,600 rpm 325, 450 MW 級	4極, 1,800 rpm 350 MW 級	
機械的性質	引張強さ (kg/mm ²)	102以上	105以上	88以上
	耐力 (kg/mm ²)	84*	91*	70*
	伸び (%)	20*	20*	25*
	収り (%)	35*	30*	40*
化学成分(%)	C	0.40~0.55	0.40~0.55	0.40~0.55
	Mn	16.0~20.0	16.0~20.0	16.0~20.0
	Cr	4.0~6.0	4.0~6.0	4.0~6.0
	Ni	2.0以下	2.0以下	2.0以下

さらにまた、加工された保持環は、規定の過速度運転状態で受ける応力と同等の応力を生ずる液圧によって内圧試験を行ない、安全性を確認している。なお発電機の起動停止や、周期的な過速による繰返し応力を模擬した、液圧による実物大保持環のストレスサイクリングテストも実施中であり、この種の塑性疲れの特性あるいは切欠きの影響などについて、設計上の基礎データを得つつある。

3.2 支持方法

保持環を軸に固定する方法は基本的に3種類にわけられる。

ターピン発電機発達の初期には、図3.1(a)のように、ハメアイ部1, 2, 3を固定して、保持環・エンドプレート・軸の3者を互いに固定する方法が用いられた。この場合のハメアイは、現在の焼バメ(嵌)のような強固なものでなかったので、回転子が大きくなると回転中に保持環が浮いて、振動の原因となるおそれが生じてきた。ところがハメアイ部すべてを強固に固定すると、回転子軸がたわむ際ボディ側とエンドプレート側の傾斜が異なるために、これらの部分に不具合を生じ、結局ボディ側またはエンドプレート側のいずれかを固定し、他端を自由にする構造(図3.1(b), (c))が採用されるようになった⁽⁵⁾。又連で図3.1(a)に属する構造(図3.2(a), (b))を使った同期調相機で、エンドプレートと軸の接觸面にフレッティングが発生する。⁽⁶⁾

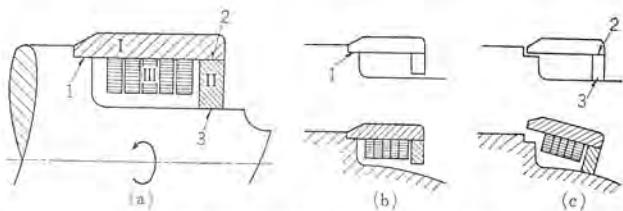
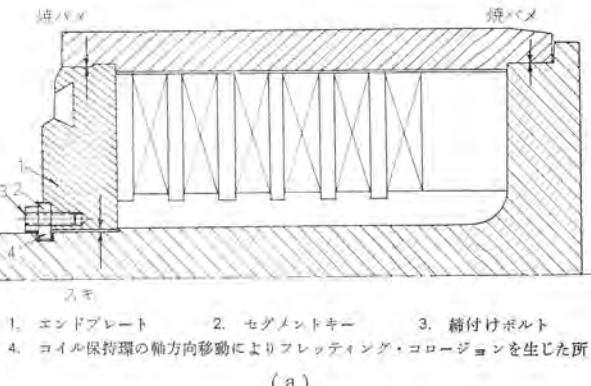
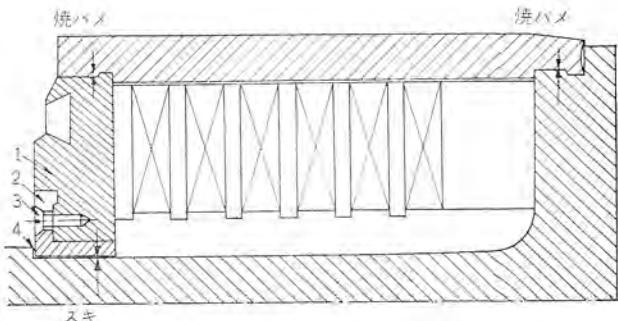


図3.1 コイル保持環の支持方法
Fig. 3.1 Various designs of retaining rings.



1. エンドプレート 2. セグメントキー 3. 締付けボルト
4. コイル保持環の軸方向移動によりフレッティング・コロージョンを生じた所
(a)



1. エンドプレート 2. エンドプレート押え 3. 締付けボルト
4. 軸方向のスキ、コイル保持環の軸方向移動により消滅してフレッティング
コロージョンを生じた 5. 取付け焼バメ
(b)

図3.2 コイル保持環構造(ソ連)
Fig. 3.2 Construction of a retaining ring (USSR).

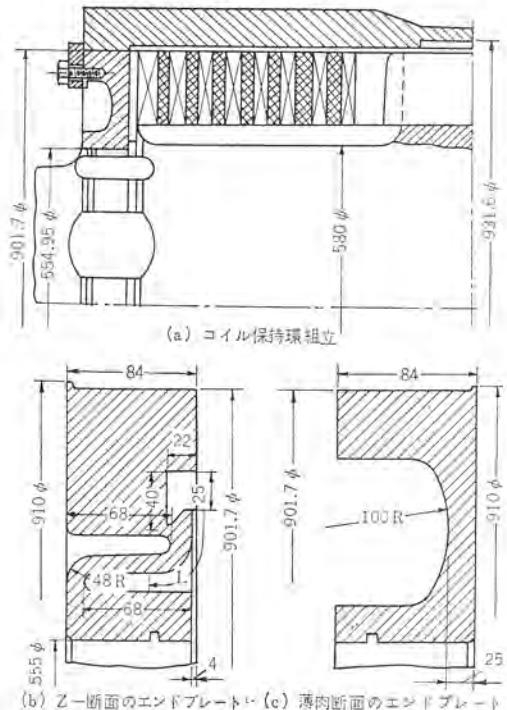


図 3.3 コイル保持環構造(ソ連)
Fig. 3.3 Retaining ring construction with flexible and plates (USSR).

イングコレーションを生じ、またボディ側の段付焼バメ部がすべて焼バメ面が圧壊した例が報告されている⁽⁶⁾。

図 3.1(c)は保持環をエンドプレート側で軸に固定する方法であるが、この方法は回転中にコイル端部と保持環が相対変位し、コイルの絶縁を破壊する欠点がある⁽⁷⁾。また発電機の不平衡負荷時、ダンパ電流がボディ側から保持環に流れる際、この部分の接触面圧が低いため過熱するおそれもある⁽⁸⁾。ダンパ電流によるハメイ面の破損を防ぐため、保持環とボディ間に絶縁物をそう入し、またコイル端部と保持環の相対変位を少なくするため、エンドプレートにタフミ性を持たせた構造例もある。図 3.3はソ連における 50 MW 級発電機の例で、Z形断面(b)と薄肉断面(c)のエンドプレートが示されているが、Z形断面にキ裂を生じたと報告されている⁽⁹⁾。この構造でもまた、コイル保持環とボディとの間の絶縁が次第に破壊する傾向があり、最近はソ連でもボディ側だけの焼バメに移りつつある⁽¹⁰⁾。

図 3.1(b)は保持環をボディ側のみで固定する方法で、エンドプレートは保持環にささえられ軸からは離れているため上記のような欠点はない。わが社の発電機の構造はこれに属し、昭和の初めころからほとんどすべての機械に適用して問題の発生は皆無である。

4. 固定子の構造

固定子の主要部は鉄心であるが、固定子フレームはこれを支持するとともに、さらに両端の軸受を介して回転子を保持し、また水素冷却発電機あるいは内部冷却発電機では機内の水素の気密耐圧容器を形成している。

4.1 積層鉄心の組立

鉄心はセグメント状のケイ素鋼板をコアボルトを案内として積層したのち、鉄心背部のスルーボルトとともに鉄心両端のクランプおよびフインガープレートを介して締付けられ一体化されている(図 4.1(a))。

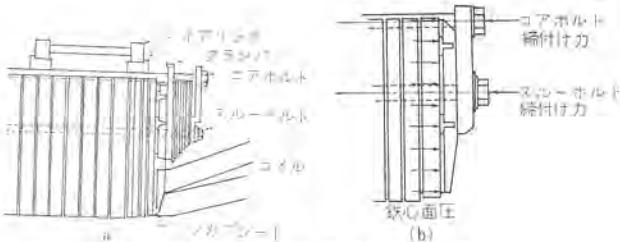


図 4.1 鉄心締付部構造
Fig. 4.1 Construction of clamping core.

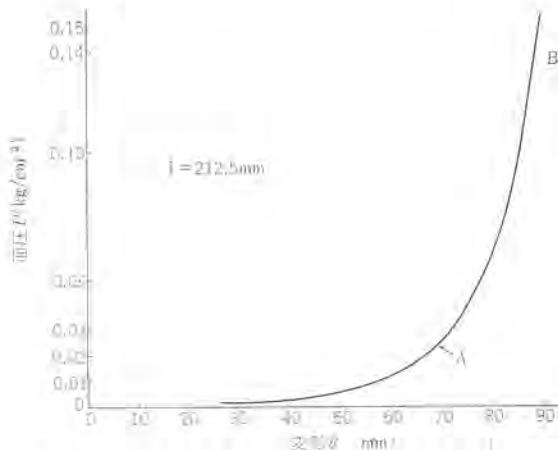


図 4.2 積層鉄心を積層方向に圧縮するときのヒズミと面圧の関係

Fig. 4.2 Relation of deformation with pressure of laminated core when compressed in axial direction.

参照)、4極機の場合は、鉄心の半径方向寸法が直徑に比べて小さいので、スルーボルトを省略してもさしつかえない。

固定子鉄心の締付に対しては、積層ケイ素鋼板の締付面圧に対する変形特性や剛性が重要な意義をもつ。積層鉄心を積層方向に圧縮したときの、ヒズミと圧縮応力(鉄心面圧)の関係を求めた結果は図 4.2 のようであり、この関係から面圧をある程度以上に高めても占積率はそれほど良くならないことがわかる。図 4.1(b)は鉄心の締付力の関係を示す原理図である。熱間圧延ケイ素鋼板 SO 9 F で作ったつぎ目なし円輪鉄心(鉄心 A と呼ぶ)および 4分割円輪鉄心(鉄心 B と呼ぶ)について、積層面に垂直な方向の圧縮タテ弾性係数・面内セン断弾性係数および面内タテ弾性係数を測定した結果を、それぞれ図 4.3, 4.4, 4.5 に示す。

鉄心 A および鉄心 B の測定値はいずれの場合でもほぼ等しく、また面に垂直な方向のタテ弾性係数・面内のセン断係数は、いずれも素材の弾性係数約 $2 \times 10^4 \text{ kg/cm}^2$ に比べてきわめて低く、しかも面圧により大きく変化していることがわかる。一方で内タテ弾性係数は素材のそれのほぼ 80% 程度で、測定の範囲内では面圧によってあまり顕著な変化はない。

この種弾性係数、とくに積層面に垂直な方向のタテ弾性係数や積層面内のセン断弾性係数は、ケイ素鋼板の種類、とくに熱間圧延鋼板であるか、冷間圧延鋼板であるかによって大いに異なり、鋼板の表面状況が大きな影響を有しているようである。圧延した帶状のケイ素鋼板は、板の幅の中央付近がごくわずかであるが厚くなっているのが普通であり、これをパンチングして積層すると、鉄心外周部および歯部にゆるみを生ずる傾向がある。したがって一定の積層厚さごとにフライを鉄心にはさみ込み、剛性の低下を防ぐようにしている。

スルーボルト、コアボルトには鉄心締付のための初引張力のほか、鉄

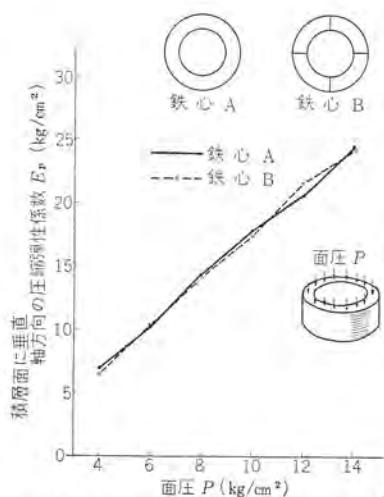


図 4.3 面圧と積層面に垂直な方向の圧縮弾性係数の関係
Fig. 4.3 Curves showing relation between axial modulus of elasticity in compression and plane pressure.

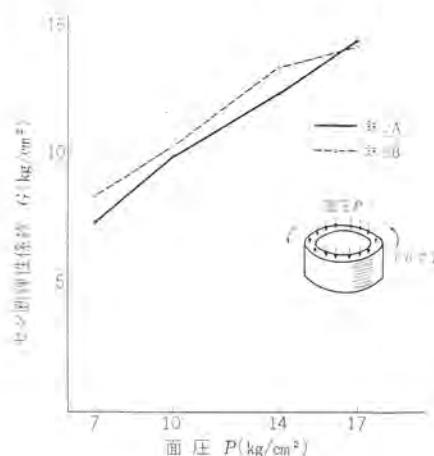


図 4.4 面圧とせん断弾性係数の関係
Fig. 4.4 Curves showing relation between modulus of elasticity in shear and plane pressure.

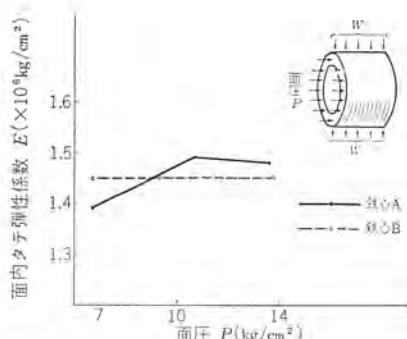


図 4.5 面圧と面内タテ弾性係数の関係
Fig. 4.5 Curves showing relation between modulus of elasticity in shear and plane pressure.

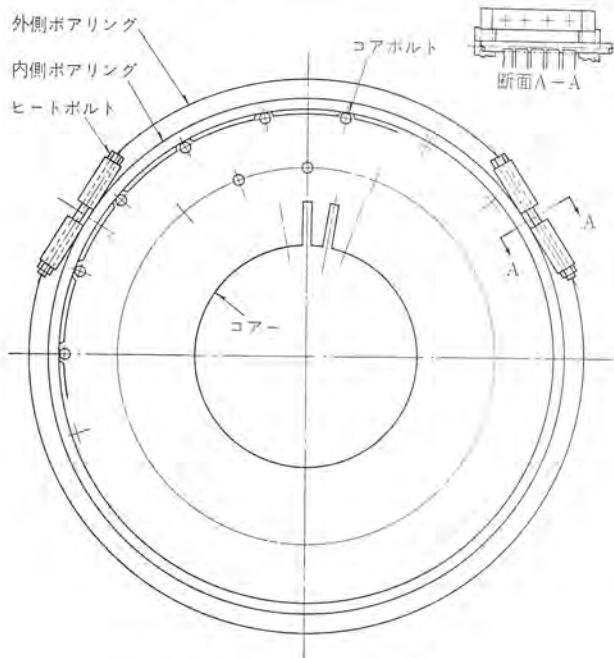


図 4.6 ボアリングの構造
Fig. 4.6 Construction of bore ring.

心重量による曲げ力が加わる。鉄心重量による荷重の一部は積層鉄心自身もせん断剛性で受持ち、ボルトは鉄心のバネ定数との比に相当するだけの重量を受持つことになる。鉄心の剛性を適当に考慮すれば、このようなボルトの曲げ応力もかなりよく予測することができる（付録）。

ボアリングは図 4.6 のように 2 重にし、外側を二つ割りにした構造を採用している。すなわち、全部の組立てが終わったあと、外側ボアリングをボルヒータを用いて一定力で締付け、ボアリングの軸力によってコアボルトを介して完全に鉄心をしめつけるよう配慮している。ボアリングに生ずる軸力は摩擦のため上下位置では 20~40% 減ずる傾向にあるが、十分タガハメの役目を果していると考えられる。

4.2 固定子フレームの強度

固定子フレームは圧力容器としても十分な強度を持つよう、最高使用ガス圧の 2 倍（内部冷却機では 8 kg/cm^2 ）、または大気圧の水素の爆発圧力 7 kg/cm^2 のいずれか高いほうの圧力で、各部の応力が材料の強度に対して十分な余裕を持つように設計しなけれ



図 4.7 プラスチック模型実験状況
Fig. 4.7 Appearance of plastics model.

ばならない。内圧により各部に生ずる応力を確かめるため、新設計機については従来からかならず水圧試験を実施し、抵抗線ヒズミ計、ダイヤルゲージなどを用いた測定を行なってきた。これらの関係を根本的に検討し、各部の寸法や構造の変化が強度上どのような効果を及ぼすかを系統的に調査するため、現在メタクリル樹脂製の 1/5 相似模型によるテストを実施中である。

図 4.7 は 156 MW 級発電機のスリップリング側模型で抵抗線ヒズミ計をはり付け、内部に空気圧を加えて応力測定を行なっている状況を示す。プラスチック材料のクリープ性、大きな熱膨張係数、および温度による弾性係数の変化などにゆらいする誤差を最小にとどめるため、実験は恒温室で行ない、ヒズミの測定は負荷後あるいは除荷後一定時間を保ってから行なうなどの注意を払っている。また抵抗線ヒズミ計をプラスチックにはり付けた場合の補強効果は、別途に実験してこれを補正している。このような注意を払っているため、測定値の再現性や荷重との直線性は良好で実機による測定結果ともよい対応を示している。

図 4.8 は上記模型について、同図に示すような外板の最上部の位置で、軸方向と円周方向のヒズミを測定した結果の一例を示す。この図から、軸方向応力は主として曲げ応力であり、一方円周方向については A 部では曲げ応力、B・C 部では軸応力が主体であることがわかる。すなわち A 部は四辺を固定された板の応力状態を示し、また B・C 部は有限薄肉円筒としての応力状態にあ

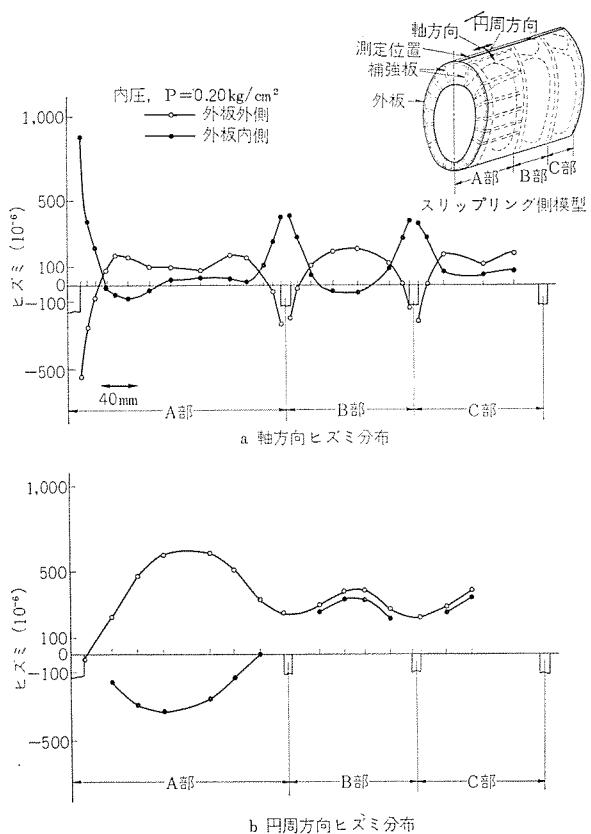


図 4.8 外板のヒズミ分布の一例
Fig. 4.8 Example of strain distribution on the outer plate.

ることがわかる。とくにA部は補強板との関係で構造を決定することの重要さを物語っている。

5. 固定子の振動

5.1 鉄心の振動

固定子鉄心は回転子の極中心方向に磁気吸引力をうけ、2極機では梢円形、4極機では菱形に変形する。磁気吸引力は正弦波の2乗の形で分布するから、磁極中心に集中した荷重と見なされる。

力 P で圧縮される円環(図 5.1)の直径の変化は、近似的に薄肉円環と考えると

$$\text{力と直角方向の直径の伸び } D_x = \frac{PR^3}{EI} \left(\frac{2}{\pi} - \frac{1}{2} \right)$$

$$\text{力の方向の直径の縮み } D_y = \frac{PR^3}{EI} \left(\frac{\pi}{4} - \frac{2}{\pi} \right)$$

ここで E : 積層鉄心のみかけのタテ弾性係数、 $K \times 2.1 \times 10^6 \text{ kg/cm}^2$

I : 鉄心の円環としての断面二次モーメント(鉄心

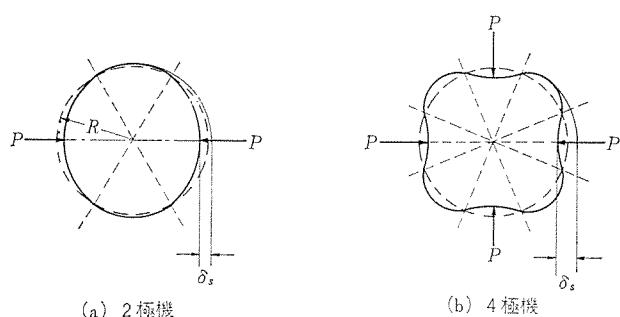


図 5.1 鉄心の変形
Fig. 5.1 Deformation of core.

背部の断面積で考える

R : 鉄心の円環としての中性軸半径

で求められる。ここに K は 4 章で述べたように、積層鉄心の積層面内の見かけのタテ弾性係数が鋼材の弾性係数より低いこと、厚肉円環を薄肉円環に近似したことなどにたいする補正係数である。 P の力が静的に加わるときの最大の半径と最小の半径の差を求めて見ると、2極機の場合

$$\delta_s = 0.143 \frac{PR^3}{EI}$$

となる。4極機について同様の計算を行なうと

$$\delta_s = 0.012 \frac{PR^3}{EI}$$

となり、2極機に比べ非常に小さいことがわかる。

2極機では、鉄心振幅を一定値以下に抑えるために、鉄心背部の寸法を電気的に必要な寸法以上に大きくとることが必要であるが、4極機では、磁束の通路として必要な最小の鉄心背部寸法を使っても振幅は十分小さい。

K の値は設計上問題の存するところであるが、コイルを入れないモデル鉄心について実測した結果、一例として 0.73 という値を得た。

数台の機械について鉄心の振幅を実測したが、得られた値はいずれも計算値の 60%~90% になった。この低下は歯部およびスロット中のコイルも鉄心の剛性に寄与するためと考えられ、さらに計算の正確を期するためにはこのような効果も考慮することが必要であろう。固有振動数の実測の一方法として、最近突発短絡試験時のオシロによって測る方法を試みつつある。

5.2 鉄心の弾性支持

前記のように、2極機の場合には鉄心の振動が大きくなるので、固定子鉄心を固定子フレームから絶縁するため弾性支持装置が用いられる。弾性支持装置は鉄心の振動を絶縁できるように、半径方向に弾性であると同時に、接線方向には鉄心重量を支持するだけの剛性を持たねばならない。

図 5.2 はわが社で用いている板バネ式、図 5.3 は他社で用いられているアクシアルバー式、図 5.4 は鉄心のダブティルキーにスリットを入れたソ連の例である⁽¹¹⁾。

弾性支持は、鉄心が薄肉の円環であれば中性軸半径の $4/3$ 倍の位置で行なえばよい⁽¹²⁾。すなわちこの点では、振動の成分は半径方向だけであり接線方向の成分は 0 になる。したがって鉄心の振動は半径方向に弾性をもった支持装置により吸収され、フレームに伝達されない。実際には鉄心は厚肉円環と考えなければならない。接線方向振幅が 0 になる点は中性軸半径の $4/3$ 倍より少し外側に移る。

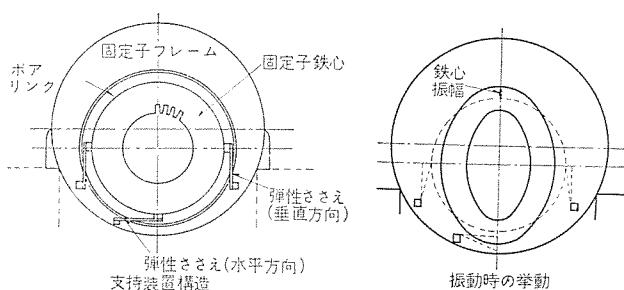


図 5.2 弾性支持装置(板バネ式)
Fig. 5.2 Flexible spring mounting system for 2-pole generators.

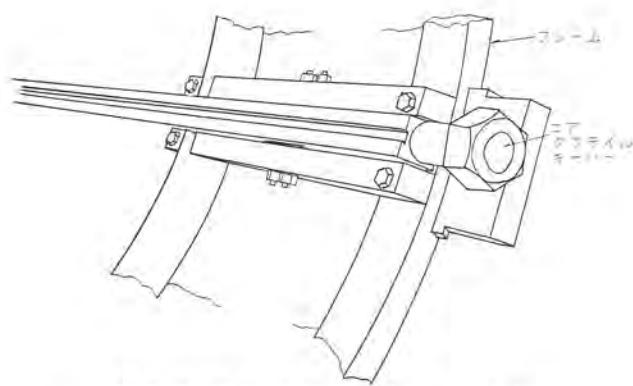


図 5.3 弾性支持装置（アクシアルバ式）
Fig. 5.3 Flexible mounting system-axial bar type.

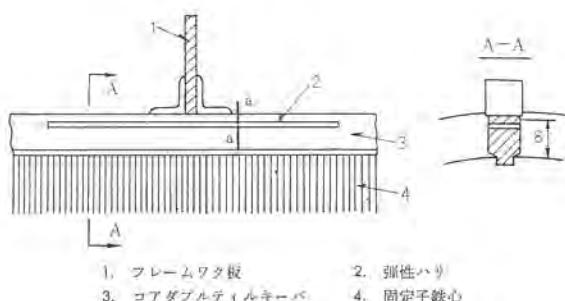


図 5.4 弾性支持装置（スリット式）
Fig. 5.4 Flexible mounting system with slits in core building bar.

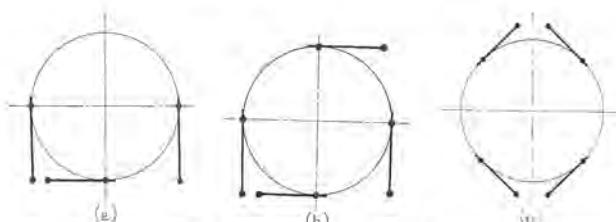


図 5.5 弾性ささえの配置
Fig. 5.5 Arrangement of spring support.

板バネによる弾性支持方法は構造が簡単であるうえ、輸送上の制限がある場合固定子フレームを内側と外側に分割し、別々に輸送して現地で組立てることができる利点がある。他の方法では鉄心を積む時点でダブティルキーをフレームに固定しておかねばならないので、固定子フレームを分割することができない。板バネの取付法には図5.5(a), (b), (c)のようなものがある。弾性支持板と固定子フレームとの結合点は、なるべく固定子フレームの基礎への取付部に近くすることが振動防止上必要である。したがって(a)の構造で、下側の水平支持板を組立の便宜上上側にもってくるといふようなことは、避けなければならない。(c)の方法は固定子フレームの剛性が大となり、基礎への振動伝達が大きくなる。

図5.2において板バネの鉄心側はコアボルトと一体になったボアリングに取付けられ、他端は固定子フレームに固定される。2枚の垂直のバネは鉄心の重量をささえ、水平の1枚は鉄心の位置を固定するとともに、短絡時のトルクに対して他の2枚のバネを助ける。ボアリングは前章で述べたような方法で強固に締付けているので、鉄心が長期の運転により枯れてもリングとの間にすきを生じない。図5.3, 5.4のような方法では、鉄心の枯れに対する予防処置をとれない欠点がある。

固定子フレームは内部には弾性支持板を介して鉄心をささえ、またその脚は基礎に取付けられている。実測の結果によれば、フレ

ムリングは鉄心に直接つながるので120 c/sあるいは100 c/sで振動するが、フレームリングと補強板に囲まれた外板は周囲固定の曲板として別個の振動を生じ、また固定子フレームは多少構造を変えてもその振幅はあまり変わらず、共振振動数のみ変化する傾向がある。また基礎への取付けを強固にすれば共振振動数は上昇する。これらの正確な値は計算で求めることは困難であるため、モデルテストなどにより実験的につかんでいくことが必要となる。

6. 回転子の振動

6.1 危険速度

材料の強度上回転子直径には制限があるため、発電機容量が増すと軸方向長さを増す必要があり、危険速度は次第に低下する傾向にある。発電機容量が250 MW程度をこすと、定格回転数が発電機単独の固有振動数の2次と3次の中間にくるのが普通であるが、最近の進んだ設計・工作および釣合の技術によって、とくに困難な問題は生じない。

図6.1は250 MW機について回転子ボディに1個の不釣合質量を仮定したときの、振幅一回転数の関係の計算値と実測値との比較を示す。計算に際して軸受の弾性係数と減衰係数は文献値⁽¹³⁾を用いた。軸受の弾性により危険速度が低下することはよく知られているが、この計算例では1次の危険速度はほとんど影響をうけていない。2次の危険速度は、計算では剛軸受を仮定した場合の86%に低下するが、実測値はそれほど低下していないことがわかる。なお同図に示す曲線の形は、不釣合の分布が変われば実測値・計算値とも変化することはもちろんである。

6.2 クロススロット

2極の発電機回転子はコイルを納めるスロットだけを切った状態では、磁極中心の方向の剛性が極間中心方向の剛性よりも高く振動の原因となるので、磁極中心にクロススロットを切って剛性を等しくするようにしている。(図6.2)。クロススロットを切った軸の磁極中心方向の剛性は次式で表わされる。

$$I_{x2} = I_0 - C_1(I_0 - I_{x0})$$

ここで I_{x2} : クロススロットを切った軸の磁極中心方向の剛性

I_0 : クロススロットを切らない軸の剛性

I_{x0} : 図6.2 b の断面が軸全長に続いているとしたとき(すなわち磁極部分すべて削りとっ

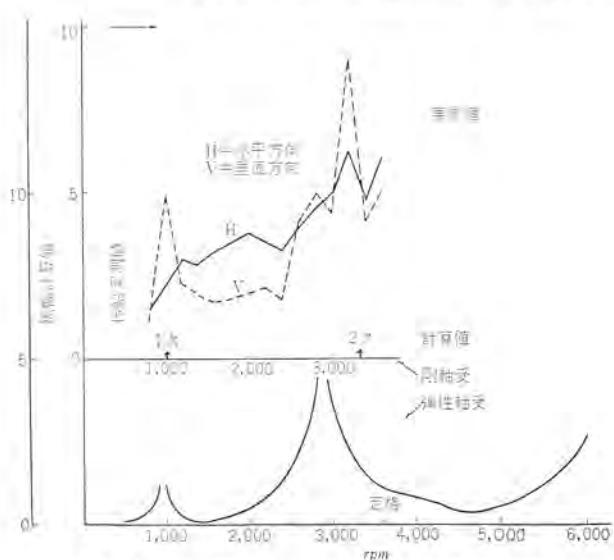


図 6.1 250 MW ターピン発電機の危険速度
Fig. 6.1 Critical speed of 250 MW turbine generator.

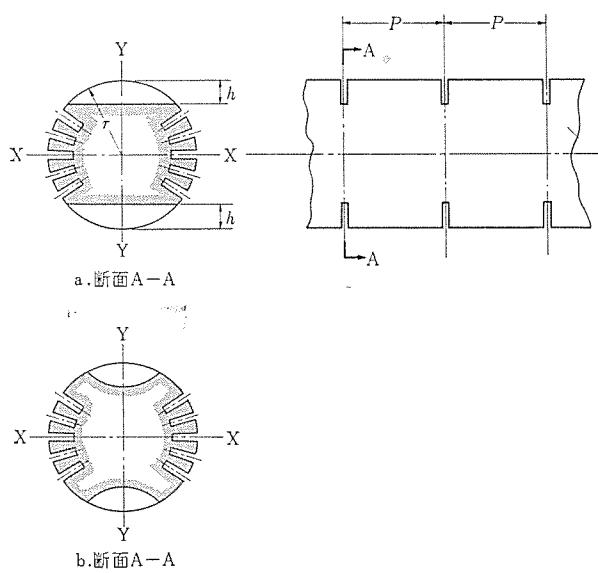


図 6.2 クロススロット
Fig. 6.2 Cross slot.

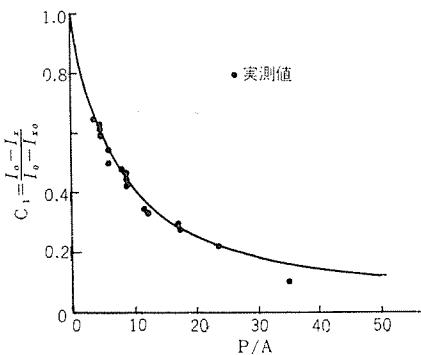


図 6.3 C1 曲線
Fig. 6.3 Coefficient C1 (test value)

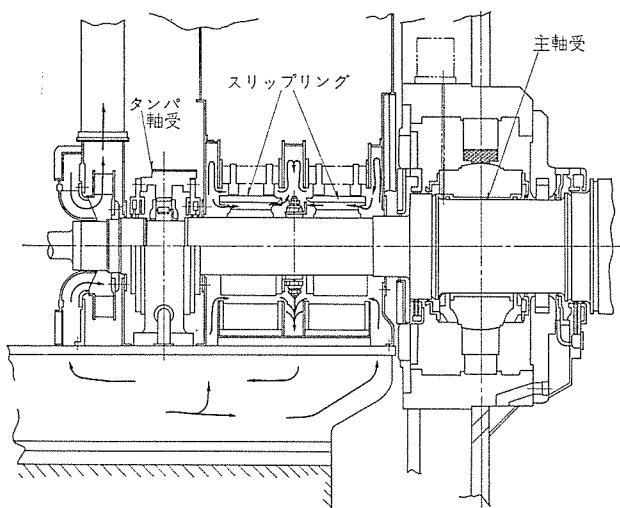


図 6.4 スリップリングオーバハンプ
Fig. 6.4 Damper bearing on overhung slip ring.

てしまつたとき) の磁極中心方向の剛性係数 C_1 は実測によれば図 6.3 のようである⁽¹⁴⁾。図において h : スロットの深さ、実際のスロットの形状(図 6.2, b)と同じ剛性を持つ図 6.2, a におけるときの深さで表わす
 P : スロットのピッチ
4 極の発電機回転子では、クロススロットを切る必要がない。すなわち 4 極の場合は、図形の対称性より $I_x = I_y$ であるから、 x 軸

から任意の角度 θ だけ回転した位置についての I_θ も、 $I_\theta = I_x \cos^2 \theta + I_y \sin \theta = I_x$ となり、すべての方向について剛性が等しくなるためである。

6.3 オーバハンプ

発電機の容量が大きくなるにつれ、励磁電流、したがってブラシの数がふえスリップリングの寸法・重量とも増大してくる。このような場合に、スリップリング部をオーバハンプ構造のままにしておくと振動が過大になるおそれがあり、図 6.4 のようにスリップリング軸の先にダンパー軸受を設けるなどの注意が必要になってくる。

7. む す び

大容量タービン発電機の機械的問題について概略を述べたが、要約すればつぎのとおりである。

(1) 回転子軸材は大形化につれて水焼入が採用されるようになり、また一部には真空脱酸法などの進んだ製造法も適用され、品質の改善、したがって大容量機の安全性の向上に貢献している。

(2) 非磁性コイル保持環は、応力腐食に対する感度の低い Mn-Cr 鋼の冷間加工したものを用い、通風穴を設けなくてよい構造にしている。またその支持法はとくに大容量機に適したボディ側支持法を 40 年ちかい昔から採用している。

(3) 鉄心の締付けには鉄心全面にわたり均一に締付けることのできる方式を用い、また鉄心が枯れてもコアボルトやボアリングとの間がすかない特殊な構造としている。

(4) 鉄心の弾性支持方法は工作が簡単で、とくに大容量機の分割フレームに適用できる板バネ式を採用している。

(5) 250 MW 程度以上では、定格回転数が発電機単独の回転子固有振動数の 2 次と 3 次の中間にくるが、とくに問題はない。

(6) スリップリング軸のオーバハンプが長くなると、他端に特殊なダンパー軸受を設けることを考慮している。

(7) 4 極機では鉄心の弾性支持および回転子のクロススロットは不要である。

なお本文中に触れたコイル保持環材のストレスサイクリングテスト、固定子フレームのモデルテスト、鉄心振動テストなどいずれも現在なお続行中であり、終了次第報告の予定である。

おわりに、論文作成にあたり協力いただいた中央研究所開発部のかたがたに謝意を表し、むすびとしたい。

参 考 文 献

- B. Cira, P. Jubb : Journal of the Iron and Steel Institute, Dec., p. 329 (1959)
- O. Lissner : ASEA Journal, No. 5 (1957), 機械の損害 No. 2, p. 48 (1960)
- Sir Claude D. Gibbs : Proc. I. M. E., vol. 169, No. 29, p. 511 (1955)
- R. A. Baudry, G. D. Cooper : Trans. ASME, Journal of Basic Engineering, March, p. 245 (1965)
- S. L. Henderson, C. R. Soderberg : Trans. AIEE, vol. 47, April, p. 549 (1928)
- Ю. И. Азбуки : Электрические Станции, Май, p. 83 (1964)
- W. Kellenberger : BBC Review, March p. 113 (1958)
- E. I. King, J. W. Batchelor : Trans. AIEE, Feb., p. 121 (1965)

- (9) В. М. Надточий, Е. В. Рябов : Электрические Станции, Июнь, p. 45 (1965)
- (10) M. P. Kostenko et al. : CIGRE report, No. 140 (1966)
- (11) В. М. Фридман et al. : Электротехника, No. 10 p. 47 (1963)
- (12) 特許 第 207065
- (13) A. C. Hagg, G. O. Sankey : Trans. ASME, J. Appl. Mech., March, p. 141 (1958)
- (14) 井上 : 電気学会論文集, No. 3, p. 36 (1941)

〔付 録〕

鉄心の自重による変形を計算し、実測値と比較した。
鉄心はコアボルトを垂直に立てた状態で積層され締付けられるが、これを通常の使用時のように水平に倒した状態では、鉄心の重量はボアリングから弾性支持構造を通じて固定子フレームに伝えられる。(図 5.2 参照)

ボアリングは軸方向にある間隔を置いて配置されているので、リングとリングの中間ではコアボルトが鉄心重量の一部を支持することになる。

(1) もし鉄心にまったく剛性がないとすれば、鉄心の重量は等分布荷重としてコアボルトに加わる。すべてのボルトが平等に荷重を受持つとすれば、ボルトの応力およびスパン中央のタツミは、

$$\sigma(\text{両端}) = \frac{8l^2q}{3\pi d^3 n}$$

$$\sigma(\text{中央}) = \frac{4l^2q}{3\pi d^3 n}$$

$$\delta_B(\text{中央}) = \frac{l^4 q}{6\pi E d^4 n}$$

ここで l : コアボルトのスパンすなわちボアリング間距離

d : コアボルト直径

E : コアボルトタテ弾性係数

q : 単位長さあたりの総重量

$$q = \frac{\pi}{4} (D_0^2 - D_i^2) \gamma$$

D_0 : 鉄心外径

D_i : 鉄心内径

γ : 積層鉄心の見かけの比重量

n : コアボルトの本数

応力実測を行なった機械の寸法については

$$\sigma(\text{中央}) = 1.1 \text{ kg/mm}^2$$

$$\sigma(\text{両端}) = 2.1 \text{ kg/mm}^2$$

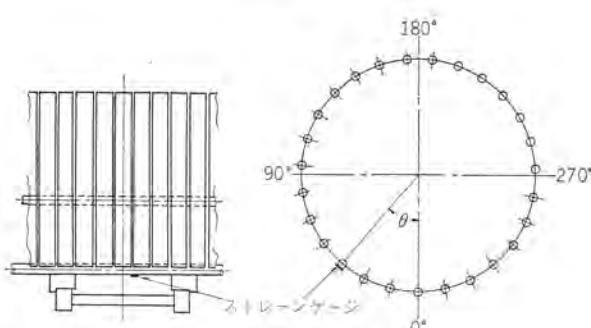
であり、したがってスパン中央でのヒズミは

$$\varepsilon = \frac{\sigma(\text{中央})}{E} = \frac{1.1}{2 \times 10^{-4}} = 55 \times 10^{-6}$$

となり実測値 15×10^{-6} よりかなり大きい。

(2) コアボルトがまったくないと仮定した場合、鉄心のタツミはスパンが直径に比べて小さいのでセン断変形のみで考え、曲げ変形は無視してよい。コア自重によるセン断変形は、スパンの中央において

$$\delta_c = \frac{\alpha l^2 q}{8AG}$$



付図 1 コアボルト応力測定
Fig. 1 Stress measurement of core bolts.

ここで α : 最大セン断応力の平均セン断応力に対する比
円輪の場合

$$\alpha = \frac{4(D_0^2 + D_i D_0 + D_i^2)}{3(D_0^2 + D_i^2)} = 1.82$$

A : 断面積

$$A = \frac{\pi}{4} (D_0^2 - D_i^2)$$

G : セン断弾性係数、図 4.4 より約 $1,500 \text{ kg/cm}^2$

(3) 鉄心の重量をコアボルトと鉄心剛性の両方でさえるときの計算は次のようになる。

簡単のために鉄心のセン断変形による中央のタツミ δ_c 、コアボルトの中央のタツミに等しいとし、コアボルトには等分布荷重が加わるとする。鉄心とコアボルトのバネ定数の比を $K_C : K_B$ とし、その割合で鉄心重量を分担するとすれば

$$K_C + K_B = 1$$

$$\delta_C K_C = \delta_B K_B$$

実際の機械の寸法について

$$K_C = 0.61 \quad K_B = 0.39$$

したがってコアボルトのスパン中央のヒズミは

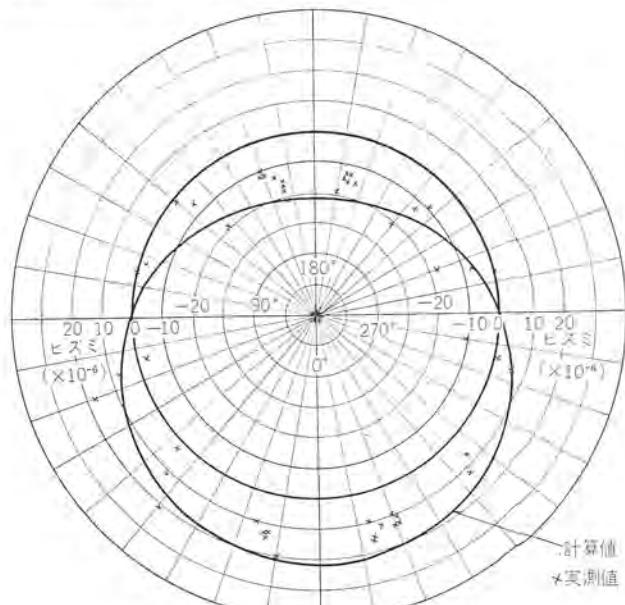
$$\varepsilon = 0.39 \times 55 \times 10^{-6} = 22 \times 10^{-6}$$

これは実測値より少し大きいが十分一致しており、上記の仮定が正しいことがわかる。

実測は固定子フレームに鉄心を組込んだ状態で、コアボルト背部に抵抗線ヒズミ計をはり付け、フレーム両端のブラケット部を支持して 360° 回転させておこなった。(付図 1 参照) 付図 2 の測定値において、鉄心荷重のかかっていない真の 0 点という値は不明であるが、 $\theta = 90^\circ$ のときは鉄心荷重が加わっても抵抗線ヒズミ計のヒズミが 0 になるはずであるので、この位置での測定値を 0 として整理してある。図中計算値とあるのは

$$\varepsilon_0 = \varepsilon \cos \theta \quad \varepsilon = 22 \times 10^{-6}$$

を記入したものである。



付図 2 鉄心自重によるコアボルト応力
Fig. 2 Bending stress of core bolts.

大容量タービン発電機運転上の諸問題

鈴木文夫*・伊藤宏幸*・速水和夫*

Various Problems in Operating Large Turbine Generators

Kōbe Works Fumio SUZUKI・Hiroyuki ITO・Kazuo HAYAMI

With the increase of electric power demand, it has become inevitable to build much larger turbine generators. This has brought about the introduction of hydrogen gas or liquid as a cooling medium of the machine. Together with this new cooling method, electric and magnetic load have been made heavier so that enlargement of the capacities is possible for the same structure. The employment of hydrogen gas, however, necessitates a seal oil set, and higher electric and magnetic load sometimes lead to the lowering of the permissible limit during abnormal operation. Furthermore, as a result of increase in current capacity, multi-parallel brushes come to be used and a new type construction causes a new problem of vibration. Based on successful manufacture of nearly fifty hydrogen and inner cooled generators, general discussion is made herein on the problems given above.

1. まえがき

近年、わが国の電力業界も火主水從に移行して、火力発電が基底負荷にならうようになり、タービン発電機の大容量化が急速に推進されてきた。単一軸材製作限度や限度内軸材による可能出力増大の問題を解決するため、冷却媒体として空気代わり水素ガスを採用するとともに、内部冷却方式により電気および磁気装荷を高くして発電機容量の大幅な増加をめざしてきた。

水素ガスの導入は発電機軸受部からのガス漏れを防止する密封装置の必要を生じ、水素ガスの諸性質を十分理解することはもちろん、密封装置やその付属機器の保守が重要課題となつた。

一方、電気および磁気装荷の増加は各部熱容量の相対的減少を招來し、異常運転時には従来の機器に比べて過酷な条件にさらされることになるから、そのような状態での運転許容限界をより明確につかむ必要が生じてきた。さらに、励磁容量の増大に伴なう多並列ブラシの採用はブラシ特性に対するいっそうの理解を必要とするようになった。これら一連の新構造採用は新しい振動の問題を誘発する可能性もある。

わが社ではすでに多数の水素および内部冷却機を製作納入しており、その豊富な経験をもとに検討を重ね、種々の問題点を究明してきた。

そこで内部冷却タービン発電機を中心にして、

- (1) 密封装置
- (2) 振動
- (3) ブラシ

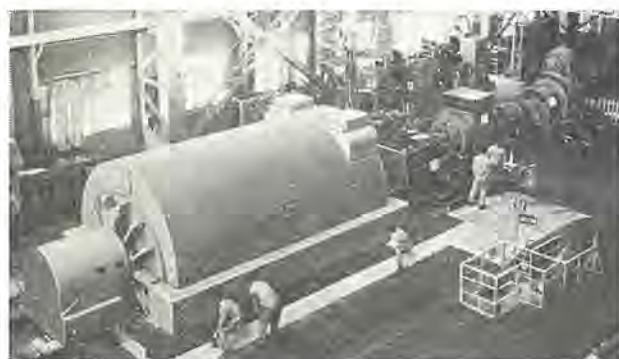


図 1.1 工場試験中の内部冷却タービン発電機
Fig. 1.1 Inner cooled turbine generator under factory test.

(4) 定常運転時の温度上昇

(5) 異常運転時の諸問題

を紹介する。

2. 内部冷却機（複流形密封方式使用）の純度低下

機内の純度低下は水素側の密封油に空気側の密封油が混入することによって起こるが、正常な運転状態でもわずかの混入は避けられない。純度低下は、この混入量と水素の漏れ量とに関係し、混入量に対する機内純度維持に必要な水素補給量が漏れ量より多ければ、機内圧力一定で運転した場合純度は低下している。したがって機内純度が低下する場合は、次に述べる項目をチェックすると同時に日常の水素補給量も考え、異常な純度低下であるかどうかを検討しなければならない。

2.1 密封油混入の原因

(1) 密封器部における空気側と水素側密封油圧力差によるもの

これは均圧弁（図 2.1 参照）の調整不良によるか、あるいは均圧弁の制御限界をこえた流量増大によるものである。均圧弁はスプリングにより ± 5 cm 水柱の範囲内で調整できるが、流量増大によるものは密封器 2 間の修正を必要とする。圧力差による混入量は次式によって求められるが、運転上からは圧力差が 3 cm 水柱以内であれば問題はない。

$$Q_{in} = 4.9 \times \frac{PC\delta^3}{\mu L} (l/min) \quad (2.1)$$

P : 空気側・水素側の密封油圧力差 (cmAq)

C : 軸ケイ(頸)の周長 (cm)

δ : 密封部の半径 2 間 (cm)

μ : 油の粘度 (P)

L : 密封部における水素側と空気側との距離 (cm)

Q_{in} : 片側密封器における混入量 (l/min)

(2) 差圧計平衡バルブ開によるもの

差圧計平衡バルブ（図 2.1 参照）は常時閉であるが、これをあやまって開いておれば均圧弁は動作しなくなり、混入の原因となる。

(3) 差圧・補給調整弁の上部ベローズの破損によるもの

差圧・補給調整弁の上部ベローズが破損すると、ベローズ内側の空気側密封油が水素側密封油に混入する。これが生ずれば作動圧力

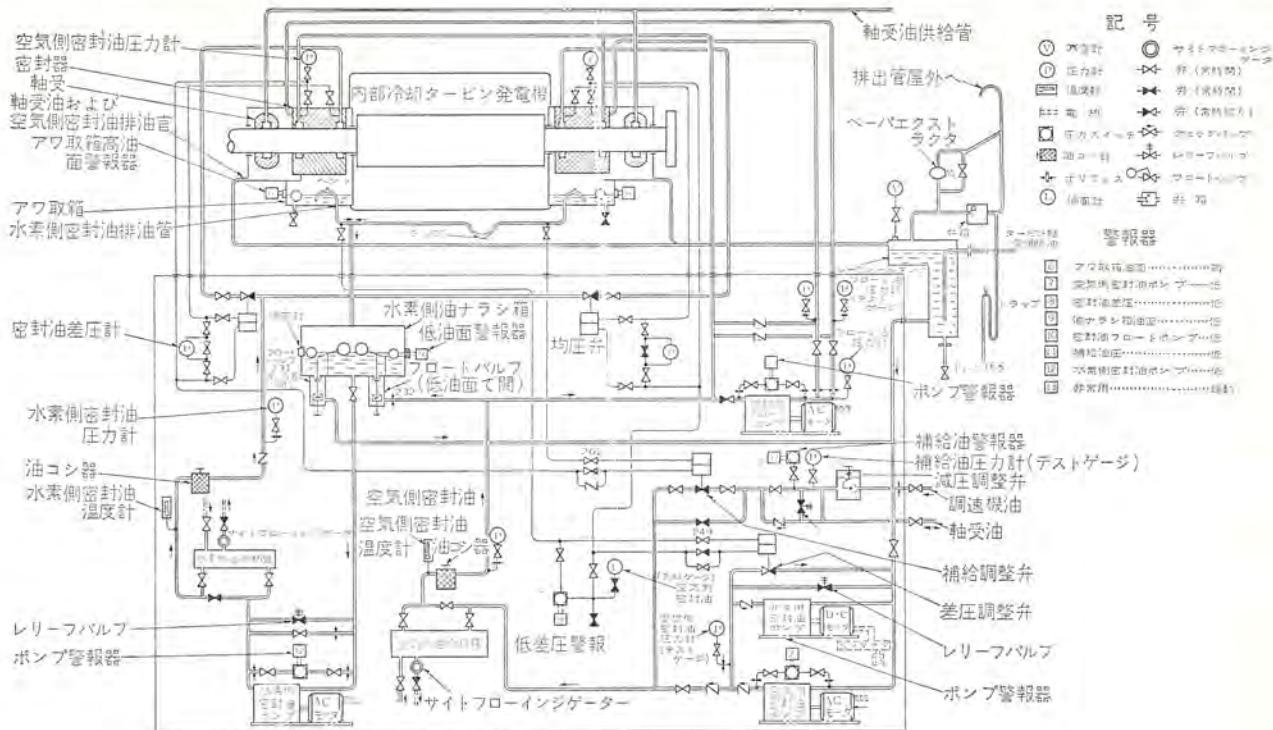


図 2.1 内部冷却機 密封油系統図
Fig. 2.1 Seal oil diagram of inner cooled turbine generator.

管温度との差によってそれがわかるが、また水素側作動圧力管のバルブ #249, #261 (図 2.1 参照) を閉めた場合の密封油圧の変化によっても判定できる。この場合ペローズが破損していれば密封油圧は上昇する。

(4) 油ならし箱フロート弁 (#231・#232) の漏れによるもの

油ならし箱内のフロート弁 #232 (図 2.1 参照) に漏れがある場合、空気側密封油が水素側密封油に混入するのはもちろんあるが、#231 の漏れの場合でも油面が下がるために #232 が開いて混入する。漏れの調査はフロート弁を手動で閉めて判定できるが、水素封入中は漏れがあっても手直しができない。したがって水素封入前に入念に漏れの確認をすることが必要である。

(5) 均圧弁のスピンドルとボディのスキ間が大きい場合

均圧弁のスピンドルとボディのスキ間が 15/100 mm 以内であれば問題ないが、それ以上の場合は水素側の密封器がスキ間を通して均圧弁の水素側圧力管に流れ、差圧計が 0 を指示していても密封器部においては圧力差を生ずる。これは均圧弁の空気側、水素側圧力管の温度差によって判定できる。すなわち水素側圧力管のほうが温度が高いときはスキ間を通って流れていることになる。

(6) 密封器部によるもの

密封部に起因する混入はその原因を正確に判断することはむずかしい。経験によると密封器に起因する油圧のハンチング、ならびにシールリングと軸の面の荒れはさけるべきである。密封器に起因する油圧のハンチングは、シールリングがグランドシール内で容易にフローできないときにおき、フロート油圧を変化させてみる必要がある。

2.2 見かけ上の純度低下

実際に機内の純度は低下していないが、見かけ上純度低下しているような場合があり、これらの確認も重要である。

(1) 純度計の指示不良によるもの

純度発信機を空気で運転し純度計の密封指示が 100 になるかどうかをチェックする。またプロワ压力計も純度計の役をしているか

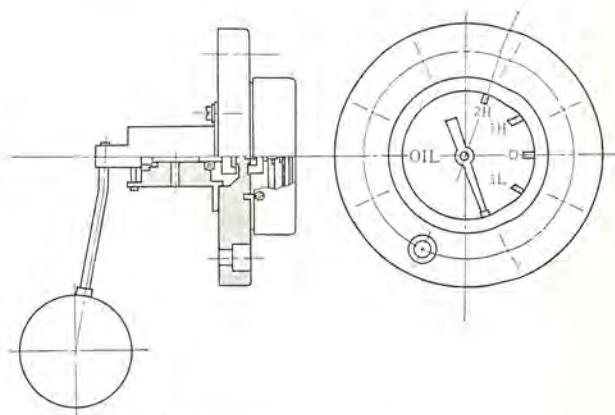


図 2.2 油ならし箱油面計
Fig. 2.2 Drum regulator oil gauge.

ら、その指示記録を純度計と比較して見ることも必要である。

(2) 純度発信機のガスパイプにドレンがたまつた場合

ドレンは純度発信機の低圧側パイプにたまることが多い。ドレンがパイプ内をシャットすれば、機内純度は指示されなくなるのでドレンを抜く必要がある。

(3) 機内ガス中の湿度高による場合

ガスクーラなどからの水漏れにより機内湿度が高くなった場合で、このときは普通漏水警報器にドレンがたまって警報を発する。

2.3 密封油混入量と水素補給量

密封油の混入量は油ならし箱の油面変化により実測できる。すなわち図 2.2 の油面計指示の 0 から 1H または 1L が 23.8 l の量に相当するから、油面を 0 指示になるよう調整してからフロート弁を手動で閉め、油面 1H または 1L までの変化時間を測定すれば混入量が算出できる。混入量と機内への空気侵入量との関係は油温その他で多少異なるが、発電機正常運転時の実測から得た関係式は次のようになる。

表 2.1 ガスの油中への飽和吸収(実測)

	密封器部油温 (°C)	吸 収 量 (m³/day)
		油 量 (l/min)
空 気	60※	0.18
	80	0.195
水 素	60※	0.112
	80	0.128

※ 正常な運転状態では密封器部油温は 60°C と見てよい

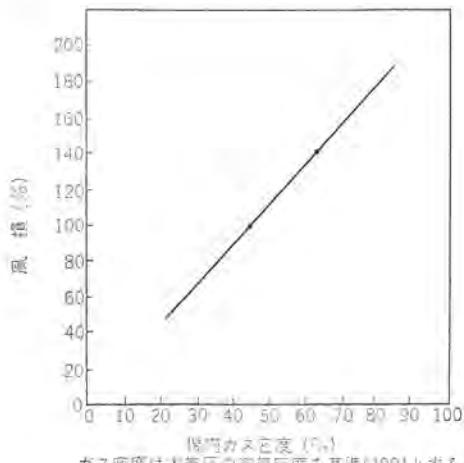


図 2.3 機内ガス密度と発電機風損
Fig. 2.3 Generator gas density vs windage loss.

$$A = 0.054 \times Q_{in} \quad \dots \dots \dots \quad (2.2)$$

A : 機内への空気侵入量 (m³/day)

Q_{in} : 密封油混入量 (l/min)

なお参考までに表 2.1 は油量と油中へのガス飽和吸収量との関係を示したものである。

次に空気侵入量と純度推持に要する水素補給量との関係は、

$$q = A \times \frac{Z}{S-Z} (P_g + 1.003) \quad \dots \dots \dots \quad (2.3)$$

q : 水素ガス補給量 (m³/day)

A : 機内への空気侵入量 (m³/day)

S : 補給水素ガス純度 (%)

Z : 機内水素ガス純度 (%)

P_g : 機内ガス圧 (kg/cm²)

すなわち油ならし箱で混入量を実測すれば、式(2.2), (2.3)より水素補給量が決まり、この量が機内圧力一定の条件で補給している水素量より多ければ純度低下がおきることになる。

例：機内ガス圧 3 kg/cm²において混入量が 1 l/min の発電機の場合、機内純度を 95 % に推持するための補給量は、

$$A = 0.054 \times 1.0 = 0.054 \text{ m}^3/\text{day}$$

$$q = 0.054 \times \frac{95}{99.8 - 95} \times (3 + 1.033) = 4.3 \text{ m}^3/\text{day}$$

すなわち 1 l/min の混入量がある場合は、1 日水素ポンベ 1 本弱の水素補給量が必要である。

2.4 経済的な純度

純度低下をおこした場合に保持する機内純度は、補給所要ガス量と発電機風損により決定しなければならない。発電機ガス圧 3 kg/cm²、密封油混入量 1 l/min の場合の 95 % 純度と 90 % 純度保持について考えて見る。補給所要ガス量は 95 % 純度の場合は 4.3 m³/day で、90 % 純度の場合は 2 m³/day、すなわち 95 % 純度では 90 % 純度の約 2 倍である。一方 90 % 純度 (密度 64) の風損は

95 % 純度 (密度 45) の風損の 1.42 倍となる。図 2.3 は 95 % 純度、ガス圧 3 kg/cm² を 100 として示したものであるがこれより 95 % 純度時の風損は 90 % 純度の風損より 42 % 増加する。

すなわち前記混入条件における 90 % と 95 % の保持純度の関係は、前者では風損が 42 % 増加し、後者では補給水素量が 2.3 m³/day 増加することになる。水素ガスの価格は地域により多少異なるが、1 m³ あたり 150 円としてもはるかに風損に比べ安価であり、95 % 純度に保持したほうが経済的である。しかしながら、水素側ポンプが故障して、空気側ポンプのみで運転する場合は空気の侵入量が極端に増大するため 95 % 純度に保持しても利益を得るとは限らない。一般に混入量は 1 l/min 以内であるから、水素側ポンプが故障せぬ限り純度 95 % に保持したほうが良い。

3. 複流形密封器

密封油系統中もっとも重要箇所である密封器は、適正スキ間に組立てられてはじめて、その機能を發揮し得る。シールリングと軸とのスキ間、シールリングとグランドシールとのスキ間は小さいので、組立てにあたっては入念な調整点検が必要である。もしスキ間が不適正であれば、流量過大あるいは発電機軸振動への影響、最悪の

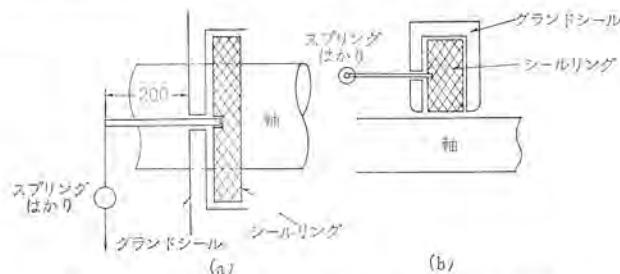


図 3.1 複流形シールリングの回転方向の動きの測定
Fig. 3.1 Measurement of seal ring movement in tangential direction (double flow type).

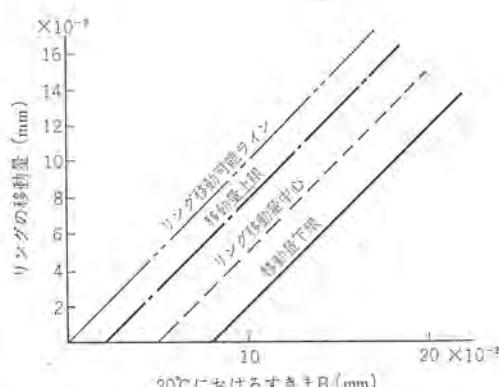
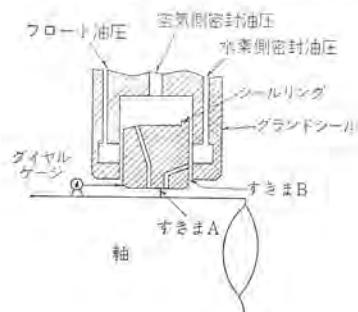


図 3.2 複流形シールリングの油圧加圧による移動量とスキ間 B との関係 (工場、現地試験で実測したもの)
Fig. 3.2 Relation between clearance "B" and movement of seal ring by applying oil pressure. (Double flow type)

場合はシールリングの焼損の事故をおこすことが考えられる。

3.1 シールリングの動きのチェック

シールリングは軸に対して、自由にフローティングできる状態にあることが必要で、これを確認するためシールリングの回転方向と軸方向の動きを測定する。回転方向の動きは図3.1に示すようにグランジルを支点として、長さ200mmのテコで測定するが、正常な組立状態では1kg以下の荷重でシールリングは動かねばならない。軸方向への動きは図3.2に示すようにダイヤルゲージ軸を取り付けシールリングの動きを測定するが、空気側密封油ポンプを運転した場合（シールリングを機内側に押しつける力が加わる）、水素側密封油ポンプを運転した場合（シールリングを機外側に押しつける力が加わる）、フロートポンプを運転した場合（シールリングを機内側に押しつける力が加わる）、のおののについてシールリングの動きを測定し、移動量によって判定する。図3.2はスキ間Aが規定ギャップ内に組立てられたものについて、スキ間Bに対するシールリングの移動量の関係を示したものである。図から移動可能ラインまでシールリングが動かせないのは油膜の関係であり、また移動量のバラツキは油温による油膜と、スキの集積誤差の影響によるものである。経験によれば組立前の寸法から計算したスキ間Bの値に対して移動量が下限を下回ることがなければ、シールリングは容易にフロートできる状態にあると見て良い。

3.2 密封油量の例と測定

シールリングのスキ間の不適正あるいは摩耗により油量が増大すれば、密封油系統の機能が低下する。複流形方式では水素側密封油量が、片方で30l/min、両密封器で60l/minに達すれば均圧弁の性能上不都合を生ずる。他方空気側密封油量には制限ではなく空気側・水素側同一とみられるシールリングの摩耗などに対してもポンプは十分な余裕をもっている。ガス圧3kg/cm²における空気側油量のいままでの最大は両密封器で120l/minであった。図3.3は規定スキ間に組立てられたものについての空気側油量の実測値（両側密封器）であり、水素側両密封器の油量は図のガス圧0の場合の油量とほぼ等しいと見てよい。図からわかるように油量のバラツキは大きいが、機能上の制限には十分余裕がある。

発電所における密封油量のチェックは、発電機振動に注意してフロートポンプ・水素側ポンプを停止して油ならし箱にて水素側油量を測定する。すなわち油ならし箱にて測定した油量は水素側スキ間を通って流れてきた油量であり、これが前述した60l/min以下であれば問題はない。油ならし箱での油量測定は1項の密封油混入測定と同じ要領で行なえばよい。

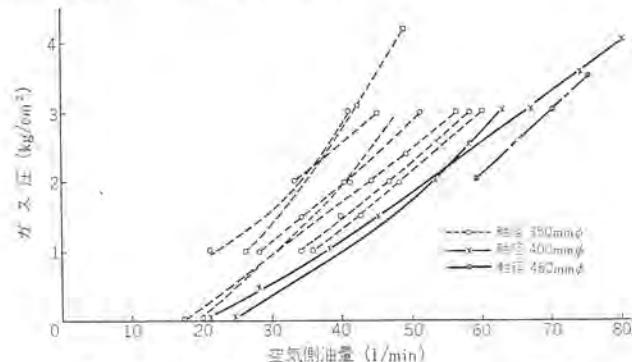


図3.3 複流形密封器の密封油量とガス圧との関係
(定速, 38~42°C)

Fig. 3.3 Seal oil volume and gas pressure at rated speed and normal operating temperature.
(Double flow system)

3.3 フロートポンプと密封器

機内ガス圧が高くなると、シールリングに働く軸方向のスラストによりシールリングの動きがわるくなり、発電機振動に影響し、または油圧のハンチングを起こす。ガス圧の影響を打消すためフロートポンプを運転するが、フロート油圧の計算上の値は(ガス圧×1.5)+0.84kg/cm²である。数十台の発電機の運転経験中、フロート油を加圧しない場合に振動増加した例が1台、逆にフロート油を加圧したために油圧のハンチングと振動が増加した例が1台ある。この密封器へのガス圧とフロート油圧の影響は組立結果によって異なるが、ほとんどの発電機が高いガス圧によりシールリングがフロートできないほどの影響は受けていない。言いかえれば、フロートポンプは密封器の機能上必要欠くべからざるものではないと言える。しかし、この問題は今後より多くの条件と実績を積重ねて決めなければならない。

4. ターピン発電機の振動

発電機の振動は、ターピンの振動とともに當時ターピン監視計器により監視、記録されている。一般に発電機の振動問題は工場製作時、あるいは現地試運転時に完全に調整されるので、運転中とくに問題となることはまれであるが、異常運転の結果は、まず振動に現われることが多いので、十分監視する必要がある。

発電機の振動原因は多種多様であるが、ここでは入口ガス温度の変化による振動、基礎の経年変化による振動、密封器のシールリングによる振動、回転子の層間短絡による振動などについて述べる。

4.1 入口ガス温度の変化による振動

入口ガス温度の高低はコイル温度に影響するので、一般に入口ガス温度が一定になるように冷却水量で自動調整されているが、手動調整の場合などに大幅に温度変化をさせるとフレーム温度、とくにブレケット温度に影響して軸受のエレベーションを変化させる。図4.1に入口ガス温度と軸受のエレベーションの変化の一例を示す。この変化量が大きい場合は、センタリング不良と同様の結果となり振動を発生する要因となる。一般にエレベーションの変化により軸受荷重が著しく小さくなったり場合は、油膜による自励振動を発生し急激に振動が大きくなることがある。

油膜による振動については多くの文献⁽¹⁾などがあるが、そのおもな特長は振動周波数が回転数の $1/2$ より数サイクル少ないとある。したがって振動周波数を分析することによって、他の振動

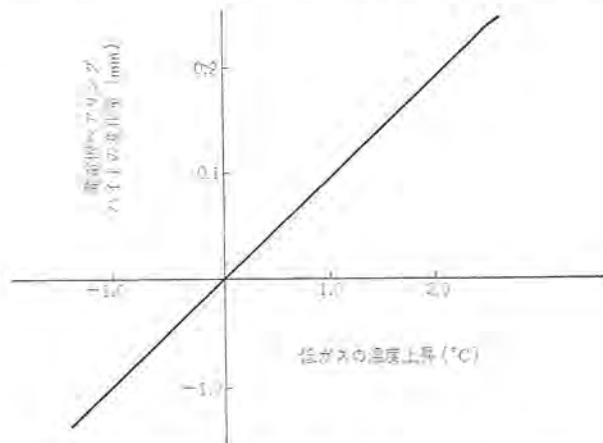


図4.1 発電機の低ガス温度とペアリングハイドとの関係
Fig. 4.1 Relation between cold gas temperature and bearing height of generator.

と容易に判別することができる。

4.2 基礎の経年変化による振動

軟弱な地盤に建設された発電所では、基礎の沈下量は1年で数cmないし数十cmに及ぶものがあり、また同一基礎でも荷重の大小によりその沈下量に大きな差がある。一般にターピン台では、ボイラ側に傾くと同時に発電機側にも傾くものが多い。図4.2は某発電所で沈下量を実測した一例である。

このようにターピン台が不同沈下する場合は、ターピンと発電機のアライメントが変化し、4.1節に述べたと同様な結果となり、振動増大、あるいは急激に油膜振動などを発生する要因となる。

4.3 密封器シールリングによる振動

水素冷却機の軸受部には、水素ガスを密封するための青銅鋳物のシールリングがあり、ガス圧より若干高い圧力の油が供給される。

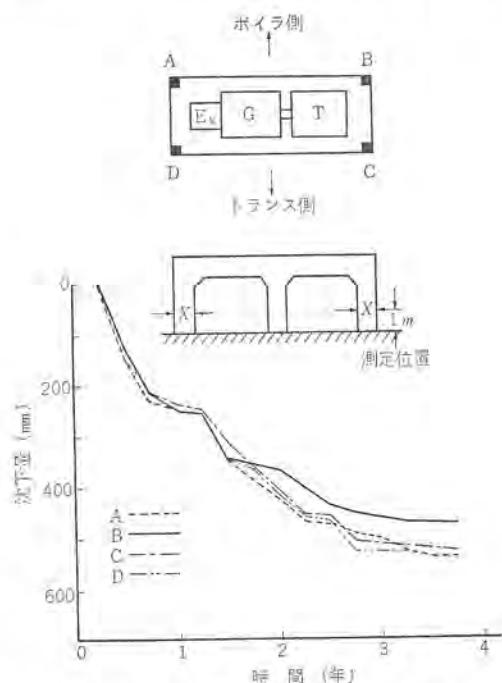


図4.2 径年によるターピン台沈下量
Fig. 4.2 Subsidence rate of turbine foundation with time.

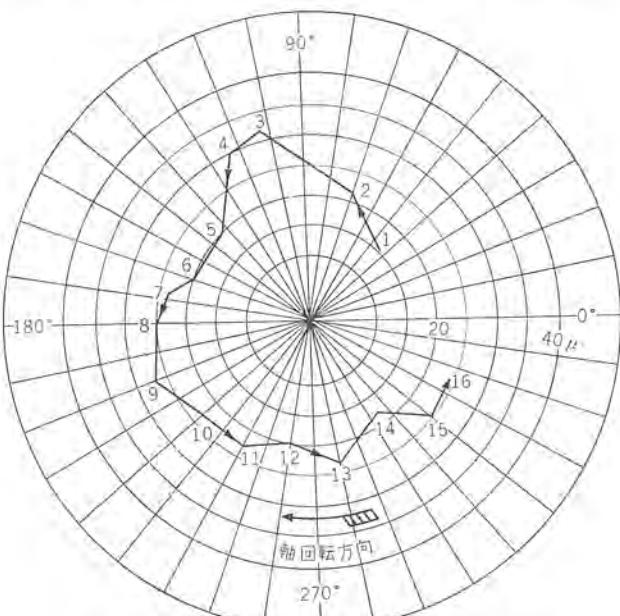


図4.3 シールリングによる軸振動の変化
Fig. 4.3 Variation of shaft vibration by seal ring rubbing.

シールリングは常に軸とともに振動しているが、シールリングと軸のわずかなスキ間に異物が介在したり、スキ間が適当でなかったり、あるいは組立不具合によりシールリングが自由にシュー動できぬ場合、シールリングは軸の振動に追随できにくくなる。このような場合にはシールリングと軸との軽い摩擦により軸に局部過熱を発生し、一時的な軸曲りにより振動を発生する。この軽い摩擦による振動は、振動位相ならびに振幅が時間とともに変化するもので図4.3にその一例を示す。

4.4 回転子コイルの層間短絡による振動

一様なギャップを隔てて相対する磁極面の間には、

$$T = \frac{S \cdot B^2}{2\mu}$$

T : 磁気吸引力 (N)

B : ギャップ磁束密度 (Wb/m²)

S : 対応する有効面積 (m²)

μ : 透磁率 (H/m)

なる磁気吸引力が働く。回転子の磁束分布が各極において対称であれば、その吸引力は平衡を保ち振動に影響はない。しかし、回転子コイルの一部に層間短絡があると、コイルのアンペアターンが減少するので回転子の全磁束が減少するとともに、層間短絡のある磁極側の磁束分布も変わる。したがって2極機の場合、磁束密度の自乗に比例する磁気吸引力は平衡せず、短絡のない磁極側の吸引力が大きくなる。この不平衡吸引力により軸はその方向にタワミながら回転することとなり、振動を発生する原因となる。

回転子コイルの短絡による振動は、不平衡吸引力による軸の一定方向のタワミによるものであるから、回転周波数と同じ周波数の振動であり、空隙(隙)の不同による2倍周波数の振動とは容易に判別できる。

5. スリップリング用カーボンブラシ

発電機が大容量になるにしたがって、スリップリング用カーボンブラシは運転上の重要な問題となりつつある。すなわち界磁電流の増大に伴う多並列ブラシの分担電流、周速の増加に伴うシュー(摺)動特性(座乗性)と材質の選定、取換えひん度に関連する摩耗量などがあげられる。

5.1 多並列ブラシの分担電流

界磁電流の増大に伴ない並列ブラシの数量も逐次増加するが、この場合各ブラシに流れる電流は均一であることが望ましい。しかし、実際には分担電流にかなり不均衡があり、場合によつては電流がほとんど流れていないブラシや定格電流の数倍も流れているブラシもあることがある。このように小数のブラシに電流が集中すると、ビグテールの過熱、ブラシシュー動面のピッキング、スリップリング表面の局部過熱などの現象を発生する。

ブラシの分担電流を均一化するには、ブラシとスリップリングとのシュー動性(座乗性)をよくする必要があり、このために、ブラシの取りつけ角度の選定、振動吸収性のよいブラシの選定(弾性率が小さく、摩擦係数が小さく、かつ気体透過率のよいブラシ)が必要である。またスリップリング表面の酸化皮膜が厚くなりすぎないような手入れとブラシ押圧の均一化が必要となる。

5.2 耐摩耗性

高速大容量スリップリングには一般に天然黒鉛質のブラシが使用されるが、とくに良好なシュー動性を得るために、5.1節で述べたとおり弾性率が小さく気体透過度の大きい、いわゆる軟質のもの

が選定される。このような軟質ブラシでは耐摩耗性は比較的小さいものである。

ブラシの摩耗は、機械的摩耗と電気的摩耗に分類されるが後者はさらに通電摩耗と火花摩耗とに区別される。スリップリング用の軟質ブラシでは、機械的摩耗が大きいが、通電摩耗による(+)側、(-)側の摩耗量の差も比較的大きく、(+)側(ブラシからスリップリングへ電流が流れる)ブラシは(-)側の2~5倍の摩耗量を示すことがある。また、ブラシの摩耗が温度・湿度の影響を受けることはよく知られており、冬期低温低湿度の場合は夏期高温多湿時に比べ摩耗量が増加するものである。これらの通電あるいは湿度によるブラシ摩耗の増加は、いずれもスリップリング表面の酸化皮膜や水蒸気層の変化によるものとされている。

ブラシの耐摩耗性は、一般に1,000時間あたりの長さ摩耗量で呼ばれる。スリップリング用の軟質ブラシの摩耗量は、機械の運転状況、

カーボンの材質によって違うが、天然黒鉛質のNCC-634の場合、平均(+)(+)側5~7mm、(-)(-)側2~3mm程度である。

5.3 ピッキング現象

ブラシのシュー動性(座乗性)が良好でない場合は、5.1節で述べたとおり各ブラシの分担電流が不均一になりやすく、電流の集中したブラシは、まずそのシュー動面で局部過熱をおこす。ブラシシュー動面が過熱するとカーボン粒子は脱落、はがれて、ピッキング現象を呈する。このようなピッキングを発生したブラシ表面はもうくなり、部分的な欠損の原因にもなる。

図5.1はピッキングの状況を示したものである。

ブラシには5.1、5.2、5.3節に記述したような問題点があり、現在種々の試験を実行中で、一部結果もでているが、後日まとめて報告する。

6. 平常運転時の各部温度上昇

6.1 発電機各部温度とその影響

発電機温度は機械の寿命や良好な運転に影響をおよぼす主要な因子であるから、固定子コイル、回転子コイル、固定子コイル出口冷却媒体、入口冷却媒体、密封油の各温度が常に記録ないしは監視されている。

これらの温度に対する設計上の制限は規格で決められているが、これについては論文「タービン発電機のすう勢」を参照ねがいたい。

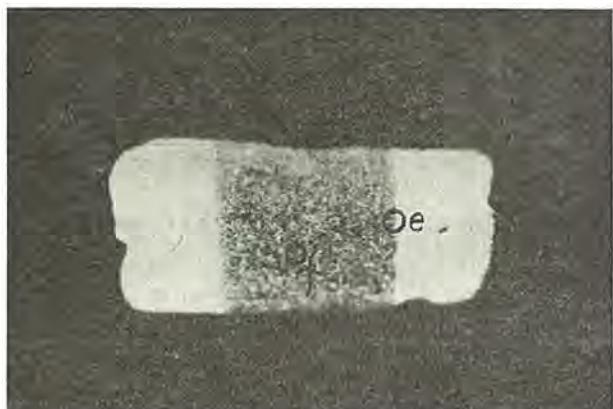
基本的な考え方としては、B種絶縁の限度から固定子コイル、回転子コイルとも最高部温度を130°C以下におさえるということであるが、冷却方式により最高温部温度と実際に測定できる温度の差が異なるので、見かけの温度上昇も異なっている。

導体温度は絶縁熱劣化による寿命から制限を受けると同時にヒンパンな起動停止や負荷変動により導体と鉄心間に温度差を生じ、膨張係数の違いから絶縁の機械的劣化を起こす可能性があるので、重要な項目である。

間接冷却機の場合の導体温度とコイル変位の時間との関係の例を図6.1に示す。これより急激な負荷上昇は導体と鉄心の温度差を増すことがわかる。内部冷却機では導体と鉄心間温度差が小さいうえ、熱的時定数も小さく、コイル変位に対する条件は間接冷却よりは改善される。

導体最高温部は間接冷却ではスロット内でコイル上下間埋込温度計指示とは30°C程度の差があるが、内部冷却ではコイル端部つなぎ部にあり、冷却媒体出口温度との差の実測値は10~25°Cである。図6.2にその一例を示す。

入口冷却媒体温度の変動はコイル温度に影響をおよぼすだけでなく、4.1節に述べた軸受エレベーションを変化させて振動の原因の一つとなるとともに、フレーム端部の変形により機械的接合面や



(a) 外観



(b) e部拡大図



(c) f部拡大図

図5.1 ブラシシュー動面のピッキング
Fig. 5.1 Pitching of brush surface.

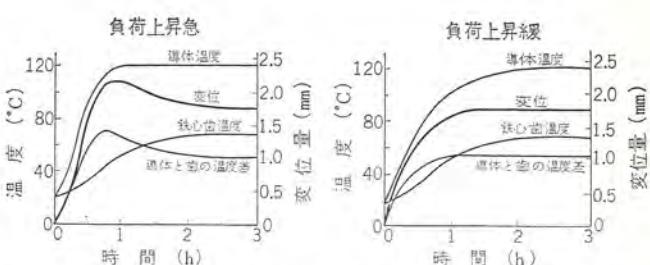


図6.1 負荷上昇時の間接冷却固定子コイルの温度変化と変位

Fig. 6.1 Temperature variation and displacement of conventional hydrogen cooled turbine generator stator coil during load rising.

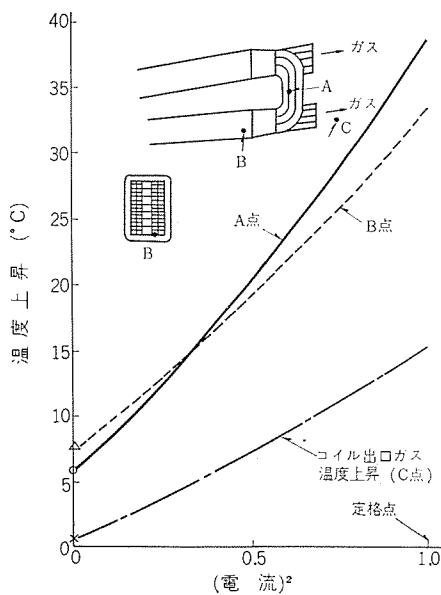


図 6.2 水素内部冷却コイル端部の温度上昇
Fig. 6.2 Temperature rise of hydrogen inner-cooled coilend.

ガスケットが動き、水素の漏れ量を増加させる結果を招くおそれもある。高温になればガスケット自体の枯れが考えられ、また低温になれば水分の凝結を生じる可能性もあるので、25~50°Cの範囲内でできるだけ一定の温度で運転することが望ましい。

シールリングは砲金のため、その膨張係数が軸より大きく、高温時にはクリアランスが増すことから密封油量の増加を招き、逆に低温時には収縮するため、極端な場合には大きな摩耗を起こすことがある。リング収縮は起動時のような油温の低い場合に問題となり密封油温で監視すべきであり、寒冷地の発電機はこの点を十分留意する必要がある。限界値はクリアランスの初期値と材料に関係し、この防止には、密封油の加熱や配管の保温を必要とする場合がある。

6.2 内部冷却発電機の温度上昇推定

現地における温度試験は系統に左右されて発電機を定格力率に保つことが困難であるため、実測温度上昇より定格出力、定格力率時の温度上昇を推定する必要がある。発電機の温度上昇は鉄損、銅損、機械損によるものであるが、内部冷却機の場合、端子電圧の変化による鉄損温度上昇の変化は1°C以内であることが工場試験で確かめられている。したがって1°C以内の温度変化を無視すれば現地での実測温度上昇より定格負荷、定格力率の温度上昇は次式により推定できる。

$$T = t_i + (t' + t_i) \left(\frac{I}{I'} \right)^2$$

= 鉄損・機械損温度上昇 + 実測銅損温度上昇 (定格電流)² / 実測電流²

t_i : 定格電圧、定格回転数による温度上昇

t' : 実測温度上昇

I : 定格電流

I' : 実測電流

しかるに、内部冷却機では固定子コイル、回転子コイルは主としてその内部を通る水素ガスで冷却されるから鉄損の影響を受けることが少なく、ある負荷以上ではコイルの温度上昇は鉄損の影響をほとんど無視して電流の2乗だけに比例すると考えても大きな誤差を生じない。

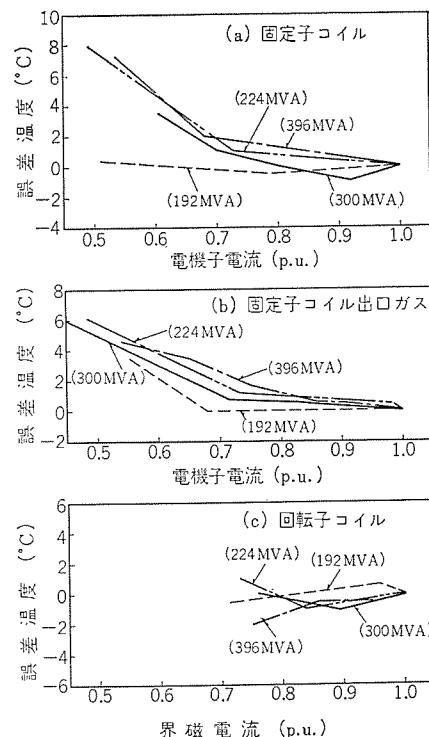


図 6.3 推定温度誤差曲線
Fig. 6.3 Estimated temperature error curves.

したがって、温度推定式は次のようになる。

$$T = t' \times \left(\frac{I}{I'} \right)^2 \quad \dots \dots \dots (6.1)$$

図 6.3 は現地試験で実測した定格負荷時（ただし定格力率ではない）の温度上昇と、部分負荷時温度上昇から式(6.1)を用いて、推定した定格負荷時の温度上昇の差を図示したもので誤差温度が正の値の場合には推定温度が高いことを示す。図からわかるように固定子コイルと固定子出口ガスの温度上昇推定値の誤差の傾向は類似しており、いずれも75%以上の部分負荷時の実測値からの推定であれば、誤差は2°C以内で式(6.1)は十分実用できると考えられる。負荷電流70%以下からの推定で誤差が大きくなるのは、低電流時は鉄損の温度上昇に対する寄与の割合が大きく、また低電流時の温度上昇実測値にわずかな誤差があっても、推定時の倍率が大きいので、推定値の誤差が増加するためである。

実際に推定を要する定格負荷、定格力率時の電流は図6.3の全負荷電流より大きいので、実際の適用では誤差は少々小さくなるはずである。回転子コイルのほうも全負荷電流に対し実測電流が75%以内であれば固定子コイルと同様式(6.1)が実用できる。

なお水素圧力は普通は仕様値に合わせて試験するので温度上昇の水素圧による補正の必要は少ないが、もし必要な場合には水素の絶対圧力（ゲージ圧+1 kg/cm²）に逆比例するとして計算してしつかえない。

7. 異常運転時における問題点

冷却法の改善によって、発電機容量は最近飛躍的に増加してきたが、体格は従来とあまり変わらないから、相対的熱容量は逆に減少したことになる。すなわち、熱的余裕が小さくなつたので短時間過負荷、短時間逆相負荷、連続不平衡負荷などについて、これまでよりげん密に許容限界を定め適切な保護継電方式によっ

表 7.1 短時間過負荷電流と許容時間の関係

時 間 (秒)	10	30	60	120	
電 流 %	固 定 予	226	154	130	116
	回 転 予	208	146	125	112

て発電機を故障から保護しなければならない。

7.1 短時間過負荷

短時間過負荷許容値はコイル温度の許容限界により制限されるが、固定子コイルに対しては

(1) 主絶縁の熱劣化

(2) コイルの熱膨張による絶縁の機械的損傷

が問題となり、回転子コイルに対しては

(3) 導体の収縮現象

(4) 絶縁の熱劣化

を考慮する必要がある。

短時間で回数多くないと仮定すれば(1), (2), (3)については150°C以下であれば寿命にそれほど影響をおよぼさない、(3)については最高温部となるガス出口部分が150°C~160°Cまで過熱されても、非常に局部的であるから、短時間の過負荷が年に1~2回程度の回数で生じても導体変形をひきおこすまでに至らない。表7.1にASA・C 50-53(1965)に規定されている過負荷許容限界を示す。

7.2 連続不balance負荷

発電機を不平衡負荷で運転すれば固定子コイルに逆相電流が流れ、その結果、回転子表面と同一速度で反対方向に回転する逆回転磁界が回転子を切り2倍周波数のうず電流が回転子表面に流れるため、励磁電流による各部温度上昇にうず電流による温度上昇が加わる。回転子ミン内に制御巻線、クサビ、磁極表面および歯部は

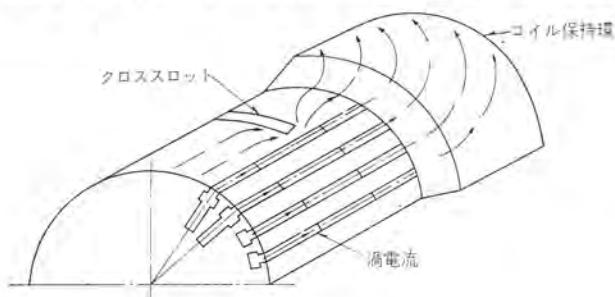


図7.1 回転子表面うず電流の通路
Fig. 7.1 Passage of eddy current on rotor surface.

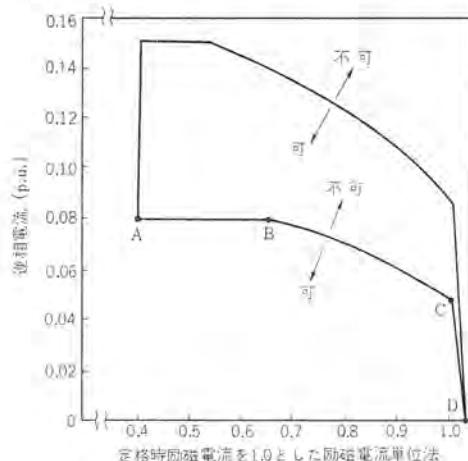


図7.2 不平衡負荷許容限界
Fig. 7.2 Permissible unbalanced load limit.

すべて両端でコイル保持環により短絡されているから、うず電流はこれら回路中を磁極をまたがって流れる。(図7.1)

回転子クサビ、コイル保持環、磁極、歯部とも抵抗が大きいため連続不平衡負荷には回転子コイルだけでなく、これら各部の温度により制限をうける。とくにクサビの接続部やコイル保持環のハメアイ部では部分的に電流が集中する可能性があり、不平衡の度がひどいと局部的過熱から焼損をおこすこともある。

連続不平衡負荷の許容限度は機器に採用している材料および構造に大きく左右され一様には規定できず、ある程度製造者の判断にしたがっている。

一般的な連続不平衡負荷許容範囲は図7.2と考えられ、限界は図中の2本の曲線のように機械により広い範囲にばらつく。図中ABはクサビやコイル保持環により制限される範囲で、制動巻線を有する場合やクサビとコイル保持環のハメアイ部の接続が良好な構造では限界線は上方にいく。

図中CDは回転子コイル絶縁による制限で、便宜上、平衡負荷時定格励磁電流の1.03倍まで許容するものとして求めたものである。図中BCは上記うず電流により全損失が増加するため、ガス温度が上昇することによる限界で鉄心や固定子コイル温度上昇から制限される領域である。

7.3 短時間逆相負荷⁽³⁾⁽³⁾

一線地絡や線間短絡のような短時間不平衡負荷時には7.2節と同様の理由で回転子表面に2倍周波数のうず電流が流れるが、短時間であるので各部温度はその部分の熱容量に支配される。

鍛造回転子では表面温度が定格時に比べ150°C上昇すなわち200~230°C以下であれば回転子自体に変形を起さない。クサビでは非磁性鋼の場合300°C以下、アルミニウムの場合200°C以下ならば、適当な降伏強さを保ち、支障をきたさないと考えられる。(図7.3, 7.4)

コイル保持環は焼バメ温度以上になるとハメアイを失うため、ハメ

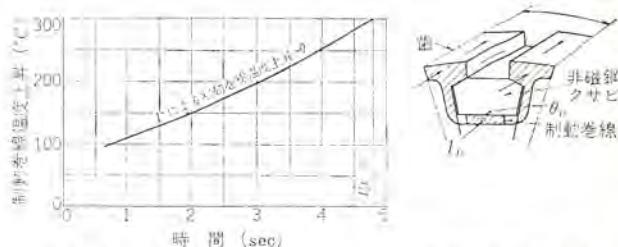


図7.3 非磁鋼クサビ制動巻線組合せの場合の逆相電流による温度上昇
Fig. 7.3 Temperature rise due to negative sequence current in combining non-magnetic wedges and damper winding.

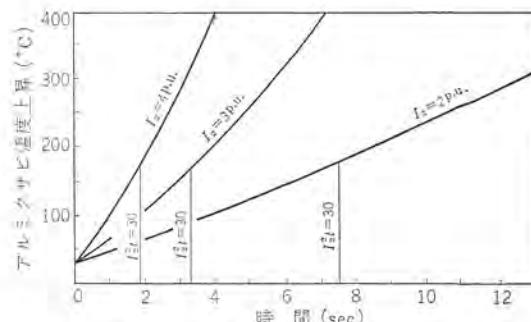


図7.4 アルミクサビの逆相電流による温度上昇
Fig. 7.4 Temperature rise due to negative sequence current on aluminium wedges.

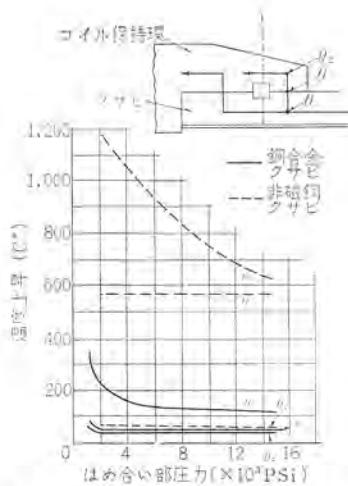


図 7.5 $I_d^2 t = 30$ のときのコイル保持環ハメイ部温度上昇
Fig. 7.5 Temperature rise of retaining ring fit position in $I_d^2 t = 30$.

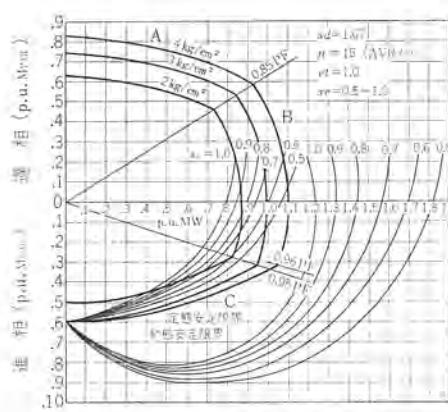


図 7.6 可能出力曲線と安定限界
Fig. 7.6 Typical capability curves and stability limits.

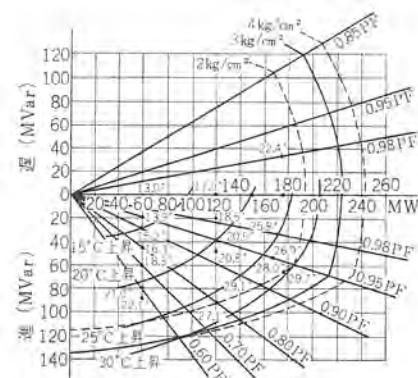


図 7.7 鉄心端部の温度上昇曲線
Fig. 7.7 Temperature rise curves of stator core end.

アイ部温度上昇が $25\sim45^\circ\text{C}$ をこえないよう留意する必要がある。このような温度の限度をこえても、必ずしも有害だとは断定できないが、コイル保持環がハメイ部で浮いて機械的不平衡にもとづく振動を発生したり、コイル絶縁を破壊したり、ハメイ部の接触不良による局部的過熱で焼損する可能性もあるので、上記温度以内であることが望ましい。(図 7.5)

逆相電流の影響を判定する尺度としては $I_d^2 t$ の値が広く利用されており、空気および普通水素冷却機では $I_d^2 t \leq 30$ 、内部冷却機では回転子が容量に対し軽量であるため相対的熱容量の減少を考慮して $I_d^2 t \leq 10$ とする考え方が一般的である。

ここで I_d : 逆相電流 (P, U)

t : 不平衡負荷時間 (秒)

7.4 進相運転⁽⁴⁾

大容量発電所の建設に伴なって電力系統の規模も変化し、超高圧送電線の建設や高圧ケーブル送電線の増加が計画、実施されているため必然的に充電容量の増大、ひいては無効電力発生源の増加をもたらし、軽負荷時に電圧上昇を招来することになる。

その対策として分路リアクトルや負荷時電圧調整装置を設置することが考えられるが、タービン発電機の進相運転が可能であれば、経済的にも望ましいので、最近になって各方面で詳細な検討が進められている。

タービン発電機を進相運転する際の問題点としては

- (1) 安定度の低下
 - (2) 端部磁束増加に伴なう固定子鉄心端部の過熱
- が考えられ、安定限界は無接点 AVR の発達とともに著しく増大した。

図 7.6 は定態ならびに動態安定度を種々の外部リアクタンスに対して計算したものである。また、固定子鉄心端部過熱の程度も進相運転の可否をきめるうえで重要項目と考えられるが、内部冷却機では鉄心端部過熱対策として、次の諸項目を採用している。

- (1) 非磁性コイル保持環を使用する。
- (2) 固定子鉄心端部に段落をつける。

- (3) 端部鉄心セグメント歯部にスリットを設ける。
- (4) 端部漏エイ磁束をシャハイするエンドシールを採用する。
- (5) 鉄心端とエンドシール間に非磁性フインガラートを採用する。

- (6) すぐれた機械的強度をもつ絶縁材料でコイル端部を支持する。

- (7) 鉄心端部損失を軽減するため、固定子コイル端部に適切な傾斜を採用する。

最近、相ついで実測データが得られ、可能出力曲線の範囲内では鉄心端部温度は $35\sim40^\circ\text{C}$ 程度にすぎず、十分安全に運転できることが立証された。図 7.7 はそのデータの一例である。

8. むすび

以上、多数の製作ならびに運転実績の詳細な検討を裏付けとした運転上の諸問題を内部冷却タービン発電機を中心として略述した。

内部冷却機は冷却媒体として水素ガスを採用し、電気および磁気負荷を高くとることによって単機出力の大幅な増大を可能としたが、それに伴なってガスおよび油制御装置の運転、振動、各部温度上昇などの点で、従来とは若干異なった考慮を必要とする面もある。

これらの問題については、本文で述べた考え方をもとに運転、保守の方法を計画、実施すれば、高い信頼性を長期間にわたって維持できよう。製作者としても、今後さらにこれらの諸問題点の解明につとめ、取扱いが簡単でしかも信頼性の高い機器とするよう不断の改善を続けていく考えである。

参考文献

- (1) 堀：日本機械学会誌 61
- (2) M. Lory, C. Wagner : TAIIE 80, 965 (1962)
- (3) E. King, J. Batchler : AIEE 121 (1965)
- (4) 成藤、宮原、甲斐：「三菱電機技報」38, 392 (1964)

事業用大容量発電機のブラシレス励磁方式

甲斐 高*・長良 高*・長沢 保明*

Brushless Excitation Systems for Large Utility Generators

Kobe Works Takashi KAI・Takashi NAGARA・Yasuaki NAGASAWA

Brushless excitation supplying field current to the main generator through rotating rectifier mounted on its shaft is ideal for large capacity plants of public utility. In November 1965, the first brushless turbine generator in Japan was put into operation. It is provided with 65 kW brushless exciter and rated at 15,625 kVA 3,600 rpm, installed in the Uozu works of the Nihon Carbide Co. The operation for over a year proved high reliability of this excitation system. Another brushless exciter entered into service for 3,300 kVA 600 rpm water wheel generator at the Tamayama Works of the Mitsubishi Metals & Mining Co. This article describes special design features of Mitsubishi brushless exciters and automatic voltage regulating systems. Experiences in operation of this system in Japan and abroad are also touched upon together.

1. まえがき

事業用発電機の単機容量の増加とともに、その励磁容量も最近急激に増加している。とくに直接冷却の大容量タービン発電機ではこの傾向が著しく、400 MVA 級で 1,500 kW 程度となった励磁容量は、500~600 MVA で約 2,500 kW, 800~900 MVA で約 4,000 kW, 15,000 MVA ともなれば 8,000 kW にも達する予想される。500 kW をこえる励磁電力を主発電機直結の直流

励磁機から供給するのはブラシの摩耗や整流の点で非常に困難なので、従来は減速ギヤを介したり別置きの MG にして、回転数を 1,200~514 rpm まで下げて製作してきた。しかしこの場合にも、励磁容量が大きくなるほど回転数を下げねばならないから、直流励磁機の寸法や重量は極端に大きなものとなる。このような情勢を反映して、ヨーロッパ各国では大容量発電機の励磁に交流励磁機と静止シリコン整流器を組合せた、いわゆる交流励磁機方式が普及し、アメリカでも 1964~1965 年に発注された 150 MVA 以上のタービン発電機のうち、75~80 % がシリコン整流器を利用している。

他方、スリップリングについては、最近の研究開発の結果 7,500 A, 750 V 程度の容量のものも製作可能ではあるが、多数の並列ブラシ間の電流分担がブラシ材質のばらつきや運転フランク気などによって敏感に変わるので、保守点検に非常に大きな負担となる。

主発電機直結の回転電機子形交流励磁機の出力を、同一軸上にとりつけた回転整流器で整流して主発電機界磁に供給するブラシレス励磁方式のアイデアは古くからあったが、最近の半導体製造技術のめざましい発展によって、機械的に強い高電圧大電流のシリコン整流素子を回転整流器に利用できるようになってはじめて実用化が可能になった。この方式は、整流子、スリップリング、ブラシを全部なくしたもので、事業用大容量発電機の励磁に最適と考えられる。

当社では、わが国最初のブラシレスタービン発電機として、日本カーバイト魚津向け 15,625 kVA, 3,600 rpm 機を納入し、昨年 11 月から約 1 年間、順調に運転している。また水車発電機についても、三菱金属鉱業玉山向け 3,300 kVA, 600 rpm 機が今年はじめから運転にはいっている。

この文では、事業用大容量発電機のブラシレス励磁方式を対象として、設計の要点、構造上の特長、AVR 方式などを概説するとともに、運転実績や海外における製作例についても紹介する。

2. ブラシレス励磁方式の構成と特質

2.1 構成

図 2.1 はブラシレス励磁方式のブロック図である。主発電機に必要な励磁電流は、交流励磁機の回転電機子から回転軸上を通って回転整流器に導かれ整流されたのち再び回転軸上を通り主発電機の回転界磁に供給される。交流励磁機の励磁制御は、回転軸に直結された永久磁石発電機 (PMG) からサイリスタ増幅器を通して行

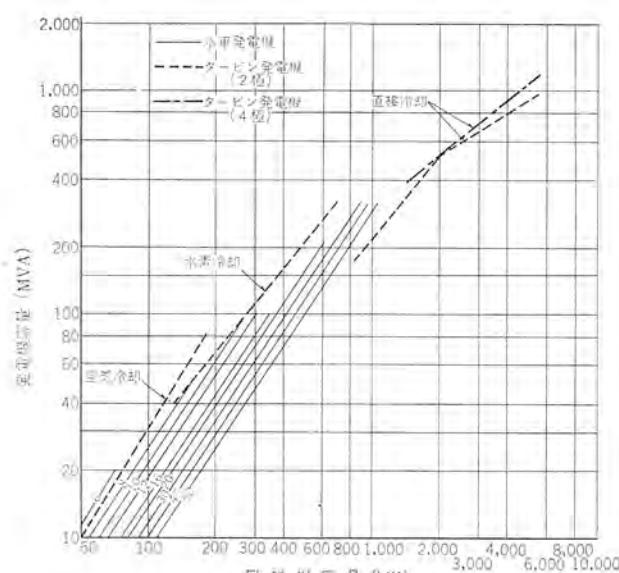


図 1.1 発電機容量と励磁機容量の関係
Fig. 1.1 Generator MVA vs exciter kW.

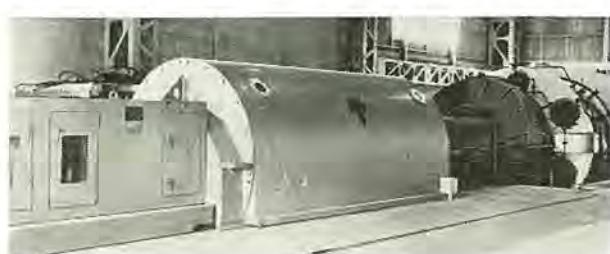


図 1.2 日本カーバイト魚津納め 15,625 kVA, 3,600 rpm
ブラシレスタービン発電機
Fig. 1.2 15,625 kVA, 3,600 rpm brushless turbine generator delivered to the Nihon Carbide Co., Uozu Works.

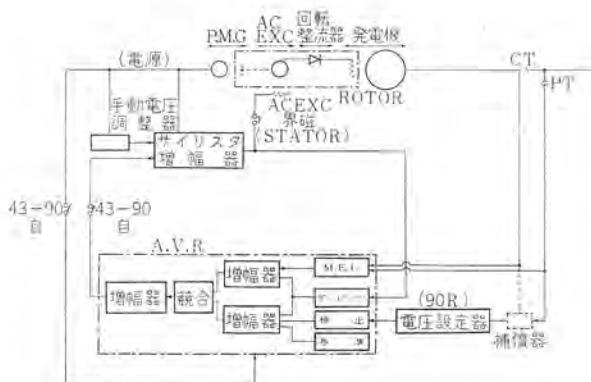


図 2.1 ブラシレス励磁方式ブロック図
Fig. 2.1 Block diagram of brushless excitation system.

表 2.1 各種励磁方式の比較

励磁方式	静止励磁方式	ブラシレス励磁方式	交流励磁タクタク励磁方式(Gのみ)	サイリス	サイリス
項目			(G+ 方式)	(G+ 方式)	(ACEX)
励磁電源の信頼性	中	大	中	小	中
励磁系の時間遅れ	小	中	中	小	中
励磁制御量	中	中	中	大	大
整流子、スリップリングの保守	中	無	中	中	中

なわれる。従来の直流励磁機の自動分巻界磁による基本励磁分に相当するものは、サイリスタ増幅器の手動電圧調整器により与えられる。自動電圧調整器によるブースト、バック制御は、手動電圧調整器による基本励磁の上に重畠されるもので、サイリスタ増幅器と交流励磁機とを含めたこの回路の動作は、従来の直流励磁機の場合と全く同じである。

2.2 各種整流器励磁方式中の地位

一口に整流器励磁方式といつても種々の方式があるが、現在世界各国で実用に供されているおもなものは、発電機出力端に接続された励磁用トランジistorとシリコン整流器からなる静止励磁方式(自励式)、ブラシレス励磁方式(回転整流器方式)、交流励磁機と静止シリコン整流器からなる交流励磁機方式、発電機界磁を直接にサイリスタ増幅器で制御するサイリスタ励磁方式などである。わが国では、これら各方式は数年前から実用され始めているとはいえないが、欧米各国では前述のように大容量機にも適用されており、整流器励磁の占める比率は今後ますます大きくなると考えられる。

上記の各励磁方式はそれぞれ特長をもつものであるが、励磁に関する三つの基本原則、すなわち

- (1) 励磁エネルギーを供給する電源の信頼性が大きいこと。
- (2) 励磁制御系の中に含まれる時間遅れが小さいこと。
- (3) 励磁を制御するに必要なエネルギーが小さいこと。

に照し合せて考えると表 2.1 のようになる。

ブラシレス励磁方式は電源の信頼度は群を抜いてすぐれており、制御系の時間遅れおよび励磁制御容量も他方式に比べて劣らず、全体として非常にすぐれた方式といえる。すなわち、ブラシレス励磁方式では、交流励磁機の励磁電源用に発電機軸に直結したPMGを用いるので、発電機が運転してさえいれば励磁装置に確実に電源を供給することができ、他方式にみられるような発電機出力短絡時の励磁電源喪失あるいは初期励磁の問題などは全くない。また、励磁系の中に含まれる時間遅れは、交流励磁機と発電機の

二つがおもなもので、サイリスタ励磁方式を除くほかの方式と同等である。つぎに励磁制御に必要なエネルギーは、従来の直流励磁方式に比べるとやや大きくなるが、交流励磁方式とは同程度である。

サイリスタ励磁方式は、時間遅れについては発電機の時間遅れがあるだけですぐれているが、励磁制御に必要なエネルギーは各方式中最大で非常に大きな制御容量を必要とする。

3. 回転整流器と交流励磁機

3.1 ブラシレス励磁機の全体構造

図 3.1 に 300 MVA 級タービン発電機用の代表的ブラシレス励磁機の構造を示す。回転整流器と交流励磁機は同一軸上に組み立てられ、整流器側の軸端は軸締手を介して主発電機回転子軸に直結され、もう一方の端は励磁機軸受できさえられる。永久磁石発電機は交流励磁機側軸端にオーバハンダされている。励磁機全体が励磁機ハウジングによって外部としきられ、内部には交流励磁機と回転整流器のおおのに空気冷却器が設けられ、密閉循環通風となっている。

水車発電機用ブラシレス励磁機も原則的にはタービン発電機用とほとんど同じであるが、水車発電機が立形の場合には励磁機も立形となり、水車発電機上部に直結されて、上部に交流励磁機、下部に回転整流器という構造となる。回転計発電機、圧油導入装置、起動停止確認装置、PMGなどの付属物が必要な場合、交流励磁機上部に設けられる。冷却は交流励磁機上部に設けたフランにより機内の空気を機外に導く。

3.2 交流励磁機

主発電機に必要な界磁電圧と励磁電流が与えられ、整流回路の種類が決まれば、交流励磁機の定格出力、電圧および力率は正確に決定できる。普通に用いられる三相全波回路の場合には、定格力率を 0.9 に選ぶ。

交流励磁機の時間遅れを小さくするには極数をある程度大きく選ぶ必要があるが、回転数は主発電機と同じで一義的に決まるので、適当な周波数の値は回転数によって変わる。すなわち 2 極のタービン発電機では 200~420 c/s 程度の高い周波数を採用するが、回転数の低い水車発電機ではだいたい商用周波数以下となる。開路時定数 T_{no} は約 1.0 秒以下になるように設計する。

構造上は、タービン発電機用の場合、三相回転電機子巻線が回転子となって 3,000~3,600 rpm で回転するので、巻線端部が遠心力に十分に耐えるように、レジンリングなどを用いた特殊な設計をしている。

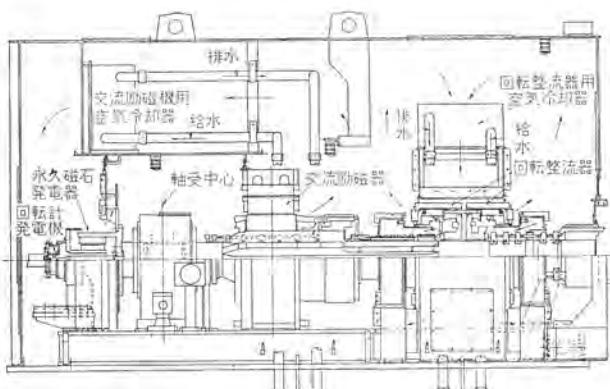


図 3.1 300 MVA 級タービン発電機用ブラシレス励磁機断面
Fig. 3.1 Sectional arrangement of typical brushless exciter for large turbin generator.

3.3 回転整流器

回転整流器はブラシレス励磁方式の心臓部であり。回転軸に取り付けられ強大な遠心力にさらされるので、機械的にも電気的にも細心の考慮を払っている。図3.2に日本カーバイト魚津納めの回転整流器を示す。



図 3.2 日本カーバイト魚津納め 65 kW, 3,600 rpm
回転整流器

Fig. 3.2 Rotating rectifier rated 65 kW, 3,600 rpm built for the Nihon Carbide Co., Uozu Works.

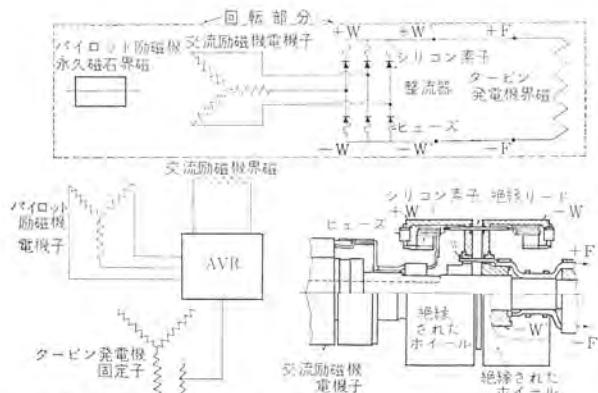


図 3.3 大容量ターピン発電機用回転整流器の構造
Fig. 3.3 Construction of rotating rectifier for large turbine generators.

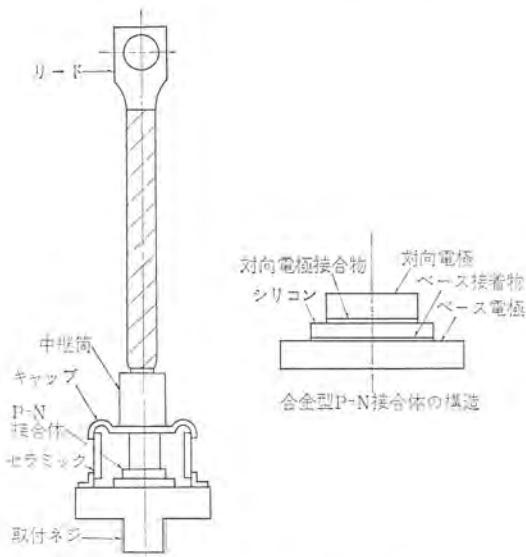


図 3.4 シリコン整流素子の構造
Fig. 3.4 Construction of silicon diode.

3.3.1 回転整流器の構造（特許申請中）

図3.3は大容量ターピン発電機用回転整流器の代表的構造である。シリコン整流素子は、三相全波ブリッジに接続されるが、その半数は正極性で図の左側のリングの内周面に、残りの半数は逆極性で右側のリングの内周面に取りつけられており、逆極性ダイオードを用いない従来のものと比べると、格段に簡単でしかも堅固な構造になっている。各リングの端部に取りつけられているヒューズは故障素子を回路からすみやかに切り離すとともに、内蔵している動作指示器の動作によって、運転中でも外部からストロボを用いて故障素子の有無をチェックできる。回転整流器には、このほか分圧抵抗がついており、大容量のものでは転流時のスパイク電圧吸収のためコンデンサを設ける場合もある。

3.3.2 シリコン整流素子

シリコン整流素子は三菱製を使用する。素子単独の定格は、励磁機定格によって多少異なるが、代表的なものは公称電流240 A、ピーク逆耐電圧1,200 V、サージ逆耐電圧1,500 Vであり、これを三相全波ブリッジに接続したときの最大出力電流は約600 Aである。素子そのものはハーデルダのダイオードでその構造を図3.4に示す。合金型P-N接合体は円筒形のケースの底部に装着され、その上部はリードに接続されている。ケースとリードの間はセラミックで絶縁され、その内部には特殊ガスが封入されていて外部フニイ気による劣化を防止する構造になっている。

回転整流器に使用されるシリコン素子は、高速回転による強大な遠心力を受け、とくに3,600 rpmのターピン発電機ではその加速度が7,000 gにも達するので、リングの内周面に直角に素子を取りつけることによって、上記遠心力がP-N接合体に圧縮力として加わるようしている。

3.3.3 遠心力に対する整流素子の強度

整流素子に加わる遠心力の影響は、P-N接合体の電気的性能に対する影響と外部ケースの変形あるいは漏れの2点に大別される。

これは回転整流器の信頼性を直接支配するので、下記に示す各種の試験によって整流素子の機械的強度を調べた。

(1) 接合部の強度

まず素子の接合部に静圧縮荷重を加え、その前後の電気的特性を観察して圧縮荷重の影響を調べたが、3,000 kgの荷重を加えても順方向ならびに逆方向特性に変化は現われず、接合部に機械的破壊が起らぬことが確認された。また、電気的特性だけでは検出できない微細なつしなどの機械的損傷の有無を調べるために、上記圧縮試験後の素子に対し取りつけと直角の方向に約5 g相当の加速度で振動試験を実施したが、変化は認められなかった。

上記試験で接合部の圧縮破壊強さは3,000 kg以上であることがわかったが、これは短時間負荷であったので、負荷が長時間加わった場合にも安全かどうか調べるため、実際使用時の遠心力よりはるかに大きい200 kgの荷重を接合部に負荷して静圧縮荷重長時間負荷試験を行なった。この試験に用いたペローズ付シリコン整流素子は、電流を通電した状態で密封した接合面に所要の軸方向荷重を加えることができるよう製作したもので、その他の点では構造上ならびに寸法上、実用素子と全く同一である。この素子を図3.5に示すように試験装置に取りつけ、200 kgの圧縮荷重だけをかけた場合と電流も同時に通電した場合について、適当な間隔をおいて電気的特性をチェックした。その結果、逆方向電流は試験時間とともに減少する傾向を示し、順方向特性は変化せず、



図 3.5 静圧縮荷重長時間負荷試験中の整流素子
Fig. 3.5 Life test of silicon diode.

約3,000時間経過しても劣化は現われず、接合部が十分に信頼できることが確認された。

(2) 外部ケースの強度

運転中の遠心力によって、セラミックを含む外部ケースに有害な永久変形を生じたり、気密構造に漏れを生じたりすれば、長時間の運転後には性能の劣化を招く、この問題についても詳細な解析と試験を繰り返し、運転中に外部ケースの各部分に加わる各種応力とタフミの関係、漏れの有無などを精密に調査した。その結果、セラミックなどの材質に特別な配慮を行なった当社の標準のシリコン素子は、実際使用時よりはるかに大きい圧縮荷重をかけても漏れなどを生ぜず、十分に使用できることが明らかになった。

これと同時に、シリコン素子の取りつけ法ならびにリードの構造やその支持法がこの問題に非常に大きな関係をもつことがわかり、回転整流器の設計ならびに工作上の基準を確立することができた。

3. 3. 4 整流素子の直並列個数の選定基準

回転整流器に使用される整流素子では運転中の取換えはできないので、信頼性の高い素子を使用するのはもちろんのこと、直並列個数の選定についても十分な検討が必要である。

(1) 直列個數

三相全波回路に励磁機頂上電圧を印加した場合、各アームにかかる逆電圧セン頭値は、そのときの直流出力電圧のはば $\pi/3$ 倍に過ぎず直列個数選定にあたってとくに考慮する必要はない。他方、一相断線、同期はずれなどの異常状態で発電機界磁回路に誘起される逆方向電圧は、条件次第ではかなり大きな値になりうるので、最悪の条件下で発生しうる逆方向電圧の大きさを基準にして直列個数を選定する。

運転中の発電機で一相が断線して単相負荷になった場合には、2倍周波数の逆相電流が界磁巻線に流れ直流界磁電流に加わる。2倍周波数成分が直流分よりも大きければ、1秒間に120回(60c/sの場合)だけ電流がとぎれることになり、この瞬間に異常逆電圧が整流器端子に現われる。外部リアクタンスが小さく、また初期の励磁電流が小さいときにその可能性があるが、詳細検討の結果では外部リアクタンスが単位法で0.2程度の小さな値の場合でも、初期励磁電流が無負荷定格電圧時の20%以上であれば電流がとぎれるおそれではなく、実際上問題にならないことがわかった。

同期はずれ時にも、界磁巻線には直流電流とすべり周波数の交流電流が重畠して流れ、電流がゼロになる時間に異常逆電圧を発生する。同期発電機が同期からはずれると誘導発電機となり、回転速度はすべり周波数に相当する分だけ上昇するが、この状態で

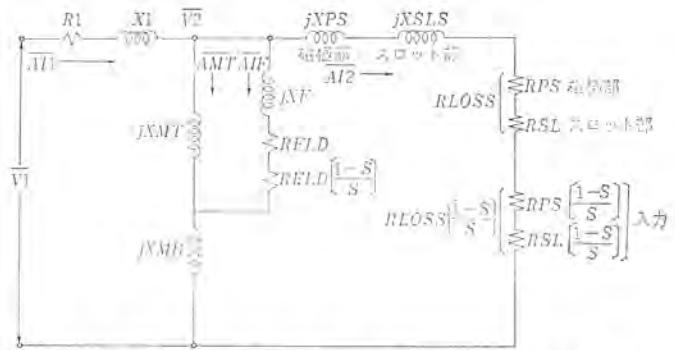


図 3.6 同期はずれ時のタービン発電機の等価回路
 Fig. 3.6 Equivalent circuit of turbine generator during asynchronous operation.

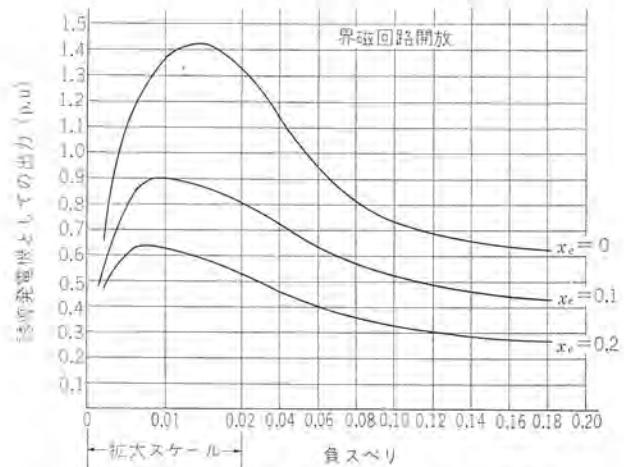


図 3.7 同期はずれ時の出力とすべりの関係
 Fig. 3.7 Power-slip characteristics during asynchronous operation.

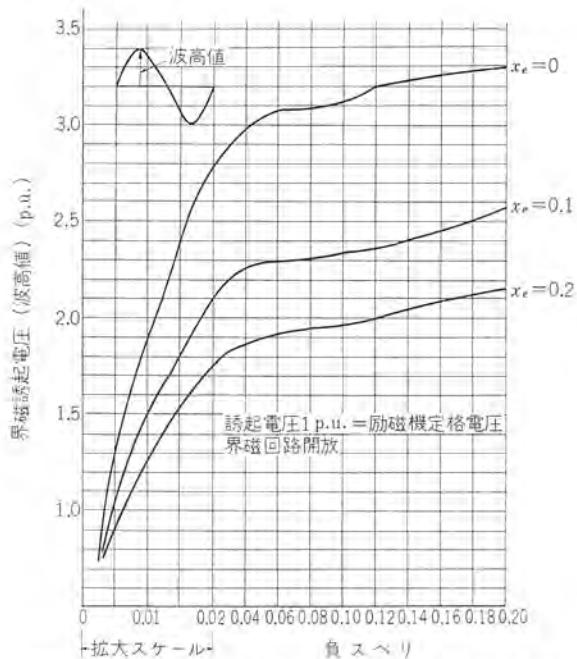


図 3.8 同期はずれ時の界磁誘起電圧とすべりの関係
 Fig. 3.8 Field induced voltage vs slip during asynchronous operation.

の等価回路を図 3.6 に示す。代表的な内部冷却発電機についてこの等価回路を用いて同期はずれ時の特性を解析した結果が図 3.7 および図 3.8 である。図 3.7 は誘導発電機としてのすべりと出力の関係、図 3.8 はすべりと界磁誘起電圧の関係で、外部リアクタンスをパラメータとして示した。界磁回路は開放されているも

のと仮定したが、これは界磁誘起電圧の点で界磁短絡の場合より過酷な条件である。図3.7で明らかなように、外部リアクタンスがなければ誘導発電機としての出力はかなり大きく、ごくわずかなすべりで定格出力を維持するが、外部リアクタンスが大きければ出力は減少し、回転子と固定子の間のすべり、すなわち回転数は上昇する。このような状態になれば発電機やタービンの機械的強度の面で危険になるので、発電機を系統から切り放すことが必要になるが、最悪の条件として定格速度の115%（すべり0.15 p.u.）まで系統につながっていると仮定すれば、そのときの界磁誘起電圧は外部リアクタンスが0.1の場合、励磁機定格電圧の2.6倍となる。三相全波回路で分圧抵抗を使用する場合には、上記電圧の半分（励磁機定格電圧の1.3倍）が各アームに逆方向に印加される。

たまたまこの状態で励磁機側からも1.2倍の強制励磁が加えられたと仮定すれば、これによって生ずる各アームの逆電圧は、 $1.2 \times \frac{\pi}{3} = 1.25$ p.u.、すなわち励磁機定格電圧の1.25倍である。

したがって、すべり周波数による逆方向電圧と強制励磁による逆方向電圧の合計は、 $1.3 + 1.25 = 2.55$ p.u.となり、回転整流器の各アームを励磁機定格電圧の2.6倍の逆電圧に耐えるように設計しておけば十分である。

当社では以上の検討の結果、シリコン整流素子のピーク逆耐電圧として、励磁機定格電圧が375V以下の場合には1,200V、定格500Vの場合には1,600Vの素子を使用し、直列個数は1としている。

（2）並列個数

熱容量が小さく過負荷に対して敏感なシリコン整流器では、あらゆる運転条件を考慮して適正な並列個数を選択することがとくに重要である。その決定にあたっては界磁回路に連続して流れる定格励磁電流はもちろんのこと、短時間の強制励磁電流ならびに主発電機電機子で突発短絡を生じた場合に界磁回路に誘起される大きな過渡電流についても検討しておく必要がある。

大容量タービン発電機や水車発電機は回転子表面に有効なダンパ回路を有するので、突発短絡時に回転子に誘起される過渡電流のかなりの部分はこのダンパ回路に吸収され、界磁回路に流れる分は割合に小さい。たとえば内部冷却タービン発電機で全負荷時に三相端子短絡を生じた場合、界磁電流は交流分も含めて短絡後5サイクル程度が最大となるが、その値は短絡前の定格界磁電流値の

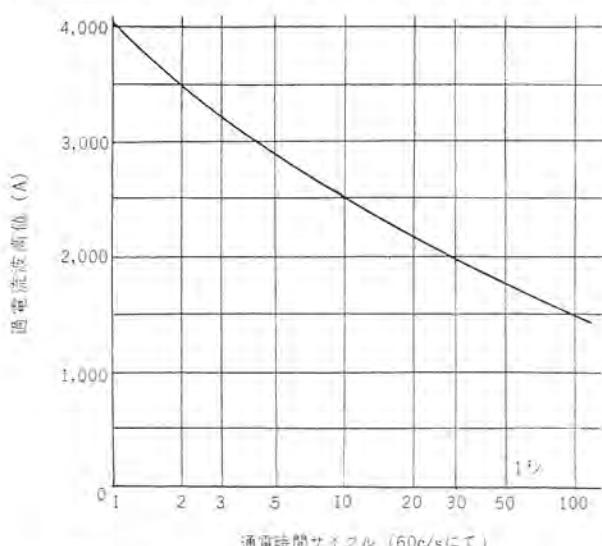


図3.9 シリコン整流素子の過電流特性
Fig. 3.9 Overcurrent characteristics of silicon diode.

2.5~3倍に過ぎず、その後急速に減衰して1~2秒後にはほとんどどの値にもどる。これを3.3.2項で述べた公称電流240Aの素子の過電流特性（図3.9）と比較すれば、十分に耐えることがわかる。

次に短時間の強制励磁電流については、発電機界磁回路の熱的限界からきまる過電流耐量が一つめやすくなる。たとえば内部冷却タービン発電機の界磁電流の短時間過電流耐量は、定格負荷時の界磁電流の125%，あるいは励磁機頂上電圧（約120%）に相当する界磁電流に1分間耐えることとされているので、整流素子も少なくともこの過電流には耐えねばならない。これに対して、上記の240A素子は常用電流値の150%の過電流であれば2時間程度は支障なく運転できるので、このためにとくに並列個数を増す必要はない。

以上の考察から、回転整流器用シリコン素子の並列個数は励磁機定格電流に基づいて選択すればよい。実際には並列に接続される素子間に15%程度の電流の不均衡を見込む必要がある。一例として励磁機定格電流を3,000Aとし、240A素子を三相全波ブリッジで使用すれば、並列個数1個の場合の直流出力電流は約600Aであるから、所要並列個数は $3,000 \times 1.15 / 600 = 5.75$ 、すなわち6個並列となる。

当社ではこれに20%の余裕（最小3個）を加えるのを標準としており、上記の例では9個並列となる。このように余裕を見込むことによって、回転整流器はたとえ1アーム中3個の素子が故障してヒューズにより切り離されても全負荷運転を継続することが可能である。

3.3.5 整流器保護方式

整流素子故障短絡に対する保護は各整流素子に直列に接続された400Aの高速限流ヒューズによって行なう。すなわち、万一整流素子が故障短絡した場合には、このヒューズによって故障素子を回路からすみやかに切り離す。しかし、正常な運転状態でヒューズが溶断しないように、ヒューズの特性はシリコン素子の過負荷耐量に適合したものとなっている。またヒューズが動作した場合、外部から容易に検出できるように特殊な動作表示器を内蔵しており、動作したヒューズの個数と位置（番号）を運転中でもストロボによって確認できる構造にしている。シリコン素子の並列個数は前項で述べたように20%（最小3個）が切り離されても正規運転を継続できる

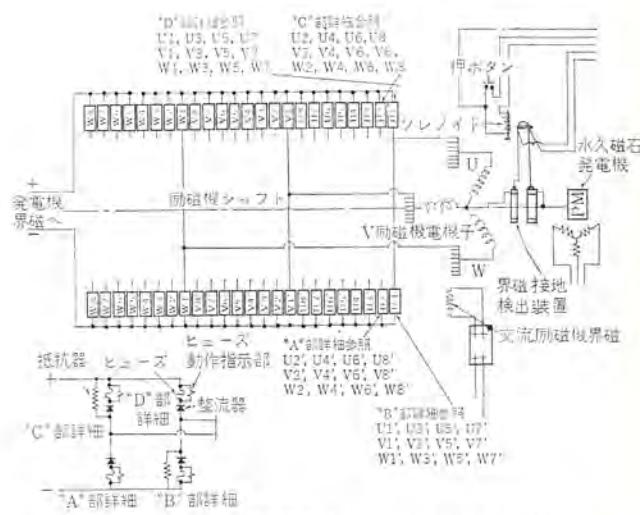


図3.10 タービン発電機用回転整流器の代表的接続例
Fig. 3.10 Typical connection of rotating rectifier for turbine generator.

ように計画しているので、ヒューズ動作表示器を定期的にストロボで監視することによって停止の必要性の有無を決定できる。

同期はずれなどの異常状態で界磁回路に誘起される逆方向電圧が、三相全波ブリッジの正逆両素子に均一に分担されるように、並列2素子ごとに分圧抵抗を設ける。

大容量の励磁機では、転流時のスパイク電圧を吸収するためコンデンサを設ける場合もある。ただし、キャリア蓄積効果によるスパイク電圧の大きさは周波数によって差があり、商用周波数以下では問題とするほどのスパイク電圧は現われないので水車発電機用ブラシレス励磁機ではコンデンサを設ける必要はないと考えられる。

図3.10はタービン発電機用回転整流器の代表的接続例を示したものである。

4. 自動電圧調整器 (A. V. R.)

従来の直流励磁機は、自動電圧調整器により直接、制御されていたが、ブラシレス励磁機の場合には、交流励磁機に励磁を与える装置は、図2.1に示したように発電機電圧を制御する自動電圧調整器と交流励磁機の界磁に励磁エネルギーを与えるサイリスタ増幅器の二つの部分に分けられる。サイリスタ増幅器を自動電圧調整器の中に含めて考えない理由は、これを従来の直流励磁機に対する自動電圧調整器の出力増幅器と比べると機能的に大変に異なり、むしろ副励磁機と称すべき性格をもっているからである。しかし、ここでは従来の習慣にしたがい、サイリスタ増幅器を含めてこの項で説明する。

まず図4.1について動作の概略を説明する。発電機電圧は電圧設定器を経て自動電圧調整器の検出回路に与えられ制御に適当な直流電流に変換される。この検出信号と基準信号とを比較しその差を増幅する。一方、最低励磁検出回路より与えられる低励磁限界信号も同様の増幅器で増幅される。これら二つの偏差信号は競合回路により、どちらか一方が選択され、さらに増幅され、自動電圧調整器の出力電圧となる。電圧設定値からの差に応じて極性と大きさを変えるこの偏差電圧はサイリスタ増幅器に与えられる。サイリスタ増幅器には別に手動電圧調整器から入力信号が与えられており、これにより発電機電圧を希望する値に保持するに必要な基本励磁を交流励磁機の界磁に与えている。先に述べた自動電圧調整器の出力はこの手動電圧調整器からの信号に重複し、サイリスタ増幅器の出力を基本励磁出力を中心に変化させる。従来の直流励磁機の場合には、自励分巻界磁により基本励磁を与え、自動電圧調整器の出力をブースト、パック制御界磁に与えることにより励磁制御を行なっていたが、ブラシレス励磁機の場合は交流励磁機の界

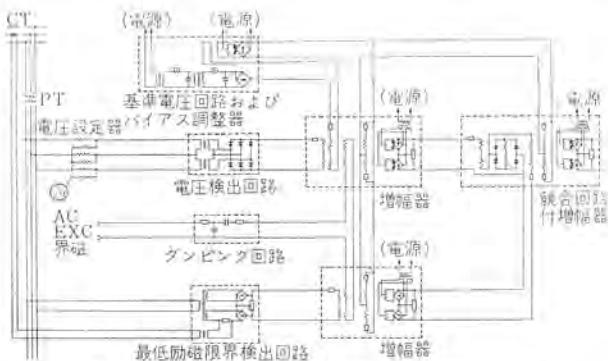


図4.1 マグ・ア・statt形自動電圧調整器回路
Fig. 4.1 Circuit diagram of "MAG-A-STAT" automatic voltage regulator.

磁巻線は1種類だけであるので、その一つの界磁に適当な増幅器から、必要な界磁電流のすべてを供給せねばならない。このためこの増幅器は比較的大きな容量のもので、しかも早い応答速度をもつことが必要であり、サイリスタ増幅器の使用が適当である。また、サイリスタ増幅器を使用すれば交流励磁機の一方向界磁に対して、容易に両方向(ブーストおよびパック)のフォーシングを行なうことができる。すなわち、界磁巻線のような誘導負荷の場合にはインバータ回路を採用することにより、増磁方向にはconversionによって、減磁方向にはinversionによって、交流励磁機への界磁電流を頂上値からゼロまでフォーシングすることができる。

以上のように、ブラシレス励磁方式の場合には、サイリスタ出力増幅器はたとえ手動調整時であっても欠くことはできず、交流励磁機用副励磁機としての機能を果している。また、手動電圧調整器はその大きさ、容量は非常に小さいものであるが、直流励磁機の場合の自励分巻界磁用界磁調整抵抗器(70E)に相当している。

4.1 自動電圧調整器

半導体技術が急速に進歩している現在、自動電圧調整器もまもなく半導体装置にかわるであろうが、現在のところ図4.1に示すように、従来、直流励磁機に100台近く使用され実績のあるマグ・ア・statt形を使用する。これは従来と同様に磁気増幅器を主体としたものでその電源は発電機軸に直結されたPMGより供給される。この自動電圧調整器はまた、定態安定限界ならびに発電機容量限界にマッチした最低励磁制限装置を装備しており低励磁域で安心して発電機を運転することができる。

4.2 サイリスタ増幅器

図4.2に示すように、三相全波整流回路に組まれた6個のサイリスタとその保護回路および点弧装置とよりなる。これはインバータ回路を構成しており、サイリスタの点弧位相と出力電圧波形との関係は図4.3に示すように変わる。すなわち点弧パルスが90°位相

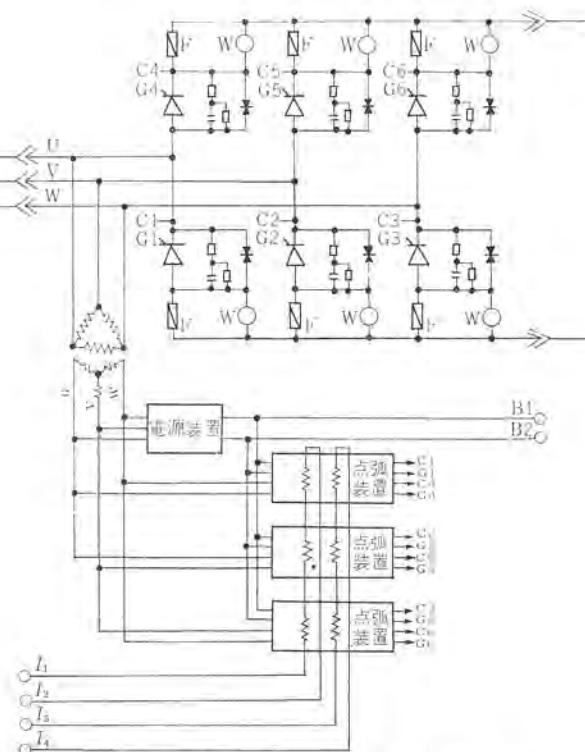


図4.2 サイリスタ増幅器回路
Fig. 4.2 Circuit diagram of thyristor amplifier.

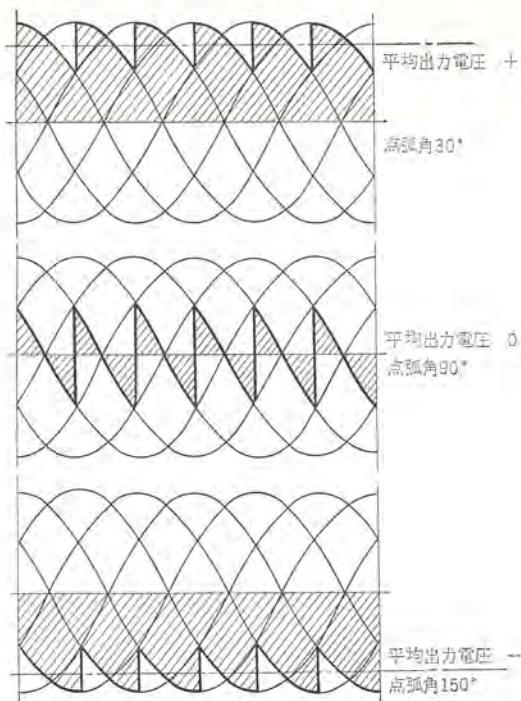


図 4.3 サイリスタの点弧位相と出力電圧の関係
Fig. 4.3 Relation of ignition angle and output voltage.

のときにはその平均出力電圧はゼロであり、これより点弧位相角を進めると正の電圧になる。また点弧位相を 90° より遅らせると電流は流れることはないが出力電圧を負にすることができる。

ブラシレス励磁方式ではサイリスタ増幅器は非常に重要なものでこれがなければ手動運転も行なうことができない。そこで通常は励磁に必要な容量をもった増幅器を 2 個並列に使用する。たとえば 100 A の励磁電流が必要な場合には 100 A の容量の増幅器を 2 個使用するが、各増幅器は図 4.2 に示したものすべてを含む完全なものとし、そのうえ引出形構造でブライイン形端子を使用する。これを適当なワクにおさめて運転中であっても容易にとりはずせるようしている。増幅器中の各サイリスタには直列にヒューズをそう入し破壊した素子の速やかな除去をはかる。ヒューズが切れた場合にはランプが点灯し故障を容易に確認できる。運転中に万一素子が破壊した場合には、破壊した素子を含む増幅器全体をそのまま引出し、修理をすることができる。このときは増幅器は 1 個だけになるが、前述したように 1 個だけでも十分な容量をもつてるので支障なく運転を続けることが可能である。

5. ブラシレス発電機の試験、運転および保護装置

5.1 試験

ブラシレス励磁機で励磁される主発電機の試験法と試験項目は、従来の直流励磁機利用のものと大差ないが、スリップリングがない点だけが異なる。このため工場試験時に試験専用のスリップリングを軸端に取りつけて、無負荷飽和特性試験、三相短絡特性試験、界磁抵抗測定、界磁巻線温度上昇試験などを実施し、現地で運転する場合に必要な参考データをとる。

ブラシレス励磁機自体の工場試験も試験用スリップリングを取りつけて試験するという点以外は従来の直流励磁機とほとんど変わらない。おもな試験項目は無負荷および負荷飽和特性試験、電圧変動率試験、耐圧試験、温度上昇試験、過速度試験などである。

5.2 運転

ブラシレス発電機の運転にあたって従来のものと大きく異なる点

は、界磁電流、界磁電圧および界磁巻線温度の計測を行なわないことである。計測用の小形のスリップリングまたは電磁誘導を利用した特殊計測装置を設ければこれらの諸量を測定することは困難ではないが、計測用とはいえスリップリングを設けることは保守の簡易化という最初の目的に反するし、実際運転上も可能出力曲線にしたがって運転すれば何等問題はなく、強いて界磁電流や界磁巻線温度を測定せねばならない理由はない。界磁電流の値を知りたい場合には、電機子電流、端子電圧および力率を測定し、工場での特性試験の結果から求めた「界磁電流算定図表」を用いて界磁電流を求めればよい。また界磁巻線温度上昇は界磁電流と水素圧力によって決まるので、工場試験時に水素圧力をパラメータとして界磁電流と温度上昇の関係を求めておけば容易に推定できる。

5.3 保護装置

発電機保護の目的で、従来次のような保護继電器が一般的に使用されている。

発電機電機子巻線短絡保護	87/G
発電機界磁喪失保護	40/G
発電機界磁地絡保護	64/F
電機子巻線地絡保護	64/G
ユニット短絡保護	77 T/M
三相不平衡保護（逆相保護）	46/G
後備過電流保護	51/G

このうち界磁地絡保護 (64/F) 以外はすべて電機子に接続されるもので、ブラシレス発電機の場合でも従来どおり検出可能である。64/F に代わるものとして、ブラシレス発電機には界磁接地検出装置を設ける。これは図 3.1 で交流励磁機のすぐ左側に示されている 2 個の小さなリングとソレノイド駆動のブラシを利用するもので、図 3.11 から明らかなようにパイロットリングのうちの 1 個は交流励磁機の中性点に、他の 1 個は軸に接続されている。したがって、2 個のリング間の絶縁抵抗を測定すれば、これがそのまま界磁回路（発電機界磁巻線、回転整流器および交流励磁機電機子巻線を含む）の絶縁抵抗を示す。ブラシからのリードは励磁機端子板に導かれているので必要に応じて絶縁抵抗を測定してもよいが、界磁接地警報器をつけることもできる。これは、1 日に 1 回自動的にソレノイドを付勢してブラシをリングに接触させ、直流 100 V を印加して界磁回路の絶縁抵抗を計測するもので、その値が設定値以下の場合には警報を発する。

6. ブラシレス発電機の特長と実績

6.1 特長

(1) 運転の信頼性が高い

整流子やスリップリングにもとづく突発事故がない。
炭素粉や銅粉がないので絶縁の寿命が伸びる。
界磁シヤ断器や電動界磁調整器が不要。
有害フッガスの影響を受けにくい。

(2) 安全である

負荷時にブラシを取り換えないでよい。

(3) 保守が楽で費用がかからない

整流子、スリップリング、ブラシ、界磁シヤ断器、界磁調整器、直巻ガスがない。

(4) 基礎が簡単である

エヤダクトがない。

(5) 予備励磁機が不要

表 6.1 ブラシレスと減速ギヤ付直流励磁機の相異点

	ブラシレス励磁機	減速ギヤ付直流励磁機
構成	○回転電機子形交流励磁機 ○回転整流器 三相全波シリコン整流器 高速限流ヒューズ 分圧抵抗 ○密閉ハウジング 空気冷却器	○直流励磁機 整流子 ブラシ ○スリップリング ブラシ ○減速ギヤ ○密閉ハウジング
制御装置	○直結PMG ○出力:サイリスタ増幅器	○高周波MG ○出力:磁気増幅器 ○界磁シーケンサ 界磁調整器 直流ブースト
保護装置	○界磁回路絶縁磁抗測定器 ○ヒューズ動作表示器 (ストロボ)	○DGF 界磁接地リレー ○電流計 ○電圧計 ○回転子温度計
基盤		○エヤダクト 直流通風ダクト
寸法・重量	○大容量機ではブラシレスが小形	
予備	○シリコン整流器の個数が最低20%の余裕	○電動予備励磁機を設ける場合あり
適応度	○同等に設計	

シリコン素子の個数には大きな余裕がある。

(6) 大容量機に適している

4,000 kW の励磁機でも容易に製作できる。

大容量機では従来のものより小形軽量となる。

ブラシレス励磁機と減速ギヤ付直流励磁機の相異点を表 6.1 に示す。

6.2 当社製作実績

当社では 1,000 kVA 以下で 600~1,800 rpm の交流発電機にブラシレス励磁方式を多数採用しており⁽¹⁾、いずれも無事に運転しているが、電力用としても日本カーバイト魚津向け 15,625 kVA, 3,600 rpm ターピン発電機ならびに三菱金属鉱業玉山向け 3,300 kW A, 600 rpm 水車発電機をブラシレス励磁方式で製作納入した。表 6.2 に両機の仕様を示す。日本カーバイト魚津機についてはさきに紹介したとおりであるが⁽²⁾、三菱金属鉱業玉山機もほぼ同様の方針で製作した。前者とのおもな相異点は、立形であること、励磁容量が小さいので励磁電圧を下げピク逆耐電圧 700 V のシリコン素子を使用したこと、回転数が低いので交流励磁機の周波数を 40 c/s としたこと、遠心力が小さい(無拘束速度で約 880 g)ので構造を簡単にしたことなどである。図 6.1 は玉山向けブラシレス励磁機の回転子の外観である。

魚津機は昨年 11 月から、玉山機は本年頭初から営業運転にはいっているが、今日まで 1 個の整流素子の取り換えもなく完全に無事故で運転中である。なお、魚津機の公称励磁容量は 65 kW であるが、その設計方針として大容量機への応用を十分に考慮し、とくに半径方向の寸法は 2,000 kW 級の励磁機とほぼ等しくなるようにした。したがって回転子各部分ならびに整流素子、ヒューズなどにかかる機械的応力は大容量励磁機になどても魚津機とほとんど変わらない。

6.3 海外での実績

当社が技術提携しているアメリカ Westinghouse 電機会社(以下 W 社と略す)では、1960 年 2 月に West Penn Power Co., Springdale P/S #6, 50 MVA として、世界最初の電力用ブラシレスターピン発電機を製作納入した。その後 6 年を経た現在ではブラシ

表 6.2 日本カーバイト魚津ならびに三菱金属鉱業玉山納めブラシレス発電機の仕様

	納入先	日本カーバイト魚津	三菱金属鉱業玉山
主発電機	形式 出力 電圧 周波数 回転数 極数	横軸円筒回転界磁形 15,625 0.96(0.8 でも使用) 3,300 60 3,600 2	立軸突極回転界磁形 3,300 0.85 3,450 50 600(無拘束 1,400) 10
交流励磁機	形式 出力 電圧 周波数 回転数 極数	横軸回転電機子形 80 0.9 180 420 3,600 14	立軸回転電機子形 35 0.93 100 40 600 8
回転整流器	形式 出力 電圧 接続	シリコン 65 220 三相全波 2S-2P-6A	シリコン 32 120 三相全波 2S-2P-6A



図 6.1 三菱金属鉱業玉山納め 3,300 kVA, 600 rpm 水車発電機用 32 kW ブラシレス励磁機

Fig. 6.1 32 kW brushless exciter for 3,300 kVA, 600 rpm water wheel generator delivered to the Mitsubishi Metals and Mining Co. (Tamayama).

レス励磁方式は W 社の標準の励磁方式となり、1965 年以降に受注した電力用ターピン発電機にはほとんど 100% 採用されている。その代表例を表 6.1 に示すが、現在までの製作概況と運転実績は次のとおりである。

6.3.1 W 社製作概況

- (1) 運転中のもの 352 MVA 用 1,350 kW など 12 台 延運転時間 15 年
- (2) 据付中のもの 733 MVA, 2P 用 3,500 kW 667 MVA, 4P 用 2,600 kW など 9 台
- (3) 製作中のもの 54 台
- (4) 商談中のもの 5,500 kW, 3,600 rpm 励磁機など

運転中のものと据付または製作中のものを合せると全部で 75 台、発電機総出力 30,200 MVA、励磁機総容量 129,000 kW に達するが、性能ならびに製作技術の面でも完成されたものとなっている。さらに注目すべきことは、American Electric Power Co., 向けの 907 MVA, 3,600 rpm ターピン発電機(固定子水冷却)に直結される 4,100 kW, 675 V のブラシレス励磁機を水素冷却で製作していることで、今後のブラシレス励磁機の方向を示唆するものである。

6.3.2 W 社運転実績

さきに述べた Springdale #6, 50 MVA ブラシレスターピン発電機は大容量機に対する開発的要素をもった機械であり、その数年間

表 6.3 W 社 ブラシレス 発電機の代表例

	納入先	発電所	タービン定格 MW	発電機定格			ブラシレス励磁機		運転開始年
				rpm	MVA	pf	kW	V	
新内冷却	Consolidated Edison Co.	Indian Point	1,021.8	1,800	1,125.6	0.90	4,200	500	69
	American Electric Power Co.*		764	3,600	907	0.90	4,100	675	69
	Flaride Power & Light Co.	Turkey Point	728	1,800	894	0.85	5,000	600	69
	Ohio Edison Co.	W. H. Sanmis	623	3,600	800	0.85	4,400	535	67
	Commonwealth Edison Co.	Kincaid	580	3,600	733	0.90	3,500	500	67
	Connecticut Yankee	Hoddam Neck	600	1,800	667	0.90	2,600	500	66
	Mississippi Power & Light Co.	Baxter E. Wilom	500	3,600	640	0.85	2,850	550	66
	Cincinnati Gas & Electric Co.	W. C. Beckjard	400	3,600	512	0.9	2,400	500	67
内部冷却	Missouri Public Service Co.	Sibley	350	3,600	448	0.9	1,850	500	67
	West Penn Power Co.	Mitchell	250	3,600	352	0.85	1,350	500	63-8
	Carolina Power & Light Co.	Skyland	175	3,600	243	0.85	1,150	375	64-4
水素冷却	Pratt & Whitney Co.	Sewaren	100	3,600	128	0.85	290	250	65-9
	Sierra Pacific Power Co.	Tracy	75	3,600	88.2	0.85	225	250	65-5
	West Penn Power Co.	Springdale	40	3,600	50	0.80	180	250	60-4
空冷 気却	Reynolds Tobacco Co.		12.5	3,600	15.6	0.80	70	250	64-10

* 固定子水冷却、励磁機水素冷却

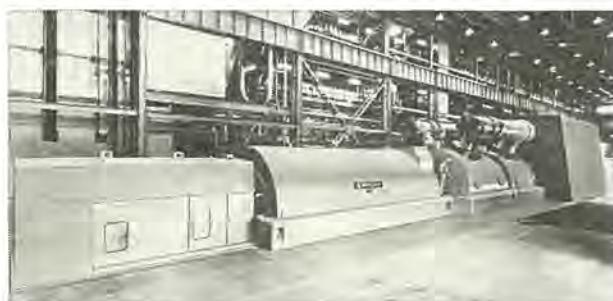


図 6.2 West Penn Power Co., Mitchell P/S No. 3, 352 MVA, 3,600 rpm ブラシレスターピン 発電機 (W 社)

Fig. 6.2 352 MVA, 3,600 rpm brushless turbine generator, Unit No. 3 of West Penn Power Company's Mitchell Station. (Westinghouse make)

にわたる運転経験をもとにして構造上の改良を施した2号機以下の機械が製作された。そのうちの二、三の運転実績は次のとおりである。

(1) West Penn Power Co., Mitchell #3, 352 MVA, 3,600 rpm 内部冷却機用 1,350 kW, 375 V 励磁機

本機は事実上の商用第1号機であり、1963年8月に運転にはいった。途中で、回転整流器から発電機界磁巻線に至る直流リードの接続部に使用されている銅合金に材質不良が発見され取り換えた以外は、据付以来定期検査中にシリコン素子2個を取り換ただけである。

(2) Carolina Power & Light, Skyland #1, 243 MVA, 3,600 rpm 内部冷却機用 1,150 kW, 375 V 励磁機

1964年3月に運転開始以来、部品の取り換えは皆無である。上記のほか9台が本年6月までに据付を完了し無事故で運転中である。

る。

6.3.3 Siemens 社製作実績

W社と技術提携を行なっている西独 Siemens 社でも、100 MVA, 3,000 rpm の ブラシレスターピン 発電機が最近運転にはいり、200 MVA ならびに 400 MVA の機械も同一方式で製作中と報ぜられている。

7. むすび

以上、事業用大容量発電機の ブラシレス 励磁方式について、構成、回転整流器の構造と機械的、電気的設計内容、AVR 方式、保護装置などをかなり詳細に紹介するとともに、試験、運転上の特異点と内外の製作運転実績についても述べた。

日本カーバイト 約 15,625 kVA, 36,000 rpm ターピン、発電機ならびに三菱金属鉱業玉山約 3,300 kVA, 600 rpm、水車発電機で採用された ブラシレス 励磁装置の順調な運転は、事業用大容量機に対するこの励磁方式の適性を示すものである。

最近、電力会社の関係者各位の ブラシレス 励磁方式についての理解と認識が高まり、大容量機への採用の機運が盛り上がってきたことは、整流器励磁への移行という世界のすう勢から考えて、きわめて意義深いものがある。

参考文献

- (1) 高原、元木：「三菱電機技報」38, 1535 (昭 39)
- (2) 甲斐、長沢：「三菱電機技報」39, 997 (昭 40)
- (3) D. B. Hoover : Westinghouse Engineer, Sept. (1964)
- (4) A. Abolins & F. Heinrichs : ETZ-A, Bd. 87, H. 1 (1966)

スラスト軸受の諸問題

田附和夫・石井明*

Recent Trends of the Thrust Bearings

Kōbe Works Kazuo TAZUKE・Akira ISHII

With the increase in capacity of hydro electric generating units, the thrust load working on the bearing increases so much that it has come to assume a key position in the installation.

The recent research and development made on the design of Mitsubishi thrust bearings are based on this concept. A new supporting method of the pad is suggested as an outcome of the study. An oil scraper which separates hot and cold oil is an ingenious device. A method of improving the oil circulation and water cooled pad are salient points of the description.

1. まえがき

立軸の水車発電機や、揚水用発電電動機（以下両者を発電機と略称する）に用いるスラスト軸受は発電機、励磁機、水車の回転部重量に加えて、水車の水圧推力をも受ける。発電機は近年大容量化の一途をたどり、スラスト軸受に要求される荷重も1,000トンから2,000トンあるいはそれ以上にも達しようとしている。しかも、最近の傾向としては荷重が大きいうえに回転速度も比較的高く、軸受損失が非常に大きくなり、これを処理する油冷却器を油そうに入れることができ、構造上の寸法制限で困難になる場合もあらわれてくる。この問題の解決のために軸受面圧の増加とか、冷却効率の向上などスラスト軸受に対する要求は次第に過酷になり、スラスト軸受は水力プラントにおいて技術的に一つのキーポイントを占める重要な部分となっている。

スラスト軸受の理論解析で、従来一般に行なわれていたのは、レイノルズの微分方程式を解析的に解きやすくするよう、現象をいろいろに理想化、単純化したものであった。たとえば、ランナ、パッドは完全に平坦なものとし、粘度は一定と仮定し、パッドを長方形と考えたり無限幅と考えるなどである。このような仮定はいざれも実際の現象とは違っているが従来はこのような理想化、単純化を行なわないと計算は不可能に近かった。しかし最近は電子計算機によって実際の現象に近い条件で計算できるようになっている。当社ではレイノルズの方程式とエネルギーの式とを、パッドのたわみを考慮に入れて同時に解くという、現在最も進歩した形の計算により解析を行なっている。

このような理論解析を進めてゆく一方、実験や実機試験によって理論を裏付けてゆくことも必要である。当社では数年前から小形のスラスト軸受モデル装置を利用して、種々の実験研究を行なってきた。また実機についても、工場の研究試験や、現地の運転データなど豊富なデータを集めて理論の裏付けとしている。しかし、最近の大形スラスト軸受を小形モデルから直接類推することには種々問題があり、また、実機の工場運転には工程上の制約があるので、昭和40年に大形スラスト軸受モデル装置を製作した。これは、3,000トンの実荷をかけて250rpmの連続運転を行なうるもので、300MVA～500MVAの可逆転機のスラスト軸受に相当し、世界に類例をみない超大形スラスト軸受である。すでに長期間運転

して数多くの新しい貴重なデータを得ている。

この成果や、理論解析については近く改めて発表する予定であるが、このような理論と実際との両面からの広範な研究によりスラスト軸受の進歩改良のあとはいちじるしい。そこで最近の当社のスラスト軸受について、その技術的問題や新しい傾向を取り上げて以下に述べる。

2. パッド数の影響

スラスト軸受の安全を考えるとき、パッドの支持と軸受の冷却の二つが重要である。パッドの支持を考える前に、まずパッドの数について考察してみたい。

昔のスラスト軸受ではパッドの数は比較的小なく、6ないし8枚のもののが多かった。しかし、発電機の単機容量が次第に増大し、スラスト軸受も大型化するにつれて、パッドの数が少ないと製作、据付などの取扱時に大きな重いパッドを扱わねばならぬこととなり、一方、技術的にもパッドの熱変形、フレッティングコロージョン、起動時の様相などの解明が進むにつれて、パッドの数が多いほうが軸受として有利であるとの見解から、最近の中、大型スラスト軸受は10ないし16枚程度を採用する傾向にある。パッドの表面はランナのシュー動により加熱され、裏面は比較的低温の油に接しているので、表裏の温度差によってパッドは熱変形するが、この現象によるタワミはパッドの大きさの2乗に比例する。

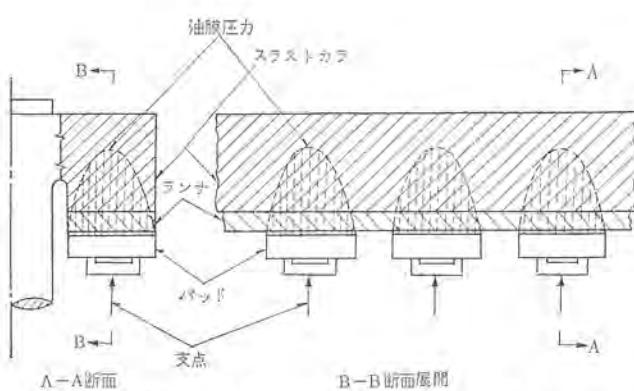


Fig. 2.1 回転中の油膜圧力分布
Fig. 2.1 Oil film pressure distribution on pads and on thrust bearing runner at a normal speed.

また、スラストカラとランナとの間のフレッティングコロージョンは、図2.1の波状圧力が機械の回転の間にランナに周期的弾性変形を生ぜしめ、スラストカラとの接触面において周期的な微小スリップを起こす結果であり⁽¹⁾、この対策としてはランナの剛性を増すとともに、パッドの数を増して圧力波の波長を減少するのが有効である。

発電機がかなり長期の停止から起動する場合、オイルリフトを用いない軸受では、起動の瞬間は少なくとも部分的には金属接触があり、大体パッド1枚分くらい回転したところで、境界潤滑に移行するといわれている。スラスト軸受は起動瞬間に面が多少荒らされ、運転中にまた馴らされるという状態をくりかえすわけである。この点からもパッド数を増加すれば、メタルの荒らされる期間を短縮できて有利になる。パッド数を増せば、油膜厚さは若干減少する。しかし油膜内の油温上昇は低くなり、軸受温度が低下する利点のほうが大きく、これらを総合してパッドの数を決めている。

3. パッドの支持

一般に軸受の温度が低いほど安全度が高いという通念があるが、これは必ずしも正しくない。全体として軸受温度が低くても、パッドの荷重分ターンの均一度が悪かったり、パッドの変形によって局部的に最小油膜厚みが最小となると、焼損の危険があるし、逆に軸受温度が高くても、パッドの支持が良好なときは、安全な運転が期待できる。当社のスラストモデル装置でためした結果では、軸受表面温度115°Cで支障なく運転できた。この温度はもちろん過大であり、運転温度が高くてもよいとは一概に言えないが、注意すべきはパッドの支持の良否が、軸受の安全に重大な影響をおよぼすことである。

パッドの支持に関しては、支点または支持の重心が回転方向に関してパッドの中央にあるかないか、すなわちセンタサポートかオフセットサポートか、という問題、支点とパッドとの間に介在する支持装置、それに各パッド間の荷重分ターンの均一な調整の三つにわけて考える。

3.1 センタサポートとオフセットサポート

キングスペリー式スラスト軸受において、パッドの支点を回転方向に関して中央におくものをセンタサポートと称し、これに対して支点を回転方向に若干ずらしたものをおフセットサポートと称している。オフセットサポートでは、クサビ形油膜の形成が容易であり、このためセンタサポートに比べて一般に軸受温度は低く、軸受損失も少なく、最小油膜厚さは大きくなることが従来からの理論および経験で明らかになっている。すなわち、オフセットサポートにするとセンタサポートよりも過酷な条件で使用できる。図3.1は当社の小形スラスト軸受モデル装置によりオフセット量を変えて比較した例で、一定の冷却条件をもつ一定の軸受で、パッド表面温度を一定とするための軸受面圧と周速との関係を示したものである。オフセットサポートにすることにより面圧、周速をかなり上げて使用することができる。

それでは何%オフセットするのが最適かということは、運転条件によって変わるわけで、モデルテスト結果によると、ある油では9%，他の油では6%というぐあいに使用する油の種類によっても変化する。

3.2 パッドの支持装置

パッドの支持装置としては、小形軸受ではピボット支持であるが、パッドが大きくなると図3.2のように荷重や熱による変形が大きくなるので⁽¹⁾、ディスクで支持する形式となる。しかし、前項で述べたようにパッド数を増すと、パッドの形は半径方向に細長くなる

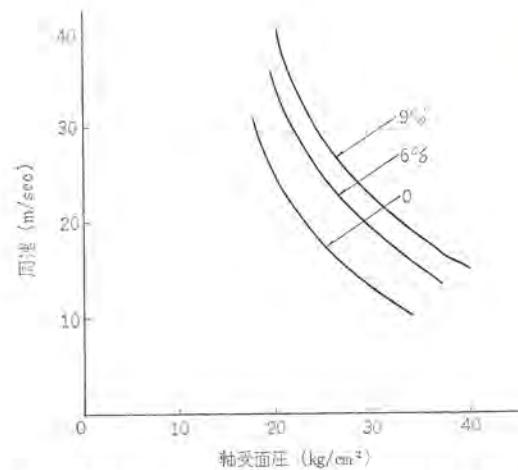


図3.1 パッド表面温度を一定するための周速と軸受面圧(オフセット量 パラメータ)

Fig. 3.1 Velocity-unit loading curves for a constant bearing surface temperature(parameter in offset ratio).

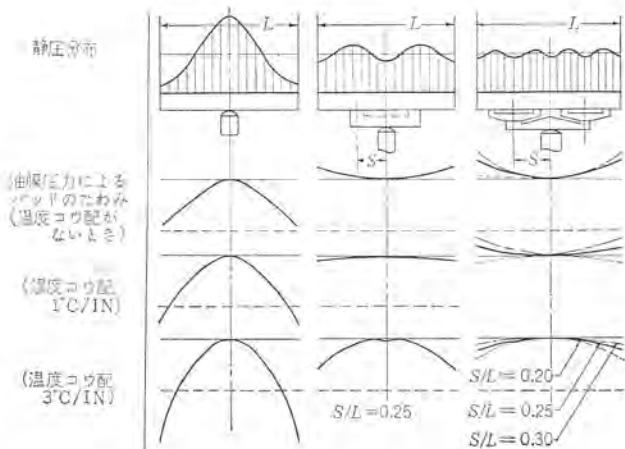


図3.2 支持条件によるパッド表面の静圧分布とパッドのタツミ比較

Fig. 3.2 Static pressure distribution on surface of pad and deflection of pad with various types of supports.

ので、これを1個のディスクで支持するのは変形の上から不十分になる。

この対策として当社では大形軸受に4線支持方式を採用し、優秀な成績をおさめている⁽²⁾。4線支持は、パッドの半径方向断面内の変形がなるべく少なくなるよう、その支持点の位置を電子計算機により最適決定している。

センタサポート軸受の場合は、オフセットサポート軸受よりも油膜厚さがうすくなるのでパッドの変形をより厳密に考える必要がある。4線支持ではパッドの回転方向の変形を管理するのが困難であったが、これを適当な形に決定したいという考え方から現われたのが、3-ディスク支持である。図3.3の外周側の二つのディスクの大きさと回転方向の支点距離によってパッドの回転方向のタツミを変えることができる。図3.3のバネ板とパッドとの間の距離変化を電気式タツミ計で測定することにより、荷重分ターンの調整を容易に行なう構造とすることができる。

さらに、他の支持方法として、ディスク支持円周を2重3重にする方法がある。図3.4でパッドが大きい場合、従来のディスクでは径の大きいときは(a)のようにパッドがオウ(凹)面に、また逆に径の小さいときは(b)のようにトウ(凸)面になりやすいので、図3.4(c)のようにすれば簡単な形でほぼ平ターンとすることができます。

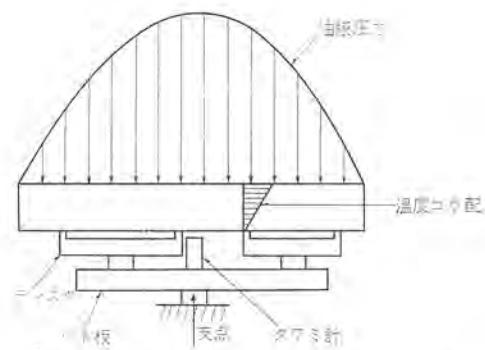
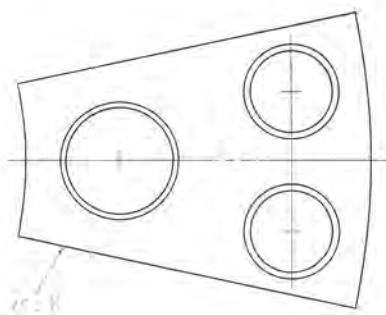


図 3.3 3-ディスク支持スラスト軸受
Fig. 3.3 Thrust bearing shoe with three disc support.

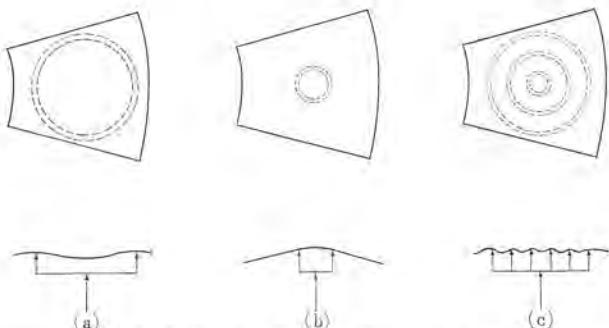


図 3.4 パッドの支持とタワミ
Fig. 3.4 Supporting method and deflection of pads.

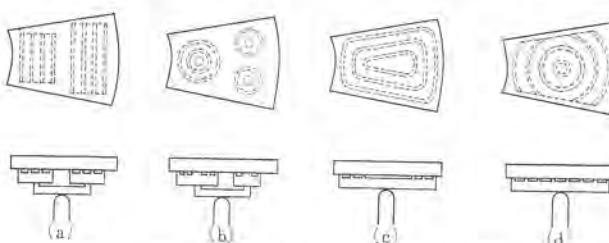


図 3.5 パッドの支持方式例
Fig. 3.5 Multi-support pads.

この原理を応用すると、図 3.5 のようにいろいろな方式が考えられる。図 3.5 で (a) は 4 線支持に応用したもの、(b) は 3-ディスク支持に応用したもの、(c) と (d) は 1-ディスク支持に応用したものである。(特許出願中)

3.3 荷重分担の調整

スラスト軸受の荷重は、各パッドに等分に分担されることが望ましい。荷重分担にばらつきが大きいと、あるパッドは必要に大きな荷重をうけ、あるパッドはわずかしか荷重をうけないという結果になる。

荷重分担を均一にする方法として、当社では、圧縮管のバネ特性を利用する方式⁽²⁾、前述の図 3.3 のバネ板とパッドの間の距離変化を電気式タワミ計で測定する方式が使用されている。

4. 油のアワ立ち防止

スラストカラやランナが高速回転すると、これにつれて油そう内の油はかなりの勢いで回転流動する。このとき油面近くにあるセグメント状のガイドメタルによって乱流を生じアワ立ちの原因となる。このアワは細かく油中に混入して回転中は油そうのかなり下方にまで達し、静止時には、次第に大きくなりながら上昇してパッドとパッドの間の部分でランナの下にたまり、再起動のときにパッドにかみこまれる。図 4.1 は、スラストモデル装置においてランナに透明材料をもじいてアワのはげしい状態を観察したものである⁽⁴⁾。軸受の油膜にアワを含むということは粘度の薄い油を使用して油膜が薄くなつたと同等であり、またアワの断熱圧縮によって油が黒化するという説もあり、いずれも軸受にとって好ましくない現象である。また、油そう内の冷却管の表面にアワが付着して冷却効率を減じ、このため軸受の温度が高くなる。さらに、アワ立った油は容積を増し、油そうからの油もれが起きやすくなる。

このように有害なアワ立ちを防ぐために、当社では周速の大き

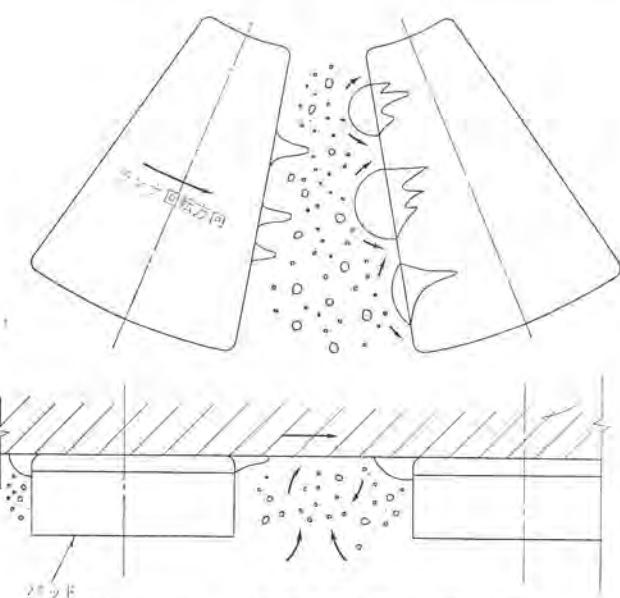


図 4.1 ランナとパッドの間の気泡(泡)の様相
Fig. 4.1 Excessive air bubbles contained between thrust pads and runner.

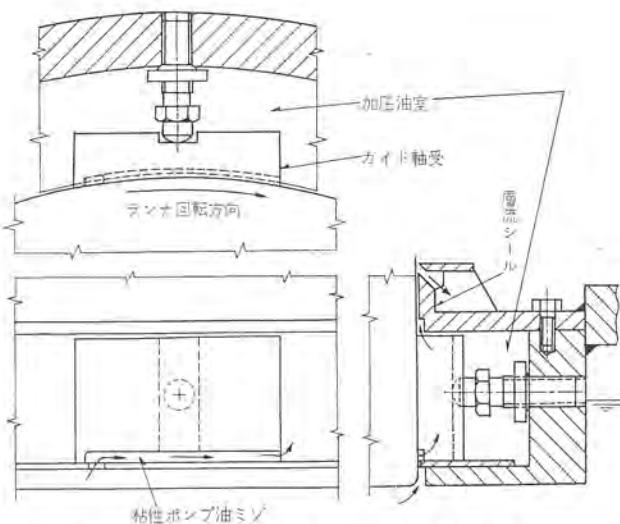


図 4.2 ガイド軸受部のアワ立ち防止構造
Fig. 4.2 Anti-foaming design at guide bearing.

い機械にはガイドタル部にアワ立ち防止装置を設けることにして
いる。これは図4.2のようにガイドタルの上下にシールをして油
室を形成し、この中に油を充満させてシールの細ヶギ（隙）から層
流として流出させるものである⁽⁴⁾。油室中に油を押込むためには
図4.2のような粘性ポンプ形式以外に、ランナやカーラーに半径方向
のミヅや穴をあけた遠心ポンプ形式のものもある。このようなシール
によるアワ立ち防止方式は、多くの実績がありすぐれた効果が
確認されている。

5. 油 力 キ

スラスト軸受の発熱は主として、パッドとランナとの間のシュー動により発生し、この熱により加熱された油は油冷却器により冷却されるという加熱・冷却のサイクルを繰り返す。ところが、パッドを出した熱油のうちかなりの量が、そのまま次のパッドにはいれば2枚目のパッドへはいる油の平均温度はそれだけ高くなり、したが

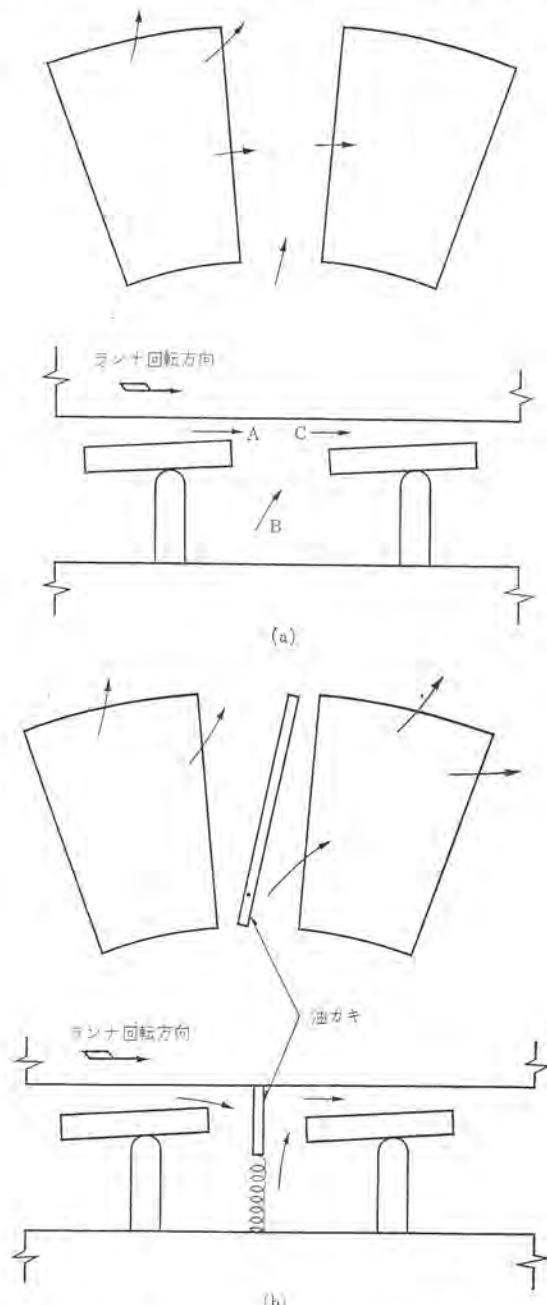


図 5.1 パッド間の油流と油カキの機能
Fig. 5.1 Oil flow between the pads and the function of the oil-scraper.

って、2枚目のパッド各部の温度も上昇する。図5.1(a)で1枚目のパッドから出てくる熱油Aと周囲の冷油Bとが混合して混合油Cとなり2枚目のパッドにはいる。そこで図5.1(b)に示すように油カキを設ければ、Cの中でのAの割合を小さくすることができ、混合油Cの温度は下がる。

当社では、モデル試験や工場試験で油カキの有無について比較試験を行なったが、その効果はいちじるしく、軸受の大きさや運転条件によっても変わると軸受温度が5°Cないし15°C程度下がることを確認した。さらにパッドの表裏の温度差が小さくなつて熱変形が少ないと効果的である。(実用新案708591および出願中)

6. 油流の改善

上に述べたように、スラスト軸受の冷却は普通は油そ_う内に冷却水管を入れることによって行なうが、このような冷却器の冷却能力は次式で表現できる。

ここに L =冷却器の処理熱量 (kW)

$$A = \text{冷却表面積 (m}^2\text{)}$$

$t =$ 油と水との平均温度差 (°C)

K =熱傳流率 (kW/m²·°C)

熱貫流率は冷却管表面における油の流速の影響を大きく受け、油の速度とともに増大するので冷却効果をよくするためにには、油流の改善が肝要である。たとえば実機試験で一定のスラスト軸受油そうに冷却管を構成上可能なだけ密に設けた場合と、冷却管表面積がその半分になるように疎に設けた場合を比較したところ、軸受表面温度は密のほうが疎より約5°C低かったが、冷却管単位表面積あたりの熱貫流率では疎のほうが密より約30%上回る値を示した。管内水速が等しくなるよう疎のほうは冷却水量を少なくしたので熱貫流率の差は管外油流抵抗による管外面熱伝達率の低下に基づくもので、狭いスペースに冷却管をつめ込むことは冷却効果を低下させる。フイン付き管でも同様で、式(6.1)で冷却表面積を大きくするためにフイン付き管をもちいても、フインによって油流が妨げられると熱貫流率が下ってかえって冷却能力が低下することもある。

効果的な油流を確保するために、当社では図6.1のような油流ポンプをランナに取付ける方式を開発し、モデル試験や工場試験を行なった。その結果の一例を図6.2に示す。油流ポンプはランナ周速が20m/secより低いときにいっそう効果が大きい。周速の高い領域ではフインなし管やローフィン管では効果が少ないが、ハイフィン管で効果がある。すなわち冷却器内部の実質油流がおそいとき

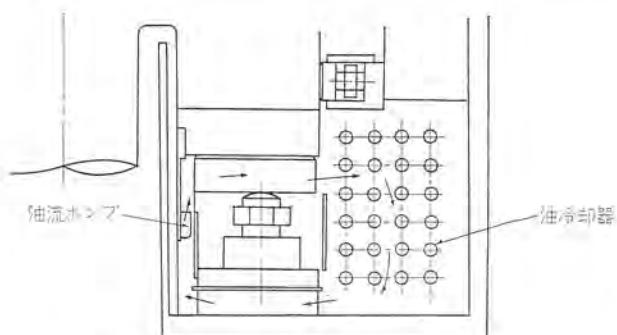


図 6.1 油流ポンプ付スラスト軸受
Fig. 6.1 Thrust bearing with oil circulating pump.

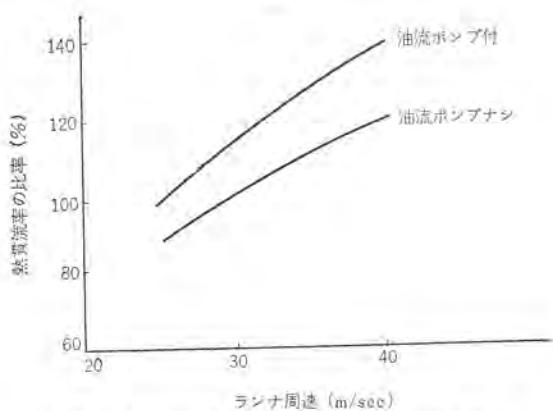


図 6.2 热貫流率におよぼす油流ポンプの効果
Fig. 6.2 Heat transfer coefficient influenced by oil circulating pump.

に効果を發揮する。

このようなポンプによる以外にも油流改善としては、油冷却器や軸受各部の形状に工夫をこらして、なるべく油がスムーズに流れよう地味な改善の努力をつづけている。

7. パッド直接水冷方式

上に述べた冷却方式はパッドとランナとのシュー動による発熱を、一度媒介としての油に伝え、さらに油そうの外径側に収納された油冷却器で、油を冷やすものである。発熱部と冷却部との間の距離が長く、その間に油という伝熱性能の悪い媒体に頼っており、しかも従来はその油を高温と低温にはっきりとわけていなかったため、効率の悪い冷却であった。上に述べた油力や油流の改善によってかなりの改良はされているが、さらに冷却の面から根本的に考えた結果、当社ではパッドを水で直接冷却する方式を開発した。この方式はパッドのホワイトメタルの中、あるいはその下を裏金中に水路を形成して外部から冷却水を流してやり、パッド表面で発生した熱を金属内の伝導により水に伝えて冷却するものである。モデル試験や工場試験の結果では、これにより10ないし30°Cも軸受表面温度が下ることを確認した。

また、直接水冷によりパッドの表裏の温度差が格段に小さくなり、パッドの熱変形を小さくすることができるのもこの方式の大きい利点である。

8. 揚水用スラスト軸受

近年、揚水発電所の建設が急速で進み、揚水用の可逆転発電機が脚光をあびているが、スラスト軸受としても可逆回転形が要求されるるで、これについて若干のべてみたい。

可逆回転のためにパッドの支持をセンタサポートとすると、3.1節で述べたようにオフセットに比べてすべての面で軸受性能は低下する。したがってオフセットと同様の安全性を確保するために、センタサポートの場合にはスラスト軸受面圧を若干きげて使用するのであるが、当社の大形スラストモデル試験においては、軸受寸法が大きいがゆえの熱変形、その他の困難な問題を克服し、従来センタサポートスラスト軸受で常識とされていた軸受面圧よりはるかに大きい荷重での運転に成功し、支持の良好さもあいまって開放後のパッド面も非常によい当たりをましていることを確認した次第で、大容量揚水機用センタサポートスラスト軸受についての自信をいっそう強めることができた。

また一方ではすでにこの誌上でも発表したように正転、逆転の切りかえのたびに、パッドと支点との相対位置を安全確実かつ自動的に切り換えてオフセット軸受の有利な運転を行なうことのできる可逆オフセットスラスト軸受方式⁽³⁾も研究、実機試験すみであり、揚水用スラスト軸受の態勢は整っている。揚水用発電電動機では、電動機としての起動を楽にするため、普通起動時に高圧油をパッドとランナの間に圧入して起動トルクを下げる方法がとられる。これにより起動瞬間の金属接触も防止され、起動停止のヒン繁な揚水機にとっては好ましいことである。

6章で述べた油の流动をよくするための油流ポンプ(図6.1)は、普通は一方向回転用であるが、当社では揚水用可逆機のために特殊な可逆ポンプを開発(特許出願中)、試作し、その効果も確認すみである。

9. むすび

水車発電機や揚水用発電電動機に用いられる立軸スラスト軸受について、その一般的な問題点や、当社が多年にわたり積極的にすめてきた研究や改良について概説した。

スラスト軸受が最初にも述べたようにますます重要性を増していく折柄、今後とも研究をつづけてスラスト軸受の性能と信頼性の向上に努力してゆく所存である。

参考文献

- (1) R. A. Baudry : Evolution of the design and operation of large thrust bearings, AIEE Transaction Paper, 58-171.
- (2) 井関、田附、ほか：「三菱電機」33, 1291 (昭34)
- (3) 田附：「三菱電機技術」39, 330 (昭40)
- (4) R. A. Bandry, G. E. Peterson, G. D. Cooper : Transaction of ASME 819 (May, 1958).

高圧発電機絶縁の機能試験

原 仁吾*・川上 剛**・松田 穎夫***・伊藤昭八郎****

Functional Evaluation Test of High Voltage Generator Insulation

Central Research Laboratory Jingō HARA · Takeshi KAWAKAMI

Kōbe Works Sadao MATSUDA

Nagasaki Works Syōhachiro ITŌ

Studies have been made on the aspect of thermal and corona deterioration thermal endurance of generator insulations with heat cycles under the same condition as actual operation. Functional evaluation tests have been carried on since 1961 on stator winding insulations of turbine and water wheel generators to investigate dielectric dissipation factor, corona, insulation resistance and breakdown voltage. A model used consists of one sector core of stator with 80,000 kVA rating, in which coils are insulated on several systems in slots in similar manners to a real machine. The tests have manifested that DIALASTIC insulation is much superior to asphalt compound in the point of life, non-destructive insulation characteristics, decreasing rate per year of electric strength and the like.

1. まえがき

発電機の固定子絶縁は機器の信頼性、寿命を支配するものであるといわれている。ことに最近の単機容量の増大、および電圧の上昇によりますます信頼性の高い絶縁が要求されるようになり、絶縁組織の機能を正しく評価することの重要性が大きくなっている。

機器の絶縁、すなわち絶縁組織は、個々の材料の選択はもちろんのこと、構成、製作技術などの総合的なものであり、単に絶縁材料の評価のみでは絶縁組織としての機能を正しく評価し得ない。また試験法としても、一般に実施されている熱劣化試験、冷熱サイクル試験、長時間加電圧試験などは、いずれも部分的な試験法であり、絶縁劣化の様相をつかみ絶縁組織の機能を正しく評価するためには、どうしても実機の運転中における諸条件を模擬した総合的な機能評価試験が必要となる。

この観点から、当社では水車発電機およびターピン発電機の実物大モデルを用い、熱劣化、コロナ劣化、ならびに負荷変動とともにコイル導体の膨張収縮による機械的劣化などを、同時に与えられる発電機絶縁機能試験装置を昭和36年に開発し⁽¹⁾、以後各種絶縁方式の機能評価試験を実施して、当社絶縁方式の寿命に対する信頼性の裏付けと問題点のはあく、新しい絶縁方式の開発、および非破壊試験による絶縁診断法に対する基礎資料をうることなどを目的として機能試験を実施してきた。以下、試験装置の概要と、この機能試験で得られた各種特性変化について述べる。

2. 試験装置

発電機固定子絶縁の劣化は、熱劣化、コロナ劣化、機械的劣化などが相互に関連し、相加わって生じ、またこれらは短期間に起るものではなく、試験期間が長期にわたるので、試験装置はすべて自動化されている。装置のブロック図を図2.1に、また機能試験装置の全景を図2.2に示す。手前の装置が水車発電機用で、奥に見えるのがターピン発電機用である。

試験は実物大モデルを循還通風装置を備えた炉内に設置し、コイルには常時交流電圧を印加し、別の電源より負荷電流に相当する直流電流を与える。さらに別置のヒータにより鉄損に相当する熱量

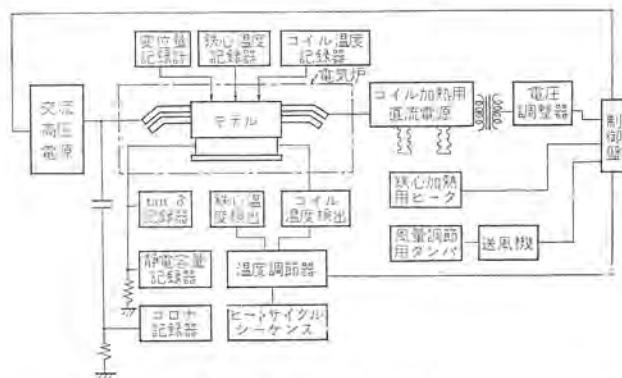


図 2.1 絶縁総合機能試験装置ブロック図
Fig. 2.1 Block diagram of insulation functional test equipment.



図 2.2 絶縁総合機能試験装置全景
Fig. 2.2 Insulation functional test equipment.

を供給するようになっており、電気的、熱的条件が模擬される。また、直流電流、ヒータのON-OFFによって負荷変動に対応するヒートサイクルを加え、コイル導体と鉄心を膨張収縮させることにより、機械的にも実用条件を模擬できるようになっている。

試験中は、 $\tan \delta$ 、充電電流、コロナ、各部温度、コイル導体変位などが、すべて連続的に自動測定され⁽¹⁾、またコイル絶縁表面の変位はダイヤルゲージで測定できるようになっている。

上記各種特性の自動記録のほかに、定期的に試験を中断して、各試料別の非破壊絶縁特性の測定と、絶縁破壊試験を実施した。

2.1 モデルスロットおよび供試コイル

モデルスロットは、実物の大形水車発電機およびターピン発電機の、

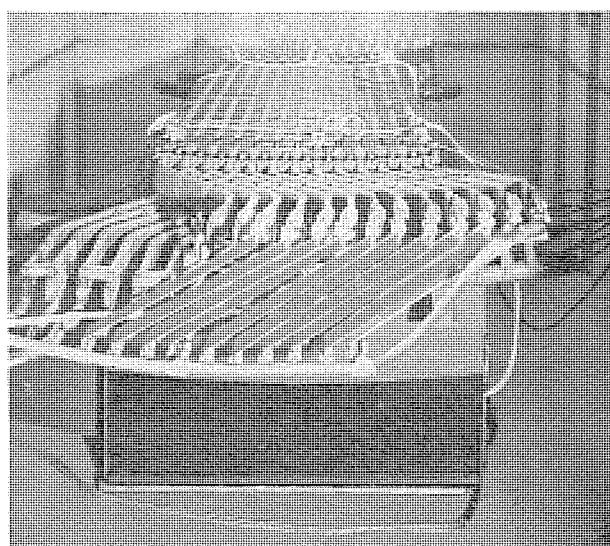


図 2.3 水車発電機モデル
Fig. 2.3 Water wheel generator model for insulation functional test.

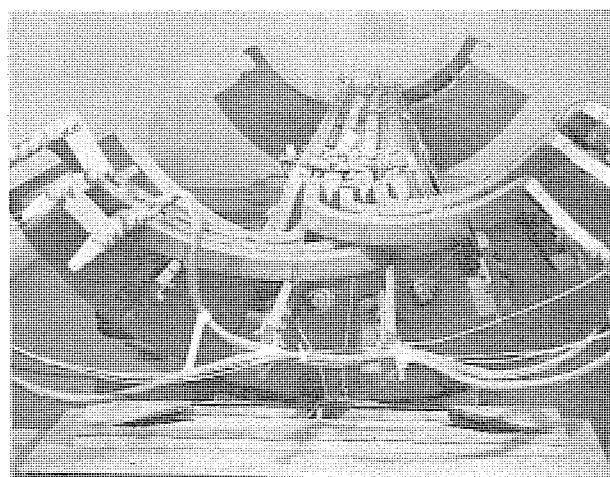


図 2.4 タービン発電機モデル
Fig. 2.4 Turbine generator model for insulation functional test.

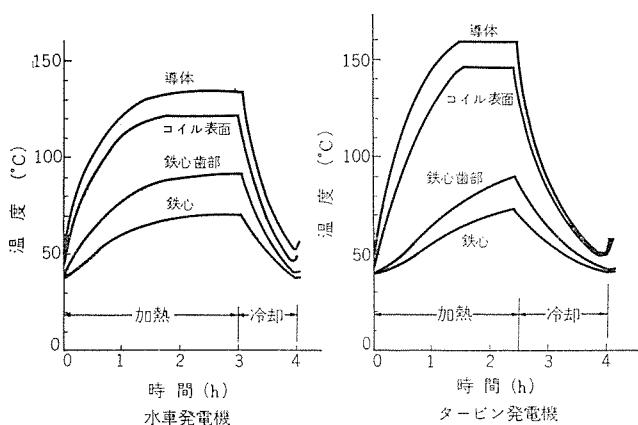


図 2.5 ヒートサイクル中の各部の温度
Fig. 2.5 Typical temperature cycle on various portions.

固定子鉄心 1 セクタで構成されており、水車発電機用は 1.8 m 長、13 スロット、タービン発電機用は 3.8 m 長、3 スロットである。

供試コイルの定格電圧は、水車発電機モデルが 13.2 kV、タービン発電機モデルが 13.8 kV で、コイル長は、水車発電機用が約 2.8 m、タービン発電機用が約 5.1 m である。また水車発電機用モデルのコイル数は 26 本、タービン発電機用モデルのコイル数は 6 本で、コンパウ

表 2.1 機能試験の試験条件

因 子	試験 条 件	
	水車発電機	タービン発電機
導体温度	135°C(ただし 230 サイクル) までは 120°C	160°C(ただし 544 サイクル) までは 145°C
印加電圧	1.8×定値対地電圧	1.8×定格対地電圧
通電電流	2×定格電流	2×定格電流
ヒートサイクル	4 h/cycle { 加熱 3 h 冷却 1 h }	4 h/cycle { 加熱 2.5 h 冷却 1.5 h }

ンド絶縁方式、ダイヤラスチック絶縁方式 A、B および C など、異なる絶縁方式のコイルがモデルスロットに納められている。これら水車発電機、およびタービン発電機モデルスロットを図 2.3、図 2.4 に示す。

2.2 試験条件

試験条件は、試験時間短縮のため実用条件より過酷なものとして加速劣化を行なう必要があるが、一方実用状態との対応を損することのないように慎重に各条件の加速率を選ばねばならない。

この観点より種々の検討を行なった結果、表 2.1 に示す試験条件を採用した。ヒートサイクル中における各部の温度の一例を図 2.5 に示す。

3. 試験結果

3.1 変位特性

ヒートサイクル中の導体の変位、および絶縁表面の変位の代表的な例を図 3.1 に示す。導体の変位量は、鉄心を基準とした相対変位であり、変位の方向はすべての外側方向である。絶縁表面の変位は導体変位とかなり追随を示している。リード側、および反リード側の変位量を加えた、コイル導体の伸びの変位は、導体温度の変化曲線の形状とは一致せず、導体温度と鉄心温度の差の曲線の形状とほぼ一致する。すなわち、コイル導体伸び (δ) は次式によつ

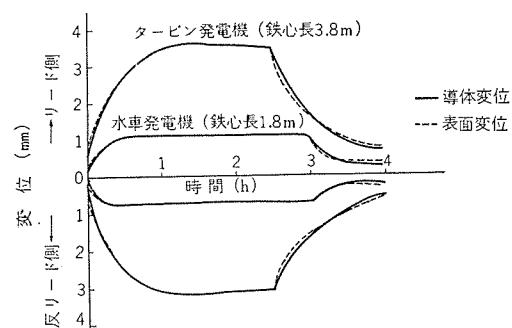


図 3.1 ヒートサイクル中のコイル表面変位と導体変化
Fig. 3.1 Displacement of coil surface and conductor in a heat cycle.

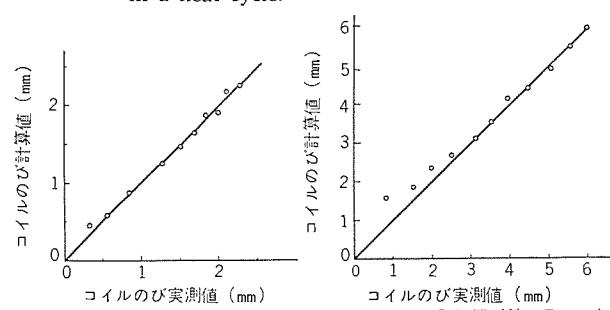


図 3.2 コイル伸びの実測値と計算値の比較
Fig. 3.2 Comparison between measured values and calculated values of displacement.

てあらわされる。

$$\delta = l[\alpha_1(t_1 - t_0) - \alpha_2(t_2 - t_0)] \quad \dots \dots \dots \quad (3.1)$$

$(l$: 鉄心長 t_1 : 導体温度 t_2 : 鉄心巣部温度
 t_0 : 初期温度 α_1 : 導体の線膨張係数
 α_2 : 積層鉄心の目かけの線膨張係数)

式(3.1)で $\alpha_1 = 1.68 \times 10^{-5}/^{\circ}\text{C}$, $\alpha_2 = 1.15 \times 10^{-5}/^{\circ}\text{C}$ として、コイル伸びの実測値と計算値を比較したものが図3.2である。比較的伸びの少ない場合に、計算値の方が実測値よりも大きくあらわれる傾向にあるが、ほぼ満足すべき一致がみられる。

絶縁表面の永久変位とヒートサイクル数との関係を図3.3に示す。ダイヤラスチック絶縁の場合は3,000サイクル後においても、リード側、反リード側の変位を加えた値が水車発電機の場合で1.0 mm以下、ターピン発電機の場合でも1.8 mm以下で、いずれも鉄心長に対して 5×10^{-4} 程度であり非常に小さい。水車発電機用セットに組み込まれたアスファルトコンパウンド絶縁はその4~5倍程度であった。しかし3,120サイクル後の分解点検においてもテープセパレーションは認められなかった。

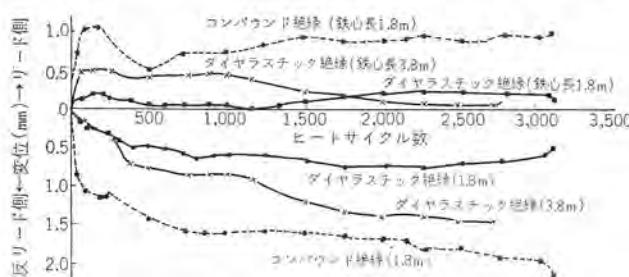


図 3.3 ヒートサイクルによる絶縁表面永久変化
Fig. 3.3 Permanent displacement of coil surface with heat cycles.

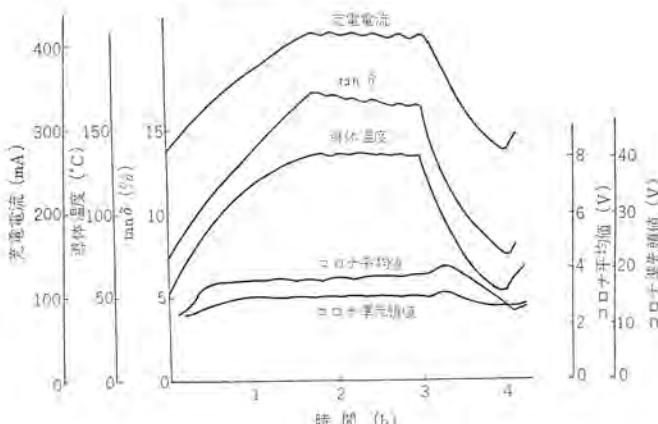


図 3.4 ヒートサイクル中の電気特性
Fig. 3.4 Electrical characteristics in a heat cycle.

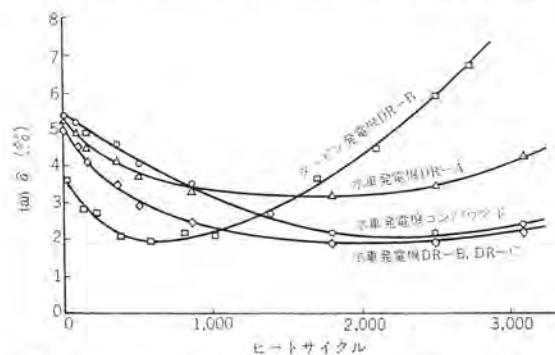


図 3.5 ヒートサイクルによる定格対地電圧の誘電体正接の変化
 Fig. 3.5 Dissipation factor at rated voltage to ground with heat cycles.

められず、2m程度の鉄心長ではアスファルトコンパウンド絶縁でもマイカセパレーションが生じないことが明らかになった。マイカセパレーションは永久変位がある値に達したときに生ずるものとすると、永久変位は鉄心長にはほぼ比例するので、ダイヤラスチック絶縁はアスファルトコンパウンド絶縁の4倍の鉄心長のものでもマイカセパレーションに対して安全であると考えられる。

3.2 電氣特性

ヒートサイクル中における電気的特性の変化の代表的な例を図3.4に示す。 $\tan \delta$ 、充電電流の特性は導体温度と良好な対応を示すが、コロナ特性については温度上昇時や下降時のような温度不平衡時においてコロナ量が増加する傾向が認められる。

機能試験を定期的に停止し、絶縁方式別（数本一括測定）にヒートサイクルによる $\tan \delta$ の変化を測定した結果を図 3.5 に示す。機能試験におけるこれらの測定は、運転停止後一定時間内に実施しており、現場実測のデータよりは測定条件が均一であるが、それでも測定時の温度、湿度の影響を受けて得られたデータにバラツキが認められるので、 $\tan \delta$ 特性を含む電気特性はすべて測定時温

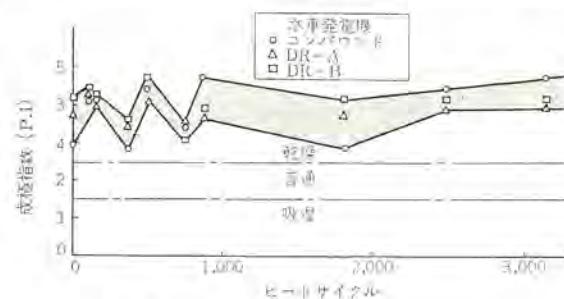


図 3.6 ヒートサイクルによる成極指数の変化
Fig. 3.6 Polarization index with heat cycles.

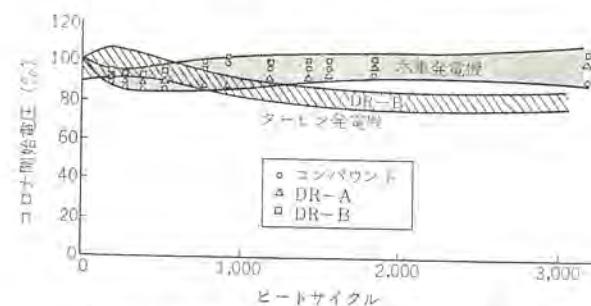


図 3.7 ヒートサイクルによるコロナ開始電圧の変化
Fig. 3.7 Corona starting voltage with heat cycles.

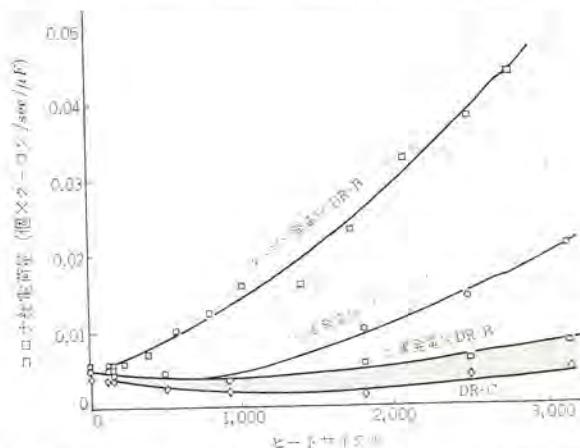


図 3.8 ヒートサイクルによる定格対地電圧のコロナ総電荷量の変化
 Fig. 3.8 Gross corona discharge quantity at rated voltage to ground with heat cycles.

度15~20°C (湿度40~53% RH) のもののみをプロットした。 $\tan\delta$ の特性は各絶縁方式により、その様相は幾分異なってはいるが、いずれもいったん減少したのち次第に増加する傾向を示している。なお、タービン発電機のDR-Bは水車発電機のDR-Bと同じ絶縁方式のものであるが、表2.1に示すように水車発電機の場合より試験条件が過酷なため、試験期間中における $\tan\delta$ の変化は大きくあらわれている。

直流特性の内、成極指数の変化を図3.6に示す。各絶縁方式コイルとも、測定時の周囲状態の影響を受け変動を示しているが、いずれのコイルも乾燥状態にあることを示し、サイクルによる変化は認められない。図には示さなかったが、各絶縁方式の抵抗×静電容量特性も成極指数の特性と同じく、ヒートサイクルによる変化は認められなかった。

コロナ開始電圧、コロナ総電荷量のヒートサイクルによる変化を図3.7および図3.8に示す。コロナ開始電圧は、一般に経年により低下するといわれており、試験条件のより過酷なタービン発電機のコイルの場合は低下特性を示しているが、水車電機の場合は、3,000サイクルにおいてもあまり低下せず、変化は認められない。単位静電容量当たりのコロナ総電荷量は、水車発電機のはあい1,000サイクル付近で極小値に達し以後次第に増加する傾向を示しているが、各種絶縁方式間の差異はかなり明確で、コンパウンド方式が悪く、DR-Cが良好な特性を示している。なお、水車発電機にくらべ、試験条件の過酷なタービン発電機コイルは同じ絶縁方式でもヒートサ

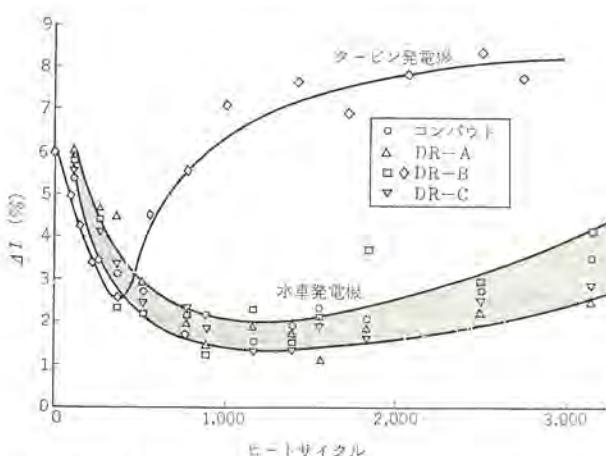


図3.9 ヒートサイクルによる定格電圧の電流増加率の変化
Fig. 3.9 Current increasing rate at rated voltage with heat cycles.

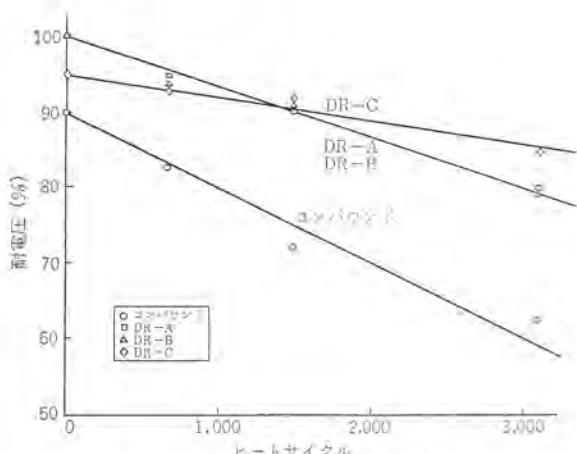


図3.10 ヒートサイクルによる耐電圧の変化
Fig. 3.10 Electric strength with heat cycles.

イクルによるコロナ量の増加が著しい。

交流電流法の内、電流増加率のヒートサイクルによる変化を図3.9に示す。タービン発電機、水車発電機とも、 $\tan\delta$ 特性と同様いったん減少したのち次第に増加するという特性を示している。このばあいも試験条件の過酷なタービン発電機のほうが特性の変化は顕著である。なお、第一電流急増点の変化特性も測定したが、ヒートサイクルによる変化は認められなかった。

3.3 耐電圧

タービンヒートサイクルによる耐電圧の変化を図3.10に示す。破壊電圧は1分間保持の階段的上昇法によって求めたもので、図中のプロットは平均値を示し、耐圧の低下を示す直線は、全測定点を最小自乗法によって求めて描いたものである。非破壊特性ではあまりあらわれなかった各絶縁方式間の差異が、耐電圧では明らかに認められ、アスファルトコンパウンド絶縁にくらべダイヤラスチック絶縁の優秀さを示している。

4. 考 察

4.1 耐電圧の低下率

アスファルトコンパウンド絶縁の実用機における耐電圧の年次低下率は、統計的に2~2.5%であると発表されている⁽²⁾。図3.10に示した本試験におけるアスファルトコンパウンド絶縁のデータをこの数値と対比させて検討した結果を表4.1に示す。すなわち年次低下率はDR-A、DR-Bで1.2~1.6%，DR-Cは0.6~0.8%となり、コンパウンド絶縁にくらべ非常にすぐれた特性を示している。また、試験期間3,000サイクル(12,000h)は、コンパウンド絶縁の低下率から換算すると、等価実用運転年数13.2~16.5年に相当する。したがって、本試験条件における機能試験の加速率は実用機の約10倍であると推定できる。

4.2 寿命の推定

一般に保守試験の交流耐圧試験値として、表4.2に示す各種の提案がある^{(3)~(6)}。この保守試験の交流耐圧試験値を寿命と仮定して、今回測定した各種絶縁方式の寿命推定を行なった結果を表4.2に示す。この表から、ダイヤラスチック絶縁の寿命は、コンパウンド絶縁の約1.8倍以上の寿命が期待できることがわかる。

4.3 非破壊特性による絶縁評価

長期にわたる各種絶縁特性をあくして、非破壊試験による絶

表4.1 各絶縁方式コイルの耐電圧低下率

絶縁方式	3,000サイクル後の低下率(%)	耐電圧年次低下率(%/年)	3,000サイクル時の等価実用運転年数(年)
コンパウンド	33	2.0~2.5 ^{※1}	
DR-A	20	1.2~1.6	
DR-B	20	1.2~1.6	13.2~16.5
DR-C	10	0.6~0.8	

*1) 文献(2)

表4.2 各絶縁方式コイルの寿命指定

提案者	耐電圧試験電圧	耐電圧試験値に達するまでの年数(年)		DR-B DR-C	
		コンパウンド	DR-B DR-C	コンパウンド	コンパウンド
Hunt, Vivian ⁽³⁾	2E+1,000, 1分	27	50	73	1.9
Johnson ⁽⁴⁾ 上の図, 福田 ⁽⁵⁾	(2E+1,000) × 0.65 1分	33	59	88	1.8
Wieseman ⁽⁶⁾	6/5 E+400 1分	34	60	90	1.8
		2.7		2.7	

注) コンパウンドの低下率を2.2%/年として計算した。

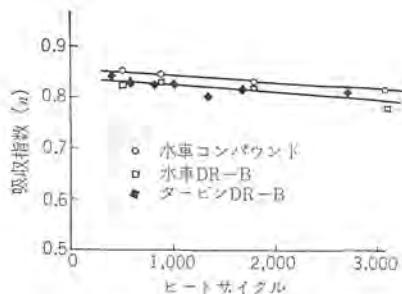


図 4.1 ヒートサイクルによる吸収特性の変化
Fig. 4.1 Variation of absorption characteristics with heat cycles.

表 4.3 絶縁状態を評価するための評点

評点	$\tan \delta (60 \text{ c/s})$ (%)	短絡 1 分後 の吸収電流 (mA/V · F)	抵抗 × 静電容量 (Ω · F)	コロナ総電荷量 (定格対地電圧) (個 × ターン/sec/μF)	外ソウ(抑)放電開始 電位 領度 (V/mm)
1	>10	>20	0—4.9	>3	<747
2	7.0—9.9	12—19.9	5—9.9	2—2.9	787 980
3	5.0—6.9	8—11.9	10—19	1.5—1.99	985 1060
4	4.0—4.9	7—7.9	20—49	1.2—1.49	1065 1140
5	3.0—3.9	6—6.9	50—99	0.9—11.9	1141 1220
6	2.5—2.9	5—5.9	100—399	0.6—0.89	1221 1295
7	2.0—2.4	4—4.9	400—699	0.3—0.59	1300 1375
8	1.5—1.9	3—3.9	700—999	0.1—0.29	1380 1455
9	1.0—1.4	2—2.9	1000—1999	0.05—0.09	1460 1570
10	0—0.9	0—1.9	>2000	0—0.04	>1575

緑診断法に対する基礎資料をうることも本試験の目的の一つとしていたため、かなり多数の各種測定法の特性変化を測定した。結果の代表的な例は図 3.5～図 3.9 に示した。なお、直流吸収電流の放電 1 分後の電流値は劣化により極小値を示したのち増加するという報告⁽⁷⁾⁽⁸⁾や、吸収指数 (n) が劣化により低下するという報告⁽⁸⁾があるので、これらの結果を図 4.1 に示した。吸収指数は充電電圧の変動および電圧印加時間などによる誤差をできるだけ除くため、15 kV 20 分充電後の放電特性によって測定したものである。図よりあきらかのように、吸収指数 (n) はヒートサイクルによりいくぶん低下特性を示してはいるが絶縁方式間の差異は明らかでなく、放電電流値は報告されているような⁽⁷⁾変化特性は示さなかった。そのほかの特性中、 $\tan \delta$ 、 $\Delta \tan \delta$ 、コロナ総電荷量および電流増加率などは実用運転年数 5～10 年相当時においていくたん減少を示し、そのうち次第に増加するという興味ある特性を示した。しかし、絶縁方式によって耐電圧の特性には明らかに差異が認められるにもかかわらず、これらの非破壊絶縁特性にはあまり明確な差異が認められず、非破壊特性による絶縁劣化の推定が非常に困難であることがわかる。

K. H. Stark は、シェラックを使ったターピン発電機コイルに各種特性に評点をつけて総合的に考慮すれば、使用年数に対し過酷な劣化を受けているかどうかの評価ができるとしている⁽⁷⁾。機能試験による特性変化を Stark の評点法を一部変更して表 4.3 の評点により評価した結果を図 4.2 に示す。表 4.3 の評点のとり方で、Stark の方法といふ異なるのは $\tan \delta$ とコロナ電荷量であり、その他の項目はまったく同一である。評点のとり方が Stark の方法と完全で同じでないためか、発表されているシェラックの評点値とは一致していないが経年にに対する変化の傾向がよく似ているのは興味深い。しかしこの方法は、基準となる評点のとりかたに問題があり、より多くの実績を集積して実用化の可能性を検討する必要があり、かなりむずかしい多くの問題を解決しなければならないと考える。

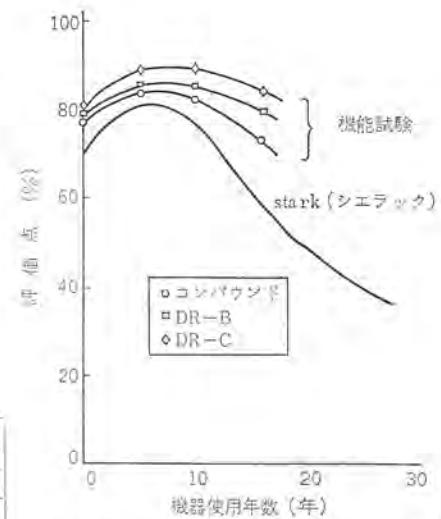


図 4.2 機器使用年数による評価点の変化
Fig. 4.2 Variation merit mark with machine age.

5. む す び

実機の運転中における諸条件を模擬した総合的な機能評価試験装置を用いて、各種高圧絶縁方式の寿命評価を実施してきた。試験により明らかになった点のおもなものを記すと次の通りである。

(1) 各絶縁方式の寿命に対する信頼性を裏付けることができた。

(2) 各絶縁方式の年次耐電圧低下率を求めることができた。コンパウンド絶縁が 2～2.5% に対し、DR-A, DR-B は 1.2～1.6%，DR-C は 0.6～0.8% であり、ダイヤラスチック絶縁が非常にすぐれたものであることが確認できた。

(3) 試験したダイヤラスチック絶縁は、コンパウンド方式の約 1.8 倍以上の寿命が期待できることがわかった。

(4) 今回の水車発電機用機能試験は実用運転の約 10 倍の加速率をもっていることが判明した。

(5) 運転中における電気特性、機械特性の様相がはあくでき、機器使用年数に対する各種非破壊特性変化の資料が得られた。

(6) 非破壊特性と耐電圧の関係は見当たらなかった。本試験装置は当社絶縁方式の寿命に対する信頼性の裏付けや、新しい絶縁方式開発のため、今後も大いに活用し実験を実施する。

参 考 文 献

- 原、平林、川上、水野：「三菱電機」36, No. 2 (昭 37)
- 福田：電学誌 82, 641 (昭 37)
- L. F. Hunt, J. H. Vivian : AIEE, Tech. Paper, No. 51—126 (1950)
- J. S. Johnson : AIEE, Tech. paper, 51—125 (Dec. 1950)
- 上之園、福田：「電研所報」4, No. 4 (昭 29)
- R. W. Wieseman : GE Rev., 24, (Aug. 1950)
- K. H. Stark : PEE, 109, A, No. 43, 71 (Feb. 1962)
- R. Langlois Berthelot : CIGRE, 105 (1954)

台湾電力榕樹發電所 2,700 kW 誘導發電機

衛藤 譲*・石井 勇*・片桐 五雄*

A 2,700 kW Induction Generator for Yung Shu Power Station of the Taiwan Electric Power Co.

Nagasaki Works Mamoru ETŌ・Isamu ISHII・Itsuo KATAGIRI

For use in Yung Shu Power Station of the Taiwan Electric Power Co. a 2,700 kW vertical induction generator has been manufactured by Mitsubishi Electric and coupled with a vertical Kaplan water wheel built by Mitsubishi Heavy Industry. The generator is an epochal product as a vertical machine of the kind. It generates power when connected to an electric power source and driven at a speed higher than a synchronous speed. But if water wheel torque becomes excessive or the voltage drops and the speed increases beyond a certain value, the water wheel tends to run away. Then special consideration is needed to avoid the danger. The article describes, besides the above features, the characteristics and construction of generator together with test results.

1. まえがき

台湾電力榕樹發電所向けに 2,700 kW 立テ形誘導發電機を昨年 12 月に完成した。当社は先に 4,800 kW の日本最大の誘導發電機を製作したが、大容量の立テ形誘導發電機は初めてであった。しかし立テ形水車發電機（同期機）の豊富な経験を生かし、高い信頼性と容易な保守点検に重点をおき設計、工作技術を結集してすぐれた特性を持った誘導發電機を完成した。なお本機は三菱重工製立テ軸カプラン水車に直結されるものである。以下 2,700 kW 發電機の構造を主として紹介する。

2. 仕様および誘導發電機の特性

2.1 發電機の仕様

形式	三相誘導發電機（立テ形）
出力	2,700 kW
電圧	3,400 V
電流	535 A
周波数	60 c/s
回転速度	405 rpm
極数	18
ハズミ車効果	14 t-m ²
無拘束速度	1,050 rpm（最大）
保護方式	開放管通風形
絶縁階級	B
回転子形式	カゴ形
定格	連続

2.2 誘導發電機の特性

カゴ形誘導發動機を電源につないだまま外部から同期速度以上に回転すると誘導發電機となり、回転機に加えられた機械力は電気的エネルギーに変換されて、固定子から電源へ送られる。ただしこの際回転磁界を造るための励磁電流は電源より供給されねばならない。つまり誘導發電機とは誘導電動機を電源に接続し、外力により同期速度以上に回わるものである。次に回転数に対するトルクの特性を示したのが図 2.1 である。このトルク曲線によってわかるように、原動機側のトルクが過大となるか、あるいは電圧が下り A 点よりも回転数が上ると發電機のトルクより水車トルクが大きくなるので、水車は逸走し無拘束速度まで上昇する。

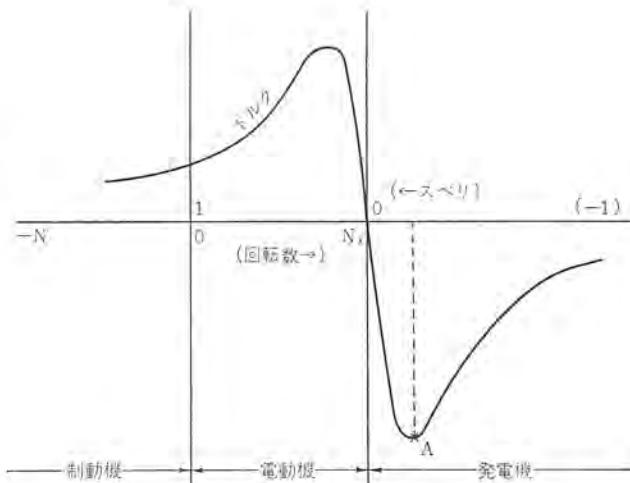


図 2.1 回転数-トルク曲線
Fig. 2.1 Speed-torque curve.

したがって構造上特別な考慮を払わないと逸走時に、回転子の破損、軸受の焼損等を引き起こすおそれがある。

誘導發電機は、カゴ形誘導發動機として組み入れ起動することはさしつかえない。しかし一般に誘導發電機は定格電流の 5~6 倍の起動電流を発生し、電力系統に大きな衝撃を与えることになるので、系統の安定度を乱すおそれがある。これを避けるために、水車の案内弁を起動時に無負荷開度まで開いて水車によって起動し、ある程度加速した後電源に投入する方法をとる。

3. 發電機の構造

3.1 固定子

図 3.5 は固定子を示す。固定子フレームは鋼板溶接構造で万一半单あるいは三相短絡を起こした場合に起る回転方向のネジトリルクに耐え、なおかつ上部ブラケットを介して發電機の回転子、水車等の回転部重量、水車の背圧スラストの垂直荷重にも十分耐えるよう考慮している。この發電機は一床式であり、固定子フレームは直接台床にとりつけられこの結合には大きな回転トルクに耐える

図 3.1 は發電機の構造断面図。
図 3.2 は發電機の外観、図 3.3 および図 3.4 は据付配置を示している。

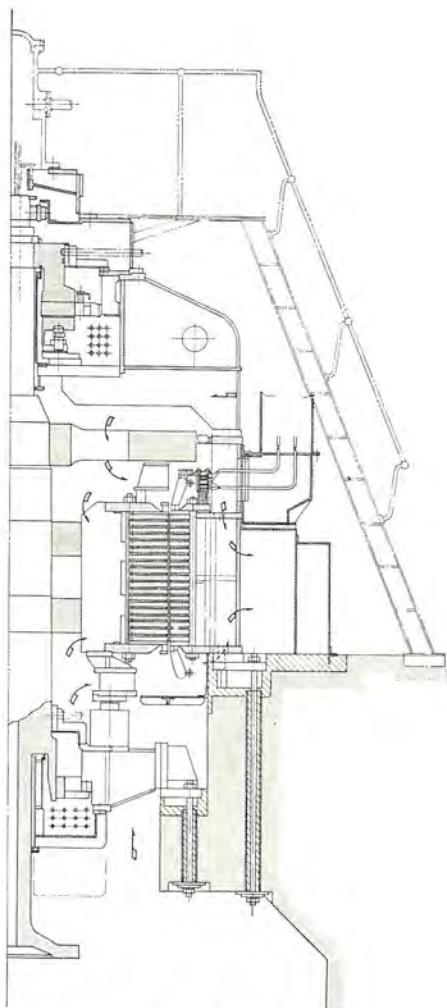


図 3.1 発電機の断面図
Fig. 3.1 Cross section of generator.

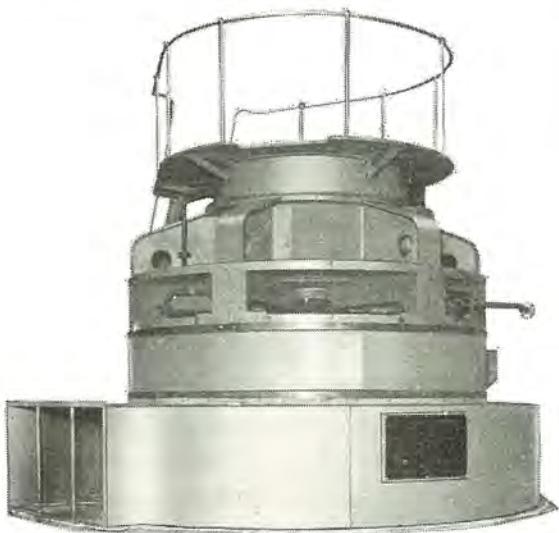


図 3.2 2,700 kW 水車発電機
Fig. 3.2 2,700 kW water wheel generator.

よう特殊な取付方法を採用している。固定子鉄心は扇形に打抜いた良質ケイ素鋼板により形成され、固定子コイルには耐湿性絶縁特性のすぐれた不飽和ポリエステルのダイヤラスチック絶縁を採用している。

3.2 回転子

回転子はケイ素鋼板を積層したものの回転子バーを打込み、両端面にエンドリングをロー付けしており前記のように一般の三相誘導

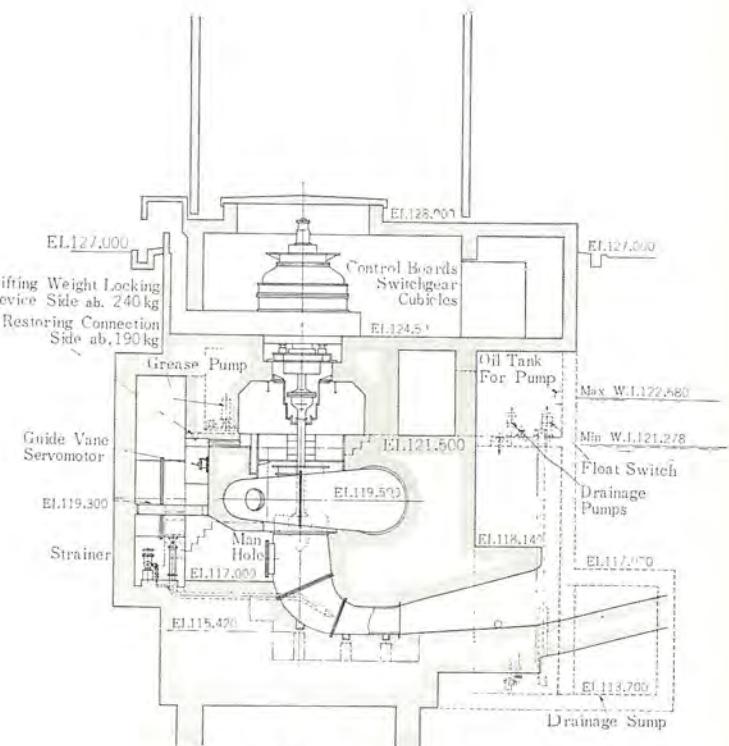


図 3.3 発電機の据付図
Fig. 3.3 Erection of generator.

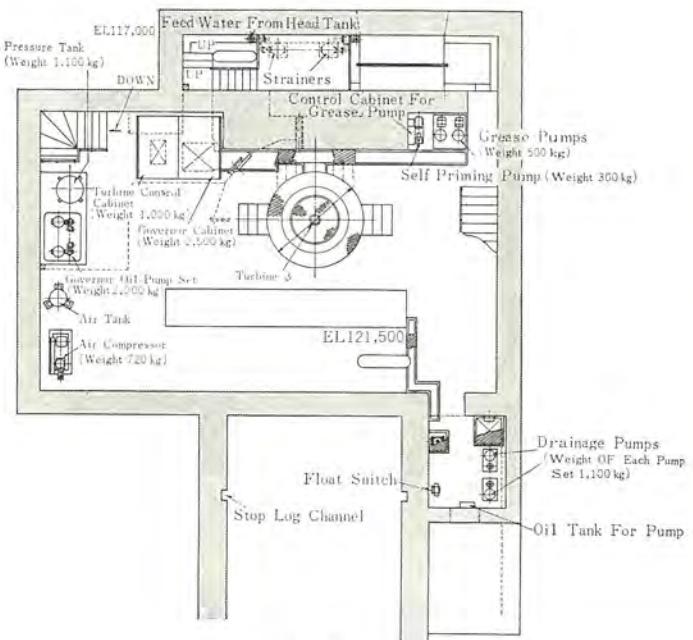


図 3.4 発電機の配置図
Fig. 3.4 Layout of generator.



図 3.5 固定子
Fig. 3.5 Stator.

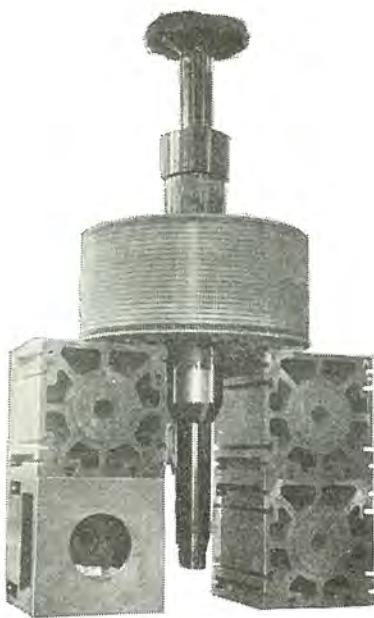


図 3.6 回転子
Fig. 3.6 Rotor.

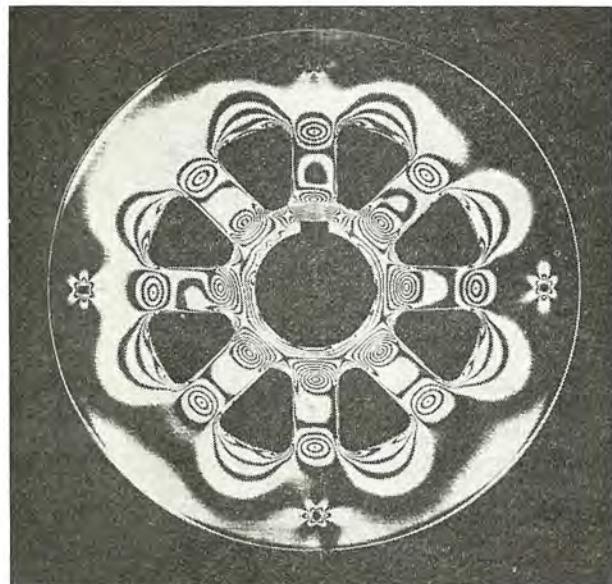


図 3.7 ハズミ車の光弾性実験結果
Fig. 3.7 Photoelastic test result of fly wheel.



図 3.8 主軸
Fig. 3.8 Main shaft.



図 3.9 ハズミ車
Fig. 3.9 Fly wheel.



図 3.10 上 ブラケット
Fig. 3.10 Upper bracket.



図 3.11 下 ブラケット
Fig. 3.11 Lower bracket.



図 3.12 推力軸受の組立状態
Fig. 3.12 Assembling of thrust bearing.

機のカゴ形回転子と同じである。ただ 1,050 rpm の無拘束速度においても機械的に損傷をおこさぬよう、光弾性実験等を用い、設計には十分な考慮が払ってある。図 3.6 は回転子の構造を示す。図 3.7 はハズミ車を光弾性実験したものである。主軸(図 3.8)はフランジ付きの一体鍛造品で(水車無拘束速度 1,050 rpm に対しても各部に十分な安全率を有するように計画している)あり、速度上昇率を低下させるためハズミ車(図 3.9)を回転子上部にとりついている。下部案内軸受用筒軸は軸と一緒に鍛造して機械仕上げを施している。この発電機は中空軸とし、水車のランナーベン調整のため、サーボモータ調速度用圧油導入管を通しておる。

3.3 軸受関係

上 ブラケット、下 ブラケットはともに鋼板溶接製で、中央部はそれぞれ軸受用油そうになっている。

上 ブラケットは発電機・水車の回転部重量・および水車推力を受けるところで、強度剛性を十分に持たせ、運転時の振動を極小小さくなるようにしている。図 3.10 は上 ブラケットを図 3.11 は下部 ブラケットを示す。

推力軸受はキングスペリ形、上下案内軸受は筒形2分割の軸受である。推力軸受と上部案内軸受は複合形で同一油そう内にあり、軸受冷却は油そう内に納めた冷却水管によって行なっている。推力軸受はセグメント形で、おののの扇形は1個のピボットで支持され、自由に傾斜できるようになっている。この傾斜によって回転によるクサビ形油膜を形成している。図3.12は推力軸受の取付状態を示す。

軸電流防止絶縁は推力軸受、上部案内軸受で行なっている。すなわち推力軸受台盤と油そう底板との間、案内軸受ワクを二つにわけ、その間にそれぞれ絶縁物をそう入し、さらにこの絶縁物の中間に鋼板を入れ軸受内外部および鋼板よりそれぞれ端子を外部に引出し運転中でも簡単に絶縁状況の点検ができる。

3.4 通風方式

発電機は図3.1に矢印で示すように室内の空気を吸いして内部の冷却を行ない、冷却後の熱風は固定子ワクの外壁に設けた窓から風洞に集まり、排気用ダクトを経て室外に放散される。

風洞の室外への開口部にはダンパを設けて運転停止の場合の湿気の侵入防止および万一火災発生の場合の空気シャットをするようしている。ダンパの開放は手動で行ない、閉鎖はマグネット装置を利用して制御盤よりの遠方閉鎖方式としている。

3.5 その他

スピア下面にブレーキホイールを取りつけ、ブレーキは油圧式で作動させている。このほか分解点検時の便をはかるため別に回転子支持用のジャッキを設けている。同期速度を検出し、電源に投入するための回転計発電機が発電機の上端に取り付けられている。軸受の温度測定には角形温度計、サーチコイルを用い、各油そうには油面計、油面リレーを、冷却水管には流水リレーを設けている。

これら制御器具の端子はすべて1個所にまとめ、発電所内キューブルなどの配置を考慮して端子配列を定めて保守点検の便をはかっている。

4. 試験

試験は曲線図による特性算出、耐圧試験、温度試験などの商用

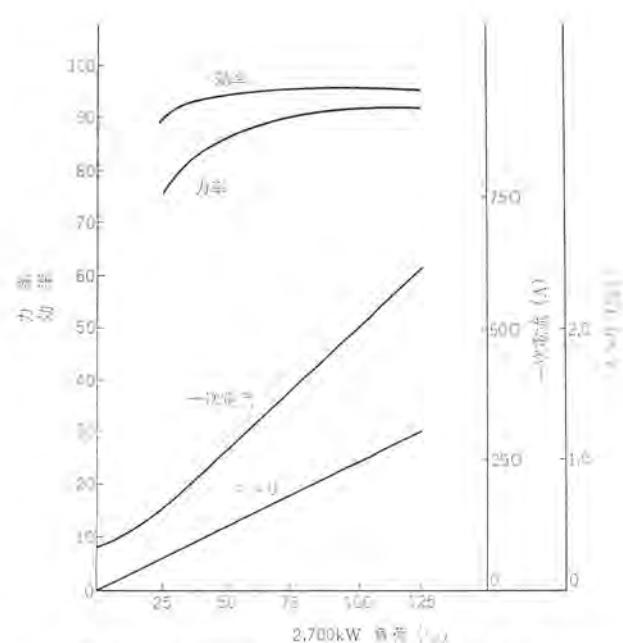


図4.1 2,700 kW誘導発電機特性曲線
Fig. 4.1 2,700 kW induction generator characteristic curves.

試験のほか無拘束速度における運転、ブレーキ、ジャッキ、油圧ポンプ等の作動試験、ダンパ作動試験（衝撃電圧試験）など実際運転における種々の状態を考慮して行なった。特性試験の結果は図4.1に示す。また運転中の振動、軸振れも少なく、すべての試験を好成績で完了した。

5. むすび

台湾電力榕樹発電所向けに製作した2,700 kW発電機は、立形カラン水車用としては類例の少ない誘導発電機であったがきわめて良好な運転特性を持つものを製作し得た。最後に本機の製作にご努力いただいた関係者各位に深く感謝の意を表する。

自家発用タービン発電機の最近の動向

池田悌二・馬場俊晃*

Recent Trend of Turbine Generators for Industrial Use

Nagasaki Works Teiji IKEDA・Toshiaki BABA

Industries of a large scale, such as iron and steel, oil, chemical products, spinning and paper making, are almost invariably provided with thermal power generating equipment for private service. Though their individual machines are not of large capacity, they have different mission from those of electric power companies. On account of various advantages gas turbines coming in popular recently. They are supplied to foreign markets as well as domestic users. Through this trend, new packaged power generating equipment has been developed. They have a good number of features: small size, lightweight, short time needed in start and stop, permitting the use of natural gas and light oil, and little cooling water, all these merits offsetting relatively lower efficiencies.

1. まえがき

自家発用タービン発電機は電力会社用のそれに比べて小規模ではあるが、与えられた使命はきわめて重大であって、工場または大コンピューターの生産計画を支障なく達成させるため、最重要機器であると言えよう、したがって、この種の発電機に

- (1) 高い信頼性と簡潔性
- (2) 大なる安定性と容易な運転
- (3) 最少限の保守・点検の手間
- (4) 経済性と長寿命

などが、とくに強く望まれるものも当然であろう。これらの要求を満たすべく、60年の長きにわたって、自家発用タービン発電機の近代化に取り組んできた当社は、すでに約380台におよぶこの種の発電機を製作し納入してきたが、この稿では、この中からとくに2,000kW~35,000kW程度の空気冷却タービン発電機を選んで、その最近における進歩・発達の跡をたどり、あわせて、約2年の歳月を経て完成に近づいた当社の新系列自家発用標準タービン発電機について、その特性・構造および材料などを紹介して需要家各位のご参考に供したい。図1.1は1955年以降における空気冷却2極タービン発電機の年別製作累計表である。

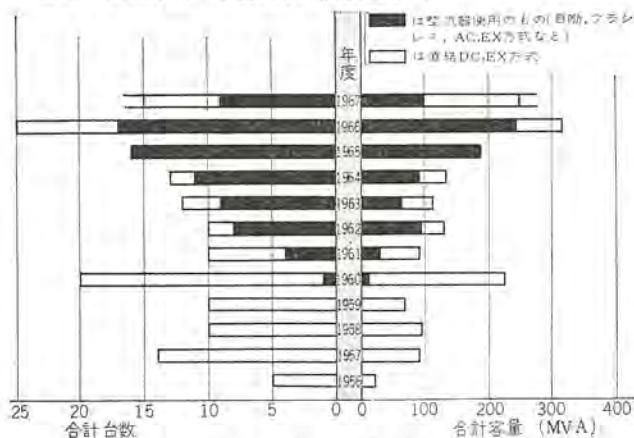


図1.1 製作累計表(2極円筒形機)
Fig. 1.1 Chart showing results of manufacture.

2. 自家発用タービン発電機の最近の動向

2.1 ガスタービン発電の登場

タービン発電機と言えば、ふつう蒸気タービンによって駆動される

交流発電機であると考えられていたが、ここ数年来のガスタービンの発達とともに、“ガスタービン発電”が大きくクローズアップされはじめた。旭ガラス(千葉)向け12,000kW機は、ガスタービン発電機としての1号機であって、1962年(昭和37年)の納入以来、好調な運転を継続しているが、ひきつづき、1965年(昭和40年)には、日本カーバイト(魚津向け)15,000kWを、さらに1966年(昭和41年)には中部電力向けとして30,000kWを納入して各界の注目を集めている。製作中のものには、メキシコ電力庁向けの14,000kW機4台があるが、これらが、“パッケージ形”として設計・製作されていることは特筆にあたいしよう。“エコノパック形”という愛称で呼ばれるこのパッケージ形は、その名称からもうかがえるごとく、一体形の屋外形ハウジング中に、ガスタービン・発電機・励磁装置・各種制御装置・補機類・バッテリなど、発電に必要なすべての装置を内蔵した方式であるから、経済性、移設の容易さ、運転・操作の簡潔さ、低騒音など、数々の特長を有しているものである。図2.1はこのパッケージ形発電セット内部配置の一例を示したものである。後述するように、ガスタービンには、冷却水がほとんど必要がないので、それによって駆動される発電機にも空気冷却器を用いない、いわゆる“開放形外気吸入方式”が望まれるわけであるが、このメキシコ機も、この方式で製作が進められており、来春の完成が待ち望まれている。需要の伸びが大いに期待されているこの“エコノパック形発電セット”は今後の標準化、低価格化という点で当社の最も力を注いでいる機種の一つであって、全体の配置、サイレンサ(消音器)やフィルタ(空気過濾装置)の形式とその取扱保守の簡素化、湿気や有害ガスの侵入に対する絶縁劣化および腐食の防止対策などには、とくに細かい注意が払われている。参考までに、ガスタービンのもつ特長を以下に列記するが、そのすぐれた性能とアメリカヨーロッパにおける需要の活発さを考えあわせると、わが国においても今後のガスタービン発電の需要増加が大いに期待できそうである。

ガスタービンの特長

- (1) 小形・軽量であるため、据付面積も少なくてすみ、建設費が安価となる。
- (2) 起動・停止がきわめて短時間内で行なえるうえ、停止中の熱損失がまったくない。起動・停止時の燃料消費量もわずかである。
- (3) その熱サイクルが蒸気タービンに比べて比較的単純である

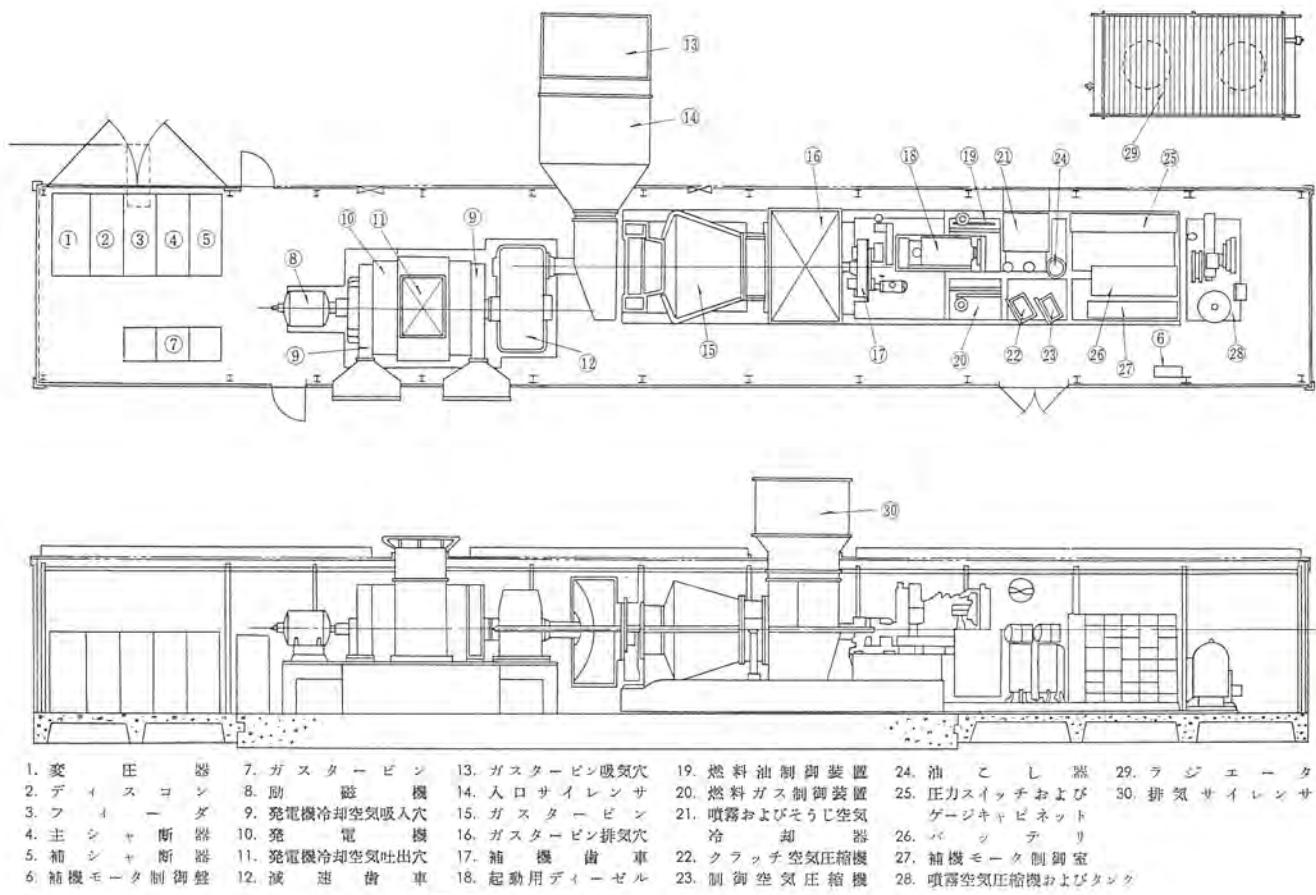


図 2.1 三菱エコノパックプラント配置
Fig. 2.1 General layout of MITSUBISHI "ECONOPAC" plant.



図 2.2 突極形回転子
Fig. 2.2 Salient-pole type rotor.

から、遠隔操作も容易であるし、全自動化発電所、無人発電所の建設も可能である。

(4) 天然ガスや軽油を燃料として用いれば、大気汚染の心配がない。

(5) 冷却水消費量が少なく、また完全に不要とすることもできるため、大がかりな冷却水設備が不要となる。(したがってガスターイン発電機には、冷却水を用いない、いわゆる“外気吸入方式”の採用が好ましいことが多い)

(6) 効率は、蒸気タービンよりやや低いが、利用率が比較的低い場合には、それほど問題とはならない。

2.2 突極形タービン発電機の登場

これまでのほとんどのタービン発電機は、2極で3,600または3,000 rpm の円筒形回転子(図4.5参照)として計画され製作されるのが一般的な通念であったが、最近に至って、より安価な4極または6極の突極形回転子方式が小容量タービン発電機に適用されるようになってきた。その理由としてはタービンの高速化があげられよう。

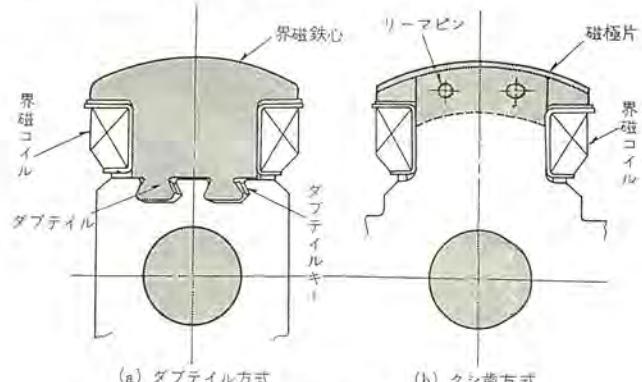


図 2.3 突極形タービン発電機回転子構造
Fig. 2.3 Rotor construction of salient-pole type turbine generator.

従来のタービンは、そのほとんどが3,600または3,000 rpmとして製作されており、発電機と直結されるのがふつうであったものが最近ではその小形・軽量・高効率化をねらって、約10,000 kW程度のものでも、7,000ないし10,000 rpmという高速機として製作されるようになったため、発電機との結合には、必ず減速ギヤを用いる必要が生じ、しかも、ギヤの歯車比は、経済性を含めて、比較的容易に選定できるので発電機には技術的ならびに経済的な理由により、4極(1,800 rpmまたは1,500 rpm)、6極(1,200 rpmまたは1,000 rpm)などの多極機が採用されはじめたわけである。なお、この場合の減速ギヤとしては遊星ギヤ(たとえばシュテキヒトギヤ)、および平ギヤの2種が標準として用いられているが、そのつど検討を行なって最適な形式のものを選定している。

一方、多極機の場合の発電機回転子構造としては、円筒形と突



図 2.4 ダブティル方式の軸
Fig. 2.4 Rotor shaft of dove-tail type machine.



図 2.5 クシ歯方式の軸
Fig. 2.5 Rotor shaft of pin-type machine.



図 2.6 突極機の回転子コイル
Fig. 2.6 Rotor coil of salient-pole type machine.

極形の 2 種がありうるけれども、当社では中小容量機を“突極形”として標準化しつつある（図 2.2 参照）。しかし、ひとくちに“突極形”と称してもその磁極のとりつけ構造からみればさらに次の 2 種類にわけられる。

a. ダブティル方式（図 2.3(a), 2.4）

b. クシ(櫛)歯方式（図 2.3(b), 2.5）

(1) ダブティル方式

図 2.2 に見られるとおり、打抜いた薄鋼板を所定の厚さまで積層し締付ボルトで強固にしめつけたのち、回転子コイル（図 2.6）とともにそのダブティル（鳩尾）をダブティルスロットにソウ入し、ライナおよびキーを用いて固定する方式である。この場合、ダブティルには回転子コイルおよび界磁鉄心の両者の強大な遠心力が加わるため、主として機械的強度の面より回転子径がおさえられる。

経済性をも考慮した、この方式での製作限界は、ほぼ 60 c/s

(1,800 rpm) で 3,000 kW, 50 c/s (1,500 rpm) で 3,500 kW 程度である。

(2) クシ歯方式

図 2.3 (b) および図 2.5 よりわかるとおり、クシ歯状に加工した回転子洞部に、回転子コイルを納め、別箇に製作した磁極片をそのオウ(凹)部にソウ入したのち、回転子洞部とこの磁極片とを、軸方向に通したリーマボルトで締めつけ一体とした構造である。この場合、リーマボルトに加わる、せん断力には、回転子鉄心の遠心力が含まれないから、前述のダブティル方式に比べて機械的応力に余裕が生じ、60 c/s (1,800 rpm) で 5,000~6,000 kW 機の製作も可能である。

数千 kW 程度までの自家発用タービン発電機には、今後とも、この形式のものが多用される傾向にあるが、とくに輸出品の引合いで、この突極機が多いのはアメリカヨーロッパにおけるこの傾向を示すものであって、興味がある。これらの突極機は、運転の信頼度および安定性において、2 極円筒機に比べまったく見劣りがないことはもちろんであるが、簡潔性および経済性については、むしろ、2 極機よりもすぐれている面もある。なかでも、回転子コイルの絶縁処理が2 極円筒機に比べ、より容易に行なえるという点は、フニギの悪い場所、または湿度が高く、ジンバイの多い場所において使用される場合の発電機の絶縁劣化防止面よりみて、きわめて大きな特長であると言えよう。当社でも、この点に注目して、着々とその標準化を行なっており、現在すでにアルゼンチン・韓国・中国向けなどを含む計 6 台の 3,200~2,000 kW 機を製作中であるが、今後の小容量自家発用タービン発電機への採用が大いに期待される。

2.3 励磁方式

発電機の励磁方式については本誌の別論文に詳しいが、この稿

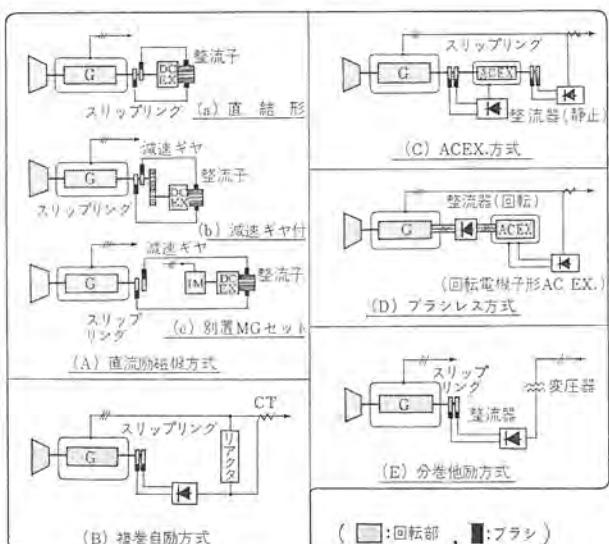
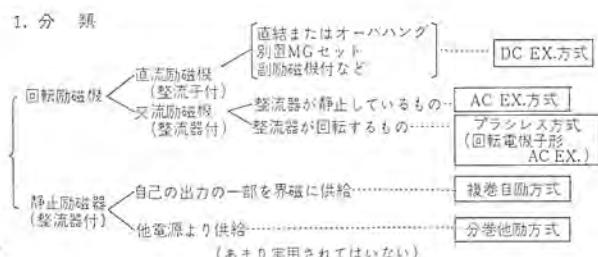


図 2.7 同期発電機の励磁方式
Fig. 2.7 Excitation systems for synchronous generator.

表 2.1 各種励磁方式の比較

方 式	整流子	スリップリング	整流器	特 長・間 間 点 な ど	適 用	
直流EX. (DCEX) 方 式	発電機軸 より駆動	あ り	2 個 (発電機)	な し	(1) 従来より広く用いられていた (2) 整流子回りの保守・点検の手間が多い (ハイバ、ハイマイカ、ブラシ摩耗、火花など) (3) 整流子回りの火花による誘導障害が問題になる所では用いられない (4) 励磁機容量が大きくなると減速ギヤが必要 (一般に直流機の製作可能限界は (kW) \times (rpm) が $(18 \sim 20) \times 10^4$ 程度と言われて) (いる)	
AC EX. 方 式		な し	4 個 (発電機) (励磁機)	あ り (静 止)	(1) 整流子がないので保守・点検は少なくなる (2) スリップリングが2個ふえるが小形のもので電流もわずか (30 A 程度以下) (3) DCEX. 付きの既設機との並行運転もスムーズに行なえる (複巻静止自励式のものはその過渡特性がよすぎたため負荷の急変の多い工場では過渡時にこの自励機が無効電力を負担してしまうこともある) (4) 自励式を標準とする (自己の出力の一部を整流して ACEX. 界磁へ供給)	○従来の DCEX. にとっ てかわるものであろう
ブラシレス方式	な し	な し	あ り (回 転)		(1) 整流子やスリップリングブッシュが全くないので (a) 誘導障害のおそれがあつたくない (b) 振動や衝撃の多いところでも使用可能 (c) 保守・点検の手間がまったく不要で、銅粉や炭素粉が出ない (d) 全体を全閉構造にできるから腐食性ガスの影響を受けない (2) 励磁容量がとくに大きくなつてスリップリングの集電能力をこえるときにもなんら問題なく使用できる。しかし過渡特性は「複巻自励方式」よりいくぶん劣る (3) 発電機全体の軸方向寸法はやや大きくなる (4) 自励式を標準とする (自己の出力の一部を整流して ACEX. 界磁へ供給)	○無人発電所 ○航空機、船舶、信号所、放送局 ○腐食性ガスの多いところ ○超大型 T/G(励磁機容量が数千 kW 級)
複巻静止自励方式	な し	2 個 (発電機)	あ り (静 止)		(1) 過渡特性はきわめてよい (ACEX. 方式の (3) 項参照) (2) したがつて大容量の電動機を起動しても、電圧降下は比較的小さい (3) 回転部分がもっとも少ない (4) 発電機の軸方向寸法はもっとも小さい	○比較的大形の電動機を起動する場合 ○船舶 (多数のウィンチをトウ載している)

においても、そのあらましを述べてみたい。一般に発電機の励磁方式には図 2.7 に示されるようなものがあるが、自家発用タービン発電機用として考えられるものは次の 4 種であろう。

- (1) 直結 DCEX. 方式 (図 2.7(A-a))
- (2) 複巻静止自励方式 (図 2.7(B))
- (3) 直結 ACEX. 方式 (図 2.7(C))
- (4) ブラシレス方式 (図 2.7(D))

直結 DCEX. 方式は 1960 年 (昭和 35 年) ごろまで、自家発用タービン発電機の励磁方式中の主流であったが、シリコン整流器の急速な進歩・発達により、最近では (2) ~ (4) の方式にとって代わられつつある。

この DCEX. 方式は、輸出機に対してのみ適用される程度であり、国内向け新設機では、ほとんど採用されていないのが現状である。(2)の自励式についてはこれまでにも、数多くの文献または資料が発表されているので、その特長なり構成なりについては、いまさらダサクを加える必要はあるまい。

当社の 1 号機である山陽パルプ (岩国) 向け 10,000 kVA 機を作成した 1960 年以来、現在までに手がけた、この自励式タービン発電機は、大は 43,750 kVA から小は 1,875 kVA までを含んで 70 余台にも及び、その合計容量は実に 600,000 kVA をこえている。なかでも日本钢管 福山製鉄所に納入の 43,750 kVA 機は、国産最大の自励タービン発電機であつて、この夏の官庁試験以来、順調な運転を続けている。(3)の ACEX. 方式は、従来の DCEX. 方式の整流子を、静止形整流器におきかえたものであり、主発電機軸端にとりつけた、回転界磁形交流発電機の出力を、この整流器で整流して主発電機の界磁に供給する方式である。励磁機としての速応度を向上させるために、2 極の主発電機に 4 極の ACEX. を用い、2 倍周波数、つまり 120 c/s または 100 c/s を得ている。既設機が直流动磁機付きの場合で、しかも、負荷変動の多い工場では、増設機を速応度の大なる自励式とするよりも、この ACEX. 方式とする方が、より安定な運転が期待できよう。最後の (4) は、最近になって大きくクローズアップしてきた方式である。元来、航空機用とか船舶用などのように、振動や衝撃が多く、ブラシ回り

の点検・保守も十分には行きとどかない用途、および励磁容量が極端に大きいために (たとえば、アメリカの Westinghouse 社で製作中の 960 MVA ブラシレス発電機の励磁容量は、約 4,800 kW であり、電圧を 500 V としても、その励磁電流は 8,000 ~ 9,000 A におよぶ) スリップリングの製作・運転が困難となり、また、ブラシの点検・保守にたいへんな手間を必要とする超大容量の電力会社向けタービン発電機などを、対象として開発された方式である。自家発用タービン発電機においては、化学・製紙・パルプ・石油などのようにフイ気中に腐食性ガスを多く含むような諸工業に、このブラシレス方式が適するものと思われる。なぜならばこれらの有害ガスが空気中の湿気とともにスリップリングの腐食・荒損などを促進させ、発電機を運転不能とさせることもあるからである。わが国におけるブラシレス形タービン発電機の 1 号機である日本カーバイト (魚津) 納入の 15,000 kW 機は、すでに 1 年間の営業運転実績を有しております、その結果も、きわめて満足すべきものであった。自家発用としての、このブラシレス方式の需要は、今後とも、増加の一途をたどることと思われる。

なお、簡単のために、上述した 4 種の励磁方式の比較を一覧表にまとめて表 2.1 に示している。

3. 新系列自家発用タービン発電機

タービン発電機のような高速でしかもきり詰めた設計を要求されるものにおいては、とくにその材料の選定が、設計内容を左右するものである。ここ十年間における各種の材料、なかでも、軸材料 (機械的・磁気的特性)、固定子用ケイ素鋼板、ならびに絶縁材料の進歩・発達は著しく、発電機の小型・軽量化を促進しつづけてきたし、一方、多年の経験を基とした機内の有効な通風・冷却方式の改良は、この傾向をさらに助長するものであった。当社では約 2 年の歳月を費やして、より小形・軽量・高効率を有する、標準空気冷却タービン発電機の系列を完了した。その構造ならびに材料などについては次第に述べることとし、ここでは、その特性のあらましをしるしてみたい。

表 3.1 新系列自家発用タービン発電機標準定格
(2極円筒形の場合) 定格力率: 0.8(遅れ)

出 力	電 壓	励磁電圧	軸受方式		
kVA	kW	V	Ex. V	60 c/s	50 c/s
2,500	2,000				
3,125	2,500				
3,750	3,000	3,300			
4,375	3,500				
5,000	4,000				
5,625	4,500				
6,250	5,000				
6,875	5,500				
7,500	6,000				
8,125	6,500	6,600			
8,750	7,000				
9,375	7,500				
10,000	8,000				
11,250	9,000				
12,500	10,000				
15,625	12,500				
18,750	15,000				
25,000	20,000	11,000			
31,250	25,000				
37,500	30,000				
43,750	35,000				

3.1 容量(kVA)および電圧の標準およびその設定

一般に、このような標準化を行なうに当たっては、その容量の段階をいかように定め、また、そのおののの標準電圧最高値をどう選定するかがまず問題となる。当社ではこの新系列の設定に当たって過去十年間における製作記録・引合いおよび見積りの経験などを調査し、表3.1に示すような標準定格を定めた。kVAの段階を比較的小さくした理由は、需要家の要求に対して、できる限り安価な発電機を供給する目的からである。定格電圧については、従来の3,300V級は6,600V級へ、また6,600V級は11,000V級へと移向してゆく傾向を示していることが、調査の結果わかったので固定子ミリ寸法は、これらの点を含めて設定した。励磁電圧については、さほど神経をつかう必要はなく、製作者が任意に定めてもよい性質のものであるが、とくにアメリカ系の規格(ASA, NEMAなど)では125Vまたは250Vが指定されているので、今後の輸出の増大を考慮して、この値に設定したものである。

(1) 定格kVAの選定：自家発電設備を検討する場合、発電機kVAは、できる限りこの標準系列中に含まれる値を選ぶことが、のぞましい。

しかし、kW値は工場内の蒸気量および電力量より定まるものであり、また力率も工場内の負荷によって、ほぼ定まってしまう値であるから、kVA値は、必ずしもこの系列に含まれるとは限らない。かような場合には、力率を多少変更することによってkVAを標準値に一致させるか、または、一段上のkVA値にするかを考慮するのがよからう。ただし0.8以下の力率を指定されれば発電機フレームサイズが大きくなるので注意を要する。

(2) 定格電圧の決定：一般に電気機械にはその容量に応じた、ある適当な電圧があるが、ふつうの系統では3,300V, 6,600V, 11,000Vが多く用いられている関係上、発電機の定格電圧もこれらの中から選ばれる。表3.1に示した標準電圧は、それぞれのkVAに対応するフレームサイズにおいて、経済的に採用できる最高電圧を意味するものであって、記入した値以下の電圧では、そのフレームサイズに変更はない。しかし、3,000~4,000kWの発電機に、たとえば11,000Vを指定された場合には、所要絶縁厚さの大幅

な増加により、フレームサイズを増さねばならず、しかも、設計内容から言えば、きわめてアンバランスな不合理なものとなるため、効率も著しく低くなる。ただし、変圧器を介さずに給電できるので、その費用が不要となる利点はある。このような場合には工場全体のスペース、建設費用、運転費用などを総合的に検討していざれかに決定すべきであろうが、これまでの経験よりすれば、きわめて特殊な場合を除き、ほとんどの場合に、発電機電圧を標準値に設定されるようである。なお、標準電圧以下の電圧ではフレームサイズに変更はないと前述したが、これが極端になった場合には別の面で問題が生ずる。たとえば25,000kVA機に3,300Vが指定された場合には、定格電流値が4,400Aにも及ぶため、発電機の口出線が大きくなり全体寸法の増大を招くこともある。さらに、シャンクの大型化、配線工事上での問題点などの面で思わぬトラブルを生じやすいので、電圧の選定に当たってはこの点を念頭におかねばならない。

3.2 適用規格

国内向けの場合には

JIS

JEC JEC-114 同期機

JEC JEC-146 回転電気機械一般

火力発電技術基準

などが適用されることは当然であるが、

輸出機の場合には、それぞれの国の特有な規格が適用される。たとえば、

旧英連邦地区の50c/s機(マレーシアなど)……………BS規格

東ヨーロッパ(たとえばユーゴスラビアなど)……………IEC規格

南アメリカ各地の60c/s地区(ブラジル・エルサルバドル・メキシコ・アルゼンチンなど)および中近東諸国(台湾など)……………ASA, NEMA規格

などであって、これ以外にもドイツ系のVDEとかDIN、ソ連邦のGOSTなどが適用されることもある。できる限りJEC、JISを適用した輸出機を製作するよう心がけているが、フリーピン・韓国・エジプト・パキスタンなどには、すでにこのJIS、JECの適用を認めている顧客もある。当社の標準系列発電機ではJIS、JEC、BS、IEC、ASA、NEMAを参照しつつ、設計を行なってあるが、一般にアメリカ系の規格は許容温度上昇値についてより大きな余裕を要求しており、またNEMAでは短絡比についても大なる値を推奨しているから、発電機フレームサイズは大きくなる傾向にある。なお、今後とも輸出用プラントの一部として自家発用タービン発電機が含まれることも多くなろうから、参考までにこれら主要規格相互間の主要点比較表を、表3.2にまとめて示してある。

3.3 新系列タービン発電機の標準仕様

前述のような考え方のもとに完成に近づいた2極円筒形、ならびに4極突極形自家発用タービン発電機につき、その標準仕様をあげてみたい。

(1) 2極円筒形タービン発電機の場合

(a) 形式：横軸円筒形回転界磁形

(b) 通風・冷却方式：全閉内冷形自己通風または開放形自己通風

(c) 軸受方式：ブラケット形またはペデスタル形

(表3.1および次節参照)

(d) 定格：連続

(e) 出力：2,500kVA~43,750kVA(表3.1参照)

表 3.2 2 極タービン発電機に関する主要点比較

規格		JEC-114 (1965)	ASA-C-50-10 (1965)	NEMA TU-4 (1952)	BS-2613 (1957)	IEC-34-1 (1960) IEC-34-3 (1962)
温 度 上 界 限 度	発電機(B種)	固定子巻線 鉄心	80°C(ETD) 80°C(T)	60°C(ETD) 70°C(T)	60°C(ETD) —	80°C(ETD) 80°C(T)
	回転子巻線	90°C(R)	85°C(R)	85°C(R)	90°C(R)	90°C(R)
	スリップリング	80°C(T)	85°C(T)	85°C(T)	85°C(T)	80°C(T)
	電機子巻線	50°C(T)	40°C(T)	40°C(T)	55°C(T)	
温 度 下 界 限 度	励磁機(A種)	界磁巻線	50°C(T)	40°C(T)	40°C(T)	55°C(T)
	整流子	65°C(T)	55°C(T)	55°C(T)	55°C(T)	
	基準周囲温度	40°C	40°C	40°C	45°C	
短絡比		—	—	0.8 pF 機では約 0.75	設計値 : 0.55(mini) 試験値 : 0.50(mini)	0.47~0.63
次過渡リアクタンス : Xd''		—	—	—	10 MW, 20 MW ...12.5%(mini) 30 M(50% 電圧にて ...12.5%(mini)	10%(mini)
過速度耐量		115%(1分間)	120%	120%	—	120%(2分間)
耐 压 試 験	印加電圧値(工場内)	電機子巻線 ①10,000 kW または kVA 未満 : 2E+1,000 V (mini 1,500 V) ②10,000 kW または kVA 以上 : E=2,000 V 未満 : 2E+1,000(V) (mini 1,500 V) E=2,000~6,000 V : 2.5E(V) E=6,000 V 以上 : 2E+3,000(V)	2 E+1,000 V	2 E+1,000 V	①3 kVA 未満 1,000 rpm : 2 E+1,000 V ②3 kVA 以上 1,000 rpm : 2 E+1,000 V (mini 2,000)	①10,000 kW または kVA 未満 : 2 E+1,000 V (mini 1,500 V) ②10,000 kW または kVA 以上 : E=2,000 V 未満 : 2 E+1,000 V E=2,000~6,000 V : 2.5 EV E=6,000~16,500 V : 2 E+3,000 V E=16,500 V 以上 : (協議による)
	界磁巻線	10 EX. (mini 1,500 V) (max 3,500 V)	10 EX. (mini 1,500 V)	10 EX. (mini 1,500 V)	10 EX. (mini 1,000 V) 工場試験電圧値の 85% (DC では AC の 1.41×0.85=1.2 倍)	10 EX. (mini 1,500 V)
	現地試験での試験電圧値	—	5,000 V 以上の電圧で 10,000 kVA 以上の T/G では、上記電圧の 85%	—	—	—
	印加時間	1分間	1分間	—	1分間	1分間
電 圧 波 形	周波数	商用周波数	25~60 c/s	—	25~100 c/s	—
	波形	できる限り正弦波に近いもの	(波高率) 1.414	—	(波高率) 1.45 以下	できる限り正弦波に近いもの
	波形乖離率 (Deviation factor)	10% 以下 (100 kVA 以上のみ)	10% 以下	10% 以下	3,000 kVA 未満 : 10% 以下 3,000 kVA 以上 : 5% 以下	—
電 圧 波 形	通信障害係数 (TIF)	—	定格 kVA 平衡 TIF 700~4,999 150 5,000~19,999 100 20,000~99,999 70	定格 kVA 平衡 TIF 2,500~4,999 60 5,000~9,999 60 10,000~12,500 50	—	—
	—	定格 kVA 残留 TIF 1,000~4,999 100 5,000~19,999 75 20,000~99,999 50	定格 kVA 残留 TIF 1,000~4,999 60 5,000~9,999 30 10,000~12,500 30	—	—	—
	瞬時過電流耐量	—	130%, 1分間	—	150%, 15秒	150%, 15秒
	不平衡負荷運転	—	$I_2^2 t \leq 30 \text{---T/G}$	—	—	—
励 磁 裝 置	励磁電圧	—	125, 250, 375, 500, 625 V	125, 250 V	(製造者に一任)	(製造者に一任)
	励磁装置の余裕	回転速度が定格値の上下 5% にわたって変化しても、また定格回転速度において端子電圧が定格値の上下 5% にわたって変化しても定格 kVA を出すに必要なだけの界磁電流を供給しうること。	—	定格状態の発電機が必要とする励磁電流の 10% の電流余裕をとること。	定格電流は発電機の定格負荷時励磁電流の 110% 以上。定格電圧は定格状態のスリップリング電圧の 110% 以上。	〈左記 BS と同一〉
裕 度	効率	規約効率 $-0.1 \times (100 - \eta) \%$ 実測効率 $-0.15 \times (100 - \eta) \%$ (絶対値の最小 0.7%)	—	—	$-0.1 \times (100 - \eta) \%$ $-0.15 \times (100 - \eta) \%$ (絶対値の最小 0.7%)	$-0.1 \times (100 - \eta) \%$ $-0.15 \times (100 - \eta) \%$ (絶対値の最小 0.7%)
	短絡比	$-0.15 \times (100 - \eta) \%$ (保証値)	—	—	—	—
	Riak ターンス	Xd $+0.15 \times (保証値)$	—	—	—	—
	Xd'	$\pm 0.3 \times (保証値)$	—	—	$\pm 0.3 \times (保証値)$	—
	Xd''	—	—	—	$\pm 0.3 \times (保証値)$	—
	定格出力における界磁電流	$+0.15 \times (保証値)$	—	—	—	—
	固有電圧変動率	$+0.2 \times (保証値)$	—	—	$+0.2 \times (保証値)$ (最小値は 0.02 × 定格電圧)	—
	はすみ車効果	$-0.1 \times (保証値)$	—	—	—	—
	突発短絡電流値	—	—	—	—	$\pm 0.3 \times (保証値)$
	定常 * *	—	—	—	—	$\pm 0.15 \times (保証値)$

ASA C-50-10(1965)....."Synchronous machines"

ASA C-50-13(1965)....."Cylindrical Rotor Synchronous Generators"

NEMA-TU-4(1952)....."Direct-Connected Steam Turbine Synchronous Generator Units" (2,000~10,000 kW, Inclusive)

BS-2613(1957)....."The electrical performance of rotating electrical machinery"

BS-2730(1956)....."Preferred standard ratings and general characteristics for 3,000 rev/min, 3-phase, 50 c/s Turbo-Generator Sets"

IEC-34-1(1960)....."Recommendations for rotating electrical machinery"

IEC-34-3(1962)....."Ratings and characteristics of 3 phase 50 c/s turbine type Generators"

JEC-114(1965)....."同期機"

- (f) 定格電圧: 3,300 V, 6,600 V, 11,000 V (表 3.1 参照)
 (g) 相 数: 3
 (h) 力 率: 0.8 (遅れ)
 (i) 絶縁種別: 完全 B 種 (ダイヤラスチック 絶縁方式)
 (j) 結 線: 星形結線 (ライン側 3 本, 中性線側 3 本を引き出す)
 (k) 励磁方式: 複巻静止自励, ACEx, または ブラシレス 方式
 (l) 温度上昇限度: (基準周囲温度 40°C)
 固定子巻線……80°C (埋入温度計法)
 固定子鉄心……80°C (温度計法)
 回転子巻線……90°C (抵抗法)
 (m) 短絡比: 約 0.6
 (n) 固有電圧変動率(定格負荷時): 0.8 pF の場合約 40%,
 1.0 pF の場合約 28%
 (o) 短時間許容過負荷: $t = \frac{150}{I^2 - 1}$ (秒)
 I は固定子, 回転子とも PU 値 (つまり, 定格電流では $I=1.0$)
- (2) 4 極突極形タービン発電機の場合
- (a) 形 式: 横軸突極形回転界磁形(ダブティル 方式またはクシ歯方式)
 (b) 通風冷却方式: 全閉内冷形自己通風または開放形自己通風
 (c) 軸受方式: ベデスタイル 形
 (d) 定 格: 連続
 (e) 出 力: 625 kVA~6,250 kVA
 (f) 定格電圧: 3,300 V または 6,600 V
 (g) 相 数: 3
 (h) 力 率: 0.8 (遅れ)
 (i) 絶縁方式: ダイヤエポキシ 絶縁 (完全 B 種)
 (j) 結 線: 星形結線 (ライン側 3 本, 中性線側 3 本を引き出す)
 (k) 励磁方式: 複巻静止自励, ACEx, または ブラシレス 方式
 (l) 温度上昇限度: (基準周囲温度 40°C)
 固定子巻線……80°C (埋入温度計法)
 固定子鉄心……80°C (温度計法)
 回転子巻線……80°C (抵抗法)
 (m) 短絡比: 約 0.6
 (n) 固有電圧変動率 (定格負荷時): 0.8 pF の場合: 約 40%, 1.0 pF の場合: 約 28%
 (o) 短時間許容過負荷: $t = \frac{150}{I^2 - 1}$ (秒)

表 4.1 自家発用タービン発電機主要材料

機 械 の 部 分	主 材 料
固 定 子 ワ ク	軟鋼板
固 定 子 鉄 心	冷間圧延ケイ素鋼板
固 定 子 コ イ ル	(索線): DGC(二重ガラス巻鋼線) (主絶縁): B 種ダイヤラスチック絶縁
回 転 子 軸	炭素鋼またはニッケルクロームモリブデン鋼
コ イ ル 押 え リ ン グ	ニッケルクローム鋼またはニッケルクロームモリブデン鋼
回 転 子 コ イ ル	(導体): 平角銅帯, 銀入銅帯(大型機の場合) (絶縁): マイカ
ス リ ッ プ リ ン グ	工具鋼またはステンレス鋼
ブ ラ シ	天然黒鉛質
ブ ラ ケ ッ ト お よ び 軸 受	鍍銅および軟鋼板, WJ2 (ホワイトメタル 2 種)
冷 却 管	(海水): BSTF-1~4 (復水器用総目なし黄銅管アルブロック, アルミブ拉斯, エバ, ブラスなど) (淡水): CNTF-1 (復水器用総目なし白銅管キュプロニッケル)

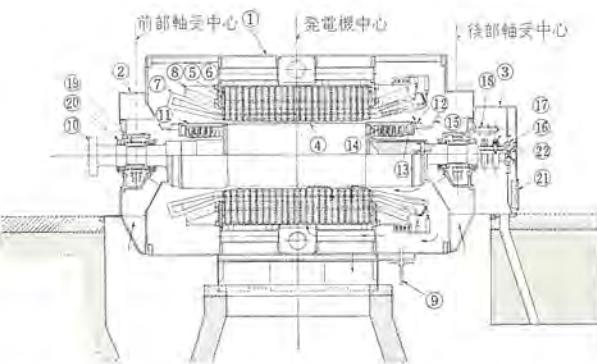


図 4.1 空気冷却タービン発電機断面図(ブレード形)
Fig. 4.1 Cross section of air cooled turbine generator.

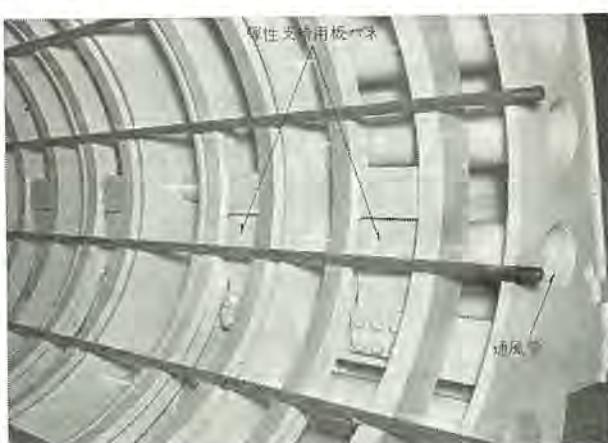


図 4.2 弾性支持装置を設けた固定子ワク
Fig. 4.2 Stator frame provided with elastic supporting plates.

I は固定子, 回転子とも PU 値 (つまり, 定格電流では $I=1.0$)

4. 新系列タービン発電機の構造と材料

新系列の自家発用タービン発電機は繊維・製紙・パルプ・セメント・鉄鋼・石油等の各種工場の使用条件の過酷な場所で、使用されることを考慮して最適な構造と材料を定めている。参考までに主要材料の一覧を表 4.1 に示す。

4.1 固定子

フレームは小形軽量化と強度の増加をはかるために鋼板溶接式を標準として採用している。図 4.1 および図 4.2 に示すように強め板は通風の仕切を兼ね、また通風管は強みを兼ねるよう有効に組み合わされた構造になっている。

固定子鉄心には、冷間圧延ケイ素鋼板を使用する。扇形抜板は、それに最も適した幅寸法の鋼帶より、連続して切り取り、材料のムダを少なくし、原価の低減をはかっている。積層した扇形コア板は、両端から堅固なクランプおよび非磁性の歯形押えを介して、強固に締付け一体の鉄心としている。

また固定子鉄心には、2 極機特有の 2 倍周波の振動が生じるため、これを外部に伝達させないように鉄心とフレーム間に振動吸収のための弾性支持装置を設けることがある。この装置は従来大型機のみに使用されていたものであるが、最近では約 15,000~

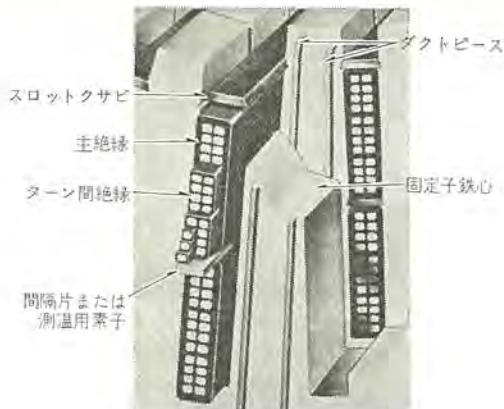


図 4.3 固定子巻線
Fig. 4.3 Cross section of stator coil.

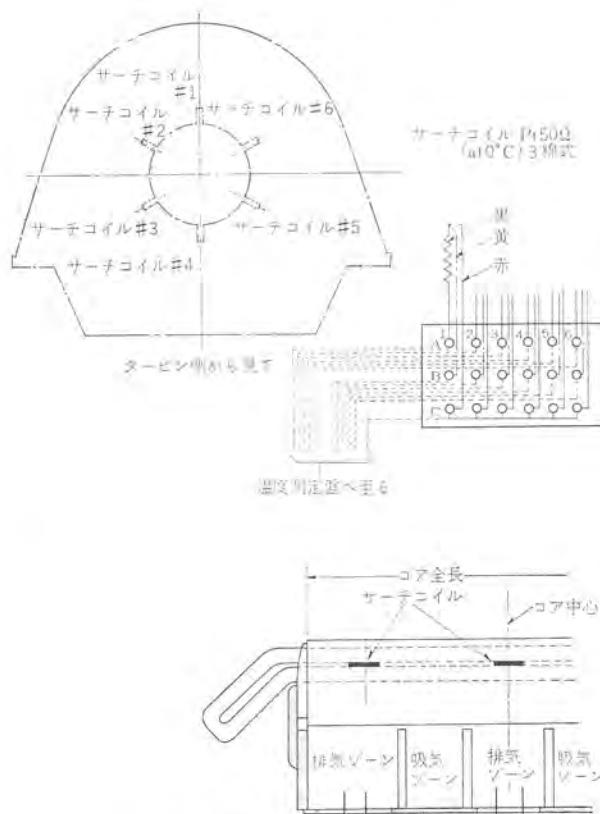


図 4.4 サーチコイル配置略図
Fig. 4.4 Search coil arrangement.

20,000 kW 級の中形機にも採用しつつある。(図 4.2 参照)

固定子コイル絶縁は、すでに定評のあるダイヤラスチック絶縁を標準として採用したが、4極の突極機および2極の小形機では最近開発された、新絶縁方式を適用している⁽⁷⁾⁽⁸⁾⁽⁹⁾。この新しい絶縁は、従来のポリエスチル系とは異なる材料、処理方法を使用したダイヤエボキシ絶縁で、固定子ワク、コアとともにコイル結線完了のものを真空含浸するため、各リードの接続部までコイル本体の絶縁と同一絶縁となる。なお本絶縁方式の材料はとくに化学工場等外部にシガーアイの悪い所に使用される機器のために開発されたものであり、その信頼性を確認するため水中耐圧テストも実施している。また固定子コイル内には、測温用抵抗素子(白金線 50Ω, 0°C)を埋め込むを標準としている。素子の数は各相2点、計6点であり埋め込み位置は、ミゾ内の上口コイルと下口コイルの中間とし、軸方向位置は冷却空気の排気ゾーンの中央部、すなわち最高温度が予想される位置としている。(図 4.3, 4.4 参照)

4.2 回転子

軸材料としては、単一鍛鋼の炭素鋼またはニッケルクロームモリブデン鋼を使用している。

回転子軸材はターピン発電機の生命を左右するものであるから、その材質には特別な注意を必要とし、素材および機工を終え完成した回転子の健全性、信頼性を確認するため下記の諸検査を行なっている。

- (a) 材質の化学分析
- (b) 物理試験(回転子本体より採取したコアドリル試験片で降伏強さ・拡張力・伸び・絞り・衝撃値・磁気特性等を測定する)
- (c) 中心穴のボアスコープによる検査
- (d) 超音波探傷試験(半径方向、軸方向)
- (e) マグナフラックス検査、いおう写真
- (f) 製作工程が終わり回転子が完成すると、枯らし運転および平衡運転を行ない引き続き所定の過速度試験を実施し、運転の安全性を確認するために必要な試験を行なう

なお当社では軸中心穴を、すべての軸に設けることをたてまえており、中心部の欠陥を除くと同時に、内部組織・欠陥の確認を行なっているが、最近では製鋼技術の著しい向上のため、中形機以下の場合でしかもその超音波探傷試験の結果が良好であれば、中心穴を設げないこともある。中心穴を設けることによって穴周縁の内周方向応力は約2倍となるが、中心部に残されやすい欠陥や弱体部の除去および周縁応力の再分布を考えるとき、この中心穴の意義はきわめて大きいと言わねばならない。鍛造過程において含まれた水素ガスの放出効果も無視できない利点であろうが、最近では脱ガス効果の高い真空鋳造法が発達し、品質のよい軸材が安定して、しかも短納期で供給されるようになってきたことは喜ばしいことである。



図 4.5 組立完成した回転子
Fig. 4.5 Completely assembled rotor.

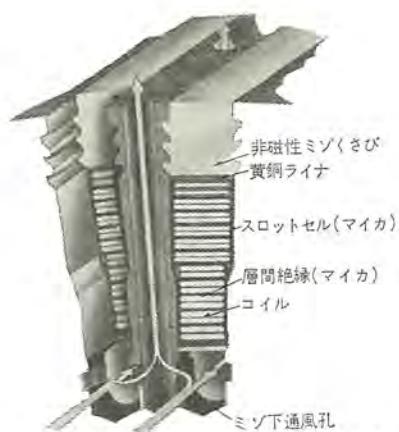


図 4.6 回転子コイルおよびミゾ下通風説明
Fig. 4.6 Rotor coil and ventilators under the slots.

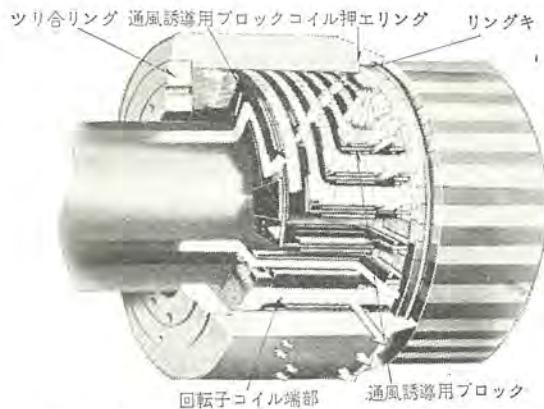


図 4.7 回転子コイル端部冷却説明
Fig. 4.7 Cutaway view of rotor coil end cooling.



図 4.8 全組立外観(ペデスタル形自励)
Fig. 4.8 Pedestale type, self-excited.

前述のような厳密な試験・検査に合格した軸材には、放射状の導体ミジを加工する。中形機以上では導体ミジの下部に通風ミジも設け、さらにこの通風ミジ内を流れる冷却空気を空隙(隙)に導くために、歯の中央に放射穴を加工する。なお、これらのミジ加工により、極中心および極間中心での断面慣性モーメントが異なることになり、異常振動を発生させる可能性があるために、磁極部分には軸方向と直角に数個の半円形切欠きミジ(クロススロットと呼ぶ)を設けている(図4.5, 4.6参照)。

回転子歯部は、もっとも大きな応力を生ずる部分であるが、いずれの断面においても、規定過速度における応力が材料の降伏点に対し、十分余裕のあるよう設計を行なっている。

コイル押えリングには、中形機以下ではニッケルクロム鋼、大形機ではニッケルクロムモリブデン鋼を用い、コイル端曲部を、その強大な遠心力から保護している。コイル押えリングの一端には、ツリ合リングを取りつけ、バランス調整、コイル押えリングの梢円変形の防止およびコイルの保護を行なってある。このコイル押えリングは、回転子胴部に焼きばめされているので、運転、休転のくり返しによる回転子コイルの伸縮に対しても、その絶縁物を損傷することがない構造となっている。図4.7はこの部分の断面図である。

4.3 回転子支持方式

回転子支持方式にはペデスタル形とブラケット形がある。図4.8がペデスタル形、図4.9がブラケット形である。また軸受の数によって4軸受式と3軸受式とに分類できるが4軸受式とは、ターピンおよび発電機の前後部におのおの2個の軸受を有するユニットをさし、3軸受式はこの中の発電機前部(ターピン側)軸受を省略してターピン後部軸受に荷重をもたせ、軸長を短縮した構造のものである。

これらの組み合わせには種々の形式がありうるが、ターピンの形

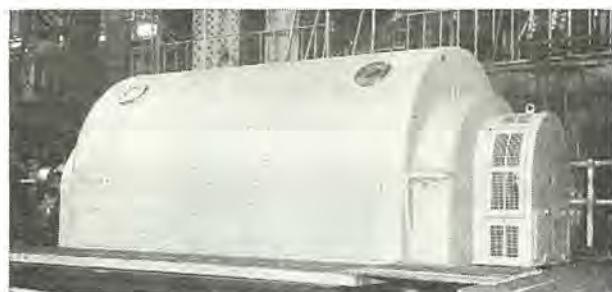


図 4.9 全組立外観(ブラケット形自励)
Fig. 4.9 Bracket type, self-excited.



図 4.10 スリップリング回りとブラシ保持器
Fig. 4.10 Slip rings and brush riggings.

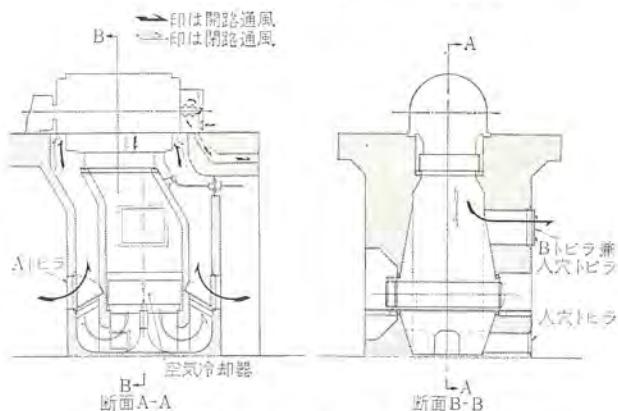


図 4.11 空気冷却器配置および通風系統図
Fig. 4.11 System diagram of air cooler arrangement and ventilation.

式(直結形蒸気ターピン・ギヤードターピン・ガスターピン)により、また、発電機出力によって異なるのでそのプラントに最も適した方式が採用されている。

一般にブラケット形は中小容量機に、またペデスタル形は大形機に適用されるが、その概略の適用範囲については前出の表3.1を参照いただきたい。

4.4 スリップリングおよびブラシ回り

スリップリングは工具鋼製であり摩耗に対して十分な耐力をもたせている。またリング表面には斜コウ(溝)を切り集電および冷却特性を良好にしている。リングはマイカ絶縁をへだてて軸上に焼きパメされ、その軸端にはプロペラファンを設けてスリップリングおよびブラシ部を冷却している。ブラシ保持器はブラシの摩耗とは無関係に、ブラシ押圧が一定に保持される圧力一定バネ(コプリング方式)のものを使用し、ブラシ取換えも簡単にできる新形ブラシ保持器を標準として採用し点検保守を便利にしている。なおバネ材質には耐食

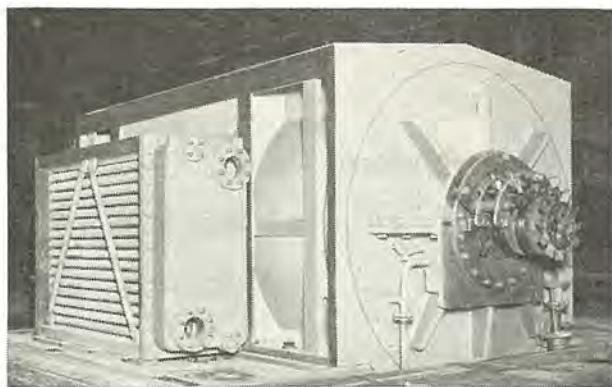


図 4.12 空気冷却器サイドマウント式
(空気冷却器を取り付けたもの)
Fig. 4.12 Air cooler side mount type.



図 4.13 空気冷却器サイドマウント式 外観
Fig. 4.13 Exterior view of air cooler side mount type.



図 4.14 空気冷却器トップマウント式 外観
Fig. 4.14 Exterior view of air cooler top mount type.

性のあるステンレス鋼帯を使用している。これらの新形ブラシ保持器は、すでに数十台のタービン発電機に使用されているが、各需要家からも好評を博している(図4.10参照)。

またスリップリングまわりには保護カバーを設け、カバーの両側には広い開閉点検トボラを設け点検保守の便をはかり、カバー端部には空気過濾器を設けて、汚損による絶縁劣化、スリップリングやブラシの異常摩耗などを防ぐと同時に防音カバーの役目も果している。

4.5 空気冷却器の配置

普通発電機用の空気冷却器は図4.11に示すとおり基礎の一部に設置し、発電機との間を密閉した通風路でつないで外部空気とシャット断している。

しかし、中小容量自家用発電所では、背圧タービンを使用する場合が多く、基礎内に復水器を有しないので、空気冷却器をもし床面上におくことができれば空間の活用が可能になる。当社ではこれらの要求に応じてサイドマウント式の空気冷却器をもった発電機も製作しており、その一例を図4.12、4.13に示す。

小形機では空気冷却器を固定子ワク上部に取り付け、据付面積を少なくしたトップマウント式も採用している。(図4.14参照)

今後、発電所計画の進歩に従って、この形の発電機の需要も増加するであろう。

5. むすび

当社の経験を基として眺めた、自家発用タービン発電機の最近の動向および当社の新系列標準機について、その概略を述べた。

自家用発電設備が活発に計画されている現在、当社の新系列タービン発電機のよりいっそうのご愛用と、ごしつ正、ご激励を願う次第である。

参考文献

- (1) 甲斐：自家発用タービン発電機の近代化、「三菱電機」31, No. 8 (昭32)
- (2) 志岐、甲斐：最近の自家発用タービン発電機、「三菱電機」34, No. 4 (昭35)
- (3) 甲斐、九里：自励タービン発電機「三菱電機」34, No. 4 (昭35)
- (4) 甲斐、長沢：ブラシレスタービン発電機、「三菱電機」39, No. 8 (昭40)
- (5) 中野：最新火力発電所の計画・設計と運転、電気書院
- (6) 久松：自家用火力発電所用保護方式、「三菱電機」40, No. 5 (昭41)
- (7) 柴田、伊藤：新らしい誘導電動機の絶縁(ダイヤエポキシ絶縁)、「三菱電機」40, No. 6 (昭41)
- (8) 坂田、倉屋：ダイヤエポキシ絶縁の機能評価試験、「三菱電機」40, No. 7 (昭41)
- (9) 穴山、伊藤ほか：ダイヤラスチックエポキシ絶縁、「三菱電機」39, No. 9 (昭40)

交流発電機の整流器励磁方式

加来政博・森南*

Rectifier Excitation Systems of AC Generators

Nagasaki Works Masahiro KAKU・Minami MORI

By the use of rectifiers for the excitation of AC generators, commutators, the drawback of DC exciters, can be dispensed with and excellent characteristics result in. Excitation systems working on rectifiers now practical use in Mitsubishi comprise a compound wound static self-exciting system, an AC exciter system and a brushless system.

Of them particularly the compound wound static self exciting system has been extensively applied to many machines ranging from a few kW diesel generator to several tenth MW turbine generators since 1958. The other two systems are gradually increasing the fields of application. A thyristor excitation system has been also put into practical use recently. The article describes the outline features and application of the foregoing systems to generators.

1. まえがき

交流発電機の励磁装置に整流器を使用することにより、従来の直流励磁機の欠点である整流子をなくすことができ、また特性上もすぐれた各種の特色ある励磁方式が誕生した。

現在当社で実用している整流器を使用した励磁方式としては、複巻静止自励方式、AC. EX (交流励磁機) 方式、および ブラシレス方式がある。とくに複巻静止自励方式は 33 年以後数 kW のディーゼル発電機から数 10 MW の大容量タービン発電機にいたるまで広く採用され、全体の 90 % 以上をしめている。

また数年前から AC. EX 方式、ブラシレス方式はその特色を生かした用途に実用の範囲を広げており、さらに小容量発電機には、サイリスタにより直接界磁制御をおこなう サイリスタ励磁方式が実用化されている。以下整流器を使用した発電機の各種励磁方式の概要、特長および適応を記す。

2. 複巻静止自励方式

2.1 概要

この方式は直流発電機による励磁方式における整流子の欠点を解決し、これに代わって現在最も多く採用されている励磁方式で

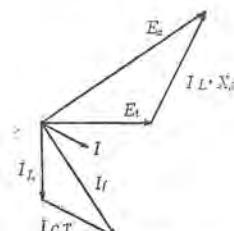


図 2.1 発電機ベクトル
Fig. 2.1 Generator vector diagram.

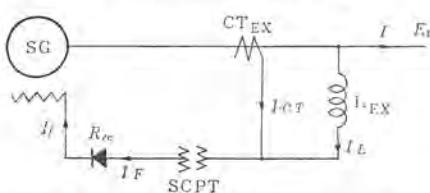


図 2.2 複巻静止自励方式基本説明
Fig. 2.2 Basic explanation of compound wound static excitation system.

ある。励磁装置はすべて静止機器で構成されるため、保守点検上の有利さと、さらにその原理上の特質はこの種の励磁装置が急速に普及された大きな理由である。

図 2.3 は複巻静止自励装置の概略結線図であり一般に大容量機に使用している例である。主要部分は直列リアクトル (LEX), 励磁変流器 (CTEX), 可飽和変流器 (SCPT), シリコン整流器 (Si. Rec), 自動電圧調整器 (AVR) である。直列リアクトルにより無負荷定格電圧に要する励磁電流を、励磁変流器により、負荷電流による同期リアクタンスの降下分を補償する励磁電流を供給し、これを可飽和変流器にてベクトル的に加算し、その出力を整流器により整流し発電機の界磁に励磁電流を供給するものである。この原理は図 2.1, 図 2.2 のように表わせる。

一般にタービン発電機は他の発電機または商用電源と並列運転を行なうため、ある程度の調相容量を持たせる必要があり、無負荷分、負荷分とも若干過励磁にしておき、電圧の調整または無効電力の負担を AVR により調整を行なうこととしている。

2.2 回路および構成

図 2.3 に最も一般的な回路例を示す。これは図 2.2 の基本回路に磁気増幅器式 AVR を附加したものである。一般に発電機は他の電源と並列運転を行なうことが多いので横流補償器 (CCC)

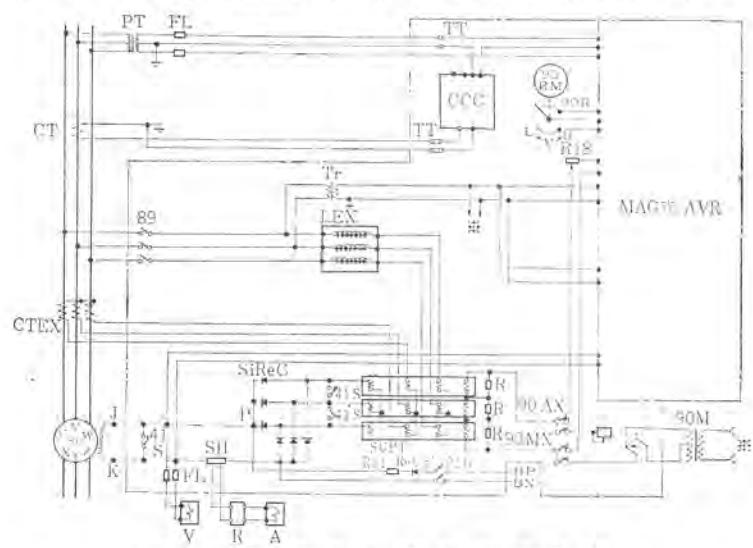


図 2.3 複巻静止自励方式結線
Fig. 2.3 Connection diagram of compound wound static self excitation system.



図 2.4 三相直列 リアクトル

Fig. 2.4 Three phase series reactor.

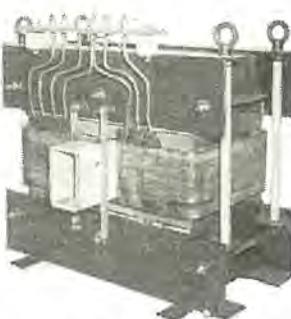


図 2.5 励磁変流器

Fig. 2.5 Excitation current transformer.



図 2.6 可飽和変流器

Fig. 2.6 Saturable current transformer.

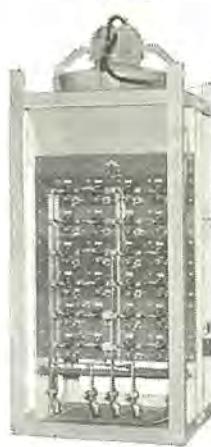


図 2.7 シリコン整流器

Fig. 2.7 Silicon rectifier.

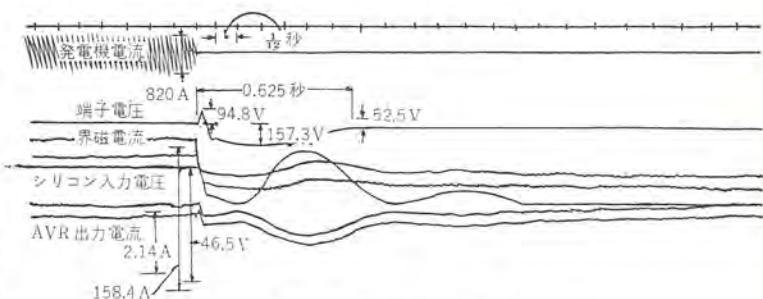


図 2.8 負荷シャン断試験 (5 MW PF=1.0)

Fig. 2.8 Load interruption test.

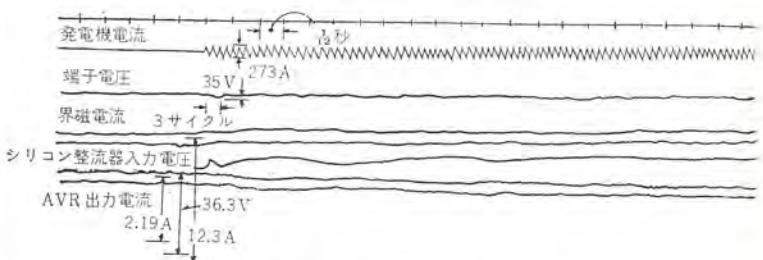


図 2.9 負荷投入試験 (2 MW PF=1.0)

Fig. 2.9 Load closing test.



図 2.10 静止励磁器盤

Fig. 2.10 Static excitation panel.

転励磁機のむだ時間がなく応答が非常に早い、したがって負荷急変時の瞬時電圧降下あるいは上昇も小さく、回復時間が短い。

(3) 励磁装置はリアクトル、整流器など静止機器で構成されているから直流機の整流子などの手入れが必要なく信頼度が高く、保守上便利である。

(4) 励磁装置が発電機に直結されないので軸方向のスペースが縮少でき、据付上の自由度が大である。

図 2.8, 2.9 は複巻静止自励方式による負荷シャン断、負荷投入試験の一例を示す。発電機は 10,000 kVA である。

3. AC・EX (交流励磁) 方式

3.1 概要

この方式は直流発電機による励磁を交流発電機に置きかえたもので直流機の整流子の問題を解決したものである。ここでいう AC・EX 方式は交流励磁機（以下 AC・EX）の出力を別置きのシリコン整流器で直流に変換し主発電機の界磁を励磁しようとするもので、一步進めシリコン整流器を回転整流器とすれば ブラシレス方式となる。励磁機が交流機となるため保守は主発電機と同一でよく、手間がはぶけ、ブラシレス方式の場合の軸方向に回転整流器の

2.3 複巻静止自動式の特長

(1) 回路定数の適当な選定により複巻特性をもたせ、発電機の電圧変動をきわめて小さくおさえることができる。さらに磁気增幅器式自動電圧調整器により電圧変動率は±2%以下となる。

(2) 自己制御性のある回路方式となっているので、従来の回

スペースを必要としないので、従来の直流機方式と同一のスペースでよい、などの特色をもち、一般の励磁方式として最も需要が期待される方式である。

図3.1はAC・EX方式の原理図である。おもな部分は交流励磁機(AC・EX)、シリコン整流器(Si Rec)、励磁変流器(CT・EX)、および自動電圧調整器(AVR)等である。AC・EXの界磁入力はAVRおよび励磁変流器から得られ、一種の複巻励磁となり、AC・EXの出力は別置きのシリコン整流器により整流し主発電機に供給される。

3.2 回路および構成

図3.2は一般的なAC・EX方式の回路例を示す。発電機が他の電源と並列運転を行なう場合に付加される器具は、複巻静止自励方式と同様である。

主要部分についてのおののの構造、特長はつぎのとおりである。

自動電圧調整器はAC・EXの励磁容量が小さいので、小形の磁気増幅器式AVRを使用し、その出力は直接AC・EXの界磁に供給される。励磁変流器は複巻静止自励方式の場合と同様、単相、貫通形を標準としている。AC・EXへの入力は前者のそれに比べてはるかに小さいため、励磁変流器は小形のものとなり、据付上の自由度も大である。また励磁変流器によりAC・EXの励磁電流の一部を分担するが複巻静止自励の場合と同様、事故時の保護リレーの作動を行なわせるよう、一般に300~400%程度の持続短絡電流が流れるように設計されている。シリコン整流器は複巻静止自励方式の場合と同一である。

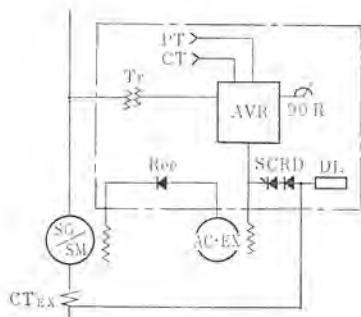


図3.1 AC・EX方式基本説明図

Fig. 3.1 Basic explanation of AC excitation system.

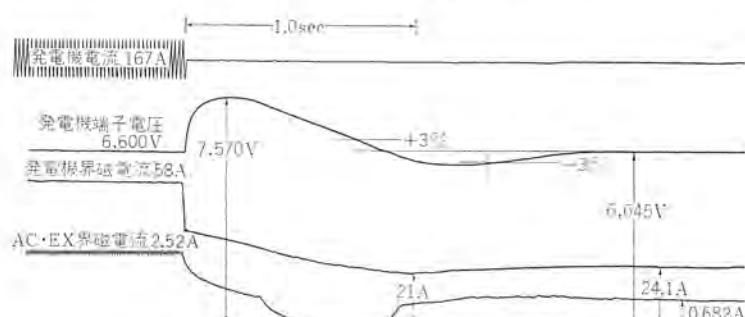


図3.3 負荷シヤ断試験(ゼロ力率、定格界磁電流)

Fig. 3.3 Load interruption test.

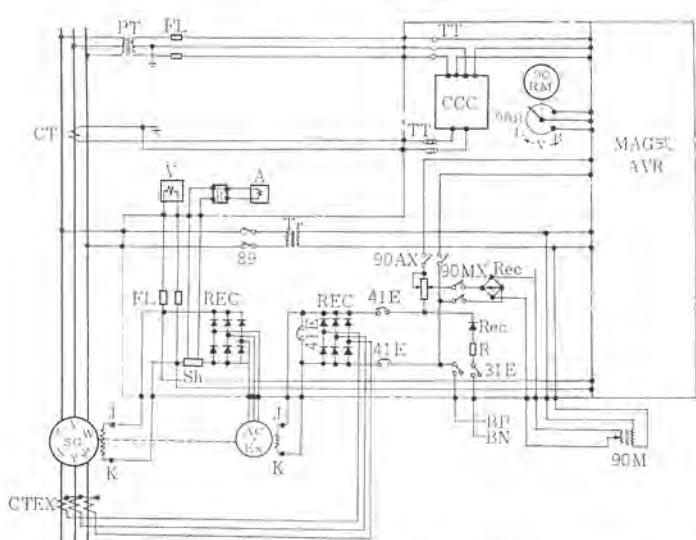


図3.2 AC・EX方式接線図

Fig. 3.2 Connection diagram of AC excitation system.



図3.4 AC・EX用励磁器盤

Fig. 3.4 AC excitation panel.

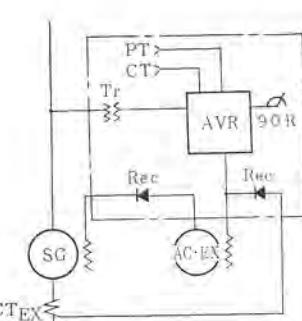


図3.5 AC・EX方式による発電電動機接続図例

Fig. 3.5 Example of connection of regenerative motor operation on AC excitation system.

4. ブラシレス方式

整流器を使用した他の励磁方式では、整流子はないが励磁電力の供給にはいぜんスリップリングおよびブラシが必要である。ブラシレス方式はこれらもまったく不要とするもので、この点最も特色ある方式といえる。

当社ではやくからこの方式の開発をおこない、自家発用 15.6 25 kVA ターピン発電機をはじめ、数 100 kVA のディーゼル発電機および数 kVA の電動発電機など、各種にブラシレス方式を採用し、納入している。大容量発電機のブラシレス方式について別項に詳細が紹介されているので、ここでは中・小容量・ターピンおよびディーゼル発電機に実用しているブラシレス方式について記す。

4.1 概要

ブラシレス方式は AC・EX 方式にて交流励磁発電機を回転電機子形とし、また整流器を回転軸に取付けたもので回路構成は同一であり、AC・EX 方式の特殊形ともいえる。

図 4.1 のように、交流励磁発電機はその固定子側より励磁が与えられ、主発電機の界磁は同一回転軸に取付けられた、励磁発電機の回転電機子およびシリコン整流器を介して励磁が与えられる。ブラシおよびスリップリングはいっさい不要となる。図 4.2 は、中小容量の発電機に使用されるブラシレス励磁装置の結線図を示す。こ

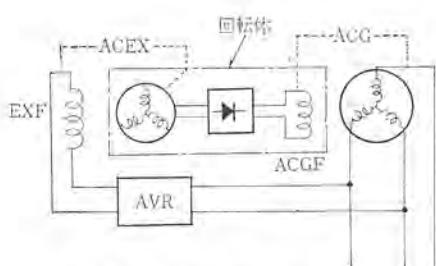


図 4.1 ブラシレス発電機構成
Fig. 4.1 Brushless generator constitution.

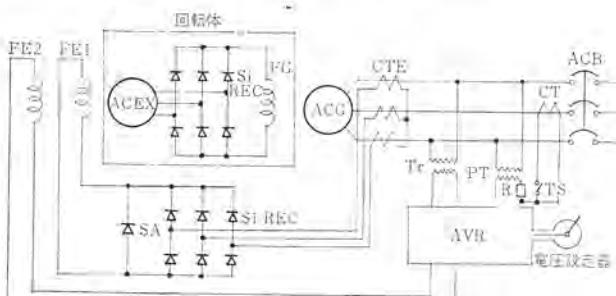


図 4.2 ブラシレス励磁装置結線図
Fig. 4.2 Connection diagram of brushless excitation device.

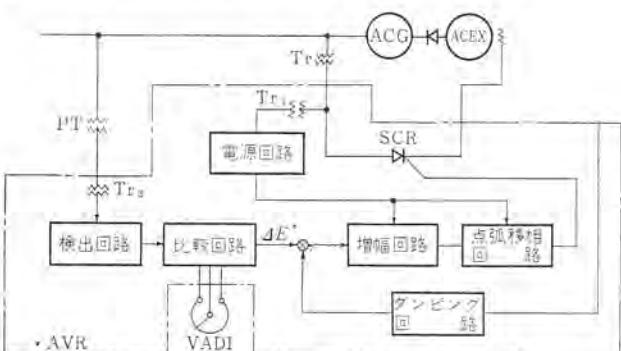


図 4.3 自動電圧調整器のブロック図
Fig. 4.3 Block diagram of AVR.

の方式の特色は励磁変流器を使用し複巻特性としていることで、これにより

(1) 短絡時に所要の短絡持続電流を流し保護继電器の動作を確実にさせる。

(2) 突入負荷に対し電圧の回復が速くなる。

(3) 励磁調整容量が少なくてすむ。

などの利点が生じる。

励磁制御装置（自動電圧調整装置）は AC・EX 方式の場合と同じく、励磁機界磁を制御するため小容量のものとなり、複巻静止自励式の AVR が流用できる。AVR には磁気増幅器式とサイリスタ式があるが、小容量発電機用では小形とするためサイリスタ式を標準としている。図 4.3 にサイリスタ式 AVR の構成を示す。電圧検出回路・ゼナーダイオード式電圧比較回路・トランジスタ増幅器・自己飽和・磁気増幅器式点弧回路およびサイリスタより構成され、とくに応答速度が速い。

4.2 ブラシレス方式の特長

ブラシレス方式はブラシ、整流子、スリップリングがいっさいないことにより次の特長を持っている。

(1) 火花の発生がなく誘導障害のおそれがまったくない。

(2) 銅粉、炭素粉がまったく出ないので絶縁低下やセラミック事故の心配がなく、保守点検の労が少ない。

(3) 全体を全閉構造にできるので腐食性の影響を受けない。

(4) 振動に対して強い。

欠点としては、

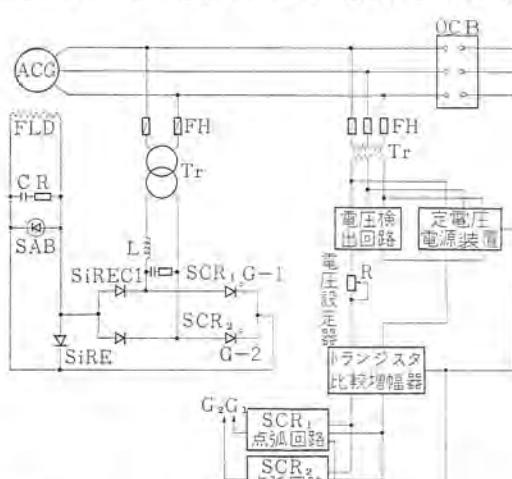
(1) 回転軸に励磁発電機および整流器取付けのため複巻静止自励方式に比べ、発電機軸方向がやや長くなる。

(2) 励磁発電機を介して励磁するため、複巻静止自励方式に比べ応答はやや遅い。

があるが、いずれも実用上はあまり問題とならない程度である。

5. サイリスタ励磁方式

サイリスタ励磁方式は励磁発電機や励磁用リアクター、整流器などを設けず、サイリスタにより発電機の界磁を直接制御する励磁方式である。主発電機界磁を直接制御するため、現在では一部中、小容量の非常用ディーゼル発電機への適用に限られているがサイリスタ



略符号説明

ACG：交流発電機 FLD：同位用界磁コイル OCB：油入シャンタ
FH：高圧ヒューズ SCR：サイリスタ Si REC：シリコン整流器
MC：電磁開閉器 Tr：変圧器 R：抵抗器 C：コンデンサ
SAB：サージ吸収装置

図 5.1 サイリスタ励磁方式概略（単相全波方式）

Fig. 5.1 Schematic diagram of thyristor excitation system.



図 5.2 全負荷シャン断試験
Fig. 5.2 Full load interruption test.



図 5.3 負荷投入試験
Fig. 5.3 Full load throwing test.

の大容量化、応用技術の発達により将来はより大容量のものにも適応されると考えられるので概要を紹介する。

5.1 概要

図 5.1 は単相半波式の結線図を示す。主 サイリスタブリッジ、電圧検出回路、定電圧回路、トランジスタ増幅回路、点弧回路およびサージ吸収装置など主要部品は半導体で構成される。

発電機電圧は三相全波整流され、直流平均電圧としてゼナーダイオード式定電圧と比較され、その偏差をトランジスタ差動増幅器で増幅し、点弧用磁気増幅器を作動させ、主 サイリスタの点弧位相を制御している。

これにより界磁電圧は 0~200 % の制御ができる。発電機界磁を直接、サイリスタブリッジで制御する場合は、サイリスタの転流時に図 5.2 のように出力波形にヒミがすることがある。これを防ぐため、励磁トランス二次側に限流リクトルを入れている(新案出願中)。

界磁電圧は 200 % の電圧まで強制(Forcing)が行なわれるため、分巻特性であるにもかかわらず、突入負荷に対する電圧回復は非常に速く、80 % 突入負荷に対し 0.15~0.3 秒で回復される。

制御はトランジスタ、サイリスタ、で行なわれ遅れが少ないため、出力電圧安定のためのダンピング、フィードバック量は微少で安定している。

発電機の界磁回路には短絡事故時、また並列投入時、母線側との電圧側および位相差によっては大きなサージ電圧-電流が生じる。このため励磁回路にはいる サイリスタおよびシリコン整流器は過渡的には 10 倍のサージ電圧、電流に耐えるような素子とし、また直流側および交流側にサージ電圧吸収装置を設けている。図 5.2 図 5.3 は 212.5 kVA サイリスタ励磁方式の負荷投入およびシャン断のオシログラムを示す。

5.2 サイリスタ励磁方式の特長

この方式は次の特長を持っている。

(1) 励磁装置が小形軽量であり、励磁装置はすべてキューピック盤内にまとめられる。

(2) 応答が最も早く電圧回復が速い。

(3) 電圧精度が高く、負荷力率、周波数に対する電圧変動がとくに少ない。

(4) 適応性が広く、発電機との組合せ試験、調整が容易である。

(5) 発電機との組合せ配線が容易である。

欠点としては、

(1) サイリスタで直接界磁を制御するためサイリスタの容量および耐圧上適用される発電機の容量に制限がある。

(2) 純分巻特性である。

6. 各種方式の比較と適応

以上の整流器を使用した各種励磁方式につき、一般的な比較と適応を表 6.1 にまとめた。比較は発電機容量、用途、使用条件、などにより異なるので、これらの条件によってはこの比較の結果は変わることがありう

表 6.1 整流器使用各種励磁方式の比較と適応

項目 \ 方式	(1) 複巻静止自励式	(2) AC・EX 方式	(3) ブラシレス方式	(4) サイリスタ励磁方式
応答速度 (電圧回復特性)	非常に速い	(1) (4) よりは遅いが DCC 励磁よりは速い	同 左	最も速い
信頼性	最も多く実績を有し信頼性高い	実績としては少ないが構成装置の信頼性は(1)と大差ない	同 左	堅牢性においてやや劣る
励磁装置 外形寸法 床面積	励磁器盤は他のものより大きい	励磁器盤は小発電機は励磁機付のため軸方向に(1)より大となる	励磁器盤は最も小発電機は励磁機と整流器付となり軸方向寸法がやや大となる	励磁器盤は(2)と同程度発電機に励磁機取付不要
保守点検	励磁器に可動部がないので(2)よりやや有利	スリップリングブリッジがはいる点で(3)より不利 整流器の点検は有利	スリップリングブリッジがまつぐないので最も有利。ただし整流器の点検は(1)(2)より不利	(1)と条件は同じ 装置としては(1)よりやや複雑となる
適応	数 10 MW 以下の自家発電用発電機および非常用ディーゼル発電機一般に使用	数千 kW 以上の自家発電用発電機励磁装置を小さくできる	腐食性がジニアイなど周囲条件が悪い場所の発電機または界磁スリップリング集電容量が問題となる超大容量発電機	中容量(2,000 kW 程度)以下の発電機 主として非常用ディーゼル発電機

る。

7. むすび

以上整流器を使用した各種励磁方式についてその概要と特長を記述した。

各方式はそれぞれに長所を持っているので発電機の用途・使用条件・目的・経済性などにより、最も有利な方式を選ぶことになる。現在では複巻静止自励方式がその性能、構造上、一般的な要求を満たすものであるため、最も多く使用されているが、AC・EX 方式およびブラシレス方式の特長が見直され、これらの方の採用が今後増加するものと考えられる。



特許と新案

相手端電流補償式方向距離継電装置

発明者 北浦孝一

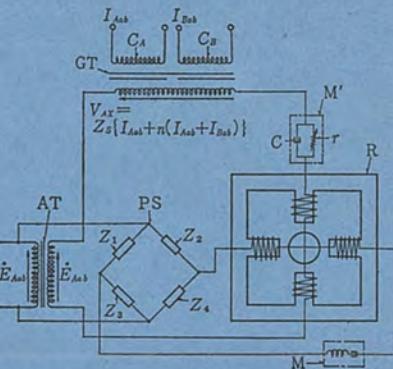
この発明は相手端電流補償式方向距離继電器の改良に関するものである。従来の距離继電器は CT, PT 等の誤差を考慮して自端より相手端までの距離のほぼ 80 %程度を第1段保護範囲とし、さらに次区間の中間までを第2段保護範囲とする段限式距離继電方式が広く採用されていた。しかし送電線保護继電装置として理想的な性能は、保護区間の 100 %にわたって両端同時高速度切断させることである。したがって従来の裝置では原理上、保護区間の全域を高速度同時切断ならびに高速度同時再閉路を行なわせることができず、系統安定上著しく不利であった。

この発明は、このような欠点を克服するためのものである。実施例について説明すると、図に示されているように、オートランスATで電圧 E_{ab} を加え、移相器PSにより 90° 遅らせて基準電圧 E_{pole} としている。

ゆえに E_{ab} と自端および相手端電流によっての差電圧 $E_{ab} - Z_s \{I_{Aab} + n(I_{Aab} + I_{Bab})\}$ は上記 E_{pole} より 90° 進みであり、このとき継電器は不動作となり E_{pole} より差電圧が 90° 遅れのときに動作するように整定されている。

したがって動作条件としては、系統電圧を E_{ab} とすると $|E_{ab}| < |Z_s\{I_{Aab} + I_{Bab}\}|$ でかつ $E_{ab} - Z_s\{I_{Aab} + n(I_{Aab} + I_{Bab})\}$ が E_{pole} より 90° 遅れのときである。故障時電流 I_A は E_{ab} より送電線力率角だけ遅れるが、整定インピーダンス Z_s の力率角をそれと同じに整定しておけば上記計算は代数和で計算できることになる。

(特許第4 07063号) (八木記)



電 壓 變 換 裝 置

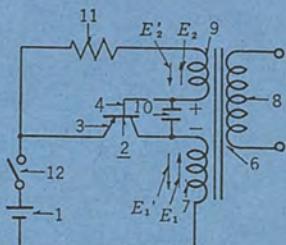
考案者 三木 隆雄

この考案はトランジスタと変圧器を使用して、直流電圧を交流電圧に変換する電圧変換装置、とくにその始動回路の改良に関するものである。

図において、(1)は直流電源、(2)はトランジスタ、(3)は変圧器であって、一次巻線(7)、二次巻線(8)、補助巻線(9)を有している。(10)は始動用コンデンサ、(11)は抵抗、(12)はスイッチである。始動用コンデンサ(10)は、スイッチ(12)の閉路によりトランジスタ(2)のエミッタ、ベースおよび変圧器の一次巻線(7)を介して充電され、一次巻線(7)に E_1 方向の電圧を、また補助巻線(9)に E_2 方向の電圧をそれぞれ発生させて変換装置を始動する。従来はトランジスタ(2)のベースと直流電源(1)の負極端との間に始動抵抗を設けて始動しており、この従来装置では始動抵抗に常時電力損失があり、効率が低下する欠点があったが、始動用コンデンサ(10)の使用によ

り電力損失が減少し、効率を向上させることができる。また始動用コンデンサ(10)は、トランジスタ(2)の開路時に一次巻線(7)に発生するE'方向の電圧がトランジスタ(2)のエミッタ、コレクタ間に集中するのを防止し、トランジスタ(2)を保護する。

(実用新案第 758709 号) (中林記)



トランジスタ装置

考案者 三木 隆雄

この考案は、トランジスタに接続された抵抗体からの熱によってト

ランジスタが劣化することのないように、トランジスタを取付けたトランジスタ基板

特許と新案

ジスタ装置に関するものである。

図1において、(1)はトランジスタで、皿状のケース(6)の底部外にボルト(9)、ナット(10)により取付けられている。このトランジスタ(1)は、たとえば図2に示すように内燃機関点火装置において、直流電源(19)から点火コイル(18)への通電回路を開閉するものであり、オンオフ制御されるのでその発熱は余りない。(11)はトランジスタ(1)のエミッタ、ベース間の抵抗、(13)はベース抵抗、(12)(14)(15)はリード線である。(16)は抵抗(11)およびリード線(12)(14)(15)の接続部をおおうように充てんされた熱絶縁材であり、たとえばプラスチックスが用いられる。

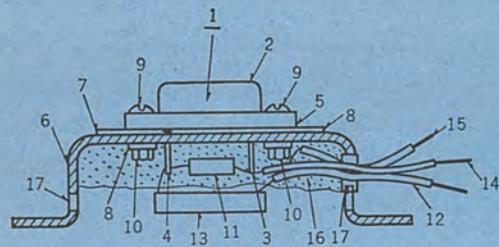


図1

この考案のトランジスタ装置は、トランジスタ(1)と抵抗(11)(13)との間に熱絶縁材(16)が充てんされているので、抵抗(11)(13)からの熱によってトランジスタ(1)が劣化されることはない。また熱絶縁材(16)によりナット(10)がゆるむことも防止され、かつリード線(12)(14)(15)と各部品との接続部もはずれることがないので、自動車などの振動の激しい場所にも安心して使用できる効果もある。

(実用新案第761798号) (中林記)

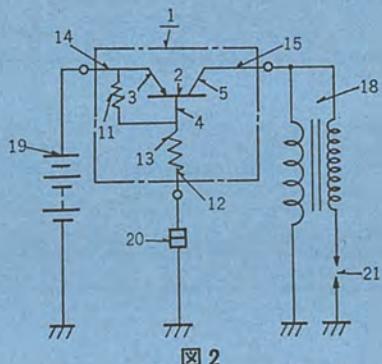


図2

時限回路確認装置

考案者 神本明輝

この考案は時限開閉装置を通して電源に接続した自動炊飯器などの負荷が、電源に確実に接続されているかいかを、確認するための時限回路確認装置に関するものである。

すなわち図1に示すように、コンセント(3)(3')(3'')の一方の端子を電源端子(1)に、また他方の端子を常開接点(5)(5')(5'')と、常閉接点(7)(7')(7'')とを備えた時限開閉装置(4)(4')(4'')を通して、他方の電源端子(2)にそれぞれ接続し、さらに各コンセントには表示灯(8)(8')(8'')を並列に接続する。そのほかに、常閉接点(11)(11')(11'')と常開接点(13)(13')(13'')とを備えた押しボタンスイッチ(10)(10')(10'')を設け、その各常閉接点は直列に接続するとともに、表示灯(15)を介して電源端子(1)(2)に接続し、かつ各常閉接点は時限装置の各常閉接点(7)(7')(7'')と表示灯(15)とに接続する。

したがって、各コンセント(3)(3')(3'')に自動炊飯器などの自動スイッチを内蔵した負荷を接続し、かつ時限開閉装置をセットしたの

ち、端子(1)(2)を電源に接続すると表示灯(15)が点灯し、端子に電圧が印加されていることを表示する。また、たとえば押しボタンスイッチ(10)を押すと表示灯(15)は一瞬消灯するも、常開接点(13)が閉合されると再び点灯し、これによって負荷は正常で、セットした時刻になって時限開閉装置(4)の常開接点(5)が閉じれば確実に通電が開始されることを表示する。次にセットした時刻になると時限開閉装置(4)(4')(4'')が図2のように切換えられるから、負荷に通電が開始される。所定時間後、負荷の動作が終了してその自動スイッチが切れると、表示灯(8)(8')(8'')が点灯してこれを表示する。

以上のようにこの考案は、各時限回路への通電の有無を確認でき、また各負荷に対応する押しボタンスイッチのいずれかを押すことによって、コンセント接続の良否を知ることができるほか、表示灯(8)(8')(8'')の点灯によって負荷の動作の終了を知ることができるのである。

(実用新案第760177号) (幸島記)

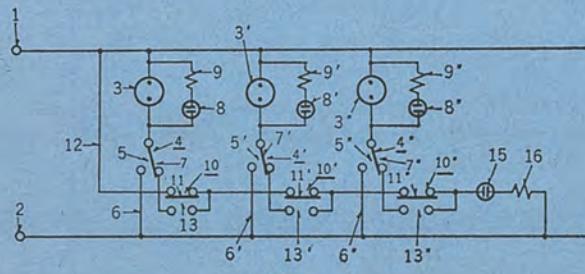


図1

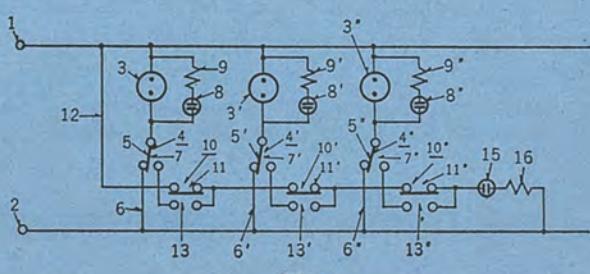


図2

PHR 形可搬式送電線保護継電装置

安藤 満*
北浦 孝一**・古谷 昭雄**・高田 信治**

Type PHR Portable High-Speed Relaying for Line Protection

Chūbu Electric Power Company

Mitsubishi Electric Corp., Kōbe Works

Mitsuru ANDŌ

Kōichi KITAURA・Akio FURUYA

Nobuharu TAKATA

During the test of protective relay schemes for transmission lines it used to be considered inevitable to suspend the operation or lock the relays. However, a newly developed type PHR portable high speed relay scheme, equivalent to a movable switchboard, has dispensed with the foregoing inconvenience. Being all transistorized and highly resistant to vibration and shock in transportation, the set is to performs the function, through simple external connection in the field, in three steps of distance. The first and the second are of reactance characteristics, and the third is of moh characteristics for phase fault. It is also capable of operating for directional overcurrent protection for ground faults. The performance of this device can favorably be compared with that of mechanical relaying.

1. まえがき

最近、電力系統の拡大および電力需要の急速な増大にともない、1~2年に一度の継電器定期点検時でさえ、送電線を休止にできない箇所が生まれてきた。しかし從来は、このようなときでもやむなく送電を停止するか継電器をロックし、無保護のままで送電するかまたは予備用過電流継電器(OC)を臨時に設置するなどの方法を取らざるを得なかった。これらのうち送電停止は電力供給支障によるものであり、継電器ロックまたはOCによる方法は、最新の撤送保護・平衡保護継電装置等の適用されているような重要送電線では事故波及が問題となり、いざれの方法もできる限り避けるよう望まれるものである。

ここで述べるPHR形可搬式送電線保護継電装置は、移動配電盤に相当するもので短絡保護方式は距離3段方式で1、2段がリアクタンス特性、3段がモー特性であり、地絡保護方式は、HDG+TL・OCG(反限時特性)・DG+OCGの3とおりの保護を制御スイッチ43Gで選択できるものである。したがって撤送保護・平衡保護継電装置等の後備保護方式として完全なものといえる。

PHR形の特長を以下に記す。

- (1) オールトランジスタ化されているので輸送中の振動に強い
- (2) 耐圧1,500V、温度-10°~+50°Cに使用できる
- (3) 1~2段のリアクタンスはモーと接点協調不要の方式
- (4) 最終要素は5A開閉可能でありパレットスイッチ52a不要
- (5) 架間の結線ミスがないように誤ソウ入ロック付き
- (6) 必要な付属品はすべて付属品箱に収納

以下、ここに、PHR形の構成・方式原理・試験データを主体として紹介する次第である。

2. 構成

この装置は表2.1に示すように5個の架よりなり、それらを図2.1、2.2のようにセットして、高抵抗系1回線の保護に使用する。また、この装置に必要な備品、たとえばリード線・点検メータ等をすべて収納する付属品箱を図2.3に、輸送箱に収納したものを図2.4に示す。

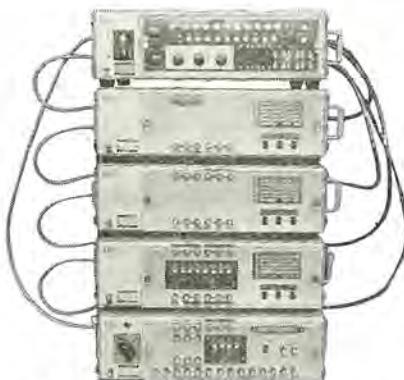


図 2.1 PHR 形可搬式継電装置
Fig. 2.1 Type PHR portable relay scheme.



図 2.2 PHR 形可搬式継電装置(側面)
Fig. 2.2 Type PHR portable relay scheme. (side view)



図 2.3 PHR 形付属品箱
Fig. 2.3 Box for type PHR relay scheme.



図 2.4 PHR 形輸送箱収納図
Fig. 2.4 Boxes transporting type PHR relay scheme.

表 2.1 PHR 形可搬式继電装置構成表

架名称	用 途	構 成	備 考
M形	制 御 部	時 間 要 素 3 個 論 理 要 素 1 式 スイッチャ・ランプ類 1 式	重 量 各架とも 約 30 kg
SC形	短絡CA相用	1, 2 段用リアクタンス 2 個*	
SB形	* BC *	3 段用モー 1 個	
SA形	* AB *		
GX形	地 絡 部	方向要素DG 1 個** 反限時過電流要素OCG 1 個	

(注) * 出力はモー・リアクタンス

** HDG+TL
DG+OCG
OCG

—43 G 切換によりいずれでも使用できる。

3. 各要素の原理

PHR 形继電装置は次の基本要素から構成されている。

- (1) リアクタンス 要素
- (2) モー 要素
- (3) 地絡方向要素 (HDG)
- (4) 反限時要素 (OCG)
- (5) 論理要素 (AND, OR, NOR, MEMORY, TIMER)

以下、各要素および各架の動作について説明するが、その前にリアクタンス要素・モー要素・方向要素(地絡)に共通して使われる位相弁別回路について説明を加えることとする。

3.1 位相弁別回路

図 3.1 に位相弁別回路図、図 3.2 にその波形図を示す。入力数は、簡単のため 3 入力として説明する。

図 3.2 (a) リレー不動作の場合には、図 3.1 の入力 V_1 , V_2 , V_3 がともに負となる位相で 1 周期に 1 度トランジスタ T_1 が ON となり、 T_1 のコレクタ・エミッタ間にパルスを発生する。 T_1 が 1 度 ON になれば、コンデンサ C_2 の電荷は T_1 を通じて放電され、A 点電位は瞬時に 0 V になる。

T_1 が 1 度 ON のあとに OFF となれば、コンデンサ C_2 は時定数

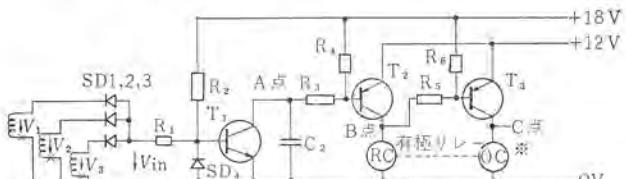


図 3.1 位相弁別回路原理図 (パルス消滅によって出力を出す回路)
Fig. 3.1 Principle of phase discriminating circuit.

(注) * わかりやすいために RC (抑制コイル) OC (動作コイル) を使っているが、PHR 形では C 点の電圧出力で動作、不動作を判定する。

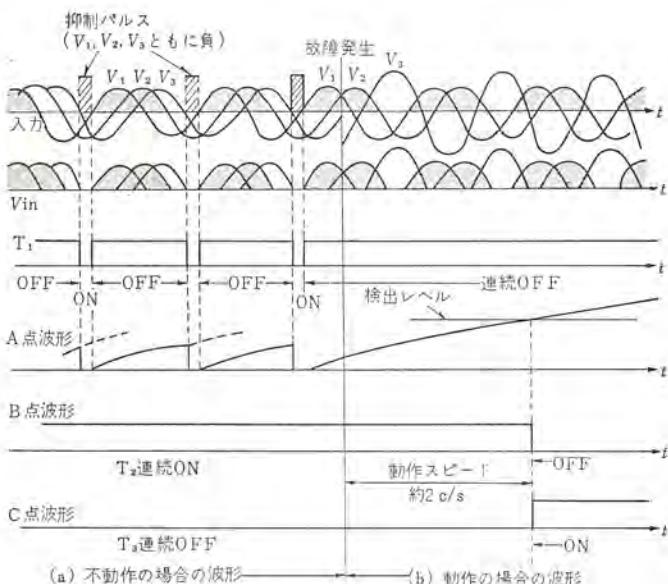


図 3.2 波形図

Fig. 3.2 Waveform diagram.

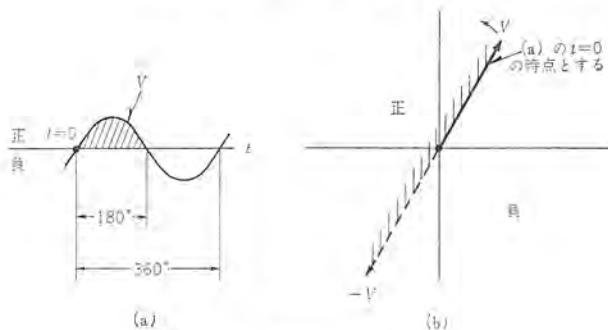


図 3.3 ベクトルの考え方

Fig. 3.3 Vectorial consideration.

$C_2 R_3$ でトランジスタ T_2 のベースを通して充電され、 T_1 OFF 後も、 T_2 は ON を続ける。リレー不動作の場合には、 T_2 が OFF となる前に再び T_1 ON となり、この状態を 1 サイクルごとに繰り返す(時定数 $C_2 R_3$ は 1 サイクル以上に選ぶ)。

図 3.2 (b) リレー動作の場合は T_1 連続 OFF となり、 T_2 OFF, T_3 ON となってリレーは動作することになる。

この種の位相弁別回路は次のような動作特性を持つ。すなわち、

(1) 動作 V_1 , V_2 , V_3 の相互の位相差の中に 180° 以上のものがなければ、どの時点でも $V_1 \sim V_3$ のどれかが正であり、動作力が連続する。

(2) 不動作 入力の相互位相差の中に 180° 以上のものがあれば、 V_1 , V_2 , V_3 ともに負(正)になる時点が 1 周期に 1 度あり、抑制パルスを出す。

この位相弁別回路にサージ入力があれば、サージはパルス入力ゆえ、抑制側に働くので、この弁別方式はサージに原理的に応動しにくい回路方式として、実用性の高いものである。次に、この弁別回路の動作原理が「位相の隣りあつたいづれの 2 入力間の位相差も 180° 以下か、または 180° 以上のものがあるかを判別する、いわゆる 180° 位相弁別であること」を、図 3.3, 3.4 により説明する。

図 3.3 はベクトルの考え方を示すもので、交流入力 1c/s 、すなわち電気角 360° の内、 180° は正 他の 180° は負であることを (b) のように考える。

図 3.4 は位相弁別の原理説明図で (a), (b) は不動作、(c)

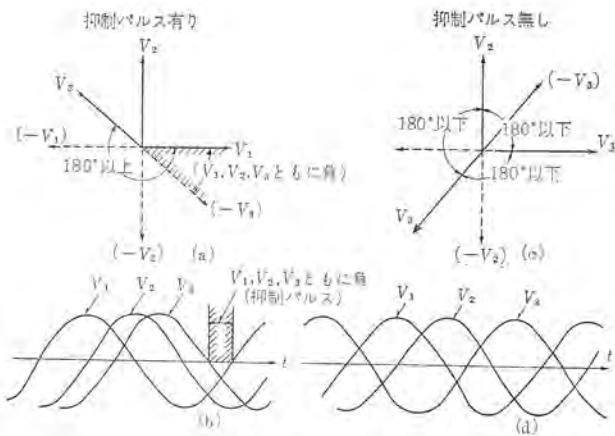


図 3.4 原理説明
Fig. 3.4 Diagram showing principle.

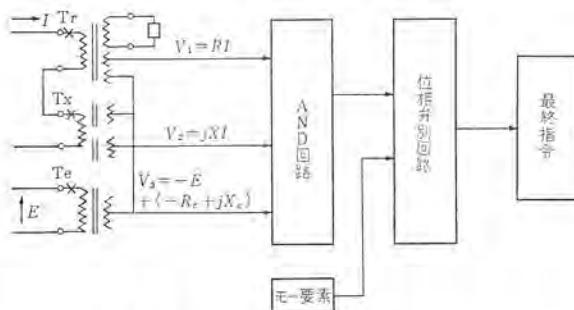


図 3.5 リアクタンス要素の原理回路
Fig. 3.5 Schematic diagram showing the principle of reactance elements.

(d) は動作状態を説明する図である。

(a) 不動作 = 180° 以上の位相差のある場合

V_3 が $-V_2 \sim V_1 \sim V_2 \sim -V_1$ の位相 ($-V_1 \sim -V_2$ にはさまれた位相以外の位相) にあれば、180° 以上の位相差がある ($V_3 \sim V_1$ の位相差)。すなわち、図 3.4 (a) の V_1, V_2, V_3 について、図 3.3 (b) の操作をすれば、図 3.4 (a) の $-V_3 \sim V_1$ の間の斜線部分が V_1, V_2, V_3 ともに負になる期間である。これを波形図で示したのが図 3.4 (b) である。

(b) 動作 = 180° 以上の位相差のない場合

V_3 が $-V_1 \sim V_2$ の位相にあれば、180° 以上の位相差が生じない。このとき、図 3.3 (b) の操作を V_1, V_2, V_3 について行なえばどの時点でも V_1, V_2, V_3 のいずれかが正であることがわかる。

以上、位相弁別基本回路とその動作限界について説明したが、次に個々の絶電要素について説明することとする。なお、表 3.1 にリアクタンス要素・モ-要素・方向要素の入力表をまとめて記載してあるので、参考されたい。

3.2 リアクタンス要素

図 3.5 にリアクタンス要素の原理回路図を、図 3.6 にベクトル図を示す。図 3.5 の中の T_r トランジスタは、入力電流と同相の電圧出力を得るための CT であり、 T_x トランジスタは、入力電流とほぼ 90° 位相差のある電圧出力を得るためにギャップ付き変成器であり、 T_e トランジスタは単なる電圧トランジスタである。トランジスタの出力は合成されて、表 3.1 No. 1 のリアクタンス要素、 $V_1 = RI, V_2 = -jXI, V_3 = -E + (Rc + jXc)I$ となる。

AND 回路はダイオードで構成され、図 3.1 の $SD_1 \sim SD_3$ のようなものである。モ-要素の出力は、リアクタンス要素が動作状態でもモ-要素の動作域でなければ最終要素を動作させないためのものである。位相弁別回路は図 3.1 のトランジスタ T_1 以下の装置で

表 3.1 位相弁別回路入力

No.	要素名	入力	ベクトル図	特性図	備考
1	リアクタンス要素	$V_1 = RI$ $V_2 = -jXI$ $V_3 = -E + (Rc + jXc)I$			
2	モ-要素	$V_1 = E\angle\alpha$ $V_2 = E\angle-\alpha$ $V_3 = E - Z_c I$			$\alpha = 75 \sim 80^\circ$
3	方向要素(速度)	$V_1 = V_n \angle +\alpha$ $V_2 = V_n \angle -\alpha$ $V_4 = -R(I - V_n)$			$\alpha = 75 \sim 80^\circ$

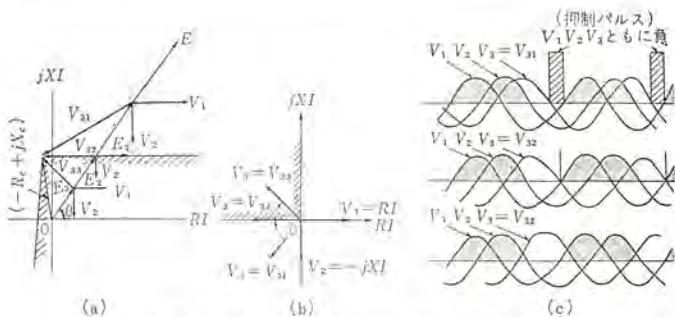


図 3.6 リアクタンス原理ベクトル
Fig. 3.6 Vector diagram showing principle of reactance.

ある。次に、リアクタンス特性が得られる説明を図 3.6 のベクトル図を使って説明する。

図 3.6 には、電流 I を固定し、 I から θ 度進んだ電圧 E が $E_1 \rightarrow E_2 \rightarrow E_3$ と順に小さくなったりとき、 $V_1 = RI, V_2 = -jXI, V_3 = -E + (-Rc + jXc)I$ の位相関係がどのように変わらるかを示してある。3.1 節位相弁別回路の項を参照すれば次のことが判明する。

$E = E_1$ の場合 $V_1 \sim V_3$ の位相差が 180° 以上で不動作

$E = E_2$ の場合 $V_1 \sim V_3$ の位相差が 180° で動作限界

$E = E_3$ の場合 V_1, V_2, V_3 のどの位相差も 180° 以下で動作域
電圧 E の位相角を変化させて動作域を調べれば、電圧 E が図 3.6 (a) の斜線部にあるときだけ動作となり、リアクタンス特性が得られることがわかる。 V_3 が図 3.6 (a) の V_{31}, V_{32}, V_{33} と変化した場合を同一平面に描いた図を図 3.6 (b) に示す。動作域は、180° 弁別を考えれば、 V_3 が図 3.6 (b) の斜線部分にある場合 ($-V_1$ と $-V_2$ の間にある場合) になる。図 3.6 (c) はベクトル V_1, V_2 とベクトル V_3 が $V_{31} \rightarrow V_{32} \rightarrow V_{33}$ と変化したときの、それぞれの相互波形関係がどう変わるかを示している。図 3.6 (c) によれば、 $V_3 = V_{31}$ の場合は V_1, V_2, V_3 とも負になる域があり、これが抑制パルスとなる。 $V_3 = V_{32}$ の場合は限界点で V_1, V_2, V_3 ともに負になる域がなくなる寸前である。 $V_3 = V_{33}$ の場合は、どの時点でも V_1, V_2, V_3 のどれかが正であり連続の動作力となる。

なお、リアクタンス要素とモ-要素の合成は、図 3.5 にも示してあるとおり、位相弁別回路のとてまえ、すなわち入力に対して瞬時応動の AND 回路の出力のところ (図 3.1 の時定数 $C_2 R_3$ のとてまえ) で合成されるので、機械式リレーのモ-リアクタンスの協調は不要である。

3.3 モ-要素

図 3.7 にモ-要素の原理回路図を示す。AND 回路はリアクタンス要素の場合とどうようにダイオードで構成され、位相弁別回路もリアクタンス要素の場合とどうようである。図 3.7 中の T_x はギャップ

う付き変成器であり、 T_e はPTである。メモリ回路は、通常のL,C共振回路よりなり、至近端金属短絡時の保護動作を確実に行なわせるために必要なものである。

次に、図3.8により、入力を表3.1 No.2のように、すなわち $V_1=E/\alpha$, $V_2=E/-\alpha$, $V_3=E-Zc/\theta c \cdot I$ に選べば円特性が得られることを説明する。説明を簡単にするために、図3.8では $\alpha=90^\circ$ とし、 V_3 が $E_1 \sim E_4$ の各場合の斜線部分にきたとき動作するものとする。実際には 180° 弁別なので(3.1項参照)、 $\alpha=75^\circ \sim 80^\circ$ 程度を選ぶが、この $\alpha=90^\circ$ と $\alpha=75^\circ=80^\circ$ の相異点は図3.9により、別途検討する。図3.8(b)は、円の直径(L)の両端A,Bから圓弧上の点Pに線 L_A , L_B を引けば $\angle APB=90^\circ$ であることを示す。

図3.8(a)は、電流 I を一定にし、 I より θ 進みの電圧 E が $E_1 \rightarrow E_2 \rightarrow E_3$ と小さくなつたときの V_1 , V_2 , V_3 の位相関係を示している。図3.8(a)の原点0を図3.8(b)のA点、ベクトル $Zc \angle \theta c \cdot I$ の頭をB点と考えれば次の説明にあるように、 $E=E_2$ の場合が限界点となるので、 $E=E_2$ の時 $\angle AE_2 B=90^\circ$ ゆえ、特性は円となることが判明する。

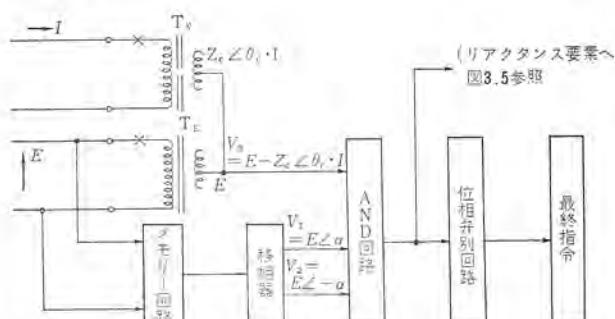


図3.7 モー要素の原理回路

Fig. 3.7 Schematic diagram showing principle of mho element.

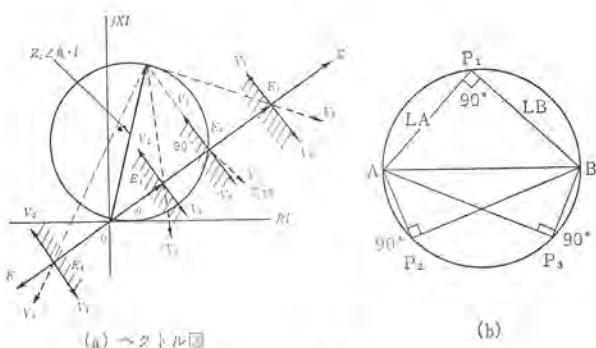


図3.8 モー要素ベクトル

Fig. 3.8 Vector diagram of mho element.

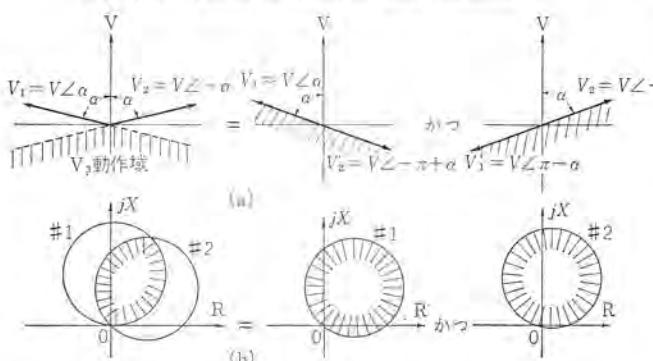


図3.9 モー要素原理特性

Fig. 3.9 Characteristic diagram of mho element.

$E=E_1$ のとき $V_1 \sim V_2$ が 180° 以上 (\because 実際は $\alpha < 90^\circ$) で不動作

$E=E_2$ のとき $V_1 \sim V_3$ が 180° で限界点

$E=E_3$ のとき V_1 , V_2 , V_3 の相互位相差はすべて 180° 以下で動作

$E=E_4$ のとき $E=E_1 \sim E_3$ の場合と E が 180° 進みの場合で、 $V_1 \sim V_3$ が 180° 以上 ($E=E_1$ の場合と同一理由) で不動作

今 $E=E_2$ が限界であることが判明したので、位相 θ を変化させて考えれば図3.8(b)の理由により限界点の軌跡は円になることがわかる。

以上の説明は $\alpha=90^\circ$ として行なつたものであるが、実際には、回路方式から $\alpha=75^\circ \sim 80^\circ$ 程度に選ぶ必要がある。図3.9には、この相異を説明する図を示している。図3.9(a)は、 $\alpha=80^\circ$ を2つに分割して考える方法を示している。すなわち、 $V_1=E/\alpha$, $V_2=E/-\alpha$ は $\#1$ $V_1=E/\alpha$, $V_2'=E/-\pi+\alpha$; $\#2$ $V_1'=E/\pi-\alpha$, $V_2=E/-\alpha$ に分解される。 $\#1$ による特性も、 $\#2$ による特性も 180° 弁別なのでよく知られているように円特性となり、これらをAND結合したものが $\alpha=80^\circ$ の場合の保護範囲で、図3.9(b)の左側に斜線で示している部分である。

3.4 方向地絡要素(HDG+TL)

地絡要素はHDG+TL要素(方向過電流+タイマ)とOCG要素(反限時)から構成される。ここではHDG要素について述べ、次の3.5節でOCG要素について、3.6節(表3.2 No.6)でTL要素について述べることとする。

図3.10にHDG要素の原理回路図を示す。AND回路・位相弁別回路等は、リアクタンス要素・モー要素と同一であり、図3.1がその基本回路である。入力は表3.1 No.3のように、 $V_1=V_0/\alpha$, $V_2=V_0/-\alpha$, $V_3=-RI_0$ である。入力をこのように選べば方向要素が得られることを図3.11のベクトル図で説明する。

$I_0=I_1$ のとき $V_3=V_{31}=-RI_1$

$I_0=I_2$ のとき $V_3=V_{32}=-RI_2$

ここで、3.1節で述べた 180° 位相弁別の原理を適用すれば、

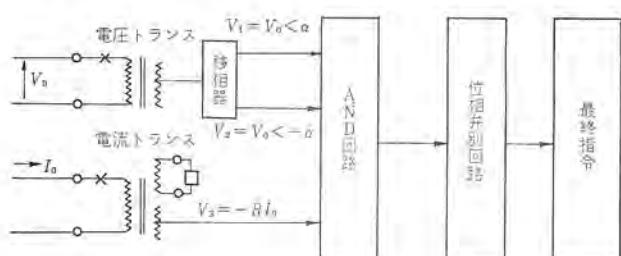


図3.10 HDG 原理回路

Fig. 3.10 Schematic diagram showing the principle of HDG.

図3.11 HDGベクトル

Fig. 3.11 HDG vector diagram.

V_1, V_2, V_{31} の場合は、 $V_1 \sim V_2$ が 180° 以上となり、不動作である。 V_1, V_2, V_{32} の場合は、いずれの相互位相角も 180° 以下となり、動作である。言い換れば、 $V_3 = -RI_0$ が $-V_1 \sim -V_2$ の間（図 3.11 の斜線部分）の位相にあれば V_1, V_2, V_3 いずれの相隣の位相差も 180° 以下となり、動作である。

他方、 V_3 と $-I_0$ は同相、すなわち、 V_3 は I_0 と 180° 差であることを考えれば I_0 の位相が $V_1 \sim V_2$ の間にあれば動作し、したがって方向性をもつことになる。また、入力電流 I_0 がトランジスタの感度以下であれば、たとえ入力電流があっても判定回路からみれば、入力なしとみてしまい、不動作となる。したがってこの原理により過電流特性をも付与することができる。

3.5 地絡反限時過電流要素 (OCG)

図 3.12 に OCG 原理図、図 3.13 に OCG 原理回路図を示す。図 3.12 は入力電流を飽和トランジスタにより電圧出力にかえ、その電圧を整流し、直流にし、CR 積分回路に導かれることが示されている。ここで重要なことは、當時の負荷電流により積分回路に若干電荷が蓄積され、時限誤差の原因となることである。ここで使用された OCG は、このようなことのないよう、當時は積分回路を短絡しておき、入力がタップ値以上になったときに初めてゲートを開き、積分回路が動作するよう考慮してある。

また、積分回路のゲートは方向要素によっても制御し、地絡選択スイッチ 43 G が HDG ポジションのときは、積分回路は駆動されず、43 G が DG+OCG のときには HDG 要素(方向要素)が動作したときに初めて駆動されるようにしてある。43 G による OCG

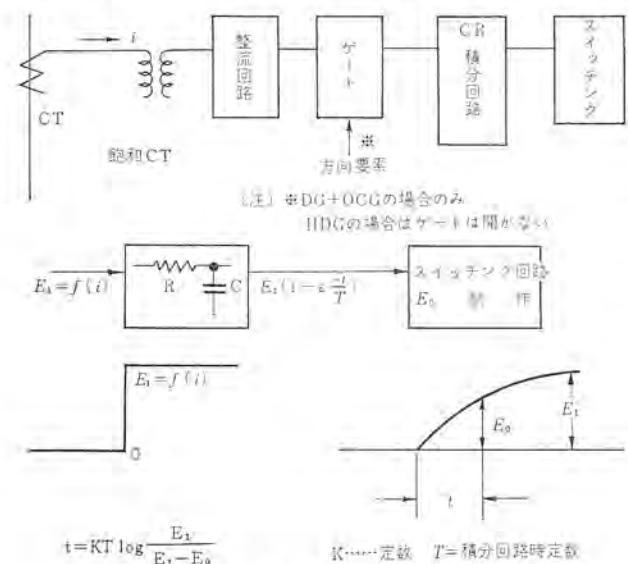


図 3.12 反限時 OCG 原理

Fig. 3.12 Diagram showing principle of inverse time limit OCG.

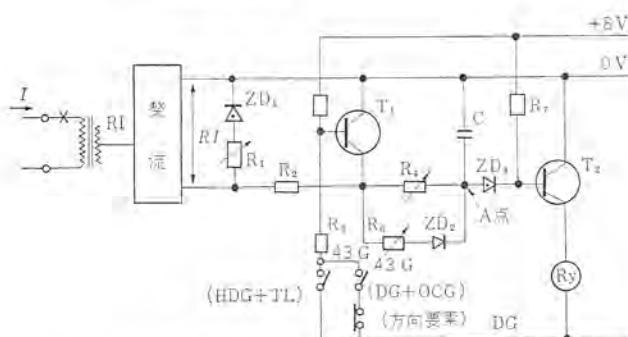


図 3.13 OCG 原理回路
Fig. 3.13 Diagram showing the principle of OCG.

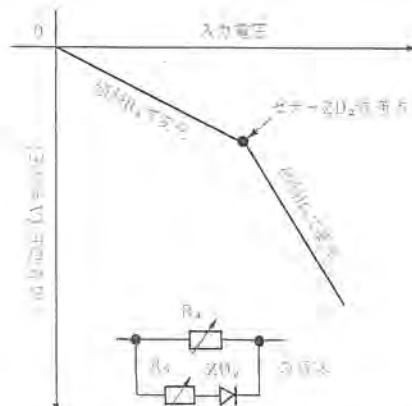


図 3.14 OCG 入力-出力電圧特性
Fig. 3.14 OCG input-output voltage characteristic.

制御状態は図 3.13 に詳しく記載しているので参照されたい。

図 3.13 のトランジスタ T_1 は方向要素による制御ゲートであり、43 G により制御される。43 G が HDG ポジション または、DG+OCG ポジションで方向要素 DG 不動作の場合は、電流入力にかかわらず T_1 が導通し、 T_1 の所で短絡がかかり、電流入力があつてもコンデンサ C へ到達せず、 T_2 不導通でリレー RY は不動作である。

43 G が OCG ポジション または、DG+OCG ポジション+DG 動作のときは T_1 OFF となり。入力電流がタップ値を越せば、OCG は起動され、規定時限後トランジスタ T_2 ON となり、リレー RY が動作する。さらに、入力電流の大きさにより、コンデンサ C への充電を次のように変化させ、従来の機械式反限時過電流リレーと同等の性能（時限）をもたせ、十分総合協調のできるように設計してある。

(1) 入力が小さいときは、時定数 $C(R_2 + R_4)$ で A 点電圧は充電される。

(2) 入力が大きくなれば、ゼーリング ZD₂ が導通し、時定数が変化し小さくなる。

(3) 入力がさらに大きくなれば、ゼーリング ZD₁ が導通し、入力トランジスタの饱和作用とともに入力電圧 $|RI|$ を制限し、時限特性をフラットにする。

図 3.14 には、 R_4, R_6, ZD_3 の回路の入力-出力特性を図示してあるので参照されたい。

3.6 論理要素

個々の論理基本回路を表 3.2 に、論理シーケンス原理を図 3.15 に示す。表 3.2 の各基本回路の動作は、説明するまでもないと思うが、とくに注意を払った点について述べておくこととする。

(1) AND トランジスタ T_1, T_2 は原則的には不要であるが、ダイオードのみを直列に多段で使用すれば、正方向電圧降下が問題となる。したがって、表の AND 回路を基本とし、省略可能なときは、トランジスタ T_1, T_2 を除く方針をとった。なお、トランジスタ T_1, T_2 を使用しても、表の NOT, NOR による AND 回路よりトランジスタ数は少くなり、部品数も減少する。（注：NOR, NOT による n 入力 AND 回路は、トランジスタを $n+1$ 個必要とする。トランジスタ 1 個につき、それぞれベース抵抗、コレクタ抵抗、バイアス抵抗が必要となるので、 n 入力 AND では部品数 $3(n+1)+(n-1) = (4n+2)$ 個必要。式の後者は 2 段目のトランジスタのベース抵抗数の補足である。）

(2) MEMORY 通常のフリップ・フロップ回路と異なる点は、フリップ・フロップ用トランジスタのベースに、ゼーリング ZD₁、コンデンサ C₁ 等がつながっている点である。これは、高速度動作は期待されな

表 3.2 論理要素

No.	名称	記号	トランジスタ回路例	等価回路
1	AND			
2	OR			
3	NOT			
4	NOR			
5	MEMO-RY			
6	LONG TIMER			

(注) 入力あり \oplus 電位1 入力なし \ominus 電位0 出力発生 \ominus 電位1

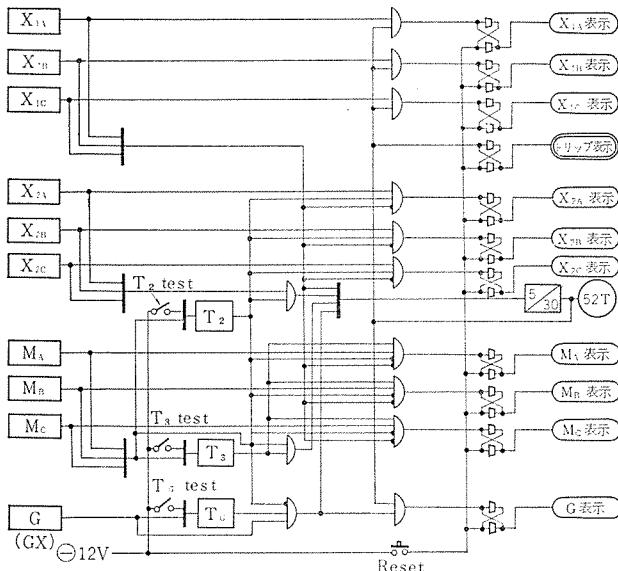


図 3.15 論理シーケンス展開

Fig. 3.15 Expanded diagram of logical sequence.

いが、入力にサージがある工業用リップ・フロップで、サージ入力があっても誤反転しないように入力が一定期間連続してはじめて反転させる機構を付与するためにソウ入されたものである。

(3) TIMER 温度特性を考慮し、シリコン・トランジスタを採用した。時限はコンデンサ C と可変抵抗 R₃によって決定される。ダイオード SD は、時限が CR₃によって決定されるように、抵抗 R₂のまわり込みを阻止するものである。トランジスタ T₁ のコレクタ抵抗として R₃だけを使用すれば、R₂, SD 共不要であるが、R₃の値は時限整定により異なり、しかも 50~100 kΩ 程度となるので、R₂はトランジスタ T₁を安定させるためにソウ入された。

以上 AND, MEMORY, TIMERについて述べたが、他の基本回路は原理回路のままなので説明を省略する。

図 3.15 は論理シーケンス展開図である。図中の記号は次の通りである。X_{1A}, X_{1B}, X_{1C} はそれぞれ、リップタス 1段 A, B, C 相動作出力で、動作時に信号 1 を出すものである。ただし、ここで言うリップタスは、このてまえで、すなわちリレー要素内部で、モ-

要素と合成され、すでにモー・リップタスとなっている。X_{2A}, X_{2B}, X_{2C} は 2段要素で、他は X_{1A} 等と同じである。M_A, B, C は 3段のモー要素出力で、それぞれ A, B, C 相を示す。G は地絡要素出力で 43 G により、HDG, DG+OCG, OCG のいずれかで動作した出力である。T₂, T₃, T_G は、それぞれ短絡 2段、3段、地絡用のタイマー (TL) である。52 T は最終トリップ指令で、メカニカル・リレーである。

図 3.15 の動作は次のようにある。

(1) 短絡 1段動作時は、直ちに 52 T を動作させ、故障相表示する。

(2) 短絡 2段動作時は、3段 M_A, B, C によりタイマ T₂を起動し、T₂動作後短絡 2段トリップし、故障相をトリップ時点に表示する。

(3) 短絡 3段動作時は、タイマ T₃動作後トリップし、故障相を表示する。

(4) 地絡トリップは、短絡 3段不動作を条件とする(短絡優先)。時限 T_Gを経由する以外は上記と同様の動作である。

(5) タイマのテストは、テスト・スイッチにより行なえるよう考慮されている。

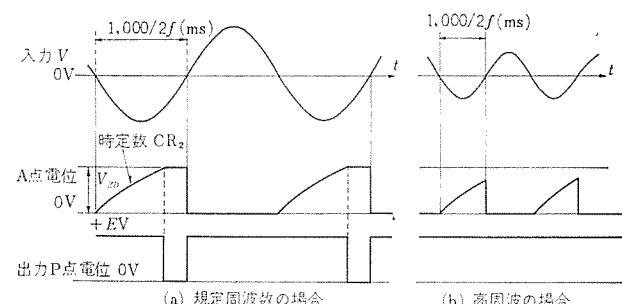
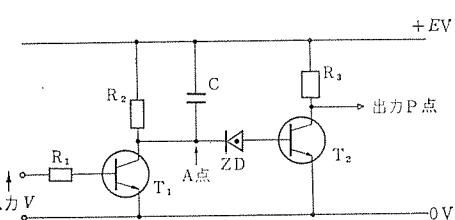
3.7 HF 要素

HF 要素は、高調波入力時にリレーの動作を抑制する、いわゆる周波数チェック要素である。この HF 要素は各 I_A電流の周波数をチェックし、約 2.5 f (f は商用周波数) 以上になると、短絡モー要素の動作をロックし、また、I₀の周波数が、約 2.5 f 以上になると HDG の動作をロックするように設けられている。これは、系統に異常電圧が発生し、高調波電流が流れたときに、リレーのミストリップをロックするために設けられたものである。

図 3.16 には、HF 要素の原理を示す波形図が示されている。HF 要素の原理は入力周波数を f とすれば半サイクルが 1000/2f [ms] であることを利用している。その原理は、交流入力を長方形波に変換し、その長方形波の幅を CR 時定数で測定するものである。

図 3.17 は HF 原理回路図である。

図 3.16(a) は規定周波数時の動作を示す。A 点電位は、トランジスタ T₁ が ON のときは OV で、T₁ が OFF になると時定数 CR₂ で上昇する。入力が規定周波数のときには A 点電圧はゼーパー

図 3.16 波形図
Fig. 3.16 Waveform diagram.図 3.17 原理回路
Fig. 3.17 Diagram showing principle of circuit.

ZD の破壊電圧 V_{ZD} まで達し、トランジスタ T_2 の出力として、P 点にパルスを発生させる。

図 3.16 (b) は高調波入力時の動作を示す図で、入力が正の期間は、トランジスタ T_1 ON で A 点電位が 0 V になり、入力が負になれば、 T_1 OFF となり A 点電位は時定数 CR_2 で上昇するが、 $1000/2f$ が小さいために、A 点電位が V_{ZD} に達する前に入力 V が正になり T_1 が再び ON となる。したがって、トランジスタ T_2 は連続 OFF、出力 (P 点) 電位は連続 +E [V] となる。

以上の説明で判明したように、規定周波数近傍では P 点出力はパルスを発生し、高調波入力時には E [V] 連続電位となることにより高調波を検出することができる、実際には動作速度を速くするために、回路を ブッシュ・ラル としている。

4. 特 性

4.1 装置一般

(1) 定格 AC 110 V 5 A 50/60 c/s

DC 110 V 變動範囲 90~130 V (140 V 印加異常なし)

CT 容量 20 VA 以下、PT 容量 30 VA 以下、DC 150 W 以下

(2) 整定範囲

短絡 3 段 $M=2\sim20 \Omega$ 5% ステップ モード特性 70°

短絡 2 段 $X_2=0.5\sim5 \%$ 1% ステップ リアクタンス特性

短絡 1 段 $X_1=0.25\sim2.5 \Omega$ 1% ステップ リアクタンス特性

地絡 $G=0.4\sim2.0 \text{ A}$

ダイヤル = 1/2~10

OCG と HDG のタップは同一だが、DG+OCG となれば、DG (HDG) のタップは方向制御のためタップ値の半分になる。

短絡 2 段時限 $T_2=0.2\sim2 \text{ 秒}$

短絡 3 段時限 $T_3=0.3\sim3 \text{ 秒}$

地絡時限 $T_G=0.3\sim3 \text{ 秒}$

(3) 周囲温度 $-10^\circ\sim\pm50^\circ\text{C}$ 異常なし

$20^\circ\text{C}\pm20^\circ\text{C}$ で 20°C の値の $\pm 5\%$ 以下

(4) DC 變動 110 V $\pm 20 \text{ V}$ で 110 V の値の $\pm 5\%$ 以下

(5) 耐圧 導電部一括対アース間 AC 1500 V 1 分間

(6) 出力接点 DC 110 V 5 A 開閉可能 最終接点 150 ms 以上の復帰時限付き

(7) 耐振性 600 rpm, 4 m/m (複振幅) の 3 方向 1 時間の振動テスト合格

30 G の 2 方向衝撃テスト合格

4.2 短絡要素

(1) 位相特性 図 4.1 参照

(2) E-I 特性 図 4.2 参照、特性については表 4.1 参照

(3) 動作速度 5 A 0~80% の故障で 50 ms 以下

(4) 過大入力 100 A 1 秒異常なし

4.3 地絡要素

(1) 位相特性 (方向要素) 図 4.3 参照

$V_0=50\sim110 \text{ V}$ $\theta=75^\circ\pm5^\circ$ 以内で動作

(2) V_0-I_0 特性 (方向要素) 図 4.4 参照

$V_0=30\sim110 \text{ V}$ タップ値の $\pm 5\%$

(3) 動作速度

HDG タップ値の 150% 以上で 40 ms

OCG 図 4.5 参照、時限整定点は表 4.2 参照

表 4.1 短路要素 E-I 特性

X ₁ , X ₂	特性	最 小 動 作		B-I 特性 $\pm 5\%$	メモリ限界
		2 A 以下	5 A 以上		
M	モード	アクトンス*	アクトンス	アクトンス	2 A

(注) * 出力はモード「アクトンス」

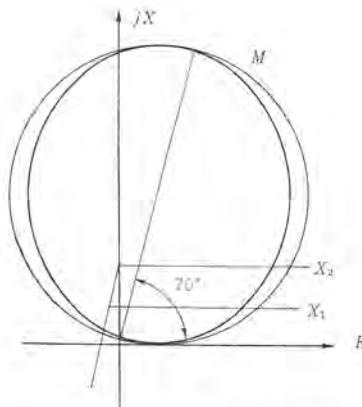


図 4.1 短絡要素位相特性

Fig. 4.1 Phase characteristic of short circuit element.

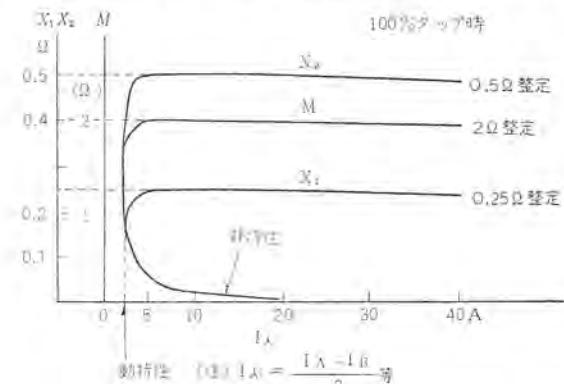


図 4.2 短絡要素 E-I 特性

Fig. 4.2 Short circuit element E-I characteristic.

表 4.2 OCG 特性管理点

入 力	200 %	500 %	2,000 %
時 限	13 秒 $\pm 5\%$	2.3 秒 $\pm 10\%$	1.1 秒 $\pm 5\%$

(注) 管理点は 200%, 2,000%

ダイヤル調整 (ダイヤル 6 の 2000% 入力時間/6) × ダイヤル値 $\pm 10\%$

(4) 消費電力 PT 容量 = 3 VA

$$\text{CT 負担} = \begin{cases} 0.5 \Omega & \dots \text{HDG} \\ 1.5 \Omega & \dots \text{DG+OCG} \\ 0.5 \Omega & \dots \text{OCG} \end{cases}$$

(5) 過大入力 100 A 1 秒、40 A 2 秒異常なし

4.4 時限要素

最大整定の 1/2~最大整定 タップ値の $\pm 5\%$

最小整定~最大整定の 1/2 最大整定の 1/2 タップの $\pm 5\%$

以上 PHR 形可搬式送電線保護装置の静特性を主体に述べてきたが、標準的な模擬系統で実動作テストを行ない、各リレーの動作状況が良好であることを確認している。すなわち、動特性は、オーバーリードなく、静特性との差 5% 内で、動作スピード 3 c/s 以内で安定している。

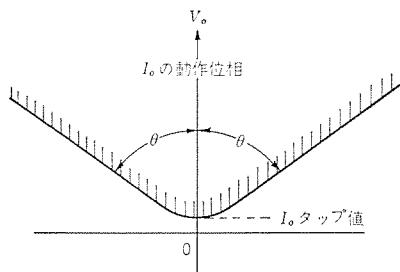


図 4.3 地絡要素(方向要素)位相特性
Fig. 4.3 Ground fault element phase characteristics.

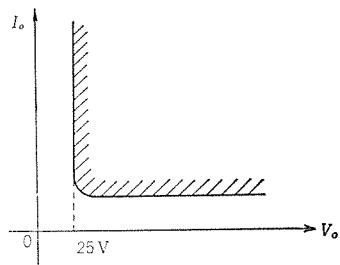


図 4.4 地絡要素(方向要素) $V_o - I_o$ 特性
Fig. 4.4 Ground fault element $V_o - I_o$ characteristics.

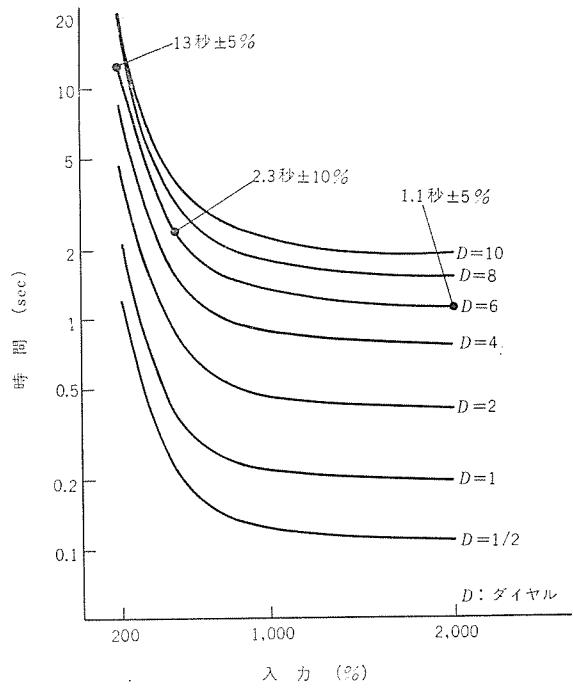


図 4.5 OCG 限時特性曲線
Fig. 4.5 Time limit characteristics of OCG.

5. むすび

以上、PHR 形可搬式送電線保護装置について、その特長・構成・動作原理・特性について述べたが、この文が今後の送電

線運用計画、定期点検を計画されるかたがた、ならびに、保護装置を直接担当されるかたがたに、少しでもご参考になれば幸である。

レーザ測距装置

田村 祥一*・佐藤 一成*・菊池 誠*
福家 皎*・柳沢 利治*

Laser Range Finders

Kamakura Works

Shōichi TAMURA・Kazunari SATŌ・Makoto KIKUCHI
Akira FUKE・Toshiharu YANAGISAWA

The development of the "LASER" provides the potentiality of significant commercial applications. A laser range finder, recently, has been recognized as effective military instruments. It is reported that several companies in America are now in a state to manufacture them for practical use. The laser range finder has much superior performance to the conventional optical range finders in its high accuracy, high dependability, speediness and ease in operation. Mitsubishi has been trying the study and development of the apparatus since 1964 and now is successful in building one good for practical purpose. The report deals with the general description of this apparatus.

1. まえがき

昭和35年、T. H. Maiman が最初にルビー結晶を用いてレーザの発振に成功して以来、各種レーザ材料の開発研究とともにレーザ光が可干渉性、単色性および指向性にすぐれた特質を有することを利用したレーザ応用機器の開発が盛んになされている。とくにルビー・レーザは、初期の段階において、物性論の研究がほぼ完了したこと、さらに結晶の機械的強度が強いことから、多方面における物性研究および、本文で述べる測距装置等の応用面において、最も有力なレーザ材料の一つと考えられている。

レーザ測距装置は、とくに野戦における測距に威力をもつものであり、現在電子 FDC および戦車 FCS の測距装置として実装備が急がれているが、この装置の特長を従来の光学測距儀との比較において列記すれば、

- a. 高精度
- b. 高度の信頼度（人間による個人誤差が皆無）
- c. 敏速性（瞬時測距）
- d. シャープなビーム（方位精度が良く、妨害、大地クラッターの問題なし）
- e. 操作の容易性（熟練を要しない）
- f. 小形軽量
- g. 保守の容易さ

等である。

筆者等は、昭和39年度よりレーザ測距装置の開発研究に着手し、まず Q-スイッチング法による高出力の単一パルス（シャイアント・パルスと称す）の発振に関する基礎実験を行ない、さらにレーザ光の大気伝播特性ならびに測距機能を確認することを目的とした実験装置を作製し、種々の基礎実験を行なった。これらの成果に基づき昭和40年9月より、小型軽量化を主目的とした実用機の開発に取り組み、所期の成果を納めることができたので、ここに報告する。

2. 原理

この装置の原理はルビー・レーザ光がターゲットまでを往復する時間を測定して所要の距離を計測するものである。

これを図2.1のブロック図について説明する。まず Xe 放電管によりファブリー・ペロー共振器内のルビーを光励起すると、ルビー中の活性イオン (Cr^{3+}) の誘導遷移によるフク(幅)射が生じ、これは、共振器内で多重反射を繰返すことによりついには共振器の損失に打勝ち発振へと成長する。この発振の一部を出力カラーラー（反射率100%以下の鏡）により共振器の外へ取り出す。この出力光は、送信光学系としての逆望遠鏡により、その倍率分の一だけ絞られてターゲットに照射される。また、出力光の一部はフォト・ダイオードへ導かれ、これから電気信号がスタート・パルスとしてカウンターのゲートを開き、カウンターは直ちにクロックパルスの計数を開始する。一方、ターゲットによって散乱された反射光は受信光学系によって集められ、太陽光等の雑音を除去するための絞りおよびフィルター系を通って光電子増倍管へ導かれる。この受信電気信号は、広帯域ビデオ増幅器で増幅成形された後、ストップパルスとしてカウンターのゲートに加えられる。スタート・パルスとストップパルスによるゲートの開閉の時間内に計数されたクロックパルスの数が距離に換算され最終的に数字表示管上にデジタル表示される。

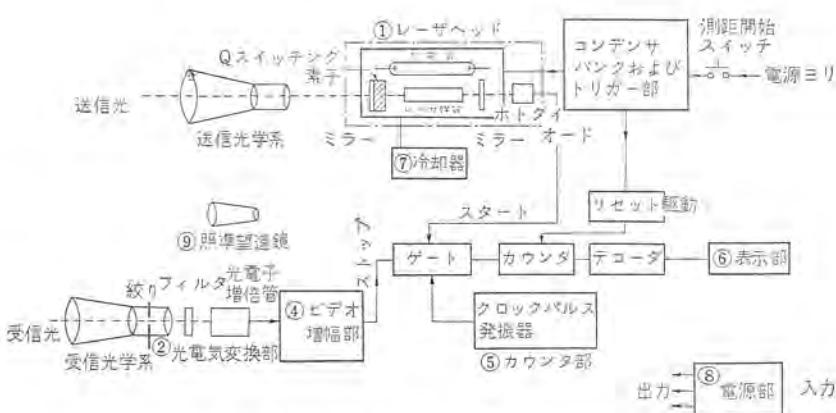


図2.1 レーザ測距装置ブロック図
Fig. 2.1 Block diagram of laser range finder.

したがって、この装置の距離分解能は本質的にクロック・パルスの周波数で決定される。たとえば、周波数 30 Mc では ± 5 m, 150 Mc では ± 1 m の分解能を有することになる。また、到達距離および測距精度の点から、高出力の単一パルスが必要であるが、Q-スイッチング法と呼ばれる方法によってこの要求を満足している。送信並びに受信光学系はマイクロ波におけるアンテナ系に相当するが、回折制限の理論から光波ではその口径はマイクロ波アンテナのそれに比べて非常に小さくなり、小型軽量な装置の実現が可能である。

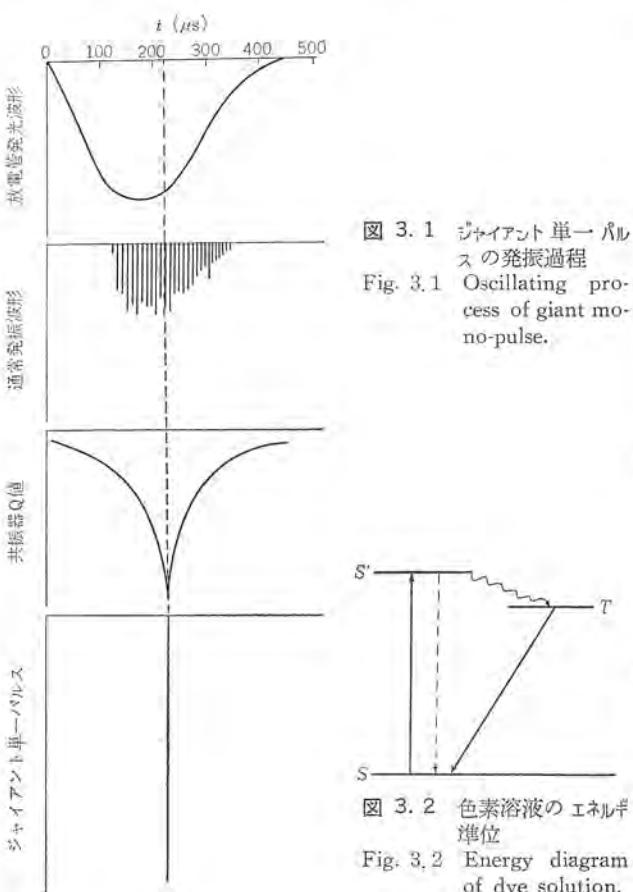
3. 装置の構成および実験結果

3.1 送信部

送信部はレーザ発振器と光学系とから成る。この装置の小型軽量化を計るために、まずレーザ発振効率を上げ励起用のコンデンサ・パンクの容積、重量を小さくしなければならない。以下レーザ発振効率に寄与する各パラメータについて考察する。

3.1.1 ジャイアントパルス発振

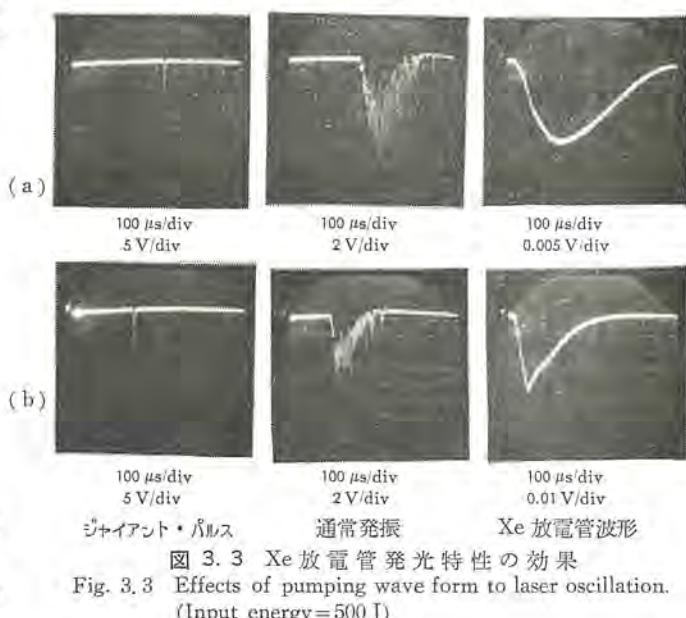
この装置の開発において、最も技術的重要度の高いものは、Q-スイッチング法によるジャイアント・パルスの発振であろう。Q-スイッチング法とはレーザ共振器のQを低くしてポンピングし、十分大きな反転分布を得たところで、急速にQを高くして発振を起こし、大きな瞬時電力を得る方法である。図3.1に、ジャイアント・パルス発振の過程を通常発振(Q-スイッチングを行なわない場合の発振)との関連において図式化して示した。このスイッチング法には、大別して回転ブリズム法およびKerr-Cell法に代表されるアクティブな方法⁽³⁾と、吸収色素に代表されるパシブな方法⁽⁴⁾がある。前者が高速モータあるいは電気的機構および励起回路との同期機構を必要とするのに対し、後者は単に色素媒質を共振器の中にそう入しておくだけで自動的にQを制御しうるという大きな特長を有している。



筆者等は、装置の小型軽量化、保守の容易性およびコストの点から、色素Q-スイッチングに着目し、種々の開発研究基礎実験を行ない、低損失ならびに調整の容易な系を完成し、現在、ピーク電力 1 MW 以上、立上り時間数 ns、パルス幅 20~30 ns のジャイアントパルスを安定に発振させることに成功している。

色素Q-スイッチングに用いられる色素媒質は、レーザ光に対して、できるだけ大きなモル吸収率を有するものが望ましく、ルビーレーザのQ-スイッチングには、フタロシアニン、クリプトシアニンあるいはカルボシアニン系の色素溶液が用いられる。これらの色素は図3.2に示したように、分子が、光子を吸収して吸収準位 S' から基底準位 S に遷移するとき、 S' から S へ直接遷移するより、 S' から準安定準位 T を経由する遷移確率の方が大きいという性質がある。したがって、入射する光が強いと吸収の速度が T か S へ遷移する時間より大きければ、ほとんどの分子が T に集まり、 S は空の状態になるので、もはや吸収は起らず、いわゆる光学的漂白(bleaching)な状態になる。この漂白状態は、ある時間の後には、再び吸収状態に復帰する。つまり、吸収→漂白→吸収のサイクルは、まったく自動的になされる。また、一本のジャイアントパルスを得るには、用いるレーザ共振器に対して、色素溶液の濃度に最適値が存在するが、これは一般に実験的に決定しなければならない。実用上の見地から、広い入力範囲にわたって安定に单一パルスを発生することが要求されるが、レーザの発振効率を高くするほど、この要求は満足されることを実験的に確認した。レーザ発振の出力エネルギーと共振器Q値との間には、一般に最適条件が存在することは、解析の結果判明している⁽⁵⁾。

しかし実験結果と理論解析との定量的な比較は使用するルビーの特性の測定法が確立されていない現時点では、非常に困難である。したがって、この最適値も実験上から決定しなければならない。また、ジャイアント・パルスの出力エネルギーは、本質的に、ルビー材質および後述する集光系効率により左右されるものであるが、そのほかに、励起用の放電管発光特性によって大きな影響を受けることが判明した。図3.3は、この関係を示す実験結果の一例である。通常発振の出力エネルギーに関しては、(b)より(a)の方が多目であるが、ジャイアント・パルスの出力エネルギーに関しては、(b)は(a)の約10倍の値となっている。したがって、高効率のジャイアント・パルス発振を得るための放電管発光特性としては、放電管



の寿命をそこなわない範囲で、その立上り、立下りを鋭くしたポンピング波形にする必要がある。

最近、当社中央研究所において、新しい色素 Q-スイッチング素子が発明された⁽⁶⁾。この色素 Q-スイッチング素子は、色素溶液が、一般に紫外線に対して不安定である欠点を克服するもので、アクリル酸樹脂等の媒質に、色素を分散させた固体状のもので、紫外線および熱に対して非常に安定であり、しかも繰返し使用可能というすぐれた性能を有している。現在、実用化研究を行なっているが、この素子が実用的なものとなれば、上記の特長のほかに、レーザ共振器の構成は、一段と簡素化され、保守の容易性とともに、耐震性にもすぐれた性能を有する測距装置の実現が期待される。

3.1.2 レーザヘッドの集光系

一般に、ルビー・レーザの発振効率は低く、とくにジャイアント・パルス発振においては、0.1%にも満たないものが多い。したがって、励起用のコンデンサー・バンクは、かなり大容量のものとなり、装置の小型軽量化における大きな問題点とされている。この効率は、ルビー材質の特性、放電管発光特性、共振器Q値および集光率によって決定される。これらのパラメータのうち、集光系効率がレーザ発振効率に及ぼす影響は非常に大きい。集光系効率は、その構造と鏡面の反射率によって決定される。この構造に関しては、すでにいくつかの提案がなされ、理論解析も行なわれている⁽⁷⁾。筆者等も集光系効率に関して、理論解析ならびに基礎実験を行なった。その結果、効率が良くしかも製作が比較的容易な集光系として、長円筒鏡ヘッドを採用するに至った。長円筒鏡ヘッドの集光効率は、軸に垂直な長円面内での効率 η_1 と、軸方向に対しての効率 η_2 との積で表わされる。鏡面の反射率を100%、さらに、側壁で反射された光は、多重反射のうちにすべてルビーに集光されると仮定して全効率 $\eta = \eta_1 \eta_2$ を数値計算した結果、長円筒鏡ヘッドの設計指針として次の事項が得られる。(図3.4参照)

- (a) ルビーとXe放電管の径は同程度のものが望ましい。
- (b) 小型長円筒鏡においては、その離心率は大きいほどよい。
- (c) L と f_1 の比は少くとも2以上あること。

次に、鏡面の材質としては、ルビー中のクロムイオンを励起するに有効な紫～緑(波長約4,500～5,500 Å)の光に対して高い反射率

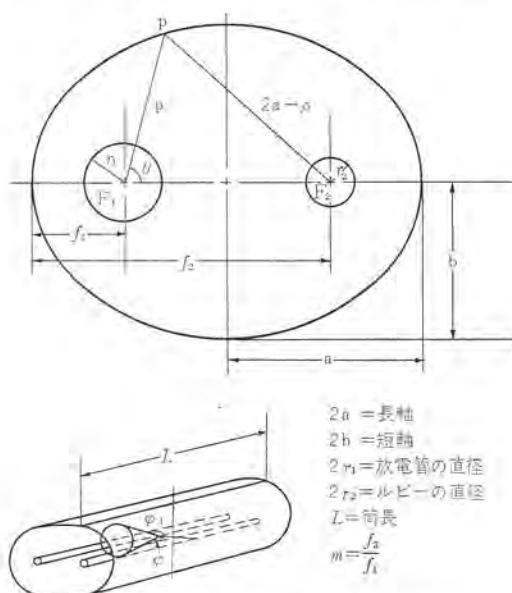


図3.4 ダ円筒鏡レーザヘッド
Fig. 3.4 Elliptical laser head.

を有し、しかも経年劣化の少ないものを選ぶ必要がある。

3.1.3 レーザ発振の繰返し時間

Xe放電管への入力エネルギーのうち、60%程度は、レーザ作用に寄与せずに熱となることが知られている。これが、固体レーザ作用効率の低い原因でもあるが、またこの熱によって、レーザ媒質の温度が上昇し、レーザ発振を不安定にすることが多い。

繰返し1/10サイクル程度で連続的に安定なレーザ発振を得るためには、なんらかの冷却系が必要とされることになろう。最も簡単な冷却法としては、強制空冷法が考えられるが、レーザヘッドの集光系、ルビーおよび共振器が清浄なフジ気を必要とするものであることから、とくにこの装置の冷却系としては不適当である。

したがってこのレーザヘッドは、積極的な冷却系を設けずに、単に長円筒鏡の側壁に小穴を設けることによって、表4.1の性能を満足している。しかしながら、繰返し時間数サイクル程度の装置の実現には、レーザ媒質および放電管の電極部の冷却は不可欠なものとなる。そこで、現在、電子冷凍素子を用いた冷却系について基礎実験を行なっている。

3.2 受信部

受信部は一般に光学系、フィルター系および光電子増倍管から構成される。この設計指針としては、まずレーダ方程式から受信エコー強度を求め、系のS/Nについて考察したあとで、カウントゲートに要求されるストップパルスが得られる回路設計を行なわなければならない。

3.2.1 レーダ方程式

レーザ送信ビームが鋭い指向性を有することから、送信ビームのすべてがターゲットに照射される場合を考えることにする。この場合の反射光電力 P_r は、レーダ方程式とレーレ法則とから次式で与えられる。

$$P_r = \frac{P_t k_1 k_2 k_3 \beta A_r \cos \theta}{2\pi R^3} \cdot e^{-kR} \quad (3.1)$$

ここに

P_t : 送信電力

R : ターゲットまでの距離

A_r : 受信開口面積

k_1 : 送信光学系効率

k_2 : 受信光学系効率

k_3 : 受信フィルター系効率

β : ターゲット反射率

κ : 大気伝播係数

θ : 送信ビームの入射方向とターゲット表面の法線方向のなす角度

である。上式中の大気伝播係数 κ は、気象条件、使用波長等により複雑に変化するものであり、さらにレーザ光のようにコヒーレンスを有する光波の効果については、現在のところ明らかにされてはいない。筆者等は、一応設計指針として式(3.1)の実験式⁽⁸⁾を採用し、実際の実験によってこの実験式の妥当性を考察する方針で開発研究を進めてきた。大気伝播係数 κ の実験式

$$\kappa = 7.41/V \quad (3.2)$$

ただし、V: 視界(km)である。

次にこの装置の最大可能測定距離を決定する系のS/Nについて考察してみる。この装置における雑音源としては、光電子増倍管の暗電流雑音、ショット雑音および負荷抵抗の熱雑音等の内部雑音と、太陽光あるいは人工光による外部雑音とが考えられる。こ

これらの雑音の大きさは、それぞれの使用状態により異なるものであるが解析の結果、次のような結論を得た。

(a) 遠距離(約3km以上)の測距におけるS/Nはほとんど光電子増倍管の暗電流雑音によって決定される。したがって、光電子増倍管には、使用波長において良好な感度を有することと共に、暗電流の小さいことが要求される。

(b) 夜間および日中でも太陽が ターゲット 前方から照射している場合の測距は容易である。

(c) 太陽が、ターゲット後方から照射している場合の太陽光雜音はかなり大きく、最大測定可能距離は、たしかに視界程度に制限される。

(d) 大気後方散乱による雑音は送信ビームと受信系視野との交差により、その効果が強められる。したがって、この装置には最小可能測定距離が存在する。

実測の結果、この装置によって、視界（厳密な定義はできないが、灰色のターゲットが見える距離）程度の測距は可能とされ、また、最大可能測定距離に関しても、晴天時約6kmまでの測距が可能とされ、ほぼ、理論解析との一致を見ている。さらに、この装置の最小可能測定距離を決定する大気後方散乱雑音に関しては、実験の結果、一般に数十m～百数十mからの散乱が大きいことを知った。のことからこの装置の最小可能測定距離は150mとした。

3. 2. 2 ビデオ增幅器

この増幅器は、光電子増倍管で電気変換されたレーザ受信信号を十分に増幅して、カウンタのゲートへストップパルスとして加え、カウンタの測距距離計数動作を止める働きをするものである。

目標物から反射される受信エコー波形は、途中の大気等のゆらぎにより若干変化するが、ほとんど送信波形と同一と考えて良い。ジャイアントパルスレーザー波形は、パルス幅が30 ns程度という、非常に狭い衝撃性自乗余弦波 Impulse である。この増幅器は、測距距離精度から、上記特性を持つ受信波形の立上り時間をなるべく保存する必要があり、したがって広帯域化を計らなければならない。ほかに考慮した点は、入力強弱による出力波形の変化防止用にリミッタ増幅にしたこと、雑音指数の低域を計ったこと、光電子増倍管の暗電流雑音除去にクリッパーを用いたこと等のほかに、極力本器の小形・軽量に努めた。

3.3 光学系

この装置の光学系には、小形軽量および効率の点から一般にレンズ系が用いられる。

3.3.1 送信光学系

波長 λ なる完全な平面波が、直径 D の開口面を通る際の回折による広がり角 $\Delta\theta$ は次式で与えられる。

ルビー・レーザの場合、 $D = 5 \text{ mm}$ とすると上式から $\Delta\theta \cong 0.33 \text{ mrad}$ となるが、実際には、ルビー材質の不均一、多重モード発振等の原因で数 mrad の広がり角の発振となることが多い。広がり角は、使用するルビーによっても異なるが筆者等の実験値は、約 $3 \sim 5 \text{ mrad}$ であった。

この装置の大きな特長である逆自乗のレーダ方程式を満足する測距を行なうためには、レーザ・ビームの大きさとターゲットとの大きさの関係を求めておく必要がある。一例として、地上で戦車の測距を行なう場合を考え、中型の戦車をほぼ直径 2 m の円と見なすこととする。これを実際上最も有効と考えられる距離 3 km 内

で測距する場合には、送信光学系を出たレーザ・ビームは、約 0.7 mrad 以下の広がり角であることが要求される。したがって、上記の条件を満足させるためには、約 5 ~ 8 倍の角倍率を有する送信光学系が必要とされる。また、この光学系の開口口径には、ルピーの有効開口口径を角倍率した値が必要とされるが、ルピーの有効開口口径は、とくに長円筒鏡ヘッドにおいては、実際の開口口径よりも小さく、他の形のヘッドに比べれば、送信光学系を小型にすることができる。

3. 3. 2 受信光学系

受信光学系に要求される性能としては、先ず式(3.3)から明らかなように、開口面積が大きく、効率が良いことである。さらに、解析の結果外部雜音の低減を計るために、光学系の視野は、その開口径を小さくすることなしに、レーザ・ルピーの広がりの立体角位まで小さくすることが得策である。

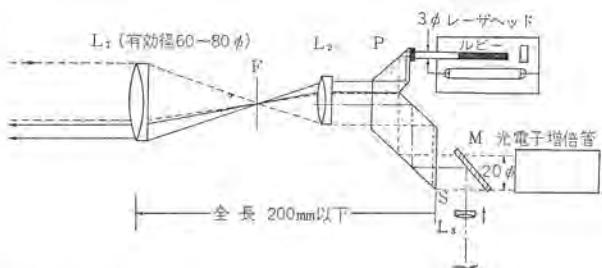
3. 3. 3 送・受信および照準系の一体化

レーザ光が非常に鋭い指向性を有すること、および受信光学系が太陽光等の背景雑音を除去するために、その視野を狭くする必要があることから、これらの光軸は厳密に合致させなければならない。また、照準光学系の光軸とこれらの光軸との間にも同様なことが要求される。したがって、これら3つの光学系の光軸を合致させる調整は非常に繁雑であり、しかもかなりの熟練を要する。さらに、このような調整機構を有することは、一般に装置を不需要に大型化することになり、また耐震特性のすぐれた装置の実現も困難視される。そこで、筆者等は、これらの光学系の一本化を計るいくつかの光学装置を考案した。

図3.5は、その一例を示したものである。(特許出願)

3.4 高速カウンタ・および表示部

図 3.6 は、最大測距距離 9,995 m、距離分解能 ± 5 m を有するレーザ測距装置用に開発したカウンタおよび表示部のプロックダイアグラムを示したものである。このカウンタは、スタート、ストップパルスによって制御されたクロックパルスを直接計数表示するものである。クロックパルスの周波数 f_c は、次式から決定される。



L₁ & L₂ : 逆望遠鏡系（約5～8倍率）
P : 変形ヒセ形プリズム（仮称）
 捕入（実線→送信光路
 点線→有効受信光路
 のように送受信光路を分離する
L₃ : L₁ & L₂と共に一つの系をなし照準望遠鏡の働きする
M : ダイクロイック・ミラー
 （このミラーにおける受信光の損失が大きすぎる場合には、機械的可動部分を有する鏡にし、送信トリガーと連動させる
F : 放り
S : シャッタ（目の保護用、送信トリガーと連絡する）
送信光 : ルピーからのレーザスポット径は約3mm
受信光 : 光電管増倍管へ導かれる
 受信部の有效径は20mm

図 3.5 送受信および照準光学系一体化の一提案

Fig. 3.5 Schematic diagram of optical device including transmitting, receiving and sighting system in only one optical system.

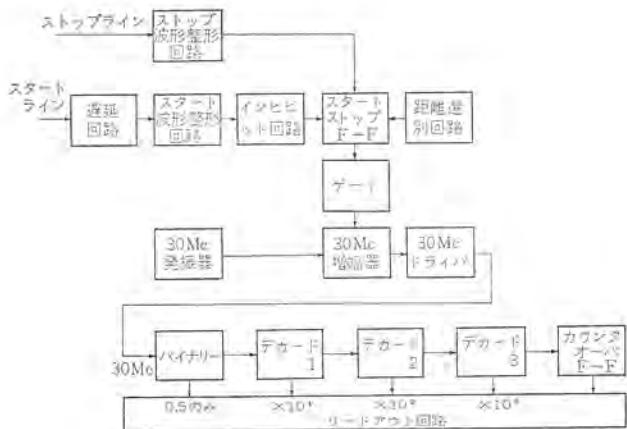


図 3.6 高速カウンタおよび表示部のブロック図
Fig. 3.6 Block diagram of high speed counter and display unit.

$$f_c = \frac{C}{2S} \quad \dots \dots \dots \quad (3.4)$$

ここに

C : 光速 S : 距離分解能である。上式から、 $S=5\text{m}$ の場合には、 $f_c=30\text{MC/sec}$ が必要とされる。このカウンタは、小型軽量化を遂行するために、デコード 1, 2 では集積回路(以下 IC と略)を使用し、またデコード 3, 4 およびリードアウト回路その他随所に当社製モレクトロンを採用してある。

3.4.1 30 MC 発振器

クロックパルス 発振器の周波数安定度は、カウンタの精度を左右する重要な要素である。この最小許容周波数偏差 ΔS は、

$$\pm \Delta S = \frac{\Delta T_c}{T_c} = \frac{1}{N_{\max}} \quad \dots \dots \dots \quad (3.5)$$

と表わされる。ただし、

T_c : クロック・パルスの周期

ΔT_c : クロック・パルスの周期変動

N_{\max} : 最大クロック・パルスの本数

である。この装置の N_{\max} は 2×10^3 であるから、 $\pm \Delta S = \pm 5 \times 10^{-4}$ になる。この装置では、水晶制御発振器を用いて、 $\pm 5 \times 10^{-5}$ の周波数安定度を得ている。

3.4.2 波形整形回路

受信エコーパルスによってゲートを駆動する際に、パルスのレベル変動、波形ヒズミおよび雑音によって、ゲート時間のばらつきが考えられる。このばらつき時間を、測距精度範囲内に押えるために、波形整形回路として、電流スイッチング式シミュット回路を用い入力がステップ波形であっても、入力パルス幅とは無関係に出力には、非常に短いパルス出力を得ることができる。

3.4.3 スタート・ストップ F-F および距離選別回路

スタート・ストップ F-F の立上り、立下り時間は、クロック周期よりも早くなければならない。筆者等は、飽和型 F-F によって、この時間を確保しているが、電流スイッチング形の F-F を用いれば、これを数 μs 程度にすることは可能であろう。この装置の測定距離は 3.2 節において述べたように、150 m 以上であることから、スタート・ストップ間の時間は $1\mu\text{s}$ 以上となる。したがって、一般に問題となることが多い F-F の最小分解時間は、ここでは問題とならない。距離選別回路は、前述した大気後方散乱雑音の気象条件による著しい変化に対処しうるためと、送信ビーム内に複数個のターゲットが存在する場合に各ターゲットの測距を可能にするために設けたものである。

3.4.4 バイナリー、デコード、その他

30 Mc バイナリーは、スタート・ストップ F-F と同一のものが使用されている。このバイナリーの最高計数周波数は 40 Mc 以上であり、その出力は、デコード 1 (15 Mc) にはいる。デコード 1 は、4 個の IC より構成されていて、その出力はデコード 2 (1.5 Mc) を経て、デコード 3 (150 kc) へと導かれる。1.5 Mc および 150 kc 用 デコードは、モレクトロンから構成されている。リードアウト回路は、各々のデコードのカウントから表示するための変換回路であるが、ここにも、モレクトロンを使用している。また、カウント・オーバー F-F は、カウントが最大容量に達したときに、その場合の測距情報を無意味と表示させる働きをする。

また、遅延回路は、ストップ・パルスの時間遅れを補正するために、スタート・ライン中にそう入されている。

この時間遅れには、光電子増倍管における遅れ、ビデオ増幅器における遅れおよびカウンタ入力回路における遅れが総合したものとなるが、遅延回路の遅延量は、実距離の判明している数種類のターゲットを実測して決定した。

4. 総合性能および実測データの一例

このたび、開発に成功したレーザ測距装置の主要性能を表 4.1 に、その外観写真を図 4.1～図 4.3 に示した。また、表 4.2 および表 4.3 に、防衛庁富士学校構内および東富士演習場において実測したデータを、三角測量値と比較して示した。これらの結果から明らかにこの装置は、表 4.1 に示した、測距精度・繰返し・最大測定距離等の主要性能を完全に満足していることがわかるであろう。なお、このときの実験条件は、視界が約 6 km 程度であり、送信ピーク電力は、約 200～300 kW 程度とかなり低い送信レーザ光を用いて行なったものである。

5. むすび

以上、レーザ測距装置の概要と、その実用化研究の成果について述べた。現在の装置は、実用上の仕様を十分満足しうるものと考えるが、さらに、測距繰返し時間の高速化、およびマン・ポータブル用の小型軽量な装置についても、引き続き開発研究を進めている。おわりに、ジャイアント・パルス・レーザ発振器の実用化にご協力いた

表 4.1 主要性能

測定距離	150～9,995 m (ただし最大測定距離は大気条件により異なる)
距離分解能	± 5 m
測距精度	± 10 m
繰返し周波数	1/5 cps 最大
送信ピーク電力	1 MW 以上
送信光波長	6943 Å
送信ビーム幅	約 0.3 mrad
ターゲット反射率	0.1 以上
測距部本体	高さ 幅 長さ 寸法 200×150×400 mm 重量 約 13 kg
電源部 (バッテリ含む)	寸法 200×230×400 mm 重量 20 kg 繰返し $\frac{1}{10}$ cps 繰続 3.5 時間 使用可能
環境条件	温度 -20～+45°C 振動 5 G 最大 20～50 c/s 衝撃 10 G 最大



図 4.1 レーザ測距装置
Fig. 4.1 Laser range finder.



図 4.2 測距部
Fig. 4.2 Ranging unit of laser range finder.



図 4.3 電源部
Fig. 4.3 Power supply unit of laser range finder.

表 4.2 実測データ(富士学校構内)
(ターゲット: ブリキ板 50×50 cm)

ターゲット	三角測量値 (m)	レーザ測距値 (m)
1	1,233	1,235
		1,235
		1,240
		1,240
		:
2	1,246	1,245
		1,245
		1,245
		1,250
		:
3	1,555	1,550
		1,555
		1,555
		1,555
		:
4	2,250	2,250
		2,255
		2,255
		2,255
		:
5	2,300	2,300
		2,295
		2,295
		2,295
		:
6	3,008	3,015
		3,015
		3,010
		3,010
		:

だいたい当社関係各位および実験場に種々便宜を計っていただいた防衛庁の関係各位に深謝する次第である。

表 4.3 実測データ(東富士演習場)

ターゲット	三角測量値 (m)	レーザ測距値 (m)
点標	3,464	3,460
		3,465
点標	1,508	1,515
		1,510
点標	1,152	1,155
		1,155
点標	951	950
		950
建物壁	測定せず	3,795 3,795
監的	4,116	4,120 4,120

参考文献

- (1) Alfred Rosenblatt : Electronic Design Aug., 16 (1963)
- (2) D. A. Buddenhagen, B. A. Lengyel, F. J. McClung and G. F. Smith : IRE International Convention Record, Port 5 (1961)
- (3) F. J. McClung and R. W. Hell Warth : J. Appl. Phys., 33, 828 (1962)
- (4) P. P. Sovokin et al. : IBM Journal of Research and Development, April (1964)
- (5) A. Szabo and R. A. Stein : J. Appl. Phys. 36, 5 (1965)
- (6) 草川, 中原, 伊東 : 昭和41年度電気四学会連合大会
- (7) 高岡, 清淵 : 「応用物理」 32, 7 (昭 38)
- (8) S. Q. Duntley : J. Opt. Soc. America, 38 (1948)

電機子切換開閉器

岩垂邦昭*

Pole-Changing Switch for Rolling Mill Motors

Kobe Works Kuniaki IWADARE

Among methods used for reversing drive of rectifier fed rolling motors, pole change on the armature circuit is most appreciated with its comparatively short reversing time and low initial investment. Mitsubishi has developed two pole, two way pole changing switches of pneumatic operation with rated current of 7,000 A and rated voltage of 1,200 V DC. The change-over time is about 0.12 sec counted from the moment of energizing the unlock coil until the contacts have touched each other in the opposite position. The equipment is of robust construction with high dependability against highly frequent operation.

1. まえがき

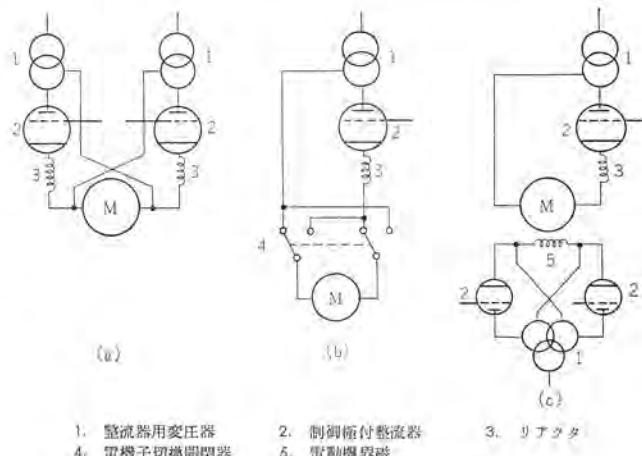
当社ではこのたび日新製鋼株式会社呉工場に分塊圧延設備用電機品一式を納入した。この設備に使用された直流電動機は主ロール用電動機 DC 750 V 2,600 kW 3 台、エッジヤロール用電動機 DC 600 V 2 × 750 kW 1 台より構成されているが、これらの電動機はいずれも水銀整流器を主電源としており、電機子切換開閉器を使用した主回路切換によって可逆運動を行なう方式が採用されている。当社では従来から水銀整流器を主電源とした静止レオナード可逆運動方式のうちで、主回路切換方式の占める優位性に着目し、この方式の心臓部ともいべき電機子切換開閉器の開発を進めてきたが、今回この設備を製作納入して好調に運動を続けているので以下にその概要について説明する。

2. 静止レオナードの場合の電動機の可逆運動

水銀整流器またはサイリスタなどの制御極付整流器を使用した静止レオナード方式で直流電動機を駆動するばあい、電動機の制動・逆転を行なうためには、電動発電機を使用したワードレオナード方式のばあいとは異なった回路方式が必要となる。電動機を制動または逆転するためには回転モーメントの逆転が必要となるが、ワードレオナード方式では電動機電圧と発電機電圧との相対値によって、すなわち発電機電圧が電動機電圧を下回ればただちに電動機に制動電流が流れ、その回転モーメントは逆転する。これに対して制御極付整流器を駆動電源とする静止レオナード方式では、整流器電圧が減少しても整流器が固有の弁作用を持っているためにそのままでは電動機電流は逆転することができず、電動機電圧と整流器電圧の差はただ電動機を流れる電流をゼロとするだけでありしたがって回転モーメントの逆転を生じない。このため静止レオナード方式で電動機の可逆運動を行なうためには一般につぎの三つの方法が行なわれている。

(1) 2台の整流器を使用する方法

この方法は図 2.1 (a) に示すように電動機電流の各方向に対応して互いに反対の通流方向をもつ 2 台の整流器を使用し、これを十字接続または逆並列接続してその 1 台を順変換装置、他の 1 台を逆変換装置として運転する方式である。この方式はここで述べる三つの方式のなかでその制御性能はもっともすぐれており、電動機の急速な加減速を必要とするばあいに適しているが、整流器を 2 台必要とし、設備費が大きくなるところにその最大の



1. 整流器用変圧器 2. 制御極付整流器
4. 電機子切換開閉器 5. 電動機界磁

図 2.1 静止レオナード逆転駆動方式
Fig. 2.1 Schematic diagram of static Leonard reversing circuit.

欠点がある。

(2) 単基整流器と電機子切換開閉器を使用する方法

図 2.1 (b) にこの方式の回路構成を示す。この方法では 2 台の整流器を必要とせず、電動機の回転モーメントの逆転は電機子切換開閉器による主回路接続の切換えにより、整流器の一定通流方向に対して電機子電流の方向を逆転することによって行なわれる。

この方法では整流器が 1 台ですむために設備費は安価となるが、信頼度の高い電機子切換開閉器を必要とする。また電動機の逆転所要時間は高速動作を行なう電機子切換開閉器の採用により 2 (1) で述べた 2 台の整流器を用いる方式に比較して大差なくすることができる。

(3) 電動機の界磁を制御する方法

この方式を図 2.1 (c) に示す。図のように電動機界磁の逆励磁により電動機回転モーメントの逆転を行なう方式である。このばあい一般に電動機界磁には整流器による急速励磁が行なわれるが、電動機界磁のインダクタンスが大きいため (1) および (2) で述べた方法に比べて電動機の逆転所要時間が長くなる欠点がある。

3. 電機子切換開閉器を用いた主回路切換方式のシーケンス

前章 (2) で述べた単基整流器と電機子切換開閉器とを用いた主回路切換方式の制御について以下にやや詳細に説明する。ま

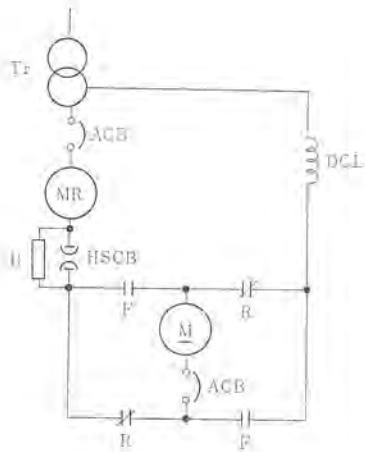


図 3.1 主回路
Fig. 3.1 Schematic wiring diagram of main circuit.

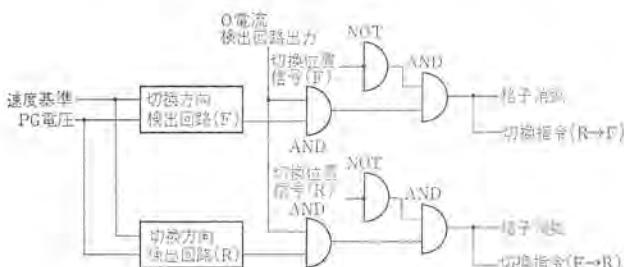


図 3.2 切換指令構成説明
Fig. 3.2 Schematic diagram of control signal.

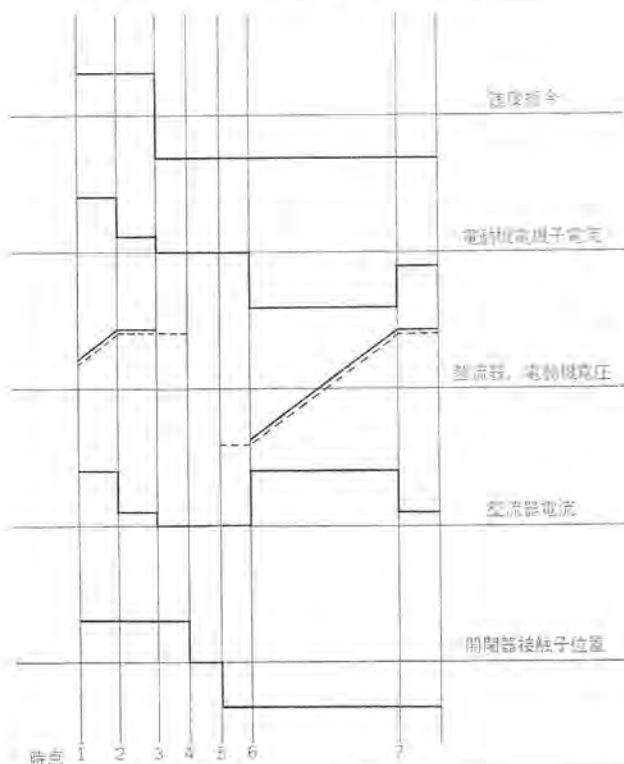


図 3.3 切換過程説明
Fig. 3.3 Operation diagram.

図 3.1 にこのばいの主回路図を、図 3.2 に切換指令構成の説明図を、図 3.3 に切換過程の各部の動作説明を示す。

図 3.3において 1 の時点で電動機は正(F)方向に加速しつつあり 2 の時点で設定速度に達するものとする。このとき電機子電流は図 3.1 の切換開閉器の接触子 F を通して供給されている。時点 3 で電動機に逆転指令が与えられると制御系の動作により、

整流器の電圧は下り、このため正方向電機子電流は阻止される。ここで電機子切換開閉器への切換指令は図 3.2 のように構成される。すなわち、切換方向検出回路で速度基準と PG 電圧とが比較される。この偏差によって電動機速度を基準値に近付けるために要求されるトルクの方向したがって電機子電流の方向が決定され、2 組の切換方向検出回路 F, R のうちそのいずれか片方が、出力を出す。

今のがい逆転指令が与えられると速度基準の変化により検出回路 F の出力が消滅し R が出力を出す。一方切換開閉器の無電流切換えのため必要な主回路電流ゼロの条件が図 3.1 の DC L 端子で検出される。図 3.2 に示されるように切換方向検出回路出力・ゼロ電流検出回路出力、および現在の切換開閉器切換位置信号の 3 者が AND となってはじめて整流器を格子消弧し電機子切換開閉器に切換指令を送り出す。

この指令により切換開閉器は時点 4 で切換え動作を開始し時点 5 で接触子を F から R へ切換え整流器に対し電動機電機子の接続を変更する。切換開閉器よりの R 位置への切換完了信号により、整流器は格子消弧を解除される。これとともに整流器点弧位相角は逆変換領域において前へ進み整流器は逆交換器として動作を開始し電動機に制動電流が流れ始める。(時点 6) 電動機速度の減少とともに整流器点弧位相角は前に進み電動機の回転方向の逆転とともに整流器は順変換器として動作しその速度を逆(R)方向設定速度まで上昇して逆転を終わる。(時点 7)

4. 電機子切換開閉器に要求される諸特性

前章で述べた動作説明からもあきらかなように電機子切換開閉器にはつきの諸特性が要求される。

(1) 切換え動作が高速であること

電機子切換開閉器の切換え動作中は電動機の電機子電流はゼロに拘束され電動機の減速は行なわれない。したがって切換開閉器の切換動作時間は電動機の逆転操作に対して死時間となる。電動機の全逆転所要時間のうちでこの死時間の占める割合は、GD²、加減速トルク、電動機に許容される電機子電流急しゅん度、駆動される機械側の要求などによって大幅に変動するが、いずれにしろ運転の能率向上のためには切換開閉器の切換え動作を高速にしてこの死時間をできるだけ短縮することが必要である。

(2) 長寿命であること

電機子切換開閉器は電動機の制動・逆転のたびに操作されることとなりその動作回数は年間数百万回にも及ぶものである。このため切換開閉器はこの高い開閉ひん度にたえるだけの長寿命を持ちかつ信頼性の高いものでなければならない。

(3) 開閉器の機構およびその制御回路は信頼度の高いものであること

一般に電機子切換開閉器は無電流開閉をとてまえとして製作されている。このため万一電機子電流の通流中に切換動作が行なわれれば切換開閉器には電流シャン断能力がないため、開閉器の接触子に発生したアーケーにより整流器電動機両者の短絡となる。このため切換開閉器の機構およびその制御回路は信頼度が高く誤動作のないものでなければならない。

(4) 故障大電流の通流に耐えること

電動機のセン(閃)絡および整流器逆変換時の転流失敗などのばい、電機子切換開閉器はこれらの故障電流にさらされることとなる。切換開閉器はこれらの故障大電流の通流に耐え電磁力に

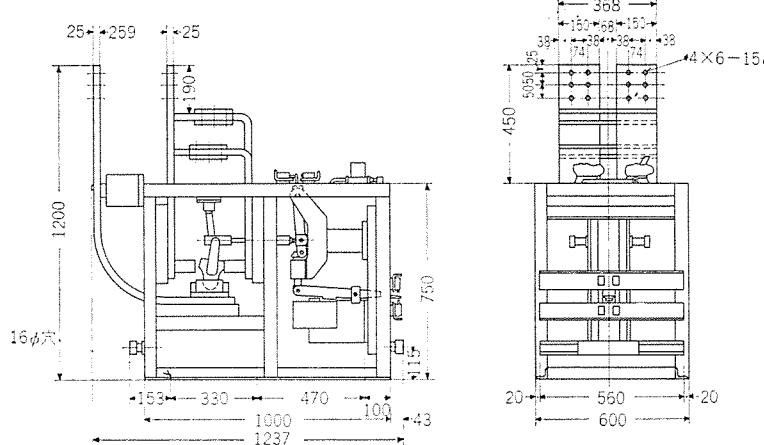


図 5.1 電機子切換開閉器外形寸法
Fig. 5.1 Outline dimensions.

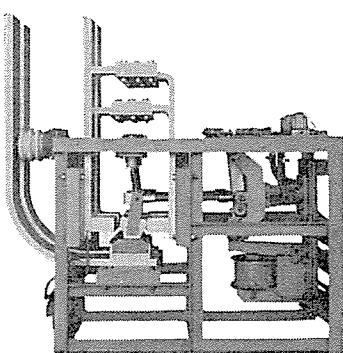


図 5.2 電機子切換開閉器 DC 1,200 V
7,000 A

Fig. 5.2 Pole-changing switch DC 1,200 V
7,000 A.

よる接触子の溶着・開放など二次的事故発生の危険のないものでなければならぬ。

5. 定 格

今回製作した電機子切換開閉器の外形を図 5.1 に外形写真を図 5.2 に示す。本器のおもな定格事項は、

定格電圧	DC 1,200 V
定格電流	7,000 A
定格操作気圧	5 kg/cm ²
定格制御電圧	AC 220 V

である。

6. 構造および動作

電機子切換開閉器の構造説明図を図 6.1 に示す。図に見られるようにこの開閉器は右手に示された切換接触部およびこの切換接触部と絶縁ロッドで連結された操作機構部とから構成されている。切換接触部は図に示されるように銀厚メッキを施した半円筒オウ(凹)面を持つ中央固定接触子に、おなじく銀厚メッキを施した半円筒ツッ(凸)面を持つ可動接触子の下端がシュー(摺)動接觸し、可動接触子の上方両側面に設けられた左右一対の切換接触

子が切換操作によってそれぞれ相対する一対の固定接触子に切換接觸する構造となっている。

中央シュー動接觸部および切換接觸部の通電に必要な接觸圧力は中央固定接觸子の半円筒面中心軸の直上に設けられたバネによりリンクを通して接觸部に与えられている。本器ではこのような接觸部が2極並列に配置されて各極の中央固定接觸子が電動機電機子の両端子に接続され、4箇の切換固定接觸子は交差配置された2箇ずつが器内でそれぞれ共通接続されて整流器側に接続される2組の電源端子を構成している。この切換接觸部の構成はその構成がきわめて簡単でありまた接觸バネも比較的寸法に制限を受けない場所に自由に設けうる利点を持っている。(特許登録済)

操作機構部は操作シリンダ、その先端にロックに係合するロックピンを持ち、中間部で片側にリンクを経て操作シリンダのピストンに、片側に絶縁ロッドを経て切換接觸部可動接觸子に連結された操作レバー、切換指令がはいるまで操作レバー先端にあるロックピンを係合して操作レバーおよび切換接觸部を操作空気によりピストンに働く力に抗して現位置に保持するロック、およびロック解錠用電磁石から構成されている。

操作シリンダはピストンの両側に空気室を持ち、そのいづれか一方の充氣によりロックの解錠をまつて切換接觸部の切換え操作を行なうのに使用される。このピストンは図に示すように2重ピストンとし外側ピストンに設けられた空気穴の寸法を調整することにより緩衝作用を持たせ切換操作時の衝撃を緩和する構造とした。本器のように長寿命が要求されかつ高速作動を行なうものでは機構部の構成の良否がその信頼性に大きく影響するものである。このため機構部の設計に当たっては材料の選択、熱処理などについてとくに耐久性に重点をおいて検討し、また各軸受部も主要箇所にはすべて針状コロ軸受を使用するなどして動作の高速化をはかった。

つぎにこの切換開閉器の動作について説明する。図 6.1 はこの開閉器が下側の切換位置にあるばあいを示すものとする。すなわち切換接觸部可動接觸子は2極とも向って右側の固定接觸子に接觸し電動機は正方向に回転しているものとする。操作機構部ではこのとき電磁弁 f が付勢されシリンダ内のピストン右側の空気室に操作空気が充氣され、ピストンは左方向に付勢されている。しかしこのとき操作レバーのF端にあるロックピンがロックの右肩に係合しているため、ピストンの左方向への運動は阻止され接觸子は

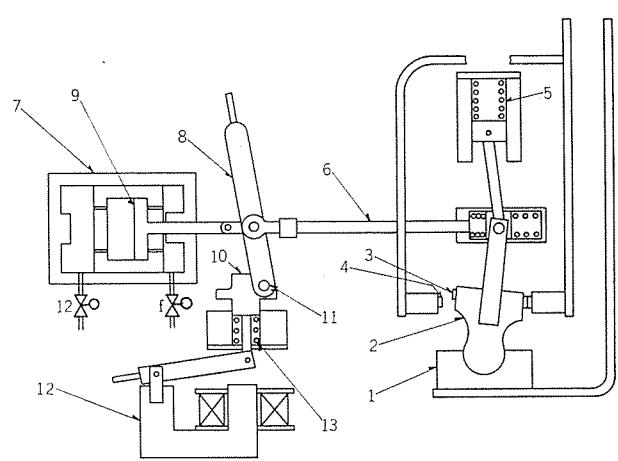


図 6.1 構造説明
Fig. 6.1 Construction diagram.

現位置にとどまって通電を続いている。

この状態で開閉器にF→Rへの切換指令が与えられると、この指令によりまず解錠電磁石励磁コイルが付勢される。解錠電磁石励磁コイルの付勢とともに、その可動鉄心に連結されたロックは下方へ向って吸引される。今までロックの右肩に操作レバー先端のロックピンが係合することにより左方への運動を妨げられていたピストン・操作レバー・ロッドおよび可動接触子の可動系は、このロックの下降によりその拘束をはずされシリンダ右側の空気室に充氣されていた操作空気により急速に左方へ運動し接触子をF側からR側に切換える。この可動部の左方への運動とともにリミットスイッチの作動によって解錠電磁石励磁コイルの付勢が解かれ、その可動鉄心とロックは復帰バネの力によって、ふたたび鎖錠位置に復帰する。

ロックの復帰とともにリミットスイッチの作動によりそれまで消勢されていた電磁弁rが付勢され電磁弁fが消勢されて、ピストン右側の空気室の操作空気は排気されあらたにピストン左側の空気室に操作空気が導入されてつぎのR→F側への切換操作の準備を終え切換動作を完了する。この説明からもわかるように、本器の操作方式は空気操作によって切換接触部を動作させる方式であるが、切換えにあたっては解錠電磁石の動作により可動部の鎖錠を解けば、可動部はあらかじめ切換方向に向ってシリンダ内に充氣されている操作空気により、ただちに切換動作を行ない、一方向への切換完了とともに引続きシリンダ内の操作空気の方向を変えてつぎの切換えに対して準備する方法を探っている。このために切換えに必要な時間は電磁弁の動作時間や管路の流路抵抗などの影響をほとんど受けすことなく高速にしうる利点がある。(特許登録済)

7. 試験結果

7.1 切換操作

本器の切換動作オシログラムの一例を図7.1に示す。図に見られるように所要切換時間は解錠電磁石励磁コイルの付勢開始から、切換接触部の接触子切換え完了まで約120mS、おなじくロックの復帰による鎖錠完了まで約190mSで7,000Aの大容量器として良好な結果を得ることができた。

7.2 温度上昇試験

7,000Aを連続通電し温度上昇試験を実施した結果各部の温度上界は

主接触部(中央接触部)	54°C
(同上)	54°C
(切換接触部)	54°C
(同上)	61°C
(同上)	55°C

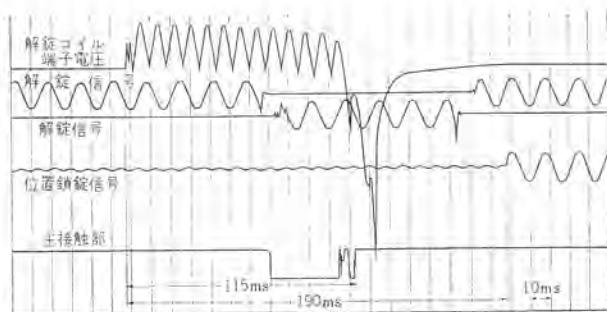


図7.1 切換動作オシログラム
Fig. 7.1 Oscillogram of change-over operation.

(同上)	52°C
子(電動機側)	60°C
(同上)	62°C
(電源側)	46°C
(同上)	42°C

であり余裕のある値を示している。

7.3 耐圧試験

耐圧試験はつぎの試験電圧で実施合格した。

主回路一大地間	AC 5,500 V 1分間
電源側端子間	AC 5,500 V 1分間
操作制御装置の導電部と大地間	AC 1,500 V 1分間

7.4 耐久試験

この開閉器は動作回数がきわめて多く、年間数百万回にも及び高い耐久信頼度が要求されることはさきに述べた。このため製作にあたっては通算700万回をこえる動作耐久試験を実施し、この試験によって得られた諸資料を製品に適用しその信頼性の向上をはかった。

8. むすび

今回開発し分塊圧延設備用として納入した、電機子切換開閉器についてその概略を説明した。この開閉器は7,000Aの大容量器にもかかわらず切換所要時間は短く、また信頼性にもすぐれている。従来逆転駆動を必要とする設備に静止レオード方式を使用したばあい、主回路切換方式の他の方式に比較したときの有利さは認められながらも、電機子切換開閉器の製作の困難さのために、あまり使用されなかつたきらいがある。最近のサイリスタの進歩により今後静止レオード方式の使用分野は急速に拡大するものと考えられるが、大容量電機子切換開閉器の完成により今後はそれぞれの用途に対して最適の逆転駆動方式の選択を可能にすることができる。おわりにこの電機子切換開閉器の実用化にあたって種々有益な助言をいただいた日新製鋼株式会社呉工場の各位に対し厚くお礼を申上げる次第である。

MELDAS 2200 形連続式二、三次元ナライ制御装置

吉田 太郎*・宮 幸助*・梶野 幸男*・石橋 和夫*

Control Apparatus for Continuous Two and Three Dimensional Copying System, MELDAS 2200

Nagoya Works

Tarō YOSHIDA・Kōsuke MIYA・Yukio KAGINO・Kazuo ISHIBASHI

Two and three dimensional copying with machine tools in this country has been mostly practiced in accordance with electrical ON-OFF control and hydraulic control of foreign makers. But the latest vigorous demands on die-sinking machines have promoted the development of home built units. Electrical, continuous copying is the major system now in use. MELDAS 2,000 continuous type two and three copying control apparatus are the outgrowth of endeavour by Mitsubishi in answer to the demands, now being available as regular products for these three years. They are control apparatus for copying of high performance and capable of performing the copying of error constant and speed constant by means of a special automatic vector adjustment device without resort to the exchange of quadrant.

1. まえがき

工作機のナライ制御は今日の代表的な追値サーボ機構の一例としてその発展途上にあるが、これらのナライ工作機の国内における発達状況を見てみると、一次元ナライの分野においては比較的古くから手がけられてきているが、多次元ナライ（とくに大形の形彫機）については、ここ数年前まではほとんど外国からの輸入機に頼っている状態であった。しかし最近のこれらに関する国産技術のレベルアップは、十分この困難を打破するまでに進展し、今まで外国一辺倒であった多次元ナライ機も最近の工作機見本市では、必ず数台以上その出品が見られるようになり、これにともなってナライ制御装置も各社から発表され、その方式も多岐多種にわたってきていている。

これから述べる MELDAS 2200 形連続式二、三次元ナライ制御装置は、当社で 3 年ほど前より開発 製品化を行なってきたもので、すでに四十数台以上の実績をもち、各客先から好評をえているものである。以下その概略を報告する。

2. 二次元ナライの原理

2.1 工作機ナライの概要

一般に工作機のナライは、ナライを行なうときの制御軸の数によって、一軸のみを制御する一次元ナライ・二軸同時に制御する二次元ナライ・三軸を同時制御する三次元ナライに分類されるが、そのうち一次元・二次元ナライの概念図が図 2.1 に示されている。また図 2.2 はそのときの速度ベクトルの関係を示したものである。これによりナライ制御を行なう場合、そのカット軸の動きは、一次元・二次元のいかんにかかわらず、必ず 2 方向の動きに分解でき、通常この一方を送り成分、他方を制御成分（この方向はとくに図 2.1 のように駆動軸の方向に固定する必要はない）といつている。

したがってこのことに着目して一次元・二次元・三次元ナライを分類すると、一次元ナライはその送り速度が絶対値・方向ともに一定のナライといえるのに対し、二・三次元ナライは、その二・三次元平面内で、その送り速度は絶対値は変わらないが、その方向をモデルにしたがって変更していくナライであるということも

できる。これから一次元ナライと二次元ナライを比較してみると、前者がその送り速度一定のため、ナライ切削において可能なモデル角度に制限をうけるのに対し、後者ではその制限がなくなるという大きな相異点が判明する。したがって二次元ナライでは、その使用範囲や切削方法がおのずと一次元ナライと異なったものになっている。

すなわち二次元ナライでは、一般に旋盤等のテンプレートナライに使用される一次元ナライと違って、主としてプレス形・金型・モールド形等の形製作や複雑な形状、たとえばラーベルなどのワークの切削に使用され、またその切削方法も、ワーク自体が三次元的な広がりをもつたものが多いため、通常二次元ナライの軸方向を適当に切り換ながら順次仕上げていく方法をとっている。このため二次元ナライでは、カット軸をナライ平面に含むかどうかによって、表面ナライ・輪郭ナライの二つのナライ方式に大別される。その概念図が図 2.3 に示されている。

一方三軸同時三次元ナライは、図 2.4 のようにモデルのある特定の個所のみ切削するために使用され、二次元ナライほど一般的でない。しかし最近の傾向では、この三次元ナライとくに深さ方向制御輪郭ナライが活用されることによって、切削工程が非常に

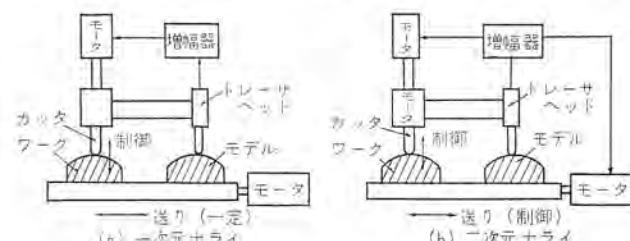


図 2.1 一次元ナライと二次元ナライ (1)
Fig. 2.1 One-dimensional copy and two-dimensional copy (1).

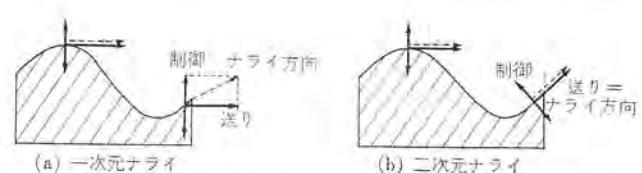


図 2.2 一次元ナライと二次元ナライ (2)
Fig. 2.2 One-dimensional copy and two-dimensional copy (2).

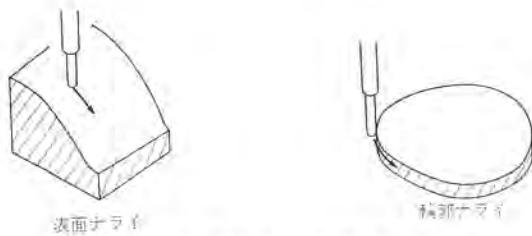


図 2.3 表面ナライと輪郭ナライ
Fig. 2.3 Surface copy and contouring copy.

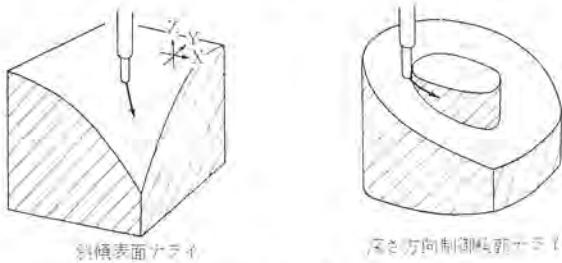


図 2.4 三次元ナライ
Fig. 2.4 Three-dimensional copy.

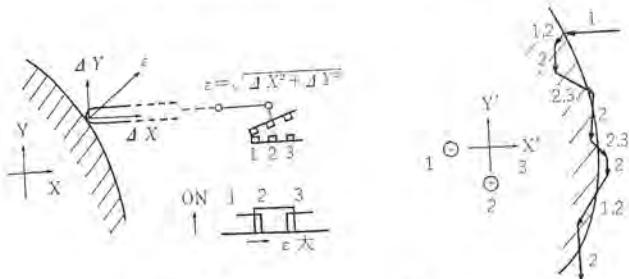


図 2.5 接点ナライの原理
Fig. 2.5 Principle of copy using contacts.

改善されると言われており、今後その使用例が多くなると思われる。以下、この装置の主体となっている二次元ナライについて説明する。

2.2 従来の二次元ナライの欠点

二次元ナライについては現在までその方法が、各社から種々発表されてきているが、そのうち最も一般的でしかも使用例の多い接点式の二次元ナライについて、今回当社で開発したナライ方式と比較するため、その動作原理を次に説明する。

通常この方式では、その検出ヘッドのモデルと接触する接触子(フイラ)は、モデル法線方向に変位できるよう、各軸方向いずれにも変位可能な構造となっており、またその動きが最終的にある一方の動きに機械的に変換されるようになっている。そしてこの動きによって数個の接点を ON-OFF させ、この出力を各送りモータまたはクラッチ入力としてナライを行なっている。図 2.5 にその一例が示されているが、ここでは三つの接点からなり、フイラの変位 ε によって図 2.5 のように、順次接点を ON-OFF し、これにより“1”接点で +X, “2”で +Y, “3”で -X 方向にカットを動かし、図のようにモデルをならしている。

しかしこの方法では、“1”, “2”, “3”接点の駆動方向から、輪郭ナライの場合には -Y 方向の駆動成分がえられないため、このままでは 180 度までしかならうことができない。このためこの方式では、たとえば“1”, “3”接点の内外側にさらに“4”, “5”的接点をおいて、その ON-OFF によってモータの駆動方向を切り換えて全周ナライを行なうようにしている。この切り換えは一般に象元切換えといい、通常 90 度ごとに行なう方法がとられている。(図 2.6 参照)

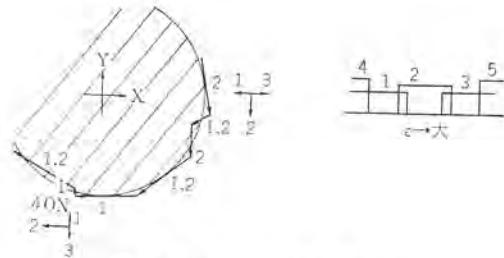


図 2.6 象元切換え
Fig. 2.6 Exchange of quadrant.

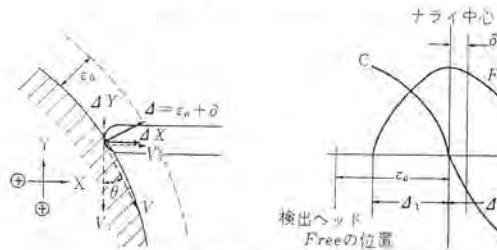


図 2.7 連続式ナライの出力分布
Fig. 2.7 Output of continuous copy.

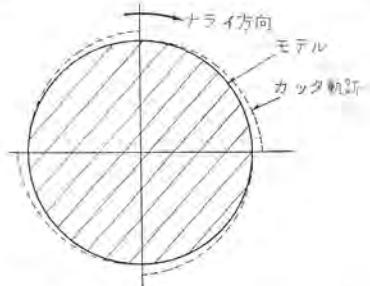


図 2.8 象元切換えによる誤差(90 度象元切換えの場合)
Fig. 2.8 Error caused exchange of quadrant.

ところでこのナライ方法は、図 2.5 の接点部を差動トランスにおきかえ、その出力から図 2.7 のように二つの出力 F , C をえ、接点式の“2”出力の代わりに F , “1”, “3”出力の代わりに C 出力を置き換えることによって、まったく同じ方法で連続式二次元ナライが可能となり、またこの連続ナライの特性を調べることによって、この接点式ナライの特性を知ることができるので、もう少しこの連続ナライについて考えてみる。なおこの場合、差動トランスからの出力 F , C は図 2.7 のように、その変位に対し正弦・余弦状に変化するものとする。

これにより、モデル接線方向と Y 軸のなす角 θ (反時計方向に + とする) と、 ε_0 を中心とする変位 δ の間の関係は、

$$\delta = k\theta \quad \text{ここで} \quad k = \frac{2d_1}{\pi} \quad \text{より} \quad \delta = \frac{2d_1}{\pi} \cdot \theta \quad \text{となる。}$$

一方角度 θ のモデル面をならう場合を考えると、図 2.7 の出力分布から考え、検出ヘッドの変位は $\varepsilon = \varepsilon_0 + \delta$ となることが必要となる。これにより以上 2 点を考慮に入れて、このときの速度指令を書くと、

$$C \propto V_x = -K_1 \sin \frac{\pi}{2d_1} \cdot \delta$$

$$F \propto V_y = K_1 \cos \frac{\pi}{2d_1} \cdot \delta$$

となり、また

$$\dot{V} = \dot{V}_x + \dot{V}_y = |K_1| \sqrt{\frac{\pi^2}{4d_1^2} \cdot \delta^2} = |K_1| / \delta$$

となって、このナライ方式では検出ヘッドから指令される速度指令は δ が変化しなければ、その接線方向が変化しないことになる。

この原因は、検出ヘッド出力 F , C をそのまま直接 XY 軸の駆

動入力としたためで、このためこの方式では、接点式でも連続式でもナライモデル面の角度によって誤差が一定とならず、またさきに述べた象元切換えを必要とするため図2.8のような段差を生ずるなどの欠点をもち、このナライ方式の最大のウイークポイントとなっている。

しかしこの方式は、制御装置が簡単なため 安価にできるといふことと、この形式の検出ヘッドが構造的に一番簡素でしかも安定した特性をうることができ、またその検出がそのまま機械的にできると言う二つの特長をもつてゐる。

2.3 この装置に採用している二次元ナライの原理

MELDAS-2200 形 ナライ 装置は、その目標として 安価でしかも高性能な特性をうることを第1条件として開発されており、このためそのナライ原理は前述のナライ方式の長所を生かし、またその欠点をなくす方式をとっている。したがって検出ヘッドとしては、前述のものと同じ機構のものを使用している。

一方、制御方式は前述の欠点をなくすため、図2.2の原理から考えて理想的な二次元ナライとなるようにF出力は図2.9のように V_T （接線方向送り速度）に、またC出力は V_N （法線方向制御速度）になるようにし、さらにこの $V_T \cdot V_N$ 出力をXY方向に分解するため、別に設けられた後述のようなベクトル調整装置を使用する方式をとっている。この場合、F、C出力は前述の図2.7では正弦、余弦状に変化するように考えたが、この装置ではその特性上から、ともに直線的変化でよく、またFは δ に無関係に一定でもよいが後述のように過渡特性から考えて、 $\delta=0$ を中心小形に変化させたほうがよいため、このようにしている。

したがってこの装置では

$$\left. \begin{aligned} V_T &= K_1 \cdot (\mathcal{A}_1 - |\delta|) \propto F \\ V_N &= K_2 \cdot \delta \cdot \varepsilon_0 \propto C \end{aligned} \right\} \quad (2.1)$$

となっている。

一方 前述のベクトル調整装置について考えてみると、この装置は、モデル接線方向の検出とベクトル演算の二つの働きをしている。したがって、もし今この装置によって、モデル接線方向角度 α を検出し、またその内に含まれるベクトル演算装置により、

$$\left. \begin{aligned} V_x &= \pm V_T \sin \varphi + V_N \cos \varphi \\ V_T &= \mp V_T \cos \varphi + V_N \sin \varphi \end{aligned} \right\} \dots \quad (2.2)$$

をえたとすると、これから式(2.1)で $F=V_T$, $C=V_N$ とし、また図2.9から

$$\cos \varphi = \frac{\Delta X}{\varepsilon}, \quad \sin \varphi = \frac{\Delta Y}{\varepsilon}$$

以上から、X, Y 軸の速度指令は、

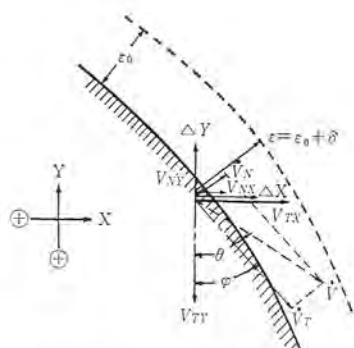


図 2.9 ナライ速度ベクトル
Fig. 2.9 Vector of copying velocity.

$$\left. \begin{aligned} V_x &= \pm F \sin \varphi + C \cos \varphi \\ &= \pm K_1 (\mathcal{A}_1 - |\delta|) \sin \varphi + K_2 \cdot \delta + \varepsilon_0 \cos \varphi \\ &= \pm K_1' (\mathcal{A}_1 - |\delta|) \cdot \mathcal{A}Y + K_2 \cdot \delta \cdot \mathcal{A}X \\ V_T &= \mp F \cos \varphi + C \sin \varphi \\ &= \mp K_1 (\mathcal{A}_1 - |\delta|) \cos \varphi + K_2 \cdot \delta \cdot \varepsilon_0 \sin \varphi \\ &= \mp K_1' (\mathcal{A}_1 - |\delta|) \cdot \mathcal{A}X + K_2 \cdot \delta \cdot \mathcal{A}Y \end{aligned} \right\} \dots \quad (2.3)$$

となり、したがってこれがこの装置の二次元ナライの基本式となっている。

これから、式(2.3)の V_x , Y_1 の第1項目は接線方向送り成分、第2項は法線方向制御成分で $\delta=0$ になるようにする誤差補正指令となることがわかり、したがってこの方式によるとモデル角度により誤差が変わらず、Error constant・Speed constant なナライが可能なるばかりでなく、別にモデル角度を検出するため、象元切換えを必要としなくなり、前述のナライ方式の欠点をすべてなくすとともにそのほかにすぐれた特性を付加することが可能となり、これがこの装置の著しい特長となっている。

2.4 ベクトル調整装置の原理

次にこの装置に使用している、前述のベクトル調整装置についてその原理を簡単に説明する。その原理を図2.10に示す。その構成は特殊な四連可変抵抗器を使用し、その可動軸が $\delta=0$ になるように、C出力によって追従する特殊なサーボ機構に連結された構造になっている。そしてこのうち、四連可変抵抗器はベクトル演算用に、また $\delta=0$ 追従サーボは、モデル接線方向の検出に使用している。

まず、ベクトル演算について考えてみると、この四連可変抵抗器は、図 2.10 のように 360 度エンドレスで両固定端子が 180 度離れた位置にあり、またその抵抗値が正弦波状に変化するものを各 90 度ずつ機械的に並べて組合わされた構造になっている。そして XY のベクトルに分解された出力は、各固定端子間に図のように FC 出力を供給することによって、各可動端子からえているため、たとえば今 $VR_1 \sim VR_4$ からの FC 出力の XY 成分の取り出し方を図のように決め、 VR_1 の固定端子軸と可動軸の角度を θ とするとき、各出力は

$$\begin{aligned} F_Y &= -F \cos \varphi & C_Y &= C \sin \varphi \\ F_X &= F \sin \varphi & C_X &= C \cos \varphi \end{aligned}$$

となり、これから、XY 軸駆動入力は図のよう.

$$V_X = F_X + C_X = F \sin \varphi + C \cos \varphi$$

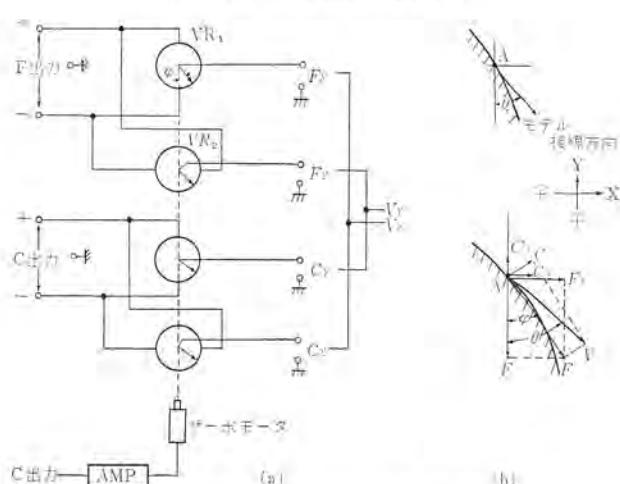


図 2.10 ベクトル調整装置
Fig. 2.10 Vector adjuster.

となって、ちょうど前述の式(2.3)と同じ関係をうることができ。したがって、このような四連可変抵抗器を使用すれば、容易に、FC出力をXY方向に分解することができ、これがこの装置の心臓となっている。

一方モデル接線方向の検出について考えてみると、上式の出力のときの速度ベクトルの関係は図2.10-(b)のようになり、この状態は、モデル接線方向 θ のA点をならうのに相当している。したがって、もし $\delta=0$ ならば $C_x, C_r=0$ より $\theta=\phi$ となり、これからモデル接線方向の検出は、逆に $\delta=0$ になるように ϕ を回転させれば可能となることがわかる。この装置では、これをC出力で小さな減速サーボモータを回転させることによって行ない、これによって象元切換えを不要とすることも可能としている。

3. MELDAS 2200 形制御装置の概要

次に実際の装置について説明する。そのブロック図を示すと図3.1のようになり、この装置は大きくわけて検出ヘッド・増幅部とベクトル調整装置・送りモータ駆動のサーボ増幅部とシーケンス部の4つから構成されている。以下各項目について説明する。

3.1 検出ヘッド

ライ装置においては、検出ヘッド(トレーサヘッド)の占める役割は非常に重要で、その構造もできるだけ簡単で、しかも、精度のよいものが望ましい。

当社で開発した検出ヘッドは、この理由に基づいたもので、その構造が図3.2に示されており、その出力は差動トランジスタからなるようしている。この差動トランジスタのコアは、スライドボルペアリングによって直線案内されるスライドカム軸に固定され、一方この軸は、フライの動きを伝達する可動カンと図3.2の13のようなボルによって連結され、可動カンの動きを直線運動に変換している。また、可動カンは中央部に球体を有し、X・Y・Zいずれの方向に

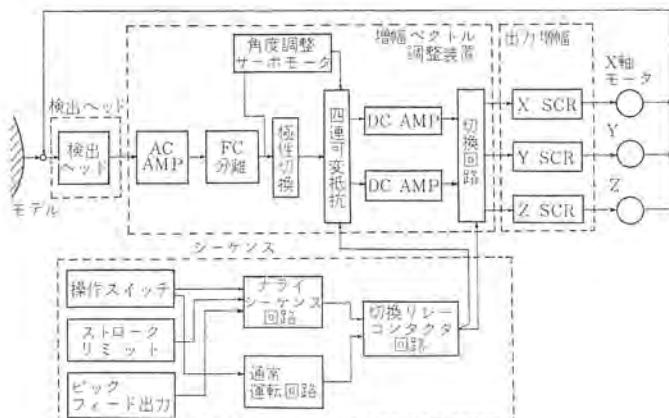


図 3.1 装置 ブロック 図
Fig. 3.1 Block diagram of apparatus.

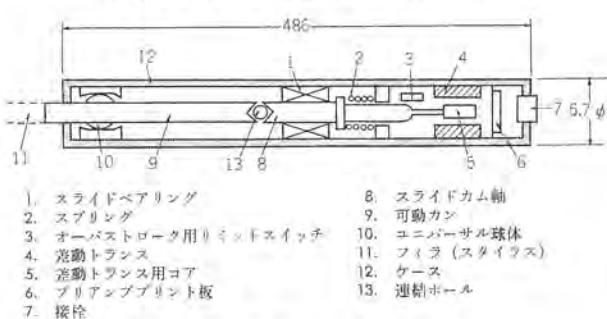


図 3.2 検出ヘッド構造図
Fig. 3.2 Construction of tracer head.

も変位できるようになっており、検出ヘッド先端につけられたフライの動きをそのまま伝えるようになっている。

これらの各部品は安定した性能がえられるよう、とくに十分吟味された材料を使用し、また加工精度を上げるように考慮されている。なお図3.2のように、検出ヘッドの右端部には、S/N比をよくするため差動トランジスト用のプリアンプが内蔵され、また検出ヘッドおよび機械の破損を防ぐためにオーバストローク用のリミットスイッチが取付けられている。次にそのおもな仕様を記すと下記のとおりである。

- | | |
|--------------------|--|
| (1) 励振電圧 | 2 kc 2~14 V rms |
| (2) 最低共振点 | 40~50 c/s |
| (3) 検出精度 | 直線性 ±0.02 mm 以下
ヒステリシス 幅 0.05 mm 以下 |
| (4) 修正量 | 0.1~1.0 mm 任意設定可能 |
| (5) フライ(スタイル) 接触圧力 | 約 800 g |

なお現在図3.2よりも小形の検出ヘッドも開発中である。

3.2 自動ベクトル調整装置

自動ベクトル調整装置の原理については、2.4節で述べたのでこの節では、実際の回路の概要を説明する。

この装置ではその構成を容易にするため、アナログ制御関係のうち、トレーサヘッドと送りモータを駆動するためのサーボ増幅器を除いた部分を一つのパネルにまとめて、自動ベクトル調整装置としており、図3.3に連続式ライの場合の構成を図3.4にその外観を示す。以下図3.3に使用している発振器・交流増幅器・FC分離回路・角度検出サーボモータ・直流増幅器について説明する。

3.2.1 発振器

検出ヘッドの差動変圧器用励磁電源として使用しており、検出精度、応答をよくするため周波数として2kc/sを採用している。その回路は、最も実用的なCR発振器で構成され、温度変化に対し発振電圧を安定にするため、シリコンランジスタ・タンタルコンデンサ等の温度特性の良い部品を使用している。また検出ヘッド出力の直線性や残留電圧のため、波形ヒズミも極力小さくするよう考慮が払われている。

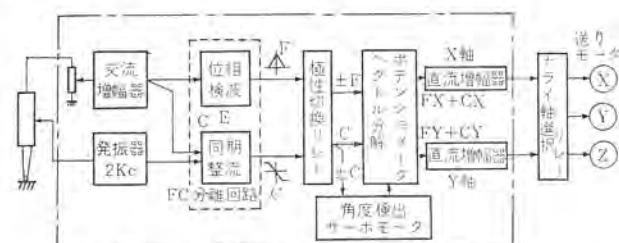


図 3.3 自動ベクトル調整装置 ブロック 図
Fig. 3.3 Block diagram of automatic vector adjuster.



図 3.4 自動ベクトル調整装置 パネル
Fig. 3.4 Automatic vector adjuster panel.

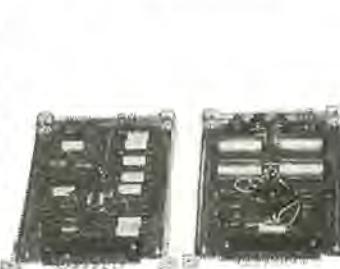


図 3.5 発振器交流増幅器 パネル
Fig. 3.5 Oscillator and AC amplifier card.

3.2.2 交流増幅器

検出ヘッド内蔵している前置増幅器の出力電圧は $\frac{1}{100}$ mm 変位に対し 0.15 V 程度であるので、最終サーボ増幅器を駆動するには 30~40 dB の電力増幅を行なう必要があり、この装置では、このため初段部で電圧増幅、後段部で電力増幅を行なうようにしている。電圧増幅は、シリコントランジスタ 4 段とし 2 段ごとに十分な負帰還を行ない、増幅度の安定化をはかっている。また電力増幅器は、波形ヒズミ・効率などより、温度補償された B 級ラッシュ・ラル增幅器で構成されている。図 3.5 に発振器、交流増幅器カードを示す。

3.2.3 FC 分離回路

FC 分離回路は 図 3.6 に示すとおり、二つの回路からなり、交流増幅器出力を同期整流し、検出ヘッドのバランス点を中心にして外側に変化しているか内側に変化しているかにより、信号が正から負まで変位量に比例して直線的に変化する信号 (C 信号) と前述の交流出力を全波整流しこれに逆極性のバイアスを加え、検出ヘッドのバランス点で最大値となり、いずれの側に変位しても、直線的に減少する三角形状の信号 (F 信号) に分離する働きをしている。この FC 信号の関係を図 3.10-(a) に示す。

3.2.4 ベクトル調整用ポテンショメータ

検出ヘッドからの信号は、FC 二つの信号に分離したのち、F 信号が曲線の接線方向速度、C 信号が法線方向速度となるよう、直交 2 軸の成分にそれぞれ分解しなくてはならないが、この装置ではこの二つの軸成分に分解するのに、近似的に正弦特性が得られるもの、または巻線自体正弦特性を有するポテンショメータを使用している。ポテンショメータの特性としては、必ずしも正確に正弦、余弦の出力がえられなくてもよいが、高速で回転する場合でも極力雑音を発生しないものが望ましい。図 3.7 にベクトル調整装置の外観を示す。また図 3.8 は円周をならう場合、点 (A)→(B)→(C)→(D) または (A)→(D)→(C)→(B) 方向にフィラ接触点が移

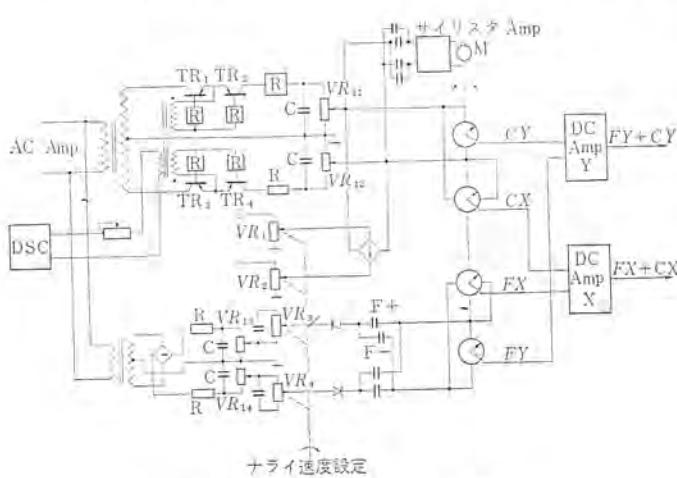


図 3.6 FC 分離回路
Fig. 3.6 Schematic diagram of FC separator.



図 3.7 ベクトル調整用サーボモータ
Fig. 3.7 Servomotor for vector adjuster.

動するにつれて F_x , F_y , C_x , C_y がどのように変化するかを示すもので、円周を時計方向にならう場合と反時計方向にならう場合では、C の極性は同一で F の極性とポテンショメータ回転方向を切換るようにしている。

3.2.5 直流増幅器

直流増幅器はサイリスタサーボ増幅器の前に置かれ、直流増幅とともに $V_x = F_x + C_x$, $V_y = F_y + C_y$ の演算も行なっており、また回路的にはベクトル調整ポテンショメータの直線性を良くするため、入力インピーダンスを高くしている。増幅器の構成は正負入力に対し正負出力が得られるよう、対称にトランジスタを配置したもので、初段はエミッタフォロア接続とし、最終段から電圧帰還をかけている。また温度補償はサーミスター・ダイオードの順方向電圧をうまく組み合わせて行ない、全体としてかなり良い結果を得ている。

3.2.6 角度検出サーボモータ

ベクトル調整用ポテンショメータを駆動するサーボモータは、この装置では小形直流減速モータを使用し、またこのサーボモータ増幅器にはサイリスタを採用している。このサーボモータは必ずしも速い応答は必要でなく、不感帯の極力小さいものであることが望ましい。このため入力ゼロでは、正逆両方向のサイリスタを同じ位相だけ点弧させるようにしている。

図 3.9-(a) に主回路、図 3.9-(b) にサイリスタの点弧状態を示している。これによって電気的不感帯をほぼゼロにしているが、モータが回転するまでにある値以上のトルクを出さなければならぬため、検出ヘッド変位にして $\frac{1}{100} \sim \frac{2}{100}$ mm の不感帯が生じるが、ナライ精度に対し十分小さい値であるので問題になることはない。なおこの装置では、このほかにナライ方向が一目でわかるようにポテンショメータにセルシン発信機を直結し、操作盤内に取り付けた受信機で指示するようにもしている。

3.2.7 感度調整と速度調整

安定なナライ制御を行なうには、閉ループ利得を調整して最適定数に設定しなくてはならないので、交流増幅器感度以外に検

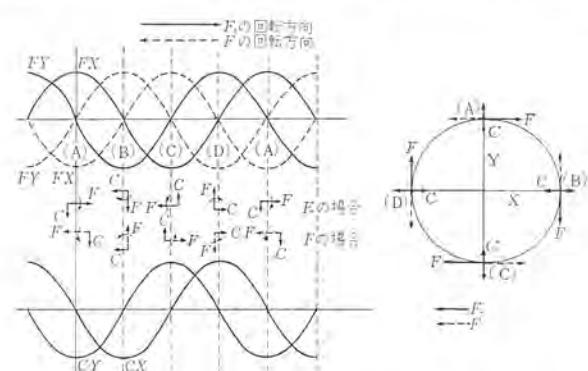


図 3.8 F と C の方向とナライ方向
Fig. 3.8 Directions of F, C and direction of copy.

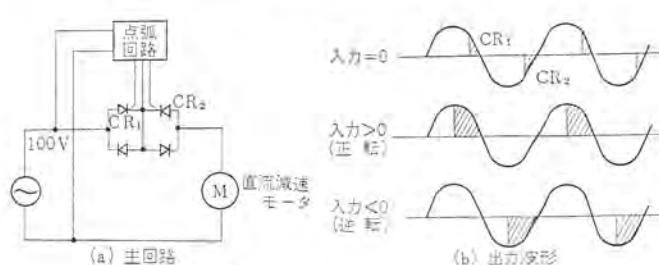


図 3.9 角度検出サーボモータ回路
Fig. 3.9 Servomotor circuit for vector adjuster.

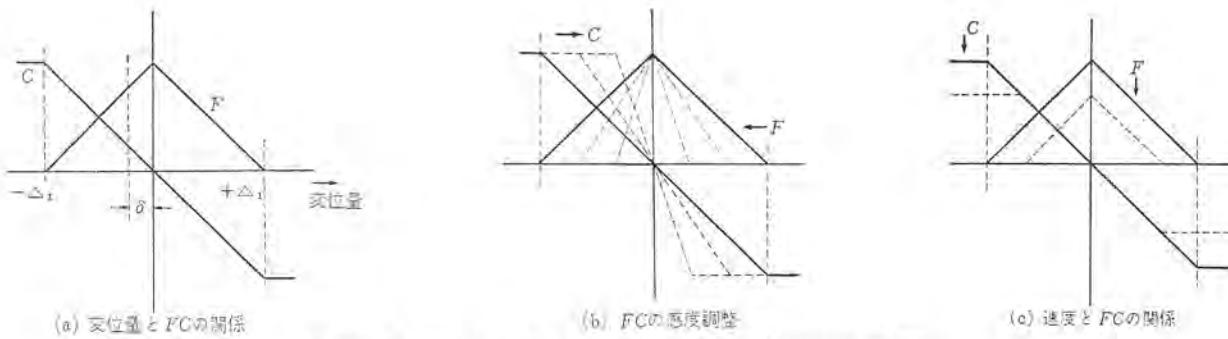


図 3.10 FC の調整 Fig. 3.10 Adjustment of FC.

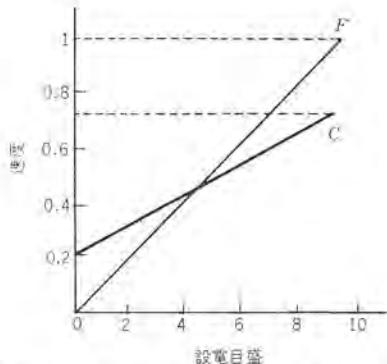


図 3.11 最適制御時における FC の比
Fig. 3.11 FC ratio at optimum control.

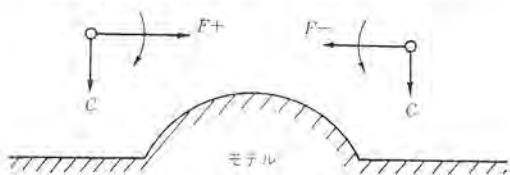


図 3.12 ナライ方向の選択
Fig. 3.12 Selection of copying direction.

出ヘッドの変位に対する FC の割合が独立に変えられるようになる必要があり、この様子が図 3.10-(b) に示されている。このためこの装置においては図 3.6 の VR₁₁, VR₁₂ により C 信号を、VR₁₃, VR₁₄ により F 信号を調整できるようにしている。

一方 ナライ速度の調整は、図 3.6 に示す VR₁~VR₄ を連動させ、図 3.10-(a) に示す F_x, F_y, C_x, C_y の振幅を変えて行なっている。この場合 F と C の変化は図 3.10-(c) のとおり、FC の検出ヘッド変位に対する傾斜を一定にしたまま最大速度を変えるようにしている。したがって FC の飽和する検出ヘッド変位は、低速になるほど小さくなっている過渡時に生ずる誤差を小さくしている。なお、自動ペクトル調整方式においては F 速度に比べ C 速度を小さくしたほうが精度を落とすことなく、安定な制御ができるので、速度設定目盛に対する FC の値は図 3.11 に示すとおり C 信号は F 信号の 50~70% に設定している。

3.2.8 ナライ方向の選択

ナライ方向の選択は図 3.12 からわかるように、その F 信号の方向をあらかじめプリセットすることにより可能で、この場合起動時にもし検出ヘッドがモデルより離れていても、C 信号によって F 信号の方向と直角方向からモデルに接近してくるため、モデル接近方向を別に指示する必要はない。またナライ方向の 180 度転換は F の極性を逆にし、同時に角度検出サーボモータの回転方向を切り換えるだけでよく、簡単である。

3.3 サイリスタ直流サーボ増幅器

ナライ制御用サーボモータは従来油圧式のものが多く使用され、電

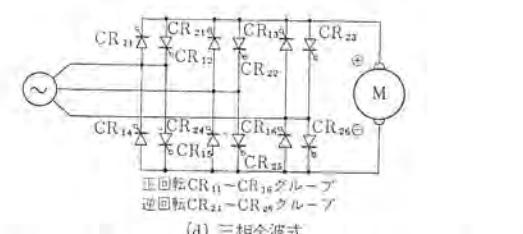
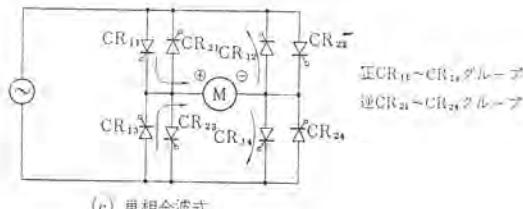
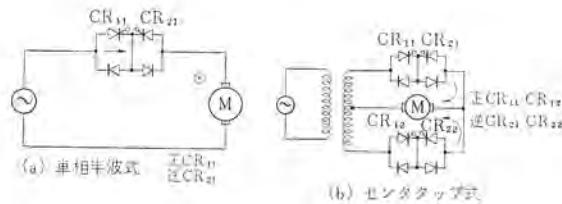


図 3.13 サイリスタサーボ増幅回路
Fig. 3.13 Basic circuit of thyristor servo amplifier for DC motor.

気式ではモータとクラッチによる ON-OFF 式が主流となっていた。しかし近年になって各種半導体素子が開発され、なかでもサイリスタの応用により、大きな電流の制御が可能になってからは電気式連続制御のサーボ系が多くなってきていている。とくにその中で大容量でも最も応答の早い直流サーボモータの電機子制御方式がその大半を占め、当社でも各種この方式で製作しているが、以下ナライ制御用としてのサーボ装置について説明する。

3.3.1 代表的なサイリスタサーボ制御回路

サーボ制御回路は応答性およびサーボモータ容量により、次のように使いわけている。

(a) 単相半波方式 (図 3.13(a))

比較的小容量が小さいサーボ回路で使用し(数 W~100 W 程度)、回路が簡単となり安価であるが平均むだ時間は 1/2 サイクルで最も大きい。

(b) 単相センタップ方式 (図 3.13(b))

(c) の単相全波式にくらべサイリスタの数が少なくなるが、主回路に変圧器を必要とし、しかも変圧器利用率が悪いためあまり大きな容量のサーボ制御回路には適さない。適用サーボモータとしては 100 W~2 kW で、平均むだ時間は 1/4 サイクルである。

(c) 単相全波方式 (図 3.13(c))

中容量 サーボモータに利用され、主回路変圧器を省略でき実用的である。適用サーボモータとしては 500 W~5 kW で、平均むだ時間は 1/4 サイクルである。

(d) 三相全波方式 (図 3.13(d))

大容量 サーボ制御回路は、ほとんどこの方式であり応答性の良いこと、出力電圧の脈動が小さいことなどの利点が多いが、点弧回路が若干複雑になる。適用サーボモータとしては 3 kW 以上で、平均むだ時間は 1/12 サイクルまたは 1/6 サイクルである。

3.3.2 サイリスタ式サーボ制御回路に必要な条件

サイリスタサーボ回路をナライ用に使用する場合には、次のような条件が必要となる。

- (a) たびたびの起動停止や正逆転に耐えること
- (b) 速応性があり、むだ時間は極力小さいこと
- (c) サイリスタ点弧位相制御回路は、正逆転信号のインタロックができる
- (d) 本感帶はできる限り小さいこと

(e) その他サーボ制御回路に限らないが、直流サーボモータのように負荷が逆起電力を発生するものにおいては、駆動電源電圧より負荷電圧が高い位相ではサイリスタの失弧現象があるため、点弧パルスが進みすぎないようにするか、またはあるパルス幅をもったものにすること

3.3.3 点弧位相制御回路

サイリスタ点弧回路としては、各種考えられるが、ナライ用に使用

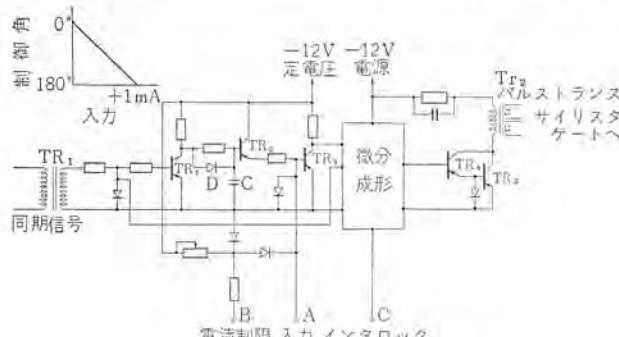


図 3.14 サイリスタ点弧回路
Fig. 3.14 Thyristor firing circuit.

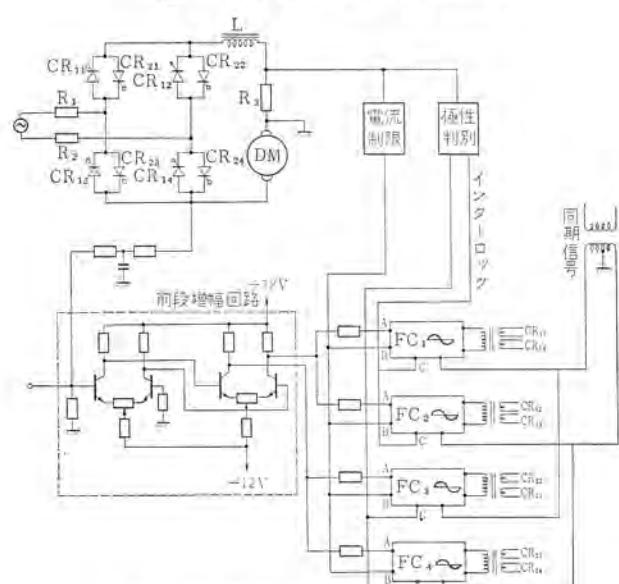


図 3.15 単相全波静止レオナード回路
Fig. 3.15 Block diagram of static Leonard with thyristor (single phase).

しているものでは、前述のとおり確実にパルス幅を作るため図 3.14 に示すトランジスタによるパルス幅変調式を採用している。その原理は図 3.14 のように、トランジスタ TR₁ と TR₂ でキヨ歯状波を作り、これを A 入力端子からの正の制御入力と比較して TR₃ によりパルス幅変調を行ない、このパルスで TR₅ を駆動しパルストランジスタ TR₂ の二次巻線に点弧パルスを発生させるようにしている。

パルス幅は 50 c/s のときの電気角 60 度、約 4 m sec としている。C 端子は点弧パルスをインタロックするための入力部で、正転グループと逆転グループのインタロックに使用している。なおこの点弧回路は、半サイクルのみパルス位相制御するもので可逆の場合、単相全波で 4 組、三相全波では 6 組必要とする。

図 3.15 に単相全波回路に、また図 3.16 に三相全波回路に応用した場合のブロック図を示す。なお図 3.17 は、この点弧回路ユニットの外観を示している。

3.3.4 前置増幅回路

前項で述べた点弧回路は、制御入力 0~1 mA の変化に対し、点弧位相が 0~180 度変わるようにになっている。したがって速度帰還を行なう回路では、ループゲインを大きく取ることができないため、誤差信号増幅器を別に設けている。この増幅器はドリフトが極力小さいこと、入出力の直線性の良いこと、正負の入力に対し出力が互いにインタロックできることなどを考慮し、シリコントランジスタを使用した差動増幅器 2 段で構成されている。

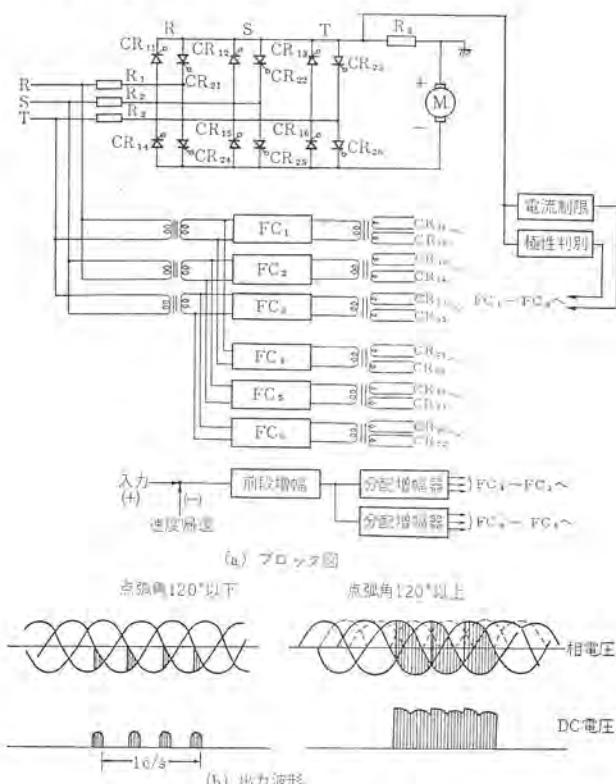


図 3.16 三相静止レオナード回路
Fig. 3.16 Block diagram of static Leonard with thyristor (three phase)



図 3.17 点弧回路ユニット
Fig. 3.17 Firing circuit unit.

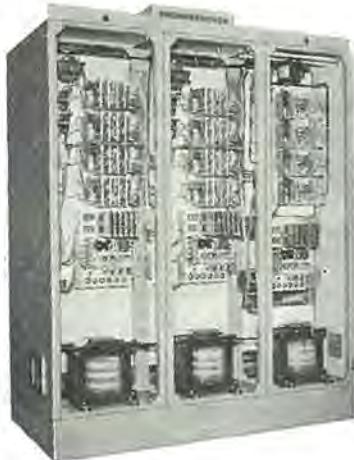


図 3.18 2 kW サイリスサーボアンプパネル（3台分）
Fig. 3.18 2 kW thyristor servo amplifier panel (included three set).

3.3.5 単相全波、三相全波可逆式サーボ増幅回路

図 3.15 に単相全波式の回路が示されているが、この場合図のように、主回路を構成する ブリッジ の各四つのアームにサイリスタを並列に接続し、正転時は $CR_{11} \sim CR_{14}$ のグループに FC_1, FC_2 から点弧パルスを、また逆転時には $CR_{21} \sim CR_{24}$ のグループに FC_3, FC_4 から点弧パルスを印加することによって制御を行なっている。また電機子にそう入された抵抗 R_3 により電機子電流の方向を検出し、極性判別回路を介して FC_1, FC_2, FC_3, FC_4 の C 端子にインタロック信号を送り、外乱などによる同時点弧を防ぐようしている。抵抗 $R_1 R_2$ はサイリスタ素子の過電流保護抵抗で、そのほかに定常時モータの過負荷を保護する電流制限回路が別に設けられている。

一方図 3.16(a) には、三相全波の場合の回路が示されている。この場合 点弧回路が 6 個になっているが、原理的には単相全波式と同じで、またこの装置では制御回路を簡単にするために図 3.16(b) のように 13 サイクルの間隔でサイリスタを点弧する方式をとっている。

図 3.18 は 2 kW 用の外観を示すものである。

3.3.6 サーボ増幅器の感度

サーボ増幅器の感度は、ナライの最終特性を大きく左右するため、十分注意する必要がある。不感帯は前段増幅器入力に換算して約 $\frac{1}{100} \sim \frac{2}{100}$ mm となっており、前述の角度検出サーボ特性も考慮すると、定常時で $\frac{5}{100}$ mm 以下のナライ精度をうることが容易となる。

3.4 ナライシーケンス回路

ナライシーケンスは、もちろんそのナライ切削のモードによって決まり、簡単なものではとくにシーケンス回路を必要としない場合もあるが、現在のナライ機はほとんど自動化されており、これによってシーケンス回路も複雑になっている。

図 3.19 にこの装置で可能な標準ナライモードが示されている。これから自動シーケンス回路としては、ある限られたシーケンスの繰り返しのみを行なうものでよく、したがってこの回路としては 1 個の リングカウンタ と、いくつかの入力信号によってこれらのシーケンスと同期して、出力の切り換えを行なう論理回路があればよいことがわかる。この装置では、この リングカウンタ として一方向ナライから考えて最大 5 進のものを使用し、往復ナライ・輪郭ナライでは、5 進を 4 進にして共用している。またシーケンス切換入力としては、ナライモードとその初期駆動方向を選択する切り替えスイッチ、各自動シーケンスでシーケンス切換信号を出すための ナライストローク リミットス

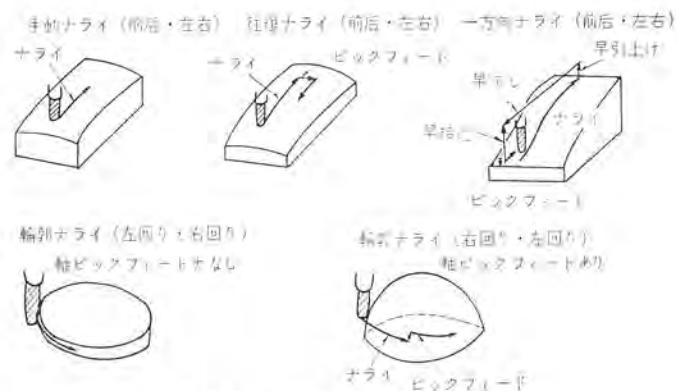


図 3.19 二次元ナライ標準モード
Fig. 3.19 Standard two-dimensional copying mode.

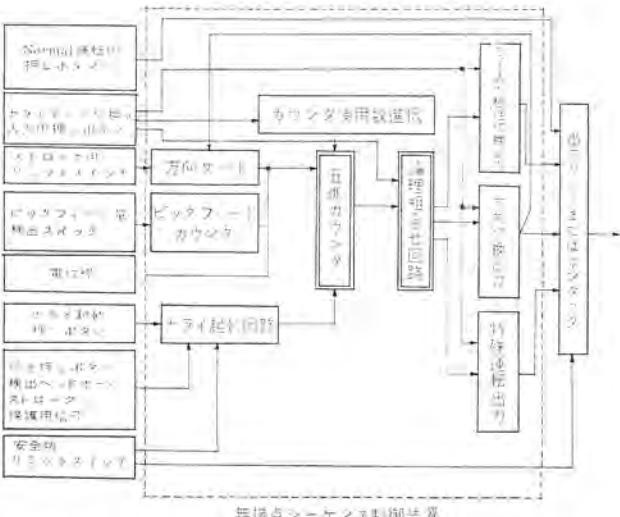


図 3.20 ナライシーケンス構成図
Fig. 3.20 Block diagram of copying sequence.

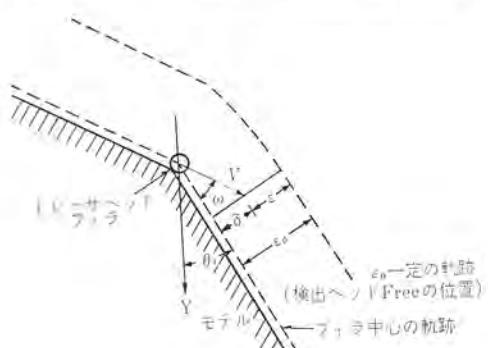


図 3.21 角度入力
Fig. 3.21 Angular input.

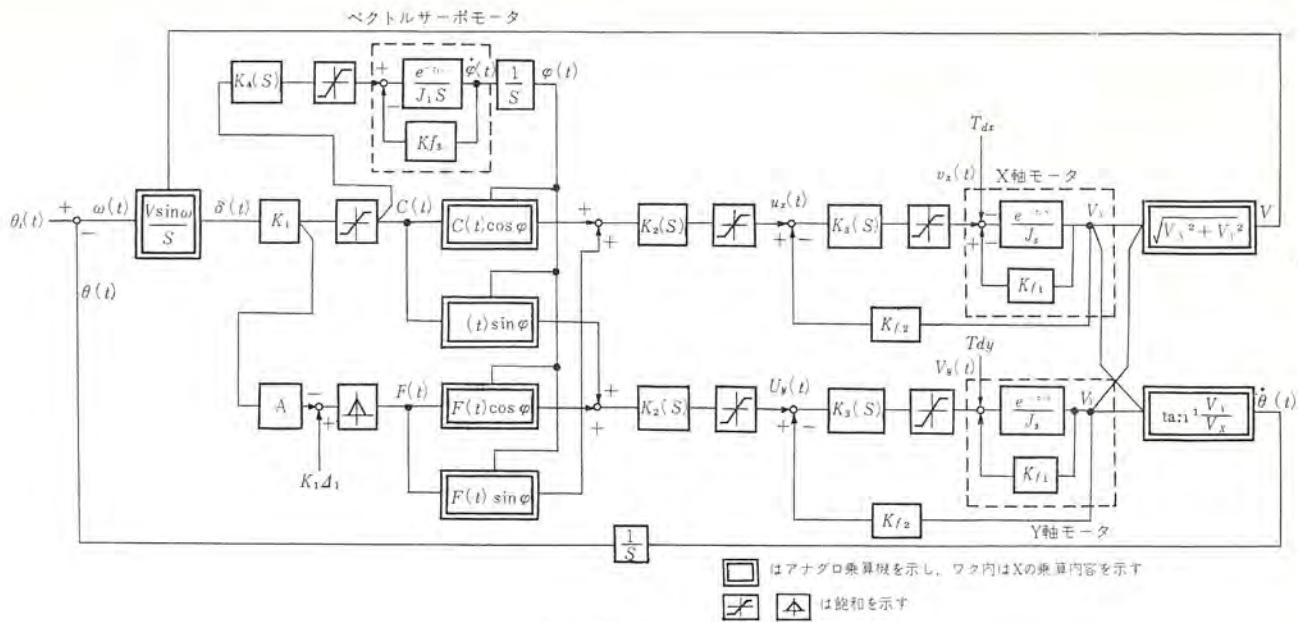
イッチ・ピックフード送り量を規定するタイマまたはカウンタから構成されている。なお、この装置ではこれらの リングカウンタ および論理回路等のシーケンス回路の主要部は、すべて半導体を使用した無接点スイッチを使用し、安定で確実な動作を行なわせるようにしている。図 3.20 は、その概略構成図である。

またこの装置では、モデルのストローク規制が曲がっている場合、リミットスイッチの代わりに導電性の電位線をモデルにひりつけて簡単にストローク信号を取り出すこともできるようにしている。

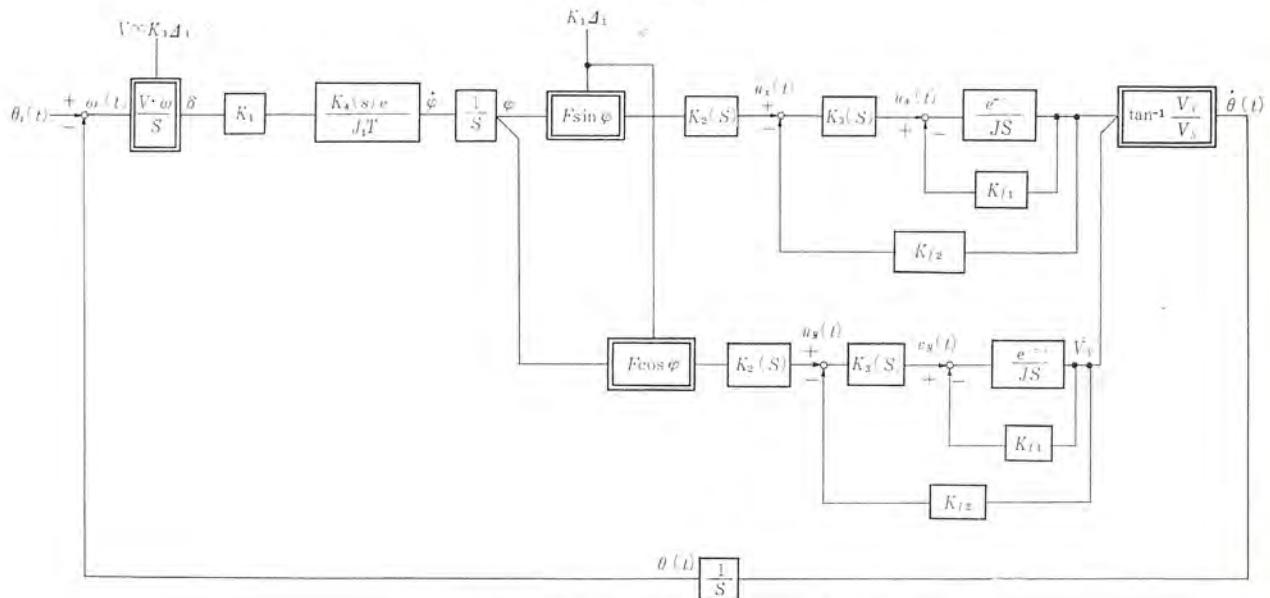
3.5 二次元ナライのブロック図

以上 この装置についてその概要を述べてきたが、次にこの方にもとづく二次元ナライの制御ブロック図について考えてみる。

図 3.22(a) にそのブロック図を示す。なおこのときの入力信号と

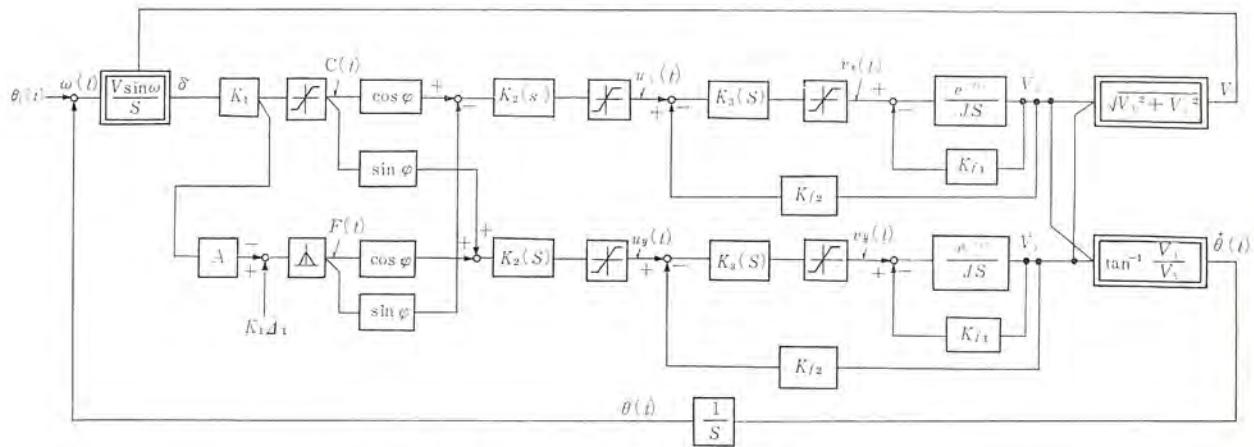


(a) ブロック図



(注) 正常状態では、 $\sin \omega$ をまた $C \ll F$ 、 $V = \text{Constant}$ を考えて、ある

(b) 定常状態におけるブロック図



(注) 遷移状態では、 φ は変化せず一定と考えられる(図(c)で K_4 小のため)

(c) 遷渡状態におけるブロック図

$\theta_i(t)$ 入力信号	$F(t)$ 接線方向出力	J 単位法による主モータ時定数	Kf_2 PG フィードバック伝達関数	$C(t) = K_1 \delta$
$\theta(t)$ 出力信号	A 絶対値関数出力	J_1 単位法によるベクトルサーボモータ時定数	Kf_1, Kf_3 電動機系への反作用	$F(t) = K_1 (\delta - \delta)$
ε_0 基準偏差(修正量)	$(\delta K_1 > 0 \quad A = +1)$	$K_2(s)$ 前段増幅器伝達関数	$\frac{1}{V} \cdot \frac{d\delta}{dt} \sin \omega$	$\dot{\theta} = \tan^{-1} \frac{V_y}{V_x}$
ε 偏位置量	$(\delta K_1 < 0 \quad A = -1)$	$K_3(s)$ 出力増幅器伝達関数	T_d 外乱トルク	$\omega(t) = \dot{\theta}(t) - \theta_i(t)$
$\varepsilon - \varepsilon_0 = \delta$	$u(t)$ 前段増幅器出力	τ_{1+2} 等価むだ時間	$V = \sqrt{V_x^2 + V_y^2}$	
$C(t)$ 誤差(位置)補正出力	$v(t)$ 出力増幅器出力			

図 3.22 ナライ制御(二次元)ブロック図

Fig. 3.22 Block diagram of two-dimensional copying system.

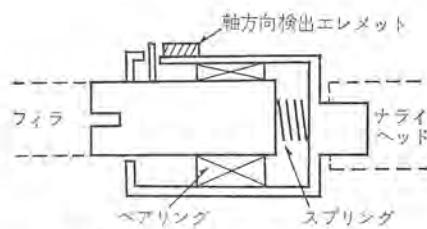


図 3.23 三次元ヘッド
Fig. 3.23 Three-dimensional tracer attachment.

しては、図 3.21 のように フイラ径が十分小さいと考えた場合のモデル接線方向角度（モデル接線方向の Y 軸に対する角度）が使用されている。図 3.22(b) はその定常状態、(c) はその過渡状態を示したものである。

これからこの二次元ナライの制御系は、大きな二つの主フィードバックループすなわち V と $\theta(t)$ をもち、しかもその制御誤差 δ が、この積の積分値になると言う特長をもっていることがわかる。

したがって、この制御系で過渡状態における δ をできるだけ小さくするには補償要素を含めて全体の系の $\theta(t)$ の変化を大きくとるか、または V を過渡的に小さくしてやることが必要となる。この場合、 $\theta(t)$ と V はブロック図からわかるように $\theta(t)$ が V_x 、 V_r の $\frac{1}{S}$ であるのに対し V はそのままフィードバックされ、また後述のように定常状態における安定性から、 V を変化させたほうがよい。このため、この装置では前述のように、 F と C の出力比を約 1/2、また F 出力をバランス点から変位したとき減少するようにして過渡的な変化の場合の誤差を少なくするようにしている。

一方、定常状態について考えてみると、もちろん図 3.22(b) のブロック図で安定であることが必要条件となるが、この図からみて補償要素を入れても相当 ループゲインを下げなければ、この制御系は安定にならないことがわかる。しかし定常状態で考えられる $\theta_i(t)$ の変化は、フイラ径から考えて、あまり大きな値になりえないことおよび実際には $\theta_i(t)$ にランダム入力がはいったとしても、図 3.22(b) では示されていない C 入力による $\theta(t)$ の補正があることから考えて、ループゲインを小さくしても誤差 δ は高々過渡的誤差の半分以下で、これによってこの制御系は精度を犠牲にせず安定なナライが可能となり、またこの場合 フィードバックループは $\theta(t)$ のみであるので $\theta_i(t)$ の変化が少ない平らな面では、 F による速度をかなり上げることが可能となる特長を生ずることがわかる。本装置では K_4 を小さくしてこの特性をうるようにしている。

なお、これらのブロック図の実際的な数値解析については、次の機会に発表する予定で、今回はこの程度にとどめた。

3.6 三次元ナライ

三軸同時制御による三次元ナライは、初めに述べたように通常は深さ方向制御の輪郭ナライのときを使用される。したがってこの場合には、検出ヘッドとして 3.1 節に述べた形式のものでは、差動トランスの出力として 2 方向の信号しか取れないため、さらに軸方向の動きを検出すための装置が必要となる。本装置では、このため通常使用されているヘッドに図 3.23 のような特殊な軸方向検出装置をアタッチメントとして取りつけることにより、簡単に同時三次元ナライができるようになっている。ただしこの場合、アタッチメントのスプリング圧と検出ヘッドのそれによって三軸同時三次元ナライの行なえる範囲には制限があり、標準的なものでは輪郭の壁 60 度以上、底の角度 30 度以下となっている。なお現在これらが一体になったヘッドも開発中である。

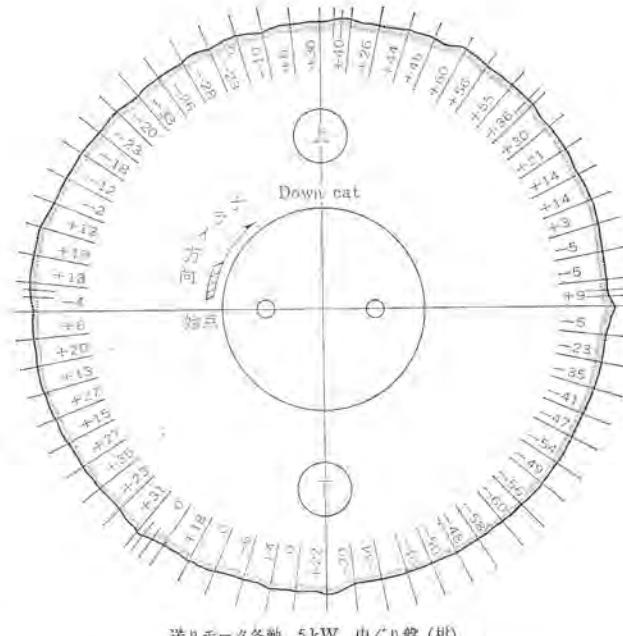


図 4.1 ナライ切削精度 (単位 1/1,000)
Fig. 4.1 Copy accuracy (external profile copy).

カッタの材質・形状・および方法	KMC2ボールエンドミル φ3.175mm	KMC2ボールエンドミル φ3.175mm
フィラーの材質・形状・寸法	S55Cボールミラ30.70φ	S55Cボールミラ30.70φ
主軸回転数 (r.p.m.)	280	280
ナライ速度 (mm/min)	200	200
切込量 (mm)	1	1
切削モード	表面一方向 カッタ往復ナライ	表面一方向 カッタ往復ナライ
ピッタフォード量 (mm)	5	5
ナライ軸	クロスレール・テーブル	クロスレール・ テーブル
被切削材質	FC20	FC20
最大誤差 (mm)	0.03	0.04
モデル形状		
	(左) 送りモータ各軸 W1:W2:W3 にて中ぐり盤	(右) 送りモータ各軸 W1:W2:W3 にて中ぐり盤

図 4.2 ナライ切削精度
Fig. 4.2 Copying accuracy (surface copy).

4. 切削性能

この装置を使用した場合のナライ切削性能は、これと組み合わせる機械本体によって異なるが、今まで納入したものについて、その切削例を図 4.1、図 4.2 に示す。いずれも良好な結果をえ、これよりナライ性能としては、駆動モータが 2 kW 程度の直流モータを使用したナライ機で総合精度として（過渡的エラーを含み）

100 mm/min 送り 0.1 mm 以下 200 mm/min 送り 0.2 mm 以下定常的には、この値の半分以下をうることが可能となっている。なお三菱重工製 MIB 機では送りモータにとくに小形につくられた 5 kW のものを使用することによって、大形機であるにもかかわらず同上の精度を得ることができ、また平坦面では 600~700 mm/min の送りで 0.1 mm 以下の精度で安定なナライを行なうこともできた。

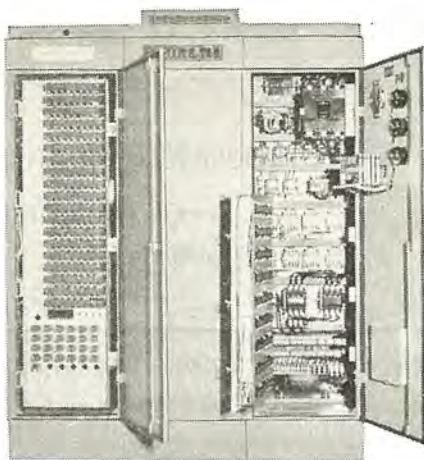
5. むすび

以上説明したこの装置の特長をあげると次のようになる。

1. Error constant, Speed constant の連続式三次元ナライ
2. 象元切換なしの自動ベクトル調整装置によるナライ



箱外観



箱内部

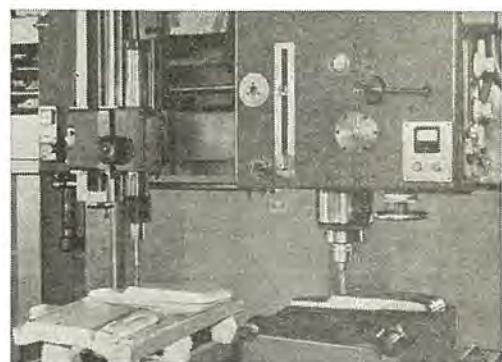
図 5.1 MELDAS 2200形制御箱 (三次元用)
Fig. 5.1 Front view of control box.

図 5.2 立て中ぐり盤による本装置を使用した二次元ナライ (トレーサ部詳細)

Fig. 5.2 Two-dimensional copy using the apparatus for vertical boxing machine.

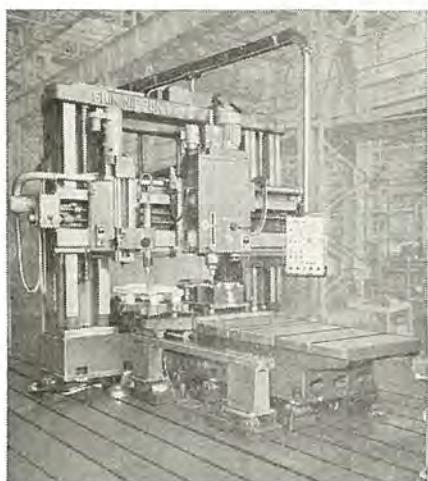


図 5.3 立て中ぐり盤による二次元ナライ (新日本工機納入)

Fig. 5.3 Two-dimensional copy for vertical boxing machine.

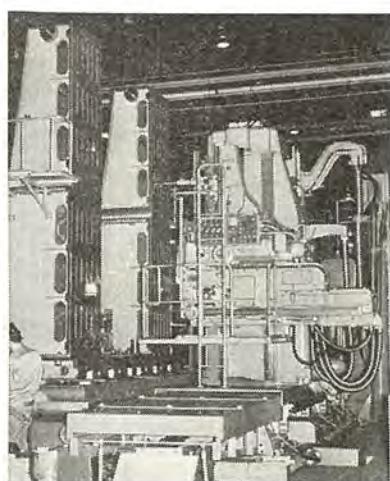


図 5.4 MIB機による二、三次元ナライ (三菱重工広機納入)

Fig. 5.4 Two and three-dimensional copy for MIB machine.

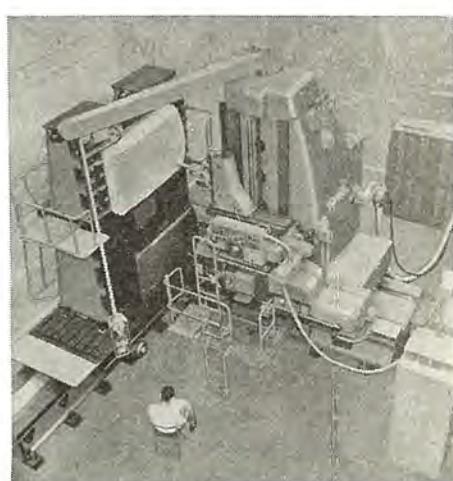


図 5.5 MIB機による二次元ナライ (三菱重工広機納入)

Fig. 5.5 Two-dimensional copy for MIB machine.

表 5.1 納入実績表

適用機械名	注文先	納入先	台数	制御方式	送りモータ容量
CWC フライス中ぐり複合工作機 PK 80 立て中ぐり盤	三菱重工広機 新日本工機	本田技研、いすゞ自動車 日産自動車他	19 17	連続式、ON-OFF式、2,3次元 連続式、2次元	5kW×3台 { 1.2kW×2台 { 2kW×1台
PK-120	"		4	" 2,3次元	{ 1.2kW×1台 { 2kW×1台 { 2kW×1台
PK-200	"		1	" "	{ 1.2kW×1台 { 2kW×1台 { 3kW×1台 { 1.1kW×1台
VTM形ブランミラー ダクタイル鋼管切削機 ターニング旋盤 ブレーナ DAT形旋盤 Z形フライス盤	寿工業 大同機械 OM製作所 久保田鉄工 プレス工機 新潟鉄工 豊田工機	山川工業他 久保田鉄工 三菱電機長崎 プレス工機	2 3 1 1 1 1	" ON-OFF式、2次元 連続式、2次元	2.2kW×2台 一軸油圧・サーボ

3. 平坦な面での高速ナライ

4. 自動ペクトル調整装置はON-OFF式にも適用可能
5. 簡単な機構にもとづく安定な検出ヘッドの使用
6. 無接点式で信頼性の高いシーケンス回路

一方現在までの納入先としては、表5.1に示すとおりで、今後さらに需要が見込まれている。なお図5.1～5.4はその一例として制御装置およびこの装置を使用したナライ機である。

以上、当社で開発した二次元ナライ機について発表してきたが、最後にこの開発にあたり、工作機メーカーおよび鎌倉、名古屋製作所の関係者各位より多大なご協力を得たことに深謝する次第である。

参考文献

- (1) 馬場、小島：工作機械の多次元ナライ制御、機械の研究第17卷1号
- (2) 馬場：機械工作における自動制御、自動制御技術(5) 1962

強磁性蒸着薄膜記憶装置

竹内 守久*・蒲生 容仁**・上坂 達生*

Evaporated Magnetic Thin Film Memory

Sagami Works Morihisa TAKEUCHI • Tatsuo UESAKA
Kamakura Works Yoshimi GAMOW

Magnetic thin films of 80 Ni-20 Fe alloy with the dimensions of $1.2\text{ mm} \times 2.0\text{ mm} \times 1000\text{ \AA}$ have been prepared by evaporation on a glass substrate of $75\text{ mm} \times 75\text{ mm} \times 0.2\text{ mm}$ in size. All the films are given uniaxial anisotropy of a certain common direction with H_c of 2.5 Oe and H_k of 3.5 Oe through the application of magnetic field to the film during the evaporation and annealing. Sixteen pieces of the film plates being set in a high speed thin film memory has been constructed for trial.

This memory has the following specification, capacity 256 words \times 52 bits, word drive current 400 mA, digit drive current (information) 160 mA, output voltage $\pm 1\text{ mV}$ and switching time 10 nanosec.

1. まえがき

電子計算機の記憶装置は高速化の要求に伴ない、種々のタイプのものが考えられた。そのうち磁性材料を使用するものとしては、蒸着や電着などの方法によって作られる金属磁性材料の薄膜が非常に有望視されている。蒸着による磁性薄膜は、一般にガラスなどの平面基板上に一定の方向に単軸異方性を持つように蒸着し、その磁化容易方向に語駆動線をはり、磁化困難方向に情報線とセンス線をはる。そしてその交点の真下に磁性薄膜がくるようになる。このように配置して語配列方式で駆動する。

平板状の磁性薄膜素子では、磁気回路が開いているため、外部磁界による影響を強くうける。またメモリとしての出力が小さいなどの欠点を持つが、非常に高速で磁化反転できるという利点がある。このような形の高速記憶装置を作成するため、一軸異方性を持たせた均一性のよい蒸着磁性薄膜を作成し、また回路的にも種々改良を行なった結果、ピット密度が高く、駆動電流が比較的小さくてすむ 256 語 52 ビットの高速メモリ装置を試作したので報告する。

2. 蒸着磁性薄膜

2.1 概要

記憶素子用蒸着磁性薄膜は $75\text{ mm} \times 75\text{ mm} \times 0.2\text{ mm}$ 厚の下地ガラスに $1,000 \sim 2,000\text{ \AA}$ の厚さに蒸着によって鉄ニッケルの合金薄膜を着けたもので、メモリとして使う目的上、蒸着時にマスクをかぶせて、 $2.0\text{ mm} \times 1.2\text{ mm}$ の大きさの長方形の独立した膜を 32×26 ドット着けている。(図 2.1 参照) 各膜は一方向にそろえて一軸異方性を与えており、その保磁力 H_c 、異方性磁界 H_k の大きさは、 10 kOe の B-H ループで測定しそれぞれ約 2.5 Oe および 3.5 Oe である。下地の基板を通して膜に加わるいろいろの応力に対して、磁気特性の変化ができるだけ小さくするため磁歪(歪)定数 $\lambda=0$ の組成、すなわち、ニッケル 81.3%、鉄 18.7% の組成の膜を使用している。

2.2 記憶素子用蒸着磁性薄膜作成法

作成法については、すでに本誌においても一部報告されているが⁽¹⁾⁽²⁾⁽³⁾、薄膜の磁気特性の均一性を向上させるため、いろいろの点を改良して図 2.2 のような方法で行なっている。素材の電

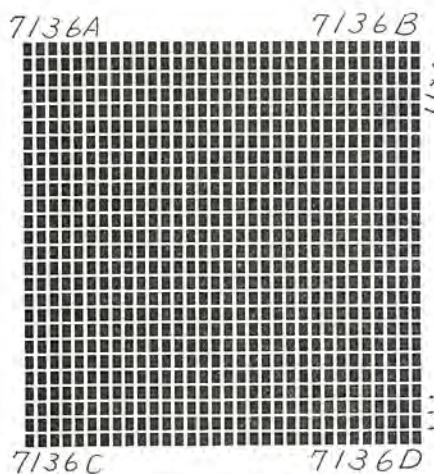


図 2.1 メモリ用蒸着薄膜のパターン (32×26 ドット)
Fig. 2.1 The pattern of magnetic thin films for memory.

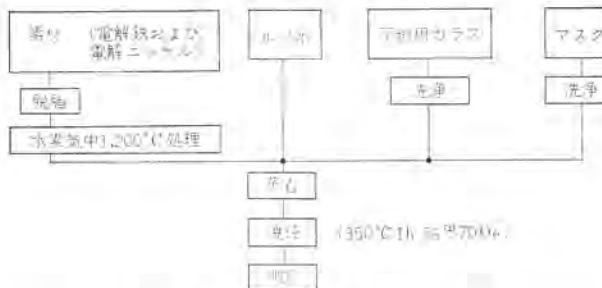


図 2.2 薄膜作成の工程
Fig. 2.2 Process of thin film preparation.

解鉄および電解ニッケルの合計は約 250 g、ルップは外側マグネシア、内側ジルコニアの 2 重ルップを使用している。下地は顕微鏡用カバーガラスを用い、マスクは 0.1 mm 厚の Mo のマスクを用いた。蒸着装置および下地、マスクの洗浄法については詳しく報告されているので省略する⁽¹⁾⁽²⁾。蒸着は蒸発源合金の温度が一定になり、蒸発が安定状態になってから行なっており、蒸着中の真空度は約 $2.5 \times 10^{-6}\text{ mmHg}$ 、蒸発源一下地間の距離は約 350 mm、下地温度は約 230°C である。また一軸異方性を膜に与えるため蒸着中下地面内に約 30 Oe の磁界をかけた。

蒸着中膜に与えた一軸異方性をさらにそろえるため同じ方向に約 70 Oe の磁界を加えて、真空中で 350°C 1 時間の焼純を行なった。

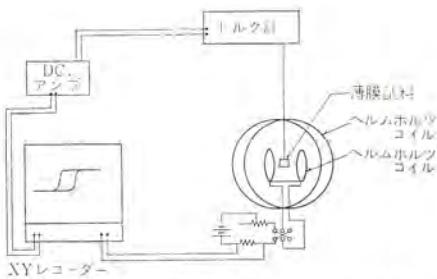


図 2.3 直流 B-H ループトレーサ
Fig. 2.3 Blockdiagram of static B-H loop tracer.

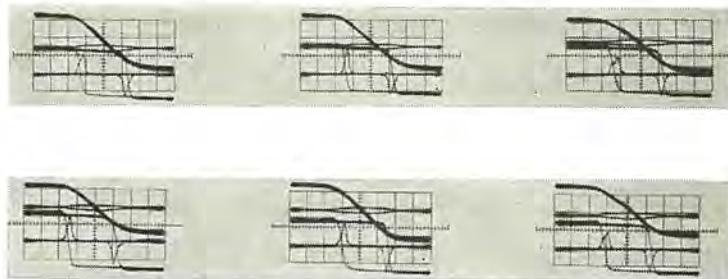


図 2.5 10 kc 交流 B-H ループの測定結果
Fig. 2.5 Typical 10 kc AC, B-H loop.

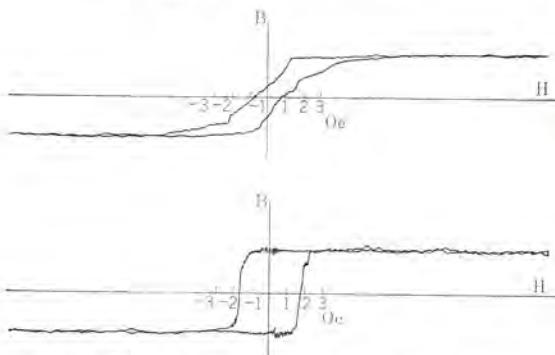


図 2.4 直流 B-H ループの測定結果
Fig. 2.4 Example of static B-H loop.

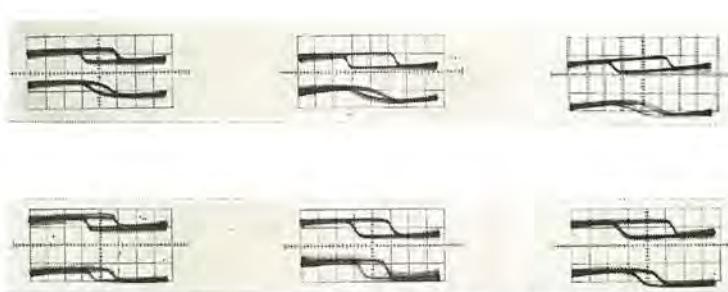


図 2.6 一軸異方性の強くない試料の B-H ループ
Fig. 2.6 B-H loops of rather isotropic samples.

2.3 薄膜の磁気特性

上記の方法によって作成した膜の磁気特性を 10 kc 交流 B-H ルーパー、直流 B-H ループトレーサーを用いて測定を行なった。交流 B-H ループトレーサーについては、すでに報告したが⁽¹⁾、直流 B-H ループは、薄膜の断面積がきわめて小さく、磁束の絶対量が非常に少ないため通常の方法では測定することはできない。方法としてはカーポー効果を利用した方法と、トルク計を利用した方法とが考えられる。ここでは図 2.3 のように磁気トルク計を利用して直流 B-H ループを求めた。

すなわち通常のトルク計に薄膜試料を膜面が鉛直方向を向くようにつるし、これに水平面内で膜面に垂直に弱い磁界をかけておき、それと直交する水平面内で、膜面方向の磁界を変化させて膜の磁化状態を変え、膜端に現われる磁化と、膜面に垂直にかかっている磁界との相互作用で発生するトルクを検出して磁化の大きさを測定した。この方法の特長はカーポー効果の方法と異なり磁化的絶対値を知ることができる。しかしながらカーポー効果によるような磁区を見ることはできない。図 2.4 に薄膜の直流磁気ヒステリシスループの一例を示す。

今回のメモリに使用した膜は、10 kc の交流 B-H ループで H_c が約 2.5 Oe、 H_k は約 3.5 Oe、直流 B-H ループでは H_c が約 1.8~2.0 Oe のものである。測定結果の数例を図 2.5~2.6 に示す。参考例に示した一軸異方性のはっきりついていない膜(図 2.6)は、後に述べる記憶特性があまりよくない。すなわち一軸異方性のはっきりついた膜(図 2.5)に比べて磁化が周囲のジョウ乱の磁界により簡単に変わってしまう。したがってメモリとして使用する膜はすべて図 2.5 のようにはっきりと一軸異方性のついた膜でなければならない。なお図 2.4 に示した膜は図 2.5 に示した膜と同種類の膜であるが、保磁力の違いは測定周波数によるものと思われる。

3. 記憶特性の測定

3.1 測定法

蒸着によって作られた素子が記憶素子として十分な特性を備えているかどうかは、素子を実際の使用条件と等価な条件で駆動してテストするのが最も直接的であり確かな方法である⁽⁴⁾⁽⁵⁾。この考えにもとづき蒸着された素子をテスト用のスタックに組込み図 3.1 に示すパルス列で駆動してその出力電圧を測定する。まず書き込み語駆動パルス W_1 と情報パルス D_1 とで “1” を書き込み、これを読み取り語駆動パルス R_1 で読み出す。このときの出力電圧のピーク値を v_1 とする。つぎに W_2 と D_2 によりふたたび “1” を書き込み、今度はこれに妨害を加える。すなわち、左右の隣接する語駆動線にそれぞれ妨害語駆動パルス DW_1 , DW_2 を加え、同時に情報線に “0” 方向の妨害情報パルス DDO を加える。 DDO の数 N_D は約 6,000 であり、 DW_1 と DW_2 の数はともにその半分である。この妨害を受けた “1” を R_2 で読み出す。このときの出力電圧のピーク値を v_{1d} とする。続いて極性を反転して同様の駆動を行ない、妨害を受けない “0” 出力: v_0 と妨害を受けた “0” 出力: v_{0d} を得る。以上でテストの 1 サイクルを終わるわけである。語駆動パルスと妨害語駆動パルスの振幅、および上記 N_D はあらかじめ決められた適当な値に固定し、情報パルスの振幅 I_D を各サイ

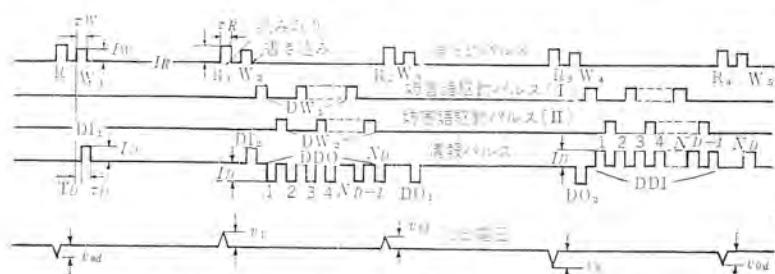


図 3.1 記憶特性測定装置の駆動パルス列と読出電圧
Fig. 3.1 Pattern of write and read pulses.

クルごとに0から適当な値まで階段状に変化する。横軸に I_D をとり、縦軸に v_1 , v_{1d} , v_0 , v_{0d} をサンプリングホールドした値をとってグラフ管で特性を直視する。

1枚の下地ガラスに蒸着された832個のドットからランダムに選ばれた36個のドットについて上記の測定を行ない、波形を撮影したものが図3.4である。図3.2によりその見方を説明する。 I_D が小さいところでは書き込みが十分行なわれないため、出力電圧はすべて小さい。しかし容易軸が片寄っていると、情報電流の小さいとき、その片寄りの方向への書き込みが行なわれるから比較的大きな出力電圧が現われる。 I_D が大きくなるにしたがい v_1 , v_0 , v_{1d} , v_{0d} ともに大きくなり、 I_D が I_{D1} に達するとほぼ飽和する。

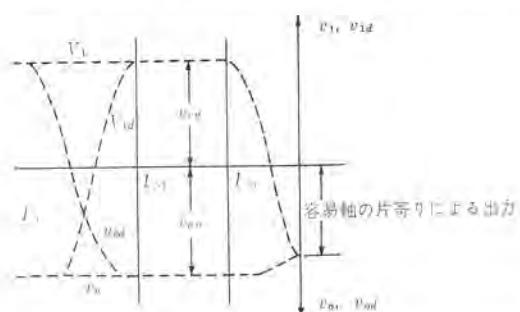


図3.2 記憶特性測定装置の直視波形の説明
Fig. 3.2 Explanation of the pattern of film tester.

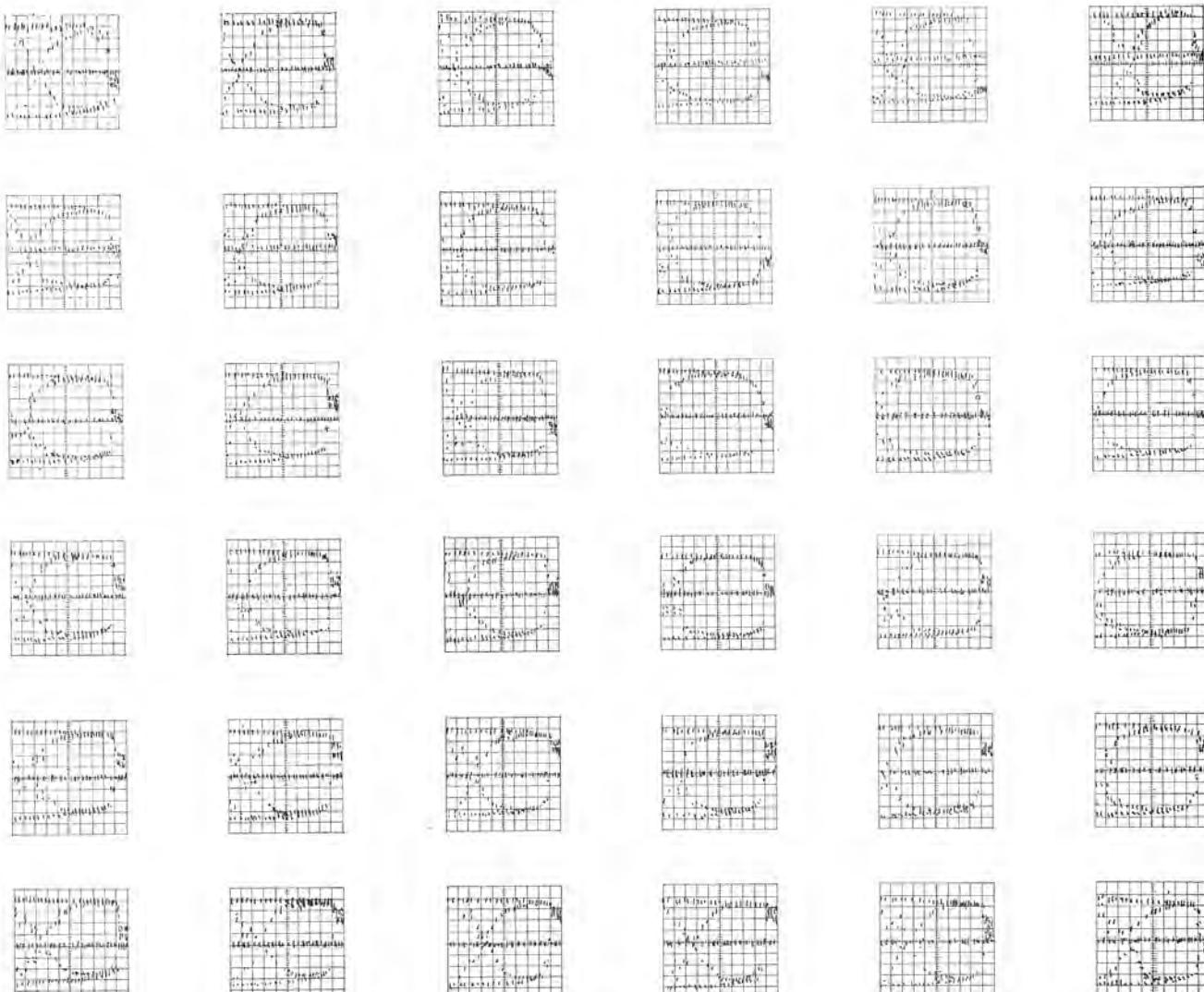


図3.4 記憶特性測定結果 (タテ: 相対値, ヨコ: 50 mA/div)

さらに I_D が大きくなり I_{D2} に達すると妨害の影響のため v_{1d} , v_{0d} は小さくなり、 I_D の増加とともに v_{1d} は v_0 に、 v_{0d} は v_1 に近づく。記憶素子としては I_{D1} が小さく I_{D2} が大きいこと、また v_1 , v_0 の最大値 v_{1M} , v_{0M} が大きくかつその大きさが等しいことが望ましい。さらに同種のメモリに使用するものについては、上記の値がそろっていることが必要である。

3.2 測定装置

上記の測定を行なう測定装置は図3.3に示すように ①160kc パターン発生部 ②階段状電圧発生部 ③4Mc パターン発生部 ④同期回路 ⑤駆動電流増幅部 ⑥出力電圧検出指示部よりなる。

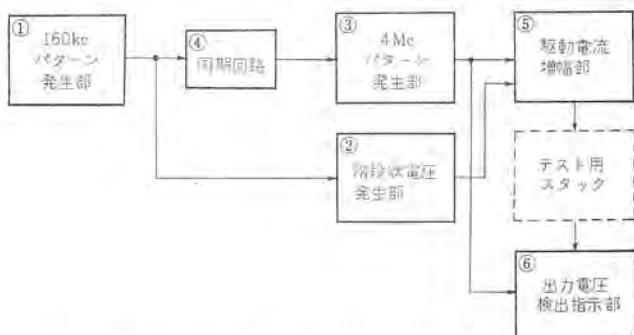


図3.3 記憶特性測定装置の構成
Fig. 3.3 Block diagram of film tester.

この装置で 160kc と 4Mc の二つの繰返し周波数のパルス列を使用しているのは、妨害パルスの数を多くするのに周波数の高いパルス列を、比較的長い時間のゲート信号でゲートする必要があることと、妨害を加えないときでも、書き込みと読み出しの時間をずらせて書き込みにおける大きな雑音の影響が、読み出しに及ぼないようにするのに便利なためである。 160kc のゲート信号は同期回路により 4Mc のクロックに同期されて、 4Mc のパルス列を制御している。

妨害情報パルスの数 N_D はロータリスイッチにより 160kc のカウントの上限を変えることにより、最小 24 個から最大約 8×10^5 個まで 2 倍とびに 16 段階に切り換えられる。書き込み語駆動パルス、読み取り語駆動パルス、妨害語駆動パルスはそれぞれ独立に $0 \sim 1.4\text{A}$ の範囲で連続的に可変であり、情報パルスはゼロから 500mA の範囲で可変である。妨害情報パルスの振幅は常に情報パルスの 1.2 倍となっている。これらのパルスはいずれも測定の 1 サイクルに 1 ステップの割合で階段状に変化させることができる。このステップ数は 33 であり、ブラウン管上には水平方向に 33 ドットの測定点が得られる。各電流値について基準点を含めて 5 点が指示される。(図 3.2 参照) また被測定試料の仕様により、階段状変化の範囲は上記可変範囲の $2/3$ または $1/3$ にすることも可能である。

3.3 測定結果

図 3.4 に測定結果の一例を示す。前述のように 1 枚の下地ガラスに蒸着された 32×26 個のドットから 6×6 個のドットをランダムに抽出し、それらについてブラウン管上の波形を撮影したものである。この図からこの 36 ドットについては出力電圧、最適情報電流値ともよくそろっていることがわかる。最適情報電流値としては前記 I_{D1} と I_{D2} のほぼ中間の値をとればよく、このサンプルでは約 150mA である。試作メモリスタックに用いた素子はすべて同様の特性を示した。

4. 試作メモリスタック

4.1 構造

前述の蒸着磁性薄膜素子を用いて 256 語 $\times 52$ ピットのメモリスタックを試作した。これは 32 語 $\times 26$ ピットの下地 4 枚を後述のワードシートとデジットシートでサンドイッチし、さらにハードボードではさんで 64 語 $\times 52$ ピットのメモリプレーンを作り、このプレーン 4 枚を重ね

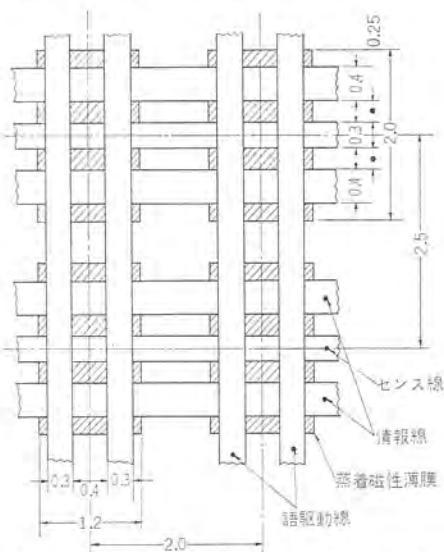


図 4.1 記憶ドットの構成と寸法

Fig. 4.1 The structure and dimensions of the memory.

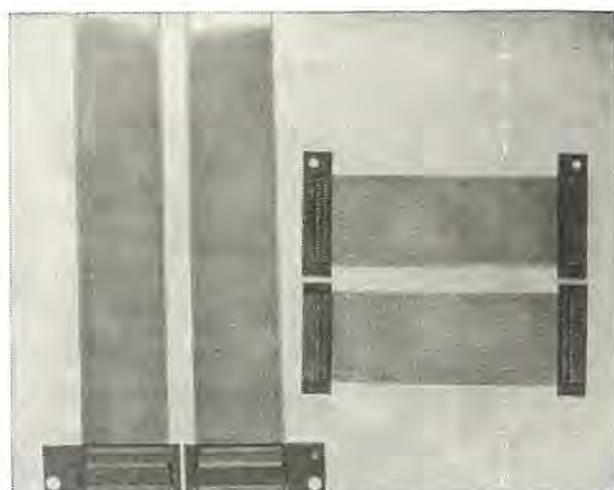


図 4.2 ワードシートおよびデジットシート
Fig. 4.2 Word sheets and the digit sheets.

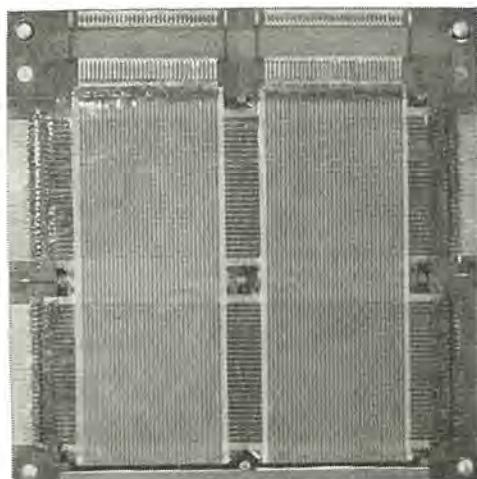


図 4.3 試作メモリプレーンの内部
Fig. 4.3 Interior of the memory plane.

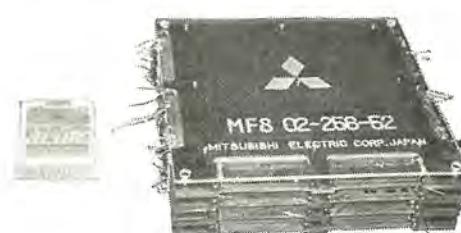


図 4.4 試作メモリスタック
Fig. 4.4 Appearance of the memory stack.

て 256 語 $\times 52$ ピットとしたものである。各シートはマイラベースの厚さ 25 ミクロン、銅ハクの厚さ 35 ミクロンの片面銅ハクマイラ基板をフォトエッチングしたものである。ワードシートには語駆動線がプリント配線されているが、これは語駆動電流を小さくするため二ターンにしている。デジットシートにはセンス線と情報線がプリント配線されている。各線とドットの重なりの模様を図 4.1 に示す。

各線と外部回路との接続はマイラ基板のままでは機械的に弱いので、エポキシ基板(エポキシの厚さ 0.6 mm、銅ハクの厚さ 35 ミクロン)に端子をプリント配線したターミナル板を使用している。語駆動線については、ダイオードマトリックスをターミナル板上に組み、外部接続数を減らしている。しかし情報線、センス線については線路のインピーダンス整合を考慮して各プレーンとも全端子を外に出している。

表 4.1 試作メモリプレーンの電気的特性

	語駆動線	情報線	センス線
抵抗(Ω)	1.1	0.26	0.6
インダクタンス(μH)	0.4	0.07	0.14
特性インピーダンス(Ω)		27	56
伝送時間(μs)		1.8	1.7

各シートとターミナル板をあらかじめハンダ付けしたものを図4.2に示す。この図からわかるように、ワードシートは長いものを折り曲げて使うことによりターミナル板の数、内部接続の数を減らしている。図4.3はメモリプレーンの上側のハードボードを取った状態で水平方向がデジットシート縦方向がワードシートである。このプレーンの大きさは縦約220mm、横約210mmである。図4.4に256語の試作メモリスタックの外観を示す。これは前述のように、上記プレーンを4枚重ねたものであり、厚さは約60mmである。

4.2 特 性

試作メモリプレーンの電気的特性は表4.1に示すとおりである。またこのスタックの仕様は下記のとおりである。

語駆動電流 400mA

情報電流 $\pm 160\text{mA}$

スイッチングタイム 約10 μs

出力電圧 $\pm 1\text{mV}$ (語駆動電流の立上り30 μs のとき)

メモリとしてのサイクルタイムは周辺回路によって決まるが、電流値の大きさ、スイッチングタイムなどから100 μs 程度にはできると考えられる。

5. む す び

以上試作した蒸着磁性薄膜記憶素子を用いた265語×52ビット

のメモリスタックについて、その概要を述べた。このスタックの試作は特性のそろった蒸着膜が50%という高い歩留りで製作可能になったことにより可能となった。このメモリスタックの特長は、語駆動線を2ターンにして語駆動電流を400mAにまで下げたことである。これによつて語駆動回路のトランジスタは2本並列にする必要がなくなったと考えられる。出力電圧は $\pm 1\text{mV}$ と小さいが、コアメモリの場合と異なり“1”，“0”が電圧の極性によって決まるので弁別がしやすく、また2ドットを1ビットとして使えば信号は2倍になり、雑音はむしろ減少すると考えられるので、問題ないと考えられる。周辺回路の開発が完成していないので、正確なサイクルタイムは不明だが、本質的に素子のスイッチングタイムが小さいこと(約10ナノ秒)と線路の伝送時間も問題にならないことより、100ナノ秒以下が可能と考えられる。またコストについても、いわゆる一括製法が可能なことより、将来はコアメモリよりも安くなると考えられる。以上のことから磁性薄膜メモリは将来の超高速計算機のメモリとして有望と考えられる。最後にこの研究の推進に終始ご指導ご協力下さった各位に感謝いたします。

(昭41-6-30受付)

参 考 文 献

- (1) 野口・上坂：強磁性蒸着薄膜の試作、「三菱電機技報」37, No. 4, p. 47 (昭38)
- (2) 野口・上坂・石橋：強磁性蒸着薄膜の蒸発源組成と蒸着膜組成、「三菱電機技報」37, No. 7, p. 57 (昭38)
- (3) 野口・上坂・岡田：間欠連続蒸着装置による強磁性薄膜の試作研究「三菱電機技報」37, No. 7, p. 52 (昭38)
- (4) 前田・蒲生・酒井：強磁性薄膜記憶装置、「三菱電機技報」38, No. 2, p. 410 (昭39)
- (5) 前田・蒲生・酒井：磁性薄膜のクリープ現象と記憶密度、昭39, 信学全大, 583

動力炉用磁気ジャック形制御棒駆動装置の開発

岸田 公治*・大野 玲*・広川 利雄*・梅谷 保*・長江 恒治*

Development of a Magnetic Jack Type Control Rod Drive Mechanism for Power Reactors

Itami Works Kōji KISHIDA・Akira Ōno・Toshio HIROKAWA
Tamotsu UMEYA・Kyōji NAGAE

A Magnetic Jack Control Rod Drive Mechanism of a latch type has prominent features of reliable operation, stable characteristics over a long range and perfect seal against high pressure coolant of the pressurized water reactor system.

Researches were made in the first period on the materials and the manufacturing techniques of the mechanism. The results being reflected on, the device was brought to completion and examinations were carried through with it to check the optimum sequence, scram characteristics and heat dissipation. After ascertainment of the characteristics of the mechanism, the life test was conducted under high temperature and high pressure simulated to those of the reactor, so as to confirm the practicability of the apparatus.

1. まえがき

制御棒駆動装置は原子炉の運転、制御および安全確保上、きわめて重要な機器であり、原子炉の形式に応じて種々の方式のものが開発されているが、高温・高圧水を減速・冷却材として用いるPWR形の動力炉にもっとも適合する方式は、ラッチ式磁気ジャック形である。当社においては早くからこの開発に着手し、1962年には磁気ジャック形の原形であるフリクション式磁気ジャック形の開発に成功したが、原子力発電プラントの単機容量の増大とともにあって制御棒駆動装置に対する要求もかくになってきたので、このフリクション式を大幅に改良したラッチ式の開発に着手することになった。

たまたま1963年の科学技術庁原子力研究補助金の対象として、動力炉用制御棒駆動装置の開発があげられ、当社はこれを交付されることになったので、いよいよ本格的な開発に着手し、主要部分の材料および工作技術面の基礎研究からはじめて2年後に装置を完成することができた。その後引き続き種々の特性測定を行なって装置の性能を確認するとともに、原子炉内と同一の高温・高圧水中における特性試験・寿命試験などを実施したのでその経過および実績について報告する。

2. 装置の概要

この装置はPWR形原子炉の圧力容器上部に通常30数基が林立するような形で取り付けられ、圧力容器内にある炉心部へ制御棒のそう入・引き抜きを行なうものであるから、駆動装置の内部は原子炉内の高温・高圧水を通じており、このフニギン中で制御棒を駆動するための駆動軸に上下運動を与えるなければならない。

したがって装置は 140 kg/cm^2 の圧力に耐えるための圧力ハウジングがあり、その内部に駆動メカニズムが収納されている。図2.1は装置の断面を示すものであり、圧力ハウジングの外部には3個の電磁コイルが配列されていて、内部の駆動メカニズムはこのコイルからの磁力線によって動作するようになっているから、圧力ハウジングにはいっさいメカニカルな貫通機構は存在しない。

動作原理は次のとおりである。まず被駆動体である制御棒は、駆動軸に連結されており、この駆動軸には9.5 mmのピッチでグル

ープが切ってあってこれにラッチがかみ込むことによって制御棒を保持している。駆動メカニズム内には上・下に2組のラッチがあり、それぞれは駆動軸を円周方向3箇所から保持するようになっている。たとえば制御棒の静止状態においては最下部のトランスマ・コイルが励磁されておりトランスマ・ラッチの駆動軸にかみ込んでいる。次に上昇動作を行なう場合は、この状態において中間にあるグリッパ・コイルを励磁すると駆動メカニズムのリンク機構が作動してグリッパ・ラッチが駆動軸にかみ込む。

次にトランスマ・コイルを消磁するとトランスマ・ラッチは駆動軸からははずれ、荷重はグリッパ・ラッチに移行される。次に最上部にあるリフト・コイルを励磁するとグリッパ・ラッチは駆動軸にかみ合ったままで1ステップ(9.5 mm)上方に引き上げられる。この状態でふたたびトランスマ・コイルを励磁し、引き続きグリッパ・コイルとリフト・コイルを消磁すると駆動軸は9.5 mm上昇した位置で最初と同じ状態で保持されることになる。以上のシーケンスを繰り返せば制御棒はステップモーションによって上昇し、この反対のシーケンスを与えれば制御棒は下降することになる。

スクラン動作すなわち制御棒を急速に炉心に落下させる必要の生じた場合は、3個のコイルをすべて消磁すれば2組のラッチはすべて解放状態となり、駆動軸は重力によってただちに落下するから電源喪失などの事故時に対しては常に制御棒は炉心にそなう入され、本質的にフェイル・セイフの条件が満たされている。制御棒と駆動軸の間には衝撃緩衝用のショックアブソーバーが設けられており、スクランに際して落下した制御棒はその最終行程においてダンピングが行なわれ、炉心構造物が過度の衝撃を受けることのないように工夫されている。

制御棒駆動装置本体の上部にはトラベル・ハウジングと称する圧力ハウジングの延長部があり、駆動軸が上昇するにしたがってその先端はこの中へそなう入されていく。このトラベル・ハウジングの外周には位置検出コイルが配置されており、駆動軸のそなう入された部分の長さに対応して電圧が誘起され、これによって駆動軸の位置、すなわち制御棒の位置を検出できるようになっている。

以上がラッチ式磁気ジャック形制御棒駆動装置の概略構成と動作原理であり、従来の回転機を利用した方式などに比べて次章に述べるような種々の利点を有している。

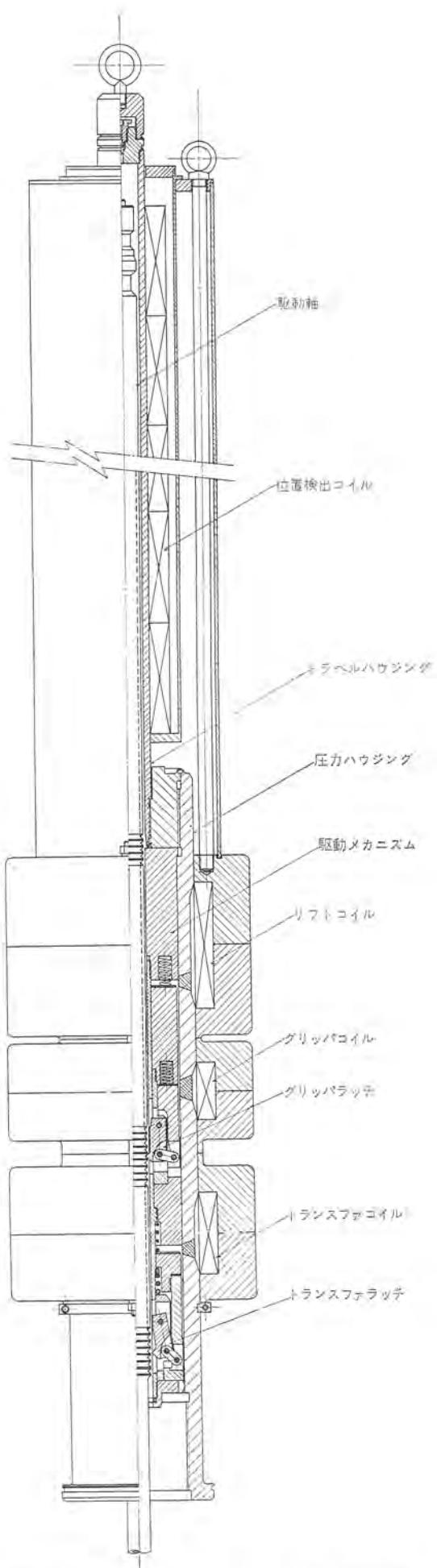


図 2.1 磁気 ジャック 形 制御 棒 駆動 装置
Fig. 2.1 Magnetic jack type control rod drive mechanism.



図 2.2 ラッチ 機構 の 部品 例
Fig. 2.2 Components of latch assembly.

3. 機能・仕様・特長

3.1 要求される機能

制御棒駆動装置は原子炉の出力制御を行なうとともに緊急時の原子炉の急停止をつかさどる装置であるから、高度の信頼性が要求される。この装置に要求される機能の主要なものは次のとおりである。

- (1) 自動制御系からの信号によって定められる速度および方向に対して正確に駆動できること。
- (2) 制御棒を任意の位置で停止できるとともにその位置で確実に保持できること。
- (3) 原子炉の運転者に正確な制御棒位置を指示できること。
- (4) スクラム信号によって規定の時間以内に確実にスクラムすること。
- (5) スクラム完了時の制御棒停止行程において炉心構造に支障のないような緩衝作用を行なうこと。
- (6) 原子炉運転条件のもとで放射線損傷あるいは腐食などを生じないこと。
- (7) 原子炉の一次系冷却材が外部に漏れしないこと。
- (8) できるだけコンパクトで原子炉圧力容器上部または下部におさまること。
- (9) 保守・点検の容易なこと。

3.2 開発品の仕様

開発品の概略仕様はつぎのとおりである。

設計圧力	175 kg/cm ²
常用圧力	140 kg/cm ²
設計温度	260°C
制御棒重量	260 kg
最大引上重量	650 kg
全ストローク	3,268 mm
ステップストローク	9.5 mm
標準ステップサイクル	40 steps/min
位置指示の精度（アナログ）	± 1 %
高さ（圧力容器アダプタヘッドから）	約 4,800 mm
外径	298 mm 四角
装置重量	約 800 kg
スクラム方式	重力

一次冷却水に接する部分はステンレス鋼を使用し、内部のバネおよびピンなどにはニッケル合金、コバルト合金系のものを採用した。また電磁コイルは230°Cに耐える耐熱コイルであり、しかも耐放射線についても考慮が払われた。

3.3 特長

ラッチ式磁気ジャック形制御棒駆動装置の特長としては、とくに次のような点をあげることができる。

(1) シール水などを必要としない完全密封形であるため、原子炉内の一次冷却水のろうえいは皆無である。

(2) スクラムは重力による自由落下によって行なわれる方式であり、スクラムの信頼性が高い。

(3) 駆動力は磁力であり、上下動作はマグネットコイルの励磁・消磁の特定のシーケンスによっているから急速引抜き事故の可能性は存在しない。また電源がそう失すれば必然的にスクラムを生じるから、本質的にフェイルセイフである。

(4) この駆動装置はきわめてコンパクトな構成であり、原子炉圧力容器ヘッド上にすべての部分が収められ、燃料取り換え作業時にも圧力容器ヘッドから取りはずす必要がない。

(5) 制御棒の位置はアナログおよびデジタルの両方式で指示することができる。

4. 研究開発の経過

4.1 基礎研究

(1) 材料および加工法

この装置のメカニズムは高温・高圧水中において長時間の使用に耐えるものでなければならないから、材料の選定とその加工技術上にいくつかの問題が予想されたので、開発の第1段階としてはこのような基礎技術の研究から着手した。

たとえばラッチは駆動軸とかみ合う部分にステライトの肉盛りを行ない、その後に高精度の機械加工を行なう必要があるから、多くのサンプルを試作してその加工技術を研究した。また駆動軸は長さ6mのステンレス鋼管の外面に高精度のグループ加工を行なう必要があり、1本を加工するのに200時間以上が必要であった。駆動メカニズム内には数種類のつる巻きバネが使用されているが、これらも高温水中高ひん度の使用条件に耐えるものでなければならないから、ニッケル合金・コバルト合金などについて素材メーカーと共同研究を行ない、試作研究を反復した結果、すぐれたつる巻きバネの開発に成功した。

また駆動コイルは内面が高温の圧力ハウジングに接する上に電流密度が高いから、一般の電磁コイルとは異なって耐熱性が非常に重要な条件となり、普通の絶縁材料は使用できない。したがって230°Cに耐えるものとして特殊なシリコンレジンを採用し硬化過程などについて実物大モデルによる試作研究を繰り返し、この特殊な要求に合致したコイルの製作技術を確立することができた。このほか圧力ハウジングは磁気回路も兼ねているために磁性材料の一部をデボジットによって非磁性材に置き換える必要があるので、この從来にない溶接技術についても種々の研究を行ない、その成果については本誌溶接特集号に詳細が報告されているので参照されたい。

以上のような基礎的な技術の研究成果はその後の装置の特性試験、寿命試験においてすぐれた耐久性と信頼度を実証するに至ったものである。

(2) 磁気回路

駆動コイルの設計にあたっては、リフト・グリップ・およびトランスマグネットに要求される吸引力から所要のアンペアターン数を決定するわけであるが、これらの磁気回路を計算するにあたって、磁路のとり方、磁束通過断面積の決定法あるいはろうえい磁束



図4.1 磁束分布測定用モデル
Fig. 4.1 Device for measuring the magnetic flux distribution.

のとり方などには種々問題がある。したがって、これら計算途上で行なった仮定条件の妥当性を確かめるために導電紙による磁界模写および実物大モデルによる磁束分布の実測などによって磁気回路の詳細を研究し、設計手法を確立することに努めた。

導電紙による磁界模写の場合は、三次元磁界を二次元電界にシミュレートし、磁束の分布状況を知ることを目的としたが、この結果によると設計計算の際に仮定した磁路のとり方、磁束通過断面積の値はいくらくか控え目な値であったことがわかった。

一方これとは別に実際に装置に使用するものとまったく同一のコイルおよび磁気回路を構成する部分のモデルを作成し、これに磁束測定のためのサーチコイルを巻き込んだ。またこのモデルは磁気回路のギャップによる吸引力の変化も測定できるような構造とし、磁気回路に関する設計上の不確定要素をすべて確かめられるよう配慮した。このモデルによる実験の結果、設計の際行なった種々の仮定は、いくらか控え目であったが、設計値と実測値はかなりよい一致を示していることが明らかとなった。図4.1は実測に使用したモデルを示す。

4.2 装置各部の特性試験

(1) ショックアブソーバ

スクラムの最終段階における制御棒停止時には炉心構造に支障をきたさないように緩衝作用が必要であるから、駆動軸下端には水圧ピストン式のショックアブソーバが設けてある。したがってショックアブソーバは制御棒および駆動軸とともに落下し、その下面がダンパー受けに当たると、制御棒がさらに落下する際、シリンドラ内の水はピストンとシリンドラのすき間から逃げなければならない。したがってそのすき間におけるオリフィス作用によってシリンドラ内の圧力が上昇し、減速力が生じて緩衝作用を行なう。炉心構造すなわちダンパー受けに作用する衝撃力を極力小さくするためには等減速度ダンピングを行なう必要があるので、シリンドラとピストンのすき間は理論計算にもとづいて適当なテーパ加工を施した。

このダンピングの特性を調べるために、制御棒の下端には加速度計を取り付け、一方透視窓から高速度カメラで制御棒の運動の模様を撮影してダンピングの特性を解析した。図4.2はこのときの高速度写真の1例であり、図4.3は加速度計のオシログラムである。図4.4は高速度写真からスクラム時の制御棒の変位・速度および加速度の変動を求めたグラフであり、ほぼ設計に際して期待した等減速度ダンピングが実現されていることがわかる。

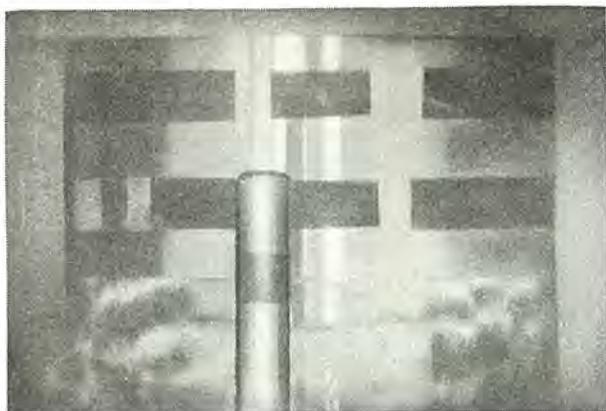


図 4.2 ショックアブソーバ作動状態高速写真
(前方にあるのは標識棒である)

Fig. 4.2 Picture of closure of shock absorber taken with a high speed camera.
(That shown in front is a marking rod)

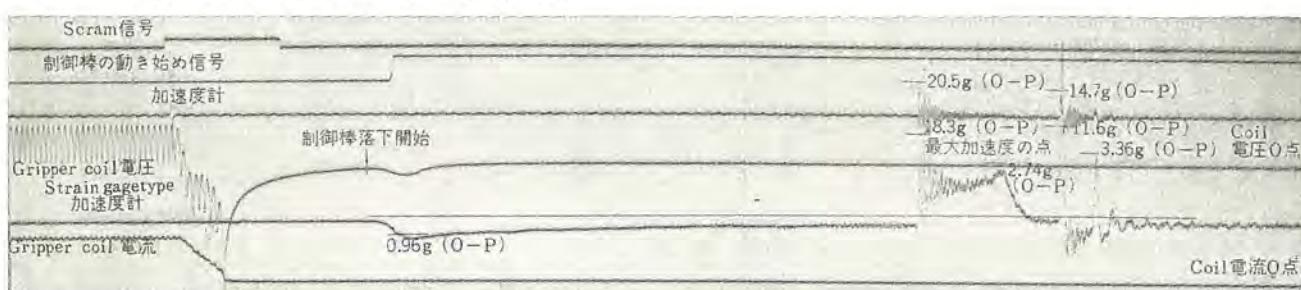
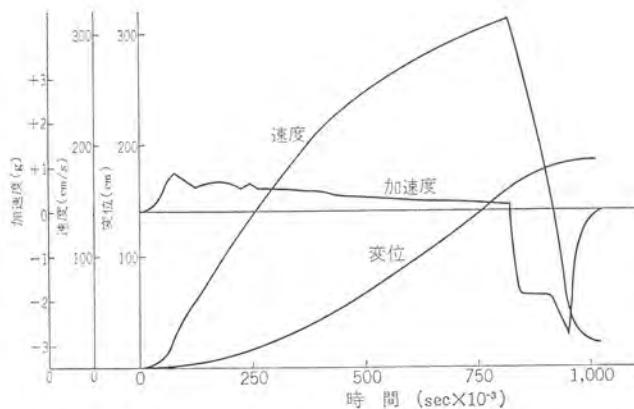


図 4.3 常温スクラム時のオシログラム

図 4.4 スクラム時の変位、速度および加速度の変化
Fig. 4.4 Displacement, velocity and acceleration vs. time in scrambling.



(2) 位置指示装置

この装置における制御棒位置の検出は、トラベルハウジングにそって一次および二次の2組の巻線を有する位置検出コイルを設け、駆動軸がトラベルハウジング内を上下するにしたがって二次コイルに誘起される電圧が変化する点を利用している。この方式の問題点は、この位置指示コイルの周辺にトラベルハウジングなどが短絡回路を構成しているために、駆動軸の位置が下端に近い所では、誘起電圧変化の直線性が悪くなること、またコイルは圧力容器内の温度変化の影響を受けるため、誘起電圧の値も圧力容器内の温度によって変動を生じることなどである。そこで磁界模写法などによつてこれらの誤差を極力小さくするような方法を検討し、たとえば一次側に定電流を供給するなど、いくつかの改良を試みた結果、直線性は改善され、要求される精度で位置の検出を行なうことができた。

またこの装置には駆動コイル動作シーケンスの1サイクルごとに発生するパルスを、加減式のカウントに送って制御棒の位置をデジタルに表示することもできるようになっている。

5. 高温性能試験

5.1 試験設備

試験設備は駆動装置の性能試験を行なうための設備で、高さ8mの試験架台・ダミーコントロールロッド・試験ループ・駆動装置制御系などから構成されている。ダミーコントロールロッドは実際の原子炉の制御棒にくらべて重量は等しく、長さは多少短かくしてあるが、なお装置本体を組み込んだときの試験設備の全高は約14mであり、図5.1にこの状態を示す。試験ループは加圧水形原子炉の一系と同一の高温高压水を発生させるためのものであり、このほか駆動装置の性能試験に必要な制御盤などが試験設備として準備

された。

(1) 試験ループ

試験ループは高圧系統と常圧系統から構成されており、そのフローダイアグラムは図5.2に示されている。高圧系統は加圧器により圧力を 140 kg/cm^2 に維持するとともに、加熱器により温度制御を行ない、高圧試験容器内の純水を $240\sim260^\circ\text{C}$ に維持して、制御棒駆動装置内の温度圧力を原子炉で使用するときの実条件に等しくすることができる。常圧系統は初期注水・高圧水補給・抽出・純水製造および貯水などの機能をもつものであり、試験ループ内の水は比抵抗 $5\times10^5 \Omega\text{-cm}$ 以上の非脱気の純水を使用している。

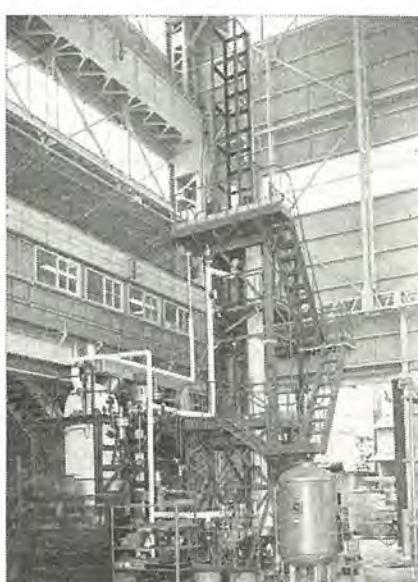


図 5.1 試験設備外観
Fig. 5.1 Test facilities.

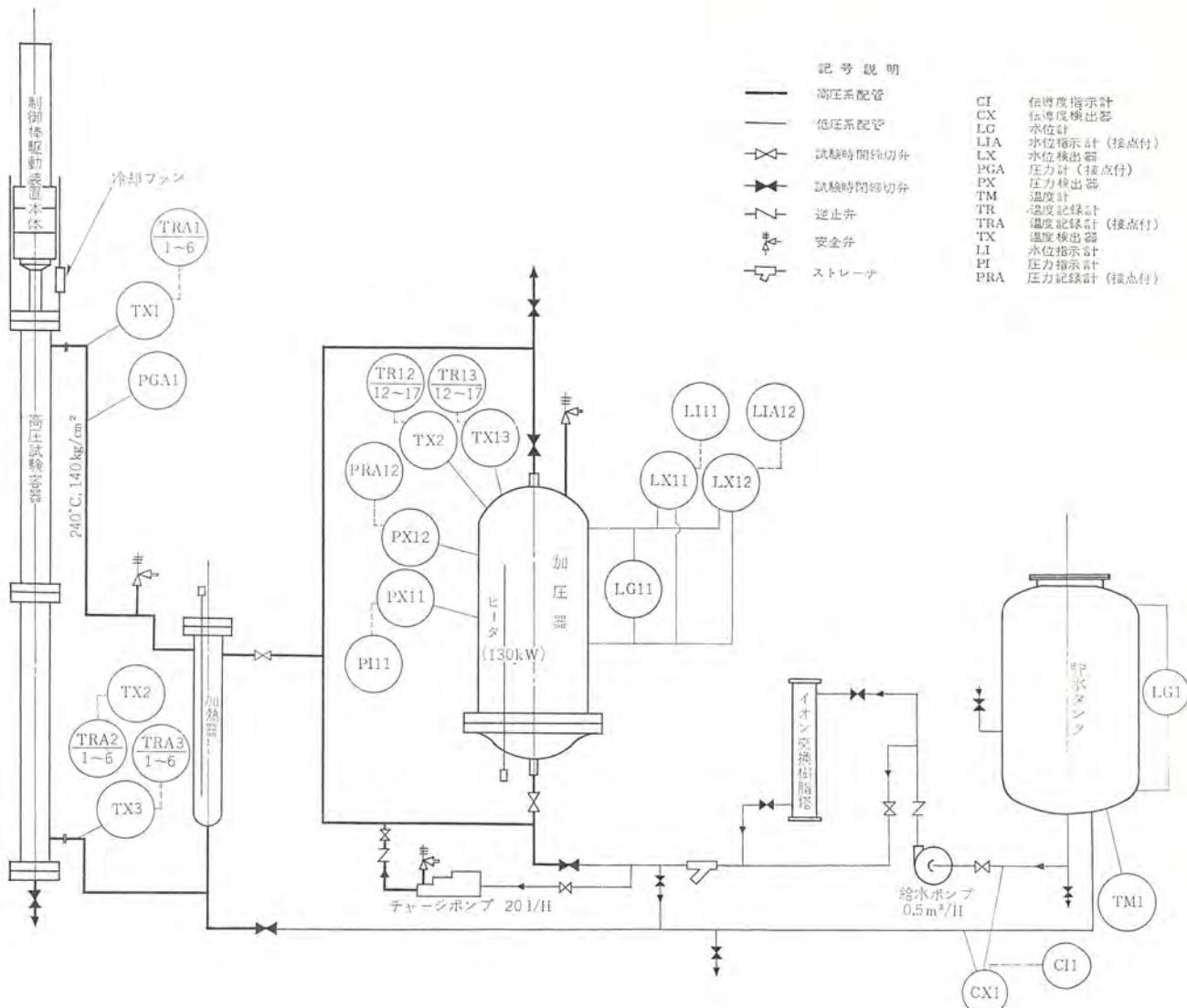


図 5.2 高温試験ループ・フローシート

Fig. 5.2 Flow diagram of high temperature test loop.

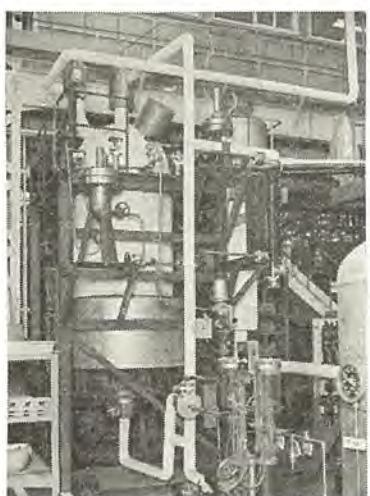


図 5.3 加圧器
Fig. 5.3 Pressurizer.



図 5.4 駆動装置制御盤
Fig. 5.4 Control panel of the drive mechanism.

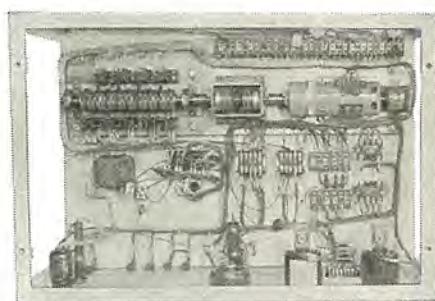


図 5.5 カムスイッチ式シーケンスプログラマ
Fig. 5.5 Sequence programmer of a cam switch type.

図 5.3 は試験ループの主要機器の一つである加圧器を示す。

(2) 駆動装置制御盤

この制御盤は駆動装置にそう入・引抜き動作を行なわせるために、駆動コイルに適当な励磁・消磁のシーケンスを与えるシーケンスプログラマ、位置指示装置、および試験に必要な種々のインターロック回路などから構成されている。図 5.4 に制御盤の外観を示す。シ-

ケンスプログラマとしては信頼度の点からカムスイッチを用いてカムの1回転ごとに駆動装置が1ステップ動作する方式を採用することにした。しかし各駆動コイルを励磁したり、消磁したりする時間間隔はあとに述べるように駆動コイルの電磁気的な時間遅れおよび機構部分の動作遅れがあるために実験によって最適値を求めるべばならない。このためにはこの時間間隔をかなり微細に調整

できることが必要であるが、これをカムの角度によって調整することは困難であるから、別に電子管式のシーケンスタイマを製作し、まずこれによって綿密に最適シーケンスを求め、その結果をそのままカムスイッチに与えて連続試験などを行なった。図5.5はカムスイッチ式シーケンスプログラムの試作品である。

5.2 特性試験

(1) シーケンスプログラムの最適化

制御棒駆動装置にそう入・引抜きの動作を行なわせるには前述したように、リフト・トランスマ・グリップの各駆動コイルを適當なシーケンスにしたがって励磁あるいは消磁させるのであるが、駆動コイルにおける電流の立ち上り、およびアマチュア・ラッチ機構などの駆動メカニズムの動作に時間的遅れがあるため、コイルを励磁・消磁してから、実際に所要の動作が行なわれるまでにかなりの時間遅れがある。したがって駆動装置を1ステップ動作させるのに、各コイルをいつ励磁し、いつ消磁するかということが重要な問題となってくる。

駆動装置の機構部分に、むりな力が加わることがないように、正常にしかも有効に動作させるためには、3つのコイルの励磁・消磁のタイミングを上昇動作および下降動作のそれぞれに対して綿密に調べなければならない。この最適シーケンスを見つけるためには、各部の遅れを知ることが必要になってくるが、これは駆動コイルの電圧・電流波形をペンオシロに書かせ、その電流波形からコイルを励磁した場合の遅れを、電圧波形からコイルを消磁した場合の遅れを知ることができる。したがってペンオシロで波形を調べながら、制御盤に組み込んだ電子管式タイマにより、コイルの励磁・消磁のシーケンスを変えて最適と思われるシーケンスを定めた。このようにして得られた最大速度は引抜き・そう入とも60 steps/min

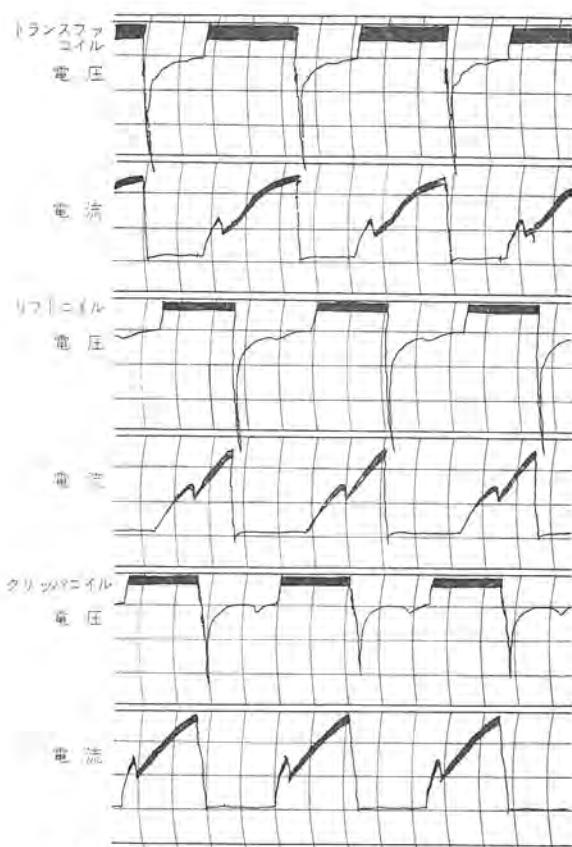


図5.6 各コイルの電圧、電流波形（引抜き動作）
Fig. 5.6 Visicorder records of operating coils. (when rod withdrawn)

である。

図5.6、図5.7に引抜きおよびそう入時の各コイルの電圧・電流波形を、図5.8に40 steps/minにおけるシーケンスプログラムを示す。図中の□はコイルに電圧を印加する電気的シーケンスであり、//は機械部分が実際に動作している機械的シーケンスを示すものである。

(2) スクラム試験

この装置のスクラム方式は、スクラム信号が発せられるとすべての駆動コイルが消磁され、制御棒は重力によって自由落下する方

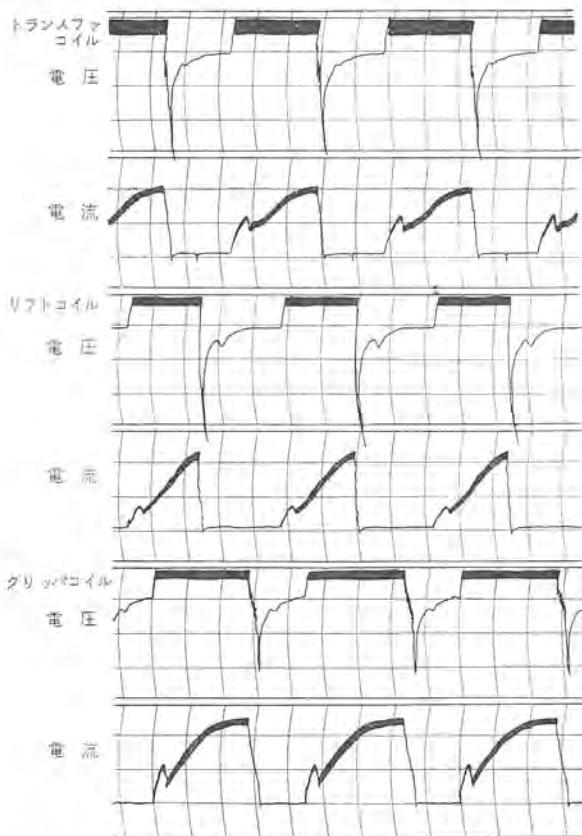


図5.7 各コイルの電圧、電流波形（そう入動作）
Fig. 5.7 Visicorder records of operating coils. (when rod inserted)

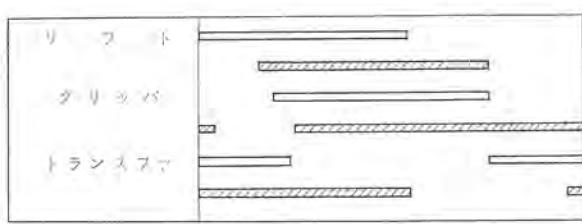
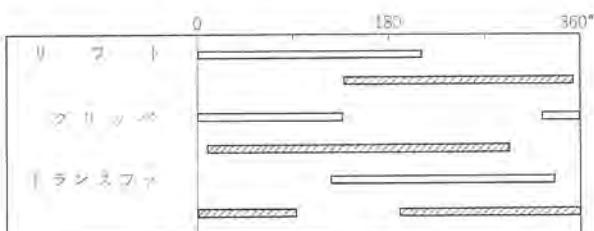


図5.8 引抜き動作（上）、そう入動作（下）のシーケンス
Fig. 5.8 Sequence of withdrawal (above) and insertion (below)

表 5.1 スクラム時間の測定結果 (単位: 10^{-3} sec)

制御棒位置	おくれ時間	落下時間	ダンピング時間	全スクラム時間
100ステップ上昇 (約 950 mm)	239	531	209	979
200ステップ上昇 (約 1900 mm)	230	871	185	1,286
340ステップ上昇 (約 3230 mm)	227	1,835	182	2,289

表 5.2 温度上昇測定値 (単位: °C)

測定条件	A	B	C	D
リフトコイル平均温度	—	160	170	—
グリッパコイル平均温度	—	144	172	212
トランスマゴイル平均温度	—	185	210	—
圧力ハウジング下部外壁	173	156	202	220
リフトコイルハウジング側面	69	96	136	150
グリッパコイルハウジング側面	80	94	155	170
トランスマゴイルハウジング側面	82	95	161	170
トラベルハウジング上部外壁	57.5	70	64	90
空気入口温度	29.5	33	34	32
空気出口温度	42.6	48	68~86	70~100
条件	駆動装置	冷却ファン		
A	停止中	動作中		
B	駆動中	動作中		
C	駆動中	停止後 45 分経過後の値		
D	静止中	停止後 55 分経過後の値		

式である。スクラムの特性は原子炉の動特性と関連して安全解析上重要であり、スクラム信号から制御棒が落下しはじめるまでのおくれ時間、落下時間およびスクラム完了時のダンピング時間を測定した。落下時間は炉心部の流体条件にも影響されるが、結果の一例は表 5.1 に示すとおりであり、PWR 形における要求を満足するものである。

(3) 空冷試験

この装置の駆動コイルは電流密度が高く、したがって熱流束が大きいから強制空冷の必要があり、その温度上昇値は設計上重要な因子である。表 5.2 は種々の条件について各部の温度を測定した結果であり、試験条件は次のとおりである。

圧力: 140 kg/cm^2

温度: $240 \sim 260^\circ\text{C}$ (装置下部の圧力水の温度)

風速: 約 11 m/sec (装置側面近傍の平均風速)

これらの測定結果から実際に原子炉に使用された場合の所要冷却空気量のデータが得られるとともに、冷却ファン故障時の対策を

立てるための基準を知ることもできる。

6. 寿命試験

前述のような各特性試験を行なったのち、実際に原子炉に使用される場合と同一の条件における寿命試験を行なった。すなわち圧力 140 kg/cm^2 ・温度 $240^\circ\text{C} \sim 260^\circ\text{C}$ の条件のもとで標準ステップサイクル (40 steps/min) の駆動速度を選び、上方向・下方向に連続駆動させた。その間、適当にスクラム動作を行ない、この装置の設計寿命 20 年の間に予想される作動回数の約 15% に相当するステップ回数 1,000,000 回、スクラム回数 350 回を行なった。寿命試験後はふたたびスクラム特性などの性能チェックを行ない、性能に変化のないことを確認し、引続いて装置を分解し、各部品を点検した。

なお今後の問題としては量産に対する技術的問題とあわせて、駆動軸の熱処理法およびバネ材料などについて検討すべきであると考える。

7. むすび

制御棒駆動装置は原子炉の制御・運転および安全性の確保の観点からきわめて重要な機器であるから、その製作技術の確立と特性の把握を目的として銳意開発研究を行なった結果、所期の目的を達成することができた。

今回開発された装置はとくに PWR 形原子炉に適合するものであり、メカニズムの大部分は高温高圧水中で作動する方式であるから、材料の選択、特殊な加工技術の研究などが一つの重要なポイントであり、まずこれらの基礎的な技術の開発を行ない、その結果を反映させて装置一式を試作するという方法を取った。

また試作された駆動装置についてはまず常温において動作特性あるいはスクラムに際して問題となるショックアブソーバの特性などを徹底的に明確し、次に高温・高圧ループを作成して原子炉に組み込まれた場合と同一の条件における種々の特性を測定した。すなわち駆動シケンスの最適化を行ないスクラム特性、位置指示装置の特性などを測定するとともに冷却条件の設定を行なってこの装置に関する詳細なデータをあくことができた。

最後に高温・高圧の実条件において寿命試験を実施することによって装置の実用性を確認し、動力炉主要機器の国産化への第一歩をふみ出すことになった。

なお筆をおくにあたって、種々の面において協力・援助を賜わった科学技術庁原子力局および社内関係各位に心から謝意を表する次第である。



電子計算機利用シリーズ

UDC 621.313.045.001.2 : 744 : 681.142

電子計算機による回転機コイルの設計計算とその図面化

伊藤 昭八郎*

1. まえがき

回転機のコイルは、その形状が類形的である一方、仕様は多種多様で、たとえば電圧・極数・絶縁区分、さらに電線サイズ、スロット寸法などがその例であるが、コイル形状の類形的な面を生かして、電子計算機により、高圧大形機器のコイルの図面を作成させていく。これにより、図面作成の時間が著しく短縮され、そのほか適切な材料手配・工程・見積りなど、多くの便宜が得られる。

この論文は、オーダメイドのコイルを対象としたものである。モータの構成部品のうち、コイルは最も変化部分が多く、巻線の設計は高度の技術と熟練を要し、しかも時間のかかるものであった。

さらにコイルの絶縁は、回転機の寿命を決定するが、一方では各種の使用条件があり、それらに対する適切な絶縁設計が必要である。したがって、必要な諸因子をすべて考慮し、プログラムに組み込み、正確で適切な図面を作成させ工場へ流している。以下に固定子コイルのパルドコイルを中心にして、その内容について述べみたい。

2. コイル設計の手順の分析

現在行なっている設計の手順を並べると、

- (1) 指定銅線寸法・電圧・巻線の温度区分、スロット寸法に基づくコイルの絶縁厚みの決定または選択。
- (2) スロットにおさめた位置の作図をおこない、所要寸法を決定して、コイルの並びを決める。
- (3) 作図寸法による正確なコイルの所要銅線の長さを計算する。さらにコイル成形の必要な寸法を決める。
- (4) その他、仕様に基づく適切な絶縁処理方法の指示など。
- (5) 所要寸法を図面化して、工場へ出図する。

計算機により設計をおこなう場合、大きな問題は変数の組み合わせが非常に多いということである。たとえば前記(1)の段階において考慮すべき要素として次のものがあげられる。

- a. 電線の種類と寸法
 - (a) 二重巻線
 - (b) 二重ガラス巻線
 - (c) エナメル線(PVF, PEWなど)

- b. 電圧
 - (a) 600 V 以下
 - (b) 2,500 V
 - (c) 3,300 V
 - (d) 4,400 V
 - (e) 6,600 V

- c. 周波数

- d. スロット寸法

ワク番・速度など広く変化するので、数百種類の中から一つ選び出さなければならない。

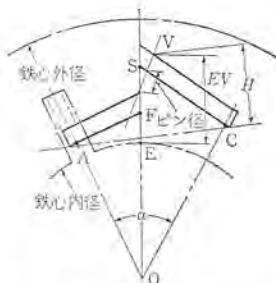


図 2.1 コイルエンドの作図例
(低速機)

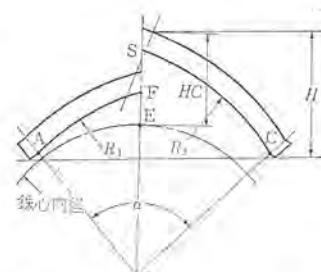


図 2.2 コイルエンドの作図例
(高速機)

Fig. 2.1 Stator coilend layout for low speed machine. Fig. 2.2 Stator coilend layout for high speed machine.

上記(1)の段階は、スロットの最終位置にコイルを収めたところを作図するのであるが、ここでも設計が多種多様にかかるためやや面倒である。図 2.1, 2.2 は、それぞれ低速機と高速機の固定子コイルの代表的な作図例であるが、この作図は軸方向からスロットに収めたコイルを眺めた図である。これらにコイルエンドの通風を考えたすき間の寸法などを考慮し、必要な長さが決定される。

これらに必要な弧の寸法や、コイル成形後の軸方向の長さなどは、作図によって求める。完成コイルの各部の実長などを作図によって得られると、各部の曲り部分の余裕や、そのほか製作上必要な余裕などは工具によって決まるものであり、これらを表にして必要な余裕を選び出すようにすればよい。必要なコイルの実長は、これらを単に計算すればよい。

上記(3)の段階は、製作寸法を工場に流すために製作図を書き寸法を記入する。図面はある程度標準化されているが、製図にはある程度熟練を要する。(4)の段階では、仕様に合致した絶縁処理の指定や注意書を書き込み、出図事務において、オーダーに関する詳細な製作通知の形にまとめている。

3. 計算機を使用するにあたっての初期の考察

計算機は IBM 7090 を使用しているが、このコイルの計算のはあい、適切な計算機かどうかは検討の余地がある。種々の定数や変数がきわめて多いので、計算機のメモリが不足することが予想されたので、定数であっても INPUT より導かれるものは計算式にかえ、また使用ヒン度の多い数値などは共通のメモリセルを用い、メモリを有効に使うようにして計算速度をおとさないように考慮した。

さらに OUTPUT として、図面形式にプリントされるのであるが、材料管理などにも用いるため、途中計算の結果を参考資料として残す意味から、必要な要素を別に OUTPUT し、従来手書きによる必要な計算結果も残すような形式にした。

4. プログラミング

現在の設計手法を徹底的に分析し、従来の熟練者が頭の中で判

断し記入していたことなど、たとえば過去の実績なども、すべて数値化し、設計上起りうる限りの組み合わせと変化を調査し、記録し、プログラミングの際、これらのデータが有効に生かされるよう配慮してある。

また INPUT の数を最小にすることも、あやまりをなくす方法であって、カード 2 枚に十分収まるようにしてある。これは、前に述べた誘導電動機の最適設計⁽¹⁾とあいまって、モータ定格（出力・電圧・速度・保護形式・温度区分など）の決定により、設計と同時に図面がプリントされるよう配慮してある。

その他 プログラミングの中での特長を記すと、次のようなものがある。

4.1 INPUT のチェック

不合理な組み合わせはすべてその理由が OUTPUT される。たとえば電線が B 種であり、絶縁が A 種の場合、また規格にはずれた指定（JEC, ロイド, NK 規格など）なども、あやまりを指摘して OUTPUT し、計算機の空時間をなくすため、ただちに次のケースの計算にはいるようになっている。

4.2 每極毎相のスロット数

整数 ミヅ はもちろん、分数 ミヅ なども表示され、不合理なスロット数はその不平圧電圧の大きさも出るようにしてある。後者の場合は図面化せず、必要な情報が出るようにしてある。また相コイルのリードの長さなど必要な寸法が出るようにしてある。つぎに每極毎相の計算式の例を示した。

N : スロット数

p : 極 数

Q_n : 每極毎相のコイル数

n_n : 正の整数

相数 3 のばあいのみを考えると

$$Q_1 = \frac{N}{3 \times p} + n_1 \dots \dots \dots \quad (4.1)$$

ただし $\frac{N}{3 \times p}$ は正の整数とし、小数以下は切り捨てる

(a) $n_1=0$ のばあい

每極毎相のコイル数は Q_1 である。 (整数 ミヅ)

(b) $n_1 \neq 0$ ただし $n_1 < (3 \times p)$ (分数 ミヅ)

このばあい (1) 式より

$$n_1 = Q_1 - \frac{N}{3 \times p}$$

$$Q_2 = \frac{n_1 + N}{3 \times p} + n_2 \quad \text{ただし } n_2 < (3 \times p)$$

一般に $n_n < (3 \times p)$

$$Q_3 = \frac{n_2 + N}{3 \times p} + n_3$$

⋮

$$Q_n = \frac{(n_{n-1} + N)}{3 \times p} + n_n$$

$n_n=0$ となるとき Q_1, Q_2, \dots, Q_n は分数 ミヅ のコイルの配列となる。

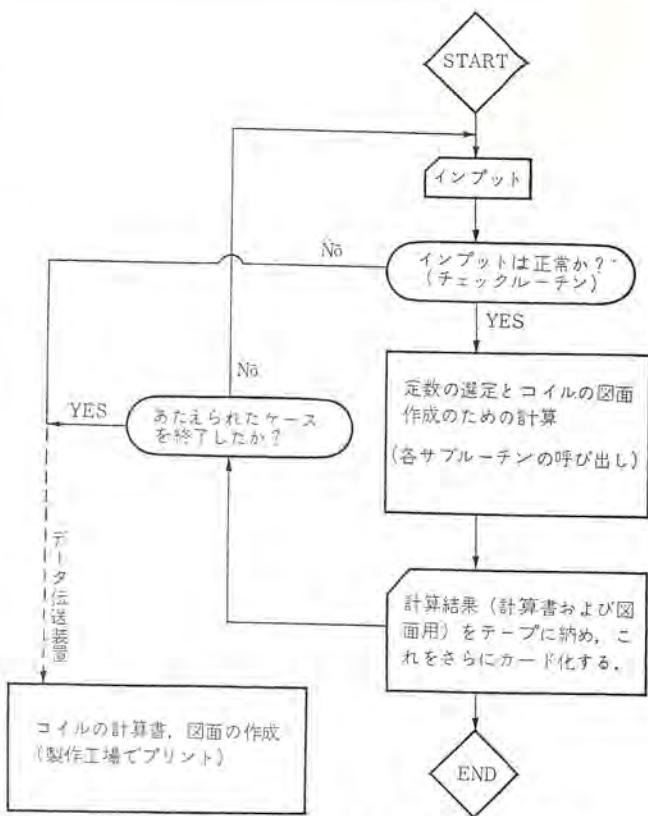


図 4.1 コイル設計のプログラムのダイヤグラム

Fig. 4.1 Diagram for computer programming of coil design.

4.3 結線の指定

極数、Y および Δ 結線の指定により必要な結線図が指定されるようになっており、その結果、必要な補助の結線材料、わたり線などを計算し、図面に指定されるようになっている。

4.4 スキューコイルの計算

スキーの有無により、スキューコイルを作るのに必要な計算をおこない、各部の寸法が現われるようプログラムを組んである。

4.5 素線の配列

素線の配列の指示は、電線の組み合わせの種類、配列などの要素の数が多く、したがって標準スケッチを用いることが不可能であった。これは素線配列をコード文字によって示し、文字のブロックによって必要な配列を示すことにした。

以上は、プログラムの中の特長の数例であるが、このダイヤグラムを図 4.1 に示した。

5. 計算した設計の図面化

プログラムにより計算した結果を、いかに発行し、あるいは、将来の参考に備えて保管するかということを考慮した。その結果は図 5.1 および図 5.2 のとおりである。

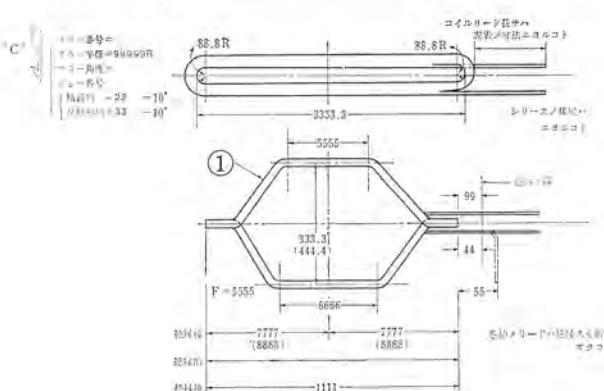
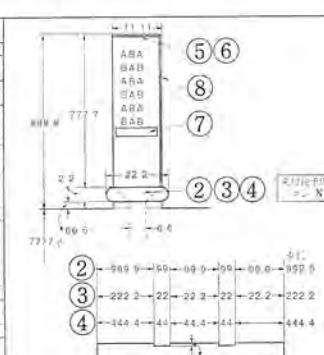
従来は、計算した設計定数をすべてあるフォームで表にして、永久記録として保存していたが、計算機で設計定数を、必要なコードにより分類して、そのまま保管することにしている。

6. む す び

以上コイルの計算機による図面化について、主として固定子の

* PULLED COIL CALCULATION *

KW nm	VOLT=	AMP =	FRAME=MKB 4838 2R
CORE D,D = 780.	CORE B,D = 390.	CORE L = 330.	SLOT = 48.
POLE = 2.	CONNECTION = 2.PARA-STAR		THROW=1-15.
PUNCHED SLOT SIZE	DEPTH = 87.0	WIDTH = 12.40	WDD = 25.0 OPEN = -0.
CONDUCTOR			
DGG 2-2.00×4.00 (2.31×4.28)	KG/KM = 72.57	OHM/KM = 2.73	AREA = 7.69
0-0. * 0. (0. * 0.) KG/KM = 10.	OHM/KM = 0.	AREA = 0.	
TURN = 12. { DTURN = 12. WTURN = 1. }			
INS. SPEC.	COIL=0110-2	ASSEMBLY =	THK OF TURN INS = -0.
COIL SIZE DS=27.72	DSI=29.62	DE11=31.47	DE12=31.47 DCLEARANCE = 1.45
WS = 8.86	WSI=10.81	WE11=12.31	WE12=12.31 WLCLEARANCE = 1.08
ALPHA = 105.00	EF = 50.00	PITCH = 36.75	SPAN = 419.3 RT = 234.4
ALLOW = 1.80	EU = 123	API TCH = 0.	HEIGHT = 172 RRT = 303
PIN DIA = 16.0	UV = 72.00	WLLOOP = 23.84	SPANOR = 0. R2 = 262.1
JAW ND = 0	L. CELL = 48.	DELTAB = 0	R3 = 273.0
MAX. TURN VOLT = 9.85	S. CELL = 46.	DELTAD = 0	RR3 = 338
Z = 231.0 D-2 = 15857.7	T-S = 548.0	LENG = 410.0	SOELL = 40.0
SIN = 0.438 CS+2 = 62454.4	L = 6.0	A2 = 19.1	A3 = 9.5
TAN = 0.559 SUM = 78303.1	LEN = 410.0	Z-D = 251.9	D = 125.9
AF = 214.0 T = 279.8	AI = 12.7	P2 = 0	P3 = 8.0
D-L = 119.9 D-L+2 = 14382.5	PI = 0	DELTFC = -4.2	DS = 27.7
L = 6.0 BG+2 = 57559.9	DELTMM = -8.7	SUM = 876.7	INS = 3.0
D = 125.9 SUM = 71942.5	DELTE = 2.1	DELTE = 2.1	EXT = 212.1
S = 268.2	M = 968	F = 338	
MEAN LENGTH = 968.2 + 3.14 × (27.72 + 16.0) + 2 × 50/12. = 2082 (MM)			
TOTAL LENGTH = 2082 × 48. + TSUNAGI SEN × 10 × -3 = 1206.7 (M)			
TOTAL WEIGHT1 = 1206.7 × 72.6 × 2 = 175.1 (KG)			
TOTAL WEIGHT2 = 1206.7 × 0. × 0 = 1.0 (KG)			
NOTE			
*BRACE RING C-TYPE 19	-1980L D = 630 L = 163 ZUMEN=C	-1967L D = 626 L = 163 ZUMEN=C	- [F-SIDE] [L-SIDE]



プルドコイルを中心にしてのべたが、このほか ロータコイル、大形 ターピン発電機の ハーフコイル なども完成し、実際に適用している。これらの中には、材料や工数などの最適計算も含まれている。これにより、計算の組み合わせを含む高度の反復作業、作図による寸法決定、事務処理などの機能を、すべて電子計算機でおこなうようになり、いちじるしい正確さと、時間の短縮、工事処理能力の拡大などの効果を得た。

参 考 文 献

(1) 衛藤：電子計算機による誘導電動機の最適設計、「三菱電機技報」38, No. 6 (昭39)

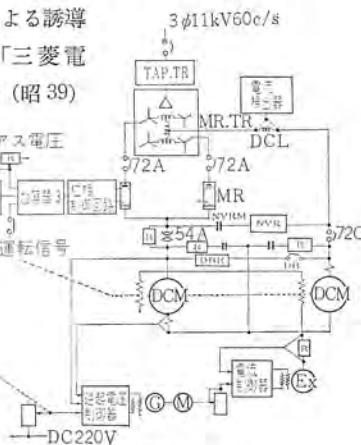
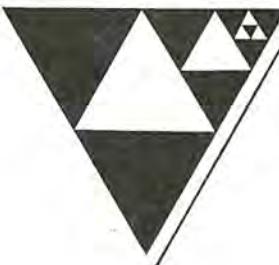


図 5.1 電子計算機により作成した計算書の一例
 Fig. 5.1 Stator coil calculation sheet as prepared on the printer of computer.

Fig. 5.2 Typical stator coil drawing as prepared on the printer of the computer.



新製品紹介

TM形直流電磁ブレーキ完成

TM形直流電磁ブレーキは圧縮パネの力により制動をかけ、2個のクラップ形電磁石により制動をとくブレーキであり、従来のDB形直流電磁ブレーキと同様、JEM-1120によって製作されているので、DB形直流ブレーキとトルクやブレーキ車寸法および取付寸法は同じである。またAISE Standard No. 11とも取付寸法は同じである。DB形直流電磁ブレーキと同じように広い用途に適用できる。

■特長

- (1) 外形寸法が小さい。
- (2) 構造が簡単でがんじょうであり、過酷な用途に耐える。
- (3) コイルはエポキシ樹脂で鉄心と一緒に固めてあるので、機械的電気的に保護されており、寿命が非常に長い。
- (4) 動作が早い。
- (5) 左右のシューに各1個の同形電磁石がついているので、左右のシューの付加質量はほぼ等しく、そのため左右のシューが同時に動作する。
- (6) コイルが2個あるので、萬一片方のコイルが故障したときも残りのコイルだけで動作する。



図1



図2



図3

(7) 万一、コイルの取換えが必要なときは、図2に示すように、アームをかたむけて簡単に取換ができる。制動をといたり、トルクの設定値をくずす必要はない。

(8) ライニングやシューは図3のように、ロッドをねあげて簡単に取換えることができる。この場合もトルク設定値をくずす必要はない。

■仕様

ブレーキ形番	制動トルク (kg·m)			
	直巻コイル		分巻コイル	
	1/2時間	1時間	1時間	連続
TM-20 A	13	10	13	10
TM-25 A	26	20	26	20
TM-33 A	72	55	72	55
TM-40 A	130	100	130	100
TM-48 A	260	200	260	200
TM-58 A	520	400	520	400
TM-76 A	1,170	900	1,170	900

ガラスにも穴あけ可能！

三菱無段变速携帯用電気ドリルUD-6A-1形完成

半導体制御整流素子を用いて電流制御することにより、0から最高速度まで無段变速可能な携帯用電気ドリルを試作した。この無段变速ドリルによれば、材料、キリ径に応じて回転数を定め穴明け効果を向上できるとともに、リーマ作業が容易、ドライバ・タッパとしても使用可能など、1台で多くの作業に使用できる。さらに板ガラスやガラスビンなど、割れやすいガラス材にも破損することなく容易に穴明け可能である。

速度は本体取付けのツマミと引金スイッチ操作の両方により、二

重に制御可能であり、起動時にショックを感じられないとともに、上記各作業に対しても扱いやすい特長を有している。

本製品はすでに発売しているSD-6A-1(6.5φ強力形)ドリルの取手部分に制御回路をそう入したものであり、重量、外観寸法ともSD-6A-1ドリルと同じである。引金スイッチ連動の速度制御用可変抵抗としてはネオングリップとカドミウムセル(cds)の組み合わせを用いて(光量によるカドミウムセルの抵抗変化を利用している)無接点化し、信頼性の向上を得ている。なお、制御回路は使用時の



新製品紹介

過酷な振動に耐えうるよう、結線後エポキシ樹脂にてモールドしている。

■ 仕様	出力	110 W
	電源電圧	AC 100 V 50/60 c/s
	無負荷回転数	0~2,200 rpm
	最大穴明能力	6.5 mmφ



図 1 UD-6A-1 形三菱携帯用電気变速ドリル

全負荷電流	2.6 A
重 量	2.2 kg
付属品	予備炭素 ブラシ 1組



図2 ガラスの穴あけ状況

吸 ジ ノ 力 の 強 い

三菱掃除機 TC-1500 形〈クリーンエースデラックス〉新発売

三菱電機では、このたび大容量集じん袋（タフバッグ）を備え家庭用主力掃除機として、強力な吸じん力を発揮する超高速小形モーターを採用した軽快なデザインの TC-1500 形三菱掃除機を新発売いたします。

■詩壇

- (1) でっかく吸いこむ大容量収じん袋〈タフパッグ〉
今までのタフパッグの約1.5倍の大きさ—常識やぶりのビッグサイズになりました。大きなゴミはナイロン袋に、細かいチリやホコリはポア織袋がキャッチ、目に見えない小さなゴミも布袋で完全につかまえてしまう三重収じん袋で、細かいゴミによる目づまりがなく、吸じん力もさがりません。しかもあと仕末はとても簡単、チリやホコリを軽くはらい落とすだけ。

(2) 每分21,000回転の500W強力モートル
毎分21,000回転の超高速モートルを採用、吸じん力は抜群です。

(3) わが国初めての分散排気機構〈ソフト排気〉を採用
排気穴が裏ヅタの外まわり全面に分散されており、三重消音装置の働きとあいまって排気音はグーンと小さくなりました。しかも広い面積から風ができるため排気の風もソフトになりました。また集中排気口へ差しこめば、自動的に分散から集中排気に切り換わり、ブロワー(吹出し)として使うこともできる便利なダブル排気方式です。

(4) じゅうたんのときブラシがすっと引っ込む新設計
掃除の場所に応じて床ブラシが回転する点は今までとかわりませんがこれはブラシがじゅうたんにあたるとすっと引っ込む新設計です。中にはいりこんだ小さなチリやホコリも効率よく吸い込み、吸い残しがありません。

(5) その他、動きの良い大きな後車輪、ホースに内蔵した手もとスイッチ、テレビ・ラジオに雑音がはいらないデルタ式防止装置、リングをまわすだけで伸縮自在の延長パイプ、ワンタッチでまきこむコードリール、ひと目で収じん量がわかるダストインジケータ、給油や手入れの必要がない密閉ボールペアリングなど多くの特長があります。

仕様

電 源	単相 AC 50~60 c/s
電 壓	100 V
消費電力	500 W
真 空 度	1,200 mm 水柱
風 量	3.0 m ³ /min
コ - フ	有効長 5 m
本体重量	5.7 kg



TC-1500 形三菱掃除機 〈クリーニングマシン〉

現金正価 平 16,900

現金正價 ¥ 18,300

三菱自動保溫電氣釜 NS-10 形 新發壳
NS-18 形

三菱電機では、このたび早くたけ、おいしく、経済的な強火炊飯形として、新しく自動保温電気釜を2機種開発、新発売いたします。

四特長

- (1) 熱効率のよい直熱式に 750 W(NS-18 形) の強火がプラスされましたので、従来に比べ 2 割ほど早く、おいしくいただけます。
 従来の電気釜のたき上り時間——32 分
 強火炊飯形のたき上り時間——24 分

(2) 1 回の炊飯はガス代に比べ経済的です



三菱自動保温電気釜
NS-10形 現金正価 ₩ 4,180
NS-18形 現金正価 ₩ 4,950

普通の電気釜——3.25円（東京電力）

強火炊飯形——3.05 凹

ガス釜———3.36 円（東京ガス）

(3) 三菱独特のポリプロピレン製ホットカッタ（実用新案登録、第739447号）により、熱をにがさずムラなくおいしくたきあげます。ムラシ、保温にもすぐれを効果があります。

(4) 色は、白、ピンク、ブルーの3色で、食卓に色をそえます。

(5) 水加減が容易な三角水位形が付いています。

仕様

	NS-10 形	NS-18 形
消費電力	炊飯 550 W 保温 35 W	炊飯 750 W 保温 45 W
炊飯方式	直熱式(強火炊飯形)	同左
* 容量	1.0 l たき	1.8 l たき
自動装置	サーモスカット+マダネットシステム	同左
付属品	ムシ板・計量コップ(180 cc)	同左
色	白、ピック、ブルー	同左
製品重量	2 kg (コード含む)	2.8 kg (コード含む)

三菱電気 こんろ H-23 形新発売

三菱電機では、このほど熱効率が良く、自由に火加減のできる4段切換スイッチが付いたデラックスタイプのH-23形三菱電気こんろを新発売いたします。

圖 特 長

- (1) 自由に火加減できる4段切換スイッチ付き
OFF-300 W 内-300 W 外-600 W の4段切換スイッチがついていますので、必要に応じて料理に適した熱量が得られます。
 - (2) 2段調節の焼網付き
用途によって高低2段に使い分けでき、使わないときは底部に格納できます。
 - (3) 寿命の長い発熱線
ヒータは高級ニクロム線を使用しており、寿命が長く安心して使用できます。
 - (4) 熱効率がすぐれています
ヒータは独特の配置にして浮かせてあり、下部へ熱がにげず、熱

効率がすぐれています

■ 什 樣

消費電力	100 V 600 W
スイッチ	4 段切換 (OFF-300 W 内—300 W 外—600 W)
製品重量	1.35 kg
色 調	赤, グリーン
付属品	2 段調節ねじ



H-23 形 三菱電気こんろ
現金正価 ₩ 1,480

NEWS FLASH

■ 小田急電鉄株式会社向け 総合設備工事契約決定（第二次）

当社は小田急電鉄（株）との間に、「新宿西口駅本屋ビル」（通称、小田急ビル）の建築設備工事一式（設計とも）の契約をとりきめた。これは第一次分として受注し、昭和41年11月末日完成の「新宿駅西口広場および自動車駐車場」総合工事とあわせて、当社の総合設備工事としては記録的な大工事である。

これらの設備は、小田急電鉄の一大事業として、一つには、副都心新宿西口の表玄関にふさわしい総合駅ビルとなって、一日百数十万人に上る電車やバスの乗降客の利便向上に寄与するものであり、また一つには、小田急百貨店として、さる昭和41年8月完成した「地下鉄ビル」（当社は発電機およびエレベータ・エスカレーターの設備一式を納入した）と直結し、昭和42年11月末日完成の暁には、都内第一級のデパートとして、その偉容を誇ることとなる。

工事概要

- (1) 規 模 鉄筋・鉄骨コンクリート造
地下3階-地上15階建、延べ75,800m²
- (2) 工事内容 電気設備、空調、換気設備、衛生給排水設備、昇降機設備、その他設備一式
- (3) 主要納入機器

a. 電気設備

- (a) 受変電設備
受電 22kV ループ受電
受電容量 約6,000kW
機器 屋内キューピックル形
主シヤ断器 2台、主変二次シヤ断器 1台
主変圧器 3台、配電用シヤ断器 19台
連絡用シヤ断器 1台、コンデンサ 8台
監視盤制御塔 1式
その他 1式

(b) 予備発電設備

- ディーゼル機関 1台 1210 PS, 750 rpm
交流発電機 1台 3φ, 1,062.5 kVA

b. 昇降機設備

- (a) エレベータ
直流ギャレス形 10台
直流ギャード形 8台

- (b) エスカレータ
全透明 1,200形 18台

c. 空調・換気設備

- (a) 冷凍機設備
ターボ冷凍機 2台 1,200 VSRT
" 3台 240 VSRT
吸収式冷凍機 2台 500 VSRT

冷却塔	2台	800 t
"	2台	600 t
"	2台	500 t
(b) ポイラ設備	3台	水管式 ポイラ 4,000 kg/h
(c) 送排風機	約100台	
(d) ポンプ	約30台	



①「新宿駅西口広場および自動車駐車場」完成予想図
②「新宿駅西口駅本屋ビル」完成予想図
③「地下鉄ビルディング」(完成 41.8/E)

■ 240 kV, 10,000 MVA

SF₆ガスシヤ断器完成

九州電力唐津発電所向けとして、240 kV, 10,000 MVA SF₆ガスシヤ断器を完成したので、このシヤ断器について紹介する。

このシヤ断器は、40年関西電力および中部電力に納入した84kV, 5,000 MVA シヤ断器や、41年夏関西電力湘南変電所に納入した300 kV, 25,000 MVA シヤ断器と同じ原理にもとづいて設計製作されたものである。

高電圧部にあるシヤ断点数は各相2個ずつであるから、1点当たりの分担電圧が、従来のシヤ断器と比較して高いので、シヤ断部ガイ管は70 kVユニットの場合よりも長いものを使用しているが、内部構造はまったく従来の当社製SF₆ガスシヤ断器と同じものである。0.05 mg/cm²耐塩害用であるため、ガイ管ガイン類は標準のものよりさらに長いものを使用している。三相同時操作用であるから、油圧操作用ハウジングおよびガス系統制御用ハウジングをそれぞれ1個ずつそなえている。

このシヤ断器のおもな定格事項は次のとおりである。

形 式 : 200-SF-1000 S
定 格 電 圧 : 240kV

絶縁階級：170号（0.05mg耐塩害用）

定格電流：1,200A

定格シヤ断容量：10,000MVA

定格再起電圧：I号 0.4kc/s

定格シヤ断時間：3～

動作責務：一般用甲号

各種シヤ断試験を実施した結果、JEC-145で要求される性能はもとより、近距離線路故障や脱調条件のシヤ断に対しても十分な能力があることが確認された。

このシヤ断器は、絶縁性能およびシヤ断性能のすぐれたSF₆ガスを使用しているため、シヤ断点数も各相当たりわずか2個で十分であるので、外形寸法を小さくできること、ガスを外部に放出せず、油圧操作であるため、静かでなめらかな動作がおこなえることなどの特長をもっている。



240kV, 10,000MVA, 1,200A SF₆ガスシヤ断器工場組立状況

■ ウエスチングハウス社より SF₆ガス純度測定装置一式を受注

アメリカ・ウェスチングハウス社（以下WH社と略す）よりSF₆（大ふつ化硫黄）ガスシヤ断器用としてSF₆ガス純度測定装置一式を受注した。この装置は、近年需要が急増しているSF₆ガスシヤ断器やSF₆ガス絶縁の受電設備の保守点検用として開発されたもので、重量約10kgのポータブルで安価な測定装置である。

WH社は世界にさきがけて、SF₆ガスを用いたシヤ断器の製品化に成功し、開発いらい数百台の製作実績をもっているが三菱電機でもWH社の経験を参考にして画期的な構造の新形シヤ断器の国産化を目的として、独自に各種の基礎研究を続けた結果、超高圧大容量SF₆ガスシヤ断器のシリーズを完成、すでに国内で営業運転にはいっている。このほど輸出が決定したSF₆ガス純度測定装置は、三菱電機がSF₆ガスシヤ断器の開発を目的として行なった

一連の研究の一部として完成したもので、純度検出はコロナ電流がSF₆ガス純度によって変化することを利用して行なうようになっている。

開発された装置のおもな特長は、

(1) SF₆ガス中の空気混合分（%）を直接メータ上に指示できること。

(2) 検出部が簡単、堅ろうで測定装置本体と検出ヘッドを含む重量が軽量である。

(3) 質量分析計やガスクロマトグラフのように測定操作や結果の解析に特別の熟練を必要としないでしかも安価である。



PM-106形 SF₆ガス純度測定装置外観

■ 演算電圧100Vを採用した 全トランジスタ式 MELCOM EA-7200形 超精密級アナログ計算機

最近の自動制御関係、理工学関係で取扱う問題が一段と高度になり、従来の電子管式アナログ計算機では、機能的にも性能的にも不十分な点が多くなったこと、および国内外のすう勢、顧客の要求等により、半導体化による高信頼度化、性能、機能の向上をはかる必要が生じてきた。これらの要求に答えるべく、当社では、このほどMELCOM EA-7200形超精密級アナログ計算機を完成し、三菱重工株式会社広島研究所に納入した。

今度完成したEA-7200形アナログ計算機は、全演算要素のオール・ソリッドステート化による高信頼度、高速演算化をはかるとともに、画期的な高出力演算電圧100Vを可能とし、演算要素の完全なユニット化、自動演算回路、論理演算回路を備えた最高級のアナログ計算機である。また、使用している半導体は、電界効果トランジスタをはじめとして、品質のよい当社製品を採用している。

EA-7200形アナログ計算機の特長は次のとおりである。

(1) 演算電圧±100Vであり、信号対雑音化がすぐれている。

(2) 演算要素の周波数特性を一段と向上させた。



ニュースフラッシュ

(3) 積分器はすべて電子スイッチ付で高低速自動演算が可能であり、繰返し演算時間は20秒から400マイクロ秒まで選べる。

(4) ディジタル論理素子をもつインテグレーテッド・ハイブリッド計算機で、高度な自動プログラム演算が可能である。

(5) 最大構成要素は、演算増幅器240台、ポテンショメータ240台、関数乗除算器24台、その他多数の各種非線形要素が実装可能である。また、完全なビルディング・ロック方式により、自由な構成がとれる。

(6) 人間工学的配慮によるカラー・シールドパッчベイの採用により、プログラムを容易にし、高速演算において外部雑音による影響を受けない。

(7) 各演算要素の完全自動設定方式を採用しており、ディジタル入出力装置を付加することにより、テープ、タイプライタによる設定、

演算および設定値を含めたプログラムの完全保存が可能である。また、ディジタル計算機とのハイブリッド計算機の構成が容易である。

このEA-7200形アナログ計算機の仕様の一部は次のとおりである。

形式 全トランジスタ式、精密級 イテラティブ・アナログ計算機

精度 サークルテスト 振幅誤差 $\pm 0, -0.2\%$

周波数誤差 $\pm 0.1\%$

係数、積分時定数精度 $\pm 0.05\%$

演算電圧 $\pm 100V, 20mA$

接続方法 カラー・シールド・プレパッч 方式 演算インピーダンス

内蔵

寸法 (幅)2,850×(高さ)2,000×(奥行)1,100

図1はEA-7200形アナログ計算機の外観、図2はディジタル入出力装置の外観である。

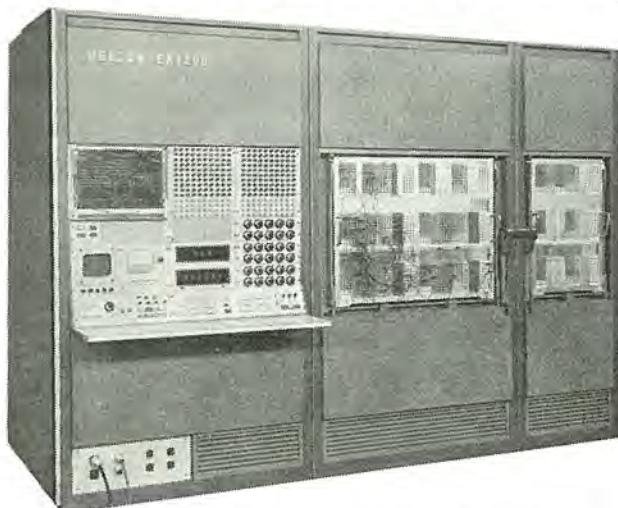


図1 EA-7000形アナログ計算機外観



図2 ディジタル入出力装置外観

==== 最近登録された当社の特許 =====

名 称	登録日	特許番号	発 明 者	関係場所
インバータの保護装置	41- 4-21	471173	吉田太郎・宮崎 治	名古屋
アンテナ方式	41- 4-21	471174	玉真哲雄	通信機
計数形電子計算機によるデータ分類装置	41- 4-21	471175	豊田準三・中塚正三郎	中央研究所
2つのパルス幅変調信号の積を得る方式	41- 4-21	471176	大野栄一	中央研究所
磁器固体抵抗器の製造方法	41- 4-27	318260	佐藤五郎	中央研究所
遠方監視制御方式	41- 4-27	471717	大木撮爾	神戸
流体作動弁	41- 4-27	471718	富永正三郎	伊丹
パケットクレーンの制御装置	41- 4-27	471719	吉田太郎・高岡明雄	名古屋
変圧器巻線の転位方法	41- 4-27	471720	藤井健三・吉原俊行	伊丹
複姿態励振装置	41- 5- 4	472167	喜連川 隆・立川清兵衛	中央研究所
無限可変移相器	41- 5- 4	472168	中原昭次郎・野村卓也	中央研究所
探知装置	41- 5- 4	472169	玉真哲雄	通信機
周波数変調受信機	41- 5- 4	472170	笛田雅昭	通信機
片口端子形発熱管体の製造方法	41- 5- 4	472171	(萩原孝久・近藤正司 日比野浩一)	群馬
消炎装置	41- 5-12	472893	浜岡文夫・今出昭彦	中央研究所
自動变速制御装置	41- 5-12	472894	坂本敏之	姫路
機関の異常回転上昇防止装置	41- 5-12	472895	黒岩利明・高見 昭	姫路
選択地絡継電装置	41- 5-12	472896	三上一郎	神戸
方向地絡継電装置	41- 5-12	472897	三上一郎	神戸
搬送保護継電装置	41- 5-12	472898	北浦孝一	神戸
搬送保護継電装置	41- 5-12	472899	北浦孝一	神戸
搬送保護継電装置	41- 5-12	472900	北浦孝一	神戸
1線地絡検出継電装置	41- 5-12	472901	三上一郎	神戸
パイロット継電装置	41- 5-12	472902	三上一郎	神戸
静止形積分特性調整継電装置	41- 5-12	472903	森 健	神戸
超小形半導体装置	41- 5-12	473032	山本隆一	北伊丹
燃料ポンプ制御装置	41- 5-13	473033	高橋賢治	福山
トランジスタ継電器の点検装置	41- 5-13	473034	森 健・阪上正幸	神戸
トランジスタ継電器の点検装置	41- 5-13	473035	森 健・阪上正幸	神戸
信号変換装置	41- 5-13	473036	三木隆雄	姫路
内燃機関点火装置	41- 5-13	473037	三木隆雄	姫路
電解加工方法	41- 5-13	473038	(前田祐雄・荒井伸治 斎藤長男)	名古屋
避雷器	41- 5-13	473039	岡田昌治・萩野一夫	伊丹
内燃機関点火装置	41- 5-13	473040	三木隆雄	姫路
同期発電機の運転装置	41- 5-13	473041	川畑隆夫	中央研究所
蒸着硫化カドミウム整流素子の製造方法	41- 5-13	473042	石井 悠・榎本竜弥	中央研究所
避雷装置	41- 5-13	473043	宮本紀男・新田東平	中央研究所
内燃機関点火装置	41- 5-13	473044	三木隆雄	姫路
内燃機関点火装置	41- 5-13	473097	三木隆雄	姫路
変色移動視装置	41- 5-13	473030	中村 弘・依田 功	大阪
ジューク	41- 5-13	473031	加藤義明	群馬
注形ラッピングとその製作方法	41- 5-23	473695	岸田光弘	伊丹
グララッピングクレーンの制御装置	41- 5-23	473696	吉田太郎・藤井 恭	名古屋
広帯域空洞形パラメータ増幅器	41- 5-26	474083	(喜連川 隆・有田不二男 白幡潔)	中央研究所
インバータ	41- 5-26	474084	吉田太郎・篠原宇一	名古屋
単体構造の論理演算固体回路装置	41- 5-26	474085	福渡英世	北伊丹
鉄心接合剤	41- 5-26	474086	伊藤公男	中央研究所
計数回路	41- 5-26	474087	倉橋浩一郎	中央研究所
シリコン中に硼素を拡散させる方法	41- 5-26	474088	清水潤治・石井 悠	中央研究所
鉄心の製造方法	41- 5-26	474089	田村良平	伊丹
電解加工装置	41- 5-27	474199	(前田祐雄・斎藤長男 荒井伸治)	名古屋
熱電装置	41- 5-27	474200	村山悦朗・笠置 純	商品研究所
多重通信路の自動利得制御装置	41- 6- 3	474526	(渡辺 優・石井栄一 近藤輝夫・竹内政和)	通信機
自動变速制御装置	41- 6- 3	474527	宮崎秀夫	姫路

次号予定

三菱電機技報 Vol. 40 No. 12

普通論文

- 新形ビル用特高(20, 30 kV)キューピックル
- パルス圧縮レーザ OPS 11
- 麻生産業吉隈第二立坑巻上機用電機設備
- 麻生産業吉隈第二立坑 680 kW 交流巻上設備
- 希土類をドーピしたフッ化カルシウム単結晶とレーザ発振
- 正温度係数サーミスタ
- 合成受信用位相差受信強度検出装置
- Ba-Pbフェライトの生成と物理的磁気的特性
- 四抵抗式負荷時タップ切換器の寿命試験
- ME-2H 301 形 2 GC 帯多重無線機
- 三菱IM形イオンカウンタ
- Sバンド広帯域パルスクラリストロン
- 輸転機のリアクトル制御
- 三菱オートマチックスライドプロジェクタ
- マイクロ波トンネルダイオード増幅器の実用化
- 電子計算機シリーズ
- 水車発電機の経済設計

三菱電機技報編集委員会

委員長	小倉 弘 敦
副委員長	片岡 高 昭
常任委員	明石 精
	石川 理 一
	宇佐見 重 夫
	大野 寛 孝
	神崎 邇
	北川 和 人
	小堀 富 次
	鈴木 正 雄
	祖父江 晴 秋
	馬場 文 夫
	山田 栄 一
	横山 義 喜
	出雲 留 行
	尾畠 幸 藏
	林真 幸
	松元 雄 藏

(以上 50 音順)

昭和 41 年 11 月 22 日印刷 昭和 41 年 11 月 25 日発行
「禁無断転載」定価 1 部 金 100 円(送料別)

編集兼発行人

東京都千代田区丸の内 2 丁目 12 番地 小倉 弘 敦
印 刷 所 東京都新宿区市谷加賀町 1 丁目 大日本印刷株式会社
印 刷 者 東京都新宿区市谷加賀町 1 丁目 高橋 武 夫
發 行 所 東京都千代田区丸の内 2 丁目 12 番地 「三菱電機技報社」
東京都千代田区丸の内 2 丁目 12 番地 (三菱電機ビル内)
(電) 東京 (212) 大代表 6111

発売元

東京都千代田区神田錦町 3 の 1 株式会社オーム社書店
電話 (291) 0912 郵便東京 20018

本社・営業所・研究所・製作所・工場 所在地

本 社	東京都千代田区丸の内 2 丁目 12 番地 (三菱電機ビル内)
大阪 営 業 所	大阪市北区堂島北町 8 の 1 (電) 大阪 (312) 大代表 1231
名古屋 営 業 所	名古屋市中村区広井町 3 の 88・大名古屋ビル (電) 名古屋 (561) 大代表 5 3 1 1
福岡 営 業 所	福岡市天神 2 丁目 12 番地 1 号 天神ビル 5 階 (電) 福岡 (75) 代 表 6 2 3 1
札幌 営 業 所	札幌市北二条西 4 の 1・北海道ビル (電) 札幌 (26) 大代表 9111
仙 台 営 業 所	仙台市大町 1 の 175・新仙台ビル (電) 仙台 (21) 代表 1211
富 山 営 業 所	富山市桜木町 1 番 29 号・明治生命館 (電) 富山 (31) 代表 3151
広 島 営 業 所	広島市中町 7 番 32 号・日本生命ビル (電) 広島 (47) 大代表 5111
高 松 営 業 所	高松市鶴屋町 5 番地の 1 (電) 高松 (51) 代表 0001
東京商品 営業所	東京都千代田区丸の内 2 の 12・三菱電機ビル (電) 東京 (212) 大代表 6 1 1 1
大阪商品 営業所	大阪市北区堂島北町 8 の 1 (電) 大阪 (312) 大代表 1231
名古屋商品 営業所	名古屋市中村区広井町 3 の 88・大名古屋ビル (電) 名古屋 (561) 大代表 5 3 1 1
福岡商品 営業所	福岡市天神 2 丁目 12 番地 1 号・天神ビル 5 階 (電) 福岡 (75) 代 表 6 2 3 1
札幌商品 営業所	札幌市北二条西 4 の 1・北海道ビル (電) 札幌 (26) 大代表 9111
仙 台 営 業 所	仙台市大町 4 の 175・新仙台ビル (電) 仙台 (21) 代表 1211
富 山 営 業 所	富山市桜木町 1 番 29 号・明治生命館 (電) 富山 (31) 代表 3151
広 島 営 業 所	広島市中町 7 番 32 号・日本生命ビル (電) 広島 (47) 大代表 5111
高 松 営 業 所	高松市鶴屋町 5 番地の 1 (電) 高松 (51) 代表 0001
新潟 営 業 所	新潟市万代町 69 番地 (電) 新潟 (45) 1 3 7 8
北九州 出張所	北九州市小倉区京町 10 の 281・五十銘ビル (電) 小倉 (52) 代 表 8 2 3 4
長崎 出張所	長崎市大黒町 3 番 1 号・長崎交通産業ビル (電) 長崎 (3) 代 表 6 1 0 1
横浜 出張所	横浜市中区富士見町 2 の 12 (電) 横浜 (65) 2691~3
長野 出張所	松本市白板 212 番地 (電) 松本 (3) 1 4 5 3
京都 出張所	京都市中京区壬生坊城町 5 (古橋ビル) (電) 京都 (82) 1245
神戸 出張所	神戸市生田区西町 36 (三菱信託ビル) (電) 神戸 (33) 0606~7
静岡 出張所	静岡市七間町 9 の 19・池田ビル (電) 静岡 (53) 代表 9186
岡山 出張所	岡山市西長瀬字村北 122 の 1 (電) 岡山 (24) 代表 0331
中央 研究所	尼崎市南清水字中野 80 番地 (電) 大阪 (481) 大代表 8021
商品 研究所	鎌倉市大船 782 番地 (電) 鎌倉 (6) 代 表 6111
神 戸 製 作 所	神戸市兵庫区和田崎町 3 丁目 (電) 神戸 (67) 大代表 5041
伊 丹 製 作 所	尼崎市南清字中野 80 番地 (電) 大阪 (481) 大代表 8 0 2 1
長 崎 製 作 所	長崎市丸尾町 6 番 14 号 (電) 長崎 (3) 大代表 6211
稻 沢 製 作 所	稻沢市井口町 1100 番地 (電) 稲沢 (32) 代表 4121
和 歌 山 製 作 所	和歌山市岡町 91 番地 (電) 和歌山 (23) 代表 1275
鎌 倉 製 作 所	鎌倉市上町屋 325 番地 (電) 鎌倉 (6) 大代表 1111
通 信 機 製 作 所	尼崎市南清字中野 80 番地 (電) 大阪 (481) 大代表 8 0 2 1
北 伊 丹 製 作 所	伊丹市大庭字主ヶ池 1 番地 (電) 伊丹 (72) 大代表 5131
名 古 屋 製 作 所	名古屋市東区矢田町 18 丁目 1 番地 (電) 名古屋 (72) 大代表 2 1 1 1
福 岡 製 作 所	福岡市今宿青木 690 番地 (電) 福岡 (88) 代表 0431
福 山 製 作 所	福山市緑町 1 番 8 号 (電) 福山 (2) 代表 2800
姫 路 製 作 所	姫路市千代田町 840 番地 (電) 姫路 (23) 大代表 1251
相 模 製 作 所	相模原市小山字久保 2 2 4 (電) 相模原 (72) 大代表 5 1 3 1
静 岡 製 作 所	静岡市小鹿 110 番地 (電) 静岡 (85) 大代表 1111
中 津 川 製 作 所	中津川市駒場町 1 番 3 号 (電) 中津川 (5) 大代表 2121
大 船 製 作 所	鎌倉市大船 800 番地 (電) 鎌倉 (6) 代表 6111
郡 山 製 作 所	郡山市字境橋町 1 番地 (電) 郡山 (2) 1220~3
群 馬 製 作 所	群馬県新田郡尾島町大字岩松 800 番地 (電) 太田 代 表 4 3 1 1
無 線 機 製 作 所	尼崎市南清水字中野 80 番地 (電) 大阪 (481) 大代表 8021
京 都 製 作 所	京都府乙訓郡長岡町大字馬場小字岡所 1 (電) 京都 (92) 大代表 4 1 7 1
伊 丹 製 作 所	三田市三輪町字父々部 8 5 番地 (電) 三田 (4 3 7 1 ~ 4 3 3 7 5)
三 田 工 場	東京都世田谷区池尻町 3 丁目 1 番 15 号 (電) 東京 (414) 代 表 8 1 1 1
相 模 製 作 所	札幌市北二条東 1 2 丁目 9 8 番地 (電) 札幌 (22) 3 9 7 6
世 田 谷 工 場	