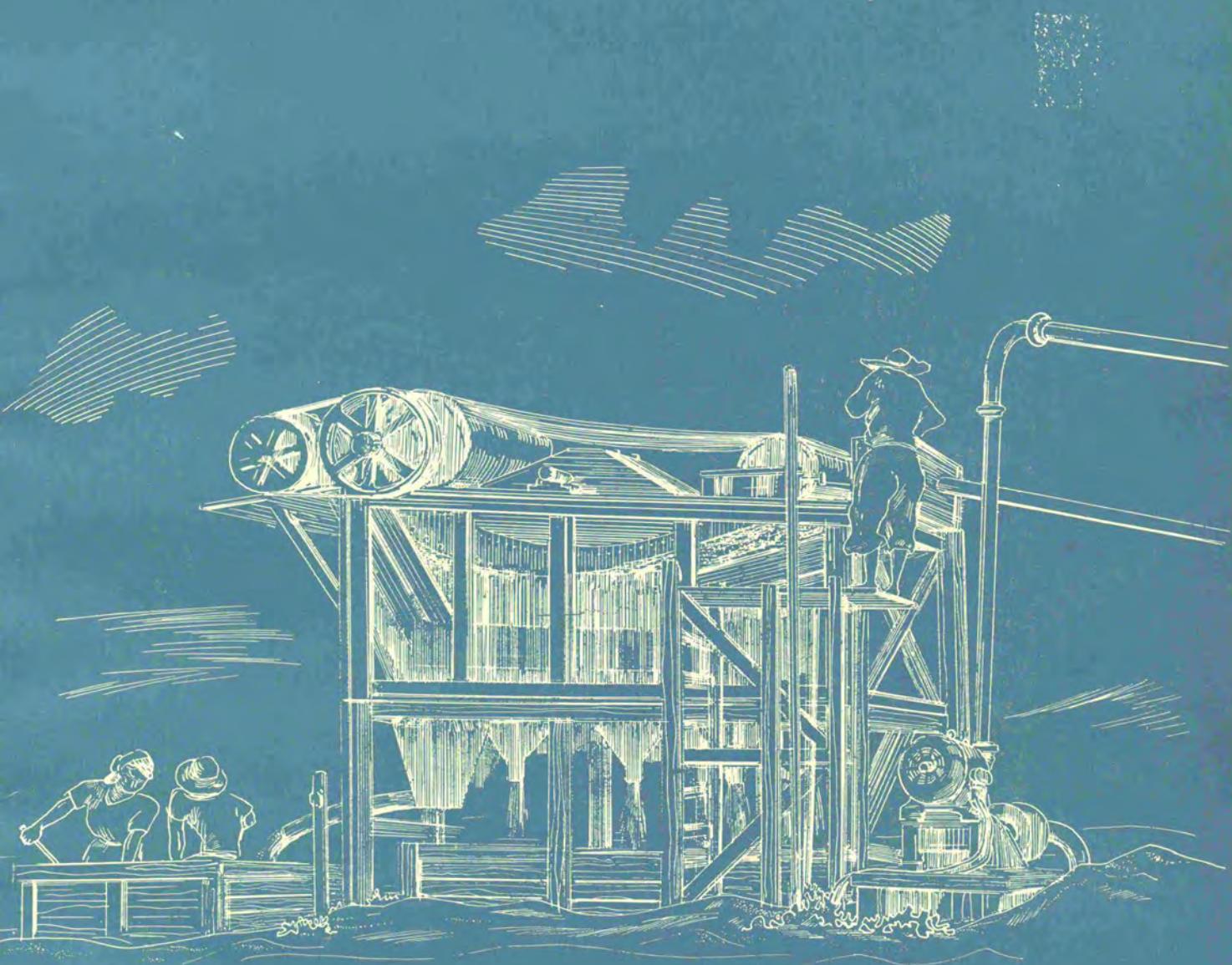
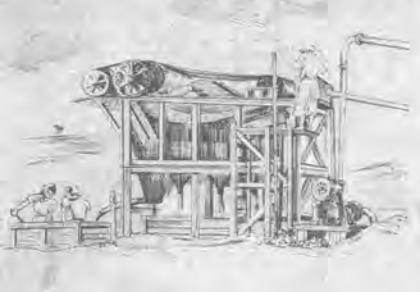


MITSUBISHI DENKI

三菱電機



Vol. 27 1953



MITSUBISHI DENKI

三菱電機

表紙説明

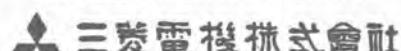
表紙のベン画は磁鐵鉱を経済的に大容量を選鉱し高品位の精鉱ができるかつ回収率の良いOP磁石を応用したM型磁石選鉱機であります。選鉱方式は湿式にて吸着面にはベルトを使用します。選鉱する鉱石を給鉱口に水と共に流れ入れベルトを通して磁性体は磁石に吸引され精鉱槽に精鉱として集鉱されます。なおご希望によりK型電磁選鉱機を作成しております。

特長

- (1) OP磁石は強大な抗磁力を有し磁力強大である。
- (2) 電力は回転用だけで磁化用の電力不要。
- (3) 耐水性が大で水に浸される事が絶対ない。
- (4) 四期の寒暑または昼夜温度変化に対し磁力の変化がない。

仕様

型名	磁石巾 (mm)	外形寸法 (高サ×巾×長サ)	処理能力 (トン/時)
M18	450	1440×1420×3150	6-20
M24	600	1800×1600×3675	8-25
M36	900	2060×1980×4995	10-30



本社

東京都千代田区丸の内(東京ビル)
(電) 和田倉(20) 代表 1631-2331

研究 所 兵庫県尼ヶ崎市南清水
神戸製作所 神戸市兵庫区和田崎町
名古屋製作所 名古屋市東区矢田町
伊丹製作所 兵庫県尼ヶ崎市南清水
長崎製作所 長崎市平戸小屋町
大船工場 神奈川県鎌倉市大船
世田谷工場 東京都世田谷区池尻町
郡山工場 福島県郡山市宇壇橋町
福山工場 福山市仲野上町
姫路工場 兵庫県姫路市千代田町
和歌山工場 和歌山市岡町
中津川工場 岐阜県中津市駒場安森
福岡工場 福岡市今宿青木
札幌修理工場 札幌市北二条東12
大阪営業所 大阪市北区堂島北町8番地1
(電) 福島(45) 5251-9
名古屋営業所 名古屋市中区広小路通
(電) 本局(23) 6231-5
福岡営業所 福岡市天神町(三菱ビル)
(電) 西(2) 5821-5825
札幌営業所 札幌市南一条西5の14
(電) (2) 2378-3911
仙台事務所 仙台市東一一番丁63
(電) 仙台 2573-8057
富山事務所 富山市安住町23の2
(電) 富山 4692-5273
広島事務所 広島市袋1町(明治生命ビル)
(電) 中 1069-4824
高松出張所 高松市南紺屋町34の3
(電) 高松 3178-3250
小倉出張所 小倉市博労町63(富士ビル)
(電) 小倉 3614

昭和28年第27巻第8号

目次

80.5 kV 3,500 MVA M型碍子型高速度遮断器	新井正元・五十嵐芳雄・永田秀次 2
最近の風冷式イグナイトロン整流器	加藤又彦・中村幸雄 10
短絡試験用発電機の短絡時の過励磁	山田栄 18
周波数分析による騒音周波計の較正	戸田哲雄 21
超小型ヒステリシス電動機について	高橋重彦 24
カゴ形誘導電動機の回転子試験装置	白田長一・梶谷定之 29

品質奉仕の三菱電機

80.5 kV 3,500 MVA

M型碍子型高速度遮断器

伊丹製作所

新井正元*・五十嵐芳雄**・永田秀次**

Type M Bushing Type High Speed Circuit Breakers

Masamoto ARAI · Yoshio IGARASHI · Hidetsugu NAGATA

Itami Works

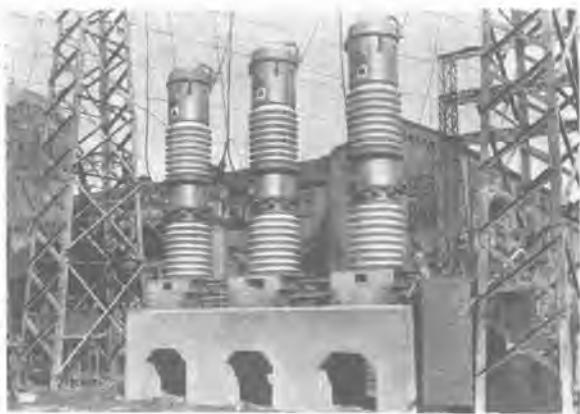
Latest development of transmission network and enormous increase of power demand have come to require circuit breakers to meet very severe conditions. New Type M bushing type high speed circuit breakers added in our regular production is the answer for this purpose, being a fruit of our long experience backed up by the technique of Westinghouse. Breaking period of within 3 cycles in marvelous achievement together with other features, are introduced herein.

1. まえがき

最近の送電網の発達と膨大な電力需要の増加とは極めて過酷な条件に耐える遮断器を必要とするに至つた。すなわち安定度の増大のためには3サイクル程度の高速度遮断と10~20サイクルの高速度再閉路と、各送電線間の連繋のためには極めて大きな遮断容量が要求されると共に、連絡遮断器に対しては脱調時系統分離で遭遇する逆位相の高電圧下においても確実に高速度遮断できることが必要となり、かつ充電電流遮断の際にも異常電圧を発生して系統機器の絶縁をおびやかさないように再点弧一回以下が望まれるようになつた。

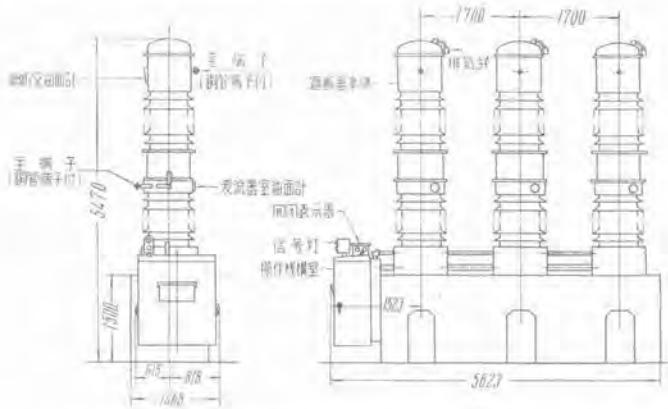
当社は従来V型遮断器を製作し、中容量碍子型遮断器として良好な成績を収めてきたが、今回関西電力株式会社関係各位のご指導により上記の如き最近の遮断器に対する種々な要求を具備した系統分離用の定格80.5 KV 3,500 MVA, 800 A, 3サイクル、M型碍子型遮断器を開発製作し、2月末に古川橋変電所に納入した。このM型遮断器は米国ウエスチングハウス社で大遮断容量鉄槽型遮断器のために製作され、工場ならびに現場遮断試験に極めて優秀な成績を収めているMulti Flow型

消弧室と同構造のものを従来V型遮断器で得られた経験にもとづいて碍子内に収めたものである。しかし80.5 KVで25,000 Aに達する大容量の遮断器を鉄槽型油入遮断器と違つて油量少く上部空気室も十分にとれない碍子型遮断器で製作することは非常な冒険であつた。すなわちこの遮断器は後述の如く一次電弧の発生ガス圧力で油をこれに直列の二次電弧に吹付けて消弧する方式を採用しているので、遮断電流が増せば一次電弧エネルギーが非常に大きくなつて発生ガス圧力も増加し、これに消弧室が耐えるようにしなければならない。この圧力には設計的にある許容限度があるので、この種自力性消弧遮断器の特長として低電流遮断では発生ガス圧力の不足により高速度遮断が困難になる傾向がある。したがつて種々の工夫を加えて低電流から大電流迄一様に全遮断時間を3サイクル以内とすることに苦心した。投入電流63,000 Aに耐えるためにフインガコンタクトの採用を余儀なくされ開極時間は若干延びざるを得なかつたが、遮断試験の結果は電弧時間は低電流から大電流にわたり大体1サイクル以内で、とくに系統脱調時の開閉で相違する過電圧を考えての画期的な遮断試験も全遮断時間3サイクル以内という好成績を収めた。充電電流遮断もさる



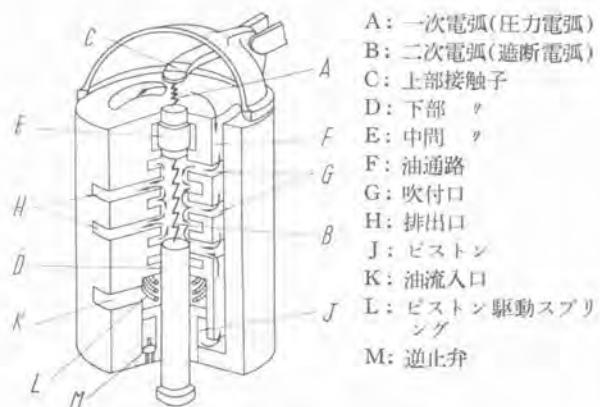
1 図 関西電力古川橋変電所に設置された 70-M-350 型
碍子型遮断器 80.5 kV 3.5000 MVA 800 A 3~

Fig. 1. Circuit breaker installed at the site.



2 図 70-M-350 型碍子型遮断器外形図 80.5 kV 3,500 MVA
800 A 3~

Fig. 2. External view showing dimensions.



3 図 ピストン付 Multi flow 型消弧室説明図
 Fig. 3. Principle of multi flow type arc extinguishing chamber.

3月13日夜古川橋変電所で行われた現場試験結果に示す如くほとんど再点弧現象である。さらに圧縮空気操作機構は新型の縦型を採用して機械的部分の信頼性を増し、上記の遮断性能と相俟つて優秀な高速度遮断器を完成した次第である。

1 図は現場に据付けられたこの遮断器の外観写真で 2 図は外形寸法図である。以下この遮断器の構造ならびに

80.5 kV 3,500 MVA M 型碍子型高速度遮断器・新井・五十嵐・永田

性能を紹介する。

2. Multi Flow 型消弧室

3 図は Multi Flow 型消弧室の原理動作説明図である。コンタクトは中間コンタクト、上部コンタクト、下部コンタクトからなり、遮断時に上下二つの直列電弧が発生する。上部電弧の発生する室は機械的に強い金属壁で閉まれていて、この電弧によって発生した油の分解ガスはこの室内に大きな圧力を発生し、この圧力によって油は押されて下部のファイバ板を積み重ねて作つた消弧室内の通路を経て下の電弧へ吹付けられる。この吹付口は電弧の長さに沿つて数個分布し、これと直角方向に

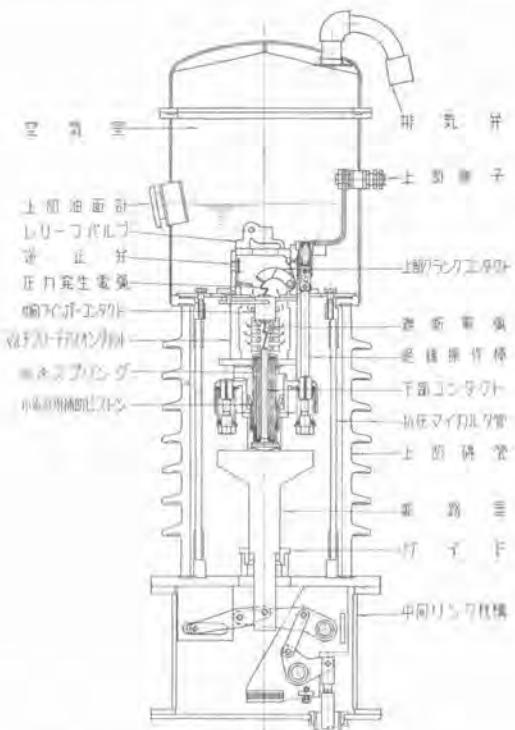
対になつた排出口があり、この排出口と吹付口は同一平面上になく、その間の隔壁は下部コンタクトの通る穴のみによつて通じる。このため下部コンタクトがある間は吹付口と排出口とは切れていて、下部コンタクトが移動して排出口が聞く室に新しい油吹付箇所が生じる。これが Multi Flow の名の生じた所以で数ヶ所の油吹付口から別々に新油を電弧全長に亘つて吹付けてイオン化されたガスを取り除き、速かに電弧路の抵抗をある値まで増して終いに電流零値後再発弧しないようにし、かつ吹付口および排出口はいずれも対になつてるので電弧は長さと断面を束縛されて電弧エネルギーの拡散を制限せられて低電弧電圧となり、電弧時間も短いので電弧エネルギーも非常に少ない。

この型の消弧室は自力型であるので従来の他力型 Vertical Flow 消弧室に比し少電流特性はやや劣る憂いがあるので、下部コンタクトの外側に油流ピストンを設けて少電流遮断時にはこの油流が上部消弧室に入り消弧を助けて少電流性能を向上させる。しかし小電流以外の電流遮断には発生ガス圧が背圧となつてピストン駆動スプリングに打克ちピストンは押され、すぐには油は押し出さない。しかし下部コンタクトとピストンとは遮断方向には機械的につながれていないから、この作用によつて下部コンタクトの遮断速度が落ちることはない。したがつて遮断が完了しガス圧が減すればピストンは始動して消弧室内の清掃を行う。ピストンの油は下部の逆止弁から供給されつねに新しい油が入り消弧室からは逆流しないようにしてある。

3. 一般構造

M型遮断器は従来のV型遮断器と同様に下部支持に機械強度の大きな碍管を用い、この中に高性能の巻線型変流器を収め操作棒は変流室を貫いており、中間機構を置いてその上に消弧室を備える上部碍管があり、さらに頭部に空気室をのせる構造で、4図はこの遮断器の上部断面5図は下部断面を示す。

大遮断容量となると、有効な消弧方式を用いて電弧時間をできる限り減じても電弧エネルギーは著しく増加



4 図 70-M-350 型 M.C.B. 上部断面図

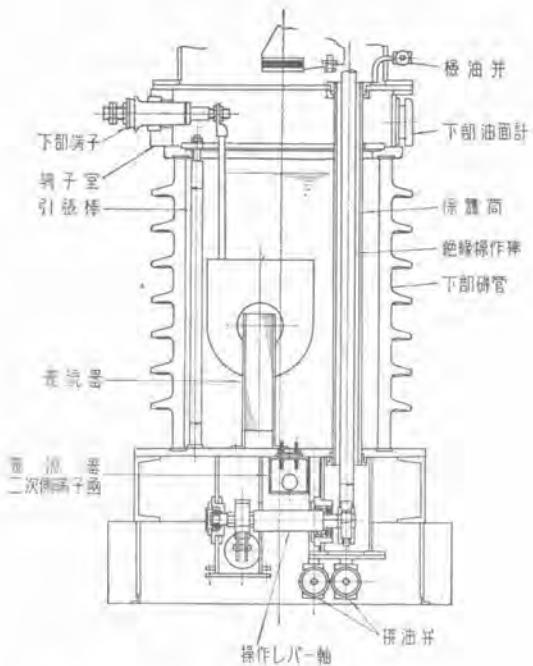
Fig. 4. Cross section of the upper part of the breaker.

し、これによつて発生するガスの圧力による機械的衝撃は極めて大きくなる。この遮断器はこの衝撃に耐えるように機械的設計に注意が払つてある。すなわち直径の大きな上部碍管を用い、消弧室と内部耐圧絶縁管との間隙を大にして発生ガスの通路の摩擦抵抗を少くし、絶縁管および碍管に加わる圧力を減ずると同時に、この絶縁管の厚さを増して機械的強度を上げてある。また頭部の空気室は十分大きくとり上部油面が発生ガスのため上昇し空気室に充満してこの結果遮断性能が落ちないようになると共に外部への噴油を防ぐ。また下方に作用するガス圧力に対しては機械的に強くするために底板はとくに十分な圧力に耐えるよう設計してある。

高速度遮断を行うためには加速に極めて強力なスプリングが必要で、この強力な荷重に耐えるため中間リンク機構のレバーはすべて特殊鋼を用い、形状を大にして可動重量を増すことなく十分な力に耐えるようにしている。

また高速度遮断のため重要な部品のペアリングはすべてローラ・ペアリングを用い摩擦を減るようにした。

前述の如くこの遮断器は高速度遮断をさせるために、上部と中間コンタクト間の一次電弧と中間コンタクトと下部コンタクト間の二次電弧を同時に発生させて消弧する方式を採用した。すなわちクラシック型の上部コンタクトは操作絶縁棒によつて下部コンタクトと共に動かすようになつておつり、図に示す如くそのストロークは下部コ



5 図 70-M-350 型 M.C.B. 下部断面図

Fig. 5. Cross section of the lower part of the breaker.

ンタクトのストロークよりも短かく、上部コンタクトは下部電弧がまだ十分伸びないうちに全開位置に達し、油吹付に十分な圧力を短時間の内に発生させる。すなわち上部クラシックコンタクトは操作絶縁棒上部にある投入衝撃吸収用のスプリング入りの緩衝器につながれていますが、支点のレバー比の関係で下部コンタクト開離速度の約2倍の速度で開いて一次電弧によるガス圧の立上りを速かにする。しかし油中断部には操作絶縁棒加速バネの不均衡な力が加わるから、これを防ぐと共に十分な遮断速度を得るために上部コンタクト操作ロッドと反対側に平衡用スプリングを設けてある。

ピストンおよび下部コンタクトは消弧室下部につけられたコンタクト・ガイドに沿つて動き、一定の遮断距離を動いた後、停止し、それ以後の運動によつて油中断路部が形成される。この油中断路部は発生ガスの排出方向と逆に開くため有効に働き大きな距離を開く必要はない。

小电流遮断時にはピストンがコンタクト開離の始めから油流を起すと簡単に電弧を消滅させるが、その反面開極距離の短い内に高い電圧が加わり再点弧する。そこでとくに始めの僅かな時間はピストンが作用しないように二重ピストンにしてあり、コンタクト開離後しばらくの間は電弧にはなんら消弧能力は加わらず、十分開いてから油流を電弧に吹付けて消弧しまたその後は高電圧に耐える絶縁層を形成する。

消弧室上部圧力室にはレリーフ、バルブがあり過大なガス圧が発生した時の安全装置となり、また逆止弁により遮断後速かに新油が供給される。

消弧室内の遮断距離は短くて十分なので全体のストロー

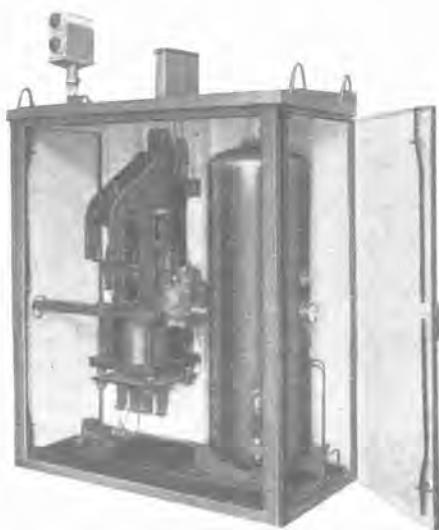
ークは少く、負荷は大きいが有効なトグル機構との組合せの中間機構を用いて絶縁操作棒の荷重を限定している。

この遮断器は遮断容量が大きく定格遮断電流が 25,000 A であるので、投入電流 63,000 A・短時間電流 50,000 A に耐えるためにコシタクトはフインガ型を採用した。すなわち中間コンタクトが左右に分れていて上部クランクコンタクトと下部コンタクトをスプリング圧力ではさむようになっている。各コンタクトには銅、タングステン合金の耐弧メタルを鍛付して遮断電弧による損耗を少くし、コンタクト自体の機械的強度を強くするために導電率がよくてしかも熱処理によつて調質できる時効硬化性銅合金を使つた。また下部コンタクトに同心に入つてゐる加速スプリングは渦流損による温度上界を防ぐために非磁性のものを採用している。

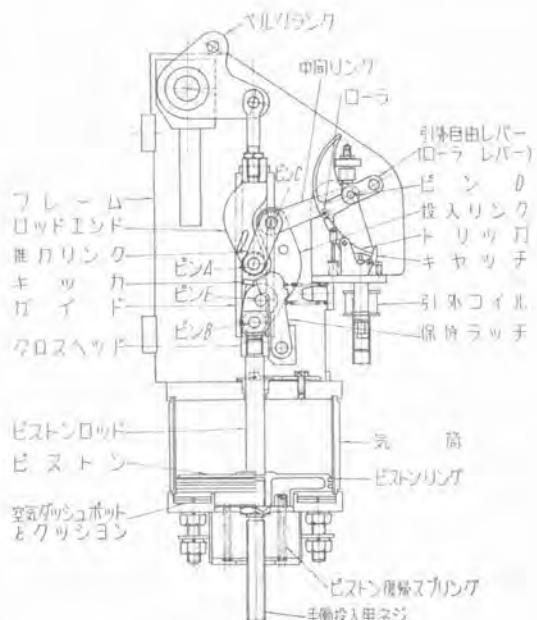
6 図は消弧室の外観写真で、頭部両側にはり出したのがレリーフ、バルブで、とくに高圧で吹出しても破壊しにくいうように左右対称になつてゐる。また右側に見えるのが上部クランクコンタクト開閉用の操作絶縁棒で、左側中部に見える四つの穴が油の排出口である。油道を



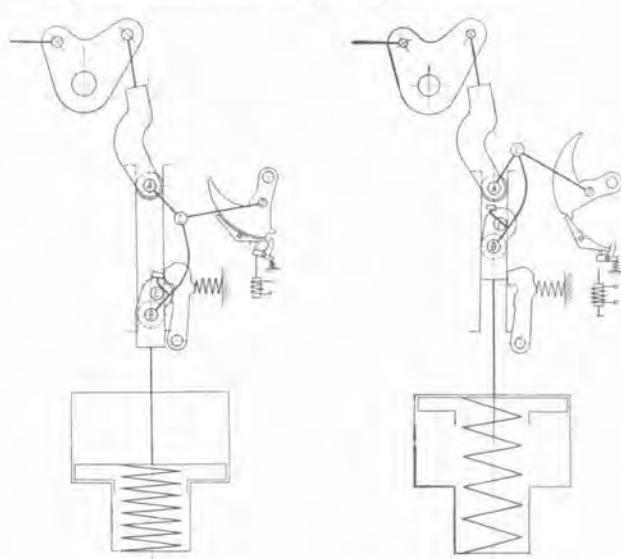
6 図 消弧室
Fig. 6. External view of the arc extinguishing chamber.



7 図 圧縮空気操作機構
Fig. 7. Operating mechanism of circuit breaker.



8 図 操作機構（投入）
Fig. 8. Construction of operating mechanism.



9 図 引外自由
Fig. 9. Trip free position.
10 国 全開
Fig. 10. Position of full opening.

形成するファイバ板は薄い板に種々の穴があけてあるものを数十枚積重ね、4 本の絶縁棒で下部に見える巨大なスプリングを介して四隅で締めつけてあるので、ファイバ板の加年による収縮に対しても安全である。消弧室は上部圧力室のフランジの取付ボルトを外せば、簡単に取り上げて取出すことができるので、点検保守に便利である。

4. 操作機構

この遮断器の操作機構は 7 図の写真に示すような新型の縦型を採用した。操作気圧を 9 kg/cm^2 としたのと相まって操作機構自体が小型となるため、氣槽も共通の箱内に收め得て、配管の全長を短かくし、無用の管路圧力

降下を減じて圧縮空気のエネルギーを完全に用いることができると共に、気構は筐内の機構と一緒に乾燥電熱器によつて温められ、弁の凍結等の問題を防ぐから、従来のように寒冷地に対して特別考慮をする必要もなくなつた。8図は操作機構の構造説明図で、9図は引外自由位置、10図は全開位置を示した略図である。8図は投入位置を示している。操作ピストンには上部シリンダヘッドから空気が入れられると下方への力が働きこの力がクロスヘッドに伝えられる。このクロスヘッドにはフレームのガイド内を動くローラを具えたピンBとラッチにかかるピンEを具えている。このガイド内を動く今一つのローラを具えたピンAはロッドエンドからベルクランクを経て遮断器操作水平ロッドにつながる。この二つのピンAとBとの間には投入リンクと推力リンクとがあり、この二つのリンクはピンCによって連ねられる。このピンCを左方に押して、遮断器を鎖錠するために中間リンクがあり、ピンCとDとを結ぶ。ピンDは引外自由レバーのピンでこのレバーの先端にはローラを具えたピンがあり、これがトリッガに支えられている。すなわち、この状態で遮断器はラッチとトリッガによって保持されている。引外コイルが働きトリッガに力が加わり、トリッガが反時計式に回転しこの結果ビ

ンCは自由となつて遮断が行われる。この状態は9図に示されている。このとき投入リンクはBを中心として回転しキッカーがラッチの頭を押してこれを外すから、ピンEもとラッチとのかかり合いは外れピストンは下部のスプリングに押されて上昇する。全開位置に達すると10図のように引外自由レバーはもとの位置に戻り、トリッガの上にローラが乗つて再び投入できるようになる。もし投入直後気筒内圧力の高いときでも遮断はつねに確実に行われる。

この操作機構はピストンの下部につけられた空気ダッシュボットで投入完了時のショックを吸収するので、誤まつて空突きしても破損する事がない。また振動によつてトリッガの上からローラが滑り落ちないようにキャッチがつけてある。引外の際にはまずキャッチを外すし、それからトリッガを叩く。トリッガの引懸りはローラと平面であるので引外し電流は少くてすむ。引外電磁石に軽量小型な純鉄の塊状鉄心を用いたのは、従来の積層鉄板では過流損による磁束の立ち上りは早いが、主空隙の漏洩磁束が多いいためである。

5. 試験成績

A. 開閉試験

連続500回の開閉耐久試験の結果、なんら各部に異常を認めず、長年月使用して差支えない機械的構造を有することを証明した。定格操作圧力は9kg/cm²で投入時間0.29秒(11.4サイクル)で、75~110%圧力でも無負荷投入可能である。また開極時間は定格電圧100Vで引外し電流13A、0.032秒(1.9サイクル)で、60~125%の電圧で支障なく動作する。引外し電流13Aは継続時間1サイクルにできるので繼電器接点溶着の懸念なく、また普通速度遮断の場合には非常に減ずることができる。

B. 絶縁試験

商用周波電圧は対地と同相極間175kV60サイクルを1分間印加して異常なく、衝撃電圧は対地と同相端子間440kV(1.5/40μS)で試験して異常なかつた。

1表 温度上昇試験

測定部分	800A一定通電後 温度上昇°C	
	上部可撓導体	下部可撓導体
上部可撓導体 A	22.5	
" B	13.0	
上部可動コンタクト	19.0	
中間コンタクト上部	21.5	
" 下部	26.0	
下部可動コンタクト	22.0	
断路部コンタクト	15.5	
断路部	24.0	
下部可撓導体	21.0	
スプリング	12.0	
上部圧力室鉄物	7.0	
下部鉄物	8.5	
ファイバ板	4.5	

1. 予備試験

2表(a) 70-M-350型遮断器遮断試験成績

試験番号	給与電圧 kV	遮断電流 A			遮断時間			回復電圧			動作
		A C	D C	全電流	開極	電弧	全遮断	60~	週波	周波数 Kc	
15-1	25	4500	2700	5250	2.0	0.5	2.5	95.5%	1.9 E	8.9	0
15-2	25	4300	650	4350	1.95	0.55	2.5	93.5	1.7	6.0	C 0
15-3	25	9000	4000	9830	1.9	0.7	2.65	90.5	1.8	12.4	0
15-4	25	8500	3800	9300	1.95	0.5	2.45	88.5	1.5	11.6	C 0
19-7	75	840	440	950	2.05	1.0	3.05	92	—	—	0
19-9	75	880	200	900	2.06	0.89	2.95	92.3	—	—	0
15-5	75	1500	700	1660	1.95	0.95	2.90	94	1.4	3.8	0
15-6	75	3000	1250	3340	1.85	0.80	2.65	90	1.6	6.8	0
15-7	50	4500	1350	4700	2.0	0.45	2.45	93.5	1.6	7.3	0
15-8	50	4170	0	4170	1.85	0.6	2.45	87	1.6	9.0	C 0
15-9	13.2	25000	0	25000	1.9	0.45	2.35	91	1.2	10.7	0
15-10	100	2700	650	2700	1.85	1.15	3.0	95.5	1.8	4.9	0

2表(b) 70-M-350型遮断器遮断試験成績

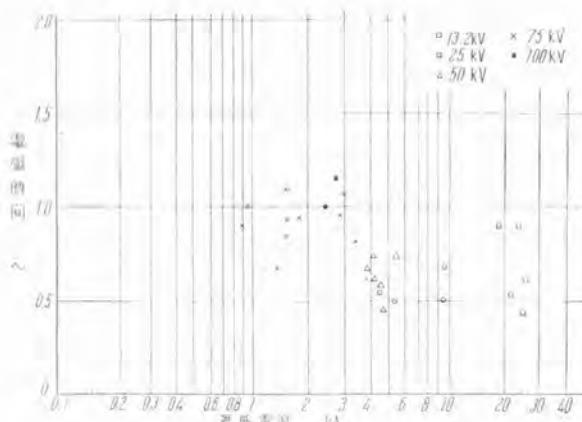
2. 立会試験

立会者 関西電力株式会社 昭和28年2月17日施行

試験年月日	試験番号	給与電圧 kV	遮断電流 A			遮断時間			回復電圧 60~	再点弧数	動作	注
			A, O分	D, C分	全電流	開極	電弧	全遮断				
28-2-17	20-1	75	1320	180	1330	1.82	0.70	2.52	94%	C 0		
"	20-2	50	4570	2630	5270	1.92	0.75	2.67	93%	0		
"	20-3	50	4070	170	4070	1.84	0.62	2.46	88%	-1分C0		
"	20-4	50	3990	0	4070	1.83	0.75	2.58	87%	C 0		
"	20-5	50	2240	0	3990	1.80	0.70	2.50	88%	-3分C0		
"	30-6	100	22000	900	2420	1.92	1.00	2.92	93%	0		
"	20-7	13.2	19800	4400	22500	1.90	0.90	2.80	92%	0		
"	20-8	13.2	19600	1100	20100	1.89	0.54	2.43	84%	-1分C0		
"	20-9	13.2	19600	0	19600	1.86	0.89	2.75	85%	-3分C0		
"	20-10	46.5			6	1.93	0.12	2.05	100%	0	0	充電電流試験
"	20-11	46.5			6	1.95	0.25	2.20	100%	0	0	
"	20-12	46.5			12	1.98	0.10	2.08	100%	0	0	
"	20-13	46.5			12	1.96	0.19	2.15	100%	0	0	
"	20-14	46.5			30	1.94	0.34	2.28	100%	0	0	
"	20-15	46.5			30	1.99	0.13	2.12	100%	0	0	

注 60~回復率が多少少ないため給与電圧は7%程割増にして印加している。

引外電流 13 A ただし継続時間は 1 サイクル程度にしうるので継電器接点は溶着の不安はない。

投入時間 9 kg/cm² で 11.4 サイクル

11図 70-M-350型遮断器電弧時間特性(60~ベース)

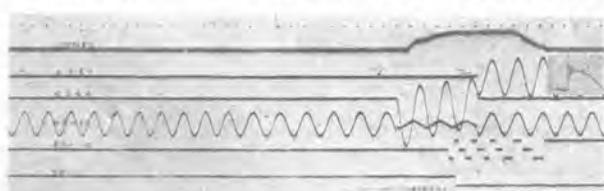
Fig. 11. Curves plotted showing the relations among interrupting current, arcing time and applied voltage.

ウ. 温度上昇試験

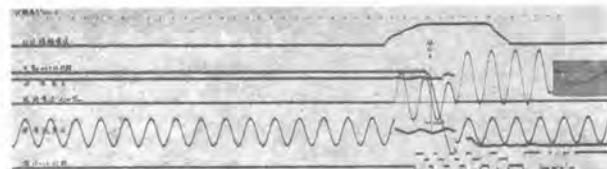
定格電流 800 A を通電しての各部温度上昇は 1 表に示すとおりで、コンタクト部においては最高 16°C、シャントリード部で 22.5°C で JEC57 の規定には十分余裕がある。

エ. 遮断試験

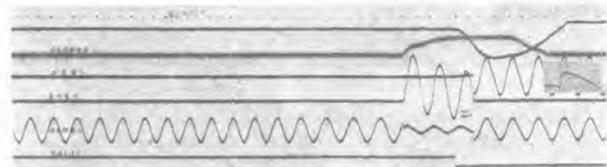
当所 50,000 kVA 短絡発電機を用いて行つた遮断試



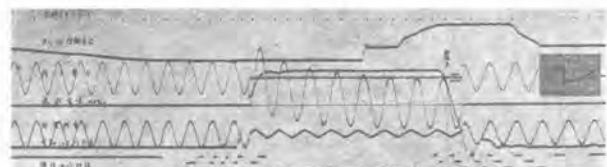
a) 75 kV 3,340 A 0



b) 50 kV 4,070 A C 0



c) 25 kV 9,830 A 0



d) 13.2 kV 22,500 A 0



e) 100 kV 2,420 A 0

12図 遮断試験オシログラム
Fig. 12. Representative oscillograms of breaking test of these circuit breakers.

験の結果は2表に示すとおりで、遮断電流・電弧時間・印加電圧の関係をプロットして11図に示す。この遮断器は前述の理由からフィンガーコンタクトの採用を余儀なくせられ開極時間は1.9サイクルと若干延びざるを得なかつたが、電弧時間が1~以内に収まつたので全遮断時間は3~以内となつた。12図はこれら遮断試験の代表的なオシロで、遮断試験設備の容量の関係から大電流は13.2kVあるいは25kVで試験をした。しかし低圧で大電流の遮断試験では過渡回復電圧にあらわれた設備の固有振動周波数が10Kc前後であるので、80.5kV系総送電線に実際に使用せられた場合よりも相当高く、減衰も少ないので、もつと高い電圧で試験したのと等価と考えてよい。なお米国ウエスチングハウス社の遮断試験室ではこの遮断器と全く同様な消弧室を22kV 25,000Aで遮断して全遮断時間2.8サイクル、11kVで46,000Aを2.6サイクルのデータを得ているので、遮断性能と消弧室の機械的強度に対しては十分信頼し得る。75kV

の試験電圧は $\frac{3}{2}E=70\text{kV}$ の回復電圧の回復率を考えての値で、50kVは対地電圧に同様に相等するものである。すなわち三相試験の電弧時間としては対地電圧で遮断試験した電弧時間に近いといわれているが、遮断試験の結果はこの遮断器は印加電圧には電弧時間は余り変化がないことを示し、最低0.45サイクルの準備時間ががあれば、続いて来る電流零値で遮断できる。

また系統脱調時の開閉にて相遇する過電圧を考え対地電圧の2倍以上の電圧での遮断試験も全遮断時間は3サイクル以内で好成績を収めたが、さすが印加電圧が高いだけに電弧時間は若干延び勝である。またキャバシタバンクを用いての充電電流試験では6A, 12A, 30Aをそれぞれ46.5kVで試験してすべて再点弧無しであつた。

試験後の点検においてもアーキングチップはわずかに傷んだ程度でお手入することなく数回遮断試験可能の余裕をのこしている。13図は点検時のコンタクトの損耗状態を示し、14図はファイバ板のよごれを示す写真



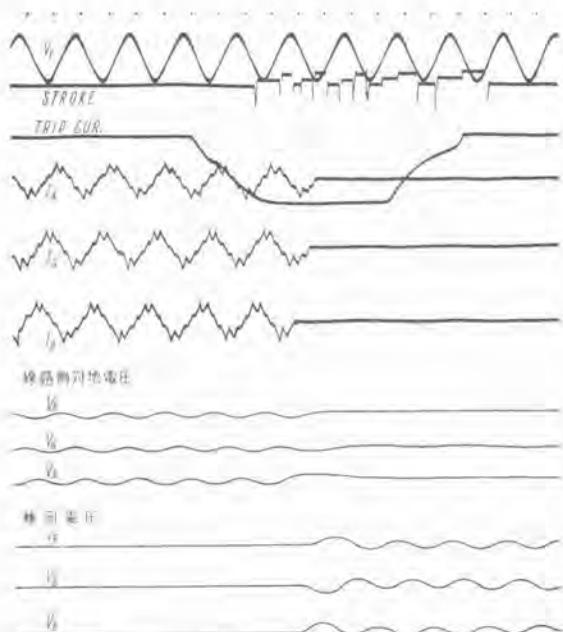
13図 遮断試験後のコンタクトの状況
Fig. 13. Wearing condition of the contact when inspected.



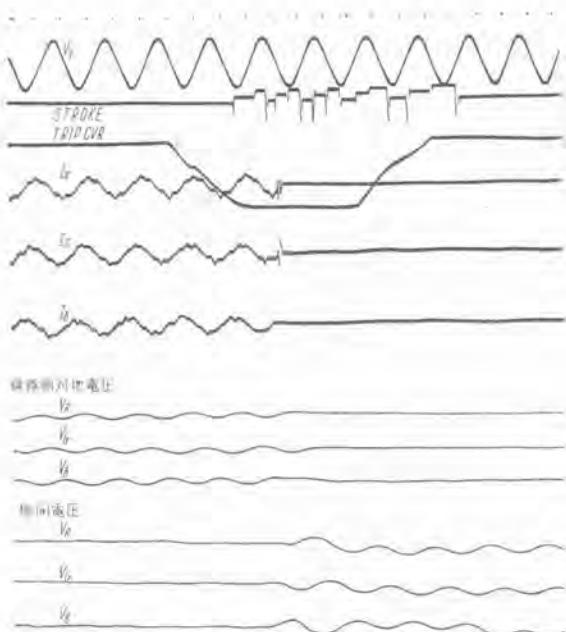
14図 遮断試験時の消弧室ファイバ板
Fig. 14. Blot on fibre board.

3表 関西電力古川橋変電所における70-M-350型碍子型遮断器の充電電流と励磁電流遮断試験
試験日時 昭和28年3月13日 午後11時から14日午前4時まで

試験番号	動作責務	電圧 kV	電流 A	電弧時間～			再点弧回数			線路対地電圧(倍数)			
				赤	青	黒	赤	青	黒	赤	青	黒	
充電試験	M-0-20-1	0	77	20	0	0.35	0.3	1	0	0	1.05	1.0	1.0
	-2	0	77	77	0.32	0.18	0	0	0	1.0	1.0	1.0	
	-3	0	77	77	0.55	0.4	0.35	0	0	1.0	1.0	1.0	
	M-C0-20-1	C0	77	77	0.25	0.12	0	0	0	1.0	1.0	1.0	
	M-0-10-1	0	77	10	0.15	0	0.25	0	0	1.0	1.0	1.0	
	-2	0	77	77	0.2	0	0.4	0	1	0	1.05	1.0	1.0
	-3	0	77	77	0.3	0.2	0.1	0	0	0	1.0	1.0	1.0
	M-C0-10-1	C0	77	77	0.25	0.05	0	0	0	0	1.0	1.0	1.0
	M-0-5-1	0	77	5	0.18	0.05	0	0	0	0	1.0	1.0	1.0
	-2	0	77	77	0.13	0.13	0.05	0	0	0	1.0	1.0	1.0
励流試験	-3	0	77	77	0	0.23	0.13	0	0	0	1.0	1.0	1.0
	M-C0-5-1	C0	77	77	0	0.25	0.2	0	0	0	1.0	1.0	1.0
	M-0-2-1	0	77	2	0.1	0.1	0	0	0	0	—	—	—
	-2	0	77	77	0	0.15	0.18	1	0	0	—	—	—
	-3	0	77	77	0.2	0.2	0	0	0	0	1.0	1.0	1.0
励流試験	M-C0-2-1	C0	77	77	0.1	0.1	0	0	0	0	1.0	1.0	1.0
	M-0-1	0	77	10	0.25	0.42	0.4	0	0	0	1.05	1.0	1.0
	-2	0	77	77	0.3	0.45	0.45	0	0	0	1.05	1.1	1.0
	-3	0	77	77	0.45	0.42	0.47	0	0	0	—	—	—



(a) 20 A



(b) 5 A

15 図 古川橋変電所における充電電流遮断試験オシログラム

Fig. 15. Oscillograms of charging current and breaking test.

である。

3 表は関西電力古川橋変電所においてさる 3 月 13 日夜行われたこの遮断器の現場における充電電流と励磁電流遮断試験の結果で各電流とも再点弧はほとんど0である。

この試験のような充電電流 20 A 以下の場合には、電弧継続時間は短くて消弧室の補助ピストンによる油流によらずに、コンタクトの開離速度と距離で消弧されている傾向がある。再点弧はいずれも無電弧遮断を行つた時にあらわれており、同じく、電弧時間 0 サイクルでも再点弧していない場合が沢山あるから、再点弧を起す確率は非常に少い。15 図はこの充電電流、遮断試験のオシロで、とくに 2 A の場合には 60 サイクル電流の終端の波形が乱れているが、容量性電流の再点弧とは異なり開離速度が早いので直流遮断回路の電磁エネルギーにより直ちに点弧しているもので、いわゆる再点弧ではなく面白い特異な現象を生じた。

6. 特 長

この遮断器の特長を列挙すれば

- (1) 大電流から小電流に亘つて一様に電弧時間が短く、全遮断時間 3 サイクル以内である。
- (2) コンタクトの開離速度は一次コンタクトと二次コンタクトを合せると、断路部開離速度の 3 倍になるので充電電流遮断時の再点弧はほとんどない。
- (3) 電弧エネルギーが少い。
- (4) 油の寿命が長い。

(5) 保守が容易である、すなわち消弧室のつり上げは 4 本のボルトを外すだけで簡単にでき、コンタクト部は分解しなくとも容易に点検できる。

(6) 信頼性のある新型縦型操作機構を採用してある。

7. む す び

以上で 80.5 kV 3,500 MVA の M 型碍子型高速度遮断器の構造動作の全貌および各種試験成績を紹介したが、この遮断器は当社が多年にわたる遮断器製作の経験技術と米国ウエスチングハウス社との技術提携による資料により、新型碍子型遮断器として開発した第 1 回の製品であつた。碍子型で 80.5 kV 3,500 MVA という記録的大容量のものであるばかりでなく、高速度遮断器として小電流から大電流まで全遮断時間 3 サイクル以内であり、かつ系統分離用遮断器としての過電圧における遮断も 3 サイクル以内といいういわゆる完全 3 サイクル遮断器を完成了した訳である。この遮断器がいかに信頼性のあるものは以上に紹介した工場試験の結果によつても明かであるが、なお今後の現場の使用実績による、ただ充電電流遮断試験は 3 月 13 日夜古川橋変電所において試験の結果、全く工場試験と同一の好成績を収めた。

稿を終るに當つてこの遮断器開発に際しご指導下さつた関西電力の関係各位ならびに当製作所内にて工作、試験に協力願つた中村検査課長、木村第一工作課副課長、堀試験係長その他各位に深く感謝する。

最近の風冷式イグナイトロン整流器

伊丹製作所

加藤又彦^{*}・中村幸雄^{**}

The Latest Development of Air Cooled Ignitron Rectifier

Matahiko KATO & Yukio NAKAMURA

Itami Works

This paper gives a brief account of studies on the operation of a newly developed Ignitron rectifier of single anode, air cooled, and pumped type from a tube designer's viewpoint. The new air cooled Ignitron rectifier consists of six steel tanks, connected to an air cooled mercury vacuum pumping system, and each tank is cooled by an axial flow type fan mounted on the shaft of a vertical motor.

The result of one minute load limit test reveals that this Ignitron has a capacity of 3,000kW at 1,500 volts DC, which satisfactorily meets the requirement of the railway.

1. まえがき

風冷式イグナイトロン整流器の試作開発器についての研究は先般本誌第26巻2号によつて報告済であるがその後近鉄上市変電所に 1000 kW, 1500 V, 重負荷公称定格の風冷式イグナイトロンを納入し、実用に供してから早くも1か年有余、その間風冷式イグナイトロン本体内部構造および排気装置等の研究、改善が加速度的に実施された。日本国有鉄道では東海道線の電化の進展につれて風冷式水銀整流器の採用の傾向が強く、水銀整流器変電所の自動化とこれが遠方制御方式の簡易化の見地から風冷式イグナイトロンの研究には拍車がかけられて、昭和27年2月には 2000 kW, 1500 V 重負荷公称定格のもの、および同年7月には 3000 kW, 1500 V, 重負荷公称定格、6タンク方式の大型風冷イグナイトロンが完成し、夏季の高温時をみはからつて負荷試験を終了した。また純風冷式水銀蒸気ポンプを取付けて、化成から負荷試験完了まで種々の温度試験ならびに特性試験を行つた。以下これら大容量風冷式イグナイトロンの本体構造、試験結果を中心に三菱式風冷式イグナイトロンの概要を紹介する。

2. 風冷式イグナイトロン構成要素

風冷式イグナイトロン整流器のタンク配列は水冷式イ

グナイトロン整流器と同様であつて容量 3000 kW, 1500 V、までは 6 タンクを 1 組として 3 タンクずつ 2 列に床板上に配列した方式を基準方式としている。必要によつては据付場所の制限を考慮して一列横隊、その他の配列が考えられる。排気装置は 6 タンクに対して純風冷式水銀蒸気ポンプ 1 台、回転油ポンプ 1 台の組合せを基準とし、冷却装置は各整流タンクごとに各個専用の冷却扇を設ける方式を基準として欠相運転その他の便を計つてある。排気、冷却の両装置ともイグナイトロンタンクと同一床板上に装備することにしているが冷却扇だけは大地側に取付け、点検操作の便をはかつたものが多い。1 図は排気装置および整流タンクの配列の一例を示したものである。

予備タンクを必要とするときは 1 または 2 タンクを 2 つの床板に装置し、予備タンク専用の排気装置・冷却装置・測定装置を組合せて納入する。整流タンクの交換にはタンク吊上げ装置を用意するようにしている。

1500V級、電鉄用イグナイトロン整流器では 3000kW まですべて 6 タンクを 1 組とした変換単位を構成して整流器用変圧器に接続する。かかる変換単位を組合せて変電所を構成することになるが、この点では風冷式イグナイトロンは水冷式のものと著しい差はない。

制御回路および付属装置においては大容量定格のものでは整流タンクは二重格子構造であること、冷却用送風



1 図 1000 kW 1500 V 6 タンク風冷式イグナイトロン整流器重負荷公称定格

Fig. 1. A 6 tank unit of air cooled, pumped type ignitron rectifier in 1000 kW ratings, 1500V DC.

機が水冷式イグナイトロンの循環水ポンプにとつてかわった程度であり大同小異である。以下風冷式イグナイトロンの構成要素中特筆すべきものについて説明しよう。

ア イグナイトロン整流タンク本体構造

整流タンクの外形は水冷式イグナイトロンの外形となんらかわらない、これにはつきの理由ならびに利点を挙げることができる。

- 1) 点弧子による新点弧理論を用いた整流器であること。
- 2) 陽極部構造は新点弧方式に符合した特殊設計であること。
- 3) 二重格子構造を採用するとともに特殊バツフルを三段に挿入して消イオンおよび水銀蒸気流の制御を行つたこと。
- 4) 陰極室の概念を導入した構造としたこと。

以上の諸特長によつて高温度域での整流器運転が可能となり、風冷式にしてなおかつ水冷式イグナイトロンの外形と同一の簡単な構造で開蓋、点検の自由な一種独特的の整流タンク形態とすることができたのである。

主タンク壁は直接水冷式のものと違つて風冷式であるために電蝕のおそれがない。従つて良質な薄鉄板を使用するので冷却の効果は良いがただ主タンク自体の強度上の問題と製造工作上の難易性に対して考慮しなければならない。整流タンクの外形は冷却と密接に関係する事項であり、整流タンク外周の冷却用放熱片とこれがカバーとの中間の通風部は伝熱、風損の問題を主題として設計してある。整流タンクの冷却の焦点は多陽極型水銀整流器では陰極にあるといわれてきたが、イグナイトロンの場合は陰極底の温度というよりは、整流タンク壁面の温度によつて陽極部の水銀蒸気密度が決定されるとみるべきである。この冷却壁面温度に相当した飽和水銀蒸気密度にさらに運転中は陰極室からの水銀蒸気の流动が負荷電流の変化に応じて重複される。従つてタンク壁温度と水銀蒸気密度との間には時間的要素を中介とした函数関係におかれることになる。

上記の陰極室から陽極部へ突入する水銀蒸気の流动を制御して冷却面に水銀蒸気流を変流または調整するのが中間バツフルの使命である。運転中急に尖頭負荷が印加されればそれに即応して陰極から水銀蒸気流が陽極部に流入するがその際水銀蒸気流中に水銀滴を伴つて上昇することがある。こうした小水銀滴は逆弧の確率を増すからバツフルにて防止する一方第一格子で制御することになる。二重格子構造の使命の一端がここにある。

運転時の冷却温度の一基準は上記のとおり整流タンクの側壁の温度から決める事になるが、起動時またはその直後 30 分間、整流タンク内の熱的平衡が保持されない状況下においては問題となるときがある。そのときの運転温度の調整には冷却扇の速度制御・陰極加熱器・陽極加熱器等を使用するように装置してある。

冷寒時の起動条件は整流タンク壁温と電極部温度により判定する。整流タンク壁温制御には陰極加熱器を電極部温度制御には陽極加熱器をもちいる。陰極加熱器は陰極部の空気を暖め、加熱空気流により間接的にタンク壁を暖めて整流タンク内部の水銀蒸気圧を制御するもので冷寒時の起動時及び運転直後若干時間使用する。陽極加熱器は電極部の熱的平衡を保つために使われ、整流器停止期間および起動時に使用する。これは陽極放熱器に取付けられ加熱器により陽極放熱器を保温し、整流タンク陽極部の熱が陽極棒を経て放熱器で放散され、電極部に水銀蒸気の凝縮付着するのを防止するようにしたものである。

冷却条件と加熱部の温度許容限度とは、整流タンク自体のパッキンその他の熱的劣化物の使用条件を限定することになる。そのおもな箇所としては陽極板・格子口出部点弧子および補助極口出部のパッキン部である。しかしイグナイトロンでは熱輻射をもつとも強くうけ、劣化度の早い陰極パッキンがないため真空保持その他の点で有利であるとともに、風冷式整流器に対しては一つの強みとなつている。これら熱的制限がある箇所で熱的劣化を受けるときといえば主として停電時である。すなわち冷却扇の運転により整流タンクは陽極部潜熱をうけて温度上昇し、タンク壁中陽極頭側部は 120°C 程度に達する事がある。この問題を解決するために 150°C に使用し得る特殊耐熱パッキンを作製した。これにより整流タンクの開蓋、点検の簡易性を犠牲にすることなく要望事項をすべて達成させることができた。

1500 V 級、2000 kW 定格容量以上のものはすべて二重格子構造として陽極部の電位傾度による電圧破壊の防止と尖頭負荷時の通電容量および消イオン作用を協調せしめられている。二重格子中、外部格子（第一格子と呼び陰極に近いものを指す）は格子領域の必要な予備電離を司るとともに第二格子を遮蔽する役割をはたす。第二格子は制御作用を行うと同時に陽極電界分布の適正化をはかり、保護格子として責務を担つて、両格子とも一定の独立した制限抵抗を経てそれぞれ電圧が印加さ

れ、第一格子は中間バッフルとともにイオン再結合面として作用し、消イオン時間も短縮せしめることになる。これは通電末期の飛躍逆電圧ならびに尖頭逆電圧に対する阻止作用をねらつたものである。この陽極遮蔽作用の問題は印加電圧の階級の上昇と整流タンク電流容量による残留プラズマの影響によつて擾乱され複雑化することになるが、中間電極とか第三、第四格子の挿入によつて陰極部から陽極部領域へのイオンの流入を阻止できるとする希望と実験的根拠に依存している。

1 風冷式水銀蒸気ポンプ

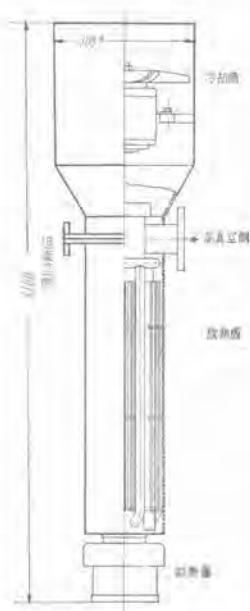
既納の風冷式水銀蒸気ポンプと称するのは水冷式水銀蒸気ポンプの内部構造を一部変更したものに風冷式再冷却器を取付けたもので冷却媒体としてはやはり水を使用していた。しかし今般採用した風冷式水銀蒸気ポンプは純風冷式であり、冷却水は一滴も使用していない。

冷却用媒体として空気を使用すれば水のばあいにくらべて冷却効果は非常に悪いことは明かである。そのため設計としては水銀ポンプの冷却部の温度をできるかぎり低くするために水銀ポンプの加熱部から冷却部への熱伝導を最小限にするよう配慮し、また加熱部から噴射ノズル



2 図 風冷式水銀蒸気ポンプ

Fig. 2. Air cooled mercury vacuum pump.

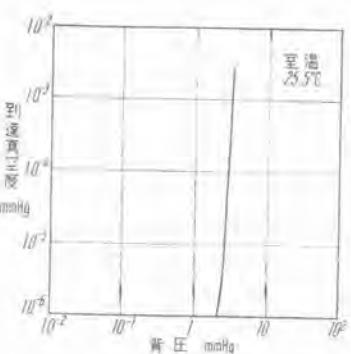


3 図 風冷式水銀蒸気ポンプ構造図

Fig. 3. Structure of air cooled mercury vacuum pump.

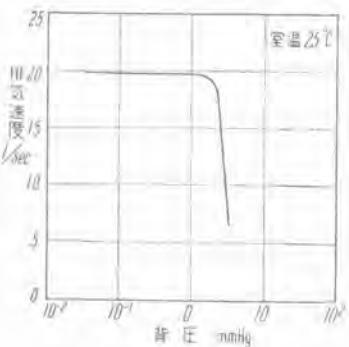
4 図 到達真空度一背压曲線

Fig. 4. Diagram of minimum vacuum pressure and back pressure.



5 図 排気速度一背压曲線

Fig. 5. Diagram of deviving speed and backing pressure.



ルまでの水銀蒸気流路において水銀蒸気からの熱の放散を防ぎ、他方では上、下各段のノズルとディフューザの排気性能の釣合を保つようにして噴射蒸気のムダをなくすように留意した。2図は風冷式水銀蒸気ポンプの外観であり、3図はポンプの外形寸法を示したものである。

風冷式水銀ポンプは、下記の特長をもつている。

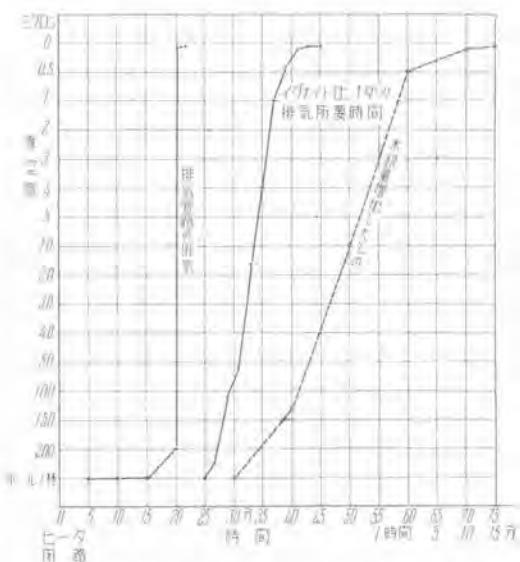
- 1) 小型軽量で分解容易である。
- 2) 加熱用電力が数百ワットであり、従来の水冷式水銀蒸気ポンプの約半分である。
- 3) 冷却扇を頭部に装置した縦型配置であるため取付が容易である。
- 4) 低真空側導管を分岐させ水銀の凝集を完全ならしめ、停電時の水銀の逸散を防止している。
- 5) 加熱部と冷却部との間に熱遮蔽部を設けている。水銀溜の水銀は数百ワットの加熱器によって加熱されて蒸発し中央の特殊管を上昇して各段のノズルから噴出しディフューザと相まってポンプ作用を行いイグナイトロンタンク内のガスを排出する。ポンプ胴体が頂上部の12¹/₂馬力の軸流型冷却扇で冷却されているのでノズルより噴出した水銀蒸気は大部分ポンプ胴体の内面にて凝結して水銀溜に還流する。一部の水銀蒸気とイグナイトロンタンクから排出されたガスとの混合気体は下部の低真空側導管に入り、この管内を上昇する間に水銀蒸気は全部凝結して低真空側導管内を滴下して水銀溜に戻る。この風冷式水銀蒸気ポンプの排気性能は4図と5図に示すおりであり、排気速度と到達真空度については従来の3段水冷式水銀蒸気ポンプに優るとも劣らないが限界背圧においてわずかながら劣っている。しかしながら今回の風冷式水銀蒸気ポンプは以下記述する 1000 kW, 1500 V 重負荷公称定格のイグナイトロン整流器に装着

して化成から運転までの間良好な成績を納めている。6図は排気管路とイグナイトロン1タンク排気したときの特性曲線である。

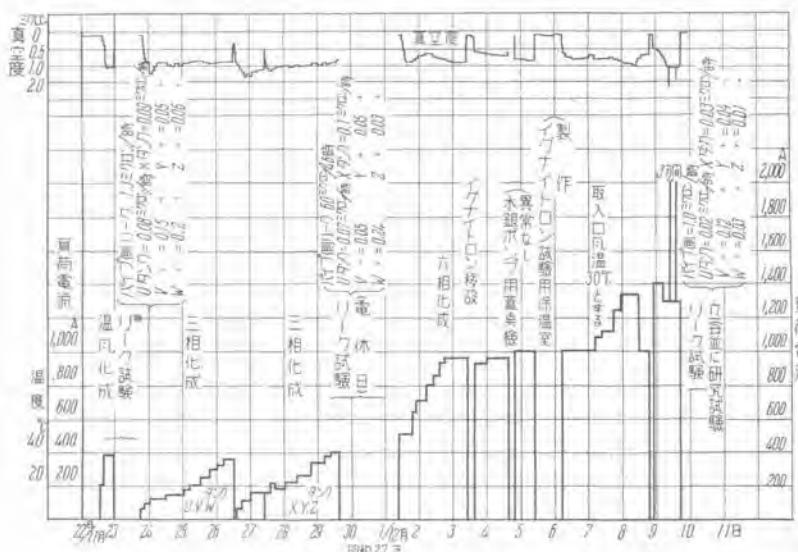
3. 風冷式イグナイトロン負荷試験

ア 風冷式イグナイトロン整流器の化成

富士山麓電鉄へ納入した 1000 kW, 1500 V, 重負荷公称定格, 6 タンクの風冷式イグナイトロンは純風冷式水銀蒸気ポンプを装着して化成を行つた最初のものである。風冷式イグナイトロンの第一号器である近畿日本鉄道納入の 1500 kW イグナイトロンでは, 温水化成に相当する温風化成を行わなかつたために, 3 タンク化成が従来の水冷式のイグナイトロンに比らべて進捗が遅く, 当事者を困惑させたが今回はその弊を解決するため, 風の出



6 図 風冷式水銀蒸気ポンプ排気速度試験
Fig. 6. Characteristic curve of air cooled mercury vapor vacuum pump.



7 図 100 kW 1500 A 重負荷公称定格 6 タンク風冷式イグナイトロン度成記録(純風冷式水銀蒸気ポンプ使用)
Fig. 7. The procedure of degassing.

口に当る陽極部にカバーをつけて陰極加熱器にて加熱された空気の逸脱を防止したため、整流タンク全体を40°C以上に上昇させることができた。この温風化成中は7回にみるように真空が低下している、この化成を実施してからは3タンク化成が早く進捗し、各タンクの化成が均一に進展することがわかつた。従つて温風化成を行うことを風冷式イグナイトロン化成項目の一つとした。温風化成実施時間は6タンクにつき10時間程度を標準にしている。

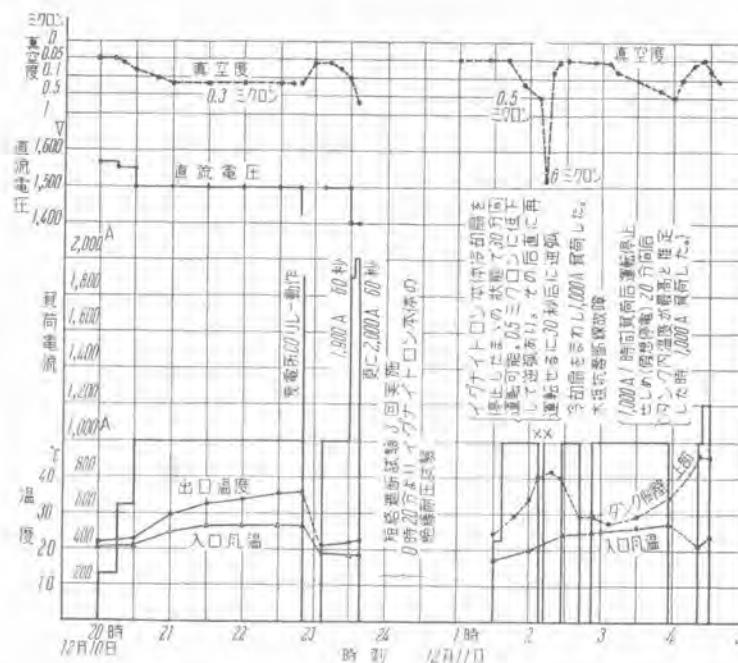
3相化成はイグナイトロン用変圧器の二次側、二重星型結線中一方の三相群の u, v, w または x, y, z タンクを1組として数百アンペアまで化成を行い、その間の真空度を2ミクロンにおさえる。本化成は各タンクの歩調を合せて均一に進捗するためにかならず実施する必要がある。この3相化成中にタンクの良、不良が判明し、さらに6相化成に入る前にリーク試験を行うことにより一層判然とタンクの不良のものが決定する。

6相化成は3相化成時到達した負荷電流値を直に印加して化成を進め、最低真空度を2ミクロンにおさえて過負荷定格値まで実施するが、化成終了の頃には同一電流値を連続負荷するも1ミクロン程度になるよう努力するのがよい。従来は点弧子、補助極化成等それぞれ実施したこともあつたが現在は3相化成中にすべて併用実施してしまつてある。1000 kW, 1500 V 重負荷公称定格、6タンク風冷式イグナイトロンの化成の一例を7図に示す。図中12月4日に水銀ポンプの開蓋、点検を行つてゐるのは改良結果の確認のためであつて故障ではない。また7日以後はイグナイトロン整流器全体を厚紙製の小部屋に納め部屋内温度を30°C程度にして夏季に相当した試験を実施した。12月9日には化成を一応終了し、10日に立会試験を受け、その後引続いて研究負荷試験を行つてイグナイトロン整流器の停電時の信頼性の確認を実施した。8図は立会試験並に研究試験

実施した。図は立会試験並に例題試験の結果を示したものである。

(イ) 停電時の等価負荷試験

2月10日 上記イグナイトロン整流器の立会試験を受けた。そのときイグナイトロン全体を上記厚紙製の小部屋に入れて冷却用入口風温を25°Cとすることができた。これ以上に風温をあげんとしたが外気温が5°Cのため現設備小屋では不可能であつた。20時から正規の結線により1500V, 200A 600Aと階段的に負荷を増していく、印加後から30分間目には150%過負荷値の1000Aを負荷した。負荷後2時間目には入口風温は20°Cから26°Cに上昇し、そのままの状態にて300%1分間の過負荷試験に移行したが受電変電所の過負荷继電器の調整値が低かつたために受電変電所のO.C.B.が動



8 図 1000 kW 1500 V 6 タンク負荷試験並に特性試験

Fig. 8. Commercial test and development test.

作して全停電となつた。電源の点検を行つてから再負荷し 1900 A, 1 分間, 2000 A, 1 分間の尖頭過負荷試験を無事終了することができた。引続き短絡試験を 3 回実施してから各部の耐圧試験を行つた。

30 分間運休後、1 時半から研究試験を行い、停電時の信頼性の問題を検討した。第一に冷却扇を停止した状態で 150% 過負荷値に相当する 1000 A の負荷をかけて逆弧発生の限度を測定した。1000 A 印加後 30 分間目に逆弧発生して 0.5 ミクロンに低下した。ただちに再投入したところ 30 秒後に再度逆弧して 6 ミクロンに低下した。そのときはタンク上部温度は起動時の 2 倍に上昇しており、タンク壁上部温度と真空度との一限界を示したものである。その後冷却扇をまわしてタンク壁を冷却し、真空度が 0.05 ミクロンになるのを待つて 1000 A をただちに負荷したが異常はなく、そのままの状態で一時間半連続負荷してイグナイトロン用冷却扇を止め、負荷も遮断して停電と等価の状況に放置した。しかし風冷式水銀ポンプ用冷却扇および加熱器は動作せしめてある。20 分間後にタンク壁温が起動時の 2.3 倍に達していたが本体冷却扇をまわすと同時に 1500 V,

1000 A の負荷を印加したが異常なく、さらに負荷を 1200 A に増加したが逆弧するにいたらなかつた。時間の都合により一応試験を打切りとした。以上の試験並に化成結果よりつきの結論が出る。すなわち

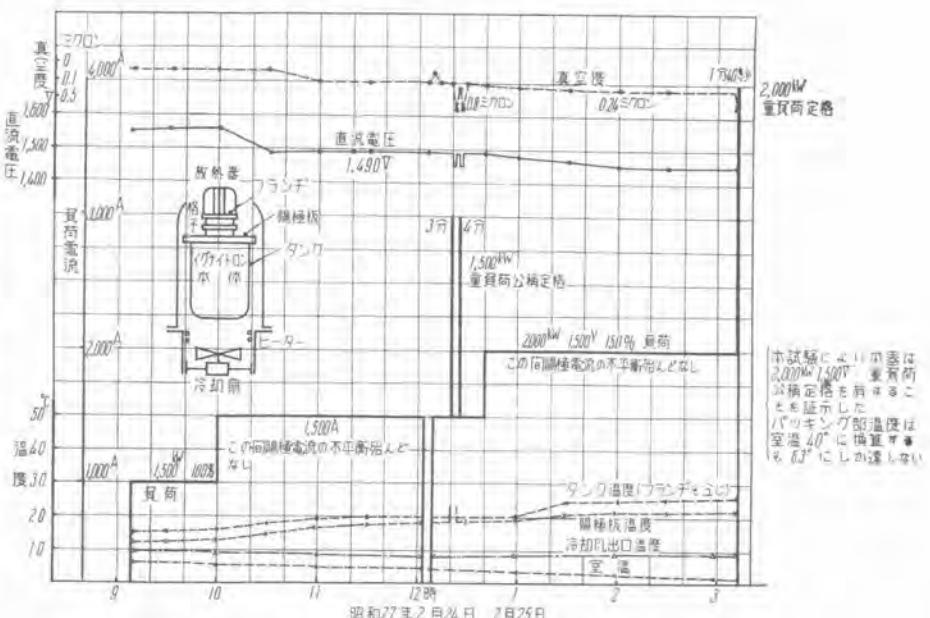
(1) 風冷式イグナイトロンが運転中停電し、冷却扇が停止するためにタンク内温度が最高に達した頃すなわち約十数分間経過後停電回復したとして冷却扇をまわすと同時に負荷しても何等支障はない。従つてイグナイトロン本体の冷却扇の停電時の対策はなむち保安電源は一応設けなくてよい。しかし水銀蒸気ポンプ用冷却扇の電源は設けた方が安全である。理由はイグナイトロンタンク内真空低下と水銀蒸気ポンプ内水銀の逸脱を防止するためである。

(2) 水銀蒸気ポンプの高温性能は入口冷却風温 45°C にて 1000 A 負荷して 1 ミクロン(化成中)に保持することができる。

(3) 風冷式水銀蒸気ポンプを使って処女化成したとき 1400 A まで化成せるに 18 日間を要し、その中 2 日間は漏洩試験に使い、1 日半は節電のため電力供給を制限されている。この進捗度は水冷式のものにくらべて優つている。

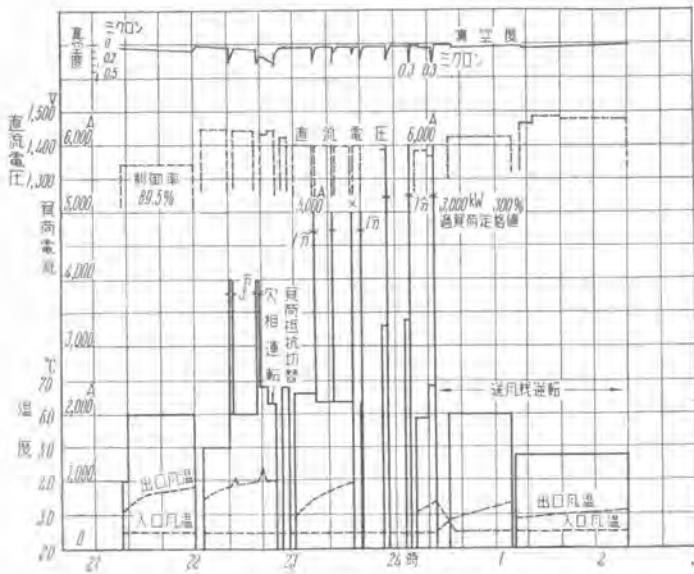
(ウ) 負荷限度試験

2000 kW, 1500 V 重負荷公称定格の負荷試験は近鉄上市変電所へ納入した 1500 kW, 1500 V, 6 タンク、風冷式イグナイトロンにて実施された。この試験は昭和 27 年 3 月 8 日であるため冷却風温が 6°C 程度であり、冷却条件から考えると好条件下におかれたことになつてい



9 図 風冷式イグナイトロン負荷試験 2000 kW 1500 V 6 タンク重負荷公称定格

Fig. 9. Load chart for air cooled ignitron rectifier.



10 図 負荷限度試験

Fig. 10. One-minute load-limit test.

る。負荷試験時の時間—電流曲線を9図に示してある。今回は3000 kW, 1500 V, 6タシク、重負荷公称定格の風冷式イグナイトロンを設計する基礎研究として上記イグナイトロンより一段大きい風冷式イグナイトロンを製作し、夏季の最高気温時に負荷限度試験を実施して負荷限界の一端を知ろうとしたものである。最初から3000 kW, 1500 V, 連続定格電流値に相当する2000 Aを負荷し、かつ89.5% ($= \frac{1340}{1500} \times 100\%$) に位相制御して試験を行つた。45分間負荷後、試験の目的である負荷限度試験に移行した。10図はその試験負荷状況を示したものである。1500 Aの水抵抗器を基準負荷として4000 A 3分間ずつ2回負荷し、その後U相の欠相運転を数分間実施した。ついで水抵抗器を切替えて後5000 A 1分間ずつ3回負荷したが3回目に逆弧しているため、ただちに追加一回実施している。さらに6000 A 1分間の試験を3回とも無事終了することができた。これ以上の試験は送電変電所との約束により実施しあなかつた。続いて冷却用送風扇の取付位置、羽根の状態をそのままにしておき、ただ電源の2相を入れかえて冷却扇の回転方向を逆転させたときのイグナイトロンの負荷試験を行つた。従つて冷却風の方向は陽極部から入つて陰極底を冷やすことになり、陰極部の冷却は正規のときに比較して著しく減退した状態になる。この試験の意義は夏季部屋内温度がイグナイトロンの冷却風のために上昇し保安条件を悪化させることになるのでそれを防止するため夏季は部屋内空気を陽極部から吸込んで部屋外に出し、冬季は外気または部屋内空気の一部を陰極部から陽極部に送風して部屋内温度と冷却風温度の調整を行わうとするものである。0時35分から2000 A負荷して40分間後陰極部温度が指定値以上となつたため負荷を1400 Aに低下させて後速に1時間負荷し、陰極

部温度の上昇が定常値に達するのを確認して試験を中止した。以上の試験によつて試作大容量風冷式イグナイトロンが3000 kW, 1500 V、重負荷公称定格の過負荷耐量を有することが確認された。また2000 A負荷時の欠相運転も数分間ではあるが可能であることならびに冷却扇の逆転による連続負荷許容値の一端を知ることができた。

4. 電弧降下波形の分析

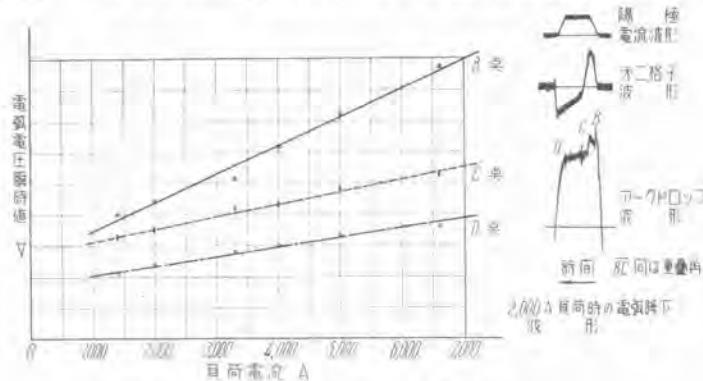
カゴ型二重格子構造の風冷式イグナイトロンの適用は今回が最初であり、イグナイトロン本体の内部構造の特異性とあいまつて下記のような諸点が挙げられる。

- 1) 陽極が点弧する点弧電圧と負荷電流とは直線的関係におかれる。(11図参照のこと)
- 2) 重負荷期間内の電弧降下すなわち点弧しはじめたときのタンク内の電弧降下は陽極電流が定常時に達したとき最大となる。これに反して次相タンクに転流しつつあるタンク内電弧降下は最大値の約1/3程度の低値を示す。
- 3) 重負荷期間を経過した後の電弧降下瞬時値は負荷電流の増加に比例して増大する。
- 4) 冷却条件によってかなりの差がある。
- 5) 格子の放電路と消イオン面との比率を15%にしたがスタートーションは7000 Aまでみとめられなかつた。

以上は電磁オシログラフによつて陽極電流・格子電流・電弧降下を同時に撮影して、その波形を分析、要約したものである。しかしタンク内水銀蒸気圧と消イオン面の大小によつて電弧降下波形はかなり差を生ずるものであつて今回の測定は種々の課題と将来への研究方向を示唆したに過ぎない。

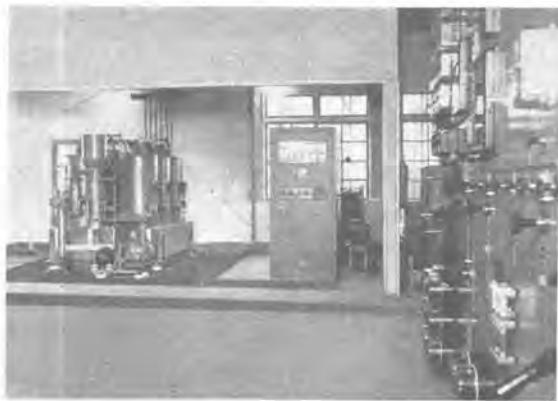
5. 考 察

上述したように3000 kW, 1500 V重負荷公称定格、6タシクの風冷式イグナイトロンの負荷試験は一応終了



11 図 2000 kW 1500 V 風冷式イグナイトロン電弧降下特性

Fig. 11. Characteristic curve of arc drop in 2000 kW rating 1500 DC



12 図 富士山麓電気鉄道株式会社 富士吉田変電所納
1000 kW 1500 V 6タンク 重負荷公称定格風
冷式鉄製イグナイトロン整流器、本体ならびに
制御器具盤配置状況

Fig. 12. 1000 kW 1500 V 6 tanks nominal heavy load rating air cooled steel ignitron rectifier bodies and controlling panels delivered to Fuji Yoshida Substation, Fuji Sanroku Electric Railway Company.



13 図 富士山麓電気鉄道株式会社 富士吉田変電所納
受電盤ならびにリレー盤全貌

Fig. 13. General view of receiving panel and relay panels.

したのであるがこれが製作にあたつて設計者が設計基盤とした方針と試験結果とを今一度検討してみよう。

水冷式イグナイトロンの製作時にもしばしば経験したことであるが研究の迅速完了化と保守点検の簡易性とは期を一つにするものがある。従つて分解、組立、点検の自由度の確保から単極の陽極部の突出しないタンク構造を選定することになったのである。また一つのタンクができるかぎり高電圧、大電流容量に適するように製作するという目標を堅持し、従来の実績ある水冷式タンク内部構造の既知の事項に対しては極力採用に務めるとともに6タンク方式の許容容量限界を試験せんとする方法を実行した。さらに運転信頼度の問題を重要視し、四季を通じての気温変化と冷却条件の適正化は風冷式なるが故に最も留意されたことがらであること、ことにタンク内発生熱の消化が過負荷状態の持続時間により時間の経過に正比例して困難化することは自明の理である。こうした冷却効果の持続性の確保は風冷式イグナイトロン整流器の設計の基盤であつて、内部構造自体の選定にかかる

大きな課題であった。

風冷式イグナイトロン整流器の故障発生率の軽減といふ点では水冷式イグナイトロンに比べて絶対的な信頼性が得られるとは考えられない。しかし少くとも電蝕の問題からは解放されうる状況にあることは事実であるが空気の漏洩による真空度の低下の問題は依然として現存する。冷媒として空気を使用するということは整流器の冷却という基本問題に対して新しい課題を提供しており変形された新研究問題が誘発されたことになっている。しかしイグナイトロン整流器を使用される方々の観点に立てば建設費の問題と運転後の維持費、保守費の問題は水冷式冷却方式と比較検討されなくてはならず、長年にわたる水冷式整流器の経験からして風冷式整流器を採用せんとする機運が擡頭したことは見逃がせない。

しかし冷却の本質がタンク内水銀蒸気の制御にあつて純然たる冷却ではない点は特筆すべき事柄であり、冬季ならびに夏季における変動負荷に対応する水銀蒸気密度制御は保守の問題と密接に関係し故障発生の主要要素と



14 図 1000 kW 1500 V 6 タンク風冷式イグナイト

ロン整流器、予備タンク装置ならびに化成装置

Fig. 14. 1.000 kW 1.500 V 6 tanks air cooled ignitron rectifier spare tanks and chemical action arrangement.



15 図 1000 kW イグナイトロン用変圧器

Fig. 15. Transformer for 1000 kW ignitron.

なると考えられる。運転障害中イグナイトロン整流器の定格に関与する障害は逆弧であり、イグナイトロン個々のタンクの電圧、電流容量の決定というのではなく一セットとしての定格が変流装置の回路責務と回路条件を背景として決まるのである。その場合個々のタンク内に潜在する先天的不良原因と使用材料の選択にもとづく制限とを一応二次的と看做せば逆弧、通弧、失弧の問題は広義の冷却の問題に帰することができる。しかし整流器の定格には1タンクのときの定格と個々の各タンクを6~12タンク組合せて総合的に考察したときの定格値との二種が厳密について考えられる。現在問題にされているのはセットとしたときの定格である。使用される方々が個々のタンクのみを単独に購入してそれを個々のタンクの定格許容以下に適合した回路に組立てて使用されるときの定格値を云々するまでに普及されてはいない。

回路方式から整流装置一式を一括したものの一セットとしての定格は運転実績から批評される実状にある。その批評条件は主として逆弧の発生回数が重きをなしている。こんなときの定格は同一型式の整流器でも回路責務と保守ならびに負荷状況によってかなり相違するものであるがかかる具体的な事項を一つ一つ仮想して製造者自身において実験し、または推定することは困難な実情にある。従つて1タンクの定格は実験的、理論的研究ならびに両者の総合的検討からする選定と負荷状態を模擬した等価試験による試験結果から決定する方法をとらざるを得ない。今回実施した試験がこの見地にたつて行われたのであるが諸種の事情に制限されて十分な試験が遂に行われるところまでにいたらなかつた。

1タンク単独の電圧、電流限界値の両極端は試験により容易に決定することができる。すなわち電流0の無負荷時には陽極-陰極間の耐電圧の限界値が、電圧0のときには電流の限界値がスタートーションから存在する。この両端を境界とする一定出力の電圧(V)-電流(I)曲線は双曲線である。しかし陽極部の耐電圧値は負荷電流の大きさと負荷事情によりことなる。耐電圧の問題をさらに細かく分析すれば陽極部(格子構造を含む)の構造と陽極部の水銀蒸気密度に關係することになる。一方冷却条件から内部水銀蒸気密度(ρ)が一定であるところのV-I関係曲線が想定される。前者の $V \times I = \text{一定}$ の双曲線と ρ 一定の V-I 関係曲線とが限定する共通領域は安定運転保証範囲と看做しうる。しかしながら負荷電流は實際には変動するため(電気化学用の定電流のときにもかなり変動あり)タンク壁(水銀蒸気凝縮面)の温度に相対

応した内部水銀蒸気圧が負荷の変動により変化することになる。また陽極の周期的加熱と放電路からの再加熱が併せて内部蒸気流の運動は一層複雑化され、分析、測定を著しく困難にしている状況である。

風冷式イグナイトロンの内部放電の安定性に関与する事項としてはつぎの三つが挙げられる。

- (1) 電極部の熱的平衡の問題。
- (2) 陽極部の水銀蒸気密度の制御。
- (3) 陽極部の電圧破壊の問題。

(1) の問題は陽極頭自体の熱的平衡の問題のみならず格子支持部ならびに同口山部の熱的平衡の問題が含まれている。この事項は起動時と温度上昇限界に達したときの放電の安定性を左右する問題であり、陽極加熱器および陰極加熱器を使用して局部的加熱を行いタンク内熱的平衡を考慮している。上記の(1)(2)(3)は相互に関連性があることであり、二重カゴ型格子構造と特殊バッフルは内部発生熱損失の分布、蒸気流の運動、逆電圧印加期間の電離、陽極への逆電流に關係し、その他通電期間における電流分布、磁気的効果等が二次的に関連することになる。

6. む す び

以上は風冷式イグナイトロン整流器の技術上の進歩と試験、研究の成果の一部を報告した次第である。これにより 3000 kW, 1500 V 重負荷公称定格、6 タンク方式の風冷式イグナイトロンが完成し得たことを如実に示し得たと思う。ことに純風冷式水銀蒸気ポンプが実用化されることになり、一段と風冷式イグナイトロン整流器の特長を顕揚する結果となつたことはまことに慶賀に耐えない。

なお本試験は検査課鯨岡春次技師他関係者各位のご尽力により実施し得たことを付言するとともに今後とも撲まぬ研究と技術の研鑽に關係者一同、整流器界へのご奉公を誓つて擱筆する次第である。

参 考 文 献

- (1) 加藤、鯨岡「風冷式イグナイトロン整流器」
三菱電機 第 26 卷 第 2 号 (3 月)
- (2) "The testing of Mercury-Arc rectifiers"
by H. L. Kellogg and C. C. Herskind. A.
I. E. E. technical paper 43-113.

短絡試験用発電機の短絡時の過励磁

研究所

山田 栄一*

Overexcitation of Short Circuit Generators during the Short Circuit

Eiichi YAMADA

Engineering Laboratory

Merits and demerits of overexcitation for the sake of fully displaying the ability of short circuit testing generator in the case of rupturing tests of circuit breakers were often questioned. In view of the above, varied experiments were conducted on a 2,000 kVA short circuit testing generator in our laboratory to study the matter. Based on this experiment, calculation was made on general cases as well as the study of the result. It was revealed that the overexcitation gave no harmful effect such as excess voltage rise during the interruption, but rather suppressed the attenuation of short circuit current and also prevented the lowering of recovery voltages, which brought another advantage of maintaining lower generator voltage before the test than the case where overexcitation was not carried out. However, the overexcitation to the extent of twice or three times the normal value is not very effective, and at least six to seven times are desirable.

1. まえがき

遮断器試験の場合、短絡電流の減衰を抑え、かつ回復電圧の低下を防止するために行われる過励磁について、最近その得失がいろいろ議論せられている。すなわち過励磁は一般に考えられている程効果がないのではないか、あるいは遮断時電圧が上昇しすぎて困りはしないかというようなことが問題となつてゐるので、その影響を確かめるために、当研究所設置の2,000 kVA 短絡試験用発電機について種々実験を行い、その結果について検討するとともに実験を基礎としてさらに一般的の場合について計算を実施した。以下その結果について述べる。

2. 2,000 kVA 短絡試験用発電機による実験

ア. 測定法と測定回路

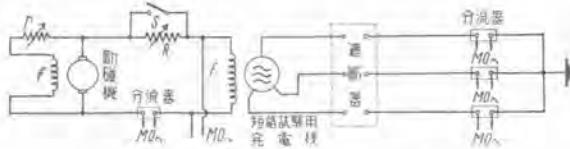
測定に使用した発電機の定格を示せば次のとおりである。

容量 2,000 kVA 電圧 3,300 V 電流 350 A
回転数 900 rpm 極数 8 極 相数三相 制動巻線あり
 $X_d = 42\%$ $X_d' = 7.1\%$ $X_d'' = 5.7\%$
 $T_d = 0.7$ 秒 $T_d' = 0.032$ 秒 $T_d'' = 4.02$ 秒
(二重 Y 型接続にて)

なお本発電機は電機子巻線は二重巻線であり、一重 Y 型、二重 Y 型、または△型等の接続が可能であるが、今回の実験においては一重 Y 型接続とした。

測定回路は1図に示すとおり界磁調整器 R を発電機短絡直前に開閉器 S により短絡することによって過励磁を行い、その際ににおける発電機の各相電流・各相電圧・界磁電流・界磁電圧を電磁オシロ装置によつて測定した。

なお過励磁の割合を変えるためには、界磁調整器の抵抗値を変化し、かつ励磁電圧を加減することによって短絡前の発電機電圧は一定になるようにした。界磁調整器の抵抗値は $R = 1.0 \Omega$, 2.83Ω , 4.05Ω の場合すなわち過励磁の割合は



1 図 試験回路

Fig. 1. Testing circuit.

$$\frac{0.7+1.0}{0.7} = 2.43 \text{ (倍)} \quad \frac{0.7+2.83}{0.7} = 5.05 \text{ (倍)}$$

$$\frac{0.7+4.05}{0.7} = 6.87 \text{ (倍)} \quad (\text{発電機の界磁巻線の抵抗})$$

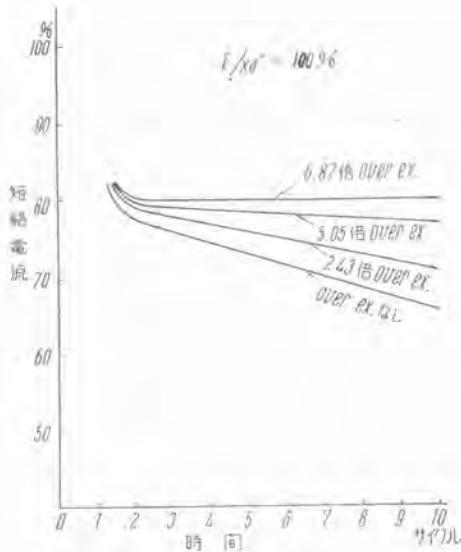
$RF=0.7 \Omega$ である。)

の各場合について測定した。

4. 測定結果

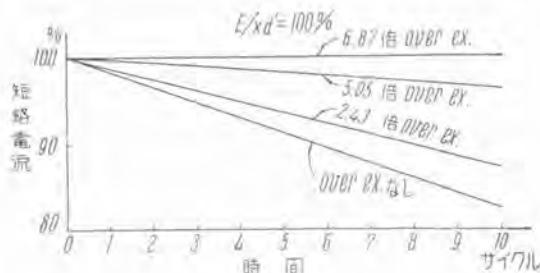
2 図は各場合における短絡電流の減衰を示すが、(A) 図は短絡瞬時の値 E/Xd' を 100% とし、(B) 図は E/Xd' を 100% として画かれている。(E は発電機の相電圧を示す。)

3 図は過励磁しない場合に対する短絡電流の増加率を示す。



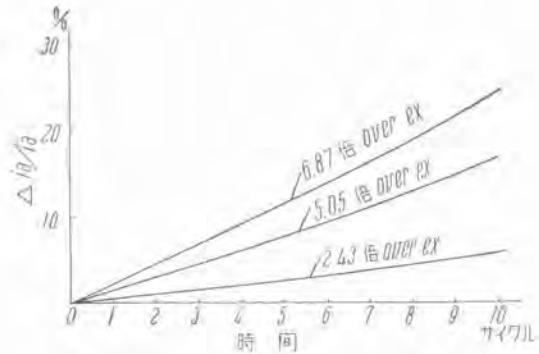
2 図 (A) 短絡電流の減衰 (実験結果)

Fig. 2. (A) Decrement of short circuit current (experimental results)



2 図 (B) 短絡電流の減衰 (実験結果)

Fig. 2. (B) Decrement of short circuit current (experimental results)



3 図 過励磁による短絡電流の増加 (実験結果)

Fig. 3. Increment of short circuit current due to over excitation. (experiment results)

3. 一般的の場合に対する計算

発電機を直接三相短絡した場合の短絡電流 ia において基本波交流分波高値の包絡線のみについて考えれば、(次過渡分は除外す)

$$ia = E/Xd + (E/Xd' - E/Xd) e^{-t/Td'} \dots \dots \dots (1)$$

しかして過励磁により発電機電圧が E' になつたものとすれば、そのときの短絡電流 ia' は

$$ia' = E'/Xd + (E'/Xd' - E/Xd) e^{-t/Td'} \dots \dots \dots (2)$$

故に過励磁による短絡電流の増加分 Δia は

$$\begin{aligned} \Delta ia &= ia' - ia = \frac{E' - E}{Xd} (1 - e^{-t/Td'}) \\ &= \Delta E/E (1 - e^{-t/Td'}) \dots \dots \dots (3) \end{aligned}$$

故に短絡電流の増加率 $\Delta ia/ia$ は

$$\begin{aligned} \Delta ia/ia &= \frac{\Delta E/Xd (1 - e^{-t/Td'})}{E/Xd + (E/Xd' - E/Xd) e^{-t/Td'}} \\ &= \Delta E/E \left[\frac{1 - e^{-t/Td'}}{1 + (Xd/Xd' - 1) e^{-t/Td'}} \right] \dots \dots \dots (4) \end{aligned}$$

(4) 式において $Xd/Xd' = \alpha$ とおき、過励磁 α 倍である場合を 100% 過励磁と定めると

$$\Delta E/E = E'/E - 1 = \alpha\beta - 1$$

(ただし β は過励磁の百分率を示す定数)

$$\text{故に } \Delta ia/ia = (\alpha\beta - 1) \frac{1 - e^{-t/Td'}}{1 + (\alpha - 1) e^{-t/Td'}} \dots \dots \dots (5)$$

(5) 式において $\alpha = 3, 5, 7$

$$\beta = 0.25, 0.75, 1$$

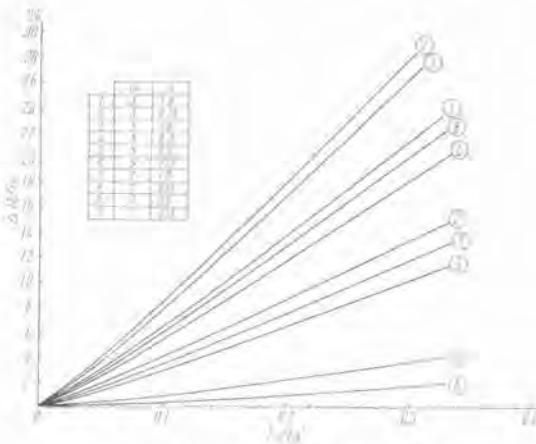
の各場合について数値計算した結果を 4 図に示す。なお横軸は t/Td' にて表わしてある。

4. 実験結果に対する考察

A. 短絡電流について

測定に使用した発電機は $\alpha = 5.92$ であり、過励磁 2.43 倍、5.05 倍、6.87 倍はそれぞれ $\beta = 0.41, 0.85, 1.15$ に相当する実験結果を示すわけであつて、この結果は計算結果と比較して良く一致している。

α の値の小さな発電機においては、 β の値を大としなければ過励磁の効果は少く、また Td' の値の小さな発電機程その効果が大きなのはもちろんである。



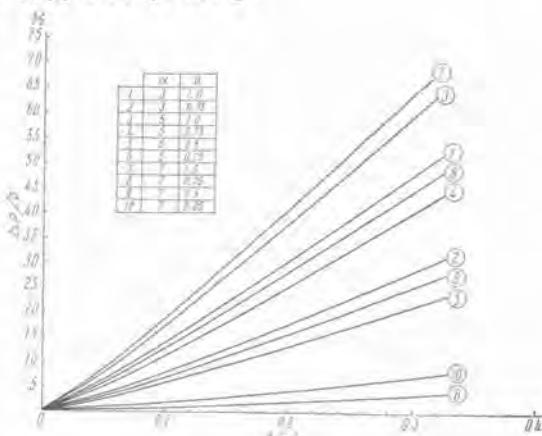
4 図 過励磁による短絡電流の増加

Fig. 4. Increment of short circuit current due to over excitation.

1. 回復電圧について

発電機短絡中ににおいて、空隙磁束は過渡時定数 (Td') によって減衰していくため、遮断時に現われる回復電圧は短絡前の電圧よりも当然低くなる。しかしその減衰の割合は短絡電流の減衰と全く同じ結果となり、過励磁を行うことにより、回復電圧の減衰も同時に防止できることになる。遮断試験の規格によれば、遮断の際の回復電圧は試験電圧の 95% 以下とならぬことと定められている。したがつて短絡前には試験電圧よりもいく分高い電圧に保持する必要がある。しかし、過励磁を行う場合には回復電圧の減少は少いから、過励磁を実施しない場合に比らべてそれだけ短絡前の電圧は低くて良いことになる。過励磁を行わない場合にはあらかじめ相当の高電圧に保持しなければならず、これは発電機自体としてもまた供試遮断器の側からみても好ましいことではない。また遮断後の発電機端子電圧は回復電圧値より励磁に応じた無負荷電圧まで順次上昇する訳であるが、そのときの時定数は Tdo であるから上昇は比較的緩かであり、遮断後励磁を開放すれば、過電圧になるようなことはない。

ウ. 短絡 kVA について



5 図 過励磁による遮断 kVA の増加

Fig. 5. Increment of rupturing kVA due to over excitation.

以上のべたとおり過励磁の実施は短絡電流の減衰を抑えると同時に回復電圧の低下をも防止するために、その積である短絡 kVA の増加は大きなものとなる。過励磁による短絡 kVA の増加率を 5 図に示す。

エ. 単相短絡の場合について

以上はすべて三相短絡の場合についてのべたのであるが、単相短絡の場合には

$$ia = \frac{E}{Xd + X_2} + \left(\frac{E}{Xd' + X_2} - \frac{E}{Xd + X_2} \right) e^{-t/Td'} \quad \dots (6)$$

$$ia' = \frac{E'}{Xd + X_2} + \left(\frac{E}{Xd' + X_2} - \frac{E'}{Xd + X_2} \right) e^{-t/Td'} \quad \dots (7)$$

故に

$$\begin{aligned} \frac{\Delta ia}{ia} &= \frac{\frac{\Delta E}{Xd + X_2} (1 - e^{-t/Td'})}{\frac{E}{Xd + X_2} + \left(\frac{E}{Xd' + X_2} - \frac{E}{Xd + X_2} \right) e^{-t/Td'}} \\ &= \frac{\Delta E}{E} \left[\frac{1 - e^{-t/Td'}}{1 + \left(\frac{Xd + X_2}{Xd' + X_2} \right) e^{-t/Td'}} \right] \end{aligned} \quad \dots (8)$$

(8) 式において $\alpha = \frac{Xd + X_2}{Xd' + X_2}$ とおけば、(5)式と全く同様となり、4 図および 5 図がそのまま使用できるわけである。

また三相短絡の場合で発電機の外部にリアクタを接続した場合には $\alpha = \frac{Xd + X}{Xd' + X}$ (X は発電機の外部に接続したリアクタシスを示す) とおけば、4 図および 5 図がそのまま使用できる。

5. む す び

(2) 式から明らかなどおり、 Xd/Xd' 倍の過励磁を行えば、短絡電流値は過渡値と同じ値に持続できるわけであつて、実際問題としては、少くともこの程度の過励磁が望ましい。

遮断試験を行う場合実際に使用せられるのは、発電機短絡後 4~6 サイクル程度のところであつて、その付近においては 5 図からわかるように

$Td' = 0.5$ 秒 で $\Delta P/P = 32.5\%$

$Td' = 0.7$ 秒 で $\Delta P/P = 22.5\%$

$Td' = 0.9$ 秒 で $\Delta P/P = 17.0\%$

(ただし $t=5$ サイクル, $\alpha\beta=7$ の場合)

となり相当の利益があることがわかる。

以上述べたとおり過励磁により、電圧の過上昇等いろいろ心配されたような悪影響はほとんどなく、短絡 kVA の増加による利益のほか、付隨的に回復電圧の低下を防止することができ、したがつて試験前の電圧を過励磁しない場合に比べて低く保持できる利点もある。

過励磁を実施するために、励磁機ならびに界磁調整器等の設備は若干大きくなるけれども、大容量の遮断試験が熱望せられている現在、発電機の能力を十二分に発揮させるため、ぜひとも採用すべき問題であると考える。

最後に本研究にあたり、終始ご指導を賜つた横須賀電気第一研究室長に厚く感謝の意を表する次第である。

周波数分析による輻波周波計の較正

研究 所

戸 田 哲 雄*

Calibration of Microwave Frequency Meters by Spectrum Analysers

Tetsuo TODA

Engineering Laboratory

Ordinary cavity resonators, which are in extensive use for the measurement of the microwave frequency, do no measure values exactly coincident with those calculated based on the geometrical dimensions. These discrepancies are caused by deformation of the cavities and also by field disturbances due to the coupling of microwave energy under measurement to the cavities etc. The calibration, there, requires the use of harmonic of decimeter waves which are obtained by multiplication through the standard crystal oscillator, and very complicated apparatus is indispensable to it. During the experiment conducted by the writer with a Microwave Spectrum Analyser, a new method to calibrate the microwave frequency meters was discovered, of which descriptions are made in this paper.

1. まえがき

輻波での周波数の測定には空洞周波計が広く使用されている。空洞の変形、被測定輻波勢力の空洞への結合および取出装置による電界の擾乱等の原因により測定周波数は空洞の幾何学的寸法より計算した値と異なる。この較正には輻波の標準周波数を必要とする。

気体の輻波吸収を利用すると精度の高い輻波標準周波数が得られることが報告されているが、普通は標準電波で較正された水晶発振器より数百倍したデシメートル波を鉛石検波器に印加して高調波を作り、これを輻波標準周波数として、輻波周波計を較正する方法が広く使用されている。しかし装置が庞大となることは免れない。

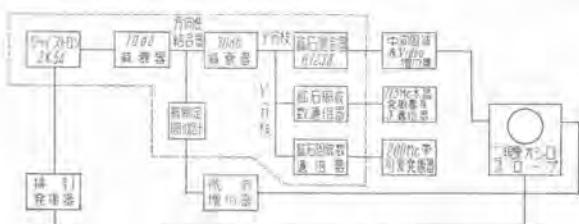
$1\mu\text{s}$ (マイクロ秒) 以下の輻波パルスを使用するレーダーで輻波勢力が送信周波数に集中していることが好ましいが、これが検査には衆知の如く輻波スペクトラム分析器 (Micro-wave Spectrum Analyzer) が使用されている。この装置の実験途上輻波空洞周波計が簡単に較正できる方法を見出したので報告する次第である。

2. 回路の構成の説明

1 図に本装置の系統図を示す。同図で点線にて囲んだ部分は立体回路系を示すものである。本実験では被測定周波数として 4000 Mc 帯 (3700~4200 Mc) を用いたので導波管として 58×29 の標準導波管を使用した。

クライストロン 2K54 のリベラー電圧に掃引電圧を重畠して 4000 Mc 帯周波数変調波を作り、これを緩衝減衰器を通じて、鉛石混合器に送る。

他方 11.5 Mc の水晶発振器より 3 通倍して 34.5 Mc



1 図 系統図

Fig. 1. Schematic diagram of the apparatus.

の標準周波数電圧を得、これを導波管に取付けた 1N23B (鉛石) の輻波高調波発生器に印加し、その高調波を上述の混合器に入れる。すなわち 106~122 番目の高調波で 4000 Mc 帯を被る。

中間周波増幅器の中心周波数は 14.625 Mc でこの出力を二現象オシロスコープの一軸に入れる。また 4000 Mc 帯周波数変調波信号の一部を方向性結合器を通じて取出し、被測定空洞周波計に入れ、その出力を微分増幅して二現象オシロスコープの他の一軸に入れる。空洞周波計の目盛を変化すると共振周波数が変つてその結果、プラウン管上に表われた空洞周波計出力が左右に動く。これを 34.5 Mc の高調波による中間周波出力パルスに合せて空洞周波計の共振周波数を決定する。

次に 200 Mc 帯 (185~215 Mc) 可変発振器出力を輻波高調波発生器に入れ、4000 Mc 帯高調波を取出しこれを 34.5 Mc の高調波の場合と同じく混合器に送る。これは後述の如く 34.5 Mc の高調波次数を決定するために使用するもので次数決定後は使用する必要はない。

3. 測定方法およびその結果の説明

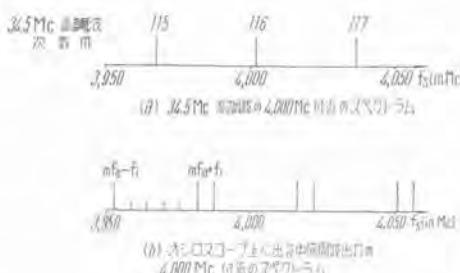
4000 Mc 帯周波数変調波周波数を f_s 、中間周波周波数を f_i 標準周波数 34.5 Mc を f_0 とすると、 $f_s = mf_0 \pm f_i$ となつた場合に出力端子に中間周波出力が出る。

2 図(a) は f_i の高調波で 4000 Mc 付近のスペクトラムを示したもので 4002 Mc で丁度 f_0 の 116 番目の高調波になる。(b) 図は中間周波出力スペクトラムを示すが実はこれは中間周波増幅器の周波数特性を示すが便宜上線スペクトラムで書いている。

オシロスコープの掃引は輻波周波数変調掃引電圧で同期を取つているから(b) 図に示すスペクトラムがプラウン管上に観測される。各スペクトラムの周波数値は 1 表に示す。

2 図(b) のスペクトラムで左方の $2f_i$ 間に小出力のパルスを示しているが、これは 11.5 Mc を 3 通倍した場合に 34.5 Mc 中に含まれているスプリアス周波数によつて生じた中間周波出力パルスで、2 表にその周波数値を示す。

200 Mc 帯可変発振器出力を 34.5 Mc の場合と同様輻



2 図 34.5 Mc の高調波およびオシロスコープ上に現われる中間周波出力スペクトラム

Fig. 2. Spectra of harmonics generated from 34.5 Mc and I. F. output near 4000 Mc.

1 表 4000 Mc 付近の標準周波数高調波のスペクトラム値

高調波次数 m	4000 Mc 帯周波数 mf_0 (Mc)	中間周波出力スペクトラム $mf_0 + f_i$ $mf_0 - f_i$ (Mc)
114	3933.0	3918.375 3947.625
115	3967.5	3952.875 3982.125
116	4002.0	3997.375 4016.625
117	4036.5	4021.875 4051.125
118	4071.0	4056.375 4085.625

2 表 遷倍器のスプリアスによるスペクトラム値

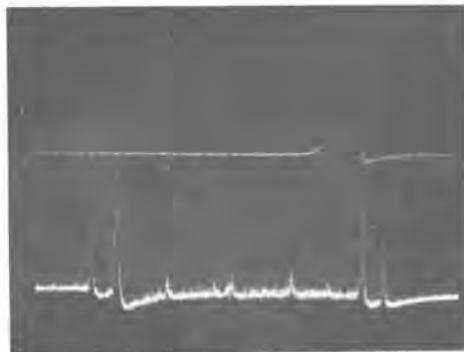
スプリアス 周波数	スプリアス 周波数値 f_b (Mc)	中間周波出力スペクトラム $f_b + f_i$ $f_b - f_i$ (Mc)
$114f_0 + 11.5$	3944.5	3929.875 3959.125
$115f_0 - 11.5$	3956.0	3941.375 3970.625
$115f_0 + 11.5$	3979.0	3964.375 3993.625
$116f_0 - 11.5$	3990.5	3975.875 4005.125

波高調波発生器に入れて 4000 Mc 帯高調波を作る。これによる中間周波出力パルスは発振周波数が 200.1 Mc の場合、その 20 番目の高調波が 4002.0 Mc となつて 34.5 Mc の 116 番目の高調波による中間周波出力パルスと重なる。200.1 Mc の 19 および 21 番目の高調波は 3801.9 および 4202.1 Mc であるが、4000 Mc 帯周波数変調波の周波数偏位はクライストロンの電子同調特性より約 50 Mc 程度のものであるから、プラウン管上にはその中間周波出力パルスは表われて来ない。

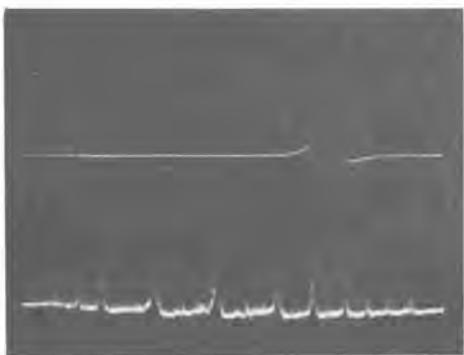
ここで同可変発振器の周波数を変化すると中間周波出力パルスはプラウン管上を移動するが、その周波数が 201.825 Mc になるとその 20 番目の高調波は 4036.5 Mc となつて 34.5 Mc の 117 番目の高調波による中間周波出力パルスと重なる。したがつて 200 Mc 帯可変発振器の読み精度を 10^{-3} 程度にしておけば十分その発振周波数より 34.5 Mc の高調波次数を決定することができる事になる。

任意の高調波次数を一つ決定できれば、後はクライストロンの発振中心周波数を変化して中間周波出力パルスを順次プラウン管上で追つて行けばよい。

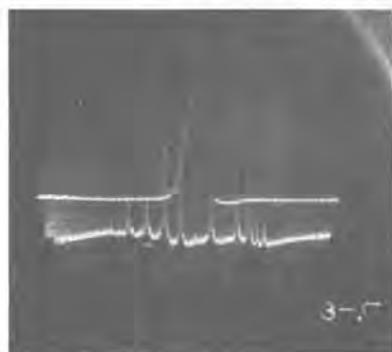
方向性結合器を通じて空洞に加えられた輻波周波数信号の空洞よりの出力はそのままでは空洞の Q 曲線を示しているが、測定精度を高めるためにこの出力電圧を微分することにした。Q 曲線は共振点で微分係数が符号が逆となるから、その点で微分後の出力電圧は符号が逆に



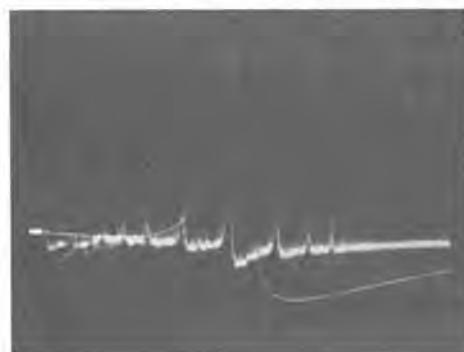
3 図 オシロスコープ上に現われた中間周波出力および周波計出力
Fig. 3. Oscillograms of I. F. output and wave meter output.



4 図 スピリアス出力を大にした場合
Fig. 4. When spurious frequency enlarged, other data remained the same as Fig. 3.



5 図 2 Mc 水晶発振器で周波数変調をかけた場合の中間周波出力
Fig. 5. Spectrum of frequency modulated wave modulated with 2 Mc Crystal frequency.



6 図 5 Mc 周波数目盛を有するバロー型波長計の Q 曲線
Fig. 6. Q curve of barrow type wave meter with 5 Mc markeres.

なる。すなわち電圧零の点が共振点を示すが測定を簡単にするためにゲルマニーム検波器 1N34 を出力端子に並列に入れ負電圧を切ることにした。

この共振点を空洞周波計目盛を変化して上述の標準周波数 34.5 Mc の高調波による中間周波出力パルスに合せ、スペクトラム表よりその輻波共振周波数を決定する。一例を 3 図に示す。

上の曲線はバロー型輻波周波計(Barrow Type Wave Meter)の出力曲線で前述の如く微分出力の負電圧を切つたものであつて中間周波出力パルスと重ねている点が共振点を示している。また下のスペクトラムは前述の如く 34.5 Mc の高調波による中間周波出力パルスで左より 3947.625, 3952.875, 3982.125, 3997.375, Mc を与える。(1 表参照)したがつてこの輻波周波計の共振周波数は 3982.125 Mc を与える。

大きいパルス間に小さいパルスが 4 本出ているが、これは 11.5 Mc の 3 週倍の場合に生じたスピリアス周波数による中間周波出力パルスであつて左より 3959.125, 3964.375, 3970.625, 3975.875 Mc (2 表参照)を与える。クライストロンの電子同調特性よりその周波数偏位は掃引電圧に対して直線性を持たないから、ブラウン管横軸は周波数直線目盛となつておらないことをここで注意しておく。

4 図は 3 図の場合と全く同じであるが、通倍段のタンク回路の共振点を変えてスピリアス出力を増加した場合の結果を示す。これは 4000 Mc 帯周波数目盛に使用できる。また逆に出力パルスの大きさを較正すれば水晶発振器よりの週倍の場合に問題になるスピリアス量の測定が簡単にできる。

上述の周波数目盛に関して、周波数間隔のみを重要とする場合には水晶発振器出力で周波数変調をかけるといい、一例を示すと 5 図である。

これは 2 Mc の水晶発振器出力で 4000 Mc 帯発振器に周波数変調をかけた場合を示し、したがつて中間周波出力間隔は 2 Mc である。(ただし変調電圧は丁度 $J_1(m_f) = 0$ となるように印加している。) 同周波数目盛(中間周波出力パルス間隔 5 Mc)を有するバロー型の Q 曲線の一例を 6 図に示す。

4. 結 言

輻波の標準周波数を標準水晶発振器よりの週倍段数をできるだけ減じて得たので輻波空洞周波計の較正が極めて簡単に輻波スペクトラム分析器を使用してできることを述べた。また本装置で周波数週倍器のスピリアス測定、Q メーターの周波数目盛、デシメートル波の周波数分析および周波数精密測定ができると述べた。輻波周波数帯域としては 4000 Mc 帯を採用したが同実験中に 8000 Mc 帯(4000 Mc 帯の第 2 高調波)の出力も観測できたので、6000 Mc および 9000 Mc 帯での周波計の較正も同様簡単にできることが想像できる。

超小型ヒステリシス電動機について

名古屋製作所

高橋重彦*

Super Small Hysteresis Motors

Shigehiko TAKAHASHI

Nagoya Works

A small synchronous motor is used to wind up the spring of clock mechanism of Type TS-31 and Type TS-1 time switches.

This is a hysteresis motor having an output of a few μ IP, its torque being produced by hysteresis losses induced in the secondary member of magnetic hard steel by the revolving field of the primary. In this paper the writer describes his experiment on the characteristics of the motor by means of new testing equipment. And also he deals with his studies regarding the effect on the motor characteristics of magnetic characteristics of materials to be used for hysteresis element of the rotor that is made of a single solid ring.

1. まえがき

積算電力計を2個使用して、2種料金を自動的に計上させるTS-31型タイム・スイッチおよび所定時間内の回路の開閉を自動的に操作させるTS-1型タイム・スイッチは、ともに回路の開閉を、天井機構を持つ全舞時計によつて行つている。これらタイム・スイッチの時計機構に全舞巻込用として、小型ヒステリシス同期電動機が使用される。しかし電動機は、きわめて高い歯車比による減速機構が用いられるため、その出力は非常にわずかなものであるとともに、一方消費電力もできるだけ小さいことが望ましい。かかる目的に供されるヒステリシス同期電動機の性能を、新しい試験装置によつて、実験的に考察した。試験法は、いわゆる渦流制動作用の原理に基づくものであるが、出力数 μ IP 程度の電動機に関しては、装置回転部分の摩擦にとくに注意を払つた。

一方、電動機の回転子ヒステリシス素子材料により、電動機の特性が、いかに変化するかを検討した。すなわちヒステリシス電動機は、直流励磁を必要としない同期電動機であり、回転力は一次の回転磁界によつて二次磁性硬鋼中に生ずるヒステリシス損によるものであるから二次磁性硬鋼の磁気特性によつて、回転力は大きく影響を受けることとなる。従つてヒステリシス電動機におい

ては、一般的の誘導電動機のように、回転子材料として珪素鋼板の如きを使うのは不適当であり、ヒステリシス素子として使用される二次回転子材料の磁気特性と、その材料を使用した電動機としての特性の関係を、種々検討した。

2. 電動機の概要

電動機は、1図のような構造を有するもので、(a)が固定部分、(b)が回転部分および(c)が組立てられた状態を示している。

回転子は傘のような形をした軽量の非磁性支持子と、ヒステリシス回転力を発生する薄いヒステリシス素子の



1図 ヒステリシス電動機の構造 (a) 固定子 (b) 回転子
(c) 組立てられたもの

Fig. 1. Component of hysteresis motor.
(a) stator (b) rotor (c) view of assembly

条件とからなつておる、このヒステリシス素子条件は、それ自身の弾性によつて、非磁性支持子の内面に摩擦的に保持されている。

固定子は单相界磁線輪を具え、一方上下の遅相盤周辺から磁性材料より成る界磁片が直角に延びて、極を形成している。従つて固定子線輪に单相交流を供給すれば、第1図(b)の周辺にある界磁片は、遅相盤の作用により、一極置きに磁束が遅相するので、空隙内には移動磁界が作られる。従つて、磁束通路は固定子極の一つから空隙を経てヒステリシス素子条件に入り、次の固定子極を経て磁心に帰つて来る。

この電動機は12極であるから、60~の電源に接続せられたとき、回転磁界は毎分600回転することとなる。

3. 超小型電動機のトルク測定

ア. 測定原理

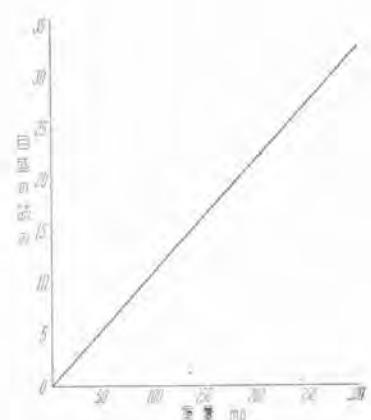
小型電動機のトルク測定法には各種の方法があるが⁽¹⁾ここに述べるのは、渦流制動作用を利用したものである。すなわち電動機の軸に微軽量のアルミニウム円板をとりつけ、これを磁界中で回転させて、アルミニウム円板中の渦流と、可動励磁コイルによる磁界との間に働く制動力を利用するのである。この方法は、小型電動機の特性を実測するに当り、しばしば用いられるものであるが、各部分の摩擦をできる限り小さくすれば、かなり高い精度を得ることも可能であり、微小トルクの変化を覚えることもできる。なお回転数が小さいため、微軽量のアルミニウム円板をとりつけたための風損の影響は無視できる程度のものである。

イ. 測定方法と装置の概要

装置は2図に示すとおりである。2図のように供試電動機を回転させ、一方励磁コイルに通電すると、電動機の軸にとりつけられたアルミニウム円板は磁界中を回転することとなり、円板中の渦流と励磁されたコイルに



2図 トルク測定装置
Fig. 2. Torque measurement equipment.



3図 トルク測定装置の較正曲線

Fig. 3. Calibration curve of torque.

よる磁界との間に制動力を生ずる。このコイルを保持する可動回転部分をできるだけ摩擦少なく回転させることができるのである。従つて軸の尖端は焼入れ研磨し、軸受は精密級指示計器用サファイアを使用する等、摩擦の低減に留意した。

一方出力数 μIP といわれるこの種の電動機では、回転力を実測する装置は、腕の長さを極力小にしても重量の単位はきわめて低いので、これに適したものとして可動鉄片型計器の指針に前記回転力を細糸にて伝え、さらに負荷を増加することによって生ずる加動回転力と釣合するために必要な制御回転力は、螺旋ゼンマイを用いた。一般に彈条の制御回転力は、回転角に直接比例するが、較正試験の結果も、スケールの平均目盛値の読みと重量との関係は3図に示すように直線的であつた。

なお励磁コイルは可動回転部分の一つを形成するものであるから、通電方式としても回転力に影響を与えない方法として、2図のようにきわめて細い銀線を垂下させるような方法とした。

その他、回転数の測定はストロボスコープ法によつた。

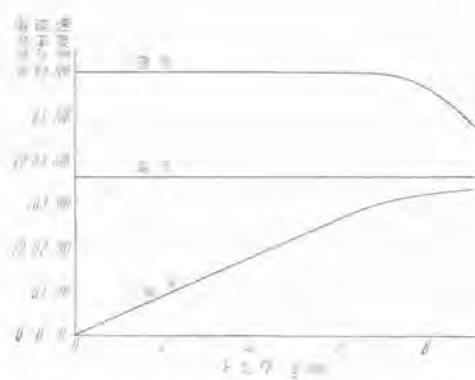
ウ. 測定結果

測定結果は第4・5図に示すとおりである。以下この電動機の各種の特性について考察してみる。

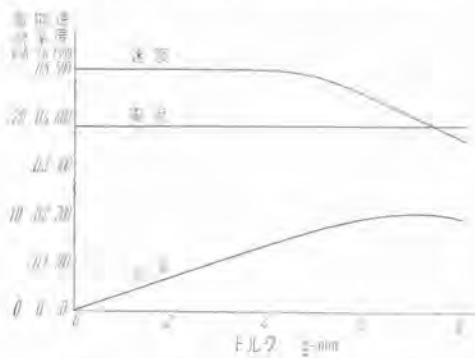
(a) 電動機の一般特性

供試電動機は前述せるとおりヒステリシス電動機であつて、回転子磁性硬鋼中に発生するヒステリシス損失を回転力として利用するものである。このヒステリシス損失による回転力は、一般的誘導電動機にも起るがきわめてわずかである。しかしこの種電動機では、これが動力として十分利用できるのである。一方同時にわずかであるが渦流損をも発生するから、ヒステリシス電動機とはいつてもいくらかの渦流電動機としての性質をも兼備している。従つて速度特性についても、4・5図からわかるとおり負荷がある一定以上になると、同期速度を離れる現象を生ずる。すなわち理想的なヒステリシス電動機の速度一回転力曲線は6図に見られるとおりであるが⁽²⁾、実際に得られた結果は前記のとおり負荷による速度の低下が認められた。

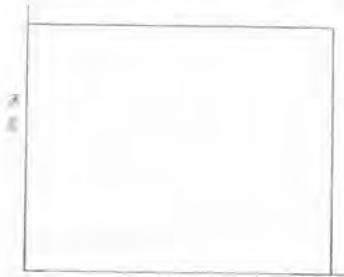
この電動機にはまた一般の電動機にてはほとんど考え



4 図 回転子にバネ鋼帯を使用せるヒステリシス電動機の特性曲線 (電源 100V 60~)
Fig. 4. Performance curve of hysteresis motor using spring steel strip as a rotor (source 100V 60~)



5 図 回転子にバネ鋼帯を使用せるヒステリシス電動機の特性曲線 (電源 100V 50~)
Fig. 5. Performance curve of hysteresis motor using spring steel strip as a rotor (source 100V 50~)



6 図 理想ヒステリシス電動機の速度一回転力曲線
Fig. 6. Speed hysteresis motor.

られない一つの性質を有している。すなわち電流・入力が拘束状態でも無負荷状態でもほとんど変化を認め得ないことである。従つて回転子磁性硬鋼中に発生するヒステリシス損失はわずかなものであり、ヒステリシス損失に関する回転力の小さいことも明らかである。一般的電動機に比らべ、きわめて能率の悪い電動機であると思われるが、可及的小型にしてかつ利用できるトルクの発生という面から考えれば、こうした電動機について能率を論ずるのは、ほとんど意味のないことである。すなわちタイム・スイッチ・記録計・デマンド・メータの要求するものは大きな出力でも廻転力でもないからである。

力率に関しても、電流・入力が拘束状態から無負荷状態までほとんど変化しないため、ほぼ一定である。全入

力の中で約 60% が銅損に消費されているので、力率は 80% 近い値を得た。

(b) 周波数による特性の差異

試験結果の 4・5 図に示すのは、それぞれ 100V, 60~・50~ における特性である。周波数により特性の変化を見ると、同期速度で運転しうる範囲は 60~ の方が優位にあり、この種電動機の回転力は周波数に関係するヒステリシス損失による関係から、こんな結果が得られたものと考えられる。タイム・スイッチとして組んだ実際の状態でも、完全に同期速度の範囲内にある。タイム・スイッチでは、負荷としての全部に至るまで、何万分の一といきわめて高い歯車比により減速されているからである。ただしタイム・スイッチでは、全舞を巻込む仕事をなすのであり、同期速度でなければならない必要は少しもない。

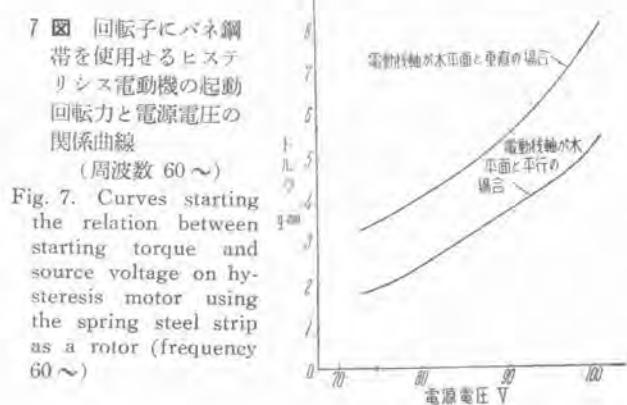
(c) 起動特性

固定子は単相巻線であるが、遅相盤を利用した自起動の電動機であり、この起動特性を測定した結果が 7 図である。起動回転力は、重量を利用した平衡法を用いて測定したが、この電動機にては二つの場合が考えられる。すなわち一つは回転子軸が水平面と平行の場合、他は水平面と垂直の場合である。実際タイム・スイッチとして使用される場合は前者に属するが、この場合には硬質クローム・メッキされた軸と油溝の切られた軸承面との間の摩擦により後者に比し起動回転力は減少する。なおこの電動機は停止の場合、外力を加えずに静止する位置は残留磁気のために、固定子・回転子の略一定した関係位置に落着くが、7 図はこの場合の起動回転力を示している。

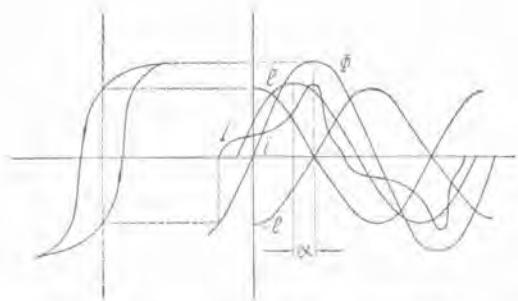
4. 回転子材料による電動機特性の変化

A. ヒステリシス電動機の大要

回転子には磁性硬鋼の薄鉄板を利用しておらず、この薄鉄板中に発生するヒステリシス損失により、電動機は回転力を生ずるが、この機構について少しく考察してみる。ヒステリシス電動機の固定子に加えられる電圧が正弦波形に分布しているものと考えれば、それによつて生ずる

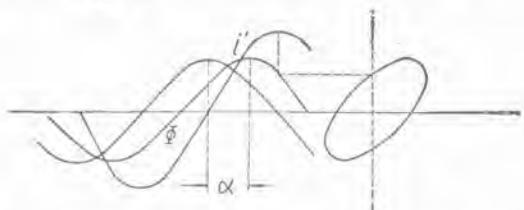


7 図 回転子にバネ鋼帯を使用せるヒステリシス電動機の起動回転力と電源電圧の関係曲線
(周波数 60~)
Fig. 7. Curves starting the relation between starting torque and source voltage on hysteresis motor using the spring steel strip as a rotor (frequency 60~)



8 図 ヒステリシス進相角 α の図的説明

Fig. 8. Graphical explanation of a hysteresis advanced angle α .



9 図 楕円ヒステリシス環線をもつ鋼板のヒステリシス進相角

Fig. 9. Hysteresis advanced angle of a steel plate having elliptical hysteresis loop.

磁束もまた正弦波分布をしていなければならない。しかるに正弦波分布を有する界磁束を作るためには、鉄の飽和およびヒステリシス・ループに相当した磁化電流を必要とするのは明らかである。すなわち磁化電流の波形はヒステリシス・ループと飽和により定められる。

8 図のような鉄のヒステリシス・ループを表わす鉄心中に正弦波分布の界磁束 Φ を生ぜしめるためには、 i で表わされるような磁化電流の分布を必要とすることは、ヒステリシス・ループより作図できる。 i 曲線は正弦波形に非ずして、他の高調波を有する分布波となるが、その基本波は i' で示すような正弦波を有している。所で i' は e と正確に 90 度の相差角を有せずして、ヒステリシス進相角 α だけ推移している。すなわち α は i' と e との間の電力を生ずる角度である。従つて回転力は i' と Φ の同一位相にある分力の積に比例する。⁽³⁾

しかしヒステリシス損失無ならば、2 はもちろん 0 にして回転力はなく、損失が大となるにつれて α の値は大となり回転力もまた増大する。たとえば 9 図のようにヒステリシス・ループが梢円に近いような場合には、ヒステリシス電動機としての回転力は増加する。もし極端な場合としてループが完全な円形の場合には、 $\alpha=90$ 度にしてもつとも有効に回転力を出すこととなる。

一方ヒステリシス電動機の任意の回転において発生する回転力を回転子が微小角だけ回転したときの回転子内の磁気エネルギーの変化から考えれば、軸方向と半径方向の分力を無視すると回転力は⁽⁴⁾

$$T \propto \oint B \cdot dH_0$$

T : 回転力

B : 磁束密度

上式のようになり、ヒステリシス・ループの面積が上式

の積分に相当するわけである。故にヒステリシス・ループの面積大にしてかつヒステリシス進相角の値の大きいものが回転子材料として好ましいこととなる。

イ. 各種回転子材料の磁気特性

前記より明らかなとおり、回転子材料により電動機としての特性は大きく影響を受けるが、これら磁性材料の特性をまず検討した。

磁気特性の測定法としては、測定が容易でかつ試料は板状の短冊鉄板で十分行い得る弾動検流計を用いた「押査線輪引抜き法」を採用した。10・11・12・13 図が前記方法により実験的に求めた各種鉄板の $B_m=10,000$ ガウスにおける履歴曲線を示している。10 図が珪素鋼板 YB、11 図と 13 図は炭素鋼板の未処理と焼入れ処理せるもの、12 図はバネ鋼板の履歴曲線を示している。

なおこの測定法では保磁力を容易に求めることができるので、保持力からヒステリシス損失を求めた。すなわち

$$W_h = \frac{0.32 B_m Hcf}{D \times 10^4} \text{ (Watt)}$$

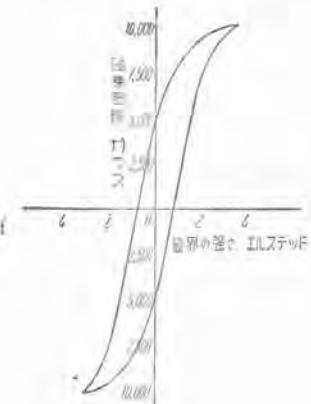
B_m : 磁束密度 (Gauss)

H_c : 保持力 (Oersted)

f : 周波数 (Cycle)

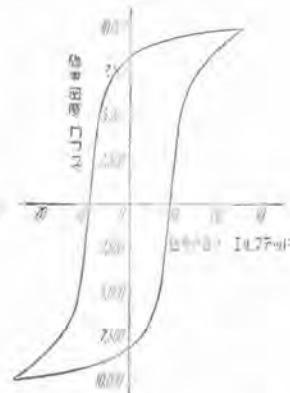
D : 比重

ヒステリシス・ループより見ても判るように、珪素鋼板がもつとも損失の少いのは当然で、上記算式から求めた 60 ~ $B_m=10,000$ Gauss におけるヒステリシス損失は以下のとおりである。



10 図 硅素鋼板

履歴曲線 (YB)
Fig. 10. Hysteresis loop of silicon steel.

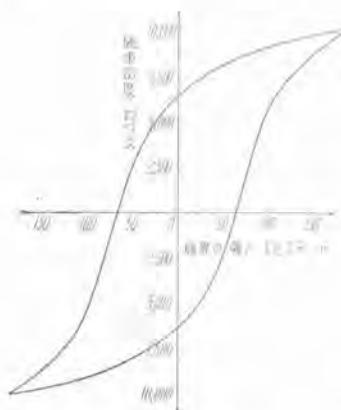


11 図 炭素鋼板履歴曲線

Fig. 11. Hysteresis loop of carbon steel.



12図 パネ鋼板履歴曲線
Fig. 12. Hysteresis loop of spring steel.



13図 热处理炭素鋼板履歴曲線
Fig. 13. Hysteresis loop of heat treated carbon steel.

珪素鋼板 (Y.B)	1.85 Watt/kg
炭素鋼板 (未処理)	23.41 "
パネ鋼板	45.70 "
炭素鋼板(焼入れ処理)	132.50 "

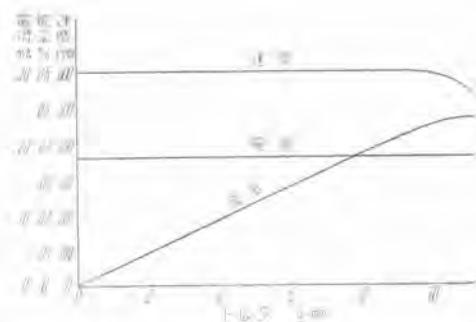
炭素鋼板を焼入れ処理するばあいはガス炉で実施しその後油冷した。この処理は定盤で挟んで実施した。炭素鋼板を焼入れしたばあい、磁気特性がかく変化することは、高温度において安定な γ 相が完全に過冷せられないので、マルテンサイトの状態をとるためであると考えられ、一般に焼入れしたものは焼鈍したものに比らべ、保持力が遥かに大となる。以下その結果を示す。

ウ. 磁気特性と電動機特性の関係

各種の磁気特性を有する磁性硬鋼を用いて回転子を作れば、それらの電動機としての特性も磁気特性により大きく変化する。

(a) 硅素鋼板 硅素鋼板はヒステリシス損失がきわめて小さいから、ヒステリシス電動機としての回転子には不適当であるが、実測結果からは電源電圧60～100Vで無負荷の自起動は困難であり、60～120～130Vで自起動可能である。なお始動しても回転数はきわめて低く、硅素鋼板では軸と軸受間の摩擦にも打ち勝つことのできない回転力しか発生していない。

(b) 炭素鋼板(未処理) 硅素鋼板についてヒステリシス損失の小さい鋼板であるが、回転子材料としては適当なものではない。すなわち電源電圧60～100Vで自起動するが、回転数は無負荷で同期速度よりも低い440



14図 回転子に熱処理せる炭素鋼帶を使用せるヒステリシス電動機の特性曲線（電源 100V 60～）
Fig. 14. Performance curves of hysteresis motor using heat treated carbon steel strip as a rotor (source 100 V 60～)

rpmで、すでに前記の摩擦その他にも十分打勝ち得ない。

(c) パネ鋼板 ヒステリシス損失がこの程度まで増加してくれば、同期電動機回転子材料として十分利用できる。この特性曲線はすでに4・5図に示す通りである。

(d) 炭素鋼板(焼入れ処理) この材料は前記のとおりヒステリシス損失がかなり多く、保持力も大であるが、電動機としての特性ももつとも優れている。14図はその特性曲線を示している。ただ一つここで問題となる点は焼入れ炭素鋼板は硬度がかなり高く、ショア硬度で82～83の硬さを有し從つて折れやすい欠点を持つていることである。この電動機は回転子の帽状支持子が、ヒステリシス素子を摩擦的に支持する方式をとつていて、パネ鋼板に比らべ組立てに難易の差が生ずる。

以上のように各種回転子材料によるヒステリシス電動機特性の差異を考察したが、ヒステリシスの損失の大きな磁性硬鋼を使用することが、電動機としてより大なる回転力と出力を出し得ることがこの電動機にて明らかにされた。

5. むすび

以上でタイム・スイッチ等に使用される超小型ヒステリシス電動機の特性の検討について、その大略を述べた。この電動機が回転子材料に一般の電動機とは異なるヒステリシス損失の大きな磁性硬鋼を使用する点、および回転子材料の磁気特性と電動機としての特性の関係、さらにこの電動機固有の性質が明らかになつた。今後応用面において、自動制御の発展とともに、こうした電動機の使用はさらに增大することと思われる。

(参考文献)

- (1) E. J. July 1931, Watts "Measuring 0.000011 Horsepower"
- (2) Veinott, "Fractional Horsepower Electric Motors"
- (3) 磐野, "誘導機械"
- (4) E. E. Vol. 59 1940, "Theory of Hysteresis Motor Torque"

カゴ形誘導電動機の回転子試験装置

名古屋製作所

臼田長一^{*} 梶谷定之^{**}

Rotor Testing Equipment for Squirrel Cage Induction Motors

Choichi USUDA・Sadayuki KAJIGAYA

Nagoya Works

As a means to detect faults on a cage rotor of induction motor, there has been a lock-test in extensive use, which, however, is seldom satisfactory because temperature rise in the stator and rotor during the test brings about difficulty to maintain uniform accuracy, besides being incapable of indicating local faults or locating them.

The equipment reported herein consists of a testing stator, a motor to drive a rotor under test and a Braun tube oscillograph as a means to detect faults. An exploring coil wound on a tooth of the testing stator is connected to the Braun tube oscillograph, while the stator winding is excited with D.C.

When the sweep circuit of the oscillograph is synchronized with the revolving speed of the rotor bars, a band of pulsation waves representing the rotor bars is observed. The rotor without defect is indicated by a uniform amplitude of pulsating current waves, but any trouble is detected by considerable distortion of the wave form.

This paper first deals with the construction and principle of this equipment, and then theoretical consideration is fully given as to the sensitivity and oscillographic wave form to make a good practical use of this device. Lastly, several examples are given to explain the matter to the fullest extent.

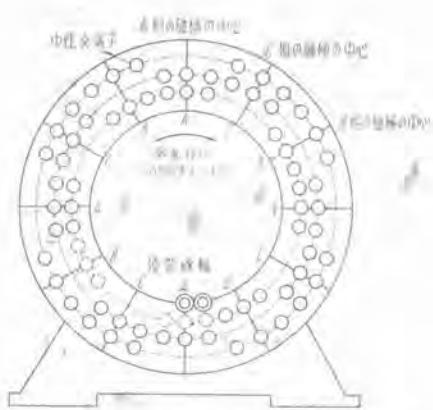
1. まえがき

カゴ形誘導電動機の回転子を組立前にチェックすることは極めて重要であるにもかかわらず適切な方法がないため従来ほとんど行われなかつた。その理由は、回転子だけではうまい判定法がないことと、他の装置との組合試験にしてもその精度が劣り操作が複雑であること等が考えられる。たとえば通常実施されている方法に「拘束試験」がある。この方法は試験用の固定子の中に被試験回転子を入れ拘束時のインピーダンスと入力とを測定して回転子の良否を判別するものである。この方法では多数の回転子を試験する場合固定子巻線の温度上昇による抵抗増加のために誤差を生じやすいこと、局部的な故障を明示することができない等の欠点を有している。

ここに報告する装置はこれとは原理方法を全く異にするもので、精度が良好であること、装置操作がきわめて簡単であることのほか、とくに従来の方法では検出できなかつた局部的故障点、たとえばダイカストロータの局部的巣または断線、銅ロータの導体と端絡環の溶接不良等が容易に検出できる等の利点を有するものである。

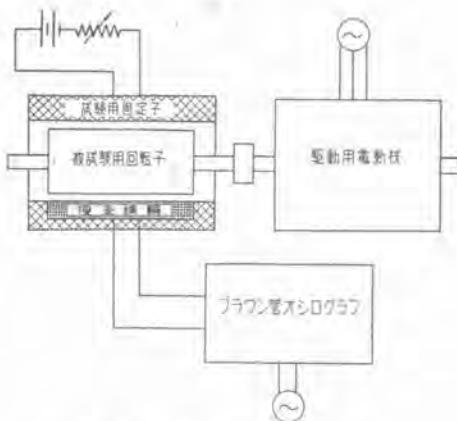
2. 装置

装置は1図に示すように検査線輪を有する試験用固定子と被試験回転子を外部から駆動する電動機と検出装置としてブラウン管オシログラフとよりなつてある。回転子の良否の判別はブラウン管に映つた像から容易に行うことができる。固定子は直流で励磁する。2図は装置の概略を示す。



1 図 捜査線輪を有する試験用固定子の説明
(固定子線輪は溝底から A. B. C. 相の順とする)

Fig. 1. Illustration of testing stator with exploring coil
(stator windings are named A. B. C. counting from the bottom of the slot.)



2 図 装置の概略
Fig. 2. Outline of testing equipment.

3. 原理

固定子のある一相を直流で励磁し回転子を他の電動機で回転させると回転子導体に誘起電圧を生じ電流が流れる。この電流によつて回転子磁束を生じ固定子の主磁束と増磁または減磁の方向で合成される。この合成磁束は固定子歯と回転子歯の相対的位置によつて増減を生じ、いわゆる「歯脈動」を生ずるから固定子の適当な所に検査線輪を巻いて置けばこれと交叉する脈動磁束によつて検査線輪に脈動の誘起電圧が生ずる。この電圧をブラウン管オシログラフで直視する。さて回転子導体の抵抗が均一な場合には各回転子導体が検査線輪の真下にきたとき、回転子電流は等しいから脈動磁束も等しくなり検査線輪に誘起される電圧は一様なものとなるからブラウン管に映つた脈動の振巾は一様な巾を示す。しかしながら回転子導体の抵抗に不同的あるときは各導体で電流が異り検査線輪の誘起電圧が変化するのでブラウン管に映つた脈動の振巾は一様でなくなる。このようにして逆にブラウン管に映つた脈動波形から回転子導体の抵抗の状態を知ることができ、従つて導体の断線、高抵抗は容易に

検出される。また回転子導体の抵抗だけでなく回転子による磁束に変化を及ぼすような種々の原因、たとえば端緒環の損傷、回転子導体と端緒環の溶接不良、回転子のヒズミ、偏心等も容易に検出できる。

なおブラウン管の波形を回転子の回転速度に同期させると波形は静止しその脈動の数は回転子導体数に等しくなるからこれより不良箇所を知ることができる。

4. 感度

この装置を用いて試験する時回転子の故障の種類によつてオシロ波形はもとより感度も著しく異つてくる。感度については次のように考察される。

(1) ブラウン管に写つた波形全体の大きさ
これを「感度①」とする。

(2) ブラウン管に写つた全体の波形の中で不良箇所による波形と良好なる箇所の波形の区別の容易さ
これを「感度②」とする。

すなわち感度②は

(不良か所による波形の振巾)
-(良好な箇所の波形の振巾)
(良好な箇所の波形の振巾)

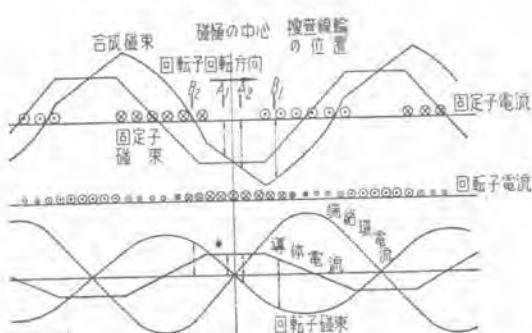
を意味する。これらの感度を左右する事項としては下記のものが考えられる。

- (1) 検査線輪の巻数
- (2) 検査線輪の位置
 - イ 固定子の励磁相
 - ロ 回転子の回転方向
- (3) 固定子の励磁電流
- (4) 回転子の回転速度

以上のうち検査線輪の巻数、固定子の励磁電流、回転子の回転速度、は感度①に関係しこれらを大にすれば感度②は大となる。しかしブラウン管に像を生ぜしめるのに必要な検査線輪の誘起電圧は約数 10 mV で十分であつて感度①は容易に大きくすることができる。この装置で問題になるのは感度②についてである。まず検査線輪を巻くべき位置について考察する。試験用固定子として三相誘導電動機の固定子を利用すれば検査線輪の位置を変えることわ結果的には固定子の励磁相、回転子の回転方向を変えることと同様である。

いま固定子のある一相(A 相とする)を直流で励磁し回転子を駆動電動機で回転させると固定子磁束、回転子の誘起電圧(すなわち回転子導体の抵抗が均一なときの導体電流)、エンドリング電流、回転子磁束、固定子と回転子の合成磁束の分布は 3 図のようになる。

検査線輪は 3 図のよう A 相の磁極の中心に最も近い固定子鉄心の歯 A_1 の位置に巻いてあるとするとこの位置では固定子磁束は最大かつ回転子の誘起電圧も最大となるから不良回転子導体がこの位置にきたときの電流変化は大きく、かくて磁束変化も大きくなる。このようにして検査線輪を A_1 の位置にすれば感度②は高く表



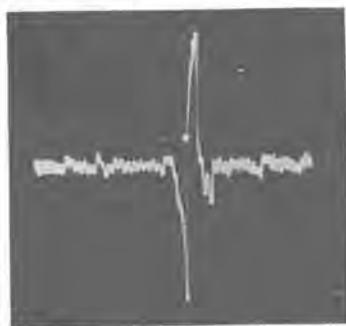
3 図 固定子および回転子の電流誘起電圧磁束分布と検査線輪位置の説明

Fig. 3. Graphical view of the relation among stator and rotor current, induced voltage, flux distribution and position of exploring coil.

われる。一方検査線輪を磁極の中心から遠ざけて図のB₁の位置に移すとする。(実際には励磁相をA相からB相に変えればよい)この位置では回転子の誘起電圧はより小さくなり回転子導体の抵抗不同による電流変化もA₁の位置の場合に較べてより小さく従つて感度②は低下する。しかしながら感度①すなわち全体の波形の大きいさはB₁の位置の方がはるかに大である。実測データによると検査線輪の誘起電圧はA₁の位置で約20mVであるのに対してB₁の位置では約2Vであった。このことは次のとおり説明できる。検査線輪を通過する脈動磁束は固定子磁束による影響は極めて少くそのほとんどが回転子磁束によるものである。ところが回転子磁束は3図のようにB₁の位置の方がA₁の位置よりはるかに大であるから検査線輪の誘起電圧もB₁の方がA₁より大となる。以上の説明のようにA₁の位置では不良導体による波形変化は最大、一方良好導体の波形は最小となり感度②は最も大となる。

写真4、5は同じ不良回転子をA相励磁とB相励磁で実験し感度の異なることを示している。なおB相励磁の時はオシロ感度をA相励磁のときよりはるかに下げてある。

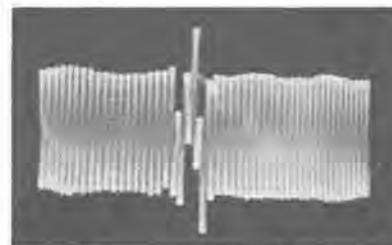
検査線輪の位置による感度の比較写真(その一)
(検査線輪の位置を変えるために実際的には回転子の回転方向は同じで固定子の励磁相のみを変えた)
Photograph showing effect by different position of exploring coil (No. 1)



4 図 検査線輪位置 3 図の A₁の場合

Fig. 4. Position of exploring coil at A₁ in Fig. 3.

カゴ形誘導電動機の回転子試験装置・田中・梶谷



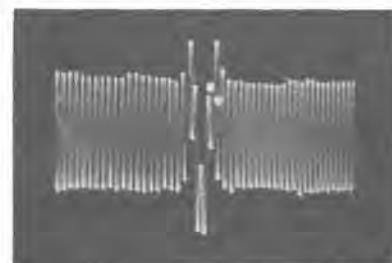
5 図 検査線輪位置 3 図の B₁の場合

Fig. 5. Position of exploring coil at B₁ in Fig. 3.



6 図 検査線輪位置 3 図の A₂の場合

Fig. 6. Position of exploring coil at A₂ in Fig. 3.



7 図 検査線輪位置 3 図の B₂の場合

Fig. 7. Position of exploring coil at B₂ in Fig. 3.

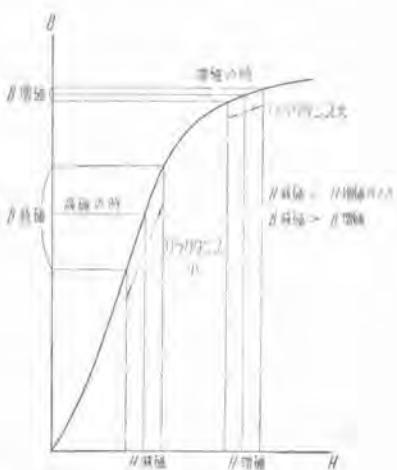
つぎに回転子の回転方向による感度の変化を写真4、6に示す。回転子の回転方向が変ると回転子磁束の方向は逆になる。4図において検査線輪はA₁の位置にあり回転方向、励磁電流の方向は図示通りの場合をまづ考えると回転子磁束は、固定子磁束に対して減磁の方向にある。一方逆転した場合は4図において回転方向は同じで検査線輪の位置が磁極の中心に対してA₁と対称の位置A₂に移った場合と同じく考えることができるから回転子磁束は固定子磁束に対して増磁の方向になる。回転子磁束が減磁の方向にあるときよりも増磁の方向にあるときの方が合成磁束は多く8図に示すように[B-H曲線]から考えると鉄心のリラクタンスはより大となる。従つて回転子導体の抵抗変化による導体電流の変化量すなわちHの変化量が同じであつても磁束密度すなわちBの変化量は増磁の方向より減磁の方向の方がより大きい。かくして感度②は回転方向が減磁に相当するときが良好となる。

5. 波 形

この装置ではどのような傷がどのようなオシロ波形になつて表われるかは感度とともに重要な問題である。

いま回転子導体の一つ所断線、あるいは高抵抗、回転子の歪、あるいは偏心の二つの場合について考える。

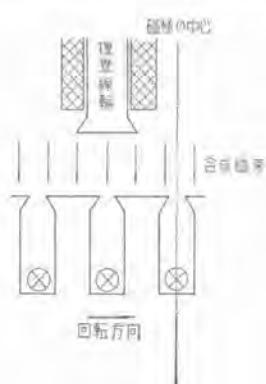
まず回転子導体の一つ所断線または高抵抗について考察して見る。回転子に故障がないとき検査線輪を通る磁



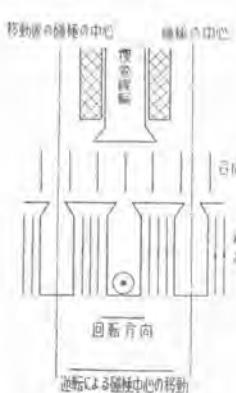
8 図 回転子磁束の方向による感度差の説明
Fig. 8. Curve showing the relation between the sensitivity and the direction of rotor flux.

束は9図に示すとおりである。ところが一カ所断線または高抵抗があつて電流が減少することは「重複の理」によつて10図のように逆方向の電流が新たに流れたものと考えてよい。かくすれば逆方向の電流によつて12図のように新しい磁束を生じこれが正常な場合の磁束分布11図に示すものと重複して13図に示すような磁束分布となりブラウン管には14図のようなひずんだ波形が映ることになる。

この場合写真4、6から比較されるようにA相励磁では逆転しても感度は変るが故障個所の波形変化はほとんど見られない。これは波形変形の主原因である。10図の逆電流は逆転してもただ磁極の中心に対する位置がその

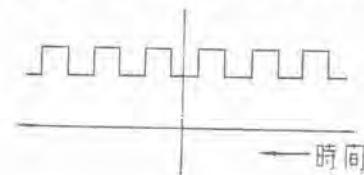


9 図 回転子に故障のないときの状態
Fig. 9. Rotor without fault.

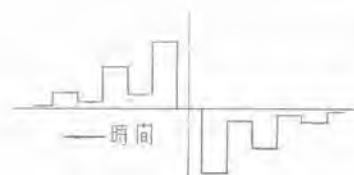


10 図 回転子導体断線による影響を示す
Fig. 10. Effect by a rotor with a broken bar.

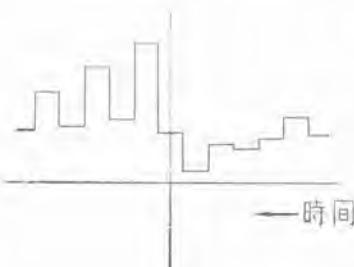
検査線輪を通過する磁束の時間的変化を示す。



11 図 9図の状態の場合
Fig. 11. Change of flux in the case of Fig. 9.



12 図 10図の状態の場合
Fig. 12. Change of flux in the case of Fig. 10.



13 図 9図+10図の状態すなわち導体断線の場合
Fig. 13. Change of flux when one bar is broken.



14 図 回転子導体断線のオシロ波形
(13図の微分波形)
Fig. 14. Oscillogram when one bar is broken.

対称位置に移動したと考えられるだけで電流自身は変化しない。一方合成磁束の脈動は回転子磁束が増磁方向と減磁方向の違いで脈動の上下は逆になる。しかしA相励磁のときはこの脈動の振幅が導体故障による磁束変化量に比して極めて小さいから実際のオシロ波形はほとんど同じように見える。また検査線輪がB₁, B₂の位置にあるときのように回転子磁束の変化量が合成磁束の脈動の振巾に比して余り大きくなきときには波形は著しく変わってくるが前記の方法によつて同様の考察を加えることができる。また回転方向を逆にすればオシロ波形は全体として左右の逆を生ずる。

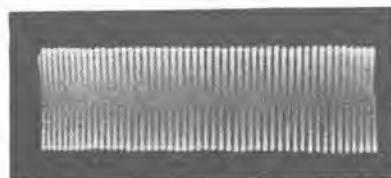
次に回転子がヒズミまたは偏心している場合について考える。ヒズミまたは偏心があると固定子と回転子の空隙長が回転とともに変り従つて空隙のリウクタンスが変化して検査線輪を通る磁束の量に変化を生ずるから変調した脈動波形となる。ただしこの場合には脈動磁束の量を大にするため検査線輪はB₁またはB₂におかねばならない。

16図は偏心のない良好な回転子(15図に示す)に直径に対して0.25%の偏心をあたえて得られたものである。

6. 実験

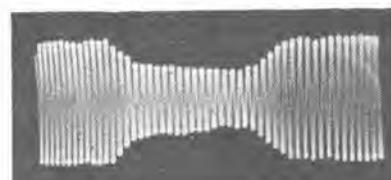
小型カゴ形回転子について行つた実験結果を以下に示す。

まず從来の拘束試験とこの装置によるオシロ波形の関係をしらべて見ると 17 図のような結果となる。この結果ではブラウン管の波形の不整の傾向と拘束試験の入力の大小とは大体一致している。しかしながら一般には波形の乱れた不良回転子はかならずしも拘束時の入力が大きいとは限らない、実験的に拘束時の入力 170 W の回転子を人為的に一相断線せしめたところ入力は 173 W に増加したに過ぎずこの程度の入力増加では從来の拘束試験では十分許容範囲に入る。従つてこの様な場合にはこの装置は極めて感度がよく良否を適確に判定すること



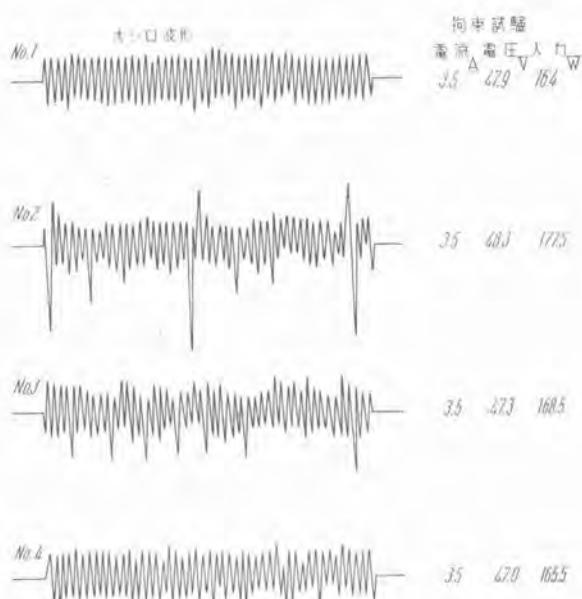
15 図 ヒズミのない Al ダイキャスト回転子

Fig. 15. Al die-cast rotor without eccentricity of center.



16 図 15 図の回転子に 0.25% のヒズミを与えたもの

Fig. 16. Al die-cast rotor with 0.25% eccentricity.



17 図 オシロ波形と拘束試験との比較

Fig. 17. Comparison between oscillosograms and lock test valves.

ができる。一般に拘束時の入力が規準値以内であつてもオシロ波形の乱れた回転子は電動機の異常トルク、振動、騒音、発熱の原因となるほか、寿命を短縮させる怖れがあるので、細心の注意を払つて選別しておかねばならない。

以下に示す写真は銅カゴ形回転子とアルミダイカスト回転子について良好なもの、不良なもの代表的オシロ波形を示したものである。

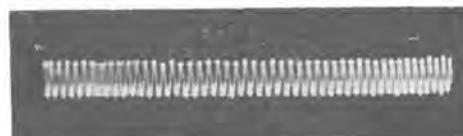
写真 18 図と 19 図はいずれも銅カゴ形回転子で得られたもので 18 図は良好な場合であり 19 図は導体とエンドリングの溶接不良が局部的にあると認められる不良な場合である。しかしこれらはいずれも次に示すアルミダイカスト回転子に較べて格段に波形の乱れが少い。

写真 20 図はアルミダイカスト回転子の中で比較的良好なもの、21 図はやや不良と思われるものを示す。

写真 22 図はとくに一ヵ所導体に高抵抗のある場合であるが、これは鉄心打抜きの際の返り、または抜きかすの残存によってキャスティング時の湯流れを悪くし高抵抗を生じたものと考えられる。

写真 23 図はその最も甚しい実例である。

写真 24 図、25 図は回転子の故障の程度とオシロ波形の乱れの程度の関係を明らかにするために人為的に導体に傷をつけて比較したものである。すなわち写真 24 図に示すような回転子の導体に直径 2, 3, 4, 5, 6, や深さ 10 mm の傷を 5 カ所あたえた場合に得られたのが写真 25 図である。



18 図 良好的 Cu ロータ

Fig. 18. Cu rotor in good condition.



19 図 不良な Cu ロータ

Fig. 19. Defective Cu rotor.



20 図 良好的 Al ダイキャストロータ

Fig. 20. Al die cast rotor in good condition.



21 図 やや不良な Al ダイキャストロータ

Fig. 21. Al die cast rotor with a slight defect.



22 図 とくに 1 個所不良個所を有する Al ダイキャストローター

Fig. 22. Al die cast rotor with a defect at a particular.



23 図 不良 Al ダイキャストローター

Fig. 23. Defective Al die cast rotor.



24 図 不良 Al ダイキャストローター

Fig. 24. Defective Al die cast rotor.



25 図 24 図の回転子に 5 個所傷を与えたもの

Fig. 25. The same defective rotor with five flaws inside.

また回転子の偏心ヒズミについての実験例はすでに 15, 16 図に示してある。

7. 使用上の注意

最後にこの装置を使用するに当つて考慮すべき問題について考えて見たい。

まずどの程度の回転子の故障がオシロ波形にどのように現われ、かつ電動機の特性にどの程度の影響をあたえ

るかを実験的に明らかにしなければならない。これは数多くの実験を必要とするがその結果によつて波形の不整の合格限界が決定される。

次に感度は前述のように回転子の傷の種類によつて非常に異り、検査線輪を傷の種類に応じて適当な位置に置換える必要がある。たとえば導体断線の場合には A, A₂ の位置でよく検出されるが B₁, B₂ の位置では感度が悪く、一方偏心、ヒズミは B₁, B₂ の位置でないとよく検出されない。従つて故障の種類に応じて検査線輪の位置を変えられるよう装置を製作しておかねばならない。

なお本装置は以上に述べたように定性的試験では極めて秀れた特長を持つている。しかし定量的試験としては不十分な所があるので、この点従来の拘束試験、その他を併用するならば回転子の試験としては十分の効果を發揮できるものと思う。しかしながらこの装置の試験用固定子はメータを接続すればそのまま他の定量的試験にも使用できるものである。

8. むすび

以上でこの装置の原理・構造・操作等をのべさらにその感度、波形について理説的考察を加え最後に実験結果を示した。

この装置の特長をあげると次のとおりである。

- 1) 安価で簡単に製作できる。
- 2) 操作が簡単である。
- 3) 一定した高い精度を有する。
- 4) 従来の方法では検出することのできなかつた細い故障の程度およびその位置を明示することができる。
- 5) 工作上の不良を中間工程で発見する装置として使用できる。

このうちとくにカゴ形回転子の故障状態を全導体について直視できることは極めて秀れた利点であつて、このことによつて個々の回転子の品質状況を明確に把握でき品質管理上はなはだ有効な資料を得ることができる。また故障位置まで明示できるので回転子の品質改善の糸口を得るのにも役立ち、さらに進んで回転子に起因する電動機の諸問題の究明のためにもその効用を發揮するものと考えられる。

Reference. A. I. E. E. 1951. May.

Die. Cast. Rotor. studies.

By. L. C. Packer.

G. E. Monchamp.