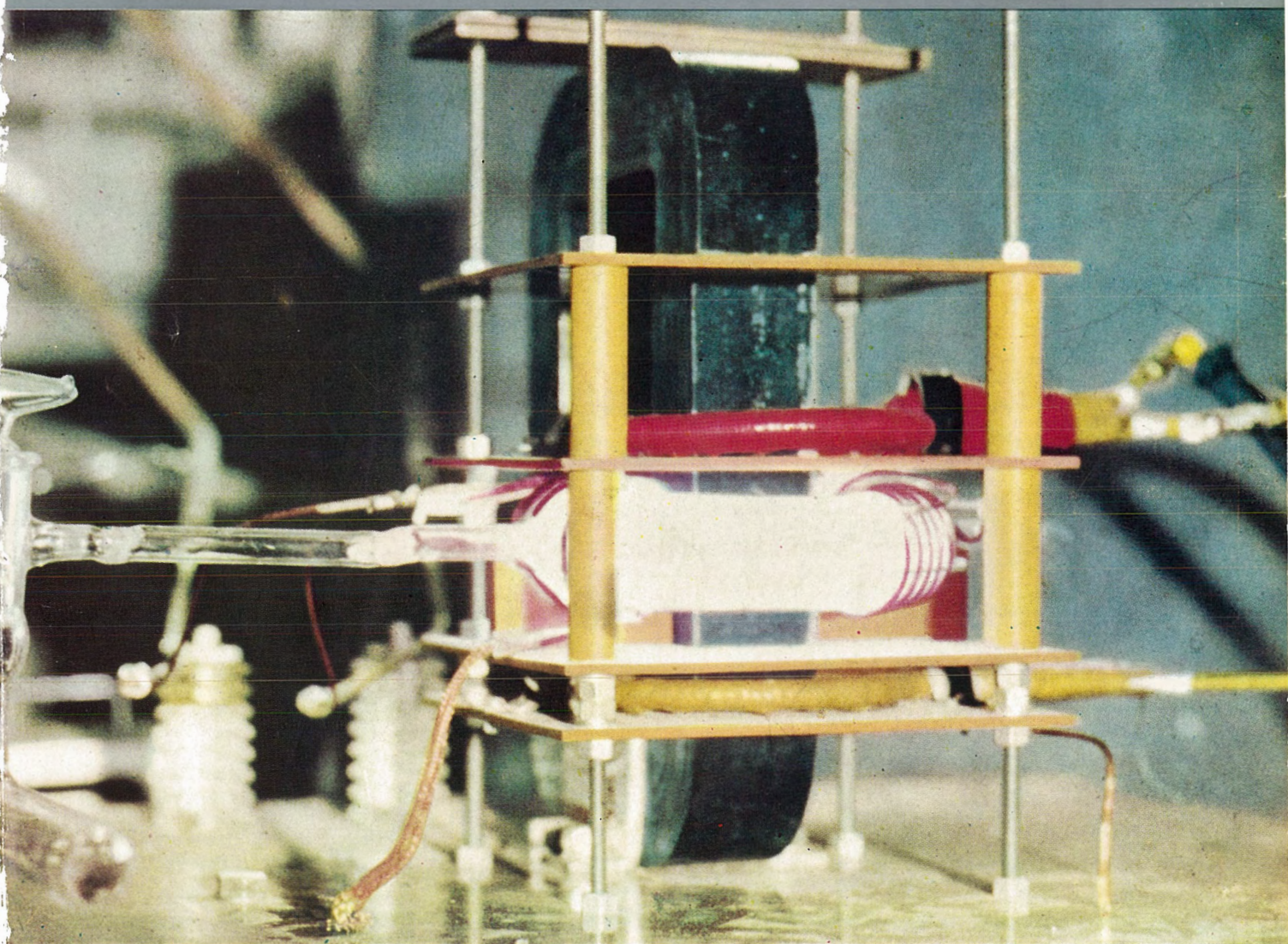


MITSUBISHI DENKI

三菱電機

Vol. 36 July 1962

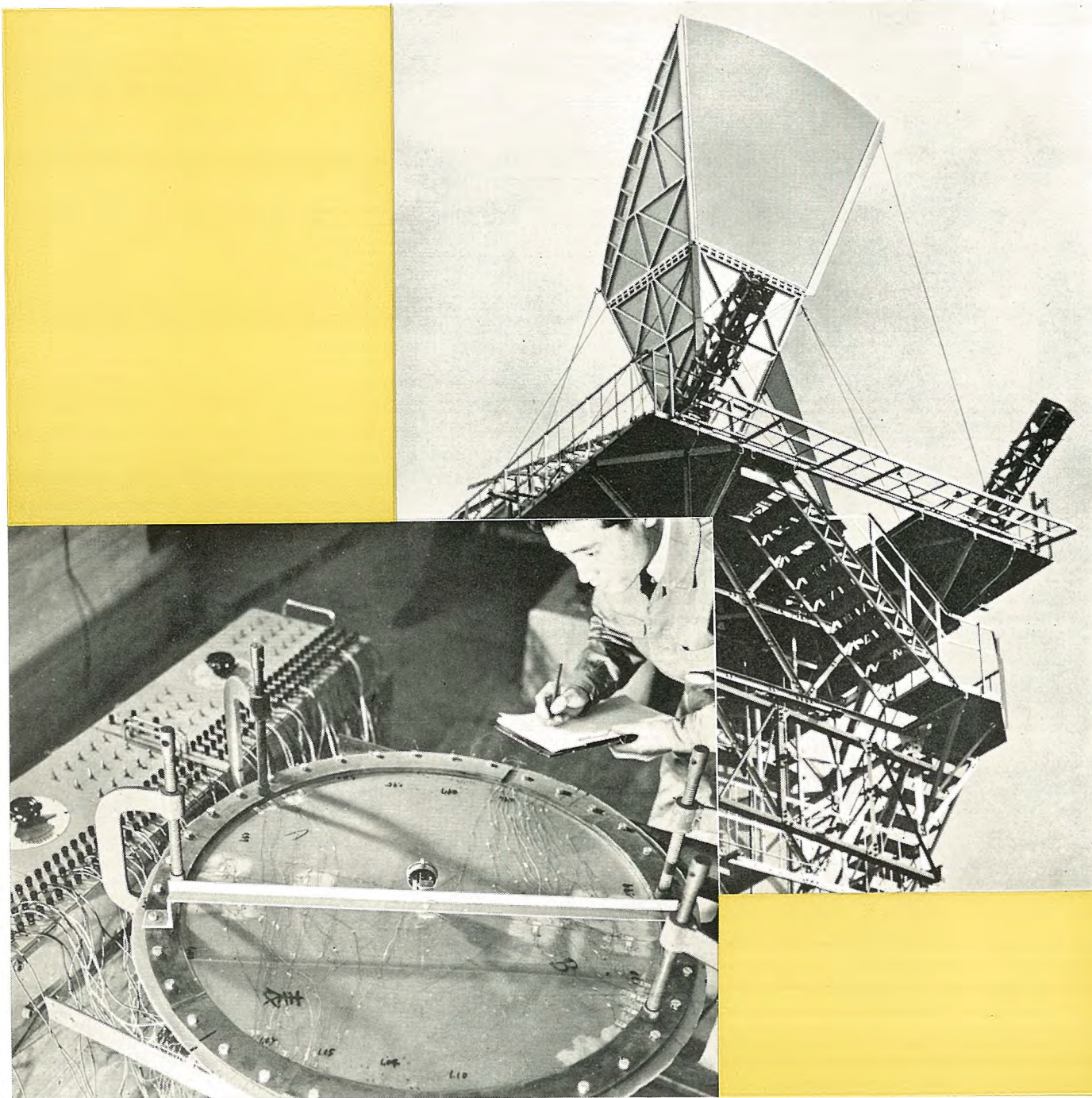
環状 プラズマ 基礎実験装置



研究特集

7

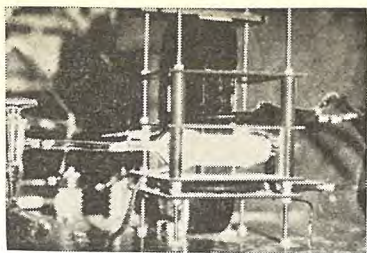
強化プラスチック薄板構造物の応力測定



近年 ガラス 布積層強化 プラスチック 板などのプラスチック材料が構造材料として重要な地位を占めてきている。すなわちマイクロ波多重無線中継に用いるホーンリフレクタアンテナはパラボラアンテナにくらべて利得能率が高く、多周波数帯共用、偏波共用などの利点のために最近注目され好評を得ているが、このアンテナの構造はジョーゴ形になっているため、雨水などが流入するのを防ぐのに前面板が必要である。この前面板は電波を透過させねばならないので金属材料は使用できず、また機械的には台風による風圧に耐えるなど強度

的に安全なことが要求されるために、強度の大きいガラス布積層強化ポリエステル板を使用している。

前面板は約 4m 角の扇形であるが、その板厚は電波透過率の点からできるだけ薄いことが望ましく、また同材の弾性係数が低いことと相まって風圧を受けたときのタワミはかなり大きくなり、いわゆる薄板の大タワミ問題に属し、強度的には周辺固定部の曲げ応力が最も問題である。そのため種々の角度から応力解析を行なったが、写真は円形のモデル板について応力測定を行なっている状況である。



表紙説明

環状 プラズマ 発生装置とは変圧器と同様な原理により ドーナツ 状の放電管中に高温 プラズマ を発生するものである。当社研究所では本誌上ですでに紹介したように曲率直径 600 ϕ 、断面直径 120 ϕ の ガラス 製放電管の中での高温 プラズマ の大がかりな実験が進行されているが、これと併行して写真のような モデル 装置 (放電管曲率直径 100 ϕ) について分光器、高速 カメラ、各種探針 等による プラズマ 現象の基礎的な研究が行なわれている。



三菱電機

昭和 37 年 第 36 卷 第 7 号

(研究特集)

目 次

研究の現況	石黒克己・小原敬助	2
直流試験による発電機巻線の破壊電圧の予知	原 仁吾・平林庄司	6
シリコン 制御整流素子の応用	岡 久雄・坂東修三・大島征一	12
高速度 フェライト・スイッチ を用いた送受共用回路	喜連川 隆・中原昭次郎・近藤輝夫	19
パラメトリック 増幅器の位相特性	喜連川 隆・白幡 潔	22
300 keV 中性子発生装置	小倉成美・近藤達夫・隼田公彦・迎 正弘・今村 元・藤田彪太・井上功一・横田寧博・後藤正之・秋葉稔光・永井昭夫	28
ヘリウム 液化装置	明石克寛・荻野 治・神頭徳治	37
高周波 コッククロフト・ワルトン 形加速器 (CW-50I)	笠 典生・葉佐井博己・藤永 敦・中村 貢	45
CdS・CdSe 固溶体焼結膜の光導電特性	伊吹順章・吉沢達夫・安川 武	50
シリコン 制御整流素子	清水潤治・杉本和彦・中田仗祐	54
橋かけ高分子の粘弾性と ガラス 転移	柴山恭一	63
注型用樹脂の熱衝撃試験	穴山光夫・寺谷 宏	68
塩基性 ヒ 酸 マグネシウムケイ 光体における マンガン の挙動	神田貞之助・秦 卓也・栗津健三	72
マンガン・マグネシウム フェライト の生成におよぼす焼成ふんい気の影響	山森末男・竹内守久・橋本康男	78
電機回転子の繰返し回転停止による破壊	前田祐雄・菰原 智・川面恵司	84
プラスチック の応力 クレイジング	前田祐雄・村上 晃・土方明躬	89
暖房器とその問題点	武藤 正・岩村武志・小原英一	94
暖房器用赤外線 インスタントヒータ の効果	平塚 篤・杉本 賢・林 次郎	100
電気冷蔵庫内における殺菌灯の効果	祖父江晴秋・沢崎俊幸	104
《文 献 抄 訳》		
実験的な モレキュラ エレクトロニクス 機能 ブロック・ナイヤガラ 発電所・水素 ガス 系統の自動化・交流発電に対する プラシス 励磁方式・電力用変圧器の レジン 注型 コイル・SF ₆ シェ 断器の現地試験・全閉形電動機に採用した熱交換器使用の冷却方式・静止形ライン電圧調整器・航空機用始動発電機・シリコン 整流器 サージ 電圧吸収器		111
《ニ ュ ー ス・フ ラ ッ シ ュ》		
1,500 V, 3,000 kW 屋外形風冷式 シリコン 整流器完成・三菱 スーパーライフ 水銀 ランプ 完成・セラミック 形 EL 板を完成・新形単動式戸閉機械完成・特殊銅板製 グリッド 抵抗器 ・ 銅板 フレーム 製 コンデンサ 起動形単相 モートル SC-R 形, 300 W, 400 W, 4 極・シリコンホール 発電機素子・西武鉄道納め電気連結器 100 台受注		114
《特 許 と 新 案》		
飛しょう体誘導方式・マイクロ 波用無指向性円偏波 アンテナ		118
《最近における当社の社外講演一覧》		103
《最近登録された当社の実用新案》		119
《表 紙》		
2. 強化 プラスチック 薄板構造物の応力測定		
3. 線形電子加速器用集束偏向装置		
4. ヘリウム 液化装置		

研究の現況

研究所 石黒克己*

商品研究所 小原敬助**

Present Status of Research

Research Laboratory Katsumi ISHIGURO

Standard Products Engineering Laboratory Keisuke OBARA

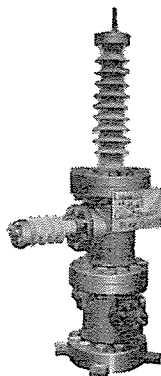
Research is a step to bring success and prosperity to productive industry, but it needs patience and untiring effort on the part of researchers, who must keep drudging a rocky path of unknown. It is no exaggeration to say that a manufacturing company's future rests on the shoulders of the researchers. Mitsubishi research laboratories involve the main institute belonging to the head office and those operated by each enterprise department. They are in perfect unison to make exhaustive study on given subjects of investigation. Their divisions cover heavy electric apparatus, communication and high frequency equipment, nuclear power apparatus, measuring instruments and control apparatus, electric computers, electron tubes, semi-conductors, machine constitution, materials and merchandise. To carry out the study on the abovementioned subjects, it needs tremendous facilities and personnel. Based on experience of about a quarter century Mitsubishi research activities are kept going on steadily.

科学技術振興の急務と、研究活動の重要性が強調されはじめてから、はや数年の歳月を経過した。研究活動は、多くの場合、きわめて地味なもので、一つの重要な成果の背後には研究者達の異常な忍耐と勤勉の集積が秘められているのである。

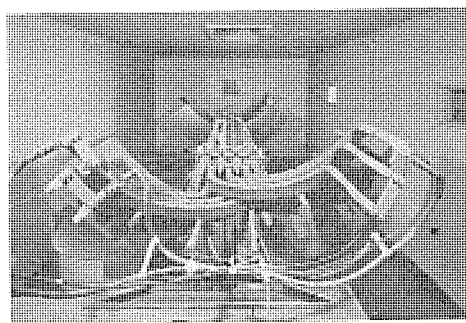
また、研究には、Blue Sky の基礎研究から、明日の生産へ直結した実用化研究まで各種の段階があり、かつ、企業体の研究機関としての制約もあって、一つの研究課題を決定し、それを生産の流れにまで到達せしめるためには幾多の難関を克服してゆかねばならないのが常であり、これが研究管理のむずかしさが云々されるゆえんでもある。

当社の研究活動は、本社直属の研究所と、現在誕生しつつある各事業部所属の研究所と各製作所内の開発部門とが、混然一体となって、最高方針にしたがって運営されており、現在多く行なわれている中央集中化とは異なり、責任の所在を明確にした分権化によって実効をあげる方針で進んでいる。これによって、基礎から実用化に至るまでの各段階が、それぞれの特質をもった部門に受け継がれ、研究者の特性を生かして効率のよい運営が行なわれるように、関係者はそれぞれの分野で全力を挙げているわけで、それらの概況は、昨年の本誌臨時増刊「研究所創立 25 周年記念特集号」および本年 1 月の回顧特集号に記述したので、詳述は避けるが、その後の成果について若干を紹介しておきたいと思う。

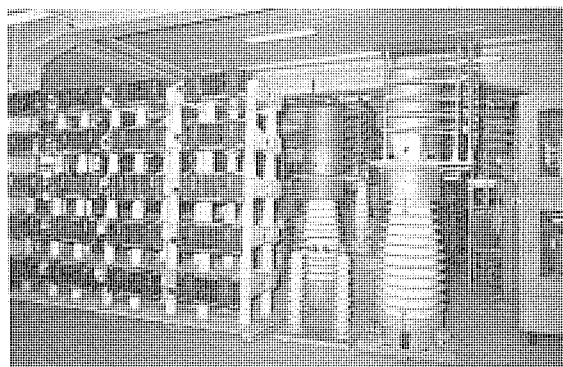
★重電関係部門においては、電気機器の絶縁構成、シャ断現象、アーク、コロナなどの基礎的な研究や、電界模写による電力機器の内部分析などが進み、これらは当社製品の品質向上



液体 SF₆ モデルシャ断器
Model of liquid SF₆ circuit breaker.



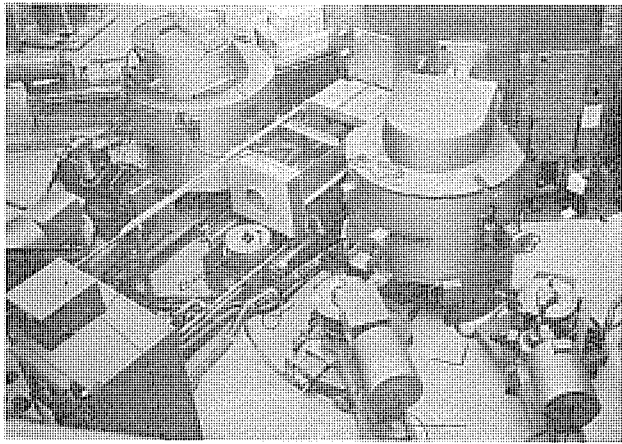
タービン発電機機能試験モデルコア
Model core of turbine generator for functional evaluation tests.



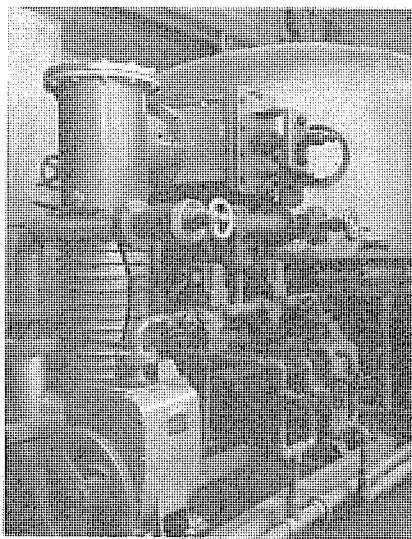
200 kV 高圧整流器等価試験装置
Equivalent test equipment for high voltage mercury rectifiers (test voltage, max. 200 kV).

に多大な貢献をしている。また、直流送電や核融合研究などを対象とした特殊イグナイトロンの研究も実を結びつつあり、電気鉄道関係では、ATC、PTC などの新しい制御方式の試作品を完成した。その他、自動制御に関する研究も各部門が協力して実効を挙げつつある。一方、これからの新しい発電方式の一つとして、MDH 発電方式の研究に着手しているので、この成果が期待される。

★通信ならびに高周波応用機器の部門では、各種アンテナの研究開発で、つぎつぎと製品に直結した成果を収め、斯界に貢献しつけているのであるが、マイクロ波フェライト伝送路、マイクロ波伝送路、



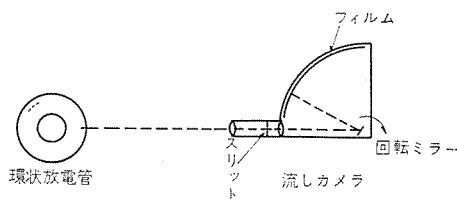
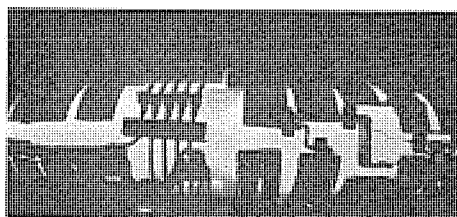
通研向けおよび東大向け中性子回折装置
Neutron diffractometers for Nippon Telegraph and
Telephone Public Corporation and The University
of Tokyo.



ベータ線スペクトログラフ (原研納入)
Beta-ray spectrograph.



流し写真 (アルゴンガス 50 μ Hg 電流 30 kA)
Streak photograph of toroidal discharge.



環状放電実験の写真 2 例
Toroidal discharge in glass torus.

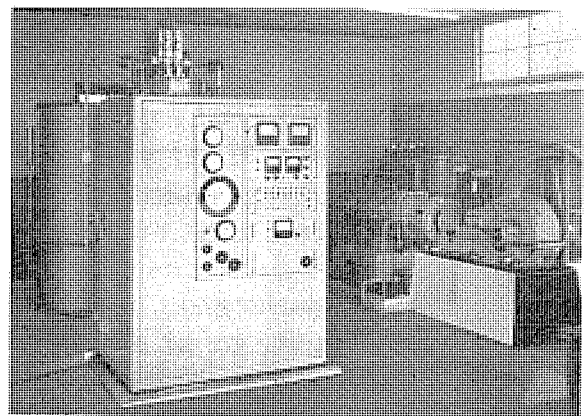
パラメトリック増幅器などの研究で、新しい成果が実を結びつつあるので、今後の進展が期待される。

★原子力機器の部門では、三菱原子力工業株式会社と不離一体の態勢のもとで、研究開発につとめており、JRR-2 炉に据付けられた電気通信研究所および東京大学物性研究所納めの中性子回折装置、原子力研究所納めの中性子速度選択器は、いずれも当社研究所の所産であり、海外からも注目を浴びているものの一つである。研究所内に設置されている超高温プラズマ発生装置による各種の研究や、各種加速器による放射線応用の研究も、順次新現象を発見しつつあるので、これからは新しい課題が生れることと思う。一方、電子ビーム溶解炉や、プラズマ・ゼットによる各種加工法の研究なども進行中である。

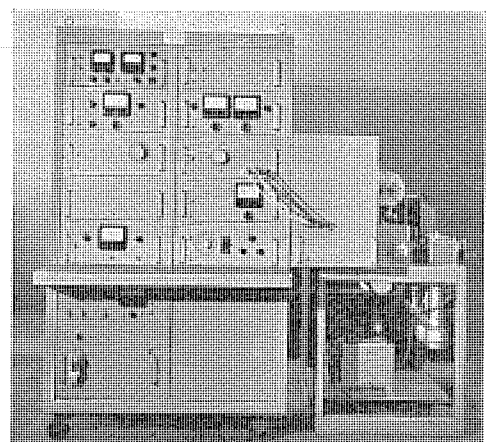
目下、東海村に建設準備中の三菱研究用原子炉は、38 年秋に臨界に達するよう計画をすすめているので、これが完成すればこの部門に新しい研究分野が生まれることとなる。

★応用計測ならびに制御機器の部門では、各種の放射線計測装置の開発を行なっているが、最近完成したヘリウム液化装置が、昨年末、初の国産機による液体ヘリウムを得ることに成功した。そのほか、開発を完了した超高真空質量分析計や、固体用二重収レ質量分析計、赤外線ガス分析計などの改良研究、X 線厚み計やその他の自動制御用機器の研究などが進行中である。

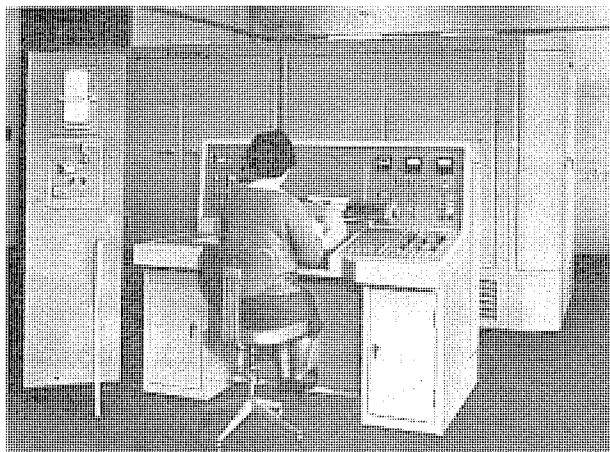
★電気計算機分野では、昨年末、大形試作機 MELCOM-LD1 を完成したのをはじめ、自動プログラミングの研究、各種記憶装置の研究、パターン認識の研究などが進行中であり、一方、アナログ方式による各種の応用研究も行なわれており、経済成長に不可欠な事務能率の向上に、今後多大の貢献をするものと期待している。



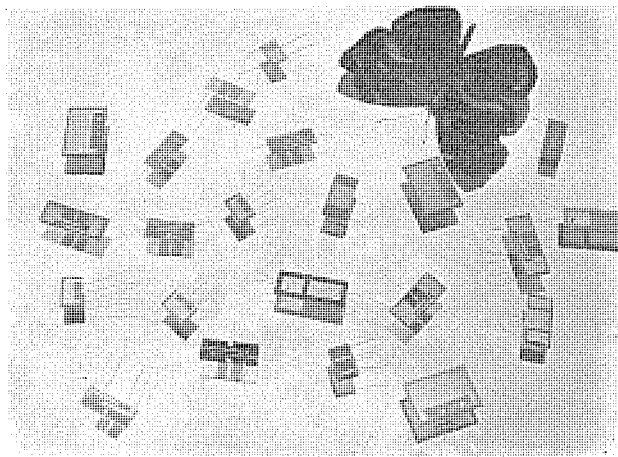
ヘリウム液化装置
Helium liquefier.



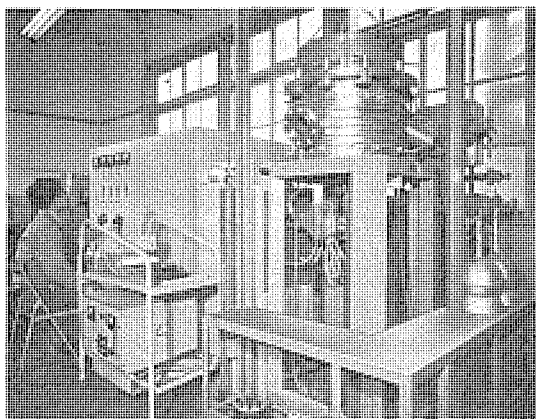
固体用二重収レ質量分析器
Double-focusing mass spectrograph for the analysis
of solids.



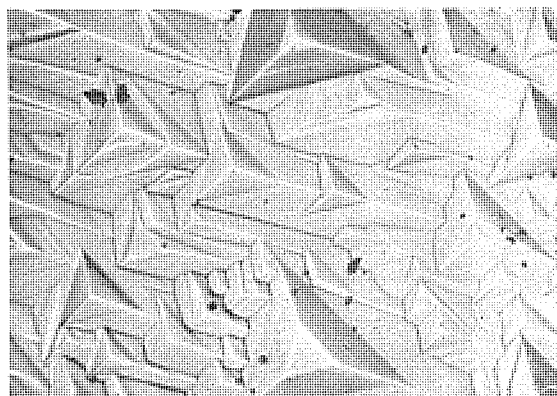
MELCOM LD-1 計数形電子計算機
Digital computer MELCOM LD-1.



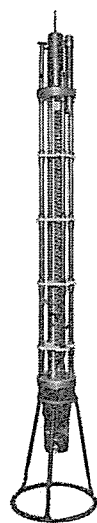
モレクトロン
Molelectron.



大形真空蒸着装置
Vacuum evaporation device.



ゲルマニウム (III) 面上のエピタキシャル気相成長面 (220 倍)
Epitaxial vapor grown surface of Ge crystal.



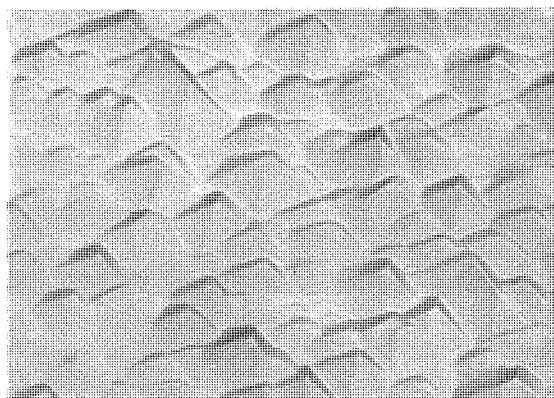
C.W.-5kW 進行波
管内部回路
Inner structures of
C.W.-5kW traveling wave tube.

★電子管関係の部門では、今春の京都製作所創設にともない、研究開発部門の動きも一段と活発となり、各種電子管の改良研究はもとより、工業用送信管、大電力進行波管、撮像管、光電管、特殊クライストロンなどの研究に意を注いでおり、小形、低廉なカラー受像管の開発なども進行中である。

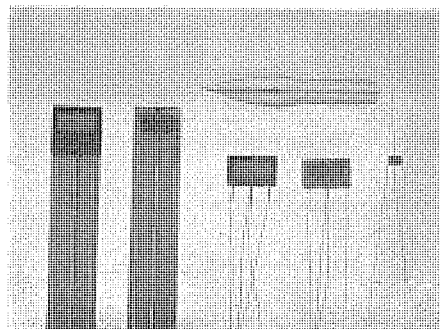
★半導体関係部門では、モレクトロンによる固体回路が、各種の試作段階を終り、実用化への一歩を踏み出したのをはじめ、太陽電池、光電変換装置、ホール発電素子、電子冷凍素子、電場発光などの研究が進行中である。なお、従来からの生産品目であるトランジスタ・ダイオードなども新品種を開発しつつけており、これらの研究部門は北伊丹の製造部門と同一構内にあるため、研究と開発、製造相互間の進捗と問題点の feed back が随時円滑に行なわれている。

★機械関係部門では、諸種条件のもとにおける各種材料の疲労による強度変化や、塑性変形などの研究、騒音、振動の研究をはじめ、爆圧成形、電解加工などの特殊加工方法と、その装置の研究がすすめられており、すでに製品化された放電加工機の改良研究も続行中である。

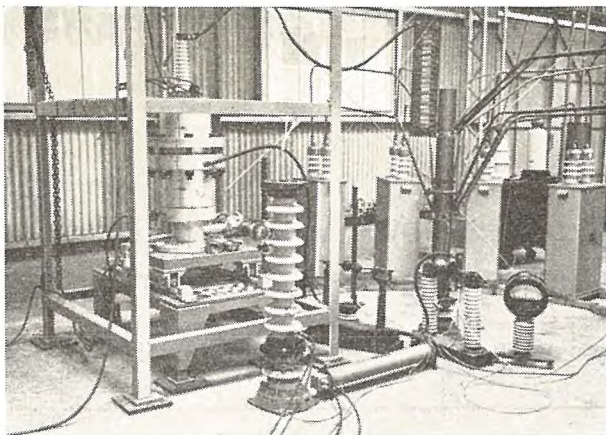
★材料関係——とくに電気材料関係の部門は、当社製品の品質を支える パック・ボーン として強力な研究を進めているのであって、絶縁処理用 ウニス をはじめとする各種絶縁材料の研究、放射線照



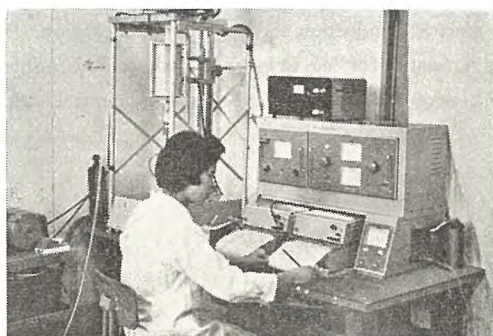
シリコン (III) 面上のエピタキシャル気相成長面 (360 倍)
Si epitaxial growth.



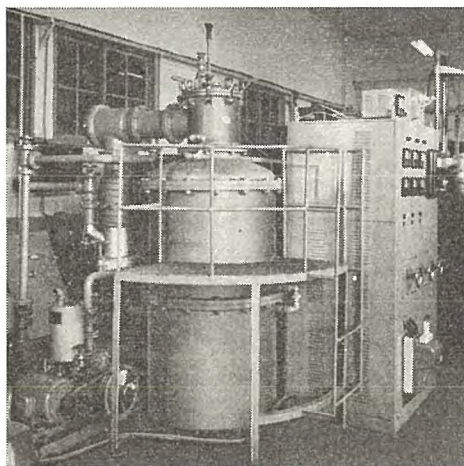
ホール発電機素子
Hall generator elements.



水中放電成形実験装置
Hydro-spark forming testing apparatus.



熱分析装置
Equipment of differential thermal analysis.

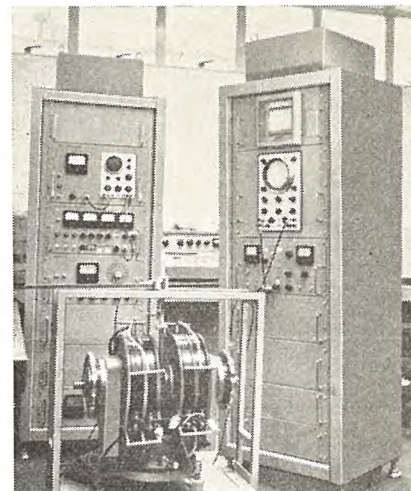


真空焼鈍炉
Vacuum annealing furnace.

射による各種材料の研究、特殊合金材、磁性材料をはじめとする各種新材料の探究を行なっており、そのほか、ケイ光物質、成形材料、感光材料、特殊磁器、特殊ガラス、磁性薄膜、半導体蒸着薄膜、パイメタルなど広範囲にわたって研究が進められている。体固定抵抗器 ヒシオーム、ガラス・マイカ成形品 ヒシレックスや、燃料電池などもこの部門の所産である。

★商品部門の研究活動は、基礎的な研究を除き、漸次商品事業部の研究所へ移行しつつあり、一般消費器材の広汎な研究開発がすすめられている。

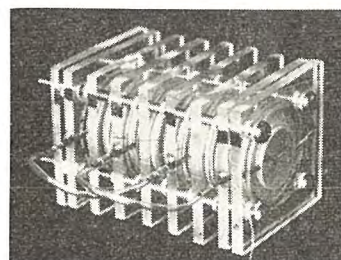
以上、簡単に概説したごとく、当社の研究分野は、企業の性格上、はなはだ多岐にわたっており、これを運営するには、多大の



電子磁気共鳴吸収装置
Electron para-magnetic resonance spectrometer.
(EPR-spectrometer)



ヒシレックス
Hishilex.



低温燃料電池
Room temperature hydrogen—oxygen
fuel cell.

施設と人材とを必要とするのであるが、幸い当社は四十余年の歴史的過程によって培われた不拔の態勢に恵まれて、研究組織も逐次拡充進展して来たので、最近の研究成果の現実が示すとおり、社運を担う存在となっているのである。現在、建設途上にある新中央研究所や、重電・電子機器事業部の研究所が完成すれば、一層強力な活動が展開されることとなる。

この特集号に編入された報告は、全研究活動の一端を示すにすぎないが、本誌毎号に報告される各編によって、全貌をご理解願えれば幸いである。

(昭 37-5-9 受付)

直流試験による発電機巻線の破壊電圧の予知

研 究 所 原 仁 吾*・平 林 庄 司**

Predicting the Breakdown Voltage of Generator Windings from Direct Current Tests

Research Laboratory Jingo Hara・Shoji Hirabayashi

Many attempts have been made to predict the insulation breakdown voltage of generator windings from the voltage characteristics of insulation resistance, but nothing has been successful so far to find a method good enough for practical purposes. Thirty nine cases of DC breakdown tests made in the field have been analyzed, and it has been recognized that characteristic curves of DC current vs DC voltage of generators coincide well with on electric conduction theory of solid insulation. Through a graphical representation of the insulation resistance characteristic by a relation of $\log R$ vs $\sqrt{V}$ (where R is insulation resistance and V test voltage), it has been clarified that the predicting the breakdown voltage is possible for practical purposes.

1. ま え が き

直流試験における絶縁抵抗-電圧特性の曲線を外そうし、発電機巻線の絶縁破壊電圧を推定する方法を A. W. W. Cameron 氏が 1952 年に提案以来⁽¹⁾、この方法に関する実験結果は数多く発表され、賛成意見もあるが否定的意見が多い。賛成意見は、絶縁抵抗または充電電流の電圧特性曲線が、破壊まで連続した曲線となるから、あらかじめこれらの特性曲線の形状について予備知識をもっていれば、破壊電圧を予測するという意見で⁽²⁾⁽³⁾、一方反対意見は、これらの特性曲線の形状は、絶縁物の吸湿の程度や表面漏れ電流によって異なった形状を示し⁽⁴⁾⁽⁵⁾、また突然に破壊が生じて曲線が不連続になったりするので⁽⁶⁾⁽⁷⁾破壊予知は不可能であるという意見である。

しかしながらこの問題に関する従来の議論は、電流-電圧特性または絶縁抵抗-電圧特性の曲線を等目盛グラフ用紙上に描き、その形状について考察を加えていたので、筆者は基礎理論面における研究者によってすでに明らかにされている、直流電界下の固体の電気伝導に関する理論が、発電機絶縁のような複合絶縁体にも適用しうるかどうかなどを検討するために、従来筆者らが電力会社や工業会社のご協力によって、発電機巻線の巻換えの機会に実施した絶縁破壊試験のうち、39 例の直流破壊試験結果を解析した結果について述べる。

2. 供試機および試験方法

供試機および試験実施年月はつぎに示すとおりである。

- (1) F 発電所 2 号機
横軸水車発電機, 1,000 kVA, 3.5 kV, 720 rpm, 二重星形結線, 大正 15 年製, 昭和 27 年 12 月に試験実施。
- (2) W 発電所 1 号機
横軸タービン発電機, 25,000 kVA, 6.6 kV, 1,500 rpm, 四重星形結線, 昭和 3 年製, 昭和 29 年 6 月に試験実施。
- (3) W 発電所 3 号機
横軸タービン発電機, 20,000 kVA, 6.6 kV, 1,500 rpm, 星形結線, 昭和 4 年製, 昭和 30 年 9 月に試験実施。

(4) S 発電所 1 号機

立テ軸水車発電機, 14,000 kVA, 11 kV, 180 rpm, 二重星形結線, 大正 10 年製, 昭和 31 年 4 月試験実施。

(5) M 製鉄同期電動機

1,860 kW, 3 kV, 750 rpm, 四重星形結線, 昭和 17 年製, 昭和 33 年 8 月試験実施。

(6) H 発電所 3 号機

立テ軸水車発電機, 16,250 kVA, 11 kV, 300 rpm, 二重星形結線, 昭和 13 年製, 昭和 34 年 6 月試験実施。

(7) T 発電所 3 号機

立テ軸水車発電機, 6,625 kVA, 11 kV, 720 rpm, 二重星形結線, 昭和 8 年製, 昭和 35 年 1 月試験実施。

試験は各供試機巻線を各相ごとあるいは数コイルからなるコイルグループに分離した後、供試機 (1)~(4) は、階段的電圧上昇法によって、各電圧での吸収電流が十分に減衰し、充電電流が一定になるまで電圧を保持し、電圧-電流特性を測定しながら破壊まで電圧を上げ、また供試機 (5)~(7) は、階段的電圧上昇法において、各電圧での吸収電流分が印加電圧に比例する値になるように、各電圧での印加時間を配分し、吸収電流分による影響を補正した電圧-電流特性を求めながら破壊まで電圧を上昇した。(この試験法の詳細は文献 (8) および (9) を参照されたい。) 試験温度はいずれも常温である。

3. 等目盛グラフ用紙にプロットした絶縁抵抗-電圧特性

39 例の測定結果を Cameron 氏法に従って描いた絶縁抵抗-電圧特性を図 3.1 に示す。図中たとえば U (1~9), V2 (10~15) などの記号は、U 相の線路端から 1~9 番のコイルグループ、V 相第 2 並列回路の線路端から 10~15 番のコイルグループなどを指す。

図 3.1 の曲線の形状はほぼ図 3.2 の曲線のように大別され、また同じデータを電流-電圧特性の曲線で描くと図 3.3 のように類別される。これらの曲線の形状はかなりまちまちで、実際の非破壊試験では、どの点で電圧印加を中止して曲線を外そうすべきかを定めることはできず、Cameron 氏法による破壊電圧の推定法は、実用上はこれを適用することがきわめてむずかしい。

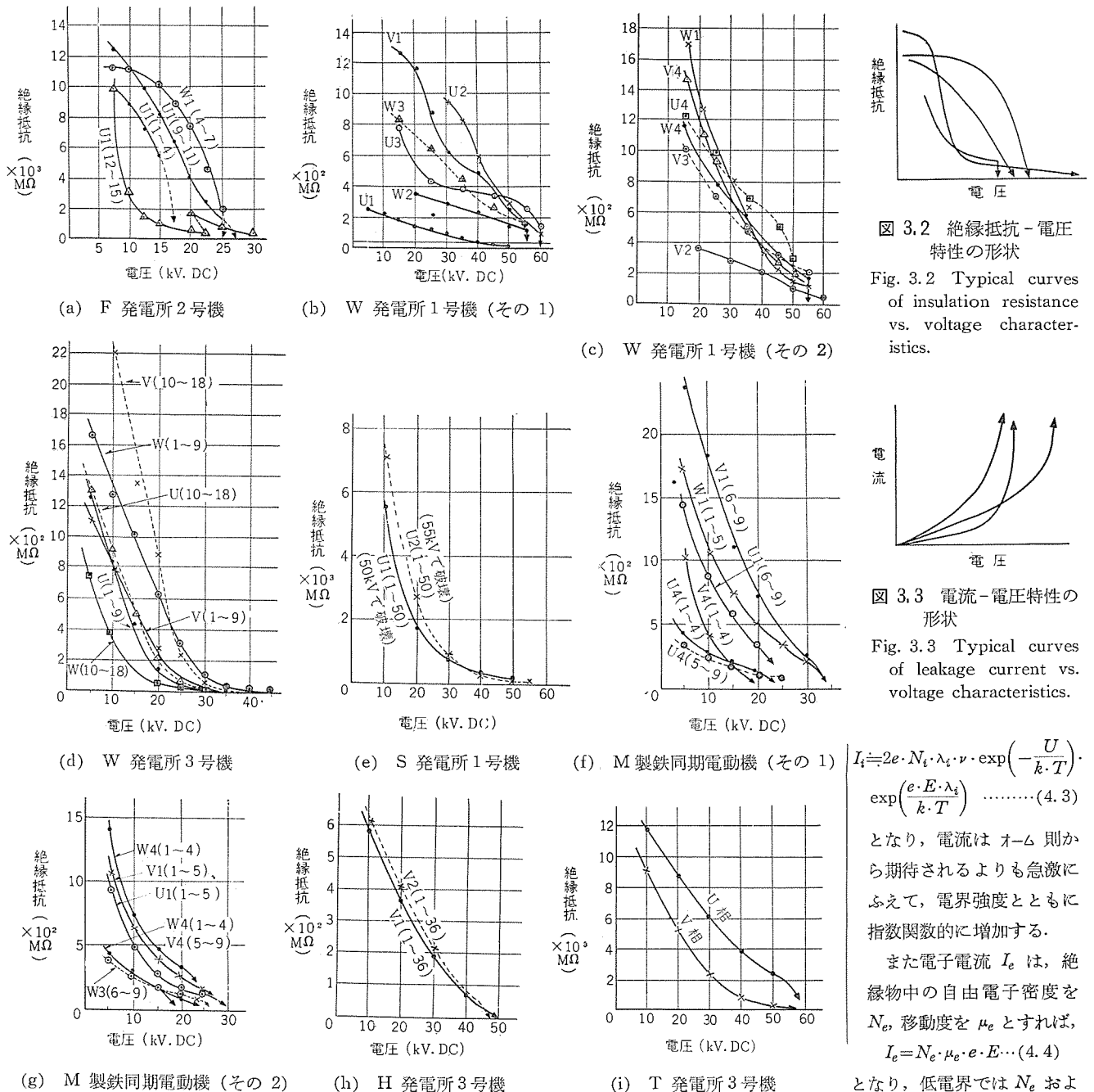


Fig. 3.1 Insulation resistance vs. voltage characteristic curves plotted on section paper.

4. 漏れ電流に関する理論的考察

固体に直流電圧を加え、吸収電流が十分に減衰したときの電流、すなわち漏れ電流は、イオン電流と電子電流の和で、イオン電流 I_i は、電界強度を E 、温度を T (°K) とすれば、

$$I_i = 2e \cdot N_i \cdot \nu \cdot \lambda_i \cdot \exp\left(-\frac{U}{k \cdot T}\right) \cdot \sin h \frac{E \cdot e \cdot \lambda}{k \cdot T} \quad (4.1)$$

で与えられることが知られている⁽¹⁰⁾。ここで N_i は単位体積当たりの可動イオンの数、 ν は平衡点付近のイオンの振動数、 $2\lambda_i$ は格子定数、 U は電位障壁の高さ、 e は電子の電荷量、 k はボルツマン定数である。

式 (4.1) は、低電界で $e \cdot E \cdot \lambda_i \ll k \cdot T$ のときは、

$$I_i = \frac{2e^2 \cdot \lambda_i^2 \cdot N_i \cdot \nu}{k \cdot T} \cdot \exp\left(-\frac{U}{k \cdot T}\right) \cdot E \quad (4.2)$$

となりイオン電流は近似的に電界強度 E に比例し、オームの法則が満足されるが、高電界で $e \cdot E \cdot \lambda_i \gg k \cdot T$ となると、式 (4.1) は

$$I_i = 2e \cdot N_i \cdot \lambda_i \cdot \nu \cdot \exp\left(-\frac{U}{k \cdot T}\right) \cdot \exp\left(\frac{e \cdot E \cdot \lambda_i}{k \cdot T}\right) \quad (4.3)$$

となり、電流はオーム則から期待されるよりも急激にふえて、電界強度とともに指数関数的に増加する。

また電子電流 I_e は、絶縁物中の自由電子密度を N_e 、移動度を μ_e とすれば、

$$I_e = N_e \cdot \mu_e \cdot e \cdot E \quad (4.4)$$

となり、低電界では N_e および μ_e は温度によって変わり電界の強さによっては変わらないので、電子電流は電界強度に比例してふえる。一方高電界になると μ_e は電界強度の増加とともに減っていくぶん減少するが、 N_e が衝突電離作用や陰極からの電子放出作用などによって急増するので、電子電流は電界の強さとともに急増するようになる。一般に高電界における電子電流と電界強度との関係は、つぎの三つの式の形のいずれかにあてはまることが知られている。

$$I_e = I_{e0}' \cdot \exp(A' E) \quad (4.6)$$

$$I_e = I_{e0}'' \cdot \exp\left(-\frac{A''}{E}\right) \quad (4.7)$$

$$I_e = I_{e0}''' \cdot \exp(A''' \cdot \sqrt{E}) \quad (4.8)$$

ただし I_{e0}' 、 A' などとはそれぞれ定数である。

以上のことから固体絶縁物に直流電圧 V を印加したときの漏れ電流 I_0 は、図 4.1 に示すように低電圧の領域ではオーム則に従うが、高電圧になると電流は電圧に対して指数関数的に増加し、さらに電圧が高くなって破壊近くなると電子電流が急増して電流はさらに上部に湾曲することが期待される。

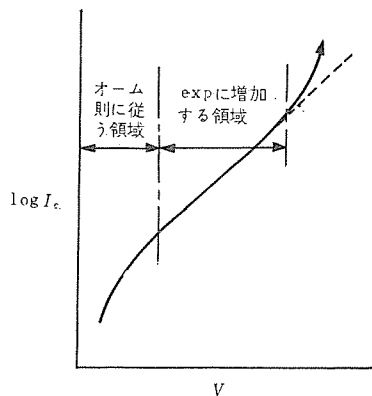


図 4.1 漏れ電流 - 電圧特性

Fig. 4.1 Representation of leakage current vs. voltage characteristic curve.

犬石氏は⁽¹⁰⁾、マイラの導電特性を調べ、常温では電界強度が約 1 MV/cm 程度まではオームの法則に従い、それ以上の電界では電流は指数関数的にふえ、破壊電圧の約 80% 近くになると電子電流が加わって電流はさらに上部に湾曲する。すなわち上述の理論とまったくよく一致することを確かめている。

5. 発電機巻線の破壊電圧予知法についての考察

前節に述べた固体の電気伝導に関する理論が、発電機巻線のような複合絶縁体にも適用できるかどうかをたしかめるため、得られた 39 例の実測値を漏れ電流の理論式にのっとって整理し、そ

の結果から破壊電圧の予知法について考察を加える。

5.1 電流の対数と電圧との関係でプロットした特性曲線

39 例の電流 - 電圧特性を $\log I$ 対 V (I は電流, V は電圧) の関係で描いた特性曲線の数例を図 5.1 に示す。これらの図に見られるように、実用の発電機巻線のばあいも固体のばあいと同様、ある電圧領域では電流は指数関数的に増加し、また破壊前に電流が指数関数則からずれてさらに急増するものもあり、犬石氏らがマイラについて得られている特性曲線⁽¹⁰⁾とよく似た曲線になっているのは興味深い。犬石氏らの曲線によると、常温におけるマイラの漏れ電流は、約 1 MV/cm 付近からオーム則からずれて指数関数的に増加し、この領域における $\log I_c$ 対 E (I_c は漏れ電流, E は電界強度) 曲線の傾斜 $[d \log I_c / dE]$ は約 1~1/2 (MV/cm) となり、また破壊電圧の約 80% 付近から電流は指数則からずれて急増を示している。これに対し図 5.1 の曲線では、各供試機の絶縁厚さを測定していないので、定格電圧 3.3 kV, 6.6 kV および 11 kV のコイルの絶縁厚さをそれぞれ 2.5 mm, 3.5 mm および 4.5 mm と仮定すると、オーム則からずれる電界強度は約 30 kV/cm となって、マイラのばあいより非常に低く、また電流が指数関数的に増加している電圧領域の $\log I$ 対 E 曲線の傾斜は約 1/50 ~ 1/100 (kV/cm) となって、マイラのばあいより約 1 ケタ以上大きくなっている。これらの原因は巻線の絶縁物中のポイドあるいは表面コロナの発生によって、電子電流の占める割合が、固体のばあいよりも非常に低い電界強度から優勢になっているためと思われる。また表面漏れ電流の影響も現われているためと思われる。

破壊前に電流が指数則からずれてさらに上部に湾曲しているものは 39 例中 18 例で、約 50% が破壊前に電流の急増を示していないが、実用の発電機絶縁の電流 - 電圧特性が固体のそれとよく似ており、理論面から明らかにされている研究結果と非常によく照合できることは興味深い。

電流が電圧に対して指数則からずれてさらに急増する点の電圧は、曲線を注意深く描けば容易にわかるので、この点の電圧を検出することによって破壊電圧の推定が可能なのであるが、実測結果では約 50% が破壊前の電流急増を示していないので、 $\log I$ 対 V 曲線による破壊電圧の予知は、現状では約 50% が不成功となる確率がある。

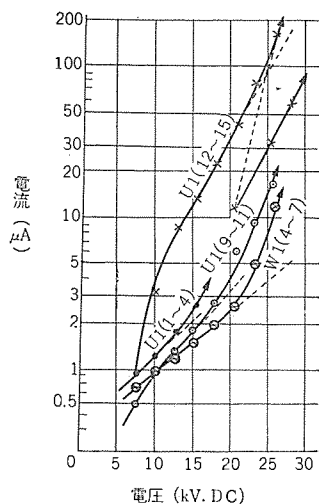
5.2 電流または抵抗の対数と電圧の 1/2 乗の関係でプロットした特性曲線

前述のように実用の発電機巻線の高電界における漏れ電流中には電子電流がかなりの要素を占めていることが期待されたので同じデータを $\log I$ 対 $\sqrt{V}$ の関係で描いた曲線の数例を図 5.2 に示す。

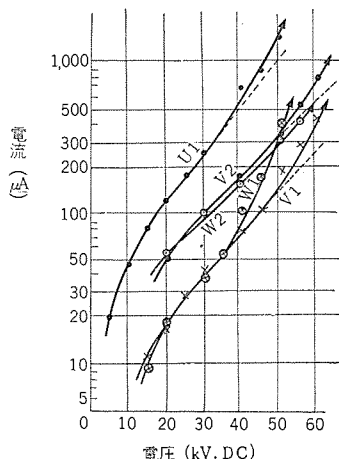
これらの図でみると、電流の対数は最初電圧の 1/2 乗に対して直線的に増加した後、この直線からずれて上部に湾曲し破壊に至るものが大部分で、39 の実施例のうち 33 例がこのような特性を示している。

$\log I$ 対 V 曲線および $\log I$ 対 $\sqrt{V}$ 曲線上で、破壊前に電流が直線からずれて上部に湾曲したものの数を各供試機ごとに分類して表示すると、表 5.1 のとおりとなり、直流試験における電流 - 電圧特性から破壊電圧を予測する確率は、実測結果によれば、 $\log I$ 対 V 曲線より推定するほうが約 50%、 $\log I$ 対 $\sqrt{V}$ 曲線より破壊電圧を推定するほうが約 85% となる。

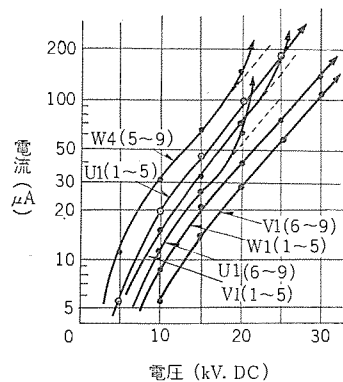
$\log I$ 対 $\sqrt{V}$ 曲線の電流湾曲点は、得られた電流 - 電圧特性を注意深く描けば容易に検出できるが、絶縁抵抗の



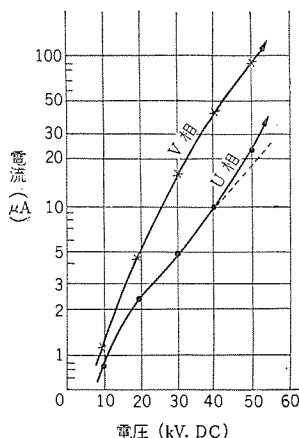
(a) F 発電所 2 号機



(b) W 発電所 1 号機



(c) M 製鉄同期電動機



(d) T 発電所 3 号機

図 5.1 半対数紙上にプロットした電流 - 電圧特性の数例

Fig. 5.1 Typical examples of leakage current vs. voltage characteristic curves plotted on semi-log paper.

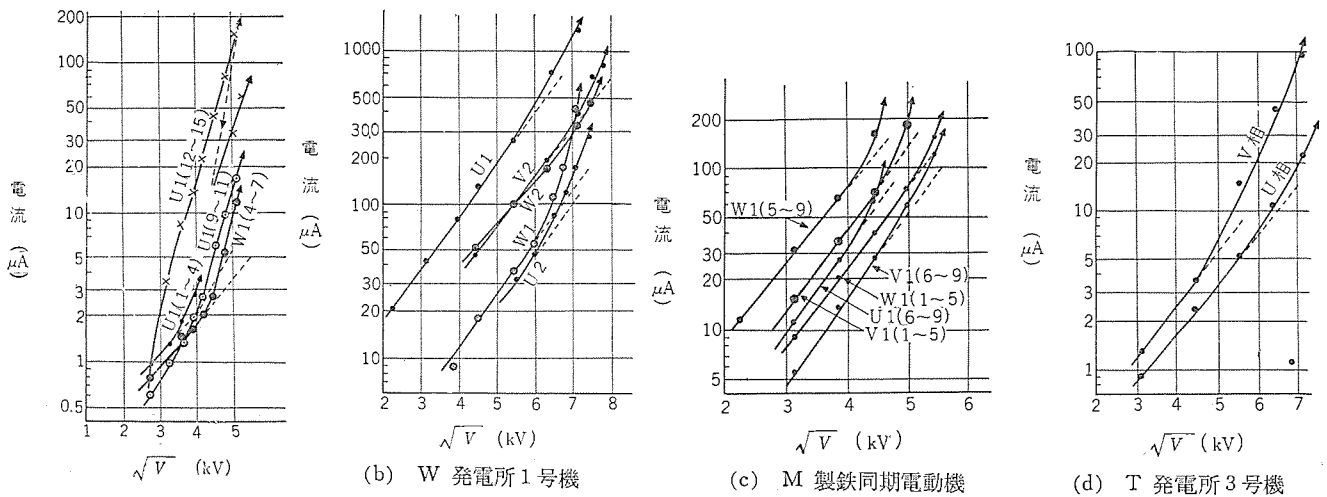


図 5.2 電流の対数と電圧の $1/2$ 乗の関係でプロットした電流-電圧特性の数列

Fig. 5.2 Typical examples of $\log I$ vs. $\sqrt{V}$ characteristic curves.

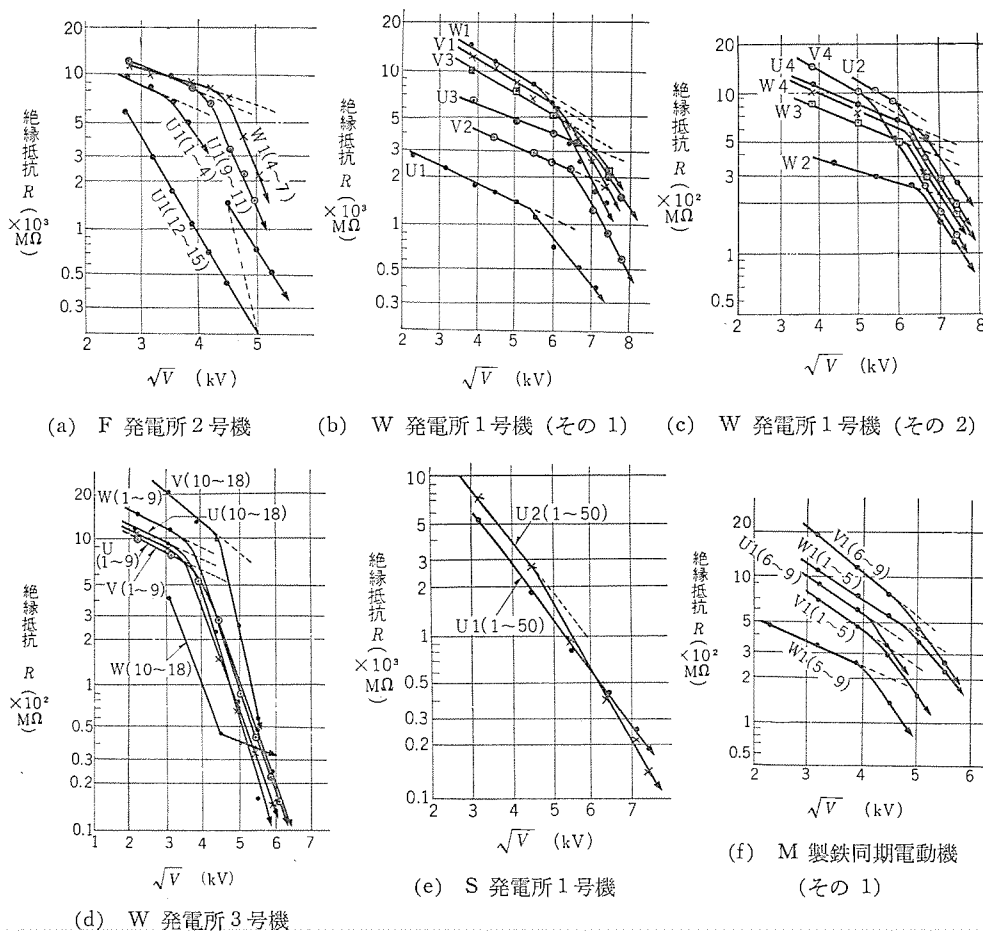


図 5.3 $\log R$ 対 $\sqrt{V}$ の関係でプロットした絶縁抵抗-電圧特性

Fig. 5.3 $\log R$ vs. $\sqrt{V}$ characteristic curves.

対数と電圧の $1/2$ 乗の関係で曲線を描くと、曲線のつな曲の度合がさらに大きく表われ、つな曲点の検出がより容易となるから、実用上は $\log R$ 対 $\sqrt{V}$ 曲線を描いたほうが良い。図 5.3 は実測結果をこの関係で描いた特性曲線である。

これらの図では、絶縁抵抗は最初直線的に低下し、 $\log I$ 対 $\sqrt{V}$ 曲線における電流のつな曲点に相当する電圧から、絶縁抵抗は折線となって急激に低下している。

試験電圧をより低電圧から測定すれば、 $\log R$ 対 $\sqrt{V}$ の曲線は図 5.4 のようになることが期待され、この図における領域 II と領域 III の直線の傾斜係数は、供試機の定格電圧および種類によっていくぶん異なるがそれぞれ $-0.25 \sim -0.5$ および $-0.8 \sim -1.6$ (常用対数の半対数紙上ではそれぞれ $-0.11 \sim -0.22$ および $-0.35 \sim -0.7$) の範囲にあり、領域 II と領域 III

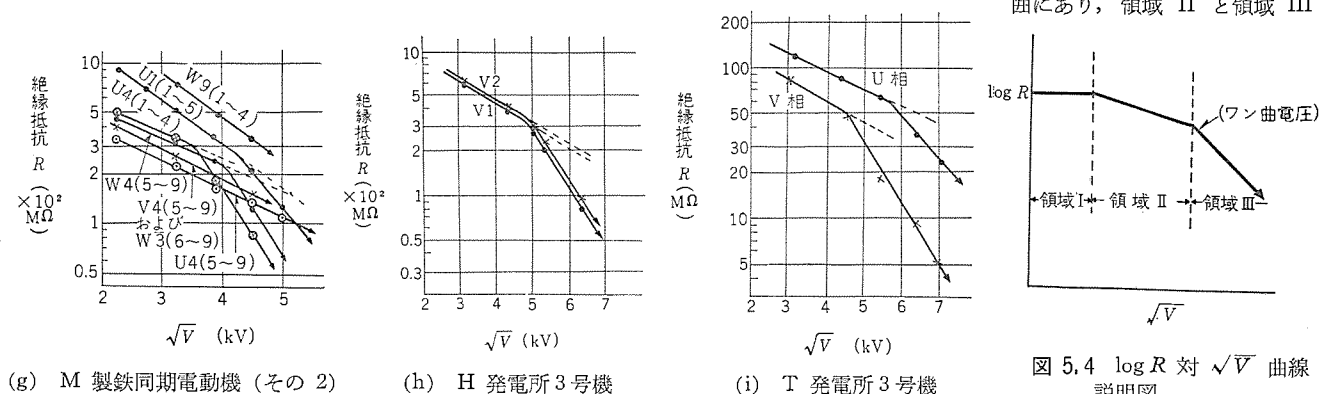


図 5.4 $\log R$ 対 $\sqrt{V}$ 曲線説明図

Fig. 5.4 Representation of $\log R$ vs. $\sqrt{V}$ characteristic curve.

表 5.1 $\log I$ 対 V 曲線および $\log I$ 対 $\sqrt{V}$ 曲線上で破壊前に電流が
つ曲するものの数

供 試 機	試料数	log I 対 V 曲線		log I 対 $\sqrt{V}$ 曲線	
		つ曲を示す数	つ曲を示さない数	つ曲を示す数	つ曲を示さない数
F 発電所 2 号機	4	4	0	3	1
W 発電所 1 号機	12	7	5	12	0
W 発電所 3 号機	6	3	3	5	1
S 発電所 1 号機	2	0	2	1	1
M 製鉄同期電動機	11	3	8	8	3
H 発電所 3 号機	2	0	2	2	0
T 発電所 3 号機	2	1	1	2	0
計	39	18	21	33	6
全体に対する比率		0.46	0.54	0.85	0.15

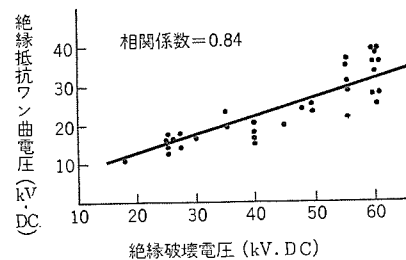


図 5.5 つ曲電圧と破壊電圧の関係

Fig. 5.5 Relation between inflection voltage and breakdown voltage.

表 5.2 絶縁抵抗のつ曲電圧と破壊電圧

供 試 機		絶縁抵抗のつ曲電圧 (kV・DC)	絶縁破壊電圧 (kV・DC)	破壊電圧 / つ曲電圧
F 発電所 2 号機	U1 (1~4)	11.5	17	1.47
	U1 (9~11)	14	27.5	1.96
	W1 (4~7)	17.5	26	1.48
	U1 (12~15)	—	30	—
W 発電所 1 号機	U1	25	50	2.00
	U2	34	60	1.76
	U3	40	60	1.50
	U4	40	60	1.50
	V1	36	60	1.67
	V2	39.5	60	1.52
	V3	36	55	1.53
	V4	27	60	2.22
	W1	31	55	1.77
	W2	38.5	55	1.43
W 発電所 3 号機	W3	29	55	1.90
	W4	36	60	1.66
	U (1~9)	15	40	2.66
	U (10~18)	16	40	2.50
	V (1~9)	16	40	2.50
	V (10~18)	19.5	40	2.05
	W (1~9)	19	45	2.36
	W (10~18)	—	37	—

供 試 機		絶縁抵抗のつ曲電圧 (kV・DC)	絶縁破壊電圧 (kV・DC)	破壊電圧 / つ曲電圧
S 発電所 1 号機	U1 (1~50)	—	50	—
	U2 (1~50)	20	55	2.74
M 製鉄同期電動機	U1 (1~5)	17	30	1.76
	U1 (6~9)	17	25	1.47
	U4 (1~4)	12	25	2.08
	U4 (5~9)	—	25	—
	V1 (1~5)	18	27	1.50
	V1 (6~9)	20	35	1.75
	V4 (5~9)	—	20	—
	W1 (1~5)	23	35	1.52
	W3 (6~9)	—	25	—
	W4 (1~4)	17	25	1.77
H 発電所 3 号機	W4 (5~9)	14.5	25	1.42
	V1 (1~36)	22.5	50	2.22
T 発電所 3 号機	V2 (1~36)	23	48	2.08
	U 相	27	60	2.22
	V 相	24	60	2.50
平 均				1.90
標 準 偏 差				0.39

の曲線の傾斜の変化は容易に識別できるので、この傾斜が変わる点の電圧（この電圧を“絶縁抵抗のつ曲電圧”と呼ぶことにする）から絶縁破壊電圧を推定することができる。

各供試機の $\log R$ 対 $\sqrt{V}$ 曲線における絶縁抵抗のつ曲電圧と破壊電圧、および両者の比を示せば表 5.2 のとおりで、つ曲電圧と破壊電圧との相関係数は 0.84 となる。相関係数 0.55 以上は危険率 0.1% で相関ありと検定されるので、 $\log R$ 対 $\sqrt{V}$ 曲線における絶縁抵抗のつ曲電圧と破壊電圧との間には高度の相関がある。図 5.5 は両者の関係を図示したものである。また破壊電圧と抵抗のつ曲電圧との比は、約 1.4~2.7 の範囲内にあり、平均 1.9 で標準偏差は 0.4 となる。したがって発電機絶縁の直流試験において、絶縁抵抗の電圧特性を $\log R$ 対 $\sqrt{V}$ の関係で曲線を描きながら試験電圧をあげ、曲線上で絶縁抵抗のつ曲電圧を求めれば、その値の 1.9 ± 0.4 倍が絶縁破壊電圧となる。

筆者らの実測結果では、 $\log R$ 対 $\sqrt{V}$ 曲線においてつ曲電圧を示さずに破壊に至ったものが約 15% あり、実際の非破壊試

験においては、試験中に絶縁破壊を起こすことは絶対に許されないもので、 $\log R$ 対 $\sqrt{V}$ 曲線において絶縁抵抗のつ曲電圧が表われないで破壊に至る原因についてはさらに追及し、この方法をより完全なものにする必要があるが、実用の発電機絶縁の直流電流-電圧特性、すなわち絶縁抵抗-電圧特性が、基礎理論面において明らかにされている固体の特性とかなり良く一致し、この面からデータを整理することによって、Cameron 氏法によってはほとんど不可能な絶縁破壊電圧の推定が、かなり高い確率で可能となることを、実測結果から明らかにした。

6. 直流破壊電圧と交流破壊電圧との比

直流破壊電圧と交流破壊電圧の比率を調べるため、同一供試機で、直流破壊試験と交流破壊試験の両方を実施した数台の発電機の破壊電圧、および直流破壊電圧と交流破壊電圧（実効値）との比率を表 6.1 に示す。表中 T 発電所 2 号機は、前述の T 発電所 3 号機と同一定格で、直流破壊に際して絶縁抵抗-電圧特性を

表 6.1 直流破壊電圧と交流破壊電圧の比

供 試 機	DC 破壊電圧 (kV)			AC 破壊電圧 (kV RMS)			DC 破壊電圧 AC 破壊電圧 (実効値)	
	試料数	破壊電圧 平均値	破壊電圧 最小値	試料数	破壊電圧 平均値	破壊電圧 最小値	平均 の 比	最 小 の 比
S 発電所 1 号機	2	52.5	50	4	31.6	30	1.6	1.6
M 製鉄同期電動機	12	26.4	20	12	18.0	9.5	1.4	2.1
H 発電所 3 号機	2	49.0	48	3	39.7	36	1.3	1.3
T 発電所 3 号機	10	68.5	50	10	31.6	24	2.2	2.1
T 発電所 2 号機	3	52.0	30	3	23	17	2.2	1.7
平 均		—	—		—	—	1.74	1.76

測定せず、短時間電圧上昇法によって破壊電圧だけを測定したものである。また各供試機の交流破壊電圧は、32 の試料数のうち 4 試料は各電圧で 10 分間ずつ保持しながら、5 kV ステップに電圧を上げたが、他の 28 試料は、各電圧で 1 分間ずつ電圧を保持しながら、5 kV ステップに電圧をあげ破壊電圧を求めたものである。直流破壊電圧と交流破壊電圧(実効値)の比は、各供試機ごとに破壊電圧の平均値から求めたものも、また破壊電圧の最小値から求めたものも大差なく、1.3~2.2 の範囲内にあり、その平均値は約 1.75 となる。従来この値についてはかなり多くの実測結果が発表されているが⁽¹¹⁾⁽¹²⁾⁽¹³⁾、これらの結果を総合すると、直流破壊電圧と交流破壊電圧(実効値)の比は、1.2~2.2 の範囲内にあり、その平均値は 1.6~1.7 で、筆者らの実験結果もこれらの値とほとんど同一である。

7. む す び

直流試験による発電機巻線の、絶縁破壊電圧の予知法を確立するための資料を提供するため、筆者らが実測した 39 例の試験結果について考察を加えたが、その結果、直流試験による発電機絶縁の漏れ電流-電圧特性は、基礎理論面において得られている固体の漏れ電流-電圧特性とかなり良く一致し、実用発電機について得られるデータに対する物理的意義が、理論面において明らかにされている基礎研究の結果によって、比較的容易に説明づけられることを示した。また絶縁抵抗-電圧特性を半対数紙上に描き、 $\log R$ 対 $\sqrt{V}$ の関係で曲線を描けば、この曲線の形状は非常に単純なものとなり、破壊電圧の約 1/2 の付近に絶縁抵抗の ω 曲点が表われるので、この ω 曲電圧を検出することによって、破壊電圧を推定しうることを明らかにした。しかしながら、実測結果ではごく小数ではあるが、この ω 曲点を示さずに破壊に至るものがある。

この原因については十分に検討する必要があるが、Cameron 氏の提案による方法によっては、破壊電圧を予知することが実用上ほとんど不可能なものが、 $\log R$ 対 $\sqrt{V}$ 曲線によれば、実測結果では約 85% の確率で破壊電圧を予知することが可能であるので、あえてこの方法による破壊電圧の予知法を提案し、大方のご批判を仰ぐ次第である。(昭 37-4-30 受付)

参 考 文 献

- (1) A. W. W. Cameron: Diagnosis of AC Generator Insulation condition by Nondestructive Test, AIEE. Trans. 71, Pt. III, p. 263 (1952).
- (2) G. L. Hill: Testing Electrical Insulation of Rotating Machinery with High Voltage Direct Current. AIEE. Trans. 72, Pt. III, p. 159 (1953).
- (3) R. J. Alke: DC Overpotential Testing Experience on High Voltage Generator, AIEE. Trans. 71, Pt. III p. 567 (1952).
- (4) R. T. Rushall, J. S. Simons: An Examination of High Voltage DC Testing Applied to Large Stator Windings, IEEE. 102 Pt. A, Oct. (1955).
- (5) J. S. Johnson, J. W. Clokey: Leakage-Voltage Characteristics of Insulation Related to DC Dielectric Strength, AIEE. Trans. 72, Pt. III, p. 681 (1953).
- (6) H. C. Marcroft: Field Studies of Generator Windings. AIEE. Trans. 71, Pt. III, p. 822 (1952).
- (7) W. Siemer: Die Bewertung der Hochspannungs-isolation Elektrischer Maschinen. ETZ-A. 76, S. 321 (1955).
- (8) 原・平林: 発電機絶縁の直流試験 (1), 「三菱電機」, 33, p. 917 (昭 34).
- (9) 原・平林: 発電機絶縁の直流試験 (2), 「三菱電機」, 33, p. 1072, (昭 34).
- (10) 犬石・D. A. Power: マイラの電気伝導と絶縁破壊, 電学誌, 77, p. 1072 (昭 32).
- (11) G. L. Moses: AC and DC Voltage Endurance Studies on Mica Insulation for Electrical Machinery. AIEE. Tech. Paper. 51~127. (1951).
- (12) G. Belfils, A. Wust, L. Carpenetia: CIGRE Report No. 108, (1958).
- (13) K. M. Stevens, J. S. Johnson: Destructive AC and DC Test on Two Large Turbine Generators of the Southern California Edison Co., AIEE. Tech. Paper 54-265. (1954).

シリコン制御整流素子の応用

研究所 岡 久雄*・坂 東 修 三**・大 島 征 一**

Applications of Silicon Controlled Rectifiers

Research Laboratory Hisao OKA・Syuzō BANDŌ・Seiichi ŌSHIMA

As a new control element for electric power a silicon controlled rectifier has been developed and come in a stage of quantity production recently. This paper makes a report on experiments conducted at Mitsubishi Research Laboratory about considerations needed for operation and also practical applications, of which static switches particularly making use of the excellent control characteristics of the silicon controlled rectifier together with other similar examples of speed control of DC motors and static investors are dealt with.

1. ま え が き

シリコン制御整流素子(以下トリスタと称す)は従来のシリコン整流素子のすぐれた特長をそのまま持ちながら、さらに電流開閉の制御機能を有する素子であり、その出現によって半導体整流器の応用分野はますます拡大されつつある。

トリスタはその作動が従来の格子制御放電管(サイロトロン・イグナイトロン等)と良く似ているので、⁽¹⁾⁽²⁾ その応用は従来の格子制御放電管の応用技術を大幅に利用できる。

今トリスタと格子制御放電管との差異を応用上の観点から比較するとつぎのようになる。

(1) 陽極電流による正方向電圧降下は、放電管が約 10~20 V であるのに対し、トリスタは約 1~2 V であり効率はトリスタの方がはるかにすぐれている。

(2) トリスタは上記のように損失が少ないので同一陽極電流に対し放電管よりはるかに小形軽量である。しかしこのことは逆に熱容量が小さいことを意味し過電流耐量は放電管に比べ小さい。したがって使用条件による定格の選定は十分慎重に行なわなければならない。

(3) 放電管の使用時の管壁温度には許容しうる上限と下限があり、過度に冷却することがかえって危険なことがあるが、トリスタでは冷却を強化しすぎて困ることがない。

(4) トリスタの定格逆耐圧に対する破壊逆電圧の比は比較的小さく、また逆電圧破壊は一般に永久破壊となる。その点放電管は逆弧しても回復性がある。

(5) サイロトロンはその制御格子に正電圧を印加することにより点弧されるが、トリスタは制御極(ゲート)に正電流を流してターン

ンせられる。すなわちトリスタのゲート回路の制御にはトランジスタを使用することができる。

(6) 放電管の点弧時間は数 μs ないし数 10 μs であるのに対しトリスタのターンオン時間は1ないし数 μs であり、また陽極電流切り終り時の制御能回復時間は放電管では数 100 μs ないし 1 μs であるのに対し、トリスタでは 10 ないし数 10 μs であり、概してスイッチング時間はトリスタの方が放電管に比べ 1~2 ケタ小さい。

(7) トリスタにはその構造上本質的な消耗部分がないので、使用条件さえ適正であり、過度の温度上昇や熱ウイさえ与えなければその寿命は半永久的と見てよい。

以上を要約すれば、トリスタは格子制御放電管に比べ能率よく制御特性もすぐれており、さらに小形軽量で取扱いも簡単であるが、放電管のように過電流、過電圧に対する裕度が少なく、いわば優等生のせん細さを持っているから、使用時にはその点を十分考慮して定格、制御法、使用条件などを選定しなければならない。

2. トリスタ使用上考慮すべき点

トリスタを実際に使用する時にはとくに次の諸点を考慮しなければならない。

2.1 電流定格

一般に半導体素子の電流定格は PN 接合部の最高到達温度によって制限される。一般のシリコン整流素子では接合部の温度が 180~200°C 付近になると逆電流が著しく増加しいわゆる整流性のそう失となり、この温度が使用限界となるが、トリスタでは 120~140°C で正方向の電流阻止作用がそう失するため一般のシリコン整流素子よりも使用温度限界はかなり低い。

使用温度限界が定められている場合、許容電流は素子内の損失と冷却条件によって決められることは普通の整流素子と同じであり、定常状態では次の式を満足せねばならない。

$$P \cdot R_T + T_a \leq T_{\max} \quad (2.1)$$

ただし P : 素子内の損失, R_T : 定常熱抵抗, T_a : 周囲温度, $T_{\max}$: 使用限界温度

トリスタの場合素子内の損失としておもなものは負荷電流流通期間の正方向電圧降下による損失 P_1 とゲートの電流による損失 P_2 およびスイッチング期間の損失 P_3 等であるが、高周波で使用する以外はほとんど P_1 のみを考えてよい。正方向電流、電圧をそれぞれ i_f , v_f とし、1 サイクル中の通流角を $(\theta_2 - \theta_1)$ とすると

$$P_1 = \frac{1}{2\pi} \int_{\theta_1}^{\theta_2} i_f \cdot v_f d\theta \quad (2.2)$$

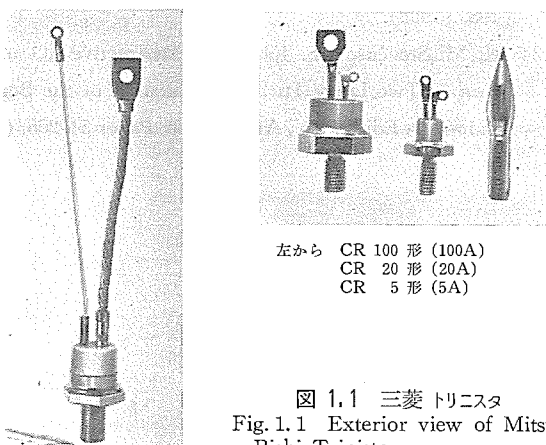


図 1.1 三菱トリスタ
Fig. 1.1 Exterior view of Mitsubishi Tristor.

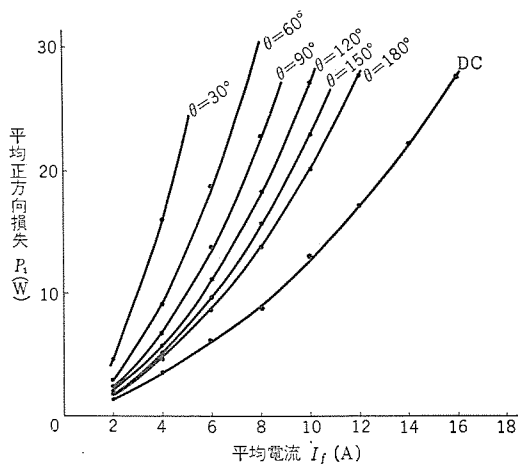


図 2.1 CR20 形トリスタに対する平均正方向損失
Fig. 2.1 Average forward power dissipation of CR20 Tristor.

v_f は i_f の関数として素子の特性曲線に示されているが近似的に $V_f = V_{f0} + k \cdot i_f$ とすると

$$P_1 = \frac{1}{2\pi} \left[k \int_{\theta_1}^{\theta_2} i_f^2 d\theta + V_{f0} \int_{\theta_1}^{\theta_2} i_f d\theta \right] \dots \dots (2.3)$$

となり、損失は i_f の実効値で生ずる成分と、平均値で生ずる成分とに分けられる。同一平均電流に対しその実効値は 1 周期内の通流角 θ が小さいほど大となるから、損失 P_1 は当然通流角 θ の短いほど大きくなる。

今かりに通流期間中の i_f の値が不変のものとして、平均電流に対する損失をトリスタ CR20 について求めると図 2.1 のようになる。

このようにトリスタでは、1 周期内の通流角を制御して負荷電流を流す場合、同じ定格の素子を用いても通流角の大小によって許容電流値が異なってくることに注意せねばならない。

2.2 ゲート極に与える制御入力

トリスタをターンオンさせるために必要なゲート電流は、同種類、同定格の素子でも現状ではかなりのバラツキがあること、また同一素子については図 2.2 に示すように温度と共に変化することのため、トリスタを常に確実にターンオンさせるためには、その使用温度範囲や個々のバラツキを考慮して十分大きなゲート入力を与えねばならない。またゲート入力の時間幅はすくなくともトリスタのターンオン時間以上でなければならない。さらに誘導性負荷の場合はトリスタがターンオンした後、陽極電流がその素子の最小保持電流以上になるまでゲート入力は維持されなければならない。

ゲート損失を少なくするためには、ゲートに与える制御入力は波高値および時間幅がそれぞれ必要にして十分な大きさのパルス電流であることが好ましい。

2.3 ターンオフ時間と周波数限界

トリスタを高周波で使用する時には当然そのターンオフ時間が問題となる。すなわちトリスタでは負荷電流が切れ終わってから再び陽極に正電圧が印加されるまでの時間が、トリスタのターンオフ時間以上でなければならない。今ターンオフ時間を t_{off} とすると、トリスタを整流器およびインパルサとして使用する場合は周波数限界は回路条件により異なるがおおむね

$$f_{max} \leq 1/5 t_{off} \dots \dots (2.4)$$

と考えてよい。ターンオフ時間 t_{off} は負荷電流、温度および逆電圧により変わるので使用条件によって周波数限界は異なってくる。図 2.3 にトリスタ CR5 のターンオフ時間測定例を示す。

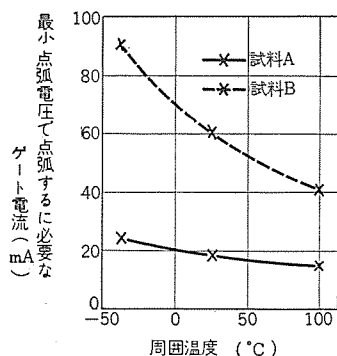


図 2.2 最小点弧電圧でターンオンするためのゲート電流
Fig. 2.2 Gate current required to turn-on with minimum firing voltage.

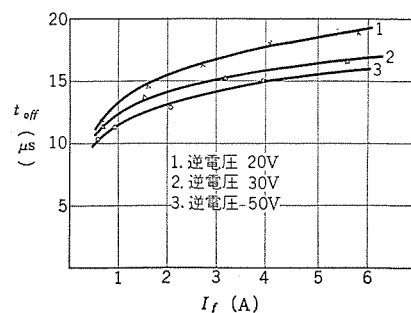


図 2.3 CR5 形トリスタのターンオフ時間測定例
Fig. 2.3 An example of turn off time of CR5 Tristor.

トリスタを使用するに当ってはおおむね以上のことを考慮しながら素子や制御法を選定しなければならないが、トリスタの応用を機能的に分類すると次の二つに大別される。

(1) 交流を電源とし通流角の制御による出力電流または電圧の制御

(2) 直流を電源とし、トリスタのスイッチング機能を利用する電流、電圧の切換または開閉

前述のようにいずれの場合も従来の格子制御放電管の応用技術を広範囲に利用できるが、トリスタの制御特性がすぐれているため、従来原理的には可能であっても、放電管では実現困難であった分野にも新しい応用分野を開拓しつつある。たとえば高周波静止インパルサ、電力用静止スイッチ、サーボモータの高速制御などがある。

本紙では主にそれらを中心にトリスタの応用例について述べる。

3. 電力用直流静止スイッチ

トリスタは陽極電流による電圧降下（以下陽極降下という）が低いことおよびターンオフ時間が短いことさらに制御利得が高いことにより、電力用静止スイッチとして使用するのに適している。

トリスタ使用の直流静止スイッチの基本形および負荷電流シャ断時のトリスタ T_1 の電流電圧波形図を図 3.1 に示す。同図中の t_d が余裕時間でありトリスタのターンオフ時間 t_{off} に比べ $t_d > t_{off}$ でなければ負荷電流のシャ断は不可能となる。負荷が抵抗 (R_1) のみの場合は $t_d = 0.693 R_1 C$ である。たとえば図 3.1 において $E = 100$ V、トリスタの $t_{off} = 20 \mu s$ とした時、負荷電流 100 A を完全にシャ断するためには $C \approx 30 \mu f$ が必要である。図 3.1 において電源側に大きなインダクタンスが継がれていれば t_d は上記の値より大きくなり、逆に負荷側にインダクタンス成分がある時は t_d は上記の値より小さくなる。

電力用直流静止スイッチの具体例について次に述べる。

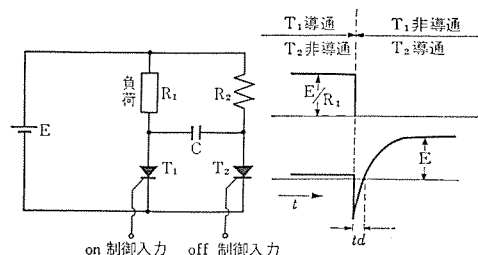


図 3.1 トリスタ使用の直流静止スイッチ基本形
Fig. 3.1 Basic circuit of Tristor D.C static switch.

3.1 直流パイロットモータの無接点制御⁽³⁾

パイロットモータを用いてタップ切換を行なうには、切換がじん速であると共に、タップの正確な位置で停止しなければならない。したがってモータの急速な停止のためには電源側よりの直流電流がシャ断されて後直ちに電機子を短絡して制動する必要がある。たとえば車両用パイロットモータのようにひんばんに起動停止がくりかえされ、しかもその作動がじん速かつ確実になければならない場合には、スイッチとして従来の機械的スイッチを用いることは、接点の消耗のはげしいことにより寿命、信頼性の点で難点があるが、トリスタを適正な条件のもとで静止スイッチとして使用すれば、トリスタの小形軽量、長寿命、高制御利得等の利点と相まって上記要求を十分満たすものが得られる。

われわれは 150 W の車両用パイロットモータの制御にトリスタを用いた静止スイッチを使用し、予期通りの成果を得た。

図 3.2 および 図 3.3 に基本実験回路および各部の電圧電流波形を示す。

図 3.2 においてトリスタ T_1 のゲートの所要の制御パルス電流を与えると T_1 は直ちにターンオンし導通状態に入り、電機子電流を流し始め、電動機は起動する。同時に転流コンデンサ C_a は抵抗 R_a を通してトリスタ T_2 の陽極側につながる方が正になる方向に充電される。トリスタが導通状態にある時の正方向電圧降下は 1~1.5V 程度であるから C_a の最終充電電圧はほぼ直流電源電圧に等しい。つぎに 図 3.3 の時刻 t_3 においてトリスタ T_2 のゲートに制御パルスを与え、 T_2 を導通状態にすると C_a の放電電流によりそれまで T_1 を流れていた電流は強制的にシャ断される。その後 C_a は電機子を通じて放電しつつあるが、時刻 t_4 からは今までと逆方向に充電されはじめ、トリスタ T_1 には再起電圧として正方向電圧が印加される。 t_3 と t_4 との時間差すなわち余裕時間 t_d は電機子のインピーダンスと C_a の容量により決まる。この時間がトリスタ T_1 のターンオフ時間 t_{off} より短い時は T_1 は再び導通状態に入りいわゆる転流失敗のおそれがある。トリスタ T_1 が再点弧することなく C_a が逆充電され始めたことを確認してからトリスタ T_3 を導通状態とし電機子を短絡するため、角形履歴特性の鉄心装置が設けられている。したがって決してトリスタ T_1 と T_3 とで直流電源を短絡することがない。トリスタ T_3 によって電機子が短絡されれば電動機は速やかに制動されると共に C_a の逆充電も速やかに完了し、後はトリスタ

T_2 に抵抗 R_a を通る電流が流れつつけようとするが、 R_a の抵抗値を大きくしてその電流がトリスタ T_2 の最小保持電流以下になる

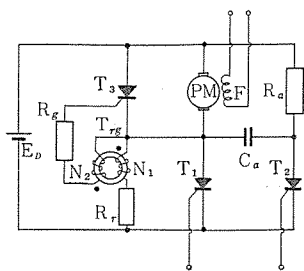


図 3.2 直流パイロットモータの無接点制御回路
Fig. 3.2 Contactless control circuit of DC pilot motor.

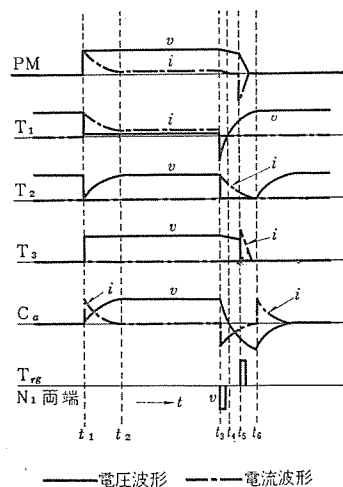


図 3.3 図 3.2 の各部電圧、電流波形
Fig. 3.3 Voltage and current waveforms in Fig. 3.2.

図 3.4 界磁巻線切換えによるモータの正逆転
Fig. 3.4 Reversing drive of motor by changing field coil.

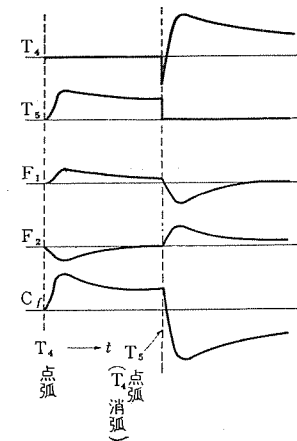
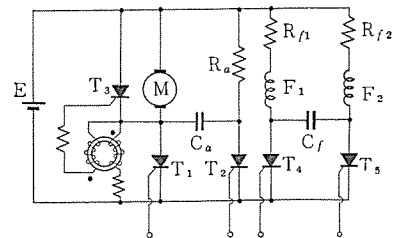


図 3.5 図 3.4 の各部電圧波形
Fig. 3.5 Voltage waveforms in Fig. 3.4.

ようにすれば、 C_a の逆充電完了とともにトリスタは自然に非導通となり、すべての状態は全く起動前の状態に戻る。

この実験の結果では起動時モータが全速に達するのに約 140 ms、停止時完全に停止するのに約 70 ms を要した。

したがって起動、停止のくりかえしは最小約 0.25 秒で行なうことができる。

モータの回転方向の変換を無接点で行なわせようとする時、2 コの界磁巻線がある場合は、前と同様にトリスタ 2 コを用い、図 3.4 の回路でじん速確実に行なうことができる。図 3.5 は実験例における各部の波形である。

3.2 高出力パルス発生器

たとえば瞬時出力 100 V, 10 A 程度の短時間矩形パルスを間欠的に必要とするような装置には、トリスタを用いた静止スイッチを応用することができる。

図 3.6 の実験回路でトリスタ T_3 は出力パルスの切り終りを急峻にするためのものである。

この装置の作動を図 3.7 の波形で説明すると、時刻 t_1 以前ではいずれのトリスタも非導通状態であり、かつコンデンサ C はトリスタ T_1 の陽極に継がれる側が正の方向に充電されている。時刻 t_1 においてトリスタ T_1 を点弧すると、直ちに負荷に電流が流れると同時に C の放電電流によりトリスタ T_4 が点弧され、したがって

C の放電さらに逆充電は T_4 と低抵抗 r を通して速やかに行なわれる。時刻 t_2 において C の逆充電が完了すれば T_4 は自然に非導通状態に復帰する。つぎに時刻 t_3 においてトリスタ T_2 を点弧すると、 C の放電電流により T_1 を流れていた負荷電流は強制シャ断されると同時にトリスタ T_3 が点弧される。 T_3 の点弧により負荷は短絡されるから負荷には続流が流れず、さらに C の放電さらに逆充電は T_3

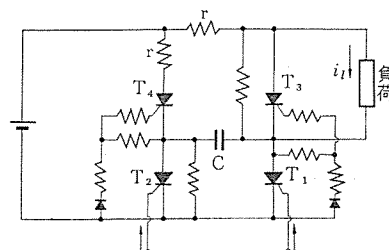


図 3.6 高出力矩形パルス発生装置
Fig. 3.6 High power rectangular pulse generator.

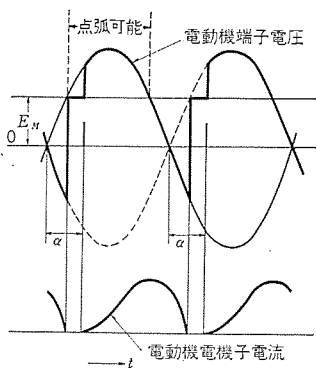


図 4.4 電機子電圧、電流波形
Fig. 4.4 Waveforms of armature voltage and current.

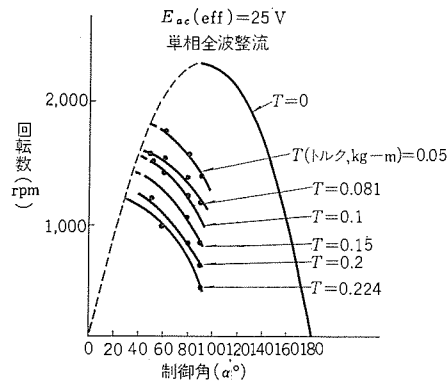


図 4.5 点弧角 \$\alpha\$ と回転数との関係
Fig. 4.5 Relation between firing angle \$\alpha\$ and motor speed.

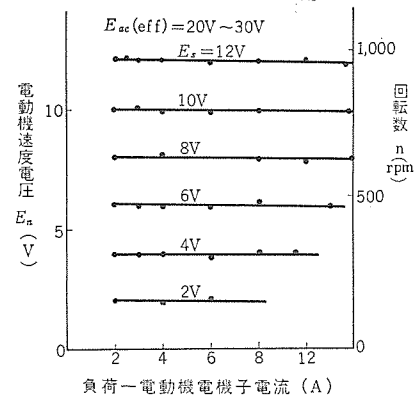


図 4.6 定常負荷時の定速制御特性
Fig. 4.6 Constant speed characteristics at stationary load.

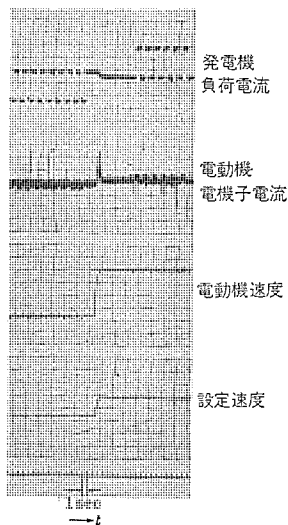


図 4.7 断続負荷時の定速特性
Fig. 4.7 Constant speed characteristics at intermittent load.

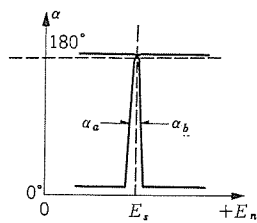


図 4.8 モータ速度と点弧角 \$\alpha\$ との関係
Fig. 4.8 Relation between motor speed and firing angle at a given reference speed.

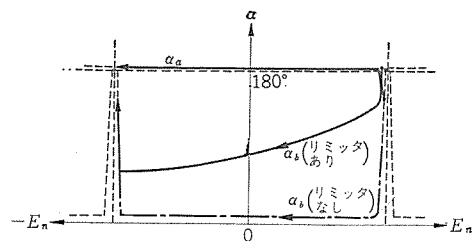


図 4.10 プラッキング制動時の点弧角 \$\alpha\$ の変化
Fig. 4.10 Variation of firing angle \$\alpha\$ at plugging brake.

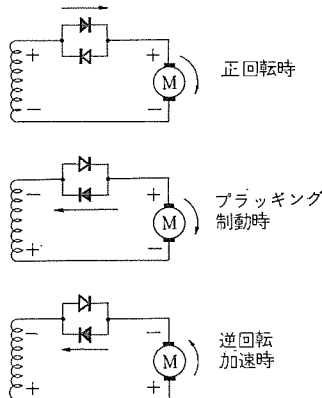


図 4.9 直流モータのプラッキング制動
Fig. 4.9 Plugging brake of DC motor.

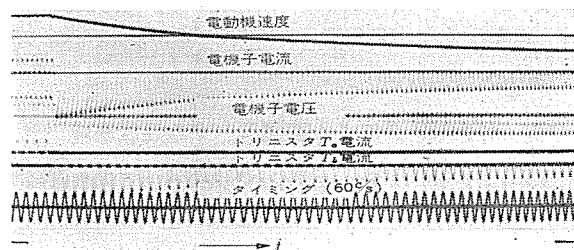


図 4.11 モータの急速反転時のオシログラフ
Fig. 4.11 Oscillograph of quick reversing of motor rotation.

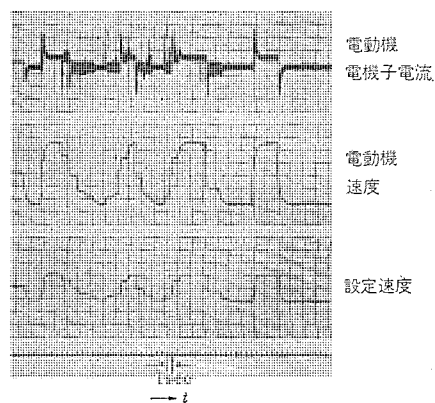


図 4.12 設定速度を変化させた場合のモータ速度の追従性
Fig. 4.12 Ability to follow up the speed reference in varied.

となる。

一方交流電源より、点弧位相 \$\alpha\$ を制御する単相全波整流回路により直流モータを駆動する時は、モータの速度にほぼ比例する逆起電力のため電機子電圧および電流は図 4.4 のようになり、\$\alpha\$ を変化した場合のモータの出力トルクと速度の関係は図 4.5 のようになる⁽⁵⁾。したがって或る設定速度 \$E_{s1}\$ に対し、トルクが変動してもそれに応じて \$\alpha\$ を移動すればモータ速度 \$E_n\$ はほぼ一定に保たれる。ただし交流電圧の大きさにより出しうる出力トルクには限界がある。また式 (4.5), (4.6) および図 4.5 より

$$\left| \frac{\partial \alpha}{\partial (E_s - E_n)} \right| = K_1 K_2 \dots \dots \dots (4.7)$$

が大きいほど、定速制御特性は良好になる。

図 4.6 は \$E_s\$ をパラメータとした時の負荷トルクとモータ速度の関係を定常特性で求めた結果であり、図 4.7 は負荷を急変させた場合の過渡特性を示している。

式 (4.5) および (4.6) より、\$E_s\$ が与えられた時の \$E_n\$ に対する \$\alpha_a\$ および \$\alpha_b\$ の関係は図 4.8 のようになるから \$|E_n| > |E_s|\$

の場合はその時の回転方向に加速するためのトリニスタ群の点弧はとまり、反対側のトリニスタ群が点弧されるようになり、電機子逆起電力と同方向の交流電圧が加えられて減速方向の大電流が流れ、いわゆるブラッキング制動を行なう。しかしブラッキング制動を行なう時はモータに大きな突流が流れトリニスタを破壊するおそれがあるので、前記のようにモータ電流に応じた \$\alpha\$ の制限を行なって突流を制限する。図 4.9 参照。

図 5.1 トリスタ 並列 インバータ 主回路
Fig. 5.1 Main circuit of Trinistor parallel inverter.

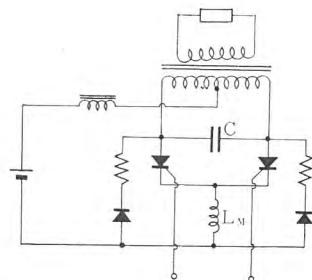
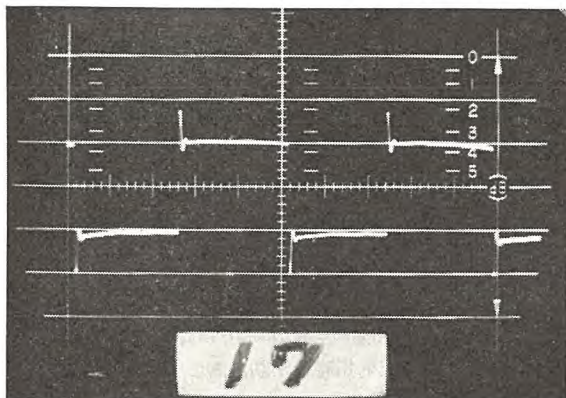
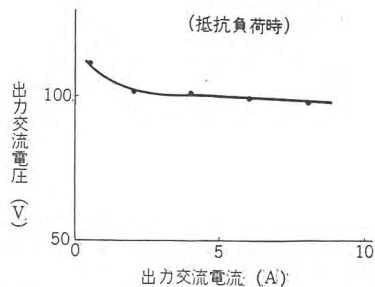
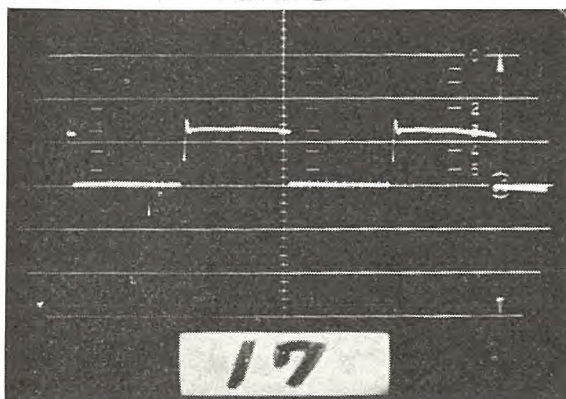


図 5.2 図 5.1 の回路における電圧変動率
Fig. 5.2 Voltage regulation of the inverter shown in Fig. 5.1.



交流出力電圧



整流器端子電圧

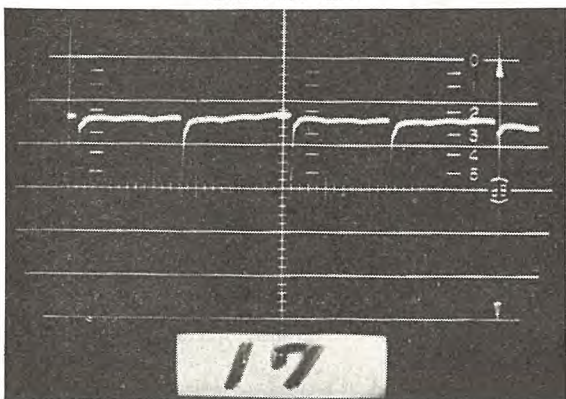


図 5.1 中の L_M 端子電圧

図 5.3 図 5.1 の各部波形
Fig. 5.3 Waveforms in Fig. 5.1.

いま設定速度を E_s から $-E_s$ に変化させた場合の E_n および α の変化を図 4.10 に示す。図 4.11 はそのような場合の過渡現象の一例を示しているが、約 20 サイクルでモータ速度は完全に反転している。

図 4.12 は E_s を任意にしかも急激に変化させた場合の E_n の追随性を示している。

このようにトリスタは簡単なトランジスタ回路で特性のすぐれた制御を行なうことができる。

5. トリスタによる自動式インバータ

自動式 インバータ には、回路構成上並列形と直列形とがあることは周知であるが、性能的にはいずれにも一長一短があってその優劣の判定は難しい。しかし先に当社で開発した直並列形ともいべき改良形直列 インバータは前に挙げた二つの形より数々のすぐれた特長を有していることが認められている⁽⁶⁾。

トリスタはターンオフ時間が短いため 転流問題が従来の放電管に比べ容易となり、インバータに使用することはきわめて有望である。とくに従来放電管では実現困難であった 20 kc 程度までの高周波インバータを実現することができる。

われわれは簡易な高周波電源を得るため、トリスタを用いた並列形 インバータの実験を行なったが、図 5.1 にその主回路を示す。この回路は Mc Murry の改良形並列 インバータとして知られている⁽⁷⁾。

この回路は出力として矩形波的交流電圧を発生するものであるが、負荷の大小にかかわらず、2 コのトリスタの転流はトリスタと逆並列に継がれている低インピーダンスの帰還回路によって行なわれるため、波形の変化や電圧変動率が小さい。

図 5.2 は抵抗負荷時の出力電圧の一例を示し、図 5.3 は出力波形を示す。

なお前述の改良形直列 インバータにトリスタを使用した装置は現在試作中であり、後日本紙上で報告する予定になっている。

6. トリスタの直並列接続

トリスタを大容量装置に使用する場合は、当然普通のシリコン整流器の場合と同様に素子の直列または並列接続が必要となる。

しかしトリスタの場合は普通の整流素子の場合のように単に逆電圧や負荷電流の分担を均等化させること以上に、直列または並列に継がれたすべての素子をいっせいに点弧させなければならないという問題がある。

これら二つの条件を満足させるために、われわれが行なった方法について紹介する。

直列接続については図 6.1 に示すように陽極分圧器とゲート分

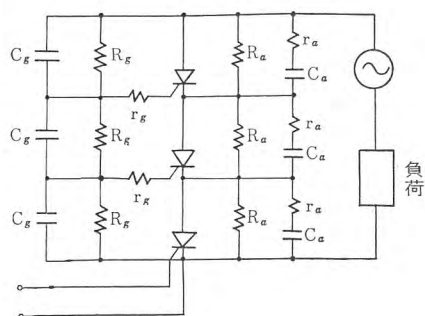


図 6.1 トリスタの直列接続
Fig. 6.1 Series connection of Trinistor.

圧器とを設け、ゲート入力に単に最下段のトリスタにだけ加え、後はゲート分圧器のコンデンサの放電によって将棋倒しの順次上段のトリスタのゲートにパルス電流を与えることにより、いっせいに点弧させるようにした。

この回路では点弧位相 α により C_g の放電電流が異なるので、ゲート分圧器 C_g , R_g およびゲート抵抗 r_g の選定は、トリスタのゲート特性と最大定格とより決めなければならない。

今トリスタの最大安全ゲート電流を I_{g1} とし、また最大必要ゲート電流を I_{g2} とすると、

$$\frac{E_{\max}}{n \cdot r_g} \leq I_{g1} \quad \dots\dots\dots (6.1)$$

でなければならない。ただし $E_{\max}$ は直列につながれた n コのトリスタの全体にかかる正方向電圧の最大値である。式 (6.1) より r_g を選ぶとこの回路で点弧しうる最小の正方向電圧 $E_{\min}$ は

$$E_{\min} = E_{\max} \frac{I_{g2}}{I_{g1}} \quad \dots\dots\dots (6.2)$$

である。 I_{g2}/I_{g1} は普通 $1/20 \sim 1/30$ であるから図 6.2 に示すように点弧角 α は $2^\circ \sim 3^\circ$ から $177^\circ \sim 178^\circ$ までほとんど半サイクル全体にわたって制御できる。

r_g が決まれば C_g はトリスタのターンオン時間 t_{on} の大きさにより次のように決められる。

$$C_g \geq \frac{t_{on}}{r_g} \quad \dots\dots\dots (6.3)$$

R_g の選定は、それが C_g のインピーダンスより十分小さくなるようにすればよいが、実験結果より

$$R_g < \frac{10^{-3}}{C_g} \quad \dots\dots\dots (6.4)$$

で R_g を選べば作動が安定である。

われわれはこの方式によってトリスタを 6 コまで直列に接続し、 α をほぼ半サイクル全域にわたって変化させたが、全体のトリスタは、わずか $2 \sim 5 \mu s$ 以内で一せいに点弧させることができた⁽⁸⁾。

並列接続については図 6.3 に示すように、抵抗分割により並列にあるトリスタに均等にゲート電流を与えると同時に、陰極側にバランシングリアクトルを設け、いずれか一つのトリスタが点弧すれ

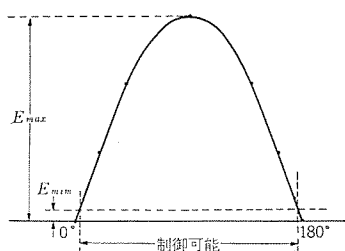


図 6.2 点弧角 α の制御可能範囲
Fig. 6.2 Controllable region of firing angle.

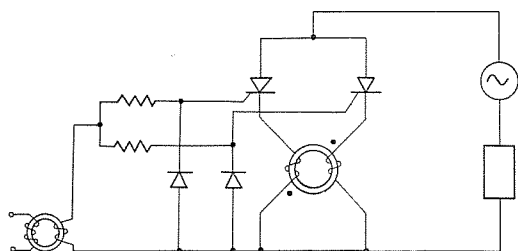


図 6.3 トリスタの並列接続
Fig. 6.3 Parallel connection of Tristor.

ば残りのトリスタも強制的に点弧するようにすれば、ほとんど時間のおくれなくいっせいに点弧させることができる。

トリスタが点弧した後の電流平衡に対してバランシングリアクトルが普通の整流素子の並列接続の場合と同じような作用をする。

単に並列にあるトリスタの同時点弧をのみ目的とするならば、トリスタのターンオン時間がきわめて小さく $1 \sim 数 \mu s$ であることからして、バランシングリアクトルはきわめて小さいものですむ。今点弧以前にトリスタ陽陰極間にかかる最大電圧を $E_{\max}(V)$ 、トリスタのターンオン時間を $t_{on}(sec)$ とすると、バランシングリアクトルの鉄心有効断面積 $A_c(m^2)$ コイル巻数 N は次の式によって求められる。

$$E_{\max} \cdot t_{on} = N \cdot A_c \cdot \Delta B \quad \dots\dots\dots (6.5)$$

ただし $\Delta B(WeB/m^2)$ は毎サイクルの鉄心磁束の有効変化量である。

たとえば電源電圧 $100V$ の単相半波整流回路において、ゲート特性のいちじるしく異なる 2 コのトリスタを並列接続した時、バランシングリアクトルなしでは、ほとんど一方のトリスタのみしか点弧しなかったが、バランシングリアクトルとして外径 $\times$ 内径 $\times$ 高さが $35 \times 25 \times 5(mm)$ の角形履歴特性の鉄心に $N=5$ のコイルを巻いたものを用いた場合は、点弧角 α が 3° から 90° に至るまで $1 \sim 3 \mu s$ 程度の差で 2 コのトリスタをいっせいに点弧させることができた。

7. む す び

トリスタは開発以来まだ日が浅いので、その応用が本格的に行なわれるのはむしろこれからのことである。

しかしそのすぐれた性能と使用方法の簡便さから考えてきわめて近い将来に本格的な応用時代が訪れることは疑いない。

したがってトリスタの各応用分野にわたっての最適使用条件や使用限界を知ることが急がれる。その意味で本紙にトリスタ使用上の注意すべき点、また具体的な使用例をわれわれの行なって来た実験例を中心に述べたが、なんらかの参考になれば幸いである。

なお、紙面の都合上本紙ではトリスタの使用上の注意事項等について、トリスタ特有の事項のみを述べたが、その他一般のシリコン整流素子と共通の問題、たとえば過電圧、過電流等に対する保護、冷却の問題等については従来のシリコン整流器に関する使用上の注意事項を参照されたい。

参 考 文 献

- (1) F. S. Stein: The Silicon Tristor, A High-Power NPN Triode Switch, Semiconductor Products, 4, No. 4, 42 (Apr. 1961)
- (2) 加藤, 室賀, 小林, 岡: 制御電極付シリコン整流素子とその応用, 「三菱電機」34, No. 12, 1617 (昭 35)
- (3) 岡, 大島: 静止スイッチによる直流電動機の制御, 昭 36 電気 4 学会関西支部連大予稿 7-21 (昭 36-10)
- (4) 岡, 坂東: シリコン制御整流素子による直流電動機の制御, 昭 36 電気関係学会関西支部連大予稿 7-20 (昭 36-10)
- (5) 青木: 直流電動機制御と水銀整流器の利用, 芝浦レビュー, 15, No. 7, 249 (昭 11)
- (6) 己斐, 河合: レーコンポットモートル電源用自励式静止形周波数変換装置, 「三菱電機」31, No. 6, 27 (昭 32)
- (7) General Electric: Controlled Rectifier Manual. P. 138 (1960)
- (8) 岡, 大島: 制御電極付整流器の直列接続, 昭 35 電気 4 学会連大予稿 703 (昭 35-4)

高速度フェライト・スイッチを用いた送受共用回路

研 究 所 喜 連 川 隆*・中原 昭 次 郎**
無線機製作所 近 藤 輝 夫***

Duplexer Using A Fast Ferrite Switch

Research Laboratory Takashi KITSUREGAWA・Shojiro NAKAHARA
Electronics Works Teruo KONDO

A duplexer using a ferrite switch and a circulator has been studied and developed specially to improve near range detectability of the radar. First, to quicken the rise and fall time of a switch experiments have been conducted with a thin well waveguide, and as a result a fast ferrite switch having a change-over time of less than $0.5\mu\text{s}$ has been made available. In the test of this article is further described new circuitry for a duplexer with which isolation to the same degree as that of TR tubes is to be secured. The experimental results on this also have been reported herein.

1. ま え が き

レーダにおいて1台の空中線を送信、受信に共通に使用するため、TR管およびATR管を用いた送受共用回路が用いられてきたが、これに代ってサーキュレータ⁽¹⁾とフェライト・スイッチとを組合せた回路を使用すると、送信セン頭電力の漏れがないこと、空中線の不整合が送信機に悪影響をおよぼさないこと、寿命が長いことなどの利点を有することはすでに知られている。

この外、たとえば空港管制用レーダ⁽²⁾のようにとくに近距離の探索を目的としている場合には、送信状態から受信状態への切替時間が問題となり、TR管を用いた場合には、管の回復時間が最小で $4\mu\text{s}$ 程度あるので、この間すなわち距離に換算して600mの範囲は受信感度が甚しく低下する。この点を解決するために、切替時間の短い、高速のフェライト・スイッチを開発し、サーキュレータと組合せた送受共用装置の研究を行なった。なお、サーキュレータとスイッチとの組合せ方についても、従来のものより、高いシム断量を得られる方法を考案した。

以下高速度フェライト・スイッチ、サーキュレータおよびこれを組合せた送受共用回路の実験について述べる。

2. 高速度フェライト・スイッチ⁽³⁾⁽⁴⁾

2.1 高速スイッチ設計上の問題点

高速度のフェライト・スイッチを得るために設計上まず考慮せねばならないのは次の2点である。

(1) アンペア回数を小さくすること

コイルの巻数を減らすことは、第一にインダクタンスを減らし、過渡現象の時定数を小さくすると同時に、切替時のコイル両端の発生電圧を低くするのに必要であり、ついで分布容量を減らしてコイルの共振周波数を上げる効果もある。さらに所要電流を小さくすることによって、駆動回路の設計が簡単になる。

このためには、まずフェライト自体として飽和磁化の大きいものを使用するのが、所要印加直流磁界を小さくし得るので望ましい。

またフェライトを用いたスイッチとしては、ファラデー回転形、カットオフ形、Reggia-Spencer形移相器に抵抗膜を付加した形などがあるが、十分な減衰を得るための所要直流磁界が一番小さくてすむのは、ファラデー回転形である。この形のスイッチは、図2.1に示すよ

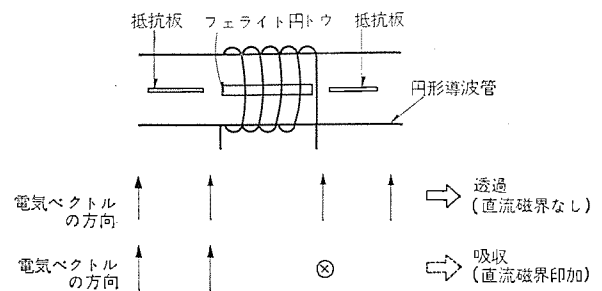


図 2.1 ファラデー回転形スイッチの動作原理

Fig. 2.1 Principle of the Faraday rotation type switch.

うに円形導波管の管軸に沿ってフェライト円筒をおき、外部から管軸方向に印加する直流磁界により、電波の偏波面を90度回転させ、抵抗膜に吸収させるものである。

(2) 導波管の磁気シムヘイ効果を削減すること

フェライト・スイッチを動作させるには、フェライトと導波管との管軸に沿って、直流磁界を印加するのであるが、磁界をパルス状に印加する場合には、導波管のシムヘイ効果のためその高調波成分が内部に入らないので、立上り、立下りとも急峻にすることができない。この対策として、スイッチの部分の導波管として薄膜導波管を使用した。

2.2 薄膜導波管の効果

導波管の磁気シムヘイ効果を削減するためには、管軸方向にスロットを切るのが一番確実であるが、スロットからの電波の漏れとフェライト装荷部分へのスロットの影響とが問題となる。この点から薄膜導波管を使用した。

薄膜を得る方法は種々あるが、最も簡単なものとしてプラスチック製の円筒に無電解メッキをする方法を用いた。内径が10mm、長さが70mmと細長いので、内部の薄膜の厚さが均一性をかくうらみはあるが、得られたものは約 20μ の厚さであった。

このようにして得られた薄膜導波管3種のシムヘイ効果を表わす実験結果を図2.2に示す。測定法は同図に示したように、外部コイルに所定周波数の電流を流しておき、その中心にさぐりコイルをそう入し、これに試験導波管をかぶせたときのさぐりコイルの誘起電圧 V と導波管を取り除いたときの誘起電圧 V_0 とを測定し、その比から導波管のあるときの磁界 H とないときの磁界 H_0 との比を求めた。図2.2に同時に示した普通の金属導波管のシム

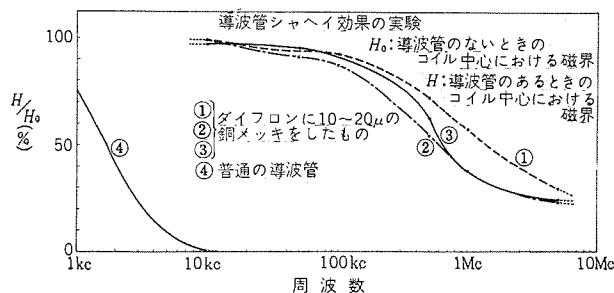
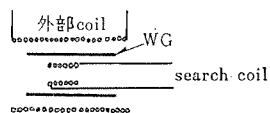


図 2.2 薄膜導波管の効果
Fig. 2.2 Effect of the thin wall waveguide.



ヘイ効果と比較すると、普通の導波管では 10 kc の高周波磁界がほとんど内部に入らないのに対し、薄膜導波管では 1 Mc でまだ内部の高周波磁界の強さが、空心コイルのときの 40~60 % であり、薄膜の効果が明確に認められる。

2.3 透過形スイッチの特性

(1) フェライト旋波子の特性

フェライト旋波子の設計に当っては、上述のように所要アンペア回数を小さくすることを第一として、フェライトの直径、長さなどを決定した。使用した円形導波管の内径は 10 mm で、フェライトの形状は、直径 3 mm の円筒の両端にテープをつけたものを用いた。

その結果、周波数 24,000 Mc で 90° 回転に要する直流磁界は 13 AT/cm, そのとき得られる減衰量は 26 dB, 通過時のそう入損失は 1.2 dB であった。

(2) スイッチとしての動作特性

スイッチの動作特性を測定するため、図 2.3 に示す測定回路を用いた。パルス発生器はパルス幅 0.1~10 μ sec, 繰返し 50 c/s から 50 kc/s まで可変である。また電力増幅器の回路を図 2.4 に示す。

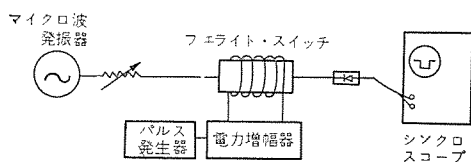


図 2.3 スイッチの動作特性の測定回路
Fig. 2.3 Measuring circuit of the operating characteristics of switch.

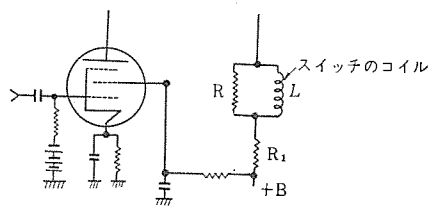


図 2.4 電力増幅回路
Fig. 2.4 Power amplifier circuit.

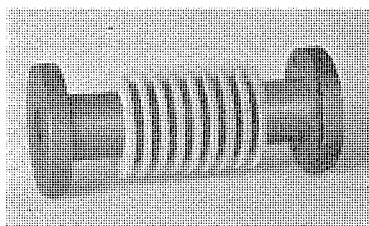


図 2.5 24,000 Mc 高速度 フェライト・スイッチ
Fig. 2.5 24,000 Mc fast ferrite switch

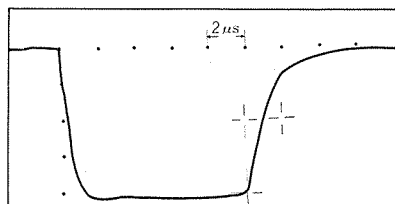


図 2.6 薄膜導波管を用いた フェライト・スイッチの動作特性
Fig. 2.6 The operating characteristics of a ferrite switch using a thin-wall waveguide.

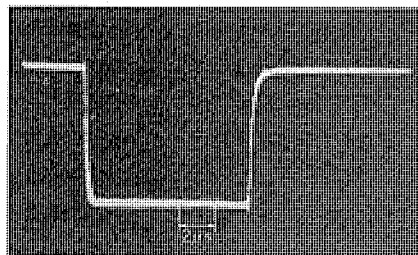


図 2.7 細隙入り薄膜導波管を用いた フェライト・スイッチの動作特性
Fig. 2.7 Operating characteristics of the ferrite switch using a thin-wall waveguide with a narrow slot.

まず 2.2 で述べた厚さ約 20 μ の薄膜導波管を用い、巻数 60 のコイルを分割巻きにした図 2.5 のようなスイッチの動作特性は、図 2.6 に示すように立下り約 1 μ sec, 立上り約 6 μ sec である。

つぎに、この薄膜導波管の薄膜に幅のきわめて狭いスロットを切ると、特性は著しく改善される。コイルの巻数 60 回、ダンピング抵抗 $R=2.4$ k Ω のときの測定結果を図 2.7 に示す。これによると立下り時間は 0.5 μ sec で、立上りのときも約 0.3 μ sec でそう入損失が 1 dB のところまで回復し、約 0.8 μ sec で完全にもとに復することがわかる。

以上を検討すると、薄膜導波管のみのとき、立上り特性がよくないのは、第一に導波管の磁気シヤヘイ効果の除去が十分でないことも一因であるが、切替時の急激な磁束変化の際、導波管に流れる高周波電流による損失のために、コイルに並列にかなり低い抵抗が入るのが原因と思われる。細いスロットを入れるとその両方とも改善されるので特性が向上するわけであるが、薄膜を使用したときは、普通の金属導波管の場合に比し相当細いスロットでも十分の効果があるので、マイクロ波の漏れ、内部電磁界への悪影響が除去できるという点ですぐれている。

このように立上り時間 0.5 μ sec のスイッチを使用すれば 75 m 位の範囲まで、受信感度低下の領域をせばめることができる。

2.4 反射形スイッチの特性

前節ではファラデー回転形スイッチを透過形として使用する場合について述べたが、透過形では円偏波発生のため 30 dB 以上の減衰量を得ることはむずかしく、送信機-受信機間のシヤ断量としては不十分である。

いま図 2.8 に示すように反射形として使用する場合について考える。この形では磁化電流零のときは、フェライト円筒、抵抗板のわずかな損失のみで、ほとんど全電力が反射され、偏波面を片道で 45 度回転させるだけ磁化電流を流すと、往復で偏波面がもとと直角になり抵抗膜に吸収される。この形でも円偏波の影響は同様におこるが、シヤ断状態では相当損失の大きい回路となるから、入力側にピス、アイリスなどをそう入することによって反射を小さくすることができる。また反射形に用いるフェライトは、少くとも短絡板側のテープは不要であり、同一アンペア回数ではフェライトが短かくて済むので、小形になるとともに通過時のそう入損失が小さくでき、また同一フェライトでは、アンペア回数が半減するので高速スイッチとして有利である。

今回の実験では透過形と同じコイルを用いた結果、スイッチの動作特性は同じで、通過時のそう入損失 0.8 dB, シヤ断時の減衰量 40 dB 以上のものが得られた。

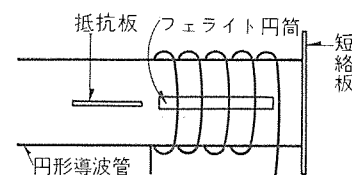


図 2.8 反射形 ファラデー回転形スイッチ
Fig. 2.8 Reflection type Faraday rotation switch.

3. Y サーキュレータ

前章のスイッチと組合せて使用するために、実験した Y サーキュレータの構造は図 3.1 に示すとおりで、永久磁石は上下の凹部のなかに入っている。

このサーキュレータの 24,000 Mc における性能は表 3.1 に示すとおりであるが、減結合量は ± 100 Mc にわたって 20 dB をこえており、ピーク 40 kW の透過電力までは動作しうることを確認している。

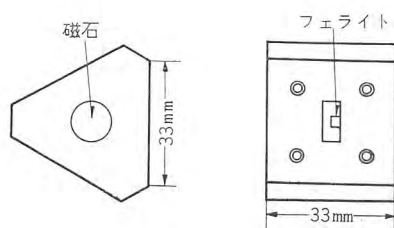


図 3.1 Y サーキュレータの構造
Fig. 3.1 Structure of Y circulator.

表 3.1 Y サーキュレータの性能

逆方向	減結合量 (dB)	順方向	そう入損 (dB)	端子対号	VSWR
①→③	31.9	①→②	0.41	①	1.08
②→①	26.5	②→③	0.42	②	1.06
③→②	31.1	③→①	0.41	③	1.03

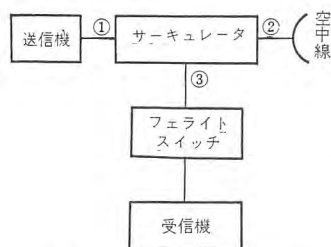


図 4.1 フェライト送受共用回路、その 1

Fig. 4.1 Ferrite duplexer, example 1.

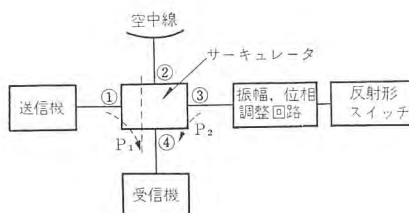


図 4.2 フェライト送受共用回路、その 2
Fig. 4.2 Ferrite duplexer, example 2.

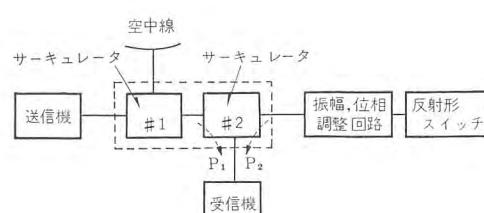


図 4.3 フェライト送受共用回路、その 3
Fig. 4.3 Ferrite duplexer, example 3.

4. 送受共用回路

サーキュレータおよびフェライト・スイッチを使用した送受共用装置の利点は、まえがきに述べたとおりであるが、その最も簡単な組合せの例を図 4.1 に示す。

このような配置にすれば、サーキュレータの性質によって送信機からの送信波は全部空中線から出て行き、空中線からの入射波は全部受信機側に透過される。送信電力が大きくなると、サーキュレータの減結合量だけでは不足となり、また空中線からの反射電力が相当な大ききで受信機に入射してくる。したがって、送信波が送信され空中線から反射して受信機に達する間だけ、フェライト・スイッチを開いておいて、送信機—受信機間のシャ断量を十分大とし、目標からの反射波が到達するときには、フェライト・スイッチを閉じて空中線—受信機間の損失の小さい状態で受信する。

以上がフェライト回路を用いた送受共用装置の一例であるが、反射形スイッチの特長を生かして、シャ断時のシャ断量を大とし、かつ近距離探索用として高速スイッチングに適する送受共用回路について述べる。

図 4.2 において 4 端子対サーキュレータの循環方向を①→②→③→④とすると、送信時には大部分の電力が空中線から放射される。

高速度フェライト・スイッチを用いた送受共用回路・喜連川・中原・近藤

このときサーキュレータの①→④の漏洩波と、空中線からの反射波が②→④間を直接漏洩した電波との合成波 P_1 が受信機に入射することになる。

一方①→③の漏洩波および空中線からの反射波の合成波はサーキュレータの端子対③に出てくるが、フェライト・スイッチを開いておくとその一部が反射して受信機に入射する。これを P_2 とする。いま P_2 の大きさ、位相を適当に調整して P_1 と同量で逆相にすれば受信機への入射波は互いに打消されるため送信機—受信機間のシャ断量はかなり大きくなる。受信時はフェライト・スイッチを閉じれば低損失で受信できる。ただ 4 端子対サーキュレータが 3 端子対サーキュレータに比し設計調整が複雑なこと、シャ断量がほぼ 50 dB 程度でまだ十分とはいえないことなどがこの回路の難点である。

この点を改善したのが図 4.3 に示す回路であり、4 端子対サーキュレータの代りに 2 個の 3 端子対サーキュレータを用いたのが特長である。この動作原理は図 4.2 の回路と大体同じであるが、この場合のシャ断量は、サーキュレータ #2 の入力から端子対④までのシャ断量だけで図 4.2 の場合と同じ値が得られるので、サーキュレータ #1 によるシャ断量だけ大きくすることができる。

2.4 節に示した高速度反射形スイッチおよび 3 章の Y サーキュレータ

表 4.1 送受共用回路の性能

シャ断時の送信機—受信機間のシャ断量 (空中線の VSWR=1.2 のとき)	70 dB 以上
通過時の空中線—受信機間のそう入損失	2 dB 以下
スイッチの切換時間	0.5 μ sec 以下
送信機からみた VSWR	1.1 以下

を用いた、図 4.3 の送受共用回路の 24,000 Mc における実験結果を表 4.1 に示す。これより明らかなように、TR 管を用いた場合と同程度のシャ断量で、最短探索可能距離を 75 m 以下に短縮することができた。

5. む す び

サーキュレータとフェライト・スイッチとを組合せた送受共用回路を、とくに近距離探索用に使用する目的で開発し、薄膜導波管を用いた高速度のフェライト・スイッチを反射形として、サーキュレータと組合せた結果、切換時間 0.5 μ sec で、TR 管と同程度のシャ断量を有するものが得られた。

参 考 文 献

- (1) 喜連川・中原：3 端子対サーキュレータ，「三菱電機」35, No. 8, pp. 1210~1214, (昭 36).
- (2) 井上・近藤：ASDE (空港地表面探知装置) の問題点，昭 36 年電気通信学会全国大会講演論文集，S4-5, p. 177 (昭 36).
- (3) E. H. Turner：A Fast Ferrite Switch for Use at 70 KMc, IRE. Trans., MTT-6, 3, pp. 300~303, July (1958).
- (4) 喜連川・中原：24,000 Mc 高速度フェライト・スイッチ，ヨリ波の開発に関する総合研究委員会資料 (昭 36).
- (5) 喜連川・中原：サーキュレータの応用と問題点，「エレクトロニクスダイジェスト」，39, pp. 132~140 (昭 37).

パラメトリック増幅器の位相特性

研究所 喜連川 隆*・白 幡 潔**

Phase Characteristics of Parametric Amplifiers

Research Laboratory Takashi Kitsuregawa・Kiyoshi Shirahata

For the parametric amplifiers used for the monopulse radar or the multi-channel communication equipment, the phase characteristic is one of important matters. This paper deals with the discussions on the phase of the parametric amplifier, clarifying the method of designing them to be operated in such a manner that two or more of them are run in parallel so as to keep the mutual phase fluctuation small. The article also touches up that the broad band parametric amplifier is proved to have an excellent phase characteristic.

1. ま え が き

従来パラメトリック増幅器の研究は主として雑音特性および増幅特性について行なわれてきたが、パラメトリック増幅器を多重通信や、最近問題の宇宙通信に使用するときには、上記特性にすぐれていることの他に、その位相特性が問題になる。ロケットあるいは人工衛星自動追尾レーダにおいても、Simultaneous lobing方式では、和チャンネル、左右の差チャンネル、および上下の差チャンネルの3チャンネルの受信位相の相互関係が問題になる。したがって低雑音増幅器として、これら三つの受信システムに用いられる3台のパラメトリック増幅器は、入出力端子間の移相量は固定されているか、変化するようにしても変化が等量でなければならないので、そのためにも位相特性の研究が重要視されるに至った。

本文では、まずパラメトリック増幅器の信号波の位相とポンプの位相との関係を述べ、非縮退形にあっては、信号波の位相はポンプの位相に全く無関係に単に回路条件によってのみ定まることを示した。次に信号およびアイドラ共振器が共に単一共振器からなる空洞形パラメトリック増幅器の位相特性を求め、共振器の離調、温度変化およびポンプ周波数の位相特性に及ぼす影響について検討した。さらに、広帯域化されたパラメトリック増幅器の位相特性を考察し、利得の広帯域化に伴い、位相ヒズミが改善されることを示し、最後に2台以上のパラメトリック増幅器相互間の移相量の差の変動を僅少に抑えるために留意すべき設計上の問題点をあげた。

2. ポンプ位相の信号利得および位相に及ぼす影響

反射空洞形パラメトリック増幅器は、信号およびアイドラ周波数がほぼ等しく、アイドラ周波数が信号の増幅帯域内に含まれる。すなわちそれぞれの帯域幅が重なり合っている縮退形、および両者が分離されている非縮退形の2種に大別できる。縮退形増幅器で、信号とアイドラ周波数が全く等しく、ポンプ周波数の半分の場合(完全縮退)には、信号利得はポンプ位相の強い影響を受ける場合がある。

2.1 非縮退形増幅器

非縮退形パラメトリック増幅器の等価回路は図2.1で示される⁽¹⁾。添字1の信号共振器の共振周波数 f'_1 と、添字2のアイドラ共振器の共振周波数 f'_2 とは次のように選ばれている。

$$f'_1 + f'_2 = f_{p0}$$

また可変容量は時と共に次のように変化しているとする。

$$c = C \cos(\omega_p t + \phi_p) \quad (2.1)$$

また容量の端子電圧を信号側を正にとり、

$$v = V_1 \cos(\omega_1 t + \phi_1) + V_2 \cos(\omega_2 t + \phi_2) \quad (2.2)$$

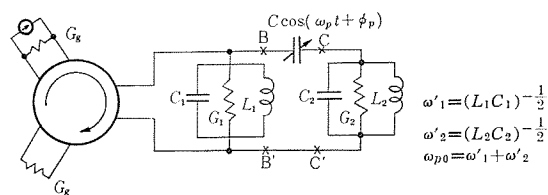


図 2.1 非縮退形パラメトリック増幅器の等価回路 (1)

Fig. 2.1 Equivalent circuit of nondegenerate parametric amplifier (1).

で表わすと、アイドラ側に向かって流れる電流は

$$i = \frac{d}{dt}(c \cdot v) \\ = -\frac{\omega_1 C}{2} V_2 \sin(\omega_1 t + \phi_p - \phi_2) - \frac{\omega_2 C}{2} V_1 \sin(\omega_2 t + \phi_p - \phi_1) \quad (2.3)$$

となる。式(2.3)の右辺第1項は信号共振器にのみ電圧を生ずる信号電流成分、第2項はアイドラ電流成分である。したがって図2.1の端子B-B'からアイドラ側をみた場合の信号周波数での実効アドミタンス Y_{c1} は式(2.4)となる。

$$Y_{c1} = \frac{j \frac{\omega_1 C}{2} V_2 e^{j(\omega_1 t + \phi_p - \phi_2)}}{V_1 e^{j(\omega_1 t + \phi_1)}} \\ = \frac{\omega_1 C}{2} \frac{V_2}{V_1} e^{j(\phi_p - \phi_2 - \phi_1 + \frac{\pi}{2})} \quad (2.4)$$

一方、端子C-C'からみたアイドラ共振器のアドミタンス Y_2 をアイドラ電圧、電流で表わせば、

$$Y_2 = -\frac{j \frac{\omega_2 C}{2} V_1 e^{j(\omega_2 t + \phi_p - \phi_1)}}{V_2 e^{j(\omega_2 t + \phi_2)}} \\ = -\frac{\omega_2 C}{2} \frac{V_1}{V_2} e^{j(\phi_p - \phi_2 - \phi_1 + \frac{\pi}{2})} \quad (2.5)$$

となる。式(2.5)の $\frac{\omega_2 C}{2} \frac{V_1}{V_2}$ は実数であるから

$$Y_2 = |Y_2| e^{j\phi} \quad (2.6)$$

とすれば

$$\phi = \phi_p - \phi_2 - \phi_1 + \frac{\pi}{2} \quad (2.7)$$

$$\frac{V_2}{V_1} = -\frac{\omega_2 C}{2|Y_2|} \quad (2.8)$$

を得る。式(2.7)と(2.8)を式(2.4)に代入すれば

$$Y_{c1} = -\frac{\omega_1 \omega_2 C^2}{4|Y_2|} e^{j\phi} \\ = -\frac{\omega_1 \omega_2 C^2}{4Y_2^*} \quad (2.9)$$

となる。 Y_{c1} はポンプ位相 ϕ_p の影響を全く受けないことがわかる。このことは式(2.7)から次のように説明される。 ϕ_p および

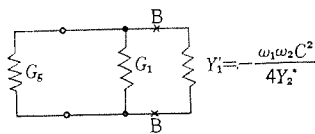


図 2.2 非縮退形パラメトリック増幅器の等価回路 (2)
Fig. 2.2 Equivalent circuit of nondegenerate parametric amplifier (2).

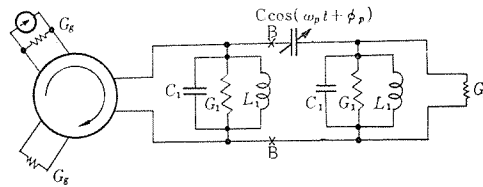


図 2.3 縮退形パラメトリック増幅器の等価回路 (1)
Fig. 2.3 Equivalent circuit of degenerate parametric amplifier (1).

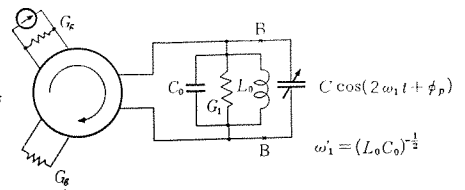


図 2.4 縮退形パラメトリック増幅器の等価回路 (2)
Fig. 2.4 Equivalent circuit of degenerate parametric amplifier (2).

ϕ_1 はポンプおよび信号電圧の位相として与えられ、また ϕ はアィドラ回路の回路定数とアィドラ周波数から決まってしまうものである。したがってアィドラ電圧の位相 ϕ_2 が式 (2.7) を満足するように自動的に調相されるとしなければならない。

故に図 2.1 はさらに図 2.2 の等価回路で表わされ、信号の位相および利得はポンプ位相に無関係となることが示される。これは章 3 に述べる。したがって 2 台以上並列運転し、coherent な増幅を行なわせようとする場合でも、それらのポンプ発振器については互いに coherent である必要はないことがわかる。

2.2 縮退形増幅器

縮退形増幅器でも、たとえばパラメトリック素子としてフェライトを用いた場合のように、フェライトに印加される信号とアィドラの電界が直交して、信号周波数とアィドラ周波数の関係がどうあろうと、信号回路にアィドラ電力が存在しない場合には、縮退形でも等価回路をも含めて一切前節の事柄がそのまま当てはまる。図 2.1 の等価回路は、非縮退形の場合のものと述べたが、アィドラ共振器が外部に対する開口を持たない場合といった方が良いかもしれない。

しかし今問題にしている可変容量ダイオードを用いた場合には、その近傍での電界は共に平行であるから、アィドラ周波数 f_1 が信号周波数 f_2 に近づくと、信号回路にはアィドラ電力が混入するようになり、アィドラ共振器は信号外部回路をアィドラ周波数に対する入出力開口として持つようになる。 $f_1 \approx f_2$ で各共振回路もそれに適するように作った場合には、信号共振器とアィドラ共振器とは区別がつかなくなり、アィドラ共振器と信号外部回路との結合は本来の信号共振器と信号外部回路との結合と同等になるから、この場合の等価回路は明らかに図 2.1 と同一ではない。この場合の等価回路を図 2.3 に示す。本章で述べる縮退形とは、等価回路が図 2.3 で示される場合ともいえる。

(1) $f_1 \approx f_2$ の場合

$f_1 \approx f_2$ であるが $f_1 \neq f_2$ の場合である。増幅を厳密に同一周波数の入出力間の事柄と限れば、図 2.3 から明らかなように式 (2.9) は

$$Y_{c1} = -\frac{\omega_1 \omega_2 C^2}{4(G_\theta + Y_1^*)} \quad (2.10)$$

と変わるだけであって、簡略化した等価回路はいわゆる非縮退形の場合と同様である。

もし出力信号の検出器が幾分の帯域幅を有しているときは、出力信号に加えてアィドラ出力をも検出する場合がある。このときは見かけ上の利得が非縮退形で求めた値より約 3 dB 増大する⁽²⁾。ただし出力に混入したアィドラ波の位相は式 (2.7) から明かなようにポンプの位相の関数である。

$$\phi_2 = \phi_p - \phi - \phi_1 + \frac{\pi}{2} \quad (2.7)$$

(2) $f_1 = f_2$ の場合

パラメトリック増幅器の位相特性・喜連川・白幡

$f_2 \rightarrow f_1$ の場合は図 2.3 の 1 と 2 のサーキュレータからの出力が互いに干渉し合う。すなわち節 (1) の場合は電力の和の形で検出されたのに対し、節 (2) の場合は電圧の和となる。出力信号はポンプ位相に独立であるが、アィドラは式 (2.7) のようにポンプ位相の関数であるから、出力はポンプ位相の関数となる。等価回路は図 2.3 を変形して図 2.4 で示すことができる。この等価回路をもとにして信号利得と位相を求める。

可変容量は $f_p (= 2f_1)$ で式 (2.11) のように変化しているとする。

$$c = C \cos(2\omega_1 t + \phi_p) \quad (2.11)$$

このとき v なる信号電圧が容量に印加されれば、容量に流入する電流 i は、次のように求められる。

$$v = V_1 \cos(\omega_1 t + \phi_1) \quad (2.12)$$

$$i = \frac{d}{dt}(c \cdot v) \\ = -\frac{\omega_1 C}{2} V_1 \sin(\omega_1 t + \phi_p - \phi_1) \quad (2.13)$$

したがって図 2.4 の端子 B-B' から右側をみたアドミタンス Y_c は

$$Y_c = \frac{j \frac{\omega_1 C}{2} V_1 e^{j(\omega_1 t + \phi_p - \phi_1)}}{V_1 e^{j(\omega_1 t + \phi_p)}} \\ = -\frac{\omega_1 C}{2} e^{j(\phi_p - 2\phi_1 - \frac{\pi}{2})} \\ = -\frac{\omega_1 C}{2} e^{j\Theta}, \quad \Theta = \phi_p - 2\phi_1 - \frac{\pi}{2} \quad (2.14)$$

となる。したがって図 2.5 について電力利得 G 、すなわち電力反射係数 $|I|^2$ を求めるならば、(回路は信号周波数に共振しているとする。)

$$G = |I|^2 = \left| \frac{G_\theta - (G_1 + Y_c)}{G_\theta + (G_1 + Y_c)} \right|^2 \\ = \left| \frac{G_\theta - G_1 + \frac{\omega_1 C}{2} e^{j\Theta}}{G_\theta + G_1 - \frac{\omega_1 C}{2} e^{j\Theta}} \right|^2 \quad (2.15)$$

であって、 $G_\theta \gg G_1$ と仮定できるならば、結局

$$G = \frac{1 + \beta^2 + 2\beta \cos \Theta}{1 + \beta^2 - 2\beta \cos \Theta} \\ \beta = \omega_1 C / 2G_\theta \\ = \frac{G_0 + 1 + (G_0 - 1) \cos \Theta}{G_0 + 1 - (G_0 - 1) \cos \Theta} \quad (2.16) \\ G_0 = G|_{\Theta=0} = \left(\frac{1 + \beta}{1 - \beta} \right)^2$$

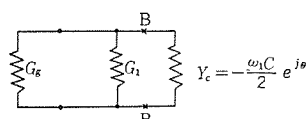


図 2.5 縮退形パラメトリック増幅器の等価回路 (3)
Fig. 2.5 Equivalent circuit of degenerate parametric amplifier (3).

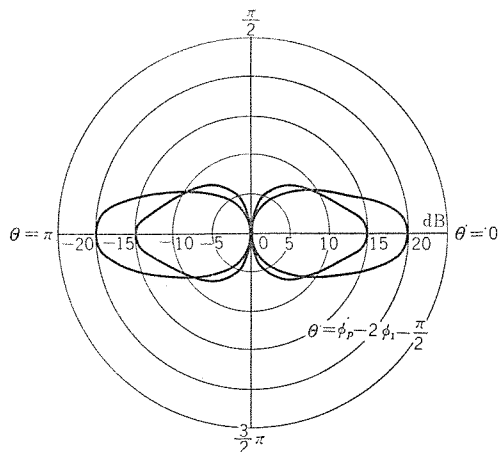


図 2.6 縮退形パラメトリック増幅器の利得の θ 特性
Fig. 2.6 Gain vs θ characteristics of degenerate parametric amplifier.

となる。式 (2.16) を図 2.6 に示す。

次に出力信号の位相とポンプの位相との関係を求める。入力信号に対する出力信号の位相遅れ θ_1 は、基準面を適当にとるならば、電圧反射係数から求められる。

$$\theta = \arg \left(\frac{G_g - G_1 + \frac{\omega_1 C}{2} e^{j\theta}}{G_g + G_1 - \frac{\omega_1 C}{2} e^{j\theta}} \right)^{-1} \quad (2.17)$$

$$\begin{aligned} & \approx \arg \left(\frac{1 - \beta e^{j\theta}}{1 + \beta e^{j\theta}} \right) \quad G_g \gg G_1 \\ & = \tan^{-1} \left(-\frac{2\beta}{1 - \beta^2} \sin \theta \right) \\ & = -\tan^{-1} \left(\frac{G_0 - 1}{2\sqrt{G_0}} \sin \theta \right) \quad (2.18) \end{aligned}$$

式 (2.18) を図 2.7 に示す。

図 2.6 および 2.7 よりポンプ周波数 f_p が信号周波数のちょうど 2 倍のときは、信号の利得および位相はポンプ位相の強い影響を受けることがわかる。

3. パラメトリック増幅器の位相特性

本章では非縮退形パラメトリック増幅器の位相特性を求め、次いで信号およびアイドラ共振器の離調、ポンプ周波数の変動、ならびに温度変化の位相特性に及ぼす影響についても考察する。

3.1 利得および位相の周波数特性

図 2.1 の等価回路について端子 B-B' の電力反射係数すなわち電力利得 G を求めれば、

$$\begin{aligned} G &= \left| \frac{G_g - (Y_1 + Y_1')}{G_g + (Y_1 + Y_1')} \right|^2 \quad (3.1) \\ &= \frac{(G_g - Y_1) Y_2^* + \frac{\omega_1 \omega_2 C^2}{4}}{(G_g + Y_1) Y_2^* - \frac{\omega_1 \omega_2 C^2}{4}} \end{aligned}$$

である。ここに

G_g : 信号外部回路のコンダクタンス

$$Y_1 = G_1 + j\omega_1 C + \frac{1}{j\omega_1 L} = G_1(1 + 2jQ_1\delta_1)$$

$$Y_2 = G_2 + j\omega_2 C + \frac{1}{j\omega_2 L} = G_2(1 - 2jQ_2\delta_2) \quad (3.2a)$$

$$\therefore \omega_1 + \omega_2 = \omega_p$$

であって、 $G_g \gg G_1$ と仮定できるとすれば

$$G_g + Y_1 \approx G_g(1 + 2jQ_1\delta_1) \quad (3.2b)$$

となる。

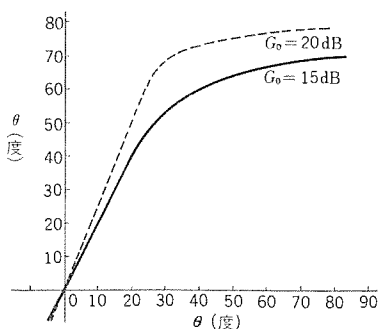


図 2.7 縮退形パラメトリック増幅器の位相の θ 特性
Fig. 2.7 Phase vs θ characteristics of degenerate parametric amplifier.

$$Q_1 = \frac{G_1}{G_0} Q_{01}$$

となる。以上によってさらに計算を進めれば、結局

$$G = \frac{G_0 + \left(\frac{\Delta f_1}{B_1} \right)^2 (1 - \eta)^2 (1 + \sqrt{G_0})^2}{1 + \left(\frac{\Delta f_1}{B_1} \right)^2 (1 + \eta)^2 (1 + \sqrt{G_0})^2} \quad (3.3)$$

を得る。ここに

$$G_0 = \left(\frac{1 + \gamma^2}{1 - \gamma^2} \right)^2,$$

$$\gamma^2 = \frac{\omega_1 \omega_2 C^2}{4G_g G_2} \cdots \text{極大(共振)利得}$$

$$\Delta f_1 = f_1 - f_1', \quad \delta_1 = \frac{\Delta f_1}{f_1'}$$

f_1' : 信号共振器の共振周波数

$B_1 = \frac{f_1'}{Q_1}$: 信号共振器の帯域幅

$\eta = \frac{B_1}{B_2}$, B_2 : アイドラ共振器の帯域幅

である。

信号の位相は電圧反射係数の位相角である。位相の遅れを θ とすれば図 2.1 から、

$$\theta = \arg \left\{ \frac{G_g - (Y_1 + Y_1')}{G_g + (Y_1 + Y_1')} \right\}^{-1} \quad (3.4)$$

$$= \tan^{-1} \frac{4(Q_1\delta_1 + \gamma^2 Q_{02}\delta_2)}{(1 - \gamma^4) - 4(\gamma^2 Q_1 Q_{02}\delta_1\delta_2 + Q_1^2\delta_1^2 - Q_{02}^2\delta_2^2)}$$

を得る。さらに変形して

$$\theta = \tan^{-1} \frac{\left(1 + \frac{\sqrt{G_0} - 1}{\sqrt{G_0} + 1} \eta \right) \frac{\Delta f_1}{B_1}}{\frac{\sqrt{G_0}}{(\sqrt{G_0} + 1)^2} - \frac{\Delta f_1^2}{B_1^2} \eta \left\{ 2 \frac{\sqrt{G_0} - 1}{\sqrt{G_0} + 1} + \left(\frac{1}{\eta} - \eta \right) \right\}} \quad (3.6)$$

を得る。 $\Delta f_1/B_1 \ll (G_0)^{-1/4}$ の範囲では、近似的に

$$\begin{aligned} \theta &\approx \tan^{-1} \left\{ \frac{(\sqrt{G_0} + 1)^2}{\sqrt{G_0}} \left(1 + \frac{\sqrt{G_0} - 1}{\sqrt{G_0} + 1} \eta \right) \frac{\Delta f_1}{B_1} \right\} \quad (3.7) \\ &\approx \frac{(\sqrt{G_0} + 1)^2}{\sqrt{G_0}} \left(1 + \frac{\sqrt{G_0} - 1}{\sqrt{G_0} + 1} \eta \right) \frac{\Delta f_1}{B_1} \end{aligned}$$

と表わせる。式 (3.3) と (3.6) を図 3.1 (a) (b) に示す。

3.2 共振回路の離調及びポンプ周波数変動の位相特性に及ぼす影響

離調およびポンプ周波数の変動によって、共振器のアドミタンスは

$$\frac{Y_1}{G_g} \approx 2jQ_1(\delta_1 - \Delta_1) \quad (3.8a)$$

$$\frac{Y_2^*}{G_2} \approx 1 + 2jQ_{02}(\delta_2 + \Delta_2 - \Delta_p) \quad (3.8b)$$

と変る。ここに

Δ_1 : 信号共振器の共振周波数 f_1' の f_{01} からの偏差

$$\Delta_1 = \Delta f_1/f_{01} \quad \Delta f_1 = f_1' - f_{01}$$

Δ_2 : アイドラ共振器の共振周波数 f_2' の f_{20} からの偏差

$$\Delta_2 = \Delta f_2/f_{02} \quad \Delta f_2 = f_2' - f_{02}$$

Δ_p : ポンプ周波数の偏差

$$\Delta_p = \Delta f_p/f_{0p} \quad \Delta f_p = f_p - f_{0p}$$

である。周波数関係を図 3.2 に示す。式 (3.4) に式 (3.8) を代入して、各偏差を十分小さいと仮定すれば、

$$\theta \approx \tan^{-1} \frac{4}{1 - \gamma^4} \{ Q_1(\delta_1 - \Delta_1) + \gamma^2 Q_{02}(\delta_2 + \Delta_2 - \Delta_p) \} \quad (3.9)$$

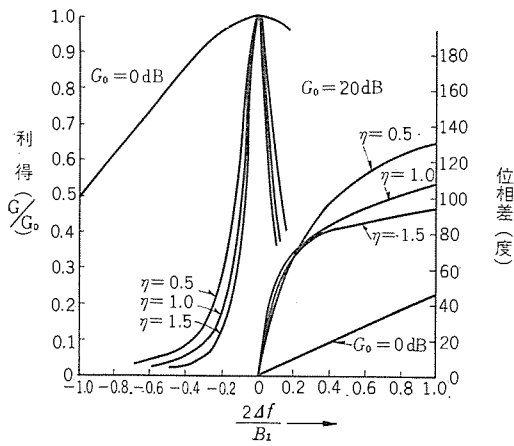


図 3.1 (a) 非縮退形パラメトリック増幅器の利得と位相 ($G_0=20$ dB)

Fig. 3.1 (a) Gain and phase chara. of nondegenerate parametric amplifier ($G_0=20$ dB).

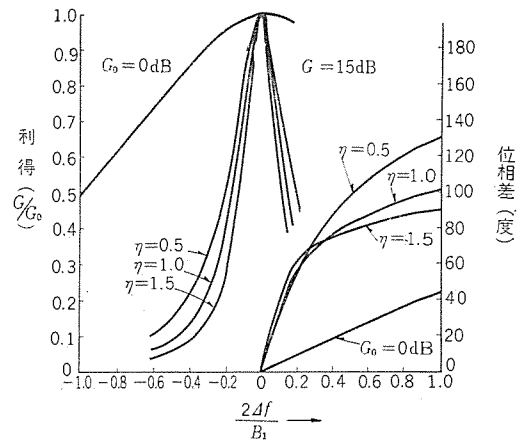


図 3.1 (b) 非縮退形パラメトリック増幅器の利得と位相 ($G_0=15$ dB)

Fig. 3.1 (b) Gain and phase chara. of nondegenerate parametric amplifier ($G_0=15$ dB).

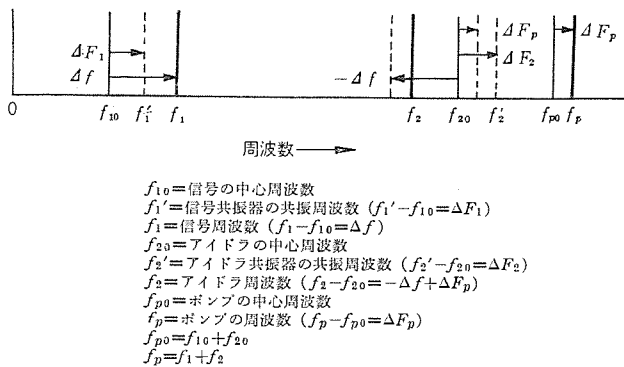


図 3.2 非縮退形パラメトリック増幅器の周波数関係
Fig. 3.2 Frequency relations of nondegenerate parametric amplifier.

を得、さらに

$$\theta \doteq \theta(\Delta f) + \theta(\Delta F_1) + \theta(\Delta F_2) + \theta(\Delta F_p)$$

$$\theta(\Delta f) = \tan^{-1} \frac{(\sqrt{G_0}+1)^2}{\sqrt{G_0}} \left(1 + \frac{\sqrt{G_0}-1}{\sqrt{G_0}+1} \eta\right) \frac{\Delta f_1}{B_1}$$

$$= \tan^{-1} \zeta \quad \dots \dots \dots (3.7)$$

$$\theta(\Delta F_1) \doteq - \frac{(\sqrt{G_0}+1)^2}{\sqrt{G_0}(1+\zeta^2)} \cdot \frac{\Delta F_1}{B_1} \quad \dots \dots \dots (3.10 a)$$

$$\theta(\Delta F_2) \doteq \frac{G_0-1}{\sqrt{G_0}(1+\zeta^2)} \cdot \frac{\Delta F_2}{B_2} \quad \dots \dots \dots (3.10 b)$$

$$\theta(\Delta F_p) \doteq - \frac{G_0-1}{\sqrt{G_0}(1+\zeta^2)} \cdot \frac{\Delta F_p}{B_2} \quad \dots \dots \dots (3.10 c)$$

を得る。

式 (3.3) から増幅帯域幅 B を求めるならば、 $G = \frac{G_0}{2}$ において

$$B = 2\Delta f|_{G=\frac{G_0}{2}} = \frac{2B_1\sqrt{G_0}}{(1+\sqrt{G_0})\sqrt{(1+\eta)^2G_0-2(1-\eta)^2}} \quad \dots \dots \dots (3.11)$$

$$= \frac{2B_2\sqrt{G_0}}{(1+\sqrt{G_0})\sqrt{\left(1+\frac{1}{\eta}\right)^2G_0-2\left(\frac{1}{\eta}-1\right)^2}} \quad \dots \dots \dots (3.12)$$

を得る故、式 (2.11) および (2.12) を式 (2.10) に代入すれば

$$\theta(\Delta F_1) \doteq - \frac{2}{(1+\zeta^2)} \cdot \frac{(1+\sqrt{G_0})}{\sqrt{(1+\eta)^2G_0-2(1-\eta)^2}} \cdot \frac{\Delta F_1}{B} \quad \dots \dots \dots (3.13 a)$$

$$\theta(\Delta F_2) \doteq \frac{2}{(1+\zeta^2)} \cdot \frac{\sqrt{G_0}-1}{\sqrt{\left(1+\frac{1}{\eta}\right)^2G_0-2\left(1-\frac{1}{\eta}\right)^2}} \cdot \frac{\Delta F_2}{B} \quad \dots \dots \dots (3.13 b)$$

$$\theta(\Delta F_p) \doteq - \frac{2}{(1+\zeta^2)} \cdot \frac{\sqrt{G_0}-1}{\sqrt{\left(1+\frac{1}{\eta}\right)^2G_0-2\left(1-\frac{1}{\eta}\right)^2}} \cdot \frac{\Delta F_p}{B} \quad \dots \dots \dots (3.13 c)$$

を得る。同様にして式 (2.7) は

$$\theta(\Delta f) = \tan^{-1} \frac{(\sqrt{G_0}+1) + (\sqrt{G_0}-1)\eta}{\sqrt{(1+\eta)^2G_0-2(1-\eta)^2}} \cdot \frac{2\Delta f}{B} \quad \dots \dots \dots (3.14)$$

となる。式 (3.13 a, b, c) および式 (3.14) を図 3.3 (a) (b) (c) および図 3.4 に示す。

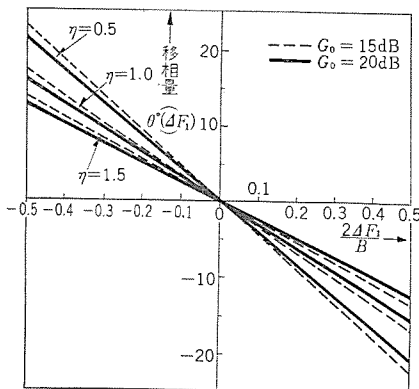


図 3.3 (a) 信号共振器の離調による位相推移
Fig. 3.3 (a) Phase shift due to detuning of signal resonator.

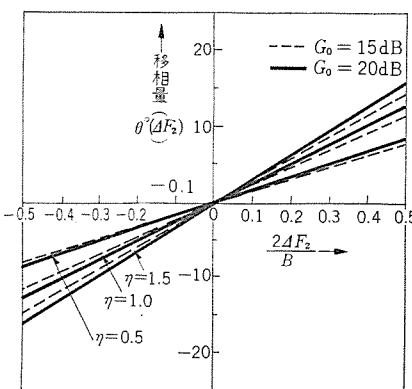


図 3.3 (b) アイドラ共振器の離調による位相推移
Fig. 3.3 (b) Phase shift due to detuning of idler resonator.

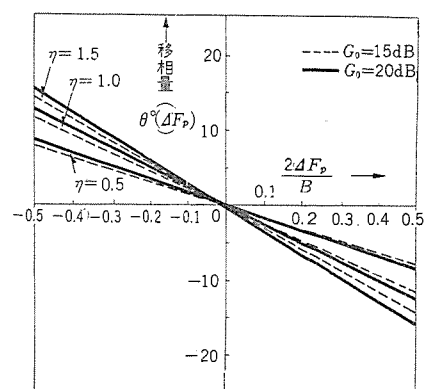


図 3.3 (c) ポンプ周波数の変動による位相推移
Fig. 3.3 (c) Phase shift due to the variation of pumping frequency.

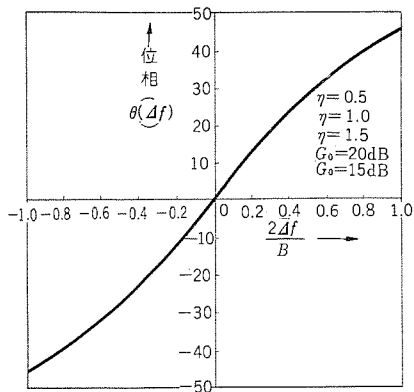


図 3.4 信号周波数の偏移に対する位相特性
Fig. 3.4 Phase shift due to the variation of signal frequency.

3.3 温度変化の位相特性に及ぼす影響

いま共振器に結合している可変容量ダイオードの固定容量成分の温度係数が、共振器の材料の線膨張係数と同一であると仮定すれば、温度変化 ΔT による移相量 $\theta(\Delta T)$ は次のように求められる。

温度変化 ΔT による共振周波数の偏移 ΔF_T は

$$\frac{\Delta F_T}{f_0} = -\alpha \Delta T \quad (3.15)$$

であるから式 (3.9) を参照して整理すれば、

$$\begin{aligned} \theta(\Delta T) &\doteq -\frac{4Q_1\alpha(\gamma^2\xi-1)}{(1-\gamma^4)(1+\xi^2)}\Delta T \\ &= -\frac{Q_1\alpha}{1+\xi^2}\left\{\frac{G_0-1}{\sqrt{G_0}}\xi - \frac{(\sqrt{G_0}+1)^2}{\sqrt{G_0}}\right\}\Delta T \quad (3.16) \end{aligned}$$

を得る。ここに

α : 熱線膨張係数 (黄銅では $1.6 \times 10^{-5}/^\circ\text{C}$)

ξ : Q_{02}/Q_1

である。式 (2.16) を図 3.5 に示す。

3.4 数値例

パラメトリック増幅器の諸元を次のように仮定する。

信号周波数 f_1	4,000 Mc
アイドラ周波数 f_2	13,500 Mc
ポンプ周波数 f_p	17,500 Mc
利得 G_0	20 dB
帯域幅 B	10 Mc

また $B_1=B_2$ すなわち $\eta=1$ に設計する。

式 (3.11 a) から

$$B_1=B_2=110 \text{ Mc}$$

であるから

$$Q_1=36.4$$

$$Q_{02}=123$$

$$\xi=Q_1/Q_{02}=3.37$$

となる。したがって図 3.3 (a) から信号共振器の離調に対して、

$$\theta(\Delta F_1) \doteq -6^\circ/\text{Mc}$$

であり、図 3.3 (b) からアイドラ共振器の離調に対しては

$$\theta(\Delta F_2) \doteq 5^\circ/\text{Mc}$$

であり、ポンプ周波数の変動に対しては

$$\theta(\Delta F_p) \doteq -5^\circ/\text{Mc}$$

である。温度変化に対しては図 3.5 から

$$\theta(\Delta T) = -0.7^\circ/^\circ\text{C}$$

となる。

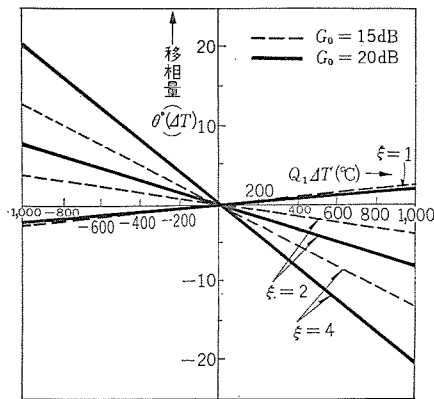


図 3.5 温度変化による位相推移
Fig. 3.5 Phase shift due to temperature variation.

4. 広帯域パラメトリックの位相特性

パラメトリック増幅器の増幅帯域幅は信号および(あるいは)アイドラ回路に適切なサセプタンスをそう入するか、信号あるいはアイドラ共振器を多重共振器にし、回路の周波数特性を平坦にすることにより、増幅帯域幅を広帯域化することができる⁽²⁾。この方法によれば、増幅特性ばかりでなく、位相特性(遅延特性)をも改善できる。

広帯域化の一方法として、アイドラ共振器を 1/4 波長結合の二重共振器

にした場合の位相特性を検討する。等価回路は図 4.1、利得は式 (4.1) で示される。

$$G \doteq \left| \frac{2(1+Y_2^*+Y_2^*Y_2'^*)}{(1+Y_1)(1+Y_2^*+Y_2^*Y_2'^*) - \gamma^2} \right|^2 \quad (4.1)$$

ここに

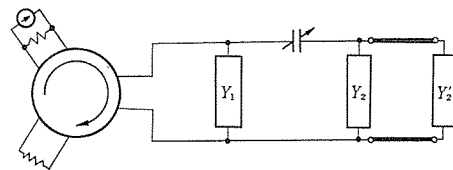


図 4.1 広帯域パラメトリック増幅器の等価回路
Fig. 4.1 Equivalent circuit of broad band parametric amplifier.

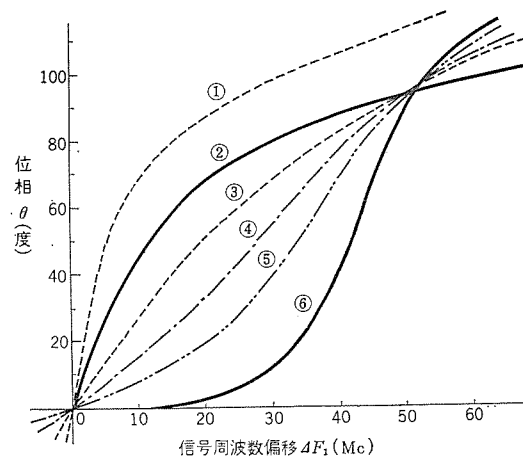


図 4.2 (a) 広帯域パラメトリック増幅器の位相特性
Fig. 4.2 (a) Phase characteristics of broad band parametric amplifier.

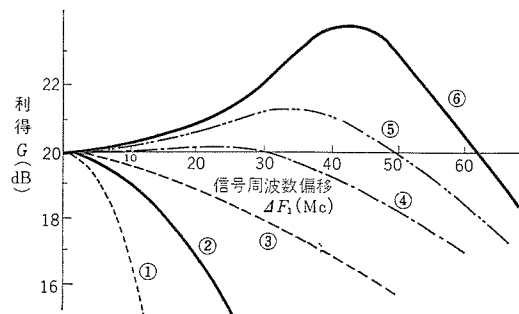


図 4.2 (b) 広帯域パラメトリック増幅器の増幅特性
Fig. 4.2 (b) Gain characteristics of broad band parametric amplifier.

	Q_1	B_1	Q_2	B_2	Q_2'	B_2'
①	40	100 Mc	130	100 Mc	0	∞
②	20	200 Mc	65	200 Mc	0	∞
③	20	200 Mc	65	200 Mc	65	200 Mc
④	10	400 Mc	65	200 Mc	65	200 Mc
⑤	5	800 Mc	65	200 Mc	65	200 Mc
⑥	0	∞	65	200 Mc	65	200 Mc

$$Y_2'^* = j2Q_2'\delta_2 \quad (\quad \quad \quad // \quad \quad \quad // \quad \quad \quad)$$

$$\approx \tan^{-1} \frac{2Q_1\delta_1 + 2(Q_2 - Q_2')\delta_2}{1 - 4O_1(O_1' - O_1)\delta_1\delta_2 - \gamma^2(1 + 4O_1O_1'\delta_1^2)} \dots (4.2)$$

アイドラ 周波数 13,000 Mc

5. 検 討

(865) 27

300 keV 中性子発生装置

三菱原子力工業株式会社研究所 小倉成美*・近藤達夫**・隼田公彦**・迎正弘**
今村元***・藤田彪太****・井上功一****・横田寧博****
三菱電機株式会社研究所 後藤正之†・秋葉稔光††・永井昭夫††

300keV Cockcroft-Walton type Neutron Generator

Mitsubishi Atomic Power Industries, Incorporated. Research Laboratory

Shigeyoshi OGURA・Tatsuo KONDŌ

Mitsubishi Atomic Power Industries, Incorporated. Itami Branch

Kimihiko HAYATA・Masahiro MUKAE

Mitsubishi Electric Manufacturing Co. Research Laboratory

Gen IMAMURA・Hyōta FUJITA

Kōichi INOUE・Yasuhiro YOKOTA

Masayuki GOTŌ・Toshimitsu AKIBA

Akio NAGAI

The machine reported herein is a Cockcroft Walton type particle accelerator designed and manufactured as a neutron source for the subcritical facility with a light-water moderator. It is installed in the Engineering and Research Laboratory of Mitsubishi Atomic Power Industries, Incorporated. The design features of this machine cover: the maximum accelerating voltage of 300 kV, the neutron yield of more than 10^{10} n/s with pulsed operations at either a light-water moderator or a graphite pedestal by means of D-D and D-T reactions. Experimental results obtained up-to-date have revealed that the maximum accelerating voltage is 350 kV and the neutron yield has a potentiality of more than 10^{10} n/s.

1. ま え が き

原子炉物理実験、その他中性子を用いた実験が近年次第に多くなってきているが、この装置はこのほど三菱原子力工業株式会社研究所に設置された中性子発生装置である。

この装置は Cockcroft・Walton 形加速装置で、原子炉の設計、開発研究に必要な軽水減速形臨界未満実験装置の中性子源として試作したものである。入力周波数は 800 c/s、整流器としては Se 整流器を使用し、最高加速電圧は 300 kV、中性子の発生量としては 10^{10} n/s 以上を目標として設計した。中性子を発生する反応としては $^3\text{H}(d,n)^3\text{He}$ 、 $^3\text{H}(d,n)^4\text{He}$ すなわち D-D 反応と D-T 反応を主として考えた。

この装置の特長はパルス状の中性子が得られることと増倍、非増倍系中に中性子を発生させることである。すなわち、一般に中性子源として使用されている放射性同位元素、たとえば Ra-Be などに比較して中性子の出力が大きく、中性子束の過渡特性を測定できることである。

現在までに得られた実験では最高加速電圧 350 kV であり、中性子の発生量も 10^{10} n/s が得られる可能性を持つことが判明したので、原理、構成、動作特性などの概要について報告する。

2. 原 理

2.1 エネルギーの選択

中性子を発生させる方法はいろいろ考えられるが、放射性同位元素を使用せず、加速装置により荷電粒子を加速し、ターゲットに

表 2.1 中性子発生例

反 応	全反応断面積 (加速電圧 MV)	中性子エネルギー (MeV)
$^3\text{T}(d,n)^4\text{He}$	5 (0.110)	14.1
$^2\text{D}(d,n)^3\text{He}$	0.1 (2)	2.45
$^{12}\text{C}(d,n)^{13}\text{N}$	0.05 (2)	~2.76
$^7\text{Li}(p,n)^7\text{Be}$	0.6 (2.4)	0.27~1.5
$^3\text{T}(p,n)^3\text{He}$	0.5 (3)	0.6~4
$^8\text{Be}(\alpha,n)^{12}\text{C}$	0.03 (3)	7.7~10.6
$^{12}\text{C}(\alpha,n)^{15}\text{O}$	0.03 (3.4)	4.3~5.6

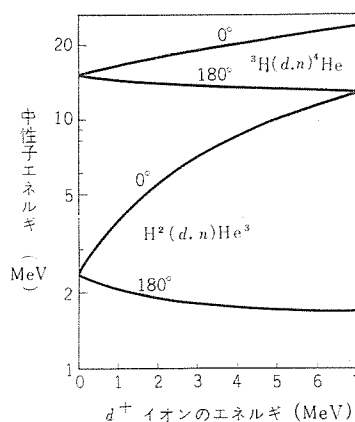


図 2.1 発生する中性子のエネルギーの角度分布 (0 度および 180 度の値)

Fig. 2.1 Angular distribution of emitted neutron energy (0° and 180°).

衝突させて中性子を発生させる核反応の種類は (d,n) 反応、 (p,n) 反応、 (α,n) 反応、 (γ,n) 反応などがある。これらの代表的なものとしては表 2.1 に示すようなものがある。

この装置の目的はできるだけ取扱いが簡単で多量の中性子を発生させ、しかもパルス運転が可能なことであるから、 (d,n) の発熱反応、そのうちでもっともよく使用されている $^3\text{H}(d,n)^3\text{He}$ と $^3\text{H}(d,n)^4\text{He}$ との反応を採用することにした。

$^3\text{H}(d,n)^3\text{He}$ 反応は重陽子のエネルギーが 10 MeV までは発生する中性子エネルギーは 2.45 MeV で図 2.1 に示すように入射イオン方向とそれと 180 度の角度方向における中性子のエネルギーが異なるが、中性子発生全断面積は低いエネルギーから存在している。

$^3\text{H}(d,n)^4\text{He}$ 反応は重陽子のエネルギーが 110 keV のところに全反応断面積の山があり、図 2.1 に示すように入射イオン方向とそれと 180 度の角度方向における中性子エネルギーの差は前者より小さいが、発生する中性子のエネルギーは前者より大きく 14.1 MeV である。この両方の反応を利用するには 300 keV 程度の重陽子をターゲットに衝突させ、ターゲット表面の汚れなどによる中性子発生

量の減衰をできるだけ避けられるようにした。一方ターゲットとしては薄ターゲットと厚ターゲットが使用できるように考慮した。

2.2 コッククロフト・ワルトン形直流高圧発生装置

加速管に電圧を印加して、重陽子を加速するための高電圧は電流容量を大きくとれるコッククロフト・ワルトン形で直流電圧として300 kVを設計値とした。この装置についてはすでに解説書があるので詳細は省略する。

この装置の基本回路は図2.2に示すとおりである。いま負荷電流 I_g 、電源周波数 f 、コンデンサ段数 N 、その容量を C 、変圧器出力電圧を U_0 とすれば、コッククロフト・ワルトン形加速装置の出力電圧 U は式(2.1)、脈動電圧 δU は式(2.2)でそれぞれ簡単に与えられる。

$$U = 2NU_0 - \frac{I_g}{12fC}(8N^3 + 9N^2 + N) \quad (2.1)$$

$$\delta U = \pm \frac{I_g}{4fC}N(N+1) \quad (2.2)$$

一方、整流器のインピーダンス $\bar{R}$ 、変圧器の二次側インピーダンス R_t 、浮遊容量 C_s とすれば直流側コンデンサの各段の実効電圧降下 δU_{en} および全電圧降下 ΔU_G は式(2.3)および(2.4)で与えられる。

$$\delta U_{en} = \frac{I_g}{Cf} \left(N^2 + \frac{N}{2} - n^2 - n \right) \quad (2.3)$$

$$\Delta U_G = \sum_{n=1}^N \frac{\delta U_{en}}{2} \sqrt{1 + \frac{9\alpha_{en}^2 U_0}{4\delta U_{en}}} \quad (2.4)$$

$$\text{ここで } \alpha_{en} = 2\pi f C (NR_t + \bar{R}) \left(N^2 + \frac{N}{2} - n^2 + n \right)$$

また、交流側のコンデンサの各段の実効電圧降下 δU_{en}^* および全電圧降下 ΔU_S は式(2.5)および(2.6)で与えられる。

$$\delta U_{en}^* = \frac{I_g}{Cf} \left(N^2 - \frac{N}{2} - n^2 + n \right) \quad (2.5)$$

$$\Delta U_S = \sum_{n=1}^N \frac{\delta U_{en}^*}{2} \sqrt{1 + \frac{9\alpha_{en}^* U_0}{4\delta U_{en}^*}} \quad (2.6)$$

$$\text{ここで } \alpha_{en}^* = \frac{2\pi f C (NR_t + \bar{R})}{N^2 - \frac{N}{2} - n^2 + n}$$

式(2.3)より式(2.6)を考慮すると、出力電圧降下 ΔU は式(2.7)、出力電圧 U_g は式(2.8)で与えられる。

$$\Delta U = \Delta U_G + \Delta U_S \quad (2.7)$$

$$U_g = (2NU_0 - \Delta U)F \quad (2.8)$$

ここで F は浮遊容量による係数で、式(2.9)で求められる。

$$F = \frac{b}{2N} \tanh \frac{2N}{b} \quad (2.9)$$

$$\text{ただし } b = 2N = 2N\sqrt{\frac{C_s}{C}}$$

上述のことから、明らかなようにコンデンサ容量および電源周波数を増加すれば電圧変動および脈動も小さくすることができる。

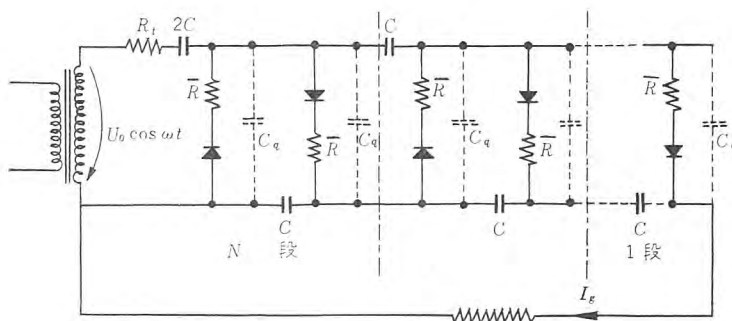


図 2.2 コッククロフト・ワルトン形整流回路
Fig. 2.2 Cockcroft-Walton type circuit diagram.

2.3 ビームの加速収束

臨界未満実験装置用の中性子発生装置としては、加速された重陽子を有効にターゲットにあてる必要がある。加速管およびエクステンション系を通じてのビームの収束の問題がもっとも重要である。全系の収束は図2.3に示した方式で設計した。加速管は同軸同径円筒形静電レンズの収束作用を用いて、偏向電磁石の出口にビームを収束させる。エクステンション系においては1組の四極電磁石を用いて、ターゲットに収束された重陽子ビームをあてる方式をとった。

加速管の各ギャップを形成する同軸円筒形レンズは、加速電位の比が3以下ではイオン光学の弱レンズ近似であらわすことができる。⁽¹⁾ 両電極の電位を ϕ_1, ϕ_2 とし $r = \phi_2/\phi_1$ とおくと(図2.4)

$$\frac{1}{f_0} = \frac{D}{F_0} = -\frac{3\sqrt{2}}{8b} (r)^{\frac{1}{4}} \left(\frac{r-1}{r+1} \right)^2 \quad (2.10)$$

$$\frac{1}{f_i} = \frac{D}{F_i} = \frac{3\sqrt{2}}{8b} (r)^{-\frac{1}{4}} \left(\frac{r-1}{r+1} \right)^2 \quad (2.11)$$

$$b = 0.730 + 0.530 (S/D)^2 \quad (2.12)$$

ここで S はギャップ間隔、 D は有効直径である。

このレンズは厚レンズであり物点側主面 H_0 と像点側主面 H_i が存在し、その位置はギャップの中心から軸上

$$h_0 = \frac{H_0}{D} = -0.760 \left(\frac{r+1}{r-1} \right) + 0.190 \quad (2.13)$$

$$h_i = \frac{H_i}{D} = -0.760 \left(\frac{r+1}{r-1} \right) - 0.190 \quad (2.14)$$

であたえられる。式(2.10)、(2.11)であたえられる F_0 と F_i はそれぞれ H_0, H_i からの焦点距離である。 f_0, f_i, h_0, h_i はす

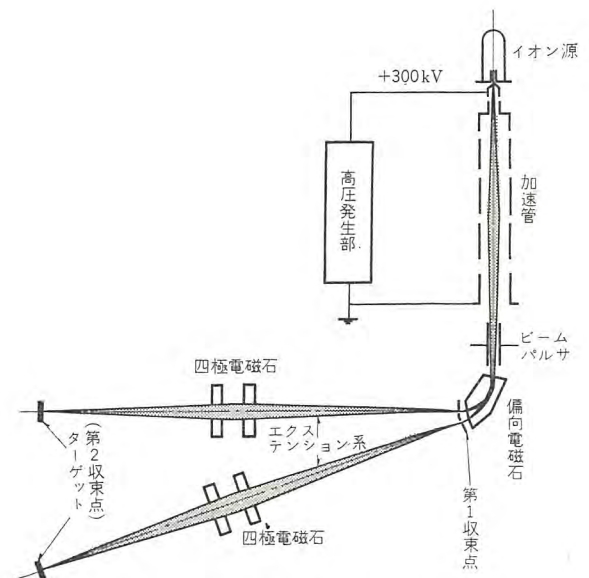


図 2.3 全系のビーム収束
Fig. 2.3 Focusing devices of the whole system.

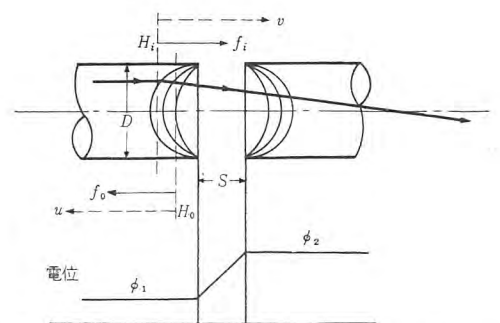


図 2.4 同軸同径円筒形加速管のレンズ作用と同筒面上電位分布 (ϕ_1, ϕ_2 は加速電位)
Fig. 2.4 Lens action of coaxial cylinder tubes and the potential distribution.

べて有効直径 D で規格化した量である。各主面からの物点と像点の位置をそれぞれ u, v とすれば、近軸光線では

$$-\frac{f_0}{u} + \frac{f_i}{v} = 1 \dots\dots\dots (2.15)$$

であたえられる。

イオン源の引出しギャップ、それにつづく収束ギャップでは加速電位の比 r が一般に 3 以上であり、上にのべた弱レンズの近似は用いられないが、境界条件を入れてラプラスの方程式の数値解を求め、軌道追跡法によって主面の位置と焦点距離を算出する方法をとった。

偏向電磁石を出たビームを数メートルはなれたターゲットに収束させるためにはよく知られている四極電磁石が好都合と考えられたので、これを用いることとした。また偏向電磁石はビームの入射口、出口に角度 χ_m を設けて、その収束性を除去あるいは調節する方針ですすめた。以上の収束系についての具体的な設計は次節で個々にとりあげる。

3. 装置の構成

300 keV コッククロフト・ワルトン形中性子発生装置は、次のもので構成されている。図 3.1 はそのブロック図、図 3.2 は装置主要部全系の写真である。

- 1 高電圧発生部； 2 イオン源； 3 加速部； 4 ビームパルス； 5 偏向収束系； 6 ターゲット； 7 排気装置； 8 制御装置。

3.1 高電圧発生部

加速管に電圧を印加し、重陽子を加速するための高電圧を発生させるもので、イオン源用電源およびイオン源用制御装置がこの装置に組込まれている。

主要設計仕様は下記のとおりである。

定格電圧	300 kV
定格電流	1 mA
電圧脈動率	0.5%/mA
電源周波数	800 c/s
整流器	セレン整流器
コンデンサ段数	4 段

従来整流器として整流管が用いられてきたが、整流管の寿命、ヒータの加熱方式などに難点が多いためセレン整流器を使用した。しかし、セレン整流器は周波数特性が悪く、電源周波数は 1 kc 以下に限られる。上記性能を満足させるのに高周波電源を使用すれば、それだけコンデンサが小さくて済む。これらに留意して電源周波数は使用可能の上限ともいえる 800 c/s を選んだ。図 3.3 は全体の概略結線図である。

セレン整流器、コンデンサ、および電圧測定用の抵抗は、すべて油中で使用した。そして温度変化による油の膨脹を考慮して、充填容器を設けて密封形として劣化を防止した。

高圧電極は、縦 2,700 mm、横 1,900 mm、高さ 1,280 mm の直方体を上下に 2 分割したもので、アルミ材を使用した。この中には、イオン源用電源、電力供給用磁石発電機、およびイオン源用制御装置などが納まっている。これらは約 1 t の重量があり、これをセレン整流器、コンデンサ、および抵抗などの 6 本の柱で支えなければならない。このため、この重量が上部にかかった時、0.1 g の横振動に耐えるように設計製作した。

電圧測定法として、高圧電極と大地間に高抵抗器を設置して、

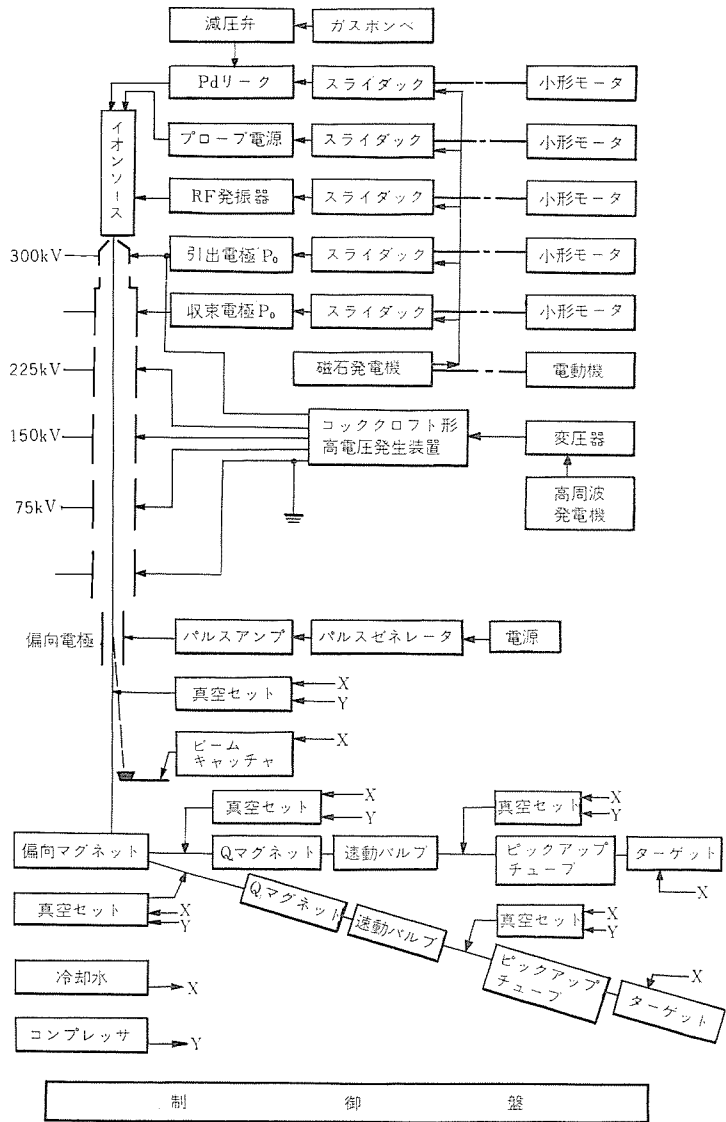


図 3.1 中性子発生装置のブロック図
Fig. 3.1 Block diagram of neutron generator.

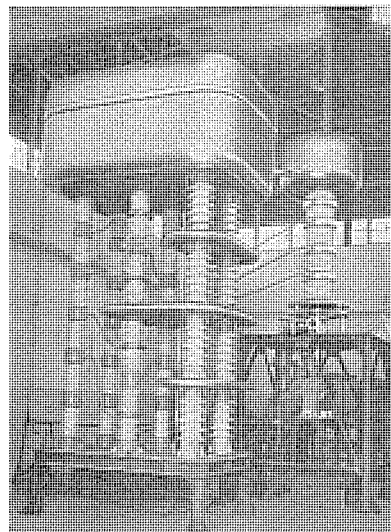


図 3.2 全装置の外観
Fig. 3.2 Side view of the whole system.

これに流れる電流値により電圧値を推定して使用する一般の方法を取った。このような方法では、測定回路に交流側のコンデンサに流れる交流によって誘導電流を生じ、脈動電流の測定には不適当であるが、この誘導を避けるために抵抗器をシールドすることは、

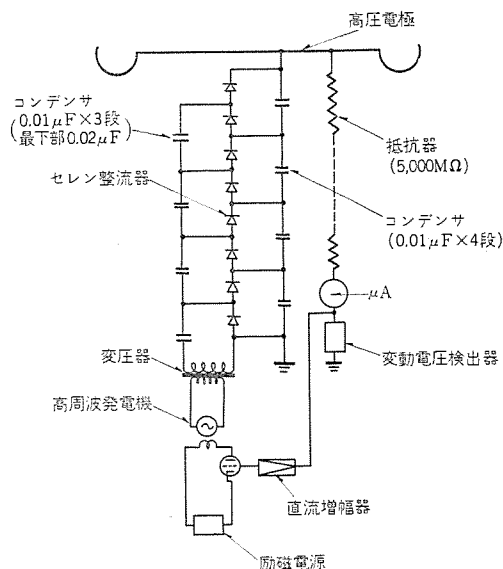


図 3.3 高電圧発生部のブロック図
Fig. 3.3 Circuit diagram of high voltage generator.

高電圧が印加されるので困難である。実際の運転には、直流電圧のみを測定すれば十分であり、脈動電流は一度適当な方法で測定しておけばよいものである。高抵抗器としては、500 MΩ の抵抗 10 個をシリーズに結合した 5,000 MΩ の抵抗を使用した。

なお、この設計に当って、無負荷時の異常電圧上昇および放電破壊に対して安全であるよう留意した。

3.2 イオン源

現在までに利用されてきたイオン源を大別すると、次の3種類のものがある。

- 1 低圧アーク放電形（熱陰極放電形）
- 2 P. I. G. 放電形
- 3 高周波放電形（R. F. 放電形）

これらについては、いろいろの文献で詳しく述べられている。この装置には、その安定度が良好で、装置が簡単で小形である高周波放電形を使用した。これは重水素を放電管に導びき、高周波電界を印加してプラズマ放電を起させ、電圧を印加して重陽子を取り出すものである。

イオン源の主要仕様は下記のとおりである。

フロー電圧	5 kV _{max}
高周波	30 Mc 300 W _{max}
結合方式	容量結合
重水素流量	30 cc/h _{max}
放電管	パイレックス・ガラス 44 mmφ×150 mm
カソード	アルミニウム (2 mmφ×11 mm)
イオン・ビーム電流	500 μA

イオン源の操作はすべて制御盤から遠隔操作できるようにした。

図 3.4 は加速管の上部電極内のイオン源部の写真である。

3.3 加速管

加速管の概略の構成を図 3.5 にしめた。加速ギャップを上から順に引出し・収束・第1・第2・第3・第4加速ギャップとよぶ。加速管の直径はイオン光学的な有効直径として収束ギャップ 40 mm、第1～第4ギャップ 80 mm ととりその間隔はギャップの半分にとった。第1～第4ギャップについては 2.3 節にのべた弱レンズの計算が適用でき、引出し・収束ギャップについては強レンズあるいは近軸でないレンズとして取扱う必要がある。全加速ギャップの収束の調節は引出し電極および収束電極の電圧を可変にすることに

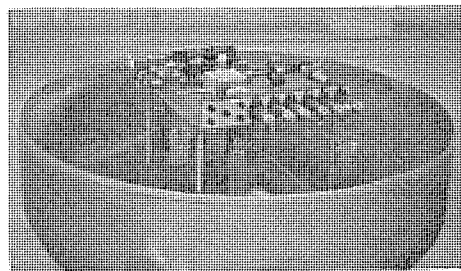


図 3.4 イオン源部
Fig. 3.4 Ion source.

よって行なった。

(1) 加速ギャップのレンズ作用

加速電極にあたる電圧は高電圧発生部の各中間段からとってそれぞれイオン源フローから見て 85, 160, 235, 310 kV となっている（イオン源フローは高電圧電極に対し -10 kV）。2.3 節の式 (2.10)～(2.14) を用いて各ギャップについてのレンズ諸量を計算すると表 3.1 のようになる。

ビームの収束点を偏向電磁石の出口付近におくためには、加速レンズ系の像点は第4ギャップ中心より 1,200～2,400 mm の位置である必要がある。この3レンズ系を組合せてそのような像点を生ずる物点の位置を計算すると、図 3.6 のようになり第2ギャップから 2,100～1,320 mm を得る。

(2) 引出しギャップ、収束ギャップおよび第1加速ギャップの収束引出し・収束ギャップの振舞については、別紙で報告している⁽²⁾

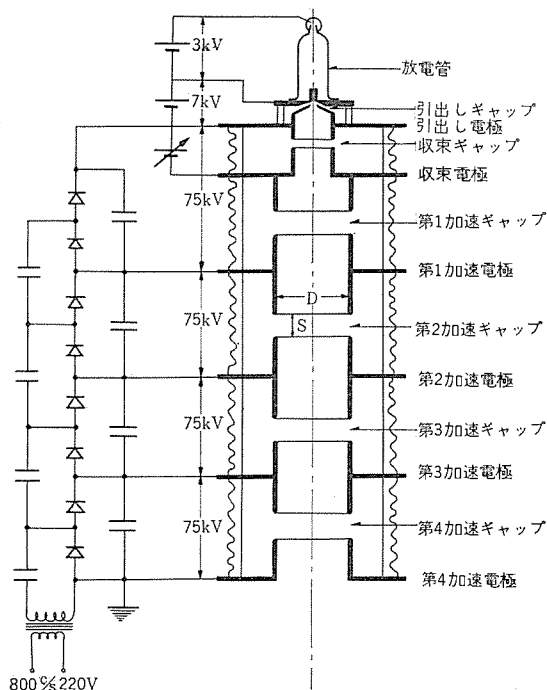


図 3.5 加速管の構成および電圧配分
Fig. 3.5 Construction of accelerating tubes.

表 3.1 第2～第4加速ギャップのレンズ諸量

加速 ギャップ No.	ギャップを構成する電極電位			レ ン ズ 諸 量*			
	加速電位 (kV)		加速電位の比 r	物 点 側		像 点 側	
	第1電極	第2電極		焦点 f_0	主面 h_0	焦点 f_i	主面 h_i
2	85	160	1.882	-14.82	-2.29	20.33	-2.67
3	160	235	1.469	-40.97	-3.81	49.65	-4.19
4	235	310	1.319	-80.28	-5.33	92.20	-5.71

* 円筒の有効直径 D で規格化した値

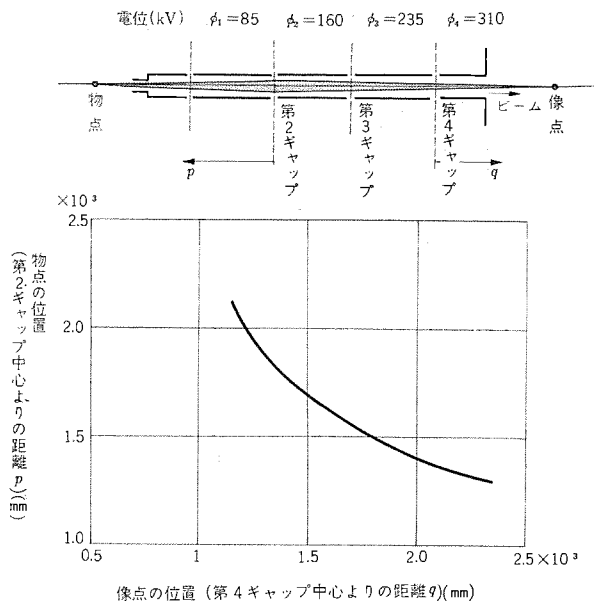


図 3.6 第2～第4加速ギャップのレンズ作用
Fig. 3.6 Lens action of 2nd~4th accelerating gap.

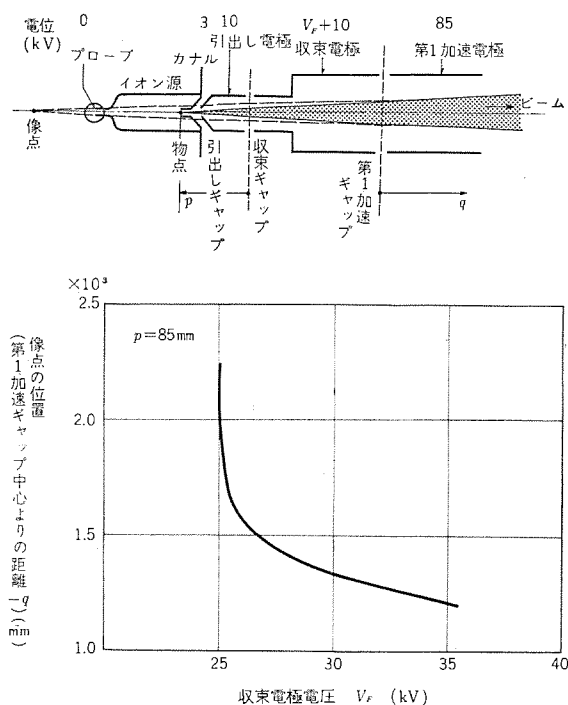


図 3.7 収束ギャップ、第1加速ギャップのレンズ作用
Fig. 3.7 Lens action of focus-and 1st-gap.

ので省略する。われわれはその計算ならびに実験結果を用いてレンズ作用を検討、設計した。見かけ上の物点がカナル入口付近にあるものと仮定し、第1加速電極の電圧をパラメータとしてレンズ作用をしらべた。第1加速ギャップについては $r < 3$ であり一応弱レンズ近似が使えるが、収束ギャップは $r > 3$ となるので、2.3節にのべた軌道追跡数値計算の結果を用いた。両ギャップのレンズ諸量は表3.2のようになり、その組合せ系としての像点は図3.7のようになる。

(3) 300 keV の加速重陽子の収束

図3.6および図3.7を総合して全レンズ系の収束作用を知ることができる。その結果を図3.8に示した。すなわち収束電極電圧を25～31 kVの範囲に変えることにより、1,200～2,400 mmの位置に重陽子ビームの焦点を得ることができる。

以上の計算ではイオン源のフロー・カナル間電圧3 kV、カナル・

表 3.2 収束ギャップと第1加速ギャップのレンズ諸量

V_F (kV)	収束ギャップ**				第1加速ギャップ			
	$-f_0$	$-h_0$	f_i	$-h_i$	$-f_0$	$-h_0$	f_i	$-h_i$
25	3.239	1.349	6.250	1.819	6.248	1.634	11.69	2.014
25.5	3.160	1.335	6.150	1.805	7.746	1.660	11.99	2.040
26	3.095	1.325	6.050	1.790	7.937	1.687	12.29	2.067
26.5	3.030	1.310	5.950	1.780	8.261	1.714	12.60	2.094
27	2.970	1.295	5.850	1.770	8.532	1.742	12.93	2.122
27.5	2.910	1.285	5.750	1.760	8.814	1.770	13.27	2.150
28	2.860	1.275	5.650	1.750	9.106	1.799	13.62	2.179
28.5	2.805	1.265	5.550	1.740	9.410	1.828	13.98	2.208
29	2.750	1.255	5.460	1.730	9.723	1.859	14.35	2.239
29.5	2.705	1.245	5.380	1.720	10.05	1.890	14.74	2.270
30	2.645	1.239	5.290	1.720	10.39	1.921	15.15	2.301
35	2.230	1.162	4.690	1.640	14.65	2.280	20.13	2.660

* 円筒の有効直径 D で規格化した値
** 軌道追跡結果の数値計算による

引出し電極間電圧7 kVとした。のちにのべるようにこの値は実際の最適動作条件に近い。

実際の加速管の構成は各電極間の絶縁を十分よくすること、上記レンズ計算結果をよく適用できることを考慮して、表面仕上げ、工作精度および組立精度を上げるよう努力した。電極はステンレス鋼円筒を用い、よく仕上げたガイシを絶縁物として組立て、とくに中心軸精度は0.1 mm以下になるよう組立てた。また各ギャップの周囲にシールド電極を設け、放電などによって加速管内壁のよごれることを防止した。図3.9に加速管の外観を示した。

3.4 ビームパルサ

加速管で加速された重陽子をパルス化するものである。ビームのパルス化は、イオン源部でも行なうことができるが、装置全体が大

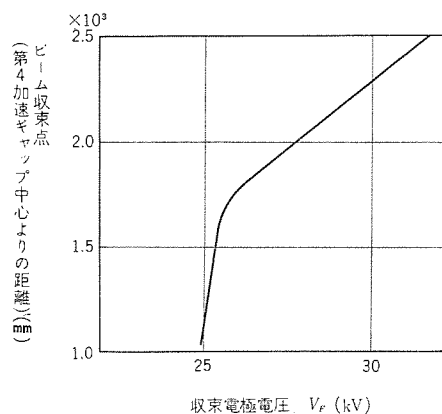


図 3.8 300 KeV 重陽子ビームの収束点
Fig. 3.8 Focus point of 300 keV deuteron.

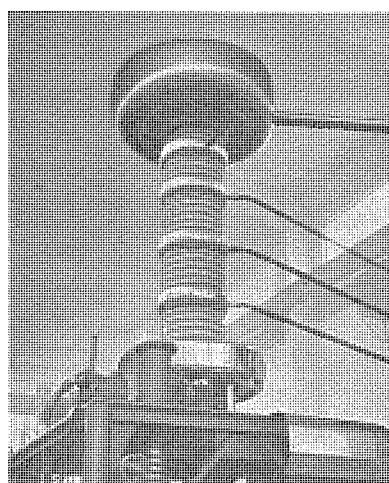


図 3.9 組立を終った加速管部
Fig. 3.9 Accelerating tube.

形になるため、加速管の出口に2枚の平行なビーム偏向電極を設置し、この電極間にパルス電圧を印加してビームを偏向させ、偏向されないで直進したビームをパルス・ビームとして利用する方法をとった。

電極の長さは330 mm、電極間距離は40 mmで、SVS27を使用した。

300 keVに加速されたビームは、偏倚電圧を7 kV印加したとき、偏向電極の中心から430 mm遠方の位置で約30 mm偏位する。

パルスの主要仕様は下記のとおりである。

パルス幅 1~500 μ s

パルス繰返し数 100~10,000 c/s

このパルス・ビームを得るには、偏向電極に逆性のパルス電圧を印加しなければならないので、duty ratioの非常に大きいパルス増幅器が必要となり、非常に困難である。これを避けるために、偏向電極に常時パルス高の電圧を印加しておき、パルスの入った時に偏向電極間にかかる電圧が0となるようにした。常時はビームは偏向されているが、パルスが入ったときに、ビームは偏向されないで直進してパルス・ビームとなって出てゆくのである。

偏向されたビームは、ビーム・キャッチャで受けてビーム電流のモニタとしても使用できるようにした。ビーム・キャッチャの位置は偏向電極の中心から430 mm下方にあって、加速管の中心線に対して垂直方向に、前方10 mm、後方20 mmの間で任意の位置に設置できるようにした。

ビーム・キャッチャのターゲットの部分は、偏向ビームを受けて熱を発生し、その温度が上昇するため強制水冷を行なっている。

このビーム・キャッチャのターゲットに重陽子が当たったときにも中性子が発生するので、これをシャハイするためにビーム・キャッチャのまわりをパラフィンでおおってバックグラウンドを少なくするようにした。

3.5 偏向収束系

偏向収束系の構成は加速管で垂直下方に加速されてきた加速粒子を偏向角90度と105度の2方向に偏向するための偏向電磁石と、この電磁石で偏向されてきた粒子をターゲットの位置に収束させるための四極電磁石のレンズ対とからなっている。

(1) 偏向電磁石

この偏向電磁石に入射する粒子は300 keVに加速された重陽子流であるから、その粒子のもつ運動量 $H\rho$ は $H\rho=11.244\times 10^4$ (gauss $\cdot$ cm)である。この粒子を曲率半径 $\rho=20$ cmで90度偏向させ、 $\rho=22.8$ cmで105度偏向させる。したがって、この電磁石で磁界の強さ H が $H=5,622$ エルステッドの様な磁界を作てやらなくてはならない。そのためには磁極間隔を30 mmとし、コイルの巻数を1,600ターンとして電磁石の励磁電流を10 A程度流せばよい。

つぎに荷電粒子が磁界の中に入射し、磁界中から外に射出した場合に受ける収束作用についてべる。この作用の大きさは粒子が磁界端に対して、いかなる角度で入射し、いかなる角度で射出したかによって異なる。さらに粒子が偏向を受ける面内での作用と、その面に垂直な方向に受ける作用とでもいじりしく異なる。したがって、この複雑な電磁石の周縁における収束を考慮しないですむような電磁石の構造がえられれば、粒子の収束のありさまは加速管の収束作用と、つぎにのべる四極電磁石のレンズ対の収束作用だけで論じられるために問題はかなり簡素化される。そのために磁石の粒子に対する入射端と出口端に回転シムをとりつけ、

偏向電磁石が粒子に対してもつ収束作用を小さくするような調整機構を考えている。この偏向電磁石は焦点距離の長い薄いレンズとみなして、粒子に対する収束作用の考慮から院いてしまう。

以上のべてきたようにこの電磁石は収束作用をもたないで、粒子を偏向させると同時に、高い分解能で粒子のエネルギーも分析することができるので分析電磁石としてもその機能をもっている。さらに偏向角が90度、105度の2方向に粒子を分岐させるのでスイッチングの電磁石としても使用されている。

この電磁石の励磁電流はトランジスタ化された定電流直流電源から供給されており、電流10 Aのときに 5×10^{-5} 以内の電流安定度をもっている。この偏向電磁石の写真を図3.10に示す。

(2) 四極電磁石

偏向電磁石で偏向され、エネルギーを分別された粒子をターゲットの位置に効率よく導びくためには、なにがしかのイオン光学的なレンズを入れなくてはならない。そのレンズとして強収束の原理による四極電磁石のレンズ対を使用する。

はじめにこのレンズの動作原理をかんたんにふれておく。粒子の進行方向に x 軸をとり、これに垂直な面内に y 軸 z 軸をとって磁石の断面が図3.11のように $y-z$ 面内で直角双曲線になるような磁石を考える。このような磁石の作る磁界は

$$H_x=0, H_y=kz, H_z=ky \quad (k=\text{定数}) \cdots \cdots (3.1)$$

で与えられる。 x 軸方向に長さ l をもったこのような磁石を二つ、間隔 s だけへだてて、しかも二つの磁石の間で磁極の極性SNSNをずらしてNSNSとして配置すれば、粒子に対して収束作用をもたせることができる。粒子がはじめて入射する磁石を第1の磁石とし他の磁石を第2の磁石とすれば、粒子に対する運動方程式から、 $0\leq x\leq l$ の範囲では

$$\begin{cases} \frac{d^2y}{dx^2} = -K_1y \\ \frac{d^2z}{dx^2} = K_1z \end{cases} \cdots \cdots (3.2)$$

$l+s\leq x\leq 2l+s$ の範囲では

$$\begin{cases} \frac{d^2y}{dx^2} = K_2y \\ \frac{d^2z}{dx^2} = -K_2z \end{cases} \cdots \cdots (3.3)$$

そのほかの x の範囲では

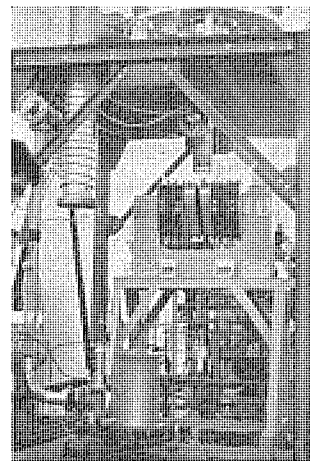


図 3.10 偏向電磁石
Fig. 3.10 Analyzer magnet.

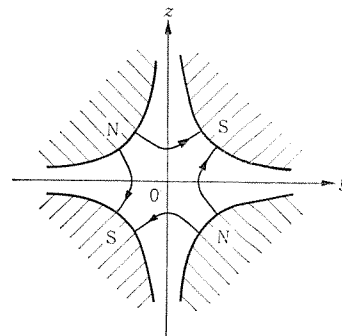


図 3.11 四極電磁石断面
Fig. 3.11 Gross-section of quadrupole magnet.

$$\frac{d^2y}{dx^2} = \frac{d^2z}{dx^2} = 0 \quad \dots\dots\dots (3.4)$$

が導かれる。ここで $K_i = k_i/H\rho$ ($i=1,2$)であり、四極電磁石のイオン光学的なみで大切な量である。これらの式をみてわかることは、 x - y 面内での粒子の軌道は第1の電磁石の中では収束され、第2の電磁石の中では発散されていることであり、 x - z 面内でのそれは第1の電磁石中で発散を、第2の電磁石中で収束を受けていることである。ここで第1電磁石と第2電磁石の磁界の強さをそれぞれ適当にえらんでやることにより、収束と発散との組合せで収束を、発散と収束の組合せでも収束をうることができよう。この様子を図 3.12 に示してある。一般に x - y 面上または x - z 面上にない点から入射した粒子に対してはその軌道の両面への射影が上にのべたようになる。図 3.11 には入射粒子が x 軸に平行に入射するとして、その軌道がかいてあるが、一般に x 軸とある角度をなして入射する粒子に対しても同様なりあつかいができる。この場合には幾何光学の方法にならって物点側焦点、物点側主面、像点側焦点、像点側主面の概念を導入して、四極電磁石を幾何光学の厚レンズとして考えると便利となる。なおここで普通の光学レンズと異なる点は x - y 面ではとつレンズとおうレンズの組合せであるのに反し、 x - z 面ではおうレンズととつレンズの組合せになっているという点である。いいかえると二つの方

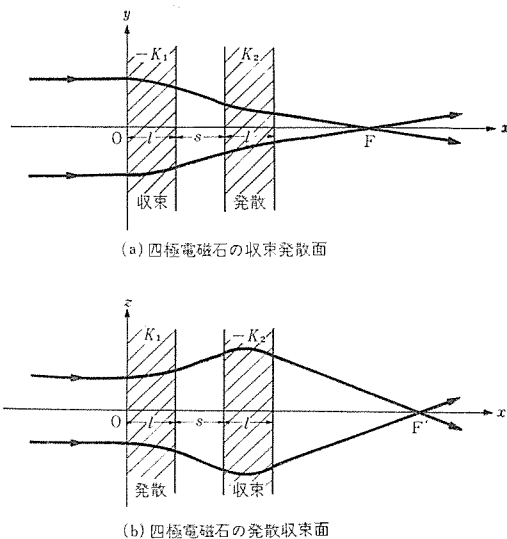


図 3.12 四極電磁石のレンズ作用
Fig. 3.12 Lens action of quadrupole magnet.

向に異なった二つの組合せレンズ系をもっているということ、この2方向では一般に像点の位置が異なってくる。これはこの四極電磁石のレンズ対が本質的に非点収差をもったレンズだということになる。しかし第1、第2の電磁石の磁界の強さを適当にえらぶことで二つの方向の像点を同じ位置に結ばせることも可能である。以上のべたように幾何光学的な諸量として八つの量が導入されるが、そのうち独立なものは四つとなり、これらの量はさきにふれた K_1 , K_2 という量から求められる。

このような考察から四極電磁石を設計し、一つの磁極あたりのコイルの巻数を150ターンとし、電流は5Aまで流しうるようにした。この値では300 keVの重陽子粒子に対してターゲットの位置に像点を結ばせることは容易である。なおこの電磁石の励磁電源は(1)項の偏向電磁石でのべたものと同じ方式のものである。

最後にこの四極電磁石のレンズ対の写真を図 3.13 に示す。写真には2方向の分岐による2系統の四極電磁石対、それらのエク

ステンション・チューブ系、偏向電磁石などの配置をみることができる。

3.6 ターゲット

この装置は軽水減速形臨界未満実験装置の中性子源としての装置であるから、中性子発生量を増すためには重陽子電流を多くすることはもちろんであるが、ターゲットの種類および状態によっても大きく変化する。

ターゲットの種類としては、氷ターゲット、ガス・ターゲット、ガス吸着形ターゲットがある。氷ターゲットは、普通は回転ターゲットとして使用される。ガス・ターゲットはガス箱に入れて使用するが、重陽子ビームを透過しやすくするため、重陽子ビームの入射膜を薄くする

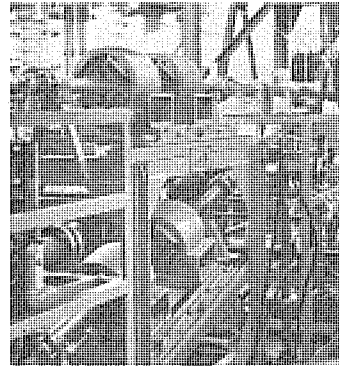


図 3.13 四極電磁石
Fig. 3.13 Quadrupole magnet.

と熱のために穴があき、厚くすると中性子発生量が減少する。しかしターゲットを冷却する必要がなく能率もよい長所がある。

ガス吸着形ターゲットはいろいろなものが考えられるが、金属板にチタニウムまたはジルコニウムを蒸着させて、これに重水素(^2H)あるいは三重水素(^3H) (トリチウム)を吸着させたターゲットで、われわれはこのターゲットを使用した。

このターゲットはまだ日本ではつくられていないので、英国のAEREから下記のものを輸入して使用している。

薄ターゲット: CuあるいはAgの直径28.5 mm, 厚さ0.12 mmまたは0.25 mmの円板に200 $\mu\text{g}/\text{cm}^2$ の厚さにTiを蒸着させ、それに $^2\text{H}_2$ または $^3\text{H}_2$ ガスを0.15~0.28 cc吸着させたもの

厚ターゲット: タングステン の直径12 mm, 厚さ0.5 mmの円板に0.01 mmの厚さにZr箔を融着させ、それに $^2\text{H}_2$ または $^3\text{H}_2$ ガスを0.5~1.0 cc吸着させたもの。

なお、 ^3H の純度は90%, ^2H の純度は98%である。

ガス吸着形ターゲットは250°C以上になると ^3H を再放出するので、運転中でもこの温度以上にならないように冷却が必要がある。このためにわれわれは水冷方式を採用した。

3.7 排気装置

加速管の排気用として152 mm排気系を使用した。150 mmφトラップ, 800 l/secの油拡散ポンプ, 500 l/minの回転ポンプからなる。加速管下部で有効排気速度400~500 l/sec, 加速管上部で有効排気速度100~200 l/secが得られ、10 cc/hの重水素ガスをイオン源に流した時、加速管上部で 2×10^{-5} mm Hg, 下部で 5×10^{-6} mm Hgの真空度を得ることができる。

2個のエクステンション系は4台の50.8 mm排気系で排気され、管内で 10^{-6} mm Hgのケタ、ターゲット部で 10^{-5} mm Hgのケタの真空度が得られる。排気系の配管には停電による事故を防ぐため、ニューマチック・バルブ、速動電磁バルブを使用した。

全系の構成を図 3.14 にしめた。

3.8 制御装置

装置の運転、調整に必要な操作はすべて制御盤上で遠隔制御できる。制御盤は加速管およびエクステンション系の真空度；イオン・ビーム電流；加速電圧の監視の外、イオン源；パルス；偏向マグネット；収束マグネットなどの制御装置もそなえている。

イオン源の適当な作動条件の設定；イオン引出し電圧；収束電圧の設定は、よく収束した安定なビームを得るためきわめて大切であり、その制御機構にとくに注意をはらった。イオン源用フロー電圧；高周波発振器；パラジウム・リーク・ヒータ用電源；イオン引出し電圧および収束電圧などをあたえる電源はすべてコッククロフト形高電圧発生装置の高圧電極内に据付けられているので、パン・デ・グラフ形加速器と同様に大地側から上記電源の入力側に入っているスライダックを動かして制御する。この制御棒(ルサイト)の駆動は下部から小形モータを用い、回転角はヘリカル・オームを用いてポテンシオメータ式に指示した。

これら電源への電圧は出力 100 V, 1 kVA, 周波数 150 c/s, 3,000 rpm の磁石発電機により供給し、これを下部から 1.5 kW タテ形誘導電動機で駆動する方法をとった。これに使用する絶縁棒は長さ 3.2 m になるので、4 分割し、メタル・シャフトで結合し、この部分を自動調心形ベアリングで支持した。この駆動棒の危険速

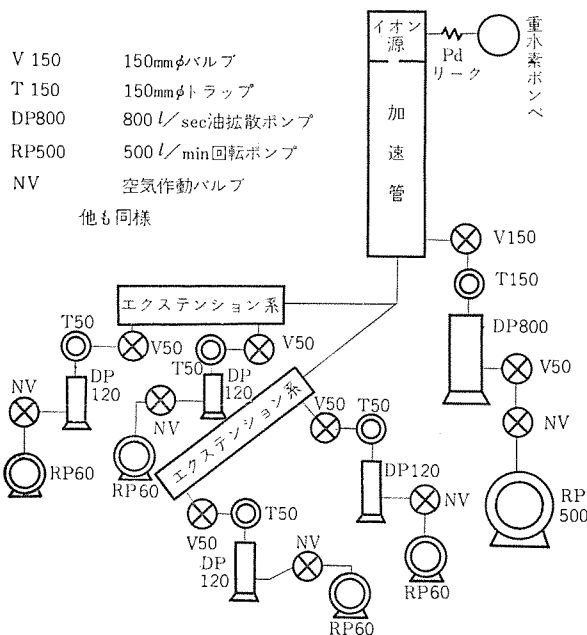


図 3.14 排気系の構成
Fig. 3.14 Pumping system.

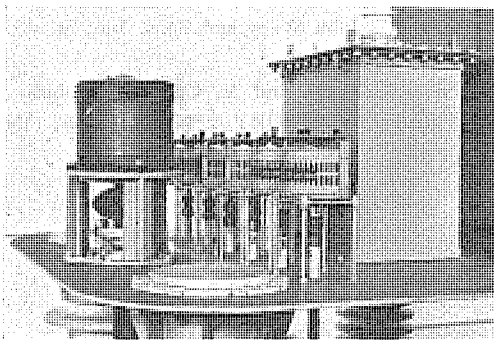


図 3.15 高圧電極内磁石発電機および制御用スライダック
Fig. 3.15 Power supply and voltage regulator in high voltage electrode.

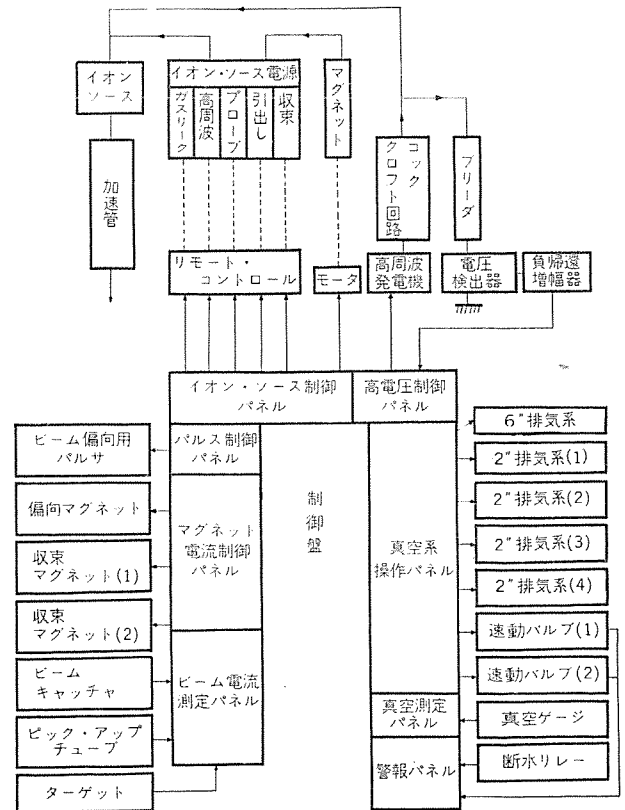


図 3.16 制御装置の構成
Fig. 3.16 Schematic diagram of control system.

度は 191 c/s と計算され、3,000 rpm すなわち 50 c/s の駆動には一応安全と考えられた。図 3.15 に磁石発電機およびイオン源制御用スライダックの写真を示した。

制御系統を略示すると図 3.16 のようになる。上記の諸回路のほか、ビーム偏向用パルス；偏向電磁石電源；四極電磁石電源；ビーム電流測定回路；高電圧制御回路；真空系操作回路ならびに警報回路などがある。電磁石電源はパワー・トランジスタを用いた定電流回路で、出力電流を 0.005% に安定化することができ、高電圧制御回路は高圧ブリーダ抵抗塔を流れる電流を検出、増幅して 800 c/s 発電機の界磁に負帰還し 0.1% に加速電圧を安定化するようにになっている。

4. 動 作

コッククロフト・ワルトン形加速器の運転状況についてのべる。多段整流回路による高電圧の発生の結果を図 4.1 に示している。この装置では出力電圧 350 kV が容易にえられ、この程度の出力ではまだ電圧上昇が飽和を示してきていない。実際にイオン源を働かせ、粒子を加速して加速電流を負荷としてとっても 300 kV は楽に出せる。

イオン源は陽子と重陽子とをともに実験している。イオン源の動作はプラズマからイオンをおし出すためのフロー電圧を 2 kV, プラズマから出てきたイオンをひき出すための引出し電圧を 8 kV で使用して安定に働いている。図 3.4 の中央下部にイオン源が見られる。

加速された粒子のイオン光学的な状況にふれるために、まず加速管自身のもつ収束作用をしらべてみることにした。このときには偏向電磁石で粒子を偏向することなく、加速管の直下 1,500 mm の位置に石英板をコレクタとして置き、加速粒子があたったときに発するケイ光で粒子の収束のめようを判別した。加速粒子がもつ

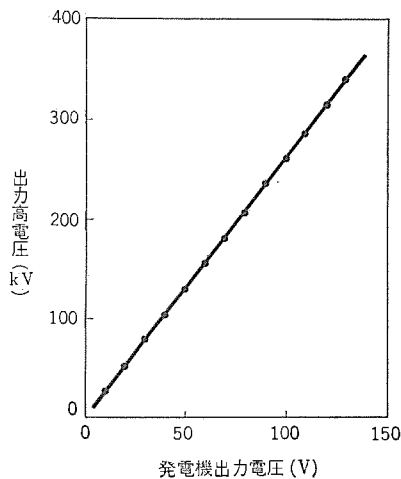


図 4.1 高電圧の発生
Fig. 4.1 Generating high voltage.

ともよく収束された状態で、いろいろな加速エネルギーに対して収束電極にかかる電圧 V_f をグラフにしたのが図 4.2 である。

次に加速された粒子を偏向電磁石で 90 度偏向し水平方向に導くわけであるが、加速エネルギーに対して偏向電磁石に必要な電流値を測定した結果が図 4.3 である。この場合の加速粒子は陽子であり、原子イオンと分子イオンとがえられた。このうち原子イオンの割合が約 70% であり分子イオンの割合が約 30% であった。分子イオンの場合で加速エネルギーの高いものに対して電磁石の電流が急に増えだしているのは電磁石がこのあたりから飽和したためである。

偏向電磁石で水平方向に曲げられた粒子は、加速管の収束作用で分析管の出口位置に一度焦点を結び、次の四極電磁石にはこの位置を物点としてあたえる。そして四極電磁石の収束作用でターゲットの位置にふたたび焦点を結ぶ。このように収束発散面と発散収束面とについてしらべたのが図 4.4 である。このときの粒子は 300 keV に加速された陽子である。図 4.4 中の交点としてあたえられる二つの電磁石の励磁電流 I_1, I_2 の組が粒子を点状に収束する。この状態では粒子は 2 mmφ 以内のスポットに結像している。

同様に 200 keV に加速した重陽子流についてしらべたのが図 4.5 である。この場合も点状に収束した場合には 2 mmφ 以内になっている。

このようにしてターゲットの位置に収束させられた粒子を導びくことができたから、ターゲットに三重水素または重水素をおくことにより中性子を発生させることが可能である。

なおターゲットの位置まで粒子を導びいてくるためには加速電圧の安定性が必要である。現在のところは高電圧を分圧した電圧が

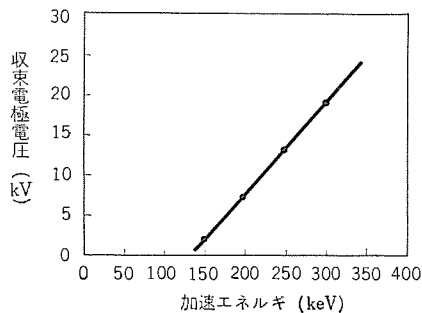


図 4.2 加速管の収束
Fig. 4.2 Focusing of accelerating tube.

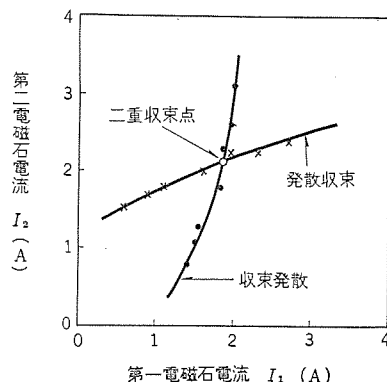


図 4.4 四極電磁石の収束 (300 keV 陽子流)
Fig. 4.4 Focusing of quadrupole magnet (300 keV proton beam).

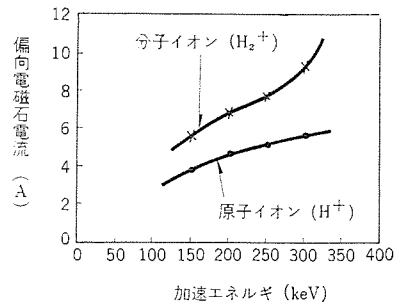


図 4.3 加速陽子流の偏向
Fig. 4.3 Deflection of accelerated proton beam.

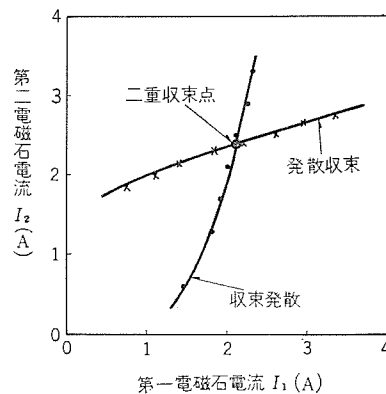


図 4.5 四極電磁石の収束 (200 keV の重陽子流)
Fig. 4.5 Focusing of quadrupole magnet (200 keV deuteron beam).

ら出力高電圧の変動を検出し直流増幅器で増幅して、高電圧発生部の入力の発電機の励磁電流を制御して出力高電圧の安定性をえている。

5. む す び

軽水減速形臨界未満実験装置用中性子源として 300 keV コッククロフト・ワルトン形加速装置およびこれに付属する分析系、収束系ならびにターゲット系を設計製作し、その原理、構造および実験結果の一部を述べた。

現在もお実験を継続中で性能向上に努めている。近いうちに、軽水減速形臨界未満実験のすばらしい結果とひいては原子炉設計の新しい資料が生まれることを期待している。

最後にこの装置の試作は科学技術庁原子力局の原子力平和利用試験研究補助金工事の一環として行なわれたことを付記する。

参 考 文 献

- (1) Zworykin, et al.: "Electron Optics and the Electron Microscope", John Wiley and Sons, Inc., p. 450, 612, New York, (1945).
- (2) T. Akiba, A. Nagai, and Y. Ogata; Mitsubishi Denki LABORATORY REPORT, 2, No. 4, p. 467, (1961)

ヘリウム液化装置

研 究 所 明石克寛*・荻野 治*・神頭徳治*

A Helium Cryostat

Research Laboratory Katsuhiro AKASHI・Osamu OGINO・Noriharu KANTO

Liquid helium is indispensable to conduct experiments at a temperature range close to the absolute zero degree. But to have an apparatus to liquefy the helium gas is by no means an easy matter. Recently Mitsubishi has completed in its laboratory the first mechanical helium liquefier in Japan. This article gives descriptions of its working principle, an operating cycle and design features together with the outlines of construction and the function of major components and auxiliaries. From experiments with this device, it has been verified that very safe and reliable operations are made available and performance expected in the design is secured with relative ease.

1. ま え が き

絶対零度 (-273.2°C) 付近の極低温における実験的研究に欠くことのできない液体ヘリウム生成にはじめて成功したのは1908年オランダのLeiden研究所のKamerlingh Onnesであった⁽¹⁾。やがてこの温度領域における種々の物性研究が理論物理学上の多くの問題の解決に対して基本的に寄与するものであることがしだいに認識されるようになったが、その後約40年にわたりこのような極低温領域の実験研究はLeiden, Berkeley, Oxford, Torontなど五指に満たない研究機関に限られていた。その理由はヘリウム液化機の設計建設が困難な作業であると同時に多くの時間と費用を要する点にあったと思われる。しかしその後低温研究が進むにしたがってしだいに集積された構成材料の性質、ヘリウムの低温特性などに関する知識と一般工学技術の進歩が背景となりヘリウムを冷媒とする極低温冷凍機が急速に発達し今日ではわが国においても二三の輸入液化機が運転をはじめ、この分野の実験研究がようやく盛んになろうとする気運にある。

極低温と呼ばれる温度範囲は絶対零度から約90°Kまでの区間

表 1.1 沸点の低い元素の性質

元 素	沸 点 °K	三 重 点		臨 界 点	
		温 度 °K	圧 力 cmHg	温 度 °K	圧 力 atm
ヘリウム	4.21	—	—	5.19	2.26
水 素	20.4	14.0	5.4	33.2	12.8
ネ オ ン	27.2	24.4	32.3	44.4	26.8
窒 素	77.2	63.2	9.6	126.0	33.5
アルゴン	87.4	83.9	51.2	150.7	48.0
酸 素	90.1	54.7	0.2	154.3	49.7

で表1.1はこの領域において液化する元素の種々の特性点を示すものであるが、同表からわかるようにヘリウムは実在気体の中で最も液化しにくく沸点は大気圧において約4.2°K (-269°C)である。このような低温領域の研究をある見方からすればその出発点はいわゆる完全ガスの液化と液相の性質究明に対する興味であり低温冷凍機の沿革がそのまま極低温開発の歴史を示すということもできるであろう。

1863年Andrewsが液相—気相つりあいの原理を明らかにしたのに続いて1877年PictetとCailletet⁽²⁾が空気の液化に成功し、1898年にDewarは水素の液化を実現した⁽³⁾。ヘリウム液化の方式には後述のように大別してカスケード式と機械式の二種類であるが1908年にOnnesが完成したのは前者に基づくものである。カスケード式はLinde形とも呼ばれる気体系列に相次いで

Joule-Thomson 膨張過程と蒸発冷却法とを適用してゆく方法である。例えば液体窒素の蒸気冷却によって高圧の水素気体を予冷しJ-T膨張によって液体水素を作りその蒸発冷凍を高圧のヘリウムガスに与えてこれを予冷し、最後に低温高圧ヘリウムガスをJ-T弁で膨張させると液体ヘリウムに到達することができる。1940年までのヘリウム液化機はほとんどこの方式によるものであるが、この装置は原理が簡単で本体内に連続的な可動部分を持たないため機械的故障が少ないなどの利点をもつ反面、構成が複雑で多数の熱交換器群を必要としたがって容量に比べて機器が大形になり、また運転上からみると保守が面倒で準備に長時間が掛り、液化能率が悪く多くの労力と維持費が必要とされ、全体として信頼性に乏しいというような多くの欠点内在している。しかしこの方式も最近ではDaunt, Mendelessohnらによって改良され⁽⁴⁾かなりコンパクトな構造のものが設計されるようになった。

1934年P. Kapitza⁽⁵⁾は空気液化に普及しつつあった断熱膨張ならびにJoule-Thomson膨張に基づくヘリウム液化機を完成し機械式のいとぐちを開いた。これはClaude式と呼ばれることもあるが、高圧ヘリウムガスの一部を熱機関で断熱膨張させることによってそのエンタルピを仕事の形で外部に取り去りその結果得られた低温の排気によって高圧ヘリウムを熱交換器内で予冷し最後はJ-T弁の等エンタルピ膨張を利用して液化する方法である。この方式の液化機をカスケード式に比べると非常に小形になり単一流体ですむから系統が単純化されたがって保守運転が簡易化される。しかしながら当時は工作技術が十分発達していなかったため液化速度や全効率はかなり低く円滑な運転も困難であった。そこで2つの方式を組合わせたSimons形液化機なども現われた⁽⁶⁾。その後工作法の進歩とともに機械式の利点が具体的に認められるようになり1940年にはMeissnerらの考案が現われ⁽⁷⁾1947年にはKapitzaの改良形としてJacobsとS. C. Collinsの液化機が出現した⁽⁸⁾。この形式は逐次改良を重ねて現在では標準的なヘリウム液化機の一つに数えられている。

ここに報告するヘリウム液化装置試作第1号機はCollinsの方式に属し2段の断熱膨張と1段のJoule-Thomson膨張とに基礎をおくものである。昭和33年10月に開発をはじめ昨年末にはじめて液体ヘリウム生成に成功した国産最初の機械式ヘリウム液化装置である。

液体ヘリウムの実際利用については多言を要しないが、固体物理、一般物性・磁性などの基礎研究分野はもちろん例えば固体メーザ、レーザ、低雑音マイクロ波増幅器などの新しい電子機器、クライオトロ

* 物理第一研究室

などの超電導装置,あるいは赤外線検出器などの光学装置に対する工業的応用分野もしたいに拡大されつつあるのでヘリウム液化装置に対する需要は今後加速度的に増加するものと思われる。

以下にこの試作ヘリウム液化装置の原理,構成および試運転の結果についてその概要を述べる。

2. ヘリウム液化の原理

2.1 低温冷凍の原理

低温を得てこれを持続させるためには低温源 T_2 から高温源 T_1 まで必要な熱量 Q を吸収させることが必要である。この過程の最少仕事は熱力学の第二法則から

$$W=Q(T_1-T_2)/T_2 \dots\dots\dots(2.1)$$

となる。一般に冷却は適当な作業物質のエントロピーを低下させることによって達成されるが,この試作液化装置にはそのための特定の冷凍方式として次の二つの方法を採用している。

(1) 外部仕事を伴うガスの断熱膨張

理想気体を初温 T_1 , 初圧 P_1 から終圧 P_2 まで可逆断熱的に膨張させると,よく知られているように次の関係式にしたがって温度が低下する。

$$T_2=T_1(P_2/P_1)^{\frac{\gamma-1}{\gamma}} \dots\dots\dots(2.2)$$

ここに γ は比熱比 C_p/C_v であって,膨張ガスのモル比を n とすれば利用しうる冷凍は

$$nC_p(T_1-T_2)=nC_pT_1\{1-(P_2/P_1)^{\frac{\gamma-1}{\gamma}}\} \dots\dots\dots(2.3)$$

で表わされる。

これを実現するためには往復動機関またはタービンなどの膨張機関を利用すればよい。図 2.1 は普通のピストン機関の P - V 線図であって給気・膨張・排気・圧縮の 4 行程からなり曲線の囲む面積が外部仕事となる。もちろん実際には破線のように膨張・圧縮行程がポリトロプ変化をなし指圧線図の角が崩れるので機械効率が 1 より低くなり気体の完全な断熱膨張は期待できない。

(2) Joule-Thomson の膨張

Joule-Thomson の膨張は上流側の一定圧力から下流側の一定圧力までオリフィスを通して一定質量のガスの流れが非可逆的に膨張するとき起り,等エントルピー過程と考えることができる。このときの温度変化はいわゆる Joule-Thomson 係数 μ によって計算される。すなわち,

$$\begin{aligned} \mu &= \left(\frac{\partial T}{\partial P} \right)_H = T \left(\frac{\partial V}{\partial T} \right)_P - V / C_p \\ &= - \frac{1}{C_p} \left[\left(\frac{\partial E}{\partial P} \right)_T + \left(\frac{\partial (PV)}{\partial P} \right)_T \right] \dots\dots\dots(2.4) \end{aligned}$$

ただし T : ガス温度
 H : エンタルピー
 P : 圧力
 V : 体積
 C_p : 定圧比熱
 E : 内部エネルギー

この過程は実在気体の分子間交互作用に依存するものであって理想気体のときには Joule-Thomson 係数が零となる。したがって常温でこの交互作用が小さいヘリウム,水素などの気体は Joule-Thomson の冷却効果を利用しうるまでにかんがりの予冷を行なわなければならない。

極度の高压でなければ,実在気体の分子間には一般に引力が作用するので上式の右辺第 1 項はこれらの引力に

抗して行なわれるガスの膨張に伴う冷却効果を表わし,第 2 項は与えられた T, P の範囲において等温的に膨張するとき $P \cdot V$ の積が増加するか減少するかによって冷却効果を示したり,加熱作用を及ぼしたりする。そこで等エントルピー膨張の総合効果が冷却作用を示すか加熱的であるかは一義的にはきまらない。図 2.2 にヘリウムの場合について Joule-Thomson 効果におけるいわゆる逆転曲線を示す。この曲線は T - P 平面上の等エントルピー曲線群の最大値を結ぶ軌跡であって,この曲線の下(斜線を施した領域)で膨張が行なわれるときにだけ等エントルピー膨張に冷却効果を期待することができる。また 30°K 以上の温度では Joule-Thomson 膨張が必ず加熱作用を伴うようになることが同図から明らかで,この温度をヘリウムの逆転温度と呼んでいる。Joule-Thomson 膨張に際してガスの示す温度変化量はヘリウムの Mollier 線図を用いて容易に求めることができる。

Joule-Thomson 過程は機械的に簡便ではあるが,非可逆現象であるから熱力学の効果は余り高くない。これを補うために実際には向流形熱交換器の併用を行なうようにしている。図 2.3 にその接続図を示す。予冷された高压ガスが状態 (T_1, P_1) で ①に入り J-T 弁からの二次側排気によってさらに冷却され, J-T 弁に達して等エントルピー膨張を行ない,通過ガスの一部 ε が液化する。非液化部分 $1-\varepsilon$ はほぼ大気圧で熱交換器二次側に流入し一次側ガスに予冷を与える。点 ①に流入するガスのエンタルピーを H_2 とし,また液化ガスのエンタルピーを H_3 とすれば液化率 ε は次式で与えられる。

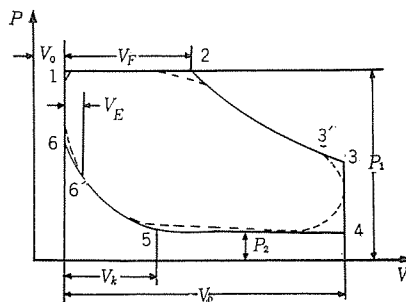


図 2.1 ピストン機関の P - V 線図
 Fig. 2.1 Pressure-volume diagram of piston engine.

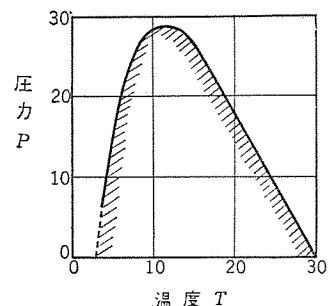


図 2.2 Joule-Thomson 効果の逆転曲線
 Fig. 2.2 Inversion curve of Joule-Thomson effect.

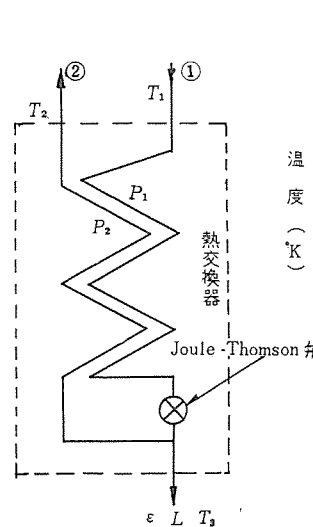


図 2.3 内部仕事による液化の原理
 Fig. 2.3 The principle of liquefaction by internal work method.

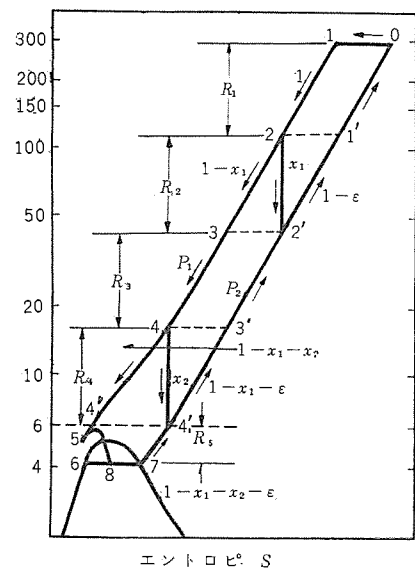


図 2.4 理想サイクルの T - S 曲線
 Fig. 2.4 Temperature-entropy diagram of idealized cycle.

$$\varepsilon = (H_2 - H_1) / (H_2 - H_3) \dots\dots\dots (2.5)$$

液化率を大きくするには温度 T_1 が低いほどよく、 T_1 がきまると膨張前のガス圧が T_1 に対応する逆転曲線上の圧力に等しいときに ε が最大になる。

2.2 理想サイクル

この液化装置の理想サイクルは図2.4の T - S 曲線で表わされる。すなわち同図において温度圧力が状態0 (T_0, P_2) にある低压ヘリウムガスの単位流量が等温で P_1 まで圧縮されて1 (P_1, T_0) となり向流形再生熱交換器 R_1 を通過する間に流量 $1-\varepsilon$ の帰還ガスに予冷されて状態2 (P_1, T_1) に至りそのうちの流量 x_1 だけが第1機関で断熱膨張した状態2' (T_2', P_2) となって熱交換器 R_2 の二次側に加わる。状態2 (T_1, P_1) にある残りの流量 $1-x_1$ は熱交換器 R_2 のなかで流量 $1-\varepsilon$ の帰還ガスによりまた R_3 のなかで流量 $1-x_1-\varepsilon$ の帰還ガスによって予冷を受け状態4 (T_3', P_1) に至る。ここでさらにその一部の流量 x_2 が第2機関に分流膨張して状態4' (T_4', P_2) となって R_4 の二次側に入り状態4 (T_3', P_1) における残りの流量 $1-x_1-x_2$ は熱交換器 R_4 のなかで流量 $1-x_1-\varepsilon$ の帰還ガスにより、またJoule-Thomson 熱交換器 R_J のなかで流量 $1-x_1-x_2-\varepsilon$ の帰還ガスによって冷却され予冷の最終状態5 (T_5, P_1) に達する。状態5の高圧ヘリウムガスはここで Joule-Thomson の膨張を受け等エントルピ線に沿って圧力 P_2 の飽和領域 (線分 $\overline{67}$ の間) の状態8に落ちる。この状態は乾き度 $1-\varepsilon'$ の点であるからその液相分 ε が分離されて残りの蒸気 $1-x_1-x_2-\varepsilon$ は熱交換器 R_J の二次側に入り一次側に冷凍を放出して低压側を上昇し機関の排気分 x_2, x_1 をともなって状態0 (T_0, P_2) にかえる。その流量は $1-\varepsilon$ であってはじめての単位流量より液化分だけ減少しているから状態0においてその減少分が補給されるのである。

今簡単のために1段の断熱膨張とJ-T膨張のモデルをとるとその T - S 線図は図2.5のように簡易化される。同図において各点のエントルピを H_i とすれば熱損失のない任意の連続流動過程のエントルピ変化は外部仕事に等しい故

$$H_1 = (1-\varepsilon)H_0 + \varepsilon H_5 + W \dots\dots\dots (2.5)$$

が成立する。一方分流量 x が機関でなす仕事は

$$W = x(H_1 - H_1') \dots\dots\dots (2.7)$$

で表わされるから液化率 ε は次のように求められる。

$$\varepsilon = \frac{H_0 - H_1}{H_0 - H_5} + \frac{x(H_1 - H_1')}{H_0 - H_5} \dots\dots\dots (2.8)$$

この結果はサイクルが理想化されているだけでなく熱交換器の効率も100%の理想の場合のものであるからもちろん近似的なものである。この方法は図2.4の場合にもそのまま適用され2段断熱膨張の場合の液化率を x_1 と x_2 の関数として求めることができる。一方各点のエントルピは T - S 線図上で読み取りうるので必要な ε に対して適当な分流量したがって機関の寸法をこの関係式から決定することができる。

実際のヘリウム液化機の設計にあたって上述の理想サイクルからの偏差が重要な問題になるが、そのうち機関効率は通常の熱機関の設計法によってほぼ正しく評価することができる。しかし極

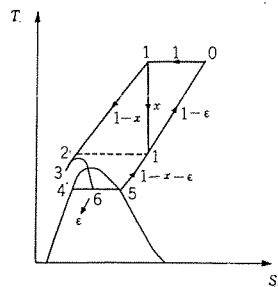


図 2.5 簡易化サイクル
Fig. 2.5 Simplified cycle diagram.

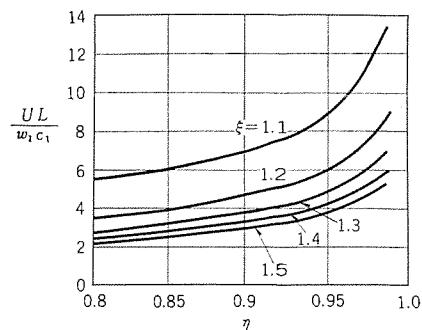


図 2.6 熱交換器の所要長と効率および不平衡エントルピとの関係
Fig. 2.6 Relation of requisite length of a heat exchanger with the efficiency and enthalpy unbalances.

低温機器に使用される再生熱交換器はコンパクトな構造が要求されるのみならず出入口温度差が非常に大きくなるのでこれに対しては特別の考慮が必要になる。

熱交換器の任意の断面を流れる気体の流量を w 、定圧比熱を c 、伝熱管の単位長さあたりの熱通過率を U とし一次および二次側の諸量を添え字1および2で表わせば長さ L の熱交換器部分の熱量の平衡から次式が導びかれる。

$$UL = \frac{\xi w_1 c_1}{\xi - 1} \log \frac{\xi - \eta}{\xi(1 - \eta)} \dots\dots\dots (2.9)$$

ただし η は熱交換器効率で高温および低温の端温度をそれぞれ T_h, T_c とすれば次式で定義される。

$$\eta = \frac{T_{h2} - T_{c2}}{T_{h1} - T_{c2}} \dots\dots\dots (2.10)$$

また r は2次側と1次側との流れのエントルピ比である。図2.6は効率の変化に対する UL/w_1c_1 の計算結果であって効率が大きくなるにつれてこの値が増加するので一定の熱収支に必要な熱交換器の長さが短かくてすむようになる。とくに $\eta > 0.95$ の範囲でこの傾向が著しい。

3. 構造および機能

3.1 構成および動作の概要

試作ヘリウム液化装置全体は図3.1のごとく液化装置本体、圧縮機、低压ガスホルダ、ガス供給ライン、純化槽、真空槽、真空装置、気圧ホイストおよび計装部

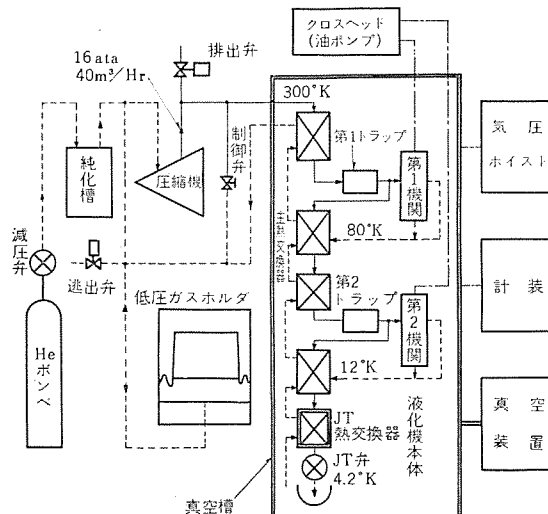


図 3.1 ヘリウム液化装置のフローシート
Fig. 3.1 Flow sheet for the helium cryostat.

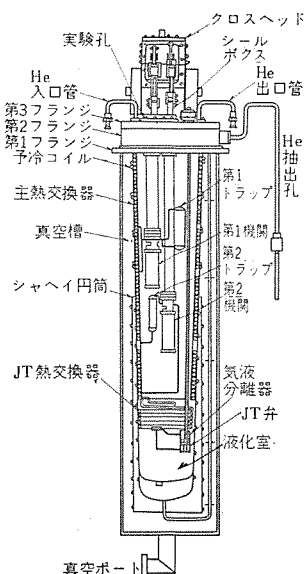


図 3.2 液化装置本体構成略図
Fig. 3.2 Cutaway view of liquefying section (simplified).

から構成され、また液化装置本体は図3.2の断面図に示すように熱絶縁のため、真空槽内に納められ内部に並列運転を行なう2段のピストン機関とトラップ、 R_1 ないし R_4 を一体とした再生形主熱交換器、Joule-Thomson 弁、J-T 熱交換器および気液分離器などが内蔵されている。

この装置はヘリウム、水素、アルゴン等の低沸点の気体を液化して機外に供給する目的だけでなくクライオスタットとして実験用に行なうことができる。すなわち液化室の温度は運転中 4.4 ないし 300°K の間に分布しておりまた室内に液体ヘリウムを貯え圧縮機で排気すると液温を 4.4 から 2°K までの範囲に制御することが可能である。

図3.1において(図2.4を参照)ヘリウムガスはガス供給ラインのポンプから液化窒素冷却形純化槽、減圧弁を通して低圧ガスホルダに貯えられ 15 MPa の圧縮機で約 15 atg に昇圧されて液化装置本体に入る。本体内部ではまず熱交換器上部を流下しその一部が並列運転の第1および第2機関で約 0.2 atg まで膨張し、熱交換器の二次側を通して圧縮機入口又はガスホルダに戻る。この低圧ガスの温度は機関膨張時に外部に仕事を与えて低下し、熱交換器において流入ガスに予冷を与える。機関仕事はクロスヘッドを介して油ポンプに吸収される。定常状態の排気温度はそれぞれ約 80°K および 12°K でヘリウムの逆転温度より低下する。

残り的高圧ガスは J-T 弁で膨張し、その排気は J-T 熱交換器において流入ガスをさらに予冷し主熱交換器の二次側に加わる。定常状態に達すると J-T 弁の排気の一部が約 4.4°K で液化し、液化室の底に溜まる。この液化部分はガスホルダから圧縮機入口に補給される。

液体窒素の予冷なしで室温から 4.4°K まで低下する起動時間は約 4 時間である。

3.2 液化装置本体の構造

以下に液化装置本体の各構成要素の構造機能および設計上の問題点について述べる。

(1) ピストン機関

第1および第2ピストン機関の機能はヘリウムガスを膨張冷却させることにある。図3.3は機関の構造を示す概略断面図である。

ピストン機関は単動往復機関で、そのピストン棒と弁棒とはつねに引張応力状態で動作し、弁室にある弁ばねはただ弁の締切だけを司る。したがってピストンおよび弁棒ならびにそのシースはいずれも断面積が小さくすみ、機関への伝導による侵入熱量が最小に止められる。ピストンとシリンダは窒化鋼を旋削および熱処理した後高い硬度に窒化

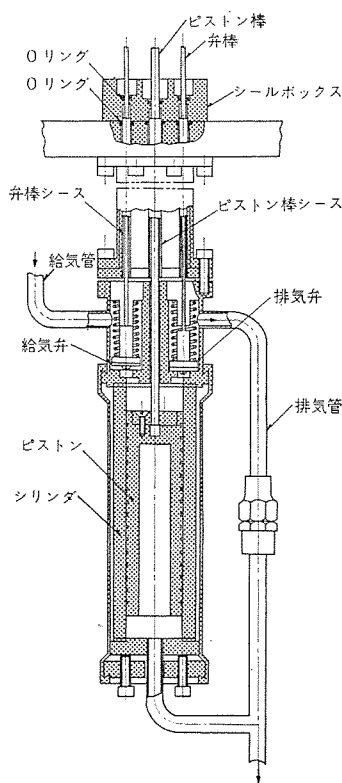


図3.3 ピストン機関とシールボックスの構造

Fig. 3.3 Construction of the piston engine and seal box.

し、研削と超仕上げとによって極めて精度の高い精密なはめ合いに加工され、無潤滑の状態ではほとんど摩擦とヘリウムの漏れなく約 800 rpm まで安全に動作させることができる。

機関サイクルは次の通りである。すなわちピストンの上死点において給気弁が開いて高圧ガスを吸入し、下降行程の途中で閉じ吸入ガスは膨張過程に入る。ピストンの下死点直前で排気弁が開き上昇行程中に膨張冷却ガスが排気管に排出される。ピストンの上昇運動は下降行程中にはずみ車に貯えられた運動エネルギーに基づいている。排気行程の終りに近づくと排気弁が閉じ僅かな圧縮行程を経てピストンは上死点に帰りサイクルを完了する。実際には上死点直前で給気弁が開きはじめる、給気行程の促進をはかっている。

(2) シールボックス

シールボックスは図3.2および図3.3からわかるようにピストン棒および給排気弁棒のまわりからヘリウムガスが漏れるのを防ぐためのものであって第3フランジ上面に取付けられている。トルク板下端の孔に各ピストン棒をとりまいて潤滑用のピストン棒フェルトとシール用のネオプレンのOリングがあり、トルク板の締結によってOリングが自動的にセットされるようになっている。シール板の下面にはピストン棒シース周辺をシールするためのOリングがありシール板と第3フランジとの締結によってセットされる。

弁棒および弁棒シースのシールの方法もピストン棒とほぼ同じである。

ピストン棒あるいは弁棒とそのシースとのすき間は機関の容積効率に直接影響を与え、機関からたとえ少量でもヘリウムの漏れがあると冷凍能力に重大な影響を及ぼし、さらにまたピストン棒、弁棒ともに軸受のない状態で円滑な運動を行なうことが必要であるからシールボックスの工作には高度の技術が要求される。

(3) クロスヘッド、クランク軸および油ポンプ

クロスヘッドは、図3.3のように第3フランジ上面にあってピストンクランクの運動を介して機関仕事を油ポンプに伝え、給気ならびに排気弁の運動を規正し、機関回転数を制御するためのものである。ピストンクランクはケース後方の固定軸を支点として上下運動を行ない水平方向には、前面カバーによって運動が拘束されている。その先端は連接棒を介してピストン棒上端にリンク接続されピストンに働く圧力によって上下運動を行ないクランク軸を介してはずみ車を回転させる。

弁クランクもピストンクランクと同様に後方の固定軸を支点として同一クランク軸のカムによって上下運動をなし、先端は弁棒に接続されて給排気弁に規定の開閉を行なわせるようになっている。さらに連接部分においては弁棒の高さを調節し、行程の微調整を実施しうるようにしてある。

ピストンクランクには、機関仕事を吸収する油ポンプのプランジャーがリンク接続され、それに往復運動を与える。油ポンプの吐出管は圧力制御弁を介して後部固定軸に導びかれ所要の潤滑を行なう。したがって油ポンプの容量すなわち吐出圧力を圧力制御弁で調整することによりピストン機関の負荷を制御し所要の回転数に保つことができる。油ポンプの最大流量は約 5 l/min、最高吐出圧力は約 15 atg であり、回転数は 180~650 rpm である。

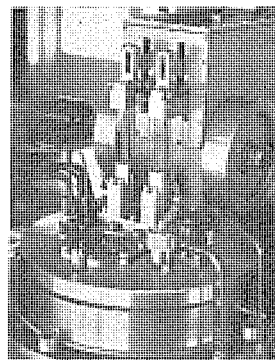


図3.4 液化装置本体の上部
Fig. 3.4 Top of cryostat.

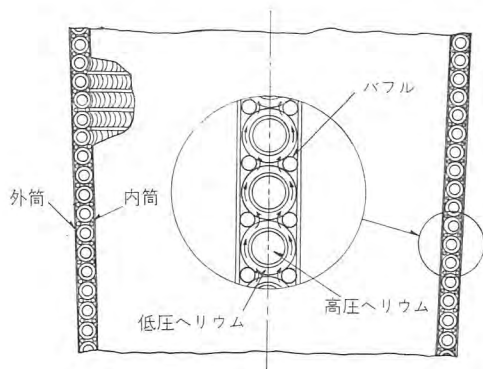


図 3.5 主熱交換器の構造

Fig. 3.5 Construction of the main heat exchanger.

の範囲に連続制御できるように設計されている。

図 3.4 は フランジ 上の部品の配置を示す写真で以上に述べた シールボックス、クロスヘッド、機関はずみ車などのほかに ヘリウムガス 給排管、J-T 弁および締切弁の ツマミ、実験孔などの位置を示している。

(4) 主熱交換器

主熱交換器は図 3.1 の フローシート に示す 4 段の向流再生形熱交換器を一体に組込んだものでこの中で高压流入 ガスが機関排気によって冷却され、断熱膨張過程で生成された冷凍を液化槽に与える目的に利用される。

図 3.5 に示すように下細のゆい円 スイ 形二重筒構造で、内筒全長にわたって小形 ローフィン 管を窓にまきつけ外筒にそう入して端部を シール 溶接したものである。

高压 ヘリウムガス が管側を流下し、低温帰還 ガスは シェル 側を通過する。このとき フィン と気流の接触を良好にするため バフル 用の パッキン が巻き込まれている。

内筒および外筒は伝導による侵入熱量と熱容器を軽減する目的で内外筒には ステンレス 鋼の薄板が採用され成形溶接ならびに ヒズミ 除去の工程に対して特殊の治具が開発された。また熱交換器をそれと同一 コウ 配の液化槽にそう入したとき、ら線状の空隙が形成されるように外筒のまわりに金属線がまきつけられている。この空隙は、水素、ネオン、アルゴン など ヘリウム 以外の気体を液化する目的に用いられる。

(5) Joule-Thomson 膨張弁および J-T 熱交換器

逆転温度以下に冷却された高压 ヘリウムガス は J-T 熱交換器を通過して J-T 弁で自由膨張し、その際の Joule-Thomson 効果によって一部が液化される。

J-T 熱交換器は コイル 状にまかれた向流再生式二重管構造のもので主熱交換器の下方に接して配置され、その機能は J-T 弁の排気によって高压流入 ガスを $6\sim 8^{\circ}\text{K}$ まで予冷することにある。

J-T 弁の構造は一般的な小形の ニードル 弁であって、第 3 フランジ から シース に納められた弁棒によって下方に伸び第 3 フランジ 上面の操作 ツマミ により開度を調節できるようにされている。弁棒との焼付を防止するため ニードル には耐摩耗性合金を用いている。

J-T 弁出口は ミスト 分離器に接続されている。J-T 弁から放出される ミストガス 中の ヘリウム 液粒はここで遠心分離をうけ筒壁において液滴に生長滴下する。蒸気は分離器の中央 パイプ から締切弁を通過して J-T 熱交換器二次側に帰る。締切弁は小形の ニードル 弁でヘリウム以外の気体液化の際、熱交換器と液化室を シュ断するために用いられ第 3 フランジ 上面の ツマミ によって操作される。

(6) 冷却トラップ

冷却トラップ は エンジン 入口直前の管路に配置され主熱交換器で

ヘリウム 液化装置・明石・荻野・神頭

予冷された高压 ヘリウムガス 中の含有不純 ガスを吸着、除去する活性炭粒床である。活性炭粒はその微粉が飛散しないように上下をガラスウール でおおわれている。ヘリウムガス 中に含まれる不純 ガスは主として大気であって冷却が進むにつれて次第に凝縮しはじめ冷却トラップを通過するとき吸着される。もし本体内に大量の不純 ガスが存在すると活性炭粒の吸着能力が飽和して漸次 ピストン、弁、管内壁等に凝縮凍結して運転に支障を生ずる。したがって本体内に送入する ヘリウムガス は後述の純化槽で、できるだけ完全に純化しておくことが必要であり、冷却トラップはむしろ極く微量の不純ガスの除去と異常運転時における事故防止用と考えるべきである。第 1 エンジン のトラップの下部には停滞不純物放出管があり、制御盤にある サイトグラス を通して必要に応じ外部に放出することができるようになっている。

(7) 液体ヘリウム抽出管

液体ヘリウムの生成量を用途に応じて他の容器に移す場合には液

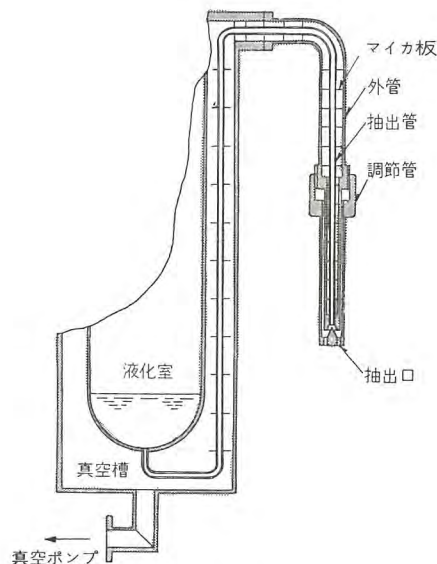


図 3.6 液体ヘリウム抽出管の構造

Fig. 3.6 Construction of liquid helium extraction pipe.

体ヘリウム抽出管が利用される。液体ヘリウム抽出管は一種の移送管であって図 3.6 に示すように二重構造にされ内管と外管との間は高真空槽につながって移送に伴う液体ヘリウムの蒸発を防止している。

(8) 設計上の問題点

この試作液化装置本体の設計において考慮したことは次の諸点である。

a. 侵入熱量の防止ならびに熱容量の軽減

一般の熱ポンプに比べると本装置の容量は比較的小さいにもかかわらず、関与する温度差は極めて大きい。したがって液化効率を高め起動時間を短縮するためには構造、使用材料などの面で外界からの侵入熱量を極力低い値に押え、低温領域の熱容量を小さくすることが必要になる。そこで、主要構造材料には広い温度範囲にわたって熱伝導率の小さいステンレス鋼を用い、伝熱面積を小さくし液化室の下部にはシャヘイ円筒をもうけまた熱容量に寄与する構造材の容積を最小に止めるようにした。

b. ピストンシリンダの工作法

ピストン機関の動作温度は -200°C 以下に達するので潤滑油の使用は全く許されない。すなわち無潤滑でヘリウムに対し無漏れにしなければならぬ。そこでピストンとシリンダのすきまを 0.01 mm 以下に、表面 ショア 硬度を 100 以上に定めて工作法および仕上精

度を選定し、また補助手段として表面に特殊のなじみ処理を実施するようにした。

c. ヘリウム 漏れ問題

本体の高圧部は圧力 20 kg/cm^2 のヘリウムガスに対して完全に無漏れでなければならない。このため締結部および シール 部分の構造、材料および工作法は慎重に選定しなければいけないことなどである。

3.2 付属機器

ヘリウムガス 圧縮機、ガスホルダ、ガス 供給系配管純化そう、真空そう、真空装置および気圧 ホイスト 等、付属機器の概略仕様および構造は次のとおりである。

(1) 圧縮機

圧縮機の機能はほぼ大気圧の帰還 ガスを約 15 atg に圧縮し本体に送入することである。この装置に用いた圧縮機は ヘリウムガス 圧縮用として特別に製作したものでその概略仕様を表 3.1 にまた外観を図 3.7 に示す。4 段からなる圧縮機の各段ごとに油分離器が付属しているが、終段に焼成 メタルフィルタ を用いた油分離器を設置して油の飛沫同伴を完全に防止するようにした。

(2) ガス 純化そう

図 3.8 に示す液体窒素冷却形 ガス 純化そうは ガスホルダ または圧

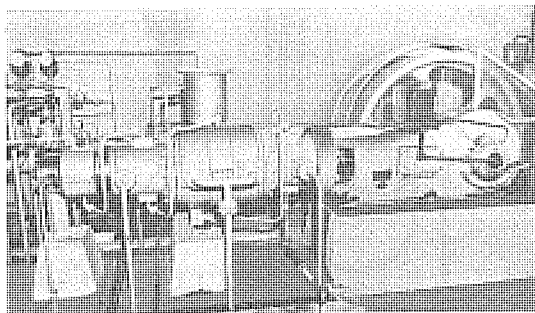


図 3.7 ヘリウムガス 圧縮機
Fig. 3.7 Helium gas compressor.

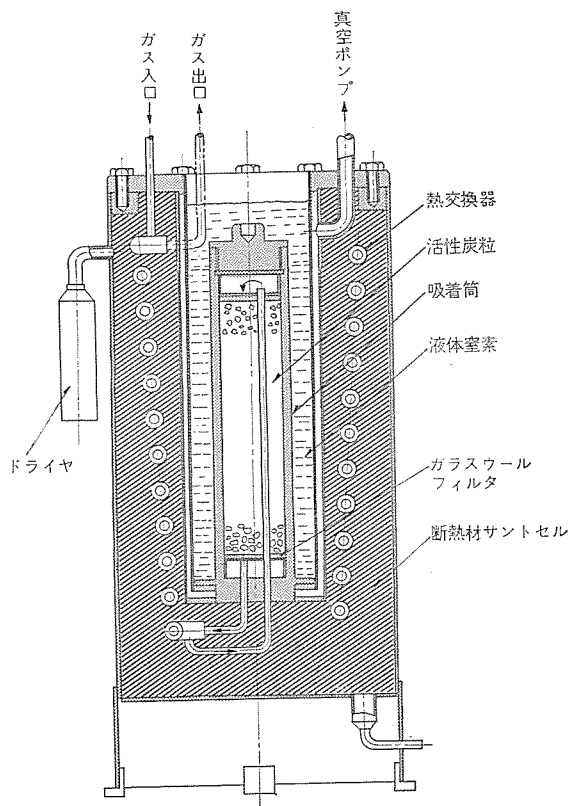


図 3.8 ガス 純化そうの構造
Fig. 3.8 Construction of helium gas purifying tank.

表 3.1 ヘリウムガス 圧縮機仕様

形 式	横置串形 4 段 1 段複動, 2, 3, 4 段単動 ヘリウム
使 用 ガ ス	ヘリウム
吐 出 量	$40 \text{ m}^3/\text{hr}$
吐 出 圧 力	16.5 kg/cm^2
回 転 数	290 rpm
シ リ ン ダ 径	1 段 170 mm 2 段 128 mm 3 段 110 mm 4 段 64 mm
行 程	160 mm
電 動 機	三相誘導電動機 SF-A 形 11 kW

縮機に流入する前に ヘリウムガス 中の不純物を除去する目的に用いられる。これは、液体窒素の容器に活性炭素粒の床を浸した構造で外側は サントセル によって断熱され、また容器にも真空断熱を行ない液体窒素の消費の軽減をはかっている。断熱そうにある熱交換器も同じ目的に寄与するものである。

ポンペ から中間圧力まで減圧された ガス が熱交換器の一次側を通して吸着そうに入り、液体窒素温度よりも凝固点の高い不純物は滲過、空気その他の ガス は吸着によっていずれも除去される。純化されたヘリウムは熱交換器で二次側を通る間に冷凍を流入 ガス に与えほぼ室温に近い温度で流出し減圧弁を通して ガスホルダに入る。なお サントセル 断熱そうには シリカゲルドライバ を設け吸湿による劣化を防いでいる。

(3) ヘリウムガス 供給系と ガスホルダ

ヘリウムガス 供給系は図 3.1 の フローシート に示すようにヘリウムポンペ、減圧弁、逃出弁、ガスホルダおよび配管からなりたっている。ヘリウムガスはポンペから合計三段の精密減圧弁によって大気圧近くまで減圧されガスホルダに蓄えられる。ガスホルダは図 3.9 に示すような乾式構造であって仕切り板とネオプレンシールによって外気とシャ断したガス貯室を形成している。ガスホルダの下部から ガス を送入すると仕切り板はネオプレンの変形を伴って上昇し、ガス貯室の容積が増加する。内胴はネオプレンの片寄った変形を防ぐガイドとなり、またガスを多少加圧するためのものである。外側には仕切り板の変位を示すレベル計が設けられている。レベル計の上下には重錘で働くリミットスイッチがあり、高圧ならびに低圧の保護警報に用いられる。また仕切り板には安全弁が取り付けられている。

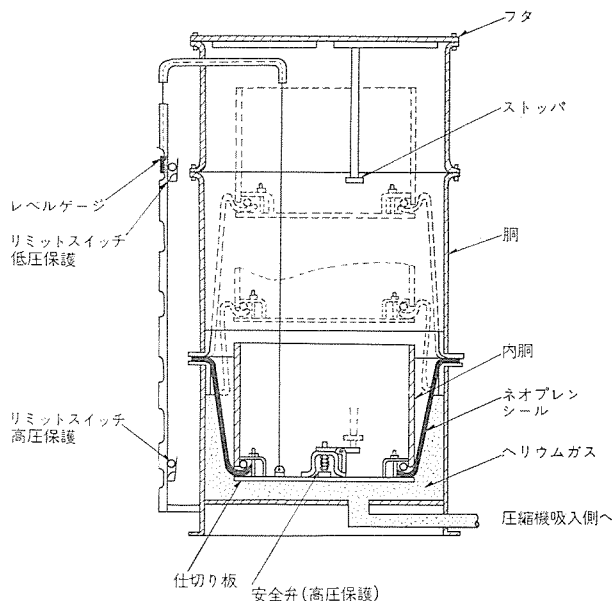


図 3.9 低圧 ガスホルダ 構成図
Fig. 3.9 Construction of the low pressure gas holder.

(4) 真空そうと真空装置

装置本体の液化部分は、外界からの侵入熱を防ぐため真空断熱層に囲まれている。真空そうの内筒は液化室の外壁をなし、軸方向の熱の侵入を避けるために、薄いステンレス鋼板で作り、軸方向に長い構造にしてある。図 3.2 に真空そうの断面を示す。真空そうの内筒は鏡面に仕上げられ、またシャヘイ円筒に囲まれていて、放射による侵入熱を防ぐようにされている。内筒とシャヘイ円筒には予冷コイルをまきつけ、液体窒素の蒸発冷却を併用して侵入熱の低減と起動時間の短縮および液化速度の増加をはかることができるようにしてある。

真空装置は排気速度 250 l/min、到達真空度 10^{-4} mmHg の油回転真空ポンプと排気速度 300 l/sec の油拡散ポンプとからなり、真空度を約 3×10^{-6} mmHg に保つことができる。

(5) 気圧ホスト

本体内部の調整、保守および分解組立を容易にするために気圧ホストが設けられている。

3.3 計装

計装は実際運転時に必要な運転操作、計測制御および保護警報などに関する機能を備え、図 3.10 に示す計装盤を中心に構成されている。計装盤には圧縮機、真空装置、配管系電磁弁などの操

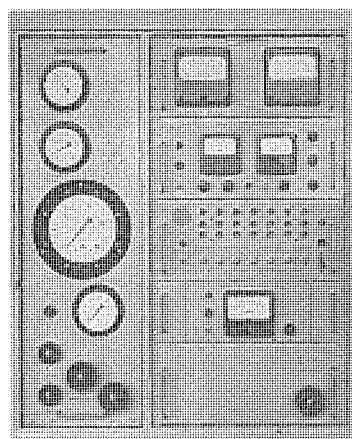


図 3.10 計測制御盤の外観
Fig. 3.10 Cryostat control panel.

作用開閉器、圧力、真空度、回転数などの測定器とその制御弁および異常運転時の警報器が組込まれている。以下に計測制御装置および保護警報装置についてその概要を述べる。

(1) 計測制御装置

a. 液化機の動作圧力

液化機入口におけるガスの圧力は、測定範囲 -76 cmHg ないし 20 kg/cm² のウルドン管形連成圧力計に指示される。この圧力の制御は低圧へのバイパス調節弁(図 3.1 参照)によっておこなう。

液化室内の圧力は同じく -76 cmHg $\sim$ 2 kg/cm² のウルドン管形連成圧力計により測定できる。この圧力はヘリウム の液化圧力を示すとともに運転の異常状態の発見に役立つ。

b. ピストン 機関の回転数

ピストン 機関の動作状態を示す回転数は発電機を直結した電気回転計によって 1,000 rpm まで測定することができる。液化機入口の圧力を変化させた場合にはこの回転数も変化するから、ピストンの負荷に用いている油ポンプの吐出圧力を制御弁で調節することによって、回転数を所要の値に保たせる。また非常の場合にもはすみちに摩擦式ブレーキをかけながら運転を継続しうるようにしてある。

c. 真空そうの真空度

真空そうの真空度の測定には、測定範囲 10^{-8} mmHg までの電離真空計を用い、また低真空時に対しては 10^{-3} mmHg のサーミスタ真空計を用いている。

(2) 保護警報装置

この液化装置には運転中に起る突発的な事態、たとえば停電、断水、ガス漏れや運転操作の錯誤によって生じる影響をあらかじめ想定して適切な保護装置を備えている。この装置の機能をきめるにあたっては、種々の異常状態に対して運転を継続すべきか否かを合理的に判断し、つぎにあげる事項の場合にだけ圧縮機を停止し、高圧入口電磁弁を閉じるようにした。

a. 液化機圧力の上昇

液化機給気圧力、液化室圧力および熱交換器二次側圧力の異常上昇に対して、圧力制御開閉器が働き、圧縮機を停止する。液化室および熱交換器の異常昇圧は高圧側からの漏れの増加、または排気管のふさぎによるものであって装置に大きい影響を及ぼすからである。

b. 真空そうの真空度低下

真空機器の故障、配管系の漏れの発生、または液化機の圧力異常時のガスの侵入などがあれば真空度は急激に低下し、サーミスタ真空計に直ちに指示される。さらに真空そうの圧力が急激に上昇した場合には圧力制御リレーが働き圧縮機を停止して、事故を未然に防ぐ。

c. 冷却水の不足

圧縮機および油拡散ポンプの冷却水管路に圧力制御リレーを設け、水圧が異常に低下した場合には警報を発し圧縮機を停止させる。また圧縮機の冷却水管路出口部にはサーモスタットがあり、水温が規定値を越えた時にも圧縮機を停止させるようにしてある。

もちろん a, b にあげた異常は正しい運転操作のもとでは絶対に起らない性質のものである。また停電のときには圧縮機が停止するから液化機本体に影響はないが、再起動は規定の操作によって行なわなければならない。

4. 試運転結果

この装置は昨年 9 月末に組立を完了しその後継続的に調整試運転を重ねていたが、昨年 12 月にはじめてヘリウムの液化に成功した。以下に液体窒素による予冷を用いないでヘリウムの液化を行なった場合の結果について報告する。図 4.1 および図 4.2 は試運転結果の一例であって第 1、第 2 機関のガス出口温度および液化室底部の温度降下の模様が絶対温度 (°K) と運転時間 (h) との関係として示されている。温度測定には銅-コンスタンタン熱電対と電子管式熱電記録温度計を使用した熱電対は、伝導による熱の侵入損失を避けるために 0.08 ϕ の細い銅線と 0.10 ϕ のコンスタンタン線をエナメル焼付けして用いている。図 4.1 の運転条件はピストン機関の動作圧力約 14 atg、液化室の圧力 0.3 atg、ピストン機関の回転数 600 $\sim$ 680 rpm、真空そうの真空度 2.5×10^{-6} mmHg であった。この結果によれば、ピストン機関の運転開始後約 3.5 時間で液化開始点 C に達しその後液化室底部の温度は約 4.5°K の一定値に保たれ液化が進行していることを示している。また第 1 ピストン機関は 85°K、第 2 ピストン機関は 13°K でそれぞれ順順に動作していることがわかる。図 4.2 はピストン機関の回転数を 400 $\sim$ 450 rpm に下げて運転した結果で液化開始まで約 5.5 時間を要し、ピストン機関の動作温度も前回より多少高くなっている。また直列に接続した 10 組の熱電対を、J-T 膨張弁の入口と出口の配管壁に取付

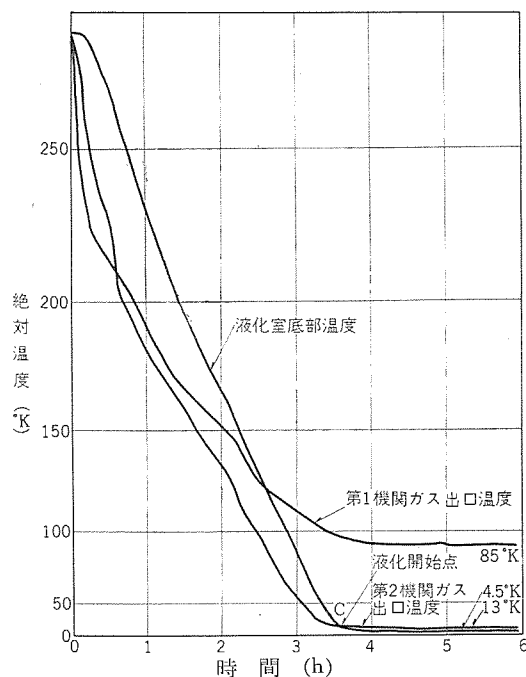


図 4.1 試運転結果の一例 (ピストン 機関 600~680 rpm の場合)

Fig. 4.1 Operating temperatures during cooling and liquefying run without any precooling in the cryostat (for 600~800 rpm of engines).

け、この2点の熱起電力差をあわせて記録した。その結果によると J-T 弁の適当な開度において温度差が次第に低下し、D点において逆転して Joule-Thomson 効果を顕著に示している。Dに到達する時刻は第2機関の出口ガス温度と液化室底部の温度が変わる点Cより少し早くそれ以後は一定温度差に保たれ定常的な液化に入っている。このときの液化速度推定値は約 1l/h であった。これらの試運転によってピストンシリンダは 800 rpm 程度の高速往復動に対しても十分に耐えること、熱交換器もほぼ満足な特性を有することおよび構造材料の熱伝導、断熱真空さうの熱放射などによる侵入熱量も設計通りに押えられていることがわかった。またこの装置の運転操作は非常に簡単、かつ安全であって、はずみ車を回して二つのピストン機関を起動した後は、ピストン機関の動作圧力と回転数の監視および制御を行なうだけでよい。もちろんガスホルダへのヘリウムガス、圧縮機の潤滑油、純化さうへの液体窒素、油拡散ポンプ、トラップへの液体酸素などを補給することおよび圧縮機の油分離器に溜まる潤滑油のドレン抜き等の保守作業を運転状況に応じて経常的に実施することは必要である。

5. む す び

以上にヘリウム液化装置試作1号機の動作原理、構造および機能ならびに運転結果の一例について述べた。この試作装置は機械式として国産最初のものであるがこれまでの運転経験は操作が簡単で作動状態も非常に確実であることを示している。

この装置はただヘリウム液化の目的だけでなく、ヘリウム以外に水

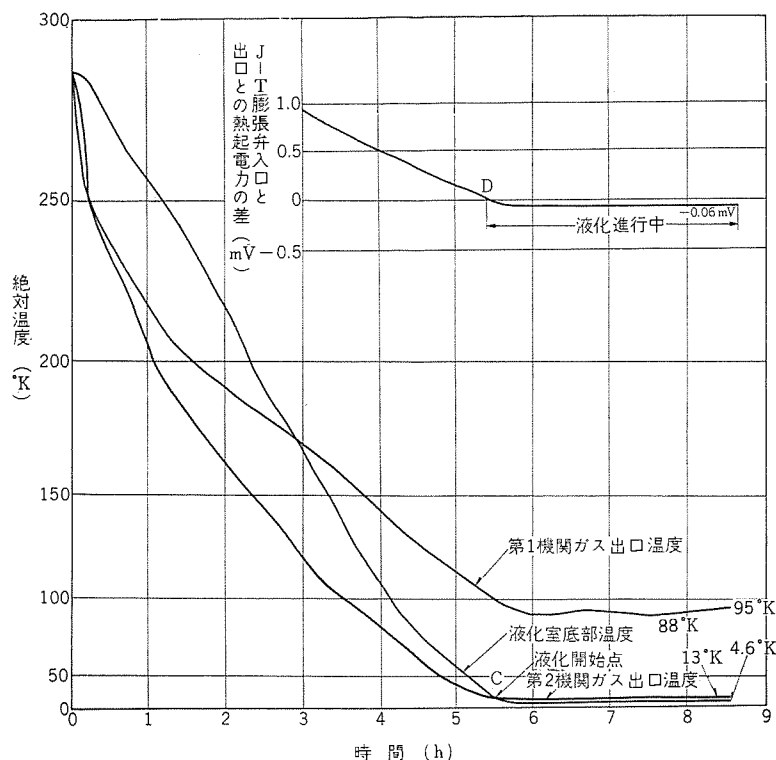


図 4.2 試運転結果の一例 (ピストン機関 400 rpm の場合)

Fig. 4.2 Operating temperatures during cooling and liquefying run without any precooling in the cryostat (for 400~450 rpm of engines).

素、ネオン、アルゴンその他種々の気体液化の目的に使用することができ、また汎用クライオスタットとして 2°K から 300°K までの広い温度範囲の実験に利用しうることなど、多くの応用上の特長を備えている。

今後、実験装置および計測器の開発により、極低温研究設備として逐次完備してゆく予定であるが、多くの関連研究機関においても最近この分野の基礎的ならびに応用開発研究が次第に活発化する情勢にあるので装置自体をも標準的な機器にまとめたいと考えている。

最後にこの装置の製作にあたって積極的な御協力を賜った当所試作部の関係各位に対し謝意を表する。

参 考 文 献

- (1) Kamerlingh Onnes, Proc. Roy. Acad., Amsterdam 11, 168, (1908).
- (2) R. Pictet, C. R. Acad. Sci. Paris, 114, 1245, (1892).
- (3) J. Dewar, Phil. Mag., 39, 298, (1895).
- (4) J.G. Daunt and K. Mendelssohn, J. Sci. Instrum., 25, 318, (1948).
- (5) P. Kapitza, Proc. Roy. Soc., A, 147, 189, (1934).
- (6) F.E. Simon, Physica, 4, 879, (1937).
- (7) W. Meissner, Verh. Dtsch. Phys. Ges., (3) 21, (1940).
- (8) R.B. Jacobs and S.C. Collins, J. Appl. Phys. 11, 491, (1940).

高周波コッククロフト・ワルトン形加速器 (CW-50I)

広島大学 笠 典 生*・葉佐井博己**
三菱電機株式会社研究所 藤 永 敦**・中 村 貢**

A High Frequency Cockcroft-Walton type Accelerator (CW-50I)

Hiroshima University Norio RYU・Hiromi HASAI
Mitsubishi Electric Manufacturing Co. Research Laboratory Atsushi FUJINAGA・Mitsugu NAKAMURA

A 600 kV accelerator constructed for the University of Hiroshima is of a ten-stage Cockcroft-Walton type, operated at a high frequency of about 50 kilo cycles. To this machine is provided a rectifier tube 1K95 with a very small filament heating power which is fed from a magneto generator. For the elevation of the efficiency of the output voltage, the tenth stage is terminated by an inductive load. The ion source is of a radio-frequency type; its power is supplied by a 600 watt magneto generator installed in the upper high voltage terminals. The accelerator is designed for a neutron source made available by D-D or D-T reactions.

1. ま え が き

コッククロフト・ワルトン形の加速装置⁽¹⁾は1932年リチウムの原子核反応を生ぜしめうる事が、この装置を用いて実験的に確かめられて以来、目覚ましい貢献を原子核物理の分野で果してきた。しかし、発生電圧を高くすることが比較的困難で、低エネルギーでの実験しか行なえないため、X線源、中性子源として利用されていた。近年、エレクトロニクスの進歩にともない、高電圧、大電流を得ることが容易になり、さらに高周波を用いることによって、小容量のコンデンサを用いて段数を増すことができるようになった。整流回路に用いる整流体には古くからケネترون整流器が用いられていたが、近年、セレン整流体あるいはシリコン整流体を用いた装置も製作されているが、この種の固体整流体は高周波特性が悪く、われわれの場合のように高周波コッククロフト・ワルトン形加速器には使用できないので、小形ケネترون整流器を使用した。

この報告にはつぎに述べるような仕様で設計、製作したコッククロフト・ワルトン形加速装置の昇圧回路の特性を検討し、構成各部の詳細な記述、ならびに総合的特性について述べる。

おもな仕様はつぎのごとくである。

- (1) 発生電圧：200 ないし 600 kV, 可変。
- (2) イオン電流：水素または重水素イオンで 10 ないし 500 μ A 可変。
- (3) イオン電流の直径：ターゲットの部分で 10 mm ϕ 以下。
- (4) 単原子イオンの収量：全イオン電流の 50% 以上。
- (5) 交流入力：約 50 kc の高周波とし、昇圧変圧器を用いて出力 60 kV, 可変とする。
- (6) コンデンサ：油浸紙コンデンサ 0.005 μ F (初段のみ 0.01 μ F) を用いる。
- (7) 整流器：ケネترون 1K95 を用いる。
- (8) 高電圧電極：空气中に露出、空調せずとする。

2. 回 路

コッククロフト・ワルトン形加速器は図 2.1 に示すように、Greinacher⁽²⁾の回路を用いたものである。この回路において、段数 N が著しく大きくないときには

$$V = 2\sqrt{2}NFv_0 - \frac{i}{12fC}(8N^3 + 9N^2 + N) \dots (2.1)$$

となる。ここに N は直列側コンデンサの数であらわし、 v_0 は入力

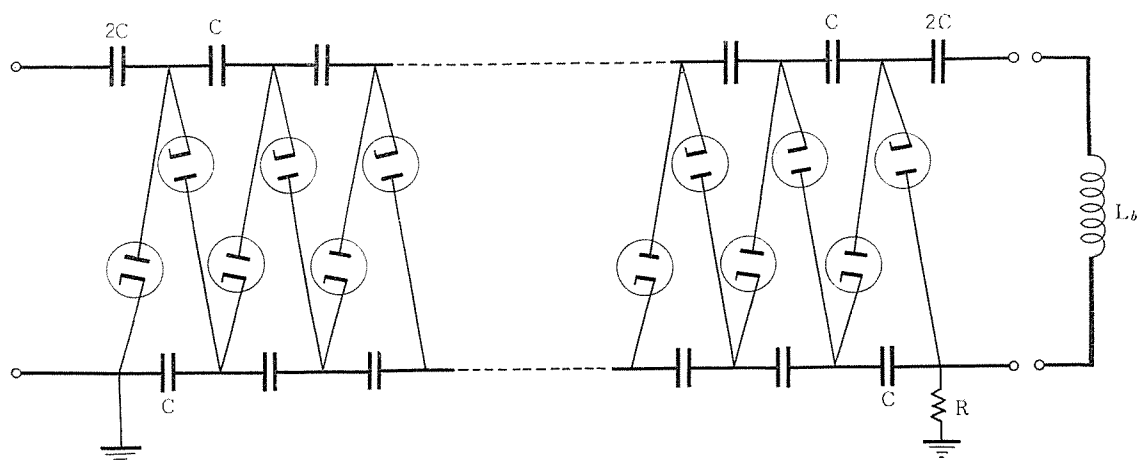


図 2.1 Greinacher の整流回路

Fig. 2.1 Greinacher voltage multiplying circuit used for the Cockcroft-Walton type accelerator.

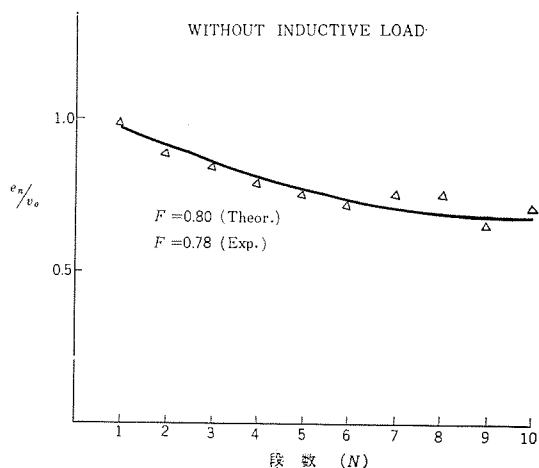


図 2.2 誘導負荷のない場合の特性
Fig. 2.2 The ratios of the voltages across each rectifier to the input voltages are shown by the full line curve as a function of stages. $\triangle$ shows the direct voltage at each stage obtained experimentally. Experimental results shown are normalized to twice the peak input voltage.

電圧の実効値, f は作動周波数, C は直列コンデンサの容量, および i は負荷直流電流の値である。

高周波を用いた場合には, 負荷電流が数 mA のときでも, 式 (2.1) の第 2 項による電圧降下は数 パーセントにすぎず, いわゆる電圧効率といわれている F 値はほとんど第 1 項によってのみ決定されるように見えるが, 実際には整流管やほかの構成部分の漂遊容量によって影響されるところが多い。Greinacher の回路は典型的な繰返しインピーダンス回路で, この解析は別報⁽³⁾において行なったところである。

われわれの加速器に使用した整流管は 1K95 であり, この整流管のもっている容量は約 $7 \mu\text{F}$ であったが, 実際の加速器としては, 発電機塔の容量なども加わって $10 \mu\text{F}$ となった。

2.1 誘導負荷のない場合

高周波 コッククロフト・ワルトン 形加速器の最終段には誘導負荷を用いることが有効であるが, われわれは誘導負荷のない場合のふるまいを考察し, 二, 三の実験を行なった。

この場合, 初段に加える高周波電圧と, 各段の整流管に加わる高周波電圧の比は式 (2.2) であらわされることを前報⁽³⁾において示した。すなわち

$$\frac{e_n}{e_1} = \cosh\left\{\gamma\left(2N - n + \frac{1}{2}\right)\right\} / \cosh\left\{\gamma\left(2N - \frac{1}{2}\right)\right\} \dots (2.2)$$

ここに, e_n は n 番目の整流管に加わる高周波電圧であり, γ は並列容量の直列容量にたいする比の平方根にほぼ等しい伝ばん定数で, $\gamma = \left(\frac{C_s}{C}\right)^{\frac{1}{2}}$ とあらわされる。われわれの場合には $\gamma = 0.045$ であり, 図 2.2 に示すような段間電圧であった。図 2.2 において, 実線で示した実験値は高周波電圧でなくて, 実測した直流電圧であらわしている。この値は高抵抗を流れた電流を測定して計算したものであるが, この高抵抗近辺を コナ 電流が流れる場合があり, 測定値に若干のバラツキが認められる。この場合の F 値を式 (2.1) から計算すると

$$F = \frac{1}{2\gamma N} \tanh(2\gamma N) \dots (2.3)$$

となる。実験結果では F 値は $10 \mu\text{F}$ の並列容量をもつ場合, 0.78 となった。前述したように, 整流管の容量は $7 \mu\text{F}$ であったから, ほかの回路から入ってくる漂遊容量が $3 \mu\text{F}$ あったことになる。この漂遊容量はほとんど発電機塔の段間からのもので, 現

在の形状では取除くことは甚だ困難である。もちろん, 電圧効率 F の値は 1 より小さい値となるべき筈であるが, 直列容量を減少させるか, 段数を増せばさらに小さくなる。

2.2 誘導負荷のある場合

電圧効率をよくするために, 最終段に負荷としてインダクタンスをそう入ることが Everhart および Lorrain⁽⁴⁾ によって示された。図 2.2 の曲線の傾斜によると, 直列容量によるおのおのの整流管の間での電圧降下があることがわかる。最終段で電圧をあげるためには図 2.1 に示したように最終段にインダクタンス L_b を組込むことが有効で, このようにすることによって, 電圧効率もあげることが可能である。

電圧効率 F をよくするために最適動作条件を決定しなければならないが, このとき初段と最終段の整流回路が同じと考える。すなわち,

$$e_1 = e_{2N} \dots (2.4)$$

としたとき, 最適動作条件をみたす誘導負荷 L_b は

$$L_b = \frac{\gamma}{\omega^2 C} \coth(\gamma N)$$

であたえられる。このときのインダクタンスは動作周波数においておのおののくり返し回路と共振状態にはない。おのおのの整流回路に加わる高周波電圧は

$$e_n = \frac{2Ae^{j\omega t}}{j\omega C_s} (e^\gamma - 1) \exp\left[-\gamma\left(N - \frac{1}{2}\right)\right] \cdot \cosh\left\{\gamma\left(n - N - \frac{1}{2}\right)\right\}$$

であたえられる。そこで, 初段とおのおのの整流回路に加わる電圧の比は

$$\frac{e_n}{e_1} = \cosh\left\{\gamma\left(n - N - \frac{1}{2}\right)\right\} / \cosh\left\{\gamma\left(\frac{1}{2} - N\right)\right\}$$

となる。図 2.3 に計算値を実線で示し, 実験値を○印あるいは△印で示した。誘導負荷 L_b の実験で, 最も良い条件のときは 50 mH (○印) であったが, 理論値では 109 mH と計算された。この理論と実験のくい違いのよってきた原因は使用した誘導負荷

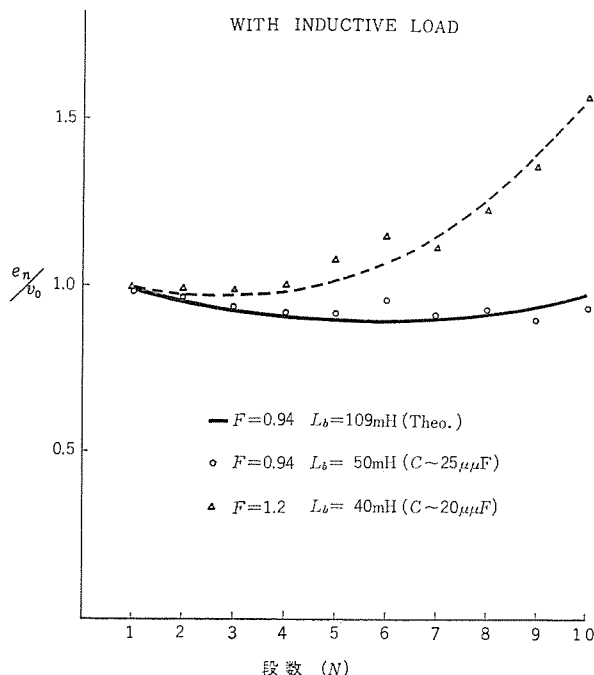


図 2.3 誘導負荷のあるときの特性

Fig. 2.3 The full line shows the ratios of the voltage across each rectifier to the input voltages. $\circ$ and $\triangle$ are the experimental values which are the direct voltage of each stage and normalized also to twice the input peak. The experimental conditions are shown in the figure.

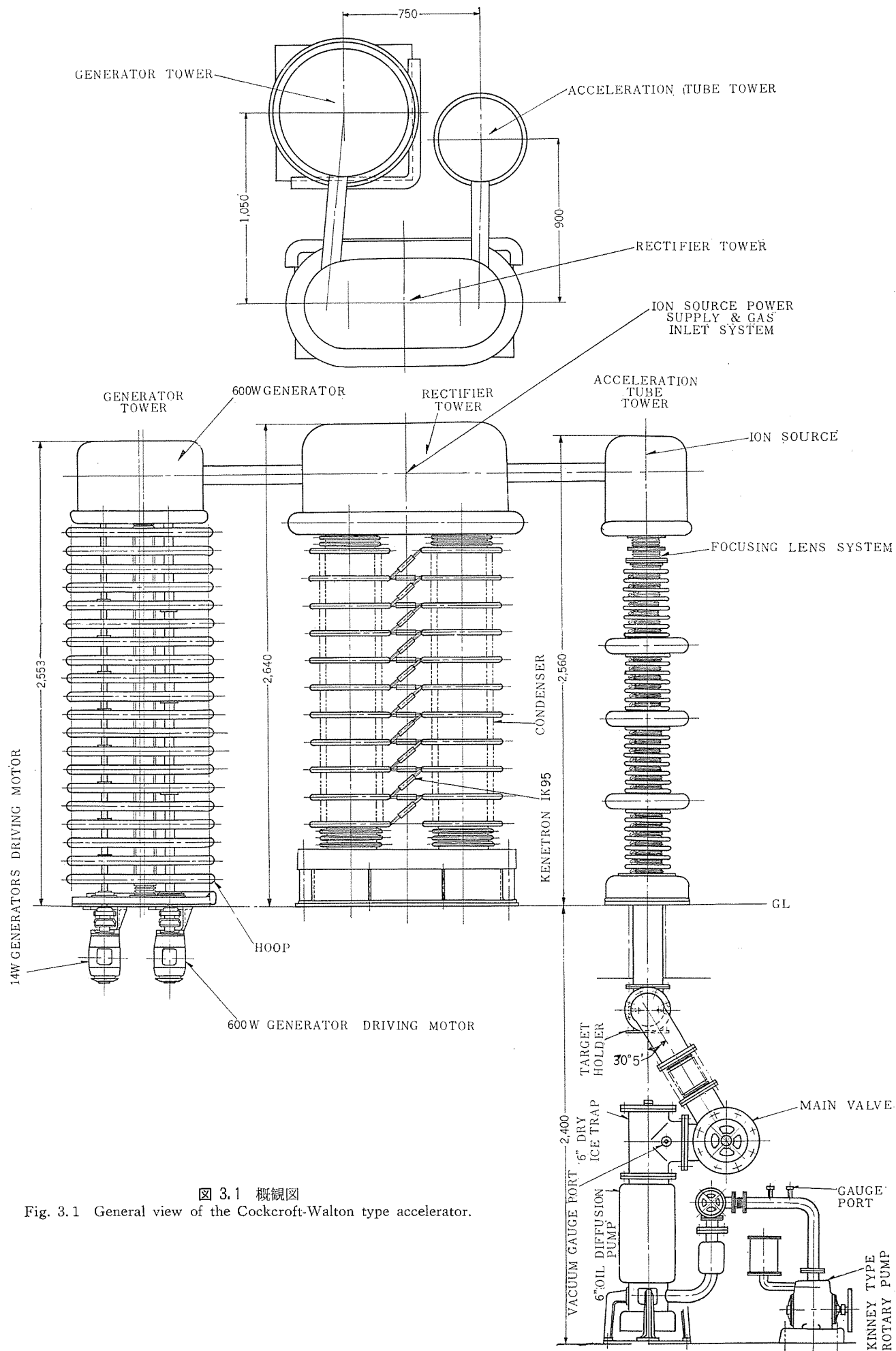


図 3.1 概観図

Fig. 3.1 General view of the Cockcroft-Walton type accelerator.

の漂遊容量、この値は約 $25 \mu\text{F}$ と測定された、によるものと考えられる。このため、つぎの式であらわされるように誘導負荷 L_0 の減少が起る。

$$L_0 \doteq \frac{\gamma}{\omega^2 C_s} \coth(\gamma N) \left/ \left\{ 1 + \frac{\gamma C'}{C_s} \coth(\gamma N) \right\} \right.$$

ここに、 C' は用いたコイルの漂遊容量である。ところが、実験で得られたように大きくインダクタンスが変るとい結果はこの式からは導かれないので、われわれは直列コンデンサの Q 値に関連して計算を行なったが、これも非常に小さな効果しか与えないという結果が得られた。 Q 値は使用したコンデンサにおいては 50kc で 140 であると保証されたものであったが、油浸紙コンデンサとしてはあまり良すぎる値であるので、この計算結果は非常に疑わしいものである。

図 2.3 に Δ 印で示した特性では 40mH の誘導負荷のときに、 F 値が 1 より大きくなること示されているが、これは動作周波数において誘導負荷が共振点に近づくことをあらわしている。これに反して、負荷としてのインダクタンスを増すと誘導負荷のない場合の回路の F 値よりも小さい値に減少してしまう。そこで、われわれは理論により計算された値にこの電圧効率なるようにインダクタンス L_0 を調整した。

3. 構 造

この装置は立テ形の構造で、加速管塔、整流器塔、および発電機塔の三つの塔よりなり、加速管塔の下部、床下に真空ポンプ系、ターゲットなどが取付けられており、これらは図 3.1 に示すようにコンパクトな設計になっている。整流器塔の近くには高周波電源が設けられ、制御室の制御盤によりすべての操作が遠隔操作できる。

3.1 加速管塔

加速管は三菱電機株式会社において製作したパン・デ・グラーフ形加速管⁽⁵⁾⁽⁶⁾に用いたものと同じもので、多電極形で、加速電極はコパール、電極間絶縁物はガイシを用い電極とはアラルダイトで接着したものである。電極間隔は 50mm で、空気中で使用するのでコロナなどによる悪影響を防ぐためフーを電極ごとにつけた。この加速管は長さ 400mm のもの 2 本、 450mm のもの 2 本を積み重ね全長 $1,700\text{mm}$ である。各加速管のつなぎ部分には外径 440mm のフーをつけ外部にたいする電界の均一化を図った。

この積み重ねた加速管の上部には静電レンズ系、およびイオン源が取付けられている。

イオン源は高周波放電による Finkelstein 形⁽⁷⁾⁽⁸⁾を採用し、静電レンズ系と組合せたとき、カナル出口から 300mm の位置に約 $0.5\text{mm}\phi$ の焦点を結像するように設計されている。多電極形の加速管は非常に肉厚のレンズと考えられ、収束も発散もほとんどないと思われ、コッククロフト・ワルトン形加速器の加速管としては最適のものとはいえない。しかし、加速電圧に関して特性的な振舞がほとんどなく常にほぼ一定の焦点をターゲットに結像するという利点を持っている。

加速管上部の高電圧電極内には、イオン源のほかにパラジウム・リーク、イオン源用高周波発振器が収納されており、床上 $2,560\text{mm}$ の高さになっている。パラジウム・リークはガラス製で、 40W で 20cc/h の水素または重水素ガスを流すことができ、この流量は加熱電力を変えるスライダックを遠隔操作して任意の値に変化することができる。イオン源用高周波発振器は周波数 20Mc 、高周波出力 150W で、パイレックスガラスのベルジャーへは容量結合で電力を供給している。

3.2 整流器塔

コンデンサとケネترون整流管を積み重ね、整流回路を構成するもので、コンデンサにはガイシ形油浸紙コンデンサを用いており、交流側コンデンサと直流側コンデンサがそれぞれ塔形に積み重ねられ、その両コンデンサの間にケネترون整流管がジグザグに取付けられた。

コンデンサは初段の交流側だけに $0.01 \mu\text{F}$ の容量のものを用い、他はすべて $0.005 \mu\text{F}$ の容量のものを用いた。この耐圧特性は空気中で試験電圧 100kV のもので、1 個の大きさは高さ 150mm 、ガイシの外径 $340\text{mm}\phi$ で、それぞれのコンデンサの積み重ね部分には外径 $440\text{mm}\phi$ のフーがつけられている。このコンデンサ 10 個を積み重ねたものが 2 組で交流側コンデンサと直流側コンデンサを形成する。

整流管はケネترون 1K95 を用いた。この特性はおおよそ次のようなものである。ピーク逆耐電圧 95kV 、ピーク電流 30mA 連続、線条加熱電圧 3.5V 、線条加熱電流 4.0A で、通常油浸して使用するものであるが、空気中で連続して使用できることが確かめられたので、われわれは空気中で使用した。しかし、線条加熱リード部、高電圧側リード部の接続には球状金具を用いて行なわないと、コロナの発生、放電破壊の原因を作るおそれがある。この整流管のすぐれた特長の一つは線条加熱電力が 14W できわめて小さく、出力電流も 5mA 程度なら楽に取ることができ、きわめて小形であることである。

交流側、直流側コンデンサの上部には小判形の高電圧電極がかぶせられており、内部には水素または重水素のガスボンベおよびそのバルブ類、パラジウム・リーク用スライダック、イオン源用プローウ電源、高周波発振器用電源などが含まれており、これらはセルシオンモータにより駆動される 3 本の絶縁棒によりスライダックを加減して出力電圧を変えることができる。

3.3 発電機塔

発電機塔はケネترون 1K95 の線条加熱用電源のための磁石発電機、三菱 F-2029 形 20 台と、イオン源用電源のための磁石発電機、三菱 F-2028 形 1 台をそれぞれ絶縁した架台に組み上げたもので、外径約 $800\text{mm}\phi$ 、高さ約 $2,550\text{mm}$ である。

三菱 F-2029 形、および F-2028 形磁石発電機の特性は図 3.2 のごときもので、F-2029 形は出力 14W (3.5V , 4A)、F-2028 形は 600W (100V , 6A) で、いずれも絶縁軸により二極電動機に直結されており $3,400\text{rpm}$ の高速回転をする。

14W の F-2029 形磁石発電機の固定子は樹脂板に交互に固定

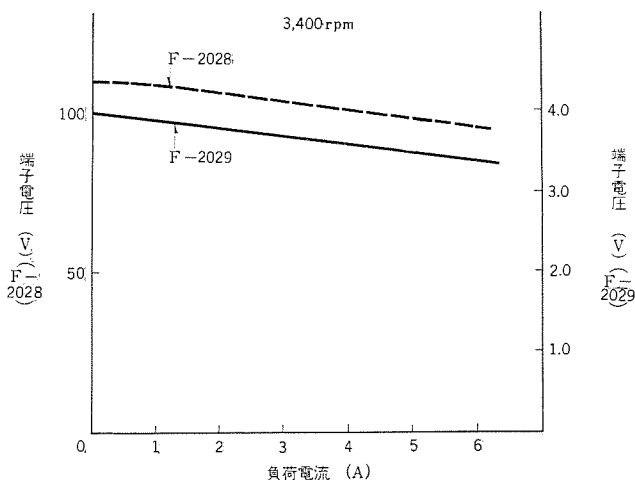


図 3.2 磁石発電機の特性
Fig. 3.2 Characteristic curves of magneto generators.

され、回転子は絶縁軸に串ざし状に取つけられたものが2組からなっている。固定子取つけの樹脂板は間隔約 100 mm で狭いので、この磁石発電機はとくに扁平にして、突起物が表面にでないように設計されている。イオン源用の 600 W 磁石発電機はもちろん高電圧電極の内部に設けられており、駆動軸とはラフレックス・カップリングを用いて接続した。

3.4 真空系

加速管の排気を行なう真空系はできるだけ簡単な設計とし、保守、運転に便利なようにした。おもな構成はつぎのようなものである。

加速管-200 口径 弁-200 口径 ドライアイス・トラップ-200 口径 油拡散ポンプ-補助側弁-キー形油回転ポンプ、の配列になっており操作はすべて手動であるが、この程度の加速器の弁の操作には手動方式で不便はない。真空計は三菱 IG-305A 形電離真空計と三菱 TG-R1 形サーミスタ真空計を用いており、加速器の運転中（イオン電流を取出しているとき）で 1×10^{-5} Torr 以下、イオン電流を停止したとき 2×10^{-6} Torr 程度である。運転は通常通電後1時間後から可能となる。ドライアイス・トラップの使用による油蒸気の高真空側への侵入は、液体窒素トラップの場合に比較して特別に多いようには見えない。

3.5 高周波電源

われわれの Cockcroft・ワルトン形加速器で 500 μ A のイオン電流を 600 kV に加速したときの電力は 300 W にすぎないが、高周波電源としては将来の計画を考慮して、3 kW の出力のものを設けた。

発振周波数は 50 kc で、負荷時と無負荷時の周波数変動は $\pm 1\%$ 以下とし、出力電圧は 3 kV とし、この電圧は制御盤で任意の値に変えることができるようにした。出力電圧の昇圧はフェライト・コアを用いた特殊変圧器を用いて1対10の昇圧を行なうように計画したが、この変圧器は一種の共振変圧器として作動するので、発振器との間の良い共振点が得られなかったため、発振器の出力タンクコイルから直接空心コイルで昇圧して加速器の整流回路に入れた。

3.6 制御盤

制御室に設けた制御盤は必要な最少限のもののみを備えた簡単なものとしたが、この事がこの装置の運転をかえって容易にしていると思われる。すなわち

- (1) イオン源用電源出力の遠隔操作セルシシ駆動盤
- (2) 電離真空計 IG-305A 形

- (3) サーミスタ真空計 TG-R1
- (4) ポンプ系のスイッチ盤
- (5) 高周波電源制御部
- (6) 磁石発電機駆動スイッチ部
- (7) イオン電流用メータ
- (8) 加速電圧用メータ
- (9) 断水警報リレー

などからできており、操作者1人で楽に操作することができる。

4. 試 験

加速電圧は 600 kV まであげることができたが、現在設置されているように空気調節の施していない部屋では気候の条件によって非常に大きく影響する。湿度の高いときは 600 kV まであげるとは絶縁の点、コロナの発生などの点から困難であるが、200 ないし 400 kV までであれば非常に簡単に安定なビームを得ることができる。

イオン電流は 500 μ A 程度は取出すことは可能であるが、現在のターゲットはジルコニウム・コイン（トリチウム・ターゲット）を水冷しないで使用しているので 100 μ A までで使用している。重水素イオンをこのターゲットに照射したとき 20 ないし 30 μ A のとき 10^9 ないし 10^{10} n/s の中性子の発生が確かめられている。

中性子源としては比較的高電圧でイオン電流も 0.5 mA まで取りうるこの Cockcroft・ワルトン形加速器は原子核反応の研究に非常に広範囲な役割を果たすものと思われる。われわれの場合種々の事情で実際の稼働結果の報告を詳細に行なうことができなかったが、つぎの機会にそれらについては発表したいと考えている。

最後に、設計、製作などに非常にご協力いただいた研究所物理第二研究室八十田尚治室長、試作部高部俊夫設計係長、山川茂雄技師、三菱原子力工業今村元伊丹分室長に深甚の謝意を表します。

参 考 文 献

- (1) J. Cockcroft, E. Walton: Proc. Roy. Soc., 129, 477 (1930)
- (2) H. Greinacher: Z. für Physik, 4, 195 (1921)
- (3) N. Ryu, H. Hasai, A. Fujinaga, G. Imamura, M. Nishi: Memoirs of Faculty of Eng. Hiroshima Univ., 1, 517 (1962)
- (4) E. Everhart, P. Lorrain: Rev. Sci. Inst., 24, 221 (1953)
- (5) 今村, 中村, 井上, 藤永: 「三菱電機」, 31, 468 (昭 32)
- (6) 今村, 滝口: 「三菱電機」, 36, 552, (昭 37)
- (7) A. T. Finkelstein: Rev. Sci. Inst., 11, 94, (1940)
- (8) 藤永, 後藤, 今村, 藤田: 応用物理, 27, 422 (1958)

CdS·CdSe 固溶体焼結膜の光導電特性

研 究 所 伊 吹 順 章* 吉 沢 達 夫** 安 川 武**

Photoconductive Properties of CdS·CdSe
Solid Solution Sintered Layers

Research Laboratory Sumiaki IBUKI · Michio YOSHIZAWA · Takeshi YASUKAWA

CdS and CdSe are well known, excellent photoconductive materials, though they differ in their characteristics. The wavelength response is in the visible region with CdS, while it is in the near infrared region with CdSe. The short response time and large temperature sensitiveness characterizes CdSe, but they are other way round with CdS. It is often the case that long response time and high temperature sensitiveness become obstacles to the use in the practical field. Experiments have been made with a mixture of solid solution of CdS, CdSe in various mixing proportions for the purpose of obtaining materials having appropriate response time and temperature sensitiveness; bringing results that: with increase the ratio of CdSe to CdS.

- (1) The wavelength of peak response shifts continuously from 5,160 Å to 7,300 Å.
- (2) The temperature stability becomes worse.
- (3) The response time decreases.

1. ま え が き

硫化カドミウム (CdS) 焼結膜の光導電特性についてはすでに報告したように可視光線全域にわたってすぐれた感度を有している⁽¹⁾. このためテレビの自動輝度調整, 街路灯の自動点滅器, カメラの自動絞り, 自動車前照灯の自動切換装置などに広く実用化されているほか, 光電効果を応用したあらゆる分野への実用化研究が現在も進められている.

しかし CdS セルの欠点として低照度あるいは低温度での時間遅れの大きいことがあげられよう. 高照度あるいは高温度での時間遅れは数 msec から 10 msec 程度であるが, 低照度, 低温度条件では 100 msec から数 sec にも達する. このため自動制御系の無接点スイッチ回路そのほか時定数の小さいことを絶対条件とする用途には使用できなかった.

一方セレン化カドミウム (CdSe) 焼結膜は近赤外線にすぐれた感度を有しているほか, 時定数は非常に小さく 100 μ sec から数 msec である⁽²⁾. しかし温度に対する安定性が非常に悪く, 室温付近以上で抵抗は急激に増大する. これは CdS が 2.4 eV のエネルギーギャップを有するのに対し, CdSe は 1.7 eV と比較的小さいため不純物準位も浅くなり室温程度でもホール捕獲準位からホールが価電子帯に熱励起されることに起因している.

ここに報告する CdS と CdSe の固溶体焼結膜はこうした特性の改善をはかるとともに, CdS と CdSe の割合を変化することによって可視光線から近赤外光線までの任意の波長に光感度のピークを持って行くことを目的として研究を進めてきた. 現在までに得られた一般的なデータを報告する.

2. 試 料

焼結膜の製作方法についてはすでに詳しく報告⁽¹⁾した CdS セルの場合とまったく同様なので, ここではこの実験に用いた試料の組成についてのみ記す.

表 2.1 に CdS と CdSe の固溶体組成を重量%で示した. これに活性化不純物として塩化第二銅を 0.1 g. atom %, 焼結剤として塩化カドミウムを 0.2 モル加え, 600°C で約 5 分間不活性ガス中で

表 2.1 CdS·CdSe 組成表

	CdS (重量%)	CdSe (重量%)
試料 No. 1	100	0
試料 No. 2	90	10
試料 No. 3	75	25
試料 No. 4	50	50
試料 No. 5	25	75
試料 No. 6	10	90
試料 No. 7	0	100

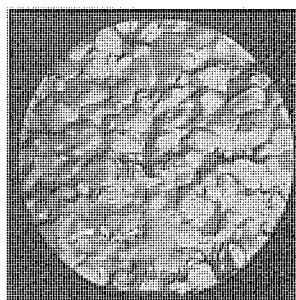


図 2.1 試料 No. 4 の焼結面電子顕微鏡写真
Fig. 2.1 Electron micrograph of sintered layer (sample No. 4).

焼結した. 電子顕微鏡写真で観測した焼結面の微結晶成長の様子は CdS·CdSe の場合とまったく同じで, 約 2~5 μ の微結晶に成長していることが図 2.1 からわかる.

光電効果を測定する場合にもっとも重要なのは電極の問題である. ここで述べる光導電特性の実験においてはオーミック接触を作る必要がある. そのため CdS·CdSe にもっとも近い仕事関数をもつインジウムを真空蒸着法によって焼結膜の上に形成させたので非常によいオーミック接触を作っていると考えてよい.

3. 実 験

3.1 照度特性

一般に光導電特性あるいはそのほかの光電効果は光の強度に対して linear か sublinear の様相を呈する. しかし中には常温でも superlinearity を示す物質もあり, CdSe セルはその代表的なものの一つであることはよく知られている. 一方 CdS は +150°C 以上に温度を上げるとやはり superlinearity がみられるが室温では

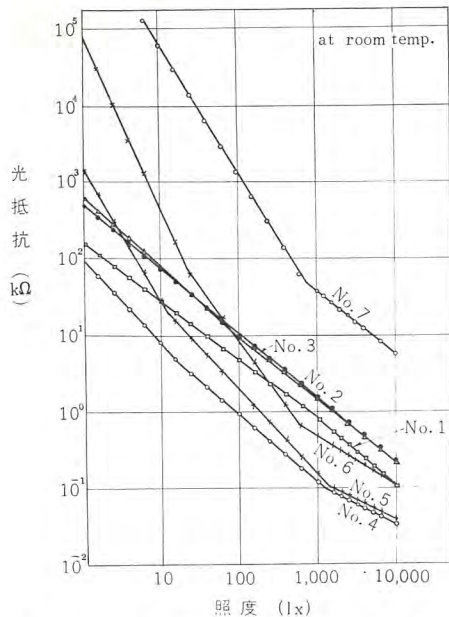


図 3.1 CdS・CdSe 固溶体焼結膜の照度特性

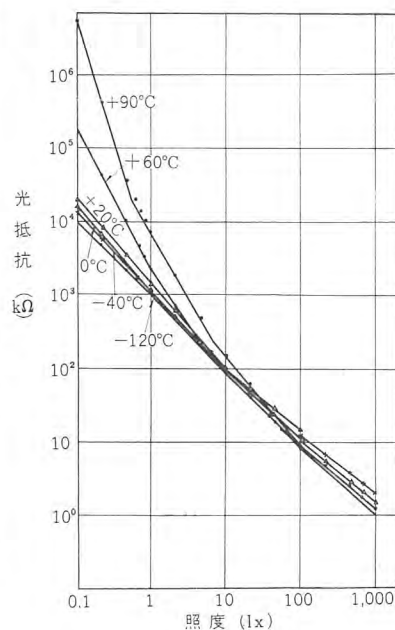
Fig. 3.1 Illumination properties of CdS・CdSe solid solution sintered layers.

sublinear を呈する。この CdS と CdSe の重量%を変化した各試料の室温における照度特性を図 3.1 に示した。図からわかるように測定した照度範囲 (0.1~1,000 lx) では、No. 1~No. 3 のセルは $L \propto I/R^{0.8}$ で変化しているが、CdS・CdSe 各 50% の試料 No. 4 は傾斜 γ が多少大きくなり 0.9~1.1 になっている。さらに No. 5~No. 7 の試料では γ が 1 より大きくなり、いわゆる superlinearity の特性を示している。

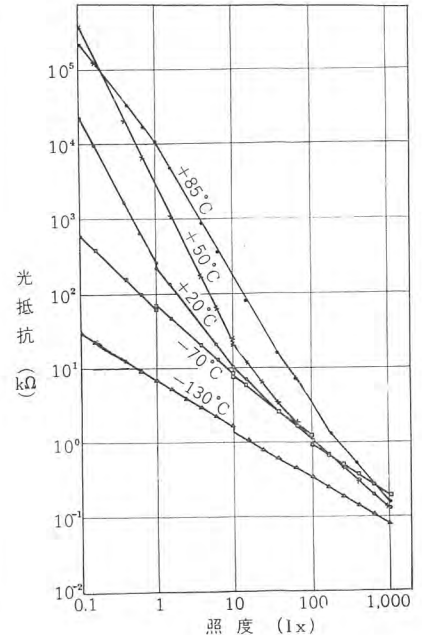
superlinearity は禁止帯中の電子および正孔にたいする両 Fermi-level の間に、二つの異なった束縛準位が存在し、しかも両束縛準位の自由キャリアにたいする捕獲断面積が異なる場合に一種の増感作用が生ずる。このために起る現象でこれについてもすでに詳しく報告した⁽²⁾。

つぎに試料 No. 2, 4, 7 について温度をパラメータとして照度特性を測定した結果を図 3.2 (a), (b), (c) に示した。図 3.2(a) の No. 2 のセルは +20°C まではほとんど変化しないが、+60°C 以上で superlinearity を示す。また No. 4 では +20°C, No. 6 では 0°C 以上で superlinearity がみられる。すなわち CdSe の割合が増すと同時に superlinearity を示しはじめる温度が低下することがわかる。さらに CdSe 100% の試料では -40°C 以上で、CdS 100% の試料では +120°C 以上でみられる。もちろんこの温度は不純物の濃度そのほかによって大きく変化することは当然考えられる。

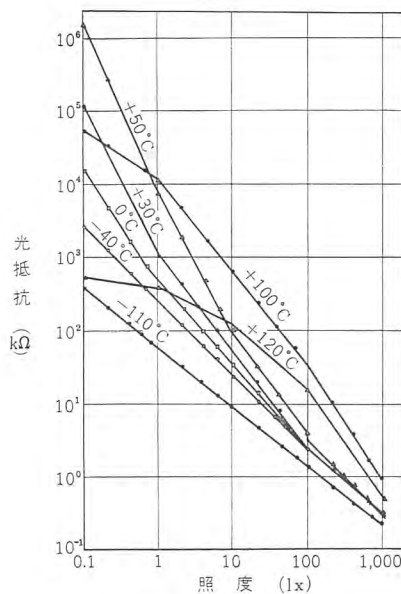
図 3.3 に CdSe の重量%にたいして、superlinearity が生じはじめる温度をプロッ



(a) 試料 No. 2



(b) 試料 No. 4



(c) 試料 No. 6

図 3.2 CdS・CdSe 固溶体焼結膜の照度特性
Fig. 3.2 Illumination properties of CdS・CdSe solid solution sintered layers.

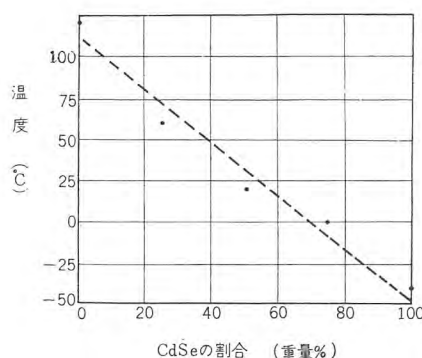


図 3.3 CdSe の割合にたいする superlinearity 発生温度特性
Fig. 3.3 Weight proportion of CdSe vs. temperature in which superlinearity appeared.

トした。図からわかるように CdSe の重量%が増すと同時に superlinearity を示しはじめる温度は低下している。このことから固溶体ではエネルギーギャップが CdS 100% の 2.4 eV から CdSe 100% の 1.7 eV までその比に応じて連続的に変化することがわかる。したがって Svac, Cdvac, Cu, Cl の不純物単位などの深さもそれぞれエネルギーギャップの大きさに応じて変化していることが当然予想される。

図 3.2 (c) からわかるようにあまり温度が高くなると再び superlinearity を示さなくなる。これは 2 種の束縛中心のうちの一方が温度のために束縛単位としての役割を失い、単なるトラップ単位として働らくようになるためである。

3.2 分光感度特性

固溶体においてももっとも興味あるものの一つにエネルギーギャップの移動がある。前にも記したようにこの実験の大きな目的の一つもこのエネルギーギャップの変化を利用して、分光感度ピークを任意の波長にもって行くことにある。実際 CdS 100% の試料 No. 1 では CdS の固有吸収端である 2.4 eV に相当する 5,160 Å に、また CdSe 100% の試料では 1.8 eV に相当する 7,300 Å に分光感度のピークを示し、この間 CdS と CdSe の比に応じて連続的に移動していることが図 3.4 からわかる。図 3.4 は CdS にたいする CdSe の比を増した場合の試料 No. 1, 3, 4, 5 の各セルの分光感度曲線を示している。主ピークのほかに長波長側に第 2 の山がみられるが、これは活性化不純物として添加した Cu による単位が価電子帯のうえ数 eV のところにできて、この単位が

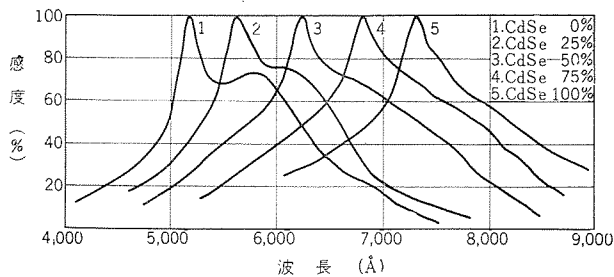


図 3.4 分光感度特性

Fig. 3.4 Wavelength dependency of photo conductivity.

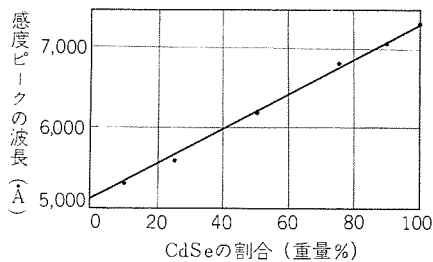


図 3.5 CdSe の割合に対する分光感度ピークの波長

Fig. 3.5 Weight proportion of CdSe vs. wavelength of photo conductivity peak.

ら伝導帯に光励起された電子によって光伝導が生じていることを示している。

CdS・CdSe の比にたいする分光感度のピーク値をプロットすると図 3.5 のようになる。すなわち CdS・CdSe 固溶体のエネルギー・ギャップが前にも述べたように CdS の 2.4 eV から CdSe の 1.8 eV まで両者の比に応じて変化していることを示している。

3.3 温度特性

CdSe セルは温度特性が非常に悪く 0°C から 20°C で付近急激に抵抗が増大する。これは活性剤として導入した Cu (あるいは Cd vac) の不純物準位が価電子帯の上 0.4~0.6 eV 付近にできる。そのため室温付近でこうした不純物準位からトラップされている正孔が価電子帯に熱励起され、伝導帯の自由電子と再結合する結果、伝導に寄与している自由電子の減少をもたらすことに基因している。一方 CdS ではエネルギー・ギャップが 2.4 eV と大きく Cu 不純物準位 (あるいは Cd vac 準位) が 0.8~1.0 eV の深さにできるため 80°C から 100°C までは温度にたいする安定性が比較的良好。

試料 No. 3, 4, 5 の各セルの温度特性曲線を図 3.6 (a), (b), (c) に示した。図からわかるように No. 3 のセルでは照度が 1 lx 程

度になると、60°C 以上で抵抗が増大している。しかし CdSe の割合が大きくなるにしたがって急激な抵抗の増大を示し、しかもこの点ははたいて低温側にずれている。これは CdSe の割合が大きくなるにつれ、前にも記したようにエネルギー・ギャップが減少し Cu の不純物準位もはたいて浅くなることを示している。

さらに温度が上昇すると逆に抵抗の減少を示す。これは S vac あるいは Se vac などによってできる比較的深いドナー準位から、トラップされている電子が熱励起されるために起る現象である。

superlinearity の盛衰と温度の関係および照度の関係をもっと物理的に追求すると非常に興味あるデータが得られると思われるが、それは別の機会にゆずることとする。いずれにしても CdSe の割合が増すとエネルギー・ギャップは減少し、同時にドナー、アクセプタ準位の深さもそれぞれエネルギー・ギャップの大きさに応じて減少することが考えられる。そのため CdSe の割合が増すと当然のことながら抵抗の温度変化は大きくなり、しかもちょうど常温から 0°C にかけて急激な変化をする。このことは実用上困るわけでこの辺の改良についてはさらに不純物濃度を適当に変化して検討を進める必要があり、現在測定中である。

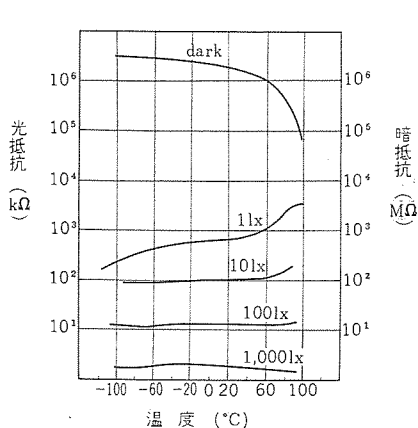
3.4 時定数

CdSe セルは前にも記したように比較的小さい時定数を有するが、一方 CdS は低温、低照度における時定数が非常に大きく数百 msec から数 sec にも達するという大きな欠点をもっている。

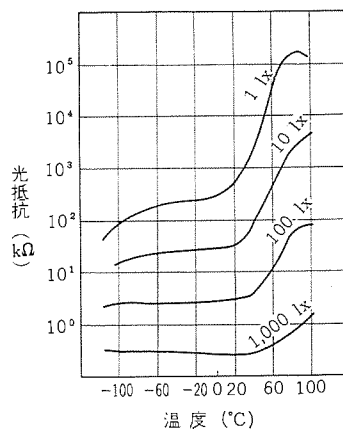
図 3.7 に試料 No. 1, 4, 7 の各セルについて -90°C, 0°C, +70°C の温度で測定した時定数の写真を示した。測定回路は図 3.8 のとおりで、負荷抵抗 R_L は試料の抵抗に比較して無視できる程度の小さな値である。(スポット間隔は 1 msec, ただし試料 No. 1 (c) のみ, 10 msec)。

図 3.9 に No. 1, 4, 7 の各試料の立上がり、立下がり時間を温度の関数でプロットした。照度が 1,000 lx で非常に大きいため CdS セルの時定数も 1 msec から 10 msec と比較的小さい値を示している。一方 No. 7 の CdSe セルは立上がりの -20°C から +30°C 付近をのぞいて非常に早くいずれも 0.8 msec 以下である。しかも温度の上昇とともに減少し 70°C 付近では立上がり 250 μ sec, 立下がり 80 μ sec になっている。立上がりの -20°C から +30°C 付近の値がとびぬけて大きい、この温度範囲はちょうど CdSe セルが superlinearity を示す温度と一致している。

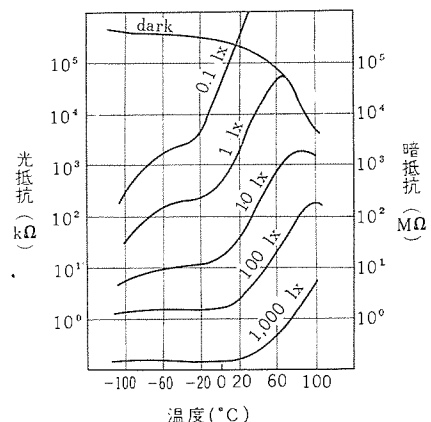
試料 No. 4 の CdS・CdSe 各 50% のセルは、No. 1 と No. 7 両セルの中間的特性を示す。しかし立上がりは温度の上昇とともにわずかながら大きくなり、+20°C 付近をこえると急に大きな



(a) 試料 No. 3



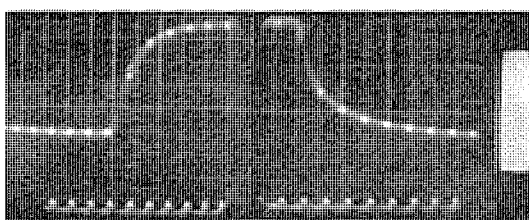
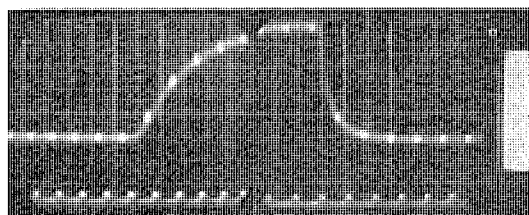
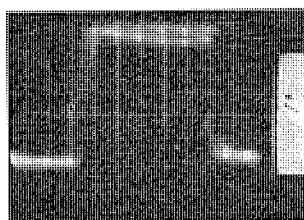
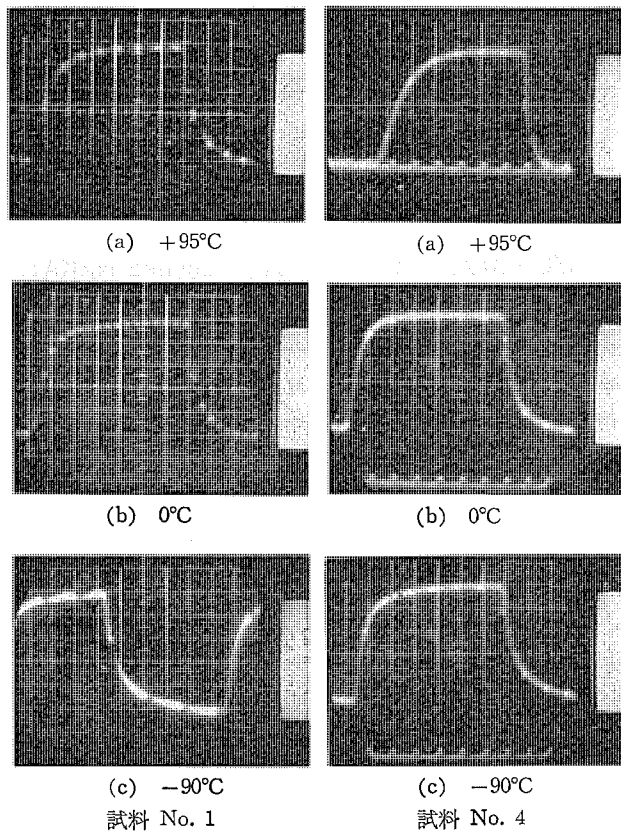
(b) 試料 No. 4



(c) 試料 No. 5

図 3.6 光電導の温度特性

Fig. 3.6 Temperature dependency of photo and dark conductivities.



試料 No. 7

図 3.7 時定数曲線
Fig. 3.7 Time constant curve.

る。これはやはりこのセルがこの温度範囲で superlinearity を示していることと考え合わせると、superlinearity と時定数は直接関係しているといえる。

実際に superlinearity は自由電子の寿命が非常に大きくなることによって起る現象であることから、superlinearity を示す範囲では時間遅れが急に大きくなるというこの実験結果はうなずけよう。

CdS・CdSe 固溶体焼結膜の光導電特性・伊吹・吉沢・安川

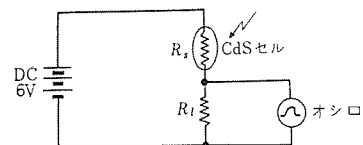


図 3.8 時定数測定回路
Fig. 3.8 Measuring circuit of time constant ($R_s \gg R_e$).

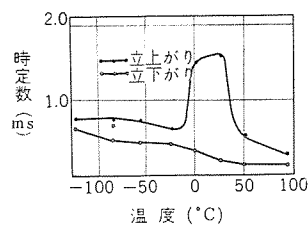
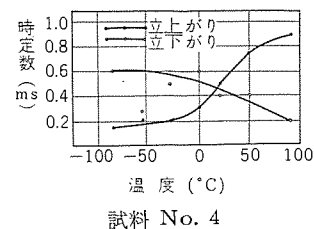
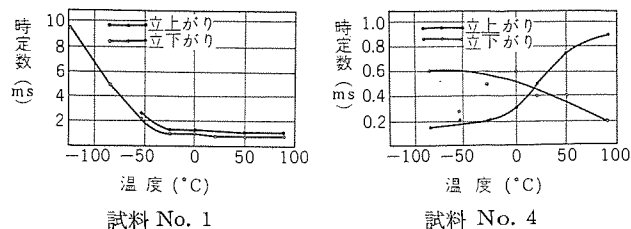


図 3.9 温度-時定数特性
Fig. 3.9 Temperature vs. time constant.

4. 検 討

CdS・CdSe 固溶体焼結膜の光導電特性のうち主として照度一抵抗特性，分光感度特性，温度特性，時定数特性について測定した結果を述べた。

電圧一電流特性は，CdS・CdSe 各セルのときとほとんど同様で， $I \propto V^{1.2}$ で変化する。

最後に得られた結果を簡単にまとめてみると次のようになる。

- (1) 波長感度特性は CdS 100% の 5,160 Å から CdSe 100% の 7,300 Å まで CdS・CdSe の比に応じて分光感度のピーク値が連続的に変化する。
- (2) 温度特性は CdSe の重量%が増すにしたがって，温度にたいする安定性が非常に悪くなりしかも抵抗が急変する温度はしだいに低温側へ移動する。
- (3) 時定数は CdSe の重量%が増すにしたがってしだいに小さくなる。しかし superlinearity が生ずる温度あるいは温度範囲では時定数はとびぬけて大きい値を示す。
- (4) 照度特性は CdSe 100% では室温でも superlinearity を示し，CdSe の重量%が低下するにしたがって superlinearity が生ずる温度はしだいに高くなる。

すなわちこれらの実験結果は次のことを示している。

- (1) エネルギーギャップは CdS 100% の 2.4 eV から CdSe 100% の 1.7 eV まで重量%に応じて連続的に変化している。
- (2) Cu 不純物，Cd vac，S vac，Se vac，Cl などの不純物単位はエネルギーギャップの大きさに応じてやはり連続的に変化している。

参 考 文 献

- (1) 山下，伊吹，吉沢：「三菱電機」35，1366 (昭 36)。
- (2) 伊吹，吉沢：応用物理，31，124 (昭 37)。

シリコン制御整流素子

研究所 清水潤治*・杉本和彦*・中田仗祐*

Silicon Controlled Rectifier

Research Laboratory Junji SHIMIZU・Kazuhiko SUGIMOTO・Jōsuke NAKATA

Silicon controlled rectifiers CR5, CR20 and CR100 are respectively possessed of 5A, 20A and 100A allowable average forward current and each with peak reverse voltage of exceeding 400V. Important characteristics of rectifiers to make good applications to the industry are forward blocking voltage, peak reverse voltage, gate current to fire, power handling capability, turn-on time and turn-off time. These characteristics have been measured with samples manufactured for trial. As the matters giving effect to these various characteristics, the width of each layer of PNPJ junction, impurity concentration and life time of minority carrier are considered. The temperature dependency of forward blocking characteristic is largely affected by leakage current component. When this value is large, the blocking voltage tends to become lowering at high temperature. One of the features of these rectifiers is that they are fabricated by joint application of diffusion and alloying process. This method requires shallow and flat alloyed junction in comparison with the double diffusion process. This is rather difficult from the technical viewpoint. But thus completed apparatus, being free from deterioration of soldered parts, can be expected to have longer life and safe characteristics.

1. ま え が き

シリコン制御整流素子はPNPN 4層接合より構成された3端子素子であって、電流制御の可能な整流素子として格子制御三極放電管に類似の特性を有するものである。4層接合の2端子特性についてはすでに Shockley 等により理論的検討がなされていたが⁽¹⁾、これによる実際の素子は比較的新しいPNPN接合の2端子素子が開発され、つづいて制御用端子が取出された3端子素子が実現す

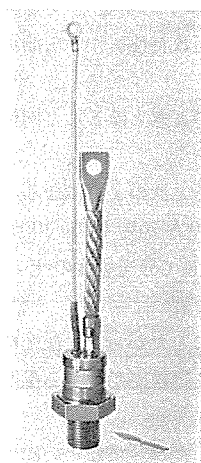


図 1.2 CR100 の外観
Fig. 1.2 Type CR100 silicon controlled rectifier.

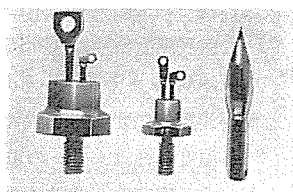


図 1.1 CR5, CR20 の外観
Fig. 1.1 Type CR5, CR20 silicon controlled rectifiers.

るに至り、そのスイッチング特性が着目されるようになった。これに伴ってそのスイッチ機構や特性について Moll 等による解析⁽²⁾を始めとして多くの研究報告がある。

シリコン制御整流素子の特長として、小形軽量であること、フィラメント加熱電流を必要としないことなどの通常の半導体素子に共通するもの以外にそのスイッチング速度が放電管に比較して速いことがあげられる。したがって放電管の置き換えのみならず、これまで放電管で不可能、あるいは至難であった用途、たとえば静止スイッチ、高周波発振用といった新しい利用法もきわめて有望となった。

研究所で開発を進めてきたものは CR5, CR20 形の中容量素子、ならびに CR100 形の大容量素子であるが、このたび試作ができた。これらは図 1.1, 図 1.2 に示す外観を有するもので、それぞれ 5A, 20A, 100A の電流容量を持ち、いずれも 400V をこえるピーク逆方向電圧を有するものである。図 1.3 は試作 CR100 形制御整流素子の逆方向および順方向阻止の電圧電流特性の一例を示すものである。

以下はこれらの電気的特性、構造、ならびに特長についての検討結果である。

2. 電気的特性

PNPN 4層接合のスイッチング特性の解析については Moll⁽²⁾を始めとして Jonsher⁽³⁾, Holonyak⁽⁴⁾ や Mackintosh⁽⁵⁾ たちによって行なわれている。その電圧電流特性は図 2.1 に示すようなものである。逆方向特性は通常の整流素子と同じで一定のピーク逆方向電圧を持っているが、順方向ではゲートに信号がないときには、ほぼピーク逆方向電圧に近い電圧値に到達するまで電流を流さない。この電圧は順方向阻止電圧 (Breakover Voltage) といわれ、ゲート入力の増加とともに減少し、点弧ゲート電流においてはほとんど 0 になる。

素子がいったん通電状態に入ると、ゲート信号がなく

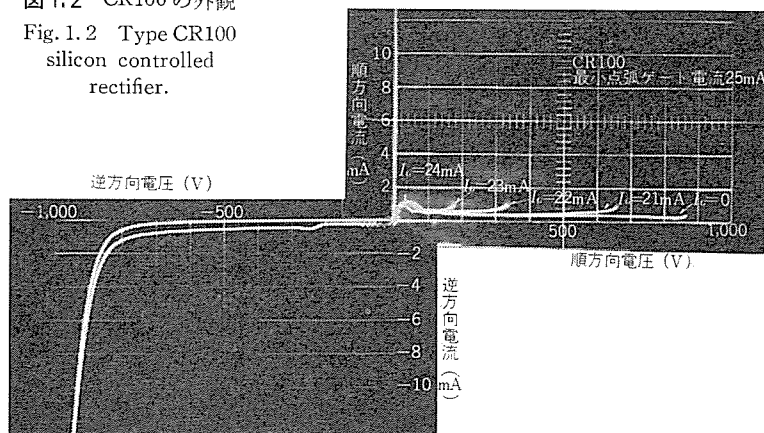


図 1.3 CR100 の電圧電流特性

Fig. 1.3 V-I Characteristics of CR100 seen on an oscilloscope.

表 2.1 CR5, CR20, CR100 の規格

電気的特性

	CR 5	CR 20	CR 100
最小順方向阻止電圧, V_{BO} at $T_i=100^\circ\text{C}$	50~400	50~400	50~400 (V)
最大順方向(off 時), 逆方向漏れ電流 at $T_i=100^\circ\text{C}$	3	15	50 (mA)
最大順方向降下電圧 V_f (定格直流値において)	1.3 (at 5A)	1.3 (at 20A)	1.3 (at 100A) (V)
通電させるための最大ゲート電流, I_g at $T_i=25^\circ\text{C}$	15	50	150 (mA)
通電させるための最大ゲート電圧, V_g at $T_i=25^\circ\text{C}$	3.5	3.5	3.5 (V)
代表的なターンオン時間 (t_d+tr)	1~4	1~4	1~4 (μS)
代表的なターンオフ時間 (t_o)	10~30	10~30	10~30 (μS)

最大定格

	CR 5	CR 20	CR 100
ピーク逆方向電圧 PRV, at $T_j=100^\circ\text{C}$	50~400	50~400	50~400 (V)
平均順方向電流 I_f	5	20	100 (A)
1 c/s 過電流 I_{purge}	80	300	1500 (A)
ピークゲート電流	1	2	2 (A)
ピークゲート電圧 (正方向)	10	10	10 (V)
ピークゲート電圧 (逆方向)	5	5	5 (V)
動作温度	$-30^\circ\text{C} \sim 100^\circ\text{C}$		

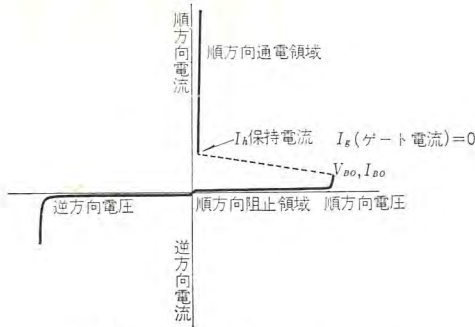


図 2.1 PNPN 接合の電圧電流特性
Fig. 2.1 Typical V-I characteristic of a PNPN junction.

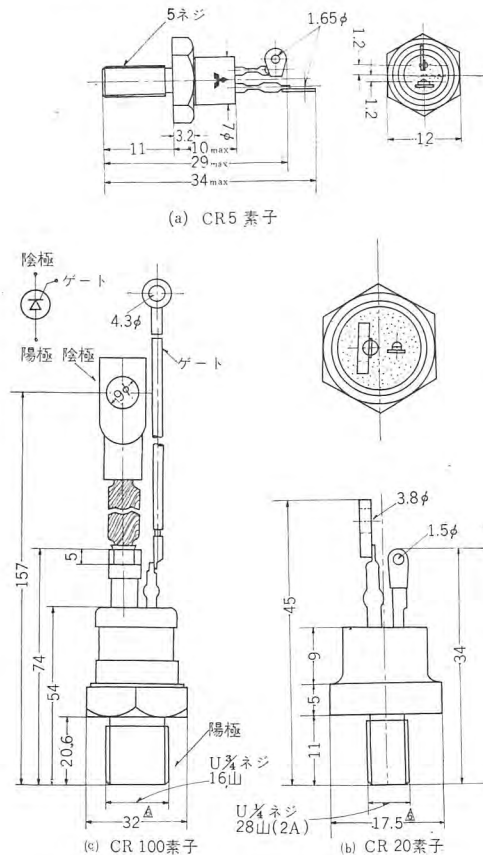


図 2.2 CR5, CR20, CR100 の外形寸法図
Fig. 2.2 Outline dimensions of type CR5, CR20, and CR100 cells.

なってもそのままの状態を継続する。阻止状態に復帰するには素子への電圧を逆転するか、あるいは通電電流を保持電流 (Holding Current) 以下にしなければならない。

このたび開発したシリコン制御整流素子は CR5, CR20, CR100 の3種でそのおもな電気的特性を表 2.1 に、またその外形寸法を図 2.2 に示した。

シリコン制御整流素子をスイッチ素子として使用するときに問題となる電気的特性は、順方向阻止電圧、逆方向電圧、点弧ゲート電流、電流容量等であり、さらにインパルス素子として使用するとき問題となるのはスイッチング時間である。以下これらについて検討する。

2.1 順方向阻止電圧

いま4層接合 $N_E P_B N_B P_E$ において各接合を図 2.3 に示すように $J_1 J_2 J_3$ とする。また α_N, β_N を $N_E P_B N_B$ および $P_E N_B P_B$ をそれぞれトランジスタとしてみなしたときの電流増幅率とし、同様に β_N を $N_E P_B N_B$ 接合におけるエミッタ接地のときの電流増

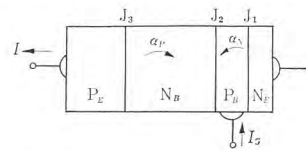


図 2.3 制御整流素子の4層構造
Fig. 2.3 Schematic of the PNPN controlled rectifier.

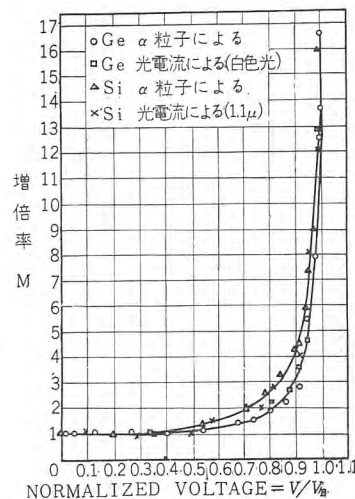


図 2.4 降伏電圧と M の関係
Fig. 2.4 Relations between the multiplication factor M and the breakdown voltage.

幅率とする。接合部 J_2 における電子および正孔の増幅率を M_N, M_P とし、また接合部 J_2 の飽和電流を I_{s2} , 漏れ電流を I_{L2} とする。ゲート電流 I_g 素子を通る電流 I をそれぞれ図のようにとると、 I は式 (2.1) のようにあらわされる⁽⁶⁾。

$$I = I(M_N \alpha_N + M_P \alpha_P) + I_{s2} + I_{L2} + I_g \beta_N \quad (2.1)$$

$$\therefore I = (I_{s2} + I_{L2} + I_g \beta_N) / \{1 - (M_P \alpha_P + M_N \alpha_N)\} \quad (2.2)$$

さて M_P, M_N は次式で与えられる。

$$M = 1 / \{1 - (V/V_B)^n\} \quad (2.3)$$

V_B : 降伏電圧

n : 材料および接合の形により定まる定数で 1~4 程度である⁽⁷⁾。

したがって M は電圧の関数であり図 2.4⁽⁸⁾ のような値をとる。電流増幅率はシリコンではトラップのために⁽⁹⁾あるいはベース領域に電流によって生じる電界のために電流依存性があり、たとえ

図 2.5 制御整流素子の α の電流依存性

Fig. 2.5 Alpha as a function of emitter current in silicon controlled rectifiers.

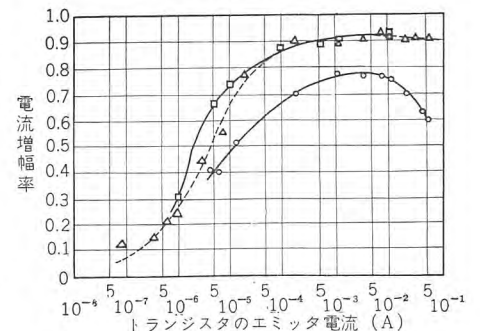


図 2.6 シリコンの電流増幅率 α の電流依存性

Fig. 2.6 Alpha as a function of emitter current on silicon transistors.

ば図 2.5, 図 2.6⁽²⁾ のように電流にしたがって大きくなる。

飽和電流 I_S は主として温度によって変化し、逆方向電圧によらない値であって一般に次式のように表わされる。

$$I_S = q(D_p n_i^2 / L_p n_N + D_n n_i^2 / L_n p_P) \dots\dots\dots (2.4)$$

ここで q は電子の電荷であり、 L_N , L_P はそれぞれ少数キャリアとしての電子および正孔の拡散距離、 D_N , D_P はそれぞれ電子および正孔の拡散定数、 n_N は N 形半導体中の電子密度で、 p_P は P 形半導体中の正孔密度である。 n_i は固有半導体の電子密度であって、 n_i^2 は温度に対して指数関数的に増加するので I_S は温度に依存する。ただシリコンにおいては n_i が小さいため I_S は常温～100°C ではきわめて小さく、逆方向電流として観測されるのは主として漏れ電流 I_L である。これはシリコン表面に吸着した分子等により生成したいわゆるチャネルによって生じるもので、ふんい気、温度、電圧等により大きく変化する。この外にシリコンには空乏層や表面に再結合中心があるときには、逆電圧印加時にキャリアが生成されるために流れる生成電流がある⁽⁹⁾。しかしこれも小電流領域 (10^{-6} A/cm²) や低温領域で問題になるがここで取扱う範囲では除外できる。さて素子を 2 端子と考えたばあいの順方向阻止状態から通電状態に移行する条件は式(2.2)において $I_G = 0$, および $I = \infty$ すなわち分母を 0 とおけばよい。このとき ($M_P \alpha_P + M_N \alpha_N$) = 1 になる。これには次の二つの状態が考えられる。

(1) 漏れ電流分が小であるとき、 $I_{L2} \approx 0$ 。このとき逆電流分は I_{S2} でありこれは非常に小さく、かつ電圧によらないから I は飽和特性を示す。電圧が V_B 近くになると M_P , M_N が増大して $M_P \alpha_P + M_N \alpha_N$ が 1 に近づき素子は通電状態に入る。このようなときには、 $M_P M_N$ の温度依存性は小さく、かつなだれ降伏電圧 V_B は正の温度係数をもつから、温度が上昇すると V_B はかえって大きくなる。したがって漏れ電流分の小なる素子では高温域において V_{BO} が増大するから望ましい特性といえる。この測定例を図 2.7 に示す。

(2) I_{L2} のあるとき、実際の素子においては逆電圧によって増大する漏れ電流 I_{L2} を完全になくすることは困難である。この電流は J_2 では表面を流れるが J_1 , J_3 から注入されるので、図 2.5 からわかるように α_N , α_P の増大をまねき $M_P \approx M_N \approx 1$ であっても $\alpha_N + \alpha_P = 1$ となる。すなわち V が V_{BO} よりかはるかに低い所でも式(2.2)の分母が 0 となり、図 2.8 の(2)に示すように通電状態に入る。 I_{L2} は一般に温度の上昇とともに増大する。したがって α も温度の上昇とともに増大することになり、 V_{BO} の低下がおこる。実際の素子には少ないとはいえず I_{L2} が存在

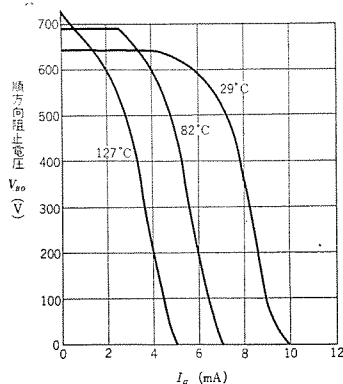


図 2.7 順方向阻止電圧 V_{BO} とゲート電流特性

Fig. 2.7 The dependence of the breakover voltage on gate current.

するためこれが高温領域で V_{BO} の低下をきたす原因になり、素子の温度上昇の限界を決定する要因になる。このように制御整流素子においては中

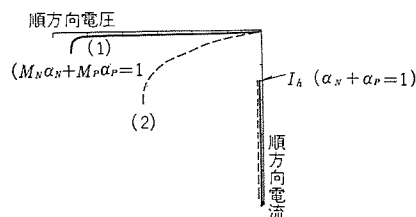


図 2.8 順方向阻止電圧電流特性

Fig. 2.8 Forward V-I breakover characteristics.

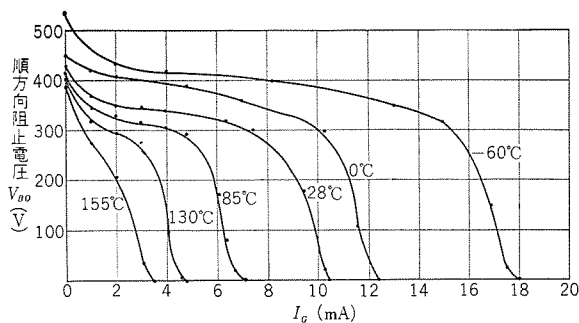


図 2.9 順方向阻止電圧とゲート電流特性

Fig. 2.9 The dependence of the breakover voltage on gate current.

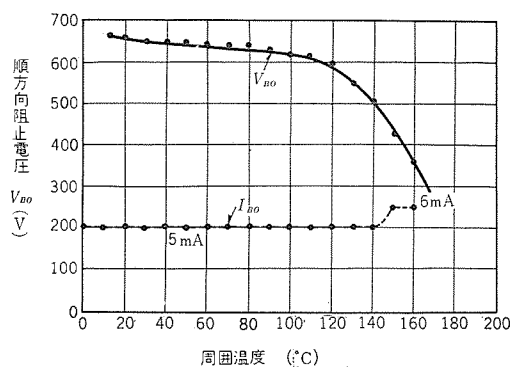


図 2.10 順方向阻止電圧の温度特性

Fig. 2.10 The breakover voltage vs temperature.

央の接合での漏れ電流はたんにその接合部での発熱の増大をきたすのみでなく V_{BO} に影響を与える。したがって漏れ電流を少なくすることが素子製作上の重要点の一つになる。 V_{BO} の温度変化の一例を図 2.9 と図 2.10 に示す。この外に V_{BO} に影響するものとして P_B 層での Punch-through 現象があるがこれは次の 2.2 で検討する。

2.2 ピーク逆方向電圧

逆方向電圧が印加されたときは図 2.3 において接合 J_1 , J_3 は逆方向にバイアスされている。しかし通常の製法によったものでは P_B , N_E 層の不純物濃度は大きく、 J_1 での降伏電圧は低いためから逆方向電圧は J_3 によって決まる。したがって N_B , P_E 層間の接合 J_3 のピーク逆方向電圧が問題となる。このばあい J_3 のピーク逆方向電圧において N_B および P_E 層で突きぬけ (Punch-through) をおこさないようこれらの厚みが設計されていなければならない。

以下この二つにわけて述べる。

(1) 降伏電圧

P_E は拡散で形成されるときが普通であるが拡散接合の降伏電圧 V_B に影響を与えるものとして拡散深さ x_j と比抵抗 ρ があげられる。

拡散接合を簡単のために直線傾斜接合で近似したばあい、ポアソンの式を解くと

$$V_B^2 \cdot a \propto E_{\max}^3 \dots\dots\dots (2.5)$$

a : 不純物密度 ρ の配

$E_{\max}$: 降伏電圧 V_B が加わったときに生じる接合部の最高電界の強さ

がえられる。ここで降伏のおきるときには $E_{\max}$ がほぼ一定であるとみなせるとすると

$$V_B \propto a^{-1/2} \propto (Dt)^{1/4} \propto x_j^{1/2} \dots\dots (2.6)$$

D : 拡散する不純物の拡散定数

t : 拡散時間

なる式が与えられる。したがってこのようなときには拡散深さ x_j を増すことによって式 (2.6) のように V_B が高くなるといわれている⁽¹⁰⁾⁽¹¹⁾。

比抵抗の影響としては次の実験式があげられる。一つは⁽¹²⁾

$$V_B \cong 2,000 (L \cdot \rho_N)^{0.351} \quad (2.7)$$

$$V_B \cong 1,500 (L \cdot \rho_P)^{0.351} \quad (2.8)$$

ここで $L = (D_t)^{1/2}$, ρ_N , ρ_P はそれぞれ N 形および P 形 ベースの比抵抗である。

いま一つは拡散深さを $\sim 25 \times 10^{-3}$ cm に一定にしたときについて⁽¹³⁾⁽¹⁴⁾

$$V_B \cong 140 (\rho_N)^{0.39} \quad (2.9)$$

$$V_B \cong 52 (\rho_P)^{0.39} \quad (2.10)$$

が与えられている。

高比抵抗のシリコンを用いた拡散形接合においては逆方向印加電圧を高めてゆくと接合容量の電圧依存性が $-1/3$ 乗側から $-1/2$ 乗側に次第に移ってゆく。したがって高比抵抗のシリコンの拡散接合の降伏電圧は高い逆方向電圧においては直線傾斜接合というよりもむしろ階段状接合と考えてもよい特性を示してくる。降伏電圧の高い素子は P_E を拡散で作成したときも合金で作成したときと同様に階段状接合の降伏電圧として実験的に示されている。

$$V_B \cong 86 \rho_N^{0.61} \quad (2.11)$$

$$V_B \cong 23 \rho_P^{0.75} \quad (2.12)$$

を用いてさしつかえないものとおもわれる⁽¹⁵⁾。

(2) 空乏層

PN 接合が突き抜け (Punch-through) により降伏を生じないためには、ベース層の厚みがピーク逆方向電圧における空乏層の厚みより小であってはならない。したがって空乏層がベース層の厚みの設計の一つの条件になる。拡散された PN 接合における空乏層の計算はいずれも近似式によりいろいろ表わされているが⁽¹⁴⁾⁽¹⁶⁾⁽¹⁷⁾⁽¹⁸⁾ここでは比較的簡単なばあいの式だけをあげよう。

シリコンにおいて直線傾斜接合と考えたとき、逆方向電圧 V に対する空乏層の幅 W_L はポアソンの式を解くと次式のようにになる。

$$W_L = 430 (V/a)^{1/3} \quad (\text{cm}) \quad (2.13)$$

ここで $a [\text{cm}^{-4}]$ は接合部の不純物密度 ρ の配であり近似的に次式で与えられ、計算で、あるいは接合容量 C の測定から求めることができる。

$$a = dC/dx|_{x=x_j} = N_I \cdot x_j / 2Dt^{(14)} \quad (2.14)$$

N_I : ベースの不純物密度 (数/cm³)

拡散層における空乏層の広がり方は、ベースの比抵抗が高く、しかも印加された逆電圧が V_B に近いときは前述のように階段状接合として取扱うことが可能になる。したがってこのようなときの空乏層の幅を W_S とすると、合金で P_E を作成したときと同様に

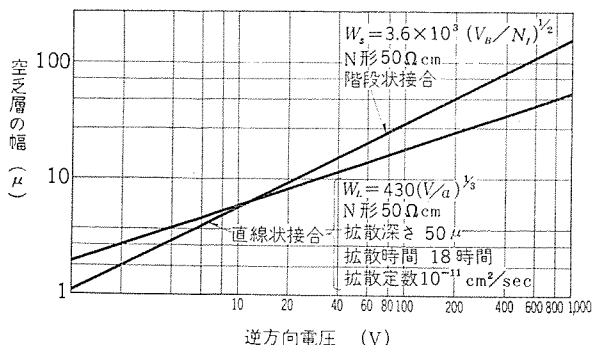


図 2.11 空乏層の計算例

Fig. 2.11 The theoretical width of the depletion layer as a function of reverse voltage.

解くことができ、次のように表わされる。

$$W_S = (2\varepsilon/q)^{1/2} (V_B/N_I)^{1/2} \cong 3.6 \times 10^{-3} (V_B/N_I)^{1/2} \quad (\text{cm}) \quad (2.15)$$

ベースの比抵抗がきまるとそれらの式 (2.13) (2.14) (2.15) より空乏層の幅がわかる。図 2.11 は N 形比抵抗 $50 \Omega \text{cm}$ の結晶について図示の条件を入れて空乏層の広がり計算した一例である。以上の空乏層の厚みから突き抜け (Punch-through) を起さないためのベース層の最小の厚みが求まってくる。

2.3 点弧ゲート電流

制御整流素子においては図 2.3 に示すようなゲート電流 I_g を流すことによって一方の接合からキャリアの注入をおこし、これ

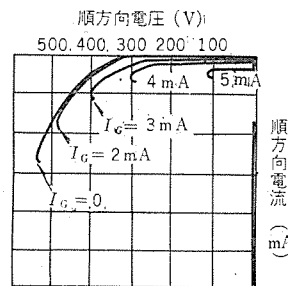


図 2.12 順方向電圧電流特性
Fig. 2.12 Forward V-I characteristics of silicon controlled rectifier for different gate currents.

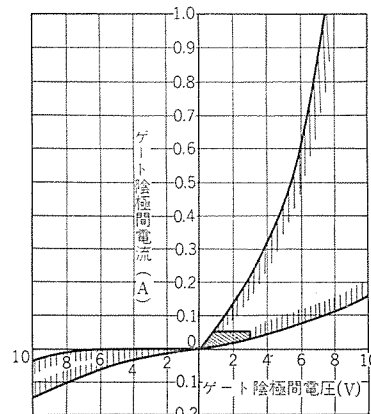


図 2.13 ゲート陰極間電圧電流特性 (CR20)

Fig. 2.13 Gate characteristics of type CR20 controlled rectifiers.

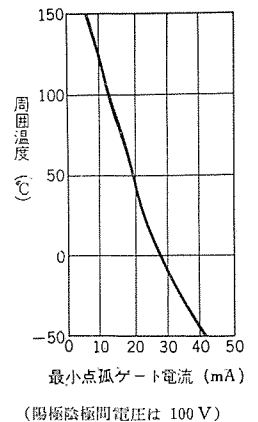


図 2.14 最小点弧ゲート電流の温度特性 (CR20)
Fig. 2.14 The minimum gate current to fire as a function of ambient temperature.

によって α_N を増大させる。この結果式 (2.2) からわかるように $M_P = M_N \cong 1$ においても $\alpha_N + \alpha_P = 1$ になり素子は通電状態に入る。このために図 2.7 図 2.9 または図 2.12 に示されるようにゲート電流値の増加にともなって V_{BO} が減少してゆき、ついに順方向阻止電圧が消失して通常のシリコン整流素子と同じような特性になる。阻止電圧が消える最小ゲート電流を最小点弧ゲート電流という。ゲート陰極間の電圧電流特性は、たとえば CR20 においては図 2.13 の範囲にある。すなわち通電状態にするために必要なゲート入力図 2.13 の斜線の部分にある。最小点弧ゲート電流は図 2.7 図 2.9 および図 2.14 からわかるように温度が上がるにつれて小になる。これは α_N , α_P の温度依存性のためである。

制御整流素子においてゲート電流は $N_E P_B$ 接合の順方向に加えられるからこれに要する電圧も低いので、制御に必要なゲート入力信号の電力はきわめてわずかですむ。たとえば CR100 において通電電流 100A 阻止電圧 400V として制御電力は 40 kVA になり、一方ゲート入力としては数 10 mW でよく、しかもパルス

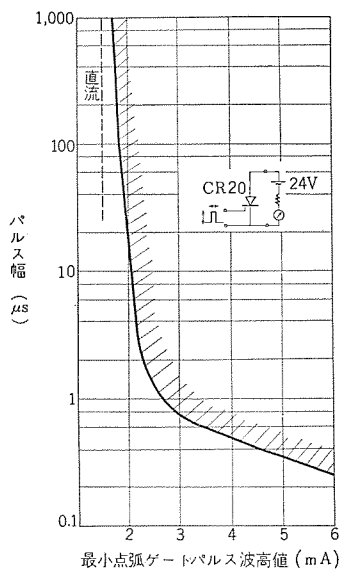


図2.15 ゲートパルス 電流による点弧特性

Fig. 2.15 Relation between amplitude and diviation of pulse current for firing.

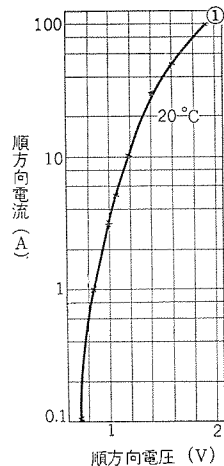


図 2.16 CR5 の順方向特性

Fig. 2.16 Typical forward characteristics of CR5 controlled rectifier for the conducting state.

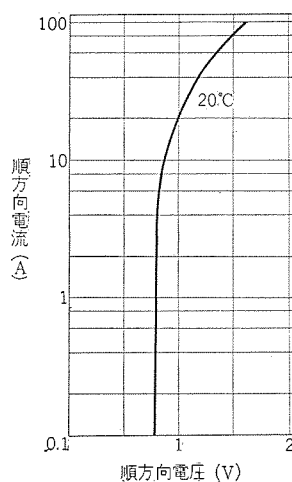


図 2.17 CR20 の順方向特性

Fig. 2.17 Typical forward characteristics of CR20 controlled rectifier for the conducting state.

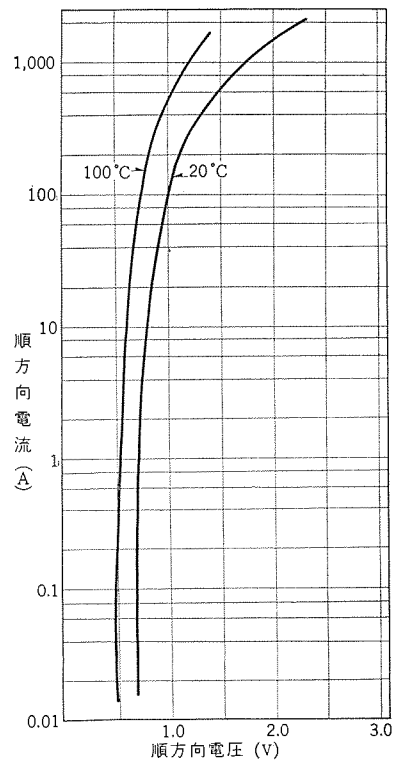


図 2.18 CR100 の順方向特性

Fig. 2.18 Typical forward characteristics of CR100 controlled rectifier for the conducting state.

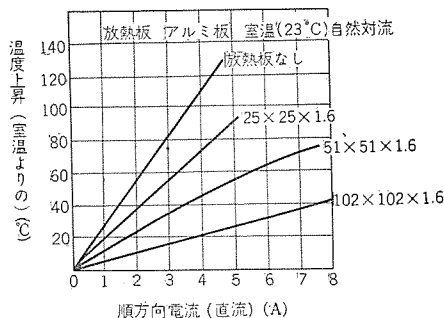


図 2.19 CR5 の通電電流による温度上昇

Fig. 2.19 Temperature rise vs current characteristics.

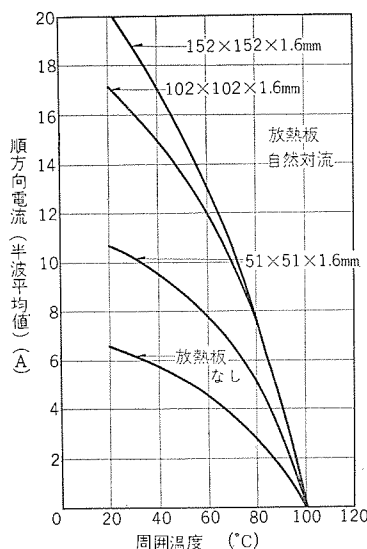


図 2.20 CR20 の最大許容電流値

Fig. 2.20 The maximum forward current vs ambient temperature for CR20 controlled rectifier.

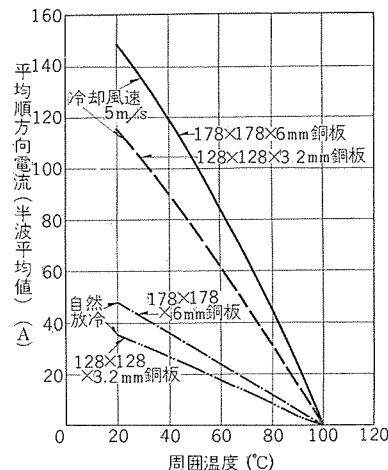


図 2.21 CR100 の最大許容電流値

Fig. 2.21 The maximum forward current vs ambient temperature for CR100 controlled rectifier.

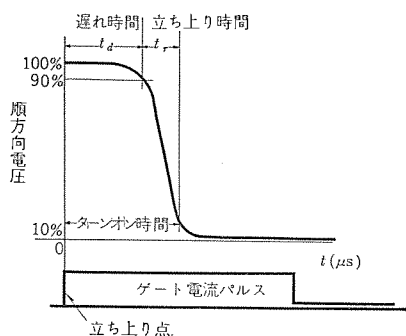


図 2.22 ターンオン 時間の定義

Fig. 2.22 Typical turn-on time.

入力でよいから利得としては 10^6 程度あることになる。前述のように素子は ゲート 入力信号がなくなっても通電をそのまま続けるから、ゲート 信号として パルス を用いることが多い。このばあい、パルス 幅と最小点弧 ゲートパルス 波高値との関係は、たとえば CR20 においては、図 2.15 のとおりである。実際上の パルス 幅の限度は $0.1 \sim 0.2 \mu s$ 程度である。

2.4 電流容量

CR5, CR20 および CR100 の通電状態における順方向電圧電流特性はそれぞれ図 2.16, 図 2.17, 図 2.18 に示される。素子は 4 層構造で三つの接合部を含んでいるにもかかわらずその電圧降下はほぼ単一の接合のものに近い。これは通電状態で、中央の接合 J_2 も順方向に バイアス されているために、素子にかかる順方向電圧は三つの和 $V_{J1} + V_{J2} + V_{J3}$ となって J_1, J_3 にかかる順方

向電圧の和の計算値より少なくなるからである。流しうる電流容量は CR5, CR20, CR100, に対して、それぞれ図 2.19 図 2.20, 図 2.21 から知ることができる。このときの電流上限は、順方向電流による電力損によって生じた接合温度の上昇のために 2.1 で述べたように V_{BO} が定格値より低下しないような点で定められる。さらに接合部の温度が上昇すると ゲート はその制御作用を消失してしまい、ついには素子は単なる整流素子としての動作しかしないようになる。

2.5 スイッチ時間

(1) ターンオン 時間

定義は図 2.22 に示すように制御整流素子を点弧して導通状態にスイッチ させるときに ゲート 電流 パルス の立ち上がり点から素子の順方向電圧が最初の値の 10% になるまでの時間をいい、図

2.22 に示すようにこの時間はさらに順方向電圧が 90% になるまでの時間である遅れ時間と残りの時間の立ち上がり時間とにわけられる。ターンオン時間として Jonsher⁽⁶⁾ にならって次の四つの時間が考えられる。

ターンオン 時間

$$= t_1 + t_2 + t_{RC} + t_{BD}$$

ここに t_1 は図 2.23 において J_1 に順方向電圧をかけることによって N_E より注入された電子が N_B 層に到達するまでの時間で、 $N_E P_B N_B$ をトランジスタと考えると Moll によって与えられたエミッタ接地の立ち上がり時間に相当する。

$$t_1 = \{1/(1-\alpha_N)\omega_N\} I_{n1} I_G / \{I_G - 0.9(1-\alpha_N) \cdot I_{n1}\} \quad (2.16)$$

ここに α_N , ω_N は $N_E P_B N_B$ の電流増幅率およびシャ断周波数である。 t_1 後に N_B に到達した電子のため P_E から正孔が注入され、さらに t_2 後にこれらの正孔が J_2 に到達する。この時間は β_N をエミッタ接地のときの電流増幅率とすると、 N_B に $\beta_N I_G$ の電子電流が流れ込んだことになり、 $P_E N_B P_B$ をトランジスタと考えると式 (2.16) と同様に次式で与えられる。

$$t_2 = \{1/(1-\alpha_P)\omega_P\} I_{n2} I_B / \{\beta_N I_G - 0.9(1-\alpha_P) I_{n2}\} \quad (2.17)$$

$t_1 + t_2$ 後において電流増幅率の和が $\alpha_N + \alpha_P \geq 1$ となれば J_2 の電位は逆転し正方向にバイアスされ始める。 t_{RC} は J_2 接合で逆方向から正方向に変化するためにキャリアが空乏層を埋めるに要する時間である。 t_{BD} はもしベース抵抗があれば $\alpha_N + \alpha_P \geq 1$ は局部的であってこれが全面に広がるまでの時間である。 t_1 , t_2 は主としてゲート電流に関係し、遅れ時間に影響し、 t_{RC} , t_{BD} は主として負荷電流に関係し、立ち上がり時間に関連するものと思われる。

実験的にターンオン時間に影響するおもなものはゲート電流と負荷電流である。すなわちゲート電流値は遅れ時間に、負荷電流は立ち上がり時間にも影響し、負荷電流が大きいほど立ち上がり時間は長くなる。ゲート電流によるターンオン時間の変化の一例として CR20 に対する測定値は図 2.24 に示されている。ゲート電流がパルスするときパルス幅がターンオン時間より長い時はターンオン時間にあまり関係しないが、図 2.25 の 3, 4, 5 のようにタ

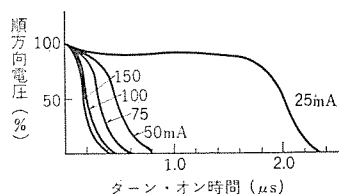


図 2.24 ゲート電流値とターンオン時間

Fig. 2.24 Turn-on curves for different gate currents.

図 2.25 ゲートパルス幅とターンオン時間

Fig. 2.25 Relations between turn-on curves and gate pulse duration.

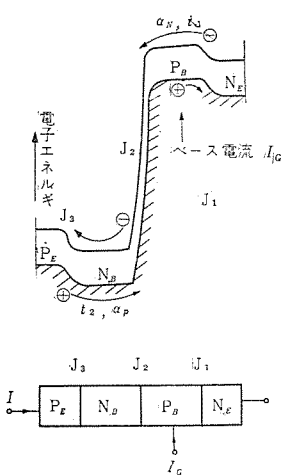
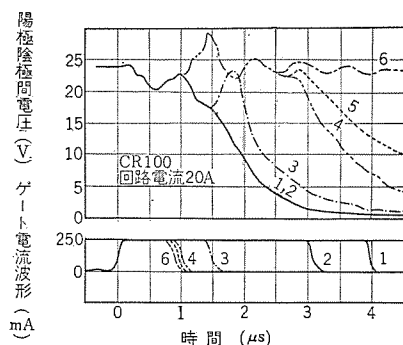


図 2.23 ゲートパルス電流によるターンオン
Fig. 2.23 Triggering by the base pulse.

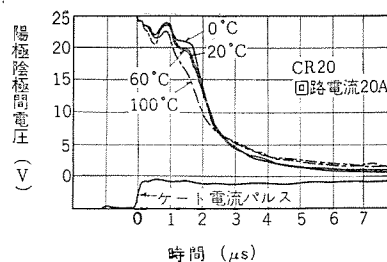


図 2.26 ターンオン時間の温度特性

Fig. 2.26 Turn-on curves as a function of temperature.

ーンオン時間より短いときには順次、遅れ時間、立ち上がり時間とも大きくなって最後には図 2.26 の 6 のように振動だけおこしてターンオンしなくなる。この図ではゲートパルス幅は $1\mu s$ が限度であるが、パルス波高値を高くすることによってターンオン時間が短くなり、したがってさらに短い幅のパルスでもターンオンするようになる。実際上の限度は $0.1\mu s$ の付近であると考えられる。ターンオン時間は図 2.26 のように温度の影響をあまりうけない。

(2) ターンオフ 時間

ターンオフ時間とは導通状態にあるトリスタの順方向電流がシャ断されてのちトリスタが順方向阻止特性を回復しゲートがその制御能力を再び持つまでの時間として定義されている。

ターンオフは中央のベース領域に注入されていたキャリアが消失し、続いて空乏層が生ずることによっておきるキャリアの消失過程としては再結合と逆電流によりキャリアを掃き出す過程とがある。電流をたんに保持電流より小にしたときは再結合で消失するのが主であってターンオフ時間は $50\sim 100\mu s$ 程度である。逆電圧をかけ注入された過剰キャリアを逆方向電流として掃き出したときはもっと短くなる。

スイッチング時間としてターンオン時間は十分大きなゲート電流値さえ与えてやれば $1\sim 2\mu s$ 以内にターンオンし、素子によるバラツキは少ない。しかしターンオフ時間は素子により $10\mu s$ から数 $10\mu s$ の範囲に分布する。その時間は一般にターンオン時間より大きくない。したがって素子の使用できる周波数上限は主としてターンオフ時間でおさえられている。

ターンオフの時間を短くするにはベース領域の幅とライフタイムを減少さすことであるといわれている⁽²⁾⁽⁶⁾。ターンオフ時間は上述のようにベース領域の過剰キャリアの掃き出しに関係しているから接合部温度、回路電流とその減衰率、逆電圧とその上昇率、逆電流、再び印加する順方向電圧等、測定回路に関係する。ターンオフ時間の測定法として用いた回路は図 2.27 に示されている。すなわち SCR3 によって C_1 に充電された電荷は SCR2 のターンオンによって被試験素子 SCR1 に逆方向電圧として印加される。いま C_1 の値を次第に小さくしてゆきその放電時間が短くなってターンオフ時間より以内にふたたび素子に順方向電圧がかかるとふた

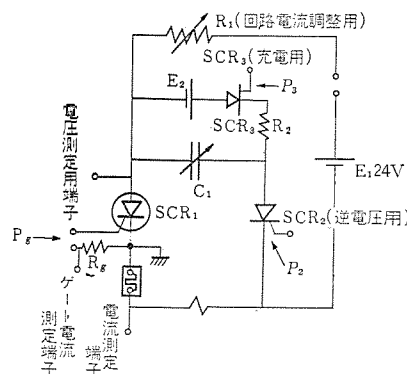


図 2.27 ターンオフ測定回路

Fig. 2.27 Circuit for the turn-off time measurement.

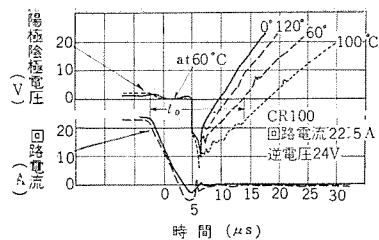


図 2.28 ターンオフ 時間の温度特性

Fig. 2.28 Turn-off curves as a function of temperature.

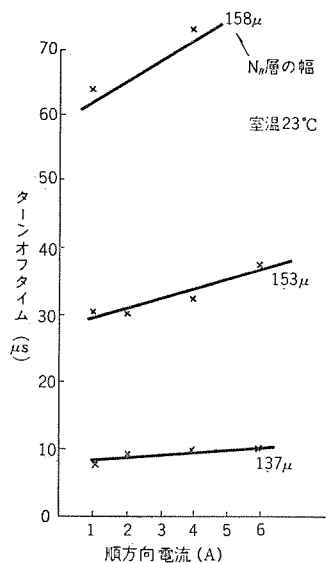


図 2.29 ターンオフ 時間と通電電流

Fig. 2.29 Turn-off time as a function of forward current for samples of cells having different base width.

たび導通する。この臨界値を シンクロスコープ で測定すると ターンオフ 時間を求めることができる。図 2.28 は CR100 についてこの方法で測定した ターンオフ 時間と温度の関係を示すものである。この回路で測定した t_0 は ターンオフ 時間の一つの目安になる。図 2.29 は同様の回路で測定した ターンオフ 時間と N_b との幅、順方向電流の関係である。

3. 素子の構造と試作

3.1 構造

シリコン 制御整流素子は 4 層接合から構成され、ゲート 電極を有しているが、熱放散、密封構造等については通常の整流素子に共通するところが多く、したがって内部構造にも類似点が多い。図 3.1 は CR20 の内部構造を示したもので 3 端子であることと 4 層接合である点をのぞけば、中容量 シリコン 整流素子とほとんど異なるところがない。図示のように モリブデン で サンドウィッチ されたシリコン 4 層接合は銅 ベース に接着され、ガラスシール によって密封されている。陰極側導線として電気および熱伝導の点から純銀線が用いられ、モリブデン 電極に ロウ 付けされている。図 3.2 のようにシリコン 片は正方形を用いて ゲート は円形の陰極の外側の一隅で Al 線を直接 シリコン P 層面上に合金することによって取出されている。陰極 N 層は拡散 P 層上にたとえば Sb_0 のような N 形不純物を含む金の合金によって形成され、陽極 P 層の オーム 接触は Al 箔によって行なわれている。CR5 の構造も CR20 と大差なく、電流容量の点から シリコン 接合をはじめ各部分の寸法が小になっている。CR100 形素子は 100 A の平均電流に耐えよう、広面積 シリコン 接合を用いており、そのために上記のも

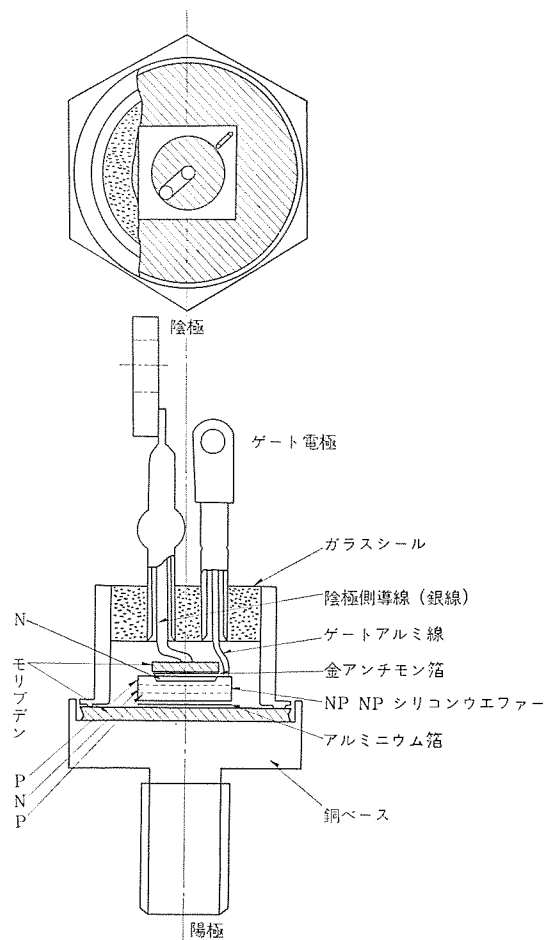


図 3.1 CR20 の内部構造

Fig. 3.1 Internal construction of Mitsubishi CR20 controlled rectifier.

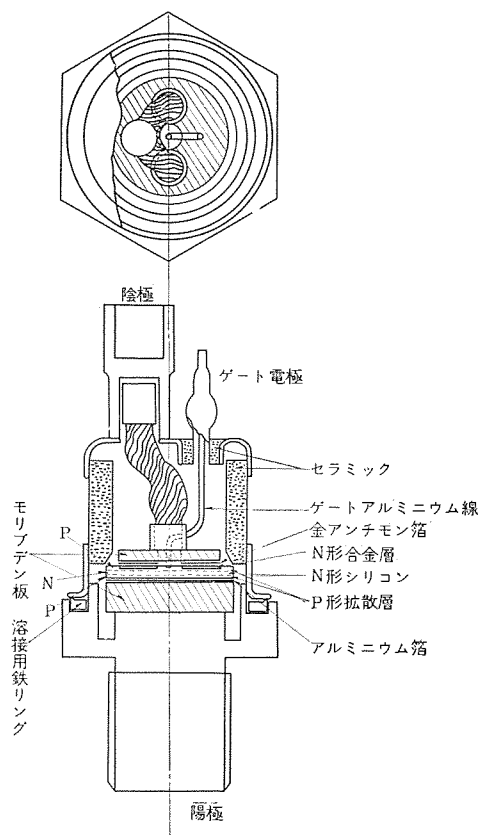


図 3.3 CR100 の内部構造

Fig. 3.3 Internal construction of Mitsubishi CR100 controlled rectifier.



図 3.2 CR20 の内部写真
Fig. 3.2 Photograph of unmounted CR20 controlled rectifier.

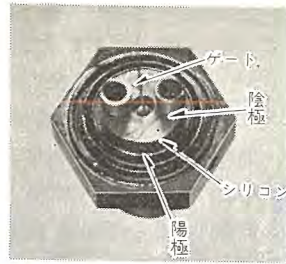


図 3.4 CR100 の内部写真
Fig. 3.4 Photograph of unmounted CR100 controlled rectifier.

のと若干の相違点がある。図 3.3 はその内部構造を示しており、ゲートは中央に位置し、陰極電極はこれを囲んでいる。陰極の N 層の形成ならびにゲートと陽極のオーム接触は CR5 と同じく AuSb、Al 箔との合金によっている。シリコンは十分な厚みを有するモリブデン板に両面から接着されているので、その主要用途である電流の断続の際に、膨張係数の相違から生ずるケースと半導体との間のワイ力によってロウ材が劣化することを防止することができる。内部導線は電気ならびに熱伝導を良好にするため可能な限りの太いものを用い図 3.4 に示されているように陰極面に 2 分されて取り付けられている。密封はセラミックを用いたコンプレッションシールによるもので、絶縁性と堅ろうさを持たせている。CR5、CR20 ならびに CR100 の外形寸法は図 2.2 のようであって外観は図 1.1、図 1.2 の写真に示されている。

3.2 接合の形成

制御整流素子の製作の基本である 4 層接合の形成法として一般に拡散法と合金法とが用いられる。すなわち拡散法のみで行なわれる方法と、これに合金法を併用する方法とに大別され、その併用の仕方には図 3.5 に示すような数種の方法がある。この中で現在もっとも一般的に用いられているものは (a) の拡散法のみによる方法、いわゆる二重拡散法と、(b) のような拡散と合金の併用

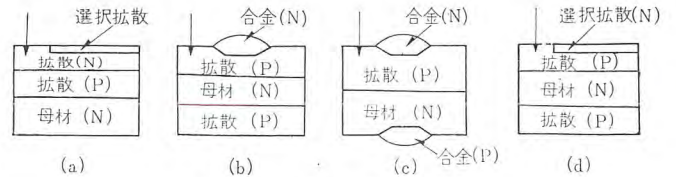


図 3.5 PNPN 接合の構造

Fig. 3.5 Physical structure of PNPN junctions.

法とである。これらの方法は素子の電気的特性のほか、後の工程とくに電極とのロウ付けに関連して、でき上がった装置の信頼性にも影響する。すなわちこれらの方法の何れをえらぶかによって、各層における不純物の幾何学的な分布ばかりでなく、接合を電極に接着する方法がことになってくる。そしてとくに後者は素子の信頼性に大きな影響をおよぼすからである。

この報告の素子は拡散と合金の両法の併用によるものである。図 3.6 は製作工程の概略を図示したもので、比較のために拡散のみによる方法をも併記してある。シリコン片に PNPN 接合を構成するには、最初用いる基板シリコンが N 形であるか P 形であるかによってドーピングする不純物の種類および順序がこととなるが、このものは N 形を用いた。図 3.6 (a) に示すようにボロン、ガリウムあるいはアルミニウムのような P 形不純物をシリコンの両面から拡散して $P_E N_B P_B$ の 3 層をまず形成する。図 (b) と (d) はこの $P_E N_B P_B$ の不純物分布を表わしたものである。つづいていま一つの N_E 層を P_B 層の表面に作る方法によって、拡散法と合金法とに分れる。

合金法は (h) 図に示すように P_B 層の表面に金・アンチモン合金のような N 形不純物を含む金属を接触させ、電極を重ねてシリコンと合金させ、N 形再結晶層を形成させる。このとき P_B 層と P_B 層とにそれぞれ陽極とゲート電極のオーム接触を形成させるために、Al のような P 形不純物を電極と重ねて合金させる。このとき、これらの合金材は不純物層を形成するとともに、電極との接着剤としてのロウ材の役目をも兼ねている。

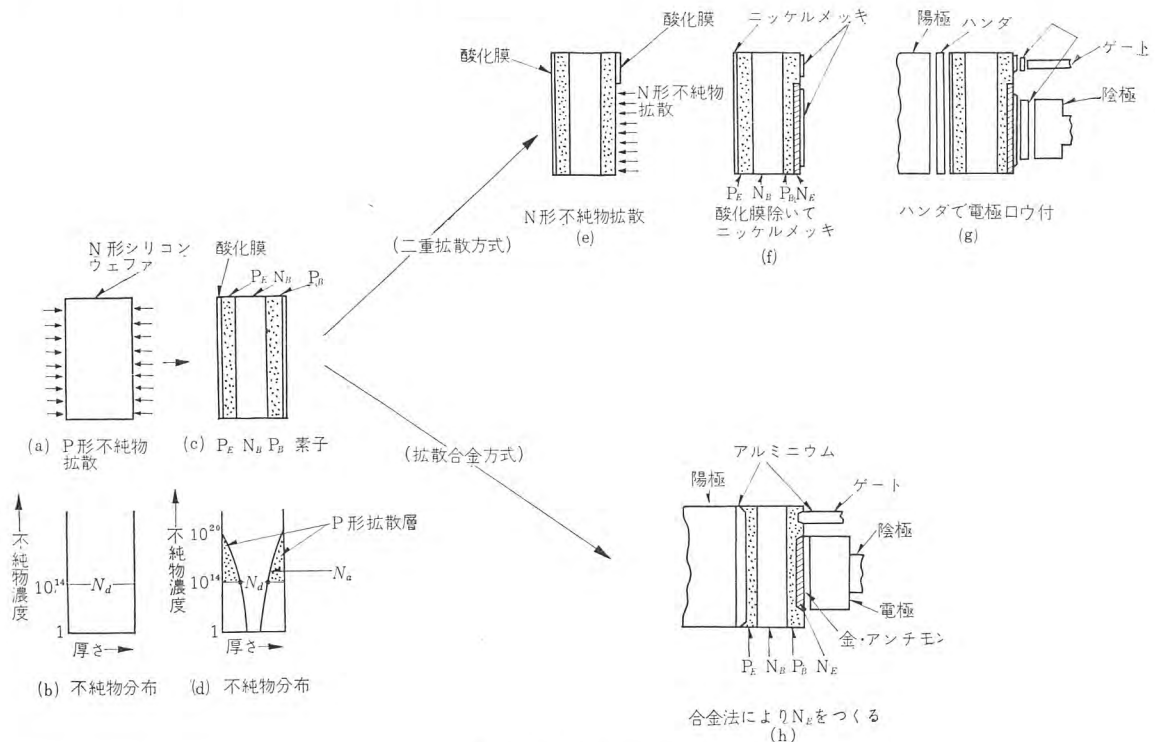


図 3.6 素子の製作方法

Fig. 3.6 Stages in the fabrication of a controlled rectifier.

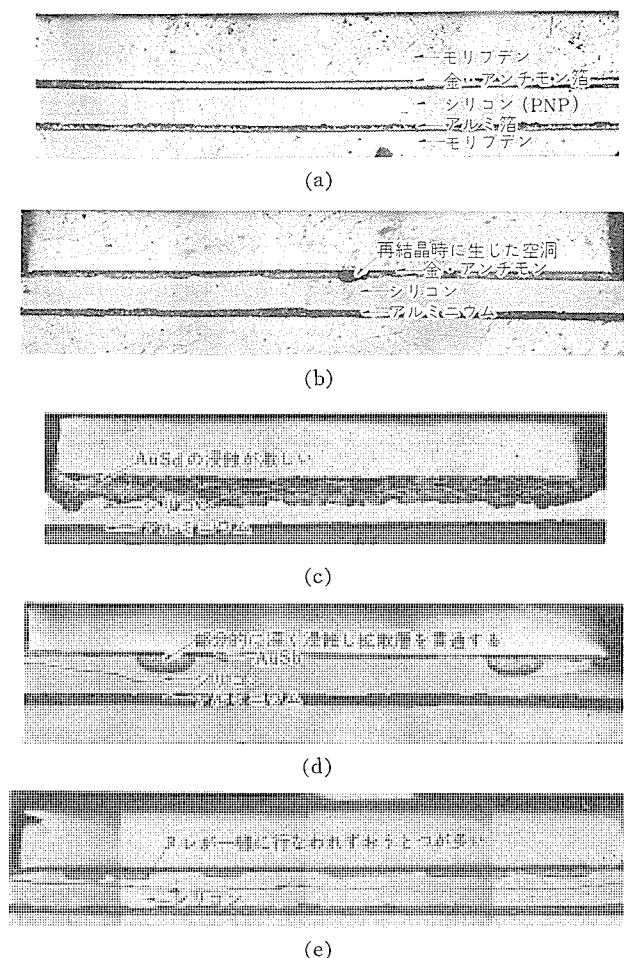


図 3.7 素子の断面写真

Fig. 3.7 Microscope photographs of cross section of silicon PNP junctions.

- (a) uniforme planer alloy junction
(b) (c) (d) (e) irregular junction.

いっぽう、二重拡散法による方法は同図 (e), (f) に示すように N 層の形成も拡散法による。そして P_B 層上の所望の部分のみにいわゆる選択拡散を行なうため、他の部分は SiO_2 膜で覆い、N 形不純物としてのたとえばリンのように SiO_2 によって拡散が抑制されるような元素を用いる。このようにして形成された 4 層接合は (f), (g) に示すようにたとえば ニッケル のような金属の メッキ層を施したのち電極に ハンダ で接着される。

3.3 特 長

上記の 2 方法を比較してみるに、まず制御整流素子として要求されることは P 形および N 形不純物が設計どおりの均一な厚さと分布をしていることである。拡散法はこのような点の制御は合金法より容易である。すなわち合金法では一様なヌレを得ることがむづかしく、したがって均一な再結晶層を形成するには技術的に困難を伴い、このことは広面積の接合になるほどますます増大する。とくに PNP 接合においては拡散層上に合金層をつくるため、単一の PN 接合素子のときよりも薄い再結晶層が要求されている。しかし前述のように、合金材料が同時に電極とロウ材となり、二重拡散法による素子における メッキ あるいは ハンダ のような熱 サイクル による劣化を生ずるおそれのある部分がなく、高い信頼度と寿命が期待できる。われわれは合金法で均一な薄い PN 接合を作る方法について検討を重ねた結果、十分目的を達することが可能になり、素子の耐圧を大部分負担する $P_B N_B P_B$ 接合を拡散法で形成し、 $P_B N_E$ 接合は合金法で形成するという方式をとることができた。シリコンを挟む電極材料として膨張係数の近

接したモリブデンを用いており、電流の断続による膨張収縮が原因となるロウ材の劣化がまったくない。図 3.7 の写真 (a) はこの方法で作られた PNP 接合の断面図を示すもので、(b), (c), (d), (e) は比較のために合金操作の不備による不規則な断面図の一例である。シリコンに対する AuSb のヌレはシリコン表面の状態、結晶の完全性あるいは合金時のふんい気、温度 サイクル 等の多くの条件によって微妙に影響をうける。写真 (b), (c), (d), (e) はいずれもこれらの条件が不適当であるために不完全な個所あるいは不規則な凹凸を生じたものであり、(a) は最適条件によって得た平たんな接合面を示す、平たんな合金層を作るとは点弧 ゲート 電流あるいは順方向阻止電圧の温度特性を揃えるためにとくに重要である。

4. む す び

CR5, CR20 および CR100 形 シリコン 制御整流素子の特性ならびに試作法について重要点を述べたものである。特性としてとくに重要と思われるのは順方向阻止電圧、ピーク 逆方向電圧、点弧 ゲート 電流、電流容量ならびに スイッチ 時間であるが、これらと素子の設計上とくに重要な PNP 4 層接合の構造との関連を検討した。PNP 4 層接合の形成には二重拡散法と拡散法と合金法の併用による方法が考えられるが、今回の試作として後者の方法を用いた。この方法は接合の形成法として技術的に困難を伴うが、シリコンと電極との接着は強固であり、素子としての信頼度は高い。試作に当り外装の設計、製作等において、研究所物二研究室、化二研究室ならびに試作部のご協力を得たことに対し、深甚な謝意を表する。

参 考 文 献

- (1) W. Shockley, M. Sparks, & G. K. Teal: P-N Junction Transistors, Phys. Rev. 83, 151 (1951)
- (2) J. L. Moll, M. Tannenbaum, J. M. Goldey, & N. Holonyak: P-N-P-N Transistor Switches, Proc. IRE 44, 1174 (1956)
- (3) A. K. Jonscher: P-N-P-N Switching Diodes, J. of Electronics and Control 3, 573 (1957)
- (4) R. W. Aldrich, & N. Holonyak, Jr.: Multiterminal P-N-P-N Switches, Proc. IRE 46, 1236 (1958)
- (5) I. M. Mackintosh: The Electrical Characteristics of Silicon P-N-P-N Triodes, Proc. IRE 46, 1229 (1958)
- (6) A. K. Jonscher: Notes on the Theory of Four-Layer Semiconductor Switches, Solid-State Electronics 2, 143 (1961)
- (7) S. L. Miller: Ionization Rates for Holes and Electrons in Silicon, Phys. Rev. 105, 1246 (1957)
- (8) K. G. McKay, & K. B. McAfee: Electron Multiplication in Silicon and Germanium, Phys. Rev. 91, 1079 (1953)
- (9) C. T. Sah, R. N. Noyce, & W. Shockley: Carrier Generation and Recombination in P-N Junctions and P-N Junction Characteristics, Proc. IRE 45, 1228 (1957)
- (10) H. S. Veloric, M. B. Price, & M. J. Eder: Avalanche Breakdown Voltage in Silicon Diffused P-N Junctions as a Function of Impurity Gradient, J. A. P. 27, 895 (1956)
- (11) R. Yee, J. Murphy, A. D. Kurtz, & H. Bernstein: Avalanche Breakdown n-p Germanium Diffused Junctions, J. A. P. 30, 596 (1959)
- (12) H. W. Henkels, & F. S. Stein: Comparison of N-P-N Transistors and N-P-N Transistors and N-P-N-P Devices as Twenty-Ampere Switches, IRE Trans. ED-7, 39 (1960)
- (13) R. J. Andres, & E. L. Steele: A Medium Power Silicon Rectifier, IRE Wescon Conv. Rec. 1, Pt. 3, 73 (1957)
- (14) 渡辺寧: 半導体とトランジスタ (2), 255, 271 (昭 34)
- (15) H. S. Veloric, & M. B. Prince: High-Voltage Conductivity Modulated Silicon Rectifier, B. S. T. J. 36, 975 (1957)
- (16) R. M. Scarlett: Space-Charge Layer Width in Diffused Junctions, IRE Trans. ED-6, 405 (1959)
- (17) H. Lawrence, & R. M. Warner, Jr.: Diffused Junction Depletion Layer Calculations, B. S. T. J. 39, 389 (1960)
- (18) J. Cohen: Transition Region Properties of Reverse-Bias Diffused P-N Junctions, IRE Trans. ED-8, 362 (1961)
- (19) J. L. Moll: Large-Signal Transient Response of Junction Transistors, Proc. IRE 42, 1773 (1954)
- (20) I. Somos: Switching Characteristics of Silicon Power Controlled Rectifiers 1 Turn on Action, AIEE CP 60-227

橋かけ高分子の粘弾性とガラス転移

研 究 所 柴 山 恭 一*

Viscoelastic Properties and Glass Transition Phenomena in Cross-linked Polymers

Research Laboratory Kyoichi SHIBAYAMA

Study on polymers is now in the limelight and research of their properties and structure is carried on extensively. Electrical manufactures, prominent users of polymeric material, must try to understand their complicated properties and structural details. Herein is described the effect of cross-linking density on the physical properties of polymers as a result of investigation. A quantitative relationship is deduced between the cross-linking density and the glass temperature which determines the position of temperature dispersion of viscoelasticity. As for the shape of dispersion a quantitative analysis is suggested. This makes it possible to evaluate separately the temperature and frequency dependence of the viscoelasticity from a temperature dispersion curve derived at a single frequency.

1. ま え が き

高分子の科学は合成的研究と物性的研究の両面にささえられて順調な進歩を示している。高分子材料の使用者である電気機器製造者としてはその複雑な性質を構成要因にもとづいて理解する努力が必要で、それによって材料の適正な使用がなされるときに新しい材料の開発の指針もより明確になる⁽¹⁾。

高分子物質は一次元的に生長した巨大分子からなる線状高分子と橋かけ結合によって三次元的に発達した網状構造をもつ橋かけ高分子の二つに大別される。前者は特定の分子間力の存在や要素の規則性により結晶性を示す場合が多く種々の高次の構造をつくり、さらに立体規則性高分子の出現におよんで最近の高分子物性研究の主流となってきた。後者は橋かけ結合によって分子鎖の規則的配置がさまたげられるため一般に結晶性は少く構造としてははなはだ複雑でまた変種の数が非常に多いため結晶性高分子に比べその基礎的研究は大きな進歩を見せていない。

しかし合成高分子の最初のものであった ベークライト から現在のエポキシ、ダボン 樹脂にいたるまでその用途は注形、成形用樹脂、塗料、弾性体など広い範囲にわたり電気材料としても大きな重要性をもっている。

そこで橋かけ高分子の性質をよりよく理解することを目的としてまず最も基本的な問題である橋かけ結合が高分子の物性に与える効果について研究を開始した。高分子固体の示す性質の中で高分子として特長的で実用性質とも関連の深い粘弾性に対する橋かけの効果をも初にとりあげた。

高分子の粘弾性を理解する一番の早道はその温度特性を調べることで⁽²⁾、一般に高分子はその長い分子鎖中に含まれる種々の様式の運動にもとづく緩和過程を反映し測定の時間尺度と温度に対して敏感な粘弾性を示す。高分子の粘弾性における最も著しい現象は分子鎖中のセグメントの運動の凍結解放に伴う弾性率の大きな分散であって、その外観は硬いガラス状態から皮革状態へてゴム状態に移ってゆく。周期的変形を与えたときにはエネルギー損失の程度を示す特長的な吸収ピークが現われる。この分散は比容や比熱の温度依存性に現われるガラス転移と直接に関連したものである。また局所的な運動の存在するときにはそれに対応して複数個の分散が現われる。さらに分散の起る特定の温度域では粘弾性の温度

依存性と時間依存性の間に簡単な換算則が成立つことが知られている⁽³⁾。

このような粘弾性に与える橋かけの効果は分散の大きさ、位置、形の3点にわけて考えることができる。橋かけ結合によって分子鎖相互の運動が束縛され遠距離効果が現われなくなるから橋かけ高分子ではゴム状態以後の高温または長時間側では著しい分散を示さない。ゴム弾性率はよく知られた統計理論によって橋かけ密度と比例関係にあり、またガラス状態での弾性率の値は高分子の種類によらず大体一定とみなすことができるから、副分散が大きな効果をもたないかぎり分散の大きさは橋かけ密度によって直接定まる。

分散の位置はガラス転移温度によって定まりガラス転移温度は橋かけによって上昇することが知られている。Fox⁽⁴⁾らは橋かけ密度とガラス転移温度の間に直線関係を導いたがその結果はせまい橋かけ密度の範囲でしか成立たない。われわれの目的の一つはこの点についてもっと完全な取扱いを進めることであった。

次に温度分散の形については従来結果の定量的解析が不完全であったことから生じた混乱やあいまいさがあるのでまず便利な定量的解析法を得ることを目的とした。

2. 橋かけ高分子のガラス転移温度

1のようにFoxらの理論は橋かけ密度の広い範囲では成立たない。彼らの理論は二つの点で再検討の余地がある。その一つは橋かけによる容積収縮が一定値であるという仮定と今一つはガラス転移に関するFlory⁽⁵⁾の等自由容積理論が橋かけ高分子にもそのまま適用できるかどうかという点である。

2.1. 橋かけ密度と比容の関係⁽⁶⁾

橋かけの効果として第一に考えねばならないのは弱いVan der Waals力が強い一次結合で置き換えられるのであるから分子間距離を短縮しその結果容積収縮をもたらすことである。Foxらは一つの橋かけによる容積収縮が常に一定値をとると考えたが橋かけ点付近ではセグメントの運動が他の部分より大きな束縛を受けるから、「橋かけによる鎖間距離の接近という効果」のおよぶ範囲は図2.1に示したように何らかの形で橋かけ点間分子量 m_c に依存するはずである。

最も簡単にこの容積収縮が m_c に比例すると仮定すれば橋かけ

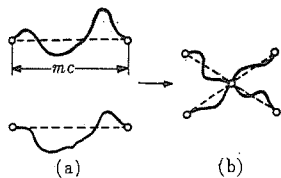


図 2.1 橋かけ点間分子量 m_c の二つの分子鎖 (a) の間に起った橋かけ (b)
Fig. 2.1 Two molecular chains (a) of molecular weight m_c between cross linking points.

密度が ρ_0 (mol/g) から ρ に変化した場合の比容の変化 Δv は式 (2.1) で示される。

$$-\Delta v = a \ln \frac{\rho}{\rho_0} \quad \dots (2.1)$$

式 (2.1) の有用性を検討するために適当な文献に現れた実験例は数多くないが Charlesby らが種々の線量の放射線で橋かけしたポリエチレンの比容の測定⁽⁷⁾と同様の試料中の音速を測定した結果⁽⁸⁾ から ρ と Δv の関係をまとめると図 2.2 のようになり $a = 0.035$ として式 (2.1) による計算値とよく一致する。

ここで a の意味について考えると、単位重量についてはその中に含まれる鎖が橋かけされたときの容積収縮は m_c の大小に関せず同じ a を示すということである。したがってこの a は単位重量中の自由容積量に鎖の配位の幾何学的条件を加味したものになるはずである。ガラス転移点における自由容積分率は平井⁽⁹⁾によって空孔理論から 0.04, また Williams ら⁽¹⁰⁾ によって 0.025 という値が多く的高分子について普遍的な値として推定された。ポリエチレンの密度は 1 に近いから a を直接これらの値と比較できる。鎖の配位のための幾何学的条件は a の値を大幅に変えるものではないであろうから、このように a が平井や Williams の推定値と同じオーダーであることは満足すべき一致といえよう。

2.2 橋かけ高分子における等自由容積理論⁽¹¹⁾

Flory⁽⁵⁾ はガラス転移の機構として転移点以下ではセグメントの運動が凍結されそのときの自由容積をそのまま凍結された系の中にとじこめてしまうという等自由容積理論を提出した。彼の理論によればたとえば分子量の異なる同族高分子について比容温度曲線は図 2.3 のようになり転移点 T_g での比容 v_g は式 (2.2) で示される。

$$v_g = v_g(\infty) - B(T_g(\infty) - T_g) \quad \dots (2.2)$$

ここで $v_g(\infty)$, $T_g(\infty)$ は無限大鎖長の高分子に対する値で B は T_g 以下での熱膨張係数である。Fox らはこの関係をそのまま橋かけ高分子にも適用できるものとしてその理論を組立てたが、式 (2.2) が成立保証のあるのは線状無定形高分子の一部に限られる。すでに高柳⁽¹²⁾ らが明らかにしたように結晶性高分子では高密度の結晶部分によって空間的に平均化される結果 T_g での全体としての自由容積分率は結晶化度に応じて低下する。

T_g 以下でセグメントの充填状態が密になるため分子鎖の再配列が非常に緩慢になり事実上観察されなくなるというガラス転移の機構は橋かけ高分子の場合にも正しいとしても橋かけがセグメントの充填状態に変化を与える可能性について考えねばならない。橋かけ点およびその近くではセグメントの動きが束縛されるから橋かけ点から遠い中間の自由な部分鎖の易動性が大きくこの部分に自由容積が偏在することになり緩和の主役になるのはこの自由部分

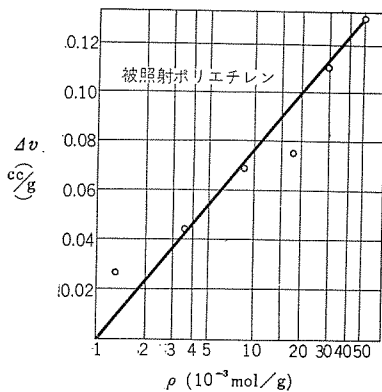


図 2.2 橋かけ密度 ρ による比容の変化 Δv 実線は $a = 0.035$, $\rho_0 = 1.0 \times 10^{-3}$ とした計算値。実験は Charlesby らによる。

Fig. 2.2 Change of specific volume Δv due to cross-linking density ρ .

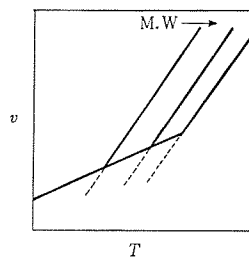


図 2.3 分子量の異なる同族高分子の比容温度曲線
Fig. 2.3 Specific volume temperature curves of homolog polymers having different molecular weight.

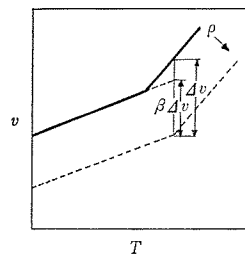


図 2.4 橋かけ密度の異なる同族高分子の比容温度曲線
Fig. 2.4 Specific volume temperature curves of homolog polymers having different cross linking density.

鎖であろうと考えられる。そして自由部分鎖自体は T_g において線状無定形高分子と同程度の自由容積量をもつ

としても全体としての自由容積分率は自由容積の偏在の程度に応じて小さくなる。この偏在の度が橋かけの進行に際して一定に保たれるとすると T_g 以下の比容も橋かけによって減少し、その変化量は T_g 以上での値に比例することになる。これらの事情は簡単な考察により式 (2.3) のように表式化される。

$$v_g = v_{g0} - B'(T_{g0} - T_g) \quad \dots (2.3)$$

ここで v_g と T_g はある橋かけ密度の高分子に対する値、 v_{g0} と T_{g0} は相当する線状無定形高分子に対する値で B' は新たな比例定数で式 (2.4) の内容をもつ。

$$B' = \frac{B - \alpha \beta}{1 - \beta} \quad \dots (2.4)$$

ここで α と β はそれぞれ T_g より高温と低温での熱膨張係数でこの値は橋かけによる変化は小さいので一定とみなした。 β は橋かけによる比容の変化量が T_g の上下で示す値の比であってこれが前述の自由容積の偏在の尺度となる。偏在が極端にはなはだしい場合は $\beta = 1$ となり橋かけは T_g に影響を与えないことになり、自由容積が分子鎖にそって均一に分布するときは $\beta = 0$ となって式 (2.3) は式 (2.2) に一致する(図 2.4 参照)。

式 (2.3) は式 (2.2) と同じ形であるから Fox らの取扱いはその最終結果に大きな影響をうけなかったが、両者の意味は全く異なり、 B' したがって B の内容は分子鎖の構成要素や組立て方の詳細を反映するものと思われる。 β に対する構成要因の影響の中でまず考えるべきは分子鎖の剛直性であろう。剛直な分子鎖では自由容積の偏在を可能にするような特定の空間配置をとることが困難であろうし、屈曲性に富む分子鎖では逆に橋かけ点付近でとくに密な充填状態になることも可能であろう。

以上の考察の実験的裏付けは二、三の異なる高分子について次のようにして得られた。

スチレン・ブタジエン共重合体と不飽和ポリエステルについて表 2.1 と表 2.2 に示したようにして橋かけ密度の異なる同族高分子を得、

表 2.1 スチレン・ブタジエン共重合体試料

番号	スチレン・ブタジエン ブレポリマー* (g)	スチレン 単量体 (g)	ベンゾイルペル オキシド(重量%)	硬化条件
1	10	8	3.2	100°C 1 時間 →150°C 10 時間 →190°C 6 時間
2	10	8	1.6	
3	10	8	0.8	
4	10	8	0.4	
5	10	2	4.2	100°C 1 時間 →150°C 10 時間 →230°C 5 時間
6	10	2	2.1	
7	10	2	1.0	

* Buton 500, Standard Vacuum Co.

表 2.2 不飽和 ポリエステル 樹脂試料*

番号	ポリ エ ス テ ル 樹 脂			ビニル単量体 (樹脂 40 部に対し 60 部)
	フマル酸 (g)	コハク酸 (g)	プロピレングリ コール (g)	
1	46.4	70.8	80.0	スチレン
2	58.0	59.0	80.0	
3	69.6	47.2	80.0	
4	46.4	70.8	80.0	酢酸ビニル
5	58.0	59.0	80.0	
6	69.6	47.2	80.0	

* 硬化条件 ベンゾイルペルオキシド 0.5%,
70°C 4 時間→100°C 1 時間→135°C 6 時間

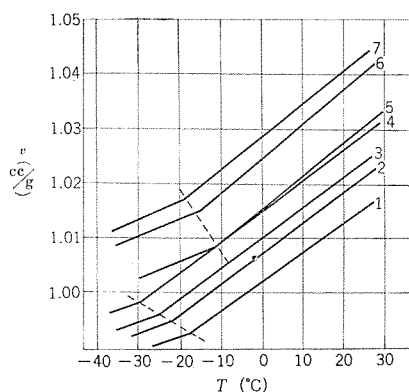


図 2.5 スチレン・ブタジエン 共重合体の比容温度曲線 試料番号は表 2.1 と同じ。
Fig. 2.5 Specific volume temperature curves of copolymer of styrene and butadiene.

またアルキド樹脂皮膜試片を種々の時間加熱して橋かけ密度の異なる試料を得た。これらの試料の比容温度曲線は図 2.5~2.7 に示したように、不飽和 ポリエステルでビニル 単量体に スチレン を用いた場合をのぞいて他はすべて T_g 以下でも比容は橋かけによって減少し v_g と T_g の関係は点線のような直線となって式 (2.4) が各群について成立つことがわかる。β の値は表 2.3 のようにも定められこれで明らかのように剛直なスチレン連鎖の含有量の多いものほど β は小さく前述の考察と一致する。

2.3 橋かけ密度と転移温度の関係⁽⁶⁾⁽¹³⁾

式 (2.1) と式 (2.3) を組合せると直ちに T_g と ρ の関係が得られる。

$$T_g = K_1 \ln K_2 \rho \quad \dots\dots\dots (2.5)$$

ここで K_1 , K_2 は定数で式 (2.6), (2.7) の内容をもっている。

$$K_1 = \frac{\alpha}{\alpha - \beta} (1 - \beta) \quad \dots\dots\dots (2.6)$$

この関係に対する実験的裏付けは幾つかの文献例によって与え

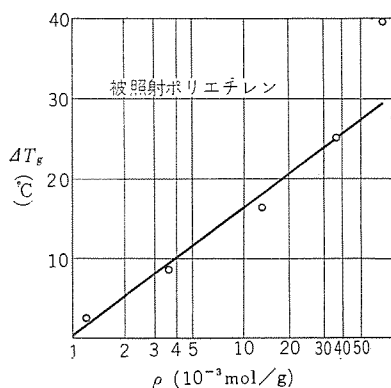


図 2.8 橋かけ密度による転移温度の変化 実線は $\rho_0 = 1.0 \times 10^{-3}$, $K_1 = 6.94$ とした計算値。実験は Charlesby らによる。
Fig. 2.8 Change of transition temperature due to cross linking density.

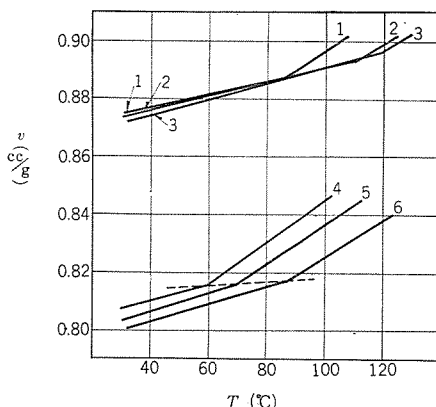


図 2.6 不飽和 ポリエステル の比容温度曲線 試料番号は表 2.2 と同じ。
Fig. 2.6 Specific volume temperature curves of unsaturated polyester.

表 2.3 自由容積偏在の程度

試 料	β
スチレン・ブタジエン共重合体 1~4 スチレン多量	0.73
スチレン・ブタジエン共重合体 5~7 スチレン少量	0.84
不飽和ポリエステル 1~3 スチレン	0.00
不飽和ポリエステル 4~6 酢酸ビニル	0.41
アルキド樹脂	0.90

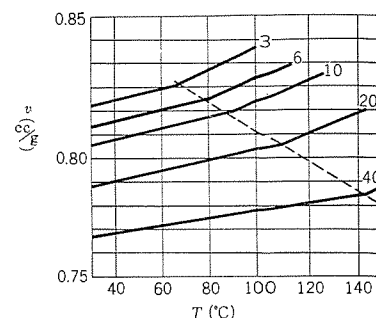


図 2.7 アルキド樹脂の比容温度曲線 曲線上の数字は 200°C での加熱時間
Fig. 2.7 Specific volume temperature curves of alkyd resin.

$$K_2 = \frac{1}{\rho_0} \exp \frac{T_{g0}}{K_1} \dots\dots\dots (2.7)$$

られる。

第一に前項で $v \sim \rho$ の関係の検証に用いた被照射 ポリエチレン の例を図 2.8 に示した。 $K_1 = 6.94$ として ρ の広い範囲で式 (2.5) が成立つことがわかる。 $\alpha - \beta = 3 \times 10^{-4}$ とすると β は 0.9 程度になる。

次に スチレン・ジビニルベンゼン に対する Ueberreiter⁽¹⁴⁾ らの結果に対しては図 2.9 のようになって $K_1 = 95.5$ となり $\alpha - \beta = 2 \times 10^{-4}$ として α に普遍的な推定値 0.02 を用いると β は 0.05 になる。 ポリエチレン と スチレン・ジビニルベンゼン における β の差は分子鎖の剛直性の反映として理解される。

筆者は種々の アルキド 樹脂において式 (2.5) の形の対応が成立つことを認めた⁽¹⁵⁾。 その一例を図 2.10 に示した。 K_1 は 39 となり図 2.7 から得られる α , β の値を用いて α は 0.02 と計算され期待値と一致する。

さらに Schmieder⁽¹⁶⁾ の行なった加硫 ゴム についても図 2.10 のように式 (2.5) が適合することがわかる。 この場合 イオウ 含有率による ρ 以外のたとえば凝集 エネルギー 密度の効果も考えねばならないが、Schmieder も認めたように T_g と配合 イオウ % の間

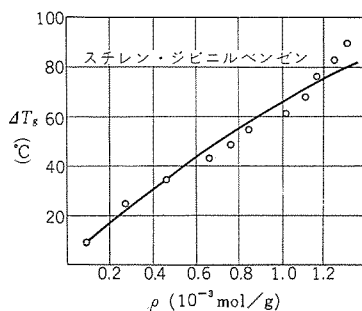


図 2.9 橋かけ密度による転移温度の変化 実線は $\rho_0 = 1.0 \times 10^{-3}$, $K_1 = 95.5$ とした計算値 実験は Ueberreiter らによる。
Fig. 2.9 Change of transition temperature due to cross linking density.

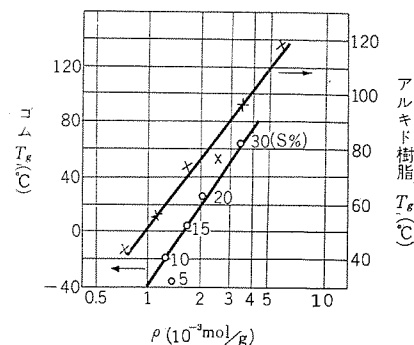


図 2.10 橋かけ密度と転移温度の関係 ○ 加硫天然 ゴム. Schmieder の実験 X アルキド 樹脂
Fig. 2.10 Relation between cross linking density and transition density.

には良い直線関係があるので、この効果は図 2.10 の直線の傾斜を変えるだけで式 (2.5) はやはり成立する。

以上は化学的に橋かけされた系についてのみ考えたが、二次結合による結節点や結晶部分をも広義の橋かけと考えるならば線状および結晶性高分子にも以上の考えを拡張適用することができる。たとえば Nielsen⁽¹⁷⁾ はポリエチレンについて温度や結晶化度に無関係に比容 v と弾性率 E の間に次の関係があることを見出した。

$$\log E = 26.67 - 16.12 v$$

この関係はポリエチレンの T_g より高い範囲が主であるから E は広義の橋かけ密度に比例すると考えれば上式はわれわれの導いた式 (2.1) に相当し式 (2.1) の形に書き直したとき a は 0.027 となって理論からの期待値とよく一致する。

また結晶性高分子では結晶化度が T_g に与える影響は一般に小さいが、これは結晶部分と無定形部分をかなり明確に区別し得ることから推定できるように自由容積の偏在が著しい系に相当すると考えられ β が 1 に近いためであろうと考えられる。結晶性高分子の中でも分子鎖の剛直性の大きいと考えられるポリエチレンテレフタレートの場合には結晶化度の T_g に与える影響は明らかで植松ら⁽¹⁸⁾ の実験結果に式 (2.3) が適用され β の値は結晶化度の高い方が大きくこれは結晶がより完全に成長するという植松らの見解と一致する。

3. 温度分散曲線の形⁽¹⁹⁾

3.1 解析に用いる関係

弾性率の温度分散曲線を定量的に解析しようとする試みは高柳ら⁽¹²⁾ によって結晶性高分子を対象として行なわれた。橋かけ高分子においても橋かけの効果を緩和スペクトルの形の変化として考慮すれば、この方法をそのまま適用することが可能と考えられる。ただこの方法は理想化したくさび形のスペクトルを仮定するため解析に用いる式としては分散の全域において実験とよい一致を見出すことは難しくなっている。また単一の周波数での測定結果から粘弾性の温度依存性と時間尺度依存性の両者を分離してもとめることはできない。そこで実験結果の解析を定量的に行なうことに目的を限れば一般性を欠くという難点はあっても、分散の全域で実験値をよく代表させ得るような経験式を見出し、その式中のパラメータの変化として結果を整理する方が便利である。線形粘弾性の現象論は完備したものであるからスペクトルを規定することも弾性率の周波数依存性(たとえば)を規定することも一般性という点をのぞいては等価である。また動的測定では常に弾性率の実数部と虚数部に関する知識が同時に得られ、両者はそれぞれの周波数特性を通じて一般の関係で結ばれているから両者を適当な方法で組合せれば単一の周波数での温度分散の結果から粘弾性の温度依存性と時間尺度依存性を分離して決定することも原理的には可能と考えられる。

動的弾性率の実数部の周波数特性は緩和弾性率の時間特性とその形はほとんど同一であるから、Tobolsky⁽²⁰⁾ が緩和弾性率に対して得た経験式と同形の式 (3.1) が動的弾性率の実数部 E' に対しても成立つことが期待される。

$$\log E' \left(\frac{\omega}{k} \right) = \frac{1}{2} \left[\log E_1' E_2' + \log \frac{E_1'}{E_2'} \operatorname{erf} \left\{ h \log \frac{\omega}{k} \right\} \right] \quad (3.1)$$

ここで ω は角周波数、 E_1' と E_2' はそれぞれ分散域の上限と下限での平衡弾性率、 k は $E' = (E_1' E_2')^{\frac{1}{2}}$ に相当する周波数、 h は分散の形を示す係数である。

橋かけ高分子は E_1', E_2' をかなり明確に決定することができ、

また式 (3.1) は実験との対比によって h を容易に決定できる形であるからこれを E' に対する経験式と定め、次にこれに対応する虚数部の表式をもとめればよい。動的弾性率の虚数部 E'' は次の Hilbert 変換の形で与えられる。

$$\frac{E''(\omega)}{\omega} = \frac{2}{\pi} \int_0^\infty E'(\alpha) \frac{1}{\alpha^2 - \omega^2} d\alpha \quad (3.2)$$

式 (3.1) を式 (3.2) に入れ Gross⁽²¹⁾ が誘電率に対して行なったのと同様な近似のもとに計算を行なうと式 (3.3) が得られる。

$$\tan \delta \equiv \frac{E''}{E'} = \frac{\sqrt{\pi}}{2} a h \log \frac{E_1'}{E_2'} \exp \left[- \left\{ h \log \frac{\omega}{k} - b \right\}^2 \right] \quad (3.3)$$

ここで b は $\tan \delta$ の極大値を示す位置の移動を考慮した補正項である。 a も近似にともなう補正係数で a, b の値は数値計算によってもとめることができるが近似的には $a=1$ としてよいと考えられ、また b は当面の目的には重要でない。

次に式 (3.1), (3.3) を温度特性の形に書き直すためには粘弾性の温度依存性について提出された種々の経験式から適当なものを利用すればよい。ここでは最もよく使われる WLF 式⁽¹⁰⁾ が $\tan \delta$ の頂点の温度 T_m についても成立つものとする次のように表わされる。

$$\log \frac{k_m}{k_r} = \frac{-C_1 \Delta T_m}{C_2 + \Delta T_m} \quad \dots\dots\dots (3.4)$$

ここで k_m と k_r はそれぞれ T_m および温度 T における値、 $\Delta T_m = T - T_m$ である。同様な関係は $E'(T) = (E_1' E_2')^{1/2}$ に相当する温度 T_m' についても考えることができる。これらを式 (3.1) と (3.3) に入れると式 (3.5) と (3.6) が得られる。

$$\log E'(T) = \frac{1}{2} \left\{ \log E_1' E_2' - \log \frac{E_1'}{E_2'} \operatorname{erf} \left(\frac{h c_1' + \Delta T_m'}{c_2' + \Delta T_m'} \right) \right\} \quad (3.5)$$

$$\tan \delta(T) = \frac{\sqrt{\pi}}{2} h \log \frac{E_1'}{E_2'} \exp \left\{ - \left(\frac{h c_1' + \Delta T_m'}{c_2' + \Delta T_m'} \right)^2 \right\} \quad (3.6)$$

ここで c_1', c_2' と c_1, c_2 は次の関係にある。

$$c_1' = \frac{c_1 c_2}{c_2 + T_m' - T_m}, \quad c_2' = c_2 + T_m' - T_m \quad \dots\dots\dots (3.7)$$

一般に T_m と T_m' の差は小さいから c_1, c_2 と c_1', c_2' の差も小さい。

式 (3.5) と (3.6) から明らかなように $\tan \delta$ の最高値から E_1', E_2' の値を用いて周波数分散のひろがり h を決定することができ、WLF 式中のパラメータはその h を用いて式 (3.5) または (3.6) のいずれからも定めることができる。

静的な測定で得られる緩和弾性率についても僅かの手続きを加えることによって同様な取扱いが可能である。式 (3.1) と同形の緩和弾性率の表式を用いてその時間微分をとれば式 (3.3) に対応して式 (3.8) が得られる。

$$\Delta \equiv - \frac{d \log E}{d \log t} = \frac{1}{\sqrt{\pi}} h \log \frac{E_1}{E_2} \log \left\{ - \left(h \log \frac{t}{k} \right)^2 \right\} \quad (3.8)$$

以下は動的弾性率と同様に行なえばよい。実験的には短い時間尺度範囲で緩和弾性率をもとめその時間依存性から Δ をもとめればよく、この目的にはインストロン式の定歪速度試験機が適している。

3.2 実験例に対する応用

Noll⁽²²⁾ は Buna N について 3 種の周波数で測定を行ない分散のひろがり h が周波数によって変化することを認めた。その結果に対し式 (3.5), (3.6) を適用し E' と $\tan \delta$ の両曲線を最もよく再現する h, c_1, c_2 の値をもとめた。結果は表 3.1 と図 3.1 のようになった。3 種の周波数による結果に対し単一の WLF 式が得られるためには $c_1 c_2, c_2 - T_m$ の値が各場合に等しいことが必要であるが表 3.1 の結果はこの要請を満足している。

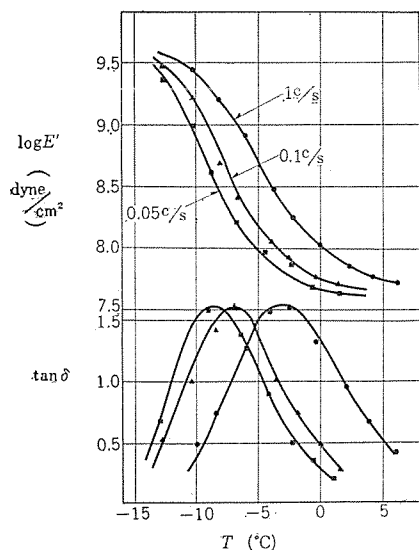


図 3.1 Buna N の動的弾性率 E' と $\tan \delta$ の温度変化 Noll らの実験値より
Fig. 3.1 Dynamic elasticity E' of Buna N and temperature change of $\tan \delta$.

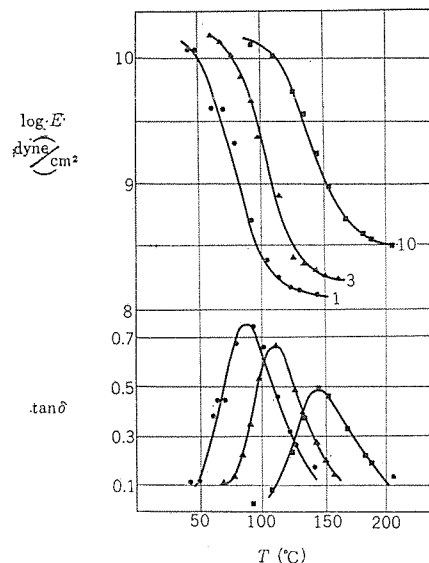


図 3.2 アルキド樹脂の動的弾性率 E' と $\tan \delta$ の温度変化. 各曲線の数字は 200°C での加熱時間
Fig. 3.2 Dynamic elasticity E' of alkyd resin and temperature change of $\tan \delta$.

表 3.1 Buna N の温度分散曲線に関するパラメータ

測定周波数 (c/s)	h	C_1	C_2	T_m (°C)	T_m' (°C)	$C_2 - T_m$	$C_1 C_2$
1	0.878	11.0	63	-3	-4.5	66	693
0.1	0.878	11.7	59	-7	-7.5	66	690
0.05	0.878	12.1	57	-8.5	-9.0	65.5	690

表 3.2 アルキド樹脂の温度分散曲線に関するパラメータ

200°C での加熱時間 (h)	h	C_1	C_2	T_m (°C)	T_m' (°C)
1	0.448	12	196	86	78
3	0.378	15	170	112	102
10	0.300	16	150	146	148

次に 200°C で加熱した アルキド樹脂の皮膜状試片について直読式動的粘弾性測定装置による測定結果についての応用例を表 3.2 と図 3.2 に示した. Ferry⁽²³⁾ は c_1, c_2 の値が高分子の極性の程度によってかなり変化することを認めている. ここで得られた h, c_1, c_2 の変化は規則的であり, それらが加熱によるどのような構造変化に対応するかは今後の課題として興味あるものと考えられる.

4. む す び

橋かけ結合が高分子の物性に与える効果についての最近までの研究をまとめた.

橋かけが ガラス 転移現象に与える影響について一般的な関係を導き, 橋かけの空間的条件が分子鎖の剛直性と相関することを認めた.

粘弾性温度分散曲線の形の定量的解析法を提出し実験例に適用して有用であることを確めた.

参 考 文 献

- (1) 柴山恭一: 注型材料, 「工業材料」9, No. 12, 140 (昭 36)
- (2) A.V. Tobolsky: Properties and Structure of Polymers, 78 (1960)
- (3) J.D. Ferry: Viscoelastic Properties of Polymers, 201 (1961)
- (4) T.G. Fox, S. Loshaek: Influence of Molecular Weight and Degree of Cross-linking on the Specific Volume and Glass Transition Temperature of Polymers, J. Polymer Sci. 15, 371 (1955)
- (5) T. G. Fox, P. J. Flory: Second-Order Transition Temperature and Related Properties of Polystyrene, J. Appl. Phys. 21, 581 (1950)
- (6) 柴山恭一: 橋かけ高分子のガラス 転移温度, 「高分子化学」18, 183 (昭 36)
- (7) A. Charlesby, M. Ross: The Effect of Cross-linking on the Density and Melting of Polyethylene, Proc. Royal Soc., A217, 122 (1953)
- (8) E. Butta, A. Charlesby: Dynamic Mechanical Properties of Irradiated Polyethylene, J. Polymer Sci. 33, 119 (1958)
- (9) 平井西夫: 高分子物質の二次転移点における自由体積, 「日本化学雑誌」75, 683 (昭 29)
- (10) M.L. Williams et al.: The Temperature Dependence of Relaxation Mechanisms in Amorphous Polymers and other Glass-forming Liquids, J. Am. Chem. Soc. 77, 3701 (1955)
- (11) 柴山恭一: 橋かけ高分子における等自由容積理論「高分子化学」投稿中
- (12) 高柳素夫他: 結晶性高分子における弾性率の温度分散曲線の解析, 「材料試験」8, 308 (昭 34)
- (13) 柴山恭一: 変性フェノール樹脂の粘弾性, 「色材協会誌」35, 2 (昭 37)
- (14) K. Ueberreiter, G. Kannig: Second order Transition and Mesh-Distribution Functions of Cross-linked Polystyrene, J. Chem. Phys. 18 399 (1950)
- (15) 柴山恭一: アルキド樹脂の粘弾性質, 「高分子化学」17, 591 (昭 35)
- (16) K. Schmieder, K. Wolf: Mechanism Relaxationserscheinungen an Hochpolymeren, Kolloid Z. 134, 149 (1953)
- (17) L.W. Nielsen: Effect of Crystallinity on the Dynamic Mechanical Properties of Polyethylene, J. Appl. Phys. 25, 1209 (1954)
- (18) 植松市太郎他: 高分子物性におよぼす結晶化度の影響, 「高分子化学」17, 222 (昭 35)
- (19) 柴山恭一: 橋かけ高分子における動的弾性率の温度分散曲線の解析, 「高分子化学」投稿中
- (20) A.V. Tobolsky et al.: Elastoviscous Properties of Amorphous Polymers in the Transition Region, J. Am. Chem. Soc. 74, 3378 (1952)
- (21) H. Silva, B. Gross: Some Measurements on the Validity of the Principle of Superposition in Solid Dielectrics, Phys. Rev. 60, 684 (1941)
- (22) A.Q. Hutton, A.W. Noll: Experimental Study of Low Frequency Effects on Dynamic Modulus of a Buna-N Rubber, J. Appl. Phys. 25, 350 (1954)
- (23) J.D. Ferry: Viscoelastic Properties of Polymers, 215 (1961)

注 型 用 樹 脂 の 熱 衝 撃 試 験

研 究 所 六 山 光 夫*・寺 谷 宏*

Thermal Shock Test for Casting Resins

Research Laboratory Teruo ANAYAMA・Hiroshi TERATANI

Superior characteristics of cast resin insulation are well known in the electrical and electronic industries. However, one of serious factors limiting the use of casting resins is its tendency to crack with thermal shocks. Accordingly, it is of vital importance to evaluate the thermal shock resistance of the materials in application. Several methods of the evaluation for this purpose have been studied and a simple and effective testing process has been developed. It is to use a C-shaped insert and to impose thermal shocks increased stepwise every three cycles. This paper describes the development of this method together with the test procedure and the results on the specimens of various representative resin formulations.

1. ま え が き

重電機器、弱電機器をとわず、電気機器にたいする要求はだいにきびしくなり、小形軽量で耐久性と信頼性にすぐれ、保守取扱いも容易なものが要求されている。

揮発分を含まない完全反応性樹脂⁽¹⁾を注型し硬化させることによって、一体構造の絶縁をほどこすことのできる樹脂注型絶縁方式はこの要求にこたえるもので、近年ひろく行なわれるようになってきた。しかし、樹脂材料の選択をあやまると、クラックの発生に悩まされる結果となり、これが注型絶縁方式にたいする不安のもととなっている。注型絶縁は製品の仕上げを兼ねて行なわれることが多く、樹脂と埋込物が一体化してしまっているため、クラックが発生すると絶縁をほどこした機器全体が不良品となってしまう。

樹脂にクラックが発生する原因として二つの理由が考えられる。一つは硬化に伴う樹脂の収縮で、製造時に多く見受けられる。他は、機器使用時の運転、休止などからの温度変化により、埋込物と樹脂の膨張係数の違いから、くりかえし応力がかかり、埋込物の構造が複雑な箇所、樹脂の肉厚変化が急激なところ、鋭角部などに集中しクラックが発生する。

したがって、クラックの発生を防ぐために、機器はできるだけ応力が集中しないような形に設計するとともに、樹脂組成物も、可塑性を持たせて応力を緩和するとか、充填剤を加えて収縮率を低下させ熱伝導率をよくし、膨張係数を埋込物のそれに近づけて温度変化による歪みを少なくするとかの方法がとられる。

2. 樹脂の耐熱衝撃性試験法

樹脂の温度変化により受ける熱衝撃にたいする抵抗性を調べるのに、実際の製品を用いるのは経費と時間の点から困難である。それで、適当な方法がいろいろ考案されているが、代表的なものについて簡単に述べてみると、

(1) ASTM D1674-59T 試験法⁽²⁾

この方法は MIL-I-16923 から採用されたもので、円柱状樹脂中に六角柱の鋼製埋金を埋込んだ試験片を用いる。熱衝撃は所定の高温から -55°C の温度間で 10 回くりかえし与え、試験片 5 個中クラックが発生しないものが 4 個以上あれば合格とする。樹脂にかかる張力と圧力の両方によりクラックが発生し、樹脂層が薄い

ため観察が容易である。しかし相当多くの樹脂が、この試験に合格するにもかかわらず、実際に機器の絶縁に使用したときクラックが発生する。

(2) コーヒコップ 試験法⁽³⁾

この方法は、紙コップ中にナットをつけたボルトをつるし樹脂を注型して埋込んだ試験片を用いる。熱衝撃は、 25°C (77°F) に 2 時間以上放置後、ついで -48°C (-55°F) に 4 時間以上放置し、また 25°C にもどすことを 5 回くりかえす。もしこの温度でクラックが発生しなければ、低温側を -59°C (-75°F) に下げ、なおクラックが発生しなければ、さらに -68°C (-90°F) に下げて同様にくりかえし、樹脂の耐熱衝撃性を判定する。この試験法は経済的であるが、もともと透明樹脂の試験のため考案されたもので、クラックが相当内部で発生するので、不透明樹脂については試験片を切断してみないと観察できない。

(3) Olyphant のワッシャ 試験法⁽⁴⁾

この方法は、厚さ 3.175 mm、または 6.35 mm の足つきワッシャを円板状樹脂中に埋込んだ試験片を用いる。熱衝撃は所定の高温から -55°C の温度間で 10 回くりかえし与え、このとき供試試験片中何個にクラックが発生したかによって樹脂の耐熱衝撃性を判定する。埋金の厚いほうが試験はきびしくなる。この試験法はクラックの観察が容易で、実験的に実際の機器と同じようなクラック発生傾向を知ることができる。

(4) Black の試験法⁽⁵⁾

この方法は、放射状突起を有する埋金を円筒状外型の中に入れ、樹脂を注型して埋込んだ試験片を用いる。埋金は、中心円柱に先端角度 60 度の板状片を 60 度間隔で 6 枚放射状に植込み、それぞれの中間に同じく 6 枚の隔壁板を植込んだものである。隔壁板の先端は丸くなっている。板状片の先端と外形円筒の内壁との間隔は一定比率で 6 倍まで変化させてあり、狭いほうから順に 6 番まで番号をつけてある。試験片を低温にして行くとクラックは狭いほうから順次発生するから、クラックの発生した箇所の番号よりその温度における樹脂のクラック傾向を数値的に示すことができる。しかし装置の価格が高くつき保守取扱いにもとくに注意がいる。

(5) その他、パイプとか T 字形埋金を用いる方法⁽⁶⁾などもある。

これらの試験法は、いずれもよくくふうされているがそれぞれ一長一短があり、簡単で安価な方法は精度が悪く優劣の判定が大

まかとなり、比較的精度のよい方法は安価に装置ができないなどの不便がある。

3. 実 験

3.1 耐熱衝撃性試験法の検討

樹脂の耐熱衝撃性試験法としては、装置がなるべく安価にすみクラックの観察が容易で、結果の精度がよくてきびしい方法が望ましい。なおクラックの発生位置が樹脂の性質により変化するような試験片をつくり、熱衝撃も一定の割合で増大するように与えれば、耐熱衝撃性を質的量的に知ることができるのではないかと考えられる。

この考えにもとづき、埋金の形状や埋込位置、樹脂層の厚さなどの試験片の条件や、熱衝撃のあたえかたなどを変えて、試験結果におよぼす影響を調べてみた。

(1) 埋金の形状

鋼製のワッシャ状およびその一部にミジを切込んだC字形の埋金を用いて、どのようなクラックが発生するか調べた。試験片の形は円板状で、注型はアルミ皿で行ない埋金はそれぞれ埋込位置を変えてみた。図3.1にC字形埋金とアルミ皿の寸法を示す。

これらの試験片に熱衝撃を与えて発生させたクラックの位置は、ワッシャ状埋金では中央の穴のところであるが、埋金の片寄りにたいし方向性がないのに反し、C字形埋金では、いずれもミジに向い合った個所に発生し埋込位置は影響していない。図3.2にワッシャ状およびC字形埋金試験片に発生したクラックの位置を示す。

C字形埋金試験片では、樹脂が収縮するときに、埋金の上面よ

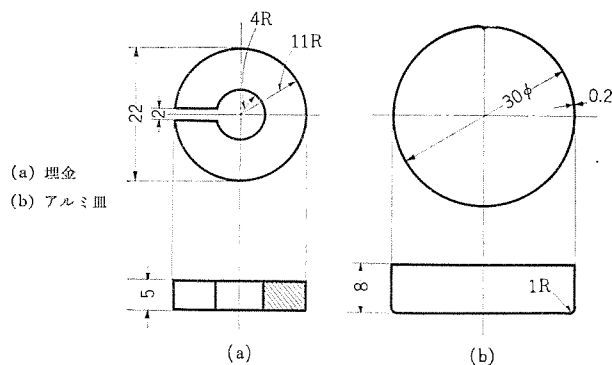


図 3.1 C 字形埋金と アルミ 皿の寸法

Fig. 3.1 Dimensions of C-shape insert and aluminium disk.

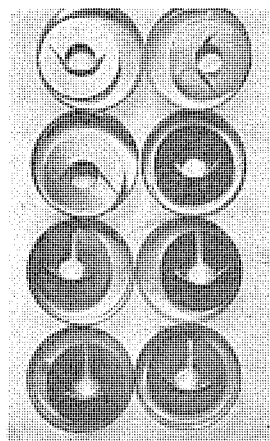


図 3.2 ワッシャ 状および C 字形埋金試験片のクラック発生位置

Fig. 3.2 Cracking position in washer-shaped and C-shape insert test specimens.

り下層にある樹脂はミジを通して外へ引張られ、上層にある樹脂は埋金上面との接着および埋金外周部の樹脂層との結合によりこれに抵抗して、ミジに向い合った位置に応力が集中し、そこへ埋金の角が働いて、同じ位置にクラックが発生するものと考えられる。

(2) きびしさおよび精度に影響する因子

埋金をC字形にすると同一位置にクラックが発生することがわかった。そこで、埋金の形状、仕上げ、埋込位置および樹脂層の厚さを因子として取上げ、これらが試験法のきびしさと精度にどの程度影響するか調べた。

因子は次のようにそれぞれ2水準とした。

- [A] 埋金の形状 1. ワッシャ 状
2. C 字形
- [B] 埋金の仕上げ 1. 機械研磨仕上げ (切削して作った埋金の上下面をト石により研磨したもの)
2. 電解研磨仕上げ (機械研磨した埋金をさらに電解研磨したもの)
- [C] 埋金の埋込位置 1. 埋金の中心とアルミ皿の中心との差が 1mm 以内
2. 埋金の中心とアルミ皿の中心との差が 3mm 以上
- [D] 樹脂層の厚さ 1. 埋金上 3mm
2. 埋金上 1mm

熱衝撃は、高温側 オープン 中 30 分、低温側 ドライアイス-アルコール 浴 中 10 分をくりかえし、温度差は 3 サイクル ごとに 15°C ずつ増大するようにした。表 3.1 にこの結果を示す。各実験番号ごとに各試験片にクラックが発生した サイクル 番号の平均を耐熱衝撃指数と名づけることにする。

各試験片につき、クラックが発生した サイクル 番号からそれぞれ 10 を引き、きびしさに対する分散分析を行なうと表 3.2 の分散分析表を得る。また各実験番号ごとに、各試験片にクラックが発生した サイクル 番号を耐熱衝撃指数との差の絶対値を求めて 10 倍し、精度にたいする分散分析を行なうと、表 3.3 の分散分析表を得る。この結果、埋金の形状と樹脂層の厚さが大きく影響することがわかる。埋金を C 字形にすると、ワッシャ 状よりきびしくなり、精度がよくなる。樹脂層の厚さは薄いほうがきびしいが、精度がわるくなり、試験法としては厚いほうがよいといえる。埋金の仕上げは機械研磨するだけで十分であり、埋込位置は中央にするのが

表 3.1 割付および試験結果

割 付 表					熱 衝 撃 試 験 結 果																			
要因 列 番 Exp. No.	形状 [A] (1)	仕 上 [B] (2)	位 置 [C] (4)	厚 さ [D] (8)	各サイクルでのクラック発生個数 (各試料 5 個)																		耐熱衝 撃指数 (5 平均)	
					温度 (°C)	105～0			105～-15			105～-30			105～-45			105～-60			120～-60			
					サイクル番号	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17		18
1	1	1	1	1																	14.6			
2			2																		14.0			
3			1																		14.6			
4			2	2																	12.2			
5		2	1	1																	14.6			
6			2	2																	12.4			
7			1	1																	14.0			
8			2	2																		12.2		
9	2	1	1	1																	14.0			
10			2	2																		12.4		
11			1	1																		13.6		
12			2	2																		12.0		
13		2	1	1																		13.6		
14			2	2																		12.0		
15			1	1																		13.2		
16			2	2																			12.2	

表 3.2 分散分析表 (きびしさ)

要 因	集 計		分 散 分 析				判 定
	1	2	S.S.	n	M.S.	F	
A	143	115	9.8	1	9.8	5.33	*
B	137	121	3.2	1	3.2	1.73	
C	138	120	4.1	1	4.1	2.23	
D	161	97	51.2	1	51.2	27.83	* *
E	—	—	8.1	11	0.74		
Mes	—	—	129.6	64	2.03		
(E')	—	—	137.7	75	1.84		

表 3.3 分散分析表 (精度)

要 因	集 計		分 散 分 析				判 定
	1	2	S.S.	n	M.S.	F	
A	498	372	199	1	119	5.96	*
B	410	460	32	1	32	—	
C	442	428	3	1	3	—	
D	312	508	757	1	757	22.66	* *
E	—	—	458	11	41.6		
Mes	—	—	2,050	64	32.0		
(E')	—	—	2,508	75	33.4		

表 3.4 熱衝撃の違いによるクラックの発生状況

試料 番号	樹 脂 配 分 (重量部)				埋 金 形 状	各サイクルでのクラック発生個数 (各試料 5 個)														
						温 度 (°C)	硬化後	105~0	105~-15	105~-30	105~-45	105~-60	105~-60							
	サイクル 番 号	0	1 2 3	4 5 6		7 8 9	10 11 12	13 14 15	1 2 3 4 5											
	Epikote 828 Epikote X->1 HHPA DMP-30					(3 サイクルごとに 15°C ずつの温度差を大きくした場合)														(同一温度差の場合)
1-1	100	—	80	1	ワッシャ C字形		1	— — 1	3							5				
1-2						1	4						5							
2-1	67	33	65	1	ワッシャ C字形		—	— — 3	2							5				
2-2						—	4 1					5								
3-1	33	67	46	1	ワッシャ C字形		—	— — —	— — —	— — —	— — —	1 2 2	— — 2 3							
3-2						—	— — —	— — —	— — —	2 2 1	— 1 2 2									

硬化条件 100°C 2 時間+125°C 4 時間

図 3.3 樹脂の耐熱衝撃性とクラックの大きさとの関係

Fig. 3.3 Cracking sizes related to thermal shock resistance of resins.

妥当であろうと思われる。

(3) 熱衝撃の影響

さきに求めた条件で試験片を作り熱衝撃の与えかた

による影響を調べた。樹脂は可トウ性が大きくなるよう順次配合を変え、熱衝撃は、3 サイクルごとに 15°C ずつ温度差を増大させると、全部の試験片にクラックが発生した温度間でそのまま繰返すのと両方行なった。なお埋金の形状は再比較のためワッシャ状とC字形の2種類を用いた。表 3.4 にこの結果を示す。

ゆるやかな温度変化により樹脂がくりかえし熱衝撃を受け疲労してクラックを発生するよりも、温度差、すなわち熱衝撃が大きいほうがクラックの発生に影響することがわかる。したがって、樹脂の耐熱衝撃性を調べるには一定の割合で温度差を増大させるほうが比較しやすい。しかし、ある条件のもとで樹脂がそれに適した耐熱衝撃性を有するかどうかは、一挙に所定の温度間で熱衝撃を繰返し与え、クラック発生の有無をみるほうが早く結果がわかる。

表 3.4 の各樹脂配合の試験片に 105°C から -60°C の間の熱衝撃を与えたとき、C 字形埋金試験片に発生したクラックの大きさを図 3.3 に示す。上より下へと耐熱衝撃性が減少する。

(4) 再現性

この試験法の再現性を調べるため、同一樹脂配合、同一硬化条件でそれぞれ別々に試験片を作り、熱衝撃も別々に与えた。表

表 3.5 クラック発生の再現性

実験 番号	脂 樹 配 合 (重量部)				各サイクルでのクラック発生 個数 (各試料 5 個)															耐熱衝 撃指数		
					温 度 (°C)	硬化後	105~0				105~-60											
					サイ クル 番	0	1	2	3	4	12	13	14	15								
	Epikote 828	Epikote X-71	HHPA	DMP-30																		
1						—	—	—	—	—	—	—	2	1	2							14.0
2	33	67	46	1		—	—	—	—	—	—	—	—	2	2	1						13.8
3						—	—	—	—	—	—	—	—	1	2	2						14.2

硬化条件 100°C 2 時間+125°C 4 時間

3.5 にこの結果を示した。

再現性は良好といえる。

3.2 各種エポキシ樹脂配合の耐熱衝撃性

さきに定めた試験法により、各種エポキシ樹脂の耐熱衝撃性を調べた。

(1) 可トウ性付与剤の添加効果

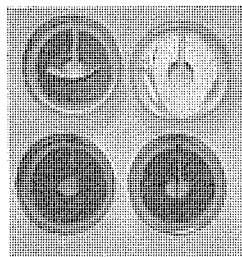
硬度の高いエポキシ試験に数種の可トウ性付与剤を添加して、耐熱衝撃性にどの程度効果があるか調べた。樹脂配合とこれらの試験結果を表 3.6, 3.7, に示す。

大部分の樹脂では、クラックは埋金のミゾに向い合った位置に発生するが、ある種の樹脂では埋金の外周部でミゾに向い合った位置とか、ミゾを切込んだ角のところなどに発生する。このクラックの発生位置は、配合が同一の樹脂ではどの試験片においても同じである。したがって、耐熱衝撃指数、クラックの大きさとともに樹脂のクラックの性質を知る手がかりとなる。図 3.4 に発生位置が異なった4種の代表的クラックパターンを示すとともに、表 3.6, 3.7 に各樹脂配合がそれぞれどのパターンに属するかを、図 3.4 の A,

表 3.6 樹脂の耐熱衝撃性にたいする可トウ性付与剤の効果

試料 番号	樹 脂 配 合 (重量部)						各サイクルでのクラック発生個数 (各試料 5 個)								耐熱衝 撃指数	クラック パターン	硬度*				
							温度 (°C)	硬化後	105~0		105~-15		105~-30					105~-45		105~-60	
	サイクル番号	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12				13	14	15	
	Epikote 828	Epikote X-71	Cardolite Nc-513	HHPA	MNA	DMP-30															
1—1	100	—	—	80	—	1		1	4									0.8	A	B 45	
1—2	67	33	—	65	—	1		—	4	1								1.2	A	B 27	
1—3	33	67	—	46	—	1		—	—	—	—	—	—	—	—	2	2	1	13.8	A	D 90
2—1	100	—	—	—	85	1		2	2	1								0.8	A	B 47	
2—2	67	33	—	—	74	1		5										0.0	C	B 30	
2—3	33	67	—	—	54	1		5										0.0	D	D 90	
3—1	100	—	13	83	—	1		—	1	1	3							2.4	A	B 40	
3—2	100	—	25	87	—	1		—	—	—	5							4.0	A	B 35	

硬化条件 100°C 2 時間+125°C 4 時間 * B: Barcol 934.1 硬度, D: Durometer D 硬度



上 左より (A) (B)
下 左より (C) (D)
図 3.4 C 字形埋金試験片の代表的な 4 種のクラックパターン
Fig. 3.4 Four characteristic cracking patterns in C-shape insert test specimens.

表 3.7 樹脂の耐熱衝撃性にたいする可とう性付与剤の効果

試料 番号	樹 脂 配 合	各サイクルでのクラック発生個数 (各試料 5 個)															耐熱衝撃 指数	クラック パターン	硬度*				
		温度 (°C)	硬化後			105〜0			105〜-15			105〜-30			105〜-45					105〜-60			
		サイ クル 番号	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13				14	15		
1	(基本配合) Epikote 828+硬化剤 Z 20 phr		—	5															1.0	B	B 48		
2-1	(基本配合)+Thiokol LP-3, 50 phr		—	—	—	—	—			—			—			1			3	1	13.0	A	D 92
2-2	(基本配合)+Thiokol LP 3, 100 phr		—	—	—	—	3			2											4.4	A	D 82
2-3	(基本配合)+Thiokol LP-3, 200 phr		—	2			3														1.6	C	A 80
3-1	(基本配合)+ポリエチレン グリコール 400, 10 phr		—	4			1														1.2	B	B 45
3-2	(基本配合)+ポリエチレン グリコール 400, 30 phr		—	—	—	—	—			—			2			2			1		8.8	A	B 30
3-3	(基本配合)+ポリエチレン グリコール 400, 50 phr		—																		0	A	D 90
4-1	Epikote 828, 60 部 } +Z, 16.3 phr " X-71, 40 部 }		—	—	—	—	—			1			—			2			2		9.8	A	B 20
4-2	Epikote 828, 40 部 } +Z, 14.5 phr " X-71, 60 部 }		—	—	—	—	—			—			—			150〜-60°Cでもク ラックは発生しない					>24.0	—	D 90
4-3	Epikote 828 20 部 } +Z, 12.3 phr " X-71, 80 部 }		—	—	—	—	—			—			—			1			2	2	13.2	D	D 85

硬化条件 100°C 1 時間+150°C 4 時間

* B: Barcol 934-1 硬度, D: Durometer D 硬度, A: Durometer A 硬度

表 3.8 各種樹脂の耐熱衝撃性

試料 番号	試 料		各サイクルでのクラック発生個数（各試料 5 個）															耐熱衝 撃指 数	クラッ クパ ターン	硬 度 [※]
			温度 (°C)	硬化後	105～0	105～-15	105～-30	105～-45	105～-60	120～-60	135～-60									
	サイク ル番 号	—	1 2 3	4 5 6	7 8 9	10 11 12	13 14 15	16 17 18	19 20 21											
1	Epikote 834 +ETP 15 phr	80°C 7 時間+130°C 2 時間		—	— — —	4 1									4.2	A	B 40			
2	Epikote 834 +HHTA 65 phr	80°C 2 時間+150°C 4 時間		—	2 — —	2 1									3.0	A	B 40			
3—1	Scotchcast # CRP 238	105°C 4.5 時間		—	— — —	— — —	— — —	— — —	— — —	1 — 2	2				18.0	A	D 86			
3—2		120°C 2.5 時間		—	— — —	— — —	— — —	— — —	— — —	2 2 1					16.8	A	D 86			
4—1	Scotchcast # CRP 241	105°C 4.5 時間		—	— — —	— — —	— — —	— — —	— — —	1 — 2	2				18.0	A	D 84			
4—2		120°C 2.5 時間		—	— — —	— — —	— — —	— — —	— — —	5					16.0	A	D 84			
5—1	樹 脂 A	120°C 24 時間		—	— — —	1 — 2	2								6.0	A	B 40			
5—2		180°C 3 時間		—	— — —	1 1 —	2 1								5.8	A	B 36			
6—1	樹 脂 B	120°C 30 時間		4	1										0.2	A	B 45			
6—2		180°C 4 時間		5											0	A	B 43			

* B: Barcol 934 硬度, D: Durometer D 硬度

B, C, D と同じ記号で示した。図 3.4 中, A はミジに向い合った位置, B は埋金外周部の ミジに向い合った位置, C はミジの内側の角から埋金の内周部へ, D は埋金の ミジの内側と外側の角にクラックが発生している。なお表 3.6, 3.7 の硬度の欄は可とう性の参考のため併示したものである。

各樹脂配合の試験結果より, 可とう性付与剤は適量添加すれば耐熱衝撃性を相当に改善できることがわかる。

(2) 代表的エポキシ樹脂配合の耐熱衝撃性

注型絶縁用で耐熱衝撃性が一応良好とされている代表的なエポキシ樹脂配合について, その耐熱衝撃性を調べた。表 3.8 にこの結果を示す。

表 3.8 中, Scotchcast 樹脂はとくにすぐれた性質を示しているが, この樹脂は充填剤が配合されてあるもので, 他の未充填の樹脂とは条件が異なる点に注意すべきである。Scotchcast 241 は 238 より充填剤が少ないだけで, 他はすべて同じ配合であり, いずれも他の樹脂にくらべ硬度が低い。

Scotchcast 以外の樹脂も, 充填剤を加えれば耐熱衝撃性は当然向上するが, その場合の順序は樹脂と充填剤の結合力その他の影響により, 必ずしも未充填のときと同様とは考えられないから, 充填剤を配合した樹脂についてはあらためて比較する必要がある。

また, 同一配合で硬化条件を変えた樹脂についてみると, 高温で硬化したほうが耐熱衝撃性はわずかながら低い。これは硬化温度が高いと樹脂の収縮率が大きくなり, 硬化反応もより急速に進む

ためヒズミが大きく残るためと考えられる。

4. む す び

以上, 新しい一方法を用いて注型絶縁用樹脂の耐熱衝撃性を調べた結果, 各種樹脂の優劣を良好な精度で比較することができた。この試験法によれば, 耐熱衝撃性のよい樹脂を確実に選択することができるから, クラックの発生による注型樹脂絶縁方式への不安を除くことに役だつものと考えられる。

参 考 文 献

- (1) 穴山: 高分子注型絶縁材料, 「高分子」10, 725 (昭 36)。
- (2) Testing Polymerizable Embedding Compound Used for Electrical Insulation, ASTM D1674-59T (1959)。
- (3) B, Carrol and J. Smatana: Transparent Cold-Shock-Resistant Epoxy Casting Resin, Sandia Corp. (U. S. A.) 発行文献 (April 1960)。
- (4) M. Olyphant Jr.: Thermal Shock Test for Casting Resins, Proceedings, First National Conference on the Application of Electrical Insulation, Ohio, U. S. A. (Sept. 1958)。
- (5) U. S. Patent 2,821,012 (1958)。
- (6) G. J. Powell and R. E. Stolton: Epoxide Resin System for Eneapsulating Large Electrical Components, British Plastics 24, 380 (1959)。

塩基性ヒ酸マグネシウムケイ光体におけるマンガンの挙動

神戸大学 神田貞之助*

研究所 秦 卓也**・栗津健三**

Behaviour of Manganese in Basic Magnesium Arsenate Phosphors

Kobe University

Teinosuke KANDA

Research Laboratory

Takuya HATA・Kenzo AWAZU

The manganese activated basic magnesium arsenate phosphorus has a deep red luminescence involving the spectrum of fine structure under ultraviolet excitation. This luminescence depends on $3d^3$ electron transition of Mn^{4+} ; it is also known that green luminescence by $3d^5$ electron transition of Mn^{2+} appears under cathode ray excitation. A tetravalent manganese becomes a bivalent manganese by a reducing treatment and increases green luminescence. But no luminescence and lower valency of manganese exist in this process. These are the measurements of ESR, chemical analysis and optical characteristics, which state is identical with that determined by short wave length ultraviolet irradiation. The green emission band of Mn^{2+} is sifted by the replacement with calcium ion and the red emission of Mn^{4+} disappears. But a case of replacement by beryllium ion gives the lowest effect to these facts. The lithium ion improves the stability of ultraviolet irradiation. These are considered mainly effect of a difference of ion radius and electron affinity on the crystalline field.

It is deduced that the bivalent manganese is easily substituted for magnesium ion in the axial field, but in case of the tetravalent manganese it is necessary to have cubic field constituted from ion radius which is nearly Mn^{4+} ion radius.

1. ま え が き

塩基性ヒ酸マグネシウム：マンガンケイ光体($Mg_6As_2O_{11} : Mn$)は紫外線刺激によって明るい深赤色の発光を示し、現在当社のデラックスケイ光ランプに使用されているきわめて有用な物質の一つである⁽¹⁾。このケイ光体の出現によりかつて問題であったケイ光ランプの演色性は事実上満足されたといつてさしつかえない。

これはまたそれ自身多くの興味ある性質を有している。すなわち発光スペクトルは620~670 mμの範囲にあり、六つの狭いbandから成る250~470 mμにわたる幅広い刺激スペクトルをもっている。可視部におよぶこの刺激帯のために体色はうすい黄色を示す。

このような特性は Mn^{4+} の $3d^3$ 電子の遷移に基づくものとされ種々の報告がなされている⁽²⁾。またこれらを還元ふんい気中で処理すると Mn^{4+} は Mn^{2+} となり緑色の発光があらわれることが知られている⁽³⁾。 Mn^{4+} の発光を行なう物質は現在 $MgO : Mn$ (Li), $Mg_2TiO_4 : Mn$, $Mg_4GeO_6 : Mn$ 等Mgの酸素酸塩に限られているがその理由はあまり明確でない。

筆者らはこの物質の組成、処理条件をかえて作成した試料につき光学的特性、電子線(C.R)刺激による Mn^{2+} の緑色発光、電子磁気共鳴(ESR)を用いた Mn^{2+} の吸収測定、あるいは化学分析による Mn^{4+} の検出などによって活性体として含まれるMnがどのような状態で存在しているかをしらべたのでここに報告する。

またこのケイ光体の唯一の欠点とみなされる不安定性が、Liを添加することにより改善されることを見出し⁽⁴⁾、実用面でも十分な成果を挙げている。

2. 試料の作成および測定法

$Mg_6As_2O_{11} : Mn$ は純度の高い酸化マグネシウムに硝酸マンガ水

溶液を加え混合したのちヒ酸水溶液を反応させた。組成をかえるばあいはそれぞれ必要モル数の酸化物あるいは炭酸塩を酸化マグネシウムに混じた。このとき酸化マグネシウムなどの大部分はヒ酸と結合して第二ヒ酸塩となり、一部が未反応で混在しているものと考えられる。これを乾燥粉碎後、1,200~1,250°C 空气中で焼成した。反応を完全に行なわせるため粉碎、焼成を2回行なった。

還元処理は窒素、水素を容量比で100:1に混じり0.5 l/minの流速で通じ所定の温度に上げた管状炉に試料をそう入し、1時間保った。均一な還元を行なわせるために、ケイ光体粉末はフルイを通じてボートに入れ、つまり方を一定にし、また還元処理の前後には約20分間低温の同気流中で保持した。

スペクトル分布はベックマンDU形分光器を用い、受光部は測定波長に応じて1P28, 1P22, 7102光電子増倍管を使い分けた。刺激および吸収スペクトルはケイ光粉末を深さ2mmの皿につめ反射法で測定した。光源は直流点灯の300Wキセノンランプを用い、ケイ光を分離するため、反射率は緑または赤の、刺激効率率は紫外透過性のガラスフィルタを受光部の前において測定した。発光の温度依存性測定においても同様である。これらについてはすでに報告した方法による⁽⁵⁾。

C.R刺激の条件はdemountableな装置を使用し、加速電圧15kV、電流密度 $1 \mu A \cdot cm^{-2}$ 、走査面積は $2 \times 3 cm$ である。試料はガラス板上に沈降法で $3 mg \cdot cm^{-2}$ の密度に塗布し、ケイ光膜表面での電位降下を避けるため厚さ約120 mμのアルミパックを施した。したがってケイ光の測定は電子衝撃面の反対側から行なう。装置の真空度は大体 $1 \times 10^{-5} mmHg$ である。

3. 光学的特性

3.1 発光スペクトル

ふつうに作られた $Mg_6As_2O_{11} : Mn$ (0.016)は図3.1に示す

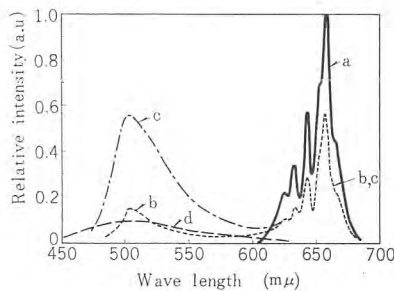


図 3.1 塩基性ヒ酸 マグネシウムケイ 光体の発光 スペクトル 分布

Fig. 3.1 Spectra distribution curves of the luminescence of $\text{Mg}_6\text{As}_2\text{O}_{11}:\text{Mn}$ (0.016) Phosphorus at room temperature, a: excited by 365.4 mμ. b: excited by 253.7 mμ. c: reduced ($\text{N}_2+\text{H}_2/1,200^\circ\text{C}$) Phosphorus excited by C.R. d: no manganese phosphorus excited by C.R.

ように紫外線刺激で 624.4, 632.2, 641.8, 652.7, 658.6, 666.0 mμ に peak をもつ 10~20 mμ の狭い band の発光を行なう。これらが観測されるためには分光器 スリット 幅が十分狭いことが必要である。この赤色発光 スペクトル は C.R, 紫外線の波長など刺激条件をかえても変化しない。ただし温度が高くなるに従いこれらの相対強度が変化し長波長側が低くなる。

253.7 mμ 刺激では Mn^{2+} による緑色の発光はほとんどみられないが, 1,200°C で還元処理を行なうと赤色が少なくなり 505 mμ に peak をもつ スペクトル があらわれる。C.R 刺激ではこのような処理を行わなくても両方がみられる。ただし Mn 濃度あるいは温度が高くなると次第に緑の発光は少なくなる。150°C では事実上緑の発光は消滅するが赤色発光のほかに 450 mμ 付近に peak をもち 350~600 mμ におよぶ幅広い band があらわれる。この発光は ガウス 分布を示し, 温度が高くなると波長は短波長側へ移動するが強度はあまり変化しない。Mn を添加しないものが C.R 刺激で青白色の発光を行ない同様な傾向を示すところから, これは $\text{Mg}_6\text{As}_2\text{O}_{11}:\text{[As]}$ なる自己付活形 ケイ 光体とみられ, その発光は AsO_4^{3-} イオンによるものであろう。このような例は他の陰 イオン SiO_4^{4-} , GeO_4^{4-} でも報告されている⁽⁶⁾。低温あるいは Mn 濃度が高く赤色発光の強いときに, あまり明確にみられないのは Mn と結合して AsO_4^{3-} 中心が少なくなるのと, Mn^{4+} による吸収が行なわれているためである。常温においても Mn^{2+} による緑色発光が 500 mμ 以下で急激な低下を示しているのも Mn^{4+} の吸収によるものと思われる。

3.2 反射, 吸収スペクトル

反射 スペクトル は各波長において, 煙着した MgO 層と試料粉末層を対応させて測定した。MgO の反射率は可視部で 1.0 と考えてさしつかえないから, 粉末層の散乱による光の損失を入射光を直接光電管に受けたときと MgO からの反射光を受けたときの比率を求めておき, MgO の反射 スペクトル を測定した。試料層が十分厚いとき透過率 T は 0 に近い。このときの反射率を R_∞ とすると

$$1 = T + R + A \text{ から } A = 1 - R_\infty$$

となる。したがって R_∞ は吸収率に対応する⁽⁵⁾。

吸収 スペクトル は Mn を含まないばあい 350 mμ 以下に存在する。260 mμ 付近でやや平坦になっているのは, 先のべた AsO_4^{3-} イオンによる発光が含まれているためで, 紫外部の ケイ 光を分離するのは フィルタ を用いる方法では困難である (図 3.2)。

Mn の添加量が大きくなるにしたがいこの吸収は増し, かつ新しく 410 mμ を peak とする band があらわれる。これらは Mn^{4+}

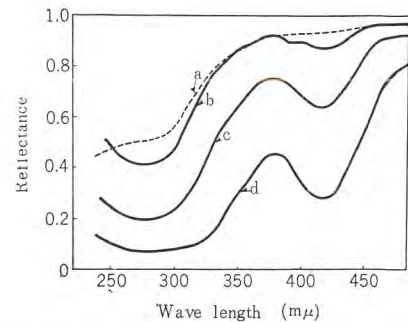


図 3.2 マンガン 量をかえた塩基性 ヒ酸マグネシウムケイ 光体の反射 スペクトル

Fig. 3.2 Reflection spectra of $\text{Mg}_6\text{As}_2\text{O}_{11}$ phosphorus containing various amounts of manganese. a: no Mn. b: 4.2×10^{-4} mole. c: 4.2×10^{-3} mole. d: 4.2×10^{-2} mole.

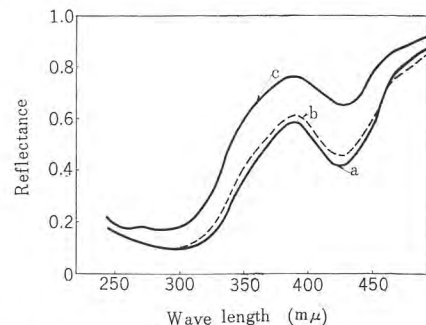


図 3.3 還元処理を施して塩基性 ヒ酸 マグネシウムケイ 光体の反射 スペクトル

Fig. 3.3 Reflection spectra of $\text{Mg}_6\text{As}_2\text{O}_{11}:\text{Mn}$ (0.016) phosphorus reduced for 1 hour at different temperature. a: Unreduced. b: ($\text{N}_2+\text{H}_2/1,800^\circ\text{C}$). c: ($\text{N}_2+\text{H}_2/1,200^\circ\text{C}$)

による吸収と考えられる。窒素気流中で焼成したばあい Mn^{2+} の形をとりやすいと思われるが, 実際は吸収率は小さいが空气中で焼成したものと同一形の 470 mμ におよぶ吸収帯がみられる。これは $\text{Mg}_2\text{TiO}_4:\text{Mn}$, あるいは $\text{Mg}_4\text{GeO}_6:\text{Mn}$ のときと異なり, 基体組成の As_2O_5 が高温で $\text{As}_2\text{O}_3+\text{O}_2$ に解離し, 生じた酸素が Mn に対して空气中で焼成したばあいと同じ結果を与えるためである。

興味あるのは 800°C で還元され明るさを失ったものが, 未処理のものとはほぼ同様な吸収を示すことである。このことは Mn^{4+} はこの温度以下の処理では失われないことを示している (図 3.3)。

また Li の添加はこれらの吸収帯にあまり影響をあたえない。

3.3 刺激スペクトル

緑および赤色発光のための刺激 スペクトル はそれぞれ異なった位置および形をもつ。前者は 240 mμ 付近に peak をもち 270 mμ

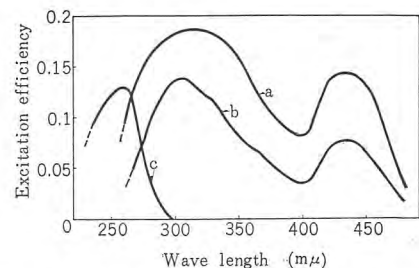


図 3.4 塩基性ヒ酸 マグネシウムケイ 光体の緑および赤発光に対する 刺激 スペクトル

Fig. 3.4 Excitation spectra of the red and green luminescence of $\text{Mg}_6\text{As}_2\text{O}_{11}:\text{Mn}$ (0.016) phosphorus. a, b: red, emission. c: green emission, however, band c were measurement reduced (1,200°C) phosphorus, true efficiency is 1/2 of indicated value.

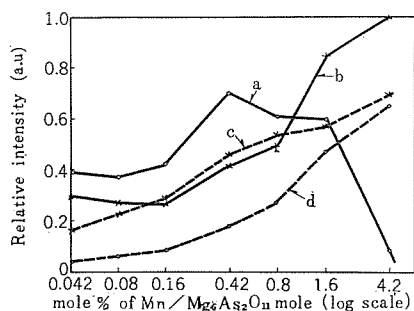
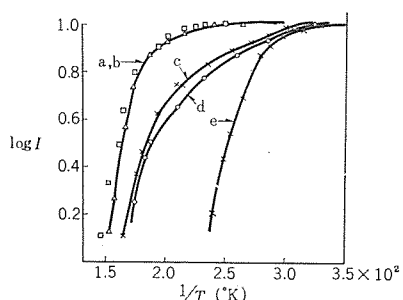


図 3.5 マンガン量を変えた時の緑・赤発光強度の変化
Fig. 3.5 Variation of relative intensity of the green and red luminescence. $\text{Mg}_6\text{As}_2\text{O}_{11}$ phosphorus containing various amounts of manganese. a: green emission excited by C.R. b: red emission excited by C.R. c: red emission excited $253.7\text{ m}\mu$ and d: red emission excited by $365.4\text{ m}\mu$.



a: 0.042 mole% Mn
b: 0.42 mole% Mn
c: 4.2 mole% Mn
d, e: 1.6 mole% Mn reduced ($\text{N}_2 + \text{H}_2/1,200^\circ\text{C}$)
a~d: red emission excited by $410\text{ m}\mu$
e: green emission excited by $250\text{ m}\mu$

図 3.6 緑、赤発光の温度依存性

Fig. 3.6 Temperature dependence of the green and red luminescence of $\text{Mg}_6\text{As}_2\text{O}_{11} : \text{Mn}$ (Var.) phosphorus.

以上で急激に低下している。(図 3.4) 後者は $300, 410\text{ m}\mu$ に二つの peak があり、3.2 にのべた吸収スペクトルと対応している。前者に比べ後者が非常に大きいため緑発光の刺激スペクトル測定には $1,200^\circ\text{C}$ で還元処理を施したのものについて行なった。このものは $253.7\text{ m}\mu$ 刺激で黄色に発光する。これは $250\sim 260\text{ m}\mu$ で刺激スペクトルが変わっていて緑赤発光が同時に観察されるため C.R 刺激のときはまったく緑色である。

$260\text{ m}\mu$ 以上の刺激スペクトルは有効 Mn^{4+} の量でその値が相対的に変化するだけで形は変わらない。還元処理条件により $280\text{ m}\mu$ 以下の刺激スペクトルの形が変化するのには明らかに Mn^{2+} と Mn^{4+} の存在比が変化するためである。

3.4 発光の Mn 濃度および温度依存性

Mn の濃度をかえたときの C.R 刺激による緑、赤および紫外線刺激による赤色発光の強度変化を測定した(図 3.5)。

緑の発光は Mn 濃度 $0.42\text{ mole}\%$ まで増大し、のち濃度消光のために低下する。 $1.6\text{ mole}\%$ 以上になるととくに急激に変化するが、これは Mn^{4+} による吸収が大きくなるためであろう。 0.08% 以下でやや高い値を示しているのは先にのべた AsO_4^{3-} イオンによる発光が加わるためである。

C.R 刺激-赤発光における 0.16% 以下のばあいも同様に AsO_4^{3-} イオンの発光が Mn^{4+} に吸収され、赤発光に変換されるため見掛け上発光が増すような結果がえられた。

$253.7, 365.4\text{ m}\mu$ 刺激では、Mn 量の増大と共に強度が増し常温では 0.5% 付近まで濃度消光を示さない。

発光強度は一定強さの刺激を与えてケイ光体を加熱すると、始めはあまり変化しないがある温度に達すると急激な低下を示す

(図 3.5)。この現象は配位座標モデルを用い明確に説明されている⁽⁷⁾。低温においては励起エネルギーの発輝に対する遷移確率があまり変わらないが、臨界温度以上では非輻射遷移による励起エネルギーの消滅が無視できなくなる。この活性化エネルギーは $\log I: 1/T$ のプロットから求めることができる。

$\text{Mg}_6\text{As}_2\text{O}_{11} : \text{Mn}$ では緑発光に比べ赤色発光に対する活性化エネルギーが大きく、いずれの発光も Mn 濃度により変化する。還元処理により赤色発光が少なくなった試料も、測定の結果未処理のものとはあまり変わらない温度依存性をもつ。このことは緑、赤それぞれの発光の温度依存性は Mn の原子価によって一応決定され、全体としては Mn—Mn 相互距離による濃度消光がより支配的であることを示している。

この測定は緑は $250\text{ m}\mu$ 赤発光は $410\text{ m}\mu$ で刺激し、粉末反射法によった。この波長域における吸収率の温度変化は $0\sim 400^\circ\text{C}$ ではほとんど無視しうる⁽⁸⁾。 Mn^{4+} の発光に対し $365\text{ m}\mu$ 刺激における特性がしばしば報告⁽⁹⁾されているが、このばあいは吸収率の温度による変化を考慮に入れる必要があると思われる。

4. ESR による Mn^{2+} の検出

$\text{Mn}^{2+} \dots (3d)^5$, $^6\text{S}_{5/2}$ はスピン格子緩和時間が比較的に長いので室温で ESR が観測される。 $\text{Mg}_6\text{As}_2\text{O}_{11} : \text{Mn}$ 中に含まれる Mn^{2+} では三つの異なった吸収がみとめられた。これについてはすでに報告⁽¹⁰⁾したが簡単にのべる。一つは幅約 4.5 Gauss 6本の hyperfine line (P), この間に約 30 Gauss の比較的広い 6本の h.f. line があり (Q), これらが $2,400\sim 4,200\text{ Gauss}$ にわたる幅広い吸収 (R) と重なっている。図 4.1 にこれらの共鳴図形(微分曲線)を示す。

P は完全な Cubic field にある Mn^{2+} で $\text{MgO} : \text{Mn}$ について報告⁽¹¹⁾されているものと同様である。Q と R はおそらく同一の Mn^{2+} により示される吸収で Cubic より対称性の低い結晶電場があり Mn^{2+} の大部分はこの位置を占め $3d^5$ による緑色発光を行

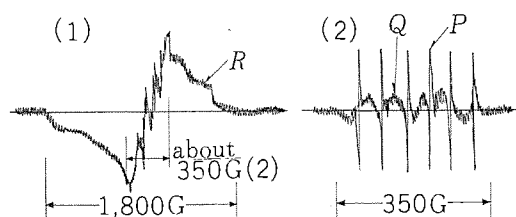


図 4.1 塩基性ヒ酸 マグネシウムケイ 光体中の Mn^{2+} による ESR の吸収

Fig. 4.1 ESR spectra of Mn^{2+} in $\text{Mg}_6\text{As}_2\text{O}_{11} : \text{Mn}$ phosphorus.

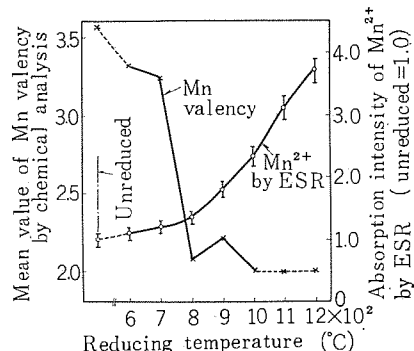


図 4.2 還元処理温度を変えた場合の Mn^{4+} および Mn^{2+} 量の変化

Fig. 4.2 Variation of Mn^{4+} and Mn^{2+} in $\text{Mg}_6\text{As}_2\text{O}_{11}$ (0.016) as a function of reducing temperature, measured by chemical analysis and ESR.

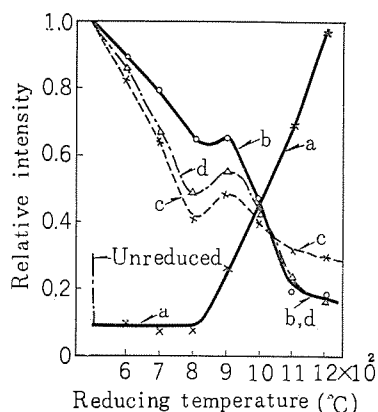


図 4.3 還元処理温度を変えた場合の緑，赤発光強度の変化
Fig. 4.3 Relative intensity of the green and red luminescence of $\text{Mg}_6\text{As}_2\text{O}_{11}:\text{Mn}$ (0.016) as a function of reducing temperature. a: green emission excited by C.R. b~d red emission. b: excited by C.R. c: 253.7 mμ. d: 365.4 mμ.

なうと考えられる。P, Q, R 三つの吸収は相対的な強度は異なるが $\text{Mg}\cdot\text{F}\cdot\text{Germanate}:\text{Mn}$ においてもみられる。

還元処理によるこれらの吸収の変化を測定したが、図 4.2 P はほとんど変化せず Q+R は 800°C から上昇し 1,200°C では未処理物質の約 4 倍の値を示している。この傾向は Germanate ではみられなかった。すなわち 1,000°C で処理したものが P は大きくなり Q+R はそれほど変化しない。これは GeO_4^{4-} が AsO_4^{3-} より高温で化学的に安定なこと、および GeO_4^{4-} イオンに対する Mg^{2+} の親和力が AsO_4^{3-} イオンに対するより大きいとみられる。

Q+R 値の変化は図 4.3 における緑色発光の変化と、よい一致をしめしていることから、緑色発光は Cubic field 以外（たとえば Axial field）にある Mn^{2+} によるものと結論される。

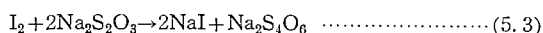
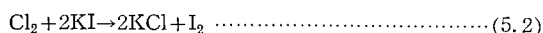
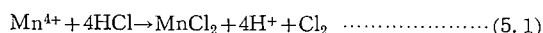
h.f. structure を示す P は $\text{Mg}_6\text{As}_2\text{O}_{11}$ の結晶電場内に MgO により構成される Cubic field があり、この Mg を置換している Mn^{2+} である。これは感度が鋭敏で少量でも検知可能であるため、Q, R を示す Mn^{2+} に比べ非常にわずかと考えられ、発光現象の対象から除いてもさしつかえないであろう。

600~800°C の還元処理で赤色発光が減少しているにもかかわらず Mn^{2+} 量が増えるのは、先にのべたように 800°C のものが未処理のものと光学的吸収特性が変わらないことから、 Mn^{4+} 量が増えていることを裏づけている。900°C 以上で始めて $\text{Mn}^{4+}\rightarrow\text{Mn}^{2+}$ が起り、 Mn^{2+} が拡散して Axial field の Mg を置換するのであろう。

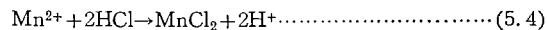
なお基体組成 $\text{Mg}_6\text{As}_2\text{O}_{11}$ から $\text{Mg}_3(\text{AsO}_4)_2$ への変化では、P が減少し Q はいじりしく大となり、その間のモル比のとき R が大となることが確かめられた。

5. 化学分析による Mn^{4+} の検出

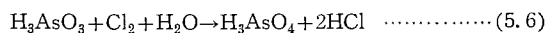
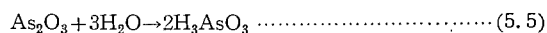
Mn^{4+} の化学的検出方法はすでに $\text{Mg}_2\text{TiO}_4:\text{Mn}$ について報告されている⁽²⁾。この方法は Mn^{4+} を含む物質を塩酸に溶解すると塩素が遊離され、これがヨウ度カリに作用し生じたヨウ度をデンプン指示薬、チオ硫酸ソーダで滴定するもので次式の反応にしたがう。



Mn^{2+} はつぎの反応にしたがい Cl_2 を生じない。



$\text{Mg}_6\text{As}_2\text{O}_{11}:\text{Mn}$ では基体組成の As_2O_5 が不安定なため、Titanate や Germanate に比べ誤差を生じやすい。その原因は焼成時 $\text{As}_2\text{O}_5 \rightarrow \text{As}_2\text{O}_3 + \text{O}_2$ の解離によりできた As_2O_3 が残存しており、微量であっても Mn^{4+} の存在を化学的に打ち消すためである。



式 (5.6) の反応により、式 (5.1) で生じた Cl_2 が亜ヒ酸からヒ酸の生成に消費される。この As_2O_3 の生成はとくに還元処理を施した試料にいちじるしい。

われわれはこれらの試料を約 10^{-4}mmHg の真空中 300°C で 1 時間加熱することにより、光学的な特性は変化せず分析に障害となる As_2O_3 だけが除かれることを見出し、再現性のよい結果を得ることができた。

0.016 モル $\text{Mn}/\text{Mg}_6\text{As}_2\text{O}_{11}$ のケイ光体は平均原子価 3.57 を示す。還元処理温度 600°C からこの値は低下し、800°C では 2.08 となる。900°C でいったん上昇するが、1,000°C 以上では 2 またはそれ以下である。(図 4.2)。この平均原子価の変化は赤色発光の強度変化とよく対応する。(図 4.3)。未処理物質の平均原子価 3.57 は $[\text{Mn}^{4+}]/[\text{Mn}]$ が 0.77 であることを示している。このとき $[\text{Mn}^{2+}]$ は 0.23 であるから 1,200°C 処理の Mn^{2+} が 3.7 倍 (ESR) から、このとき $\text{Mn}^{4+}:0.15$, $\text{Mn}^{2+}:0.85$ 平均原子価は 2.3 となるはずである。

600~800°C で化学分析から求められた Mn の平均原子価は低下しているが ESR で Mn^{2+} が検出されないのは、Mn はやはり Mn^{4+} として存在しているが、As 近傍の酸素空位が As_2O_3 と同様に式 (5.1) の生成 Cl_2 を消費し、見かけ上平均原子価が低くなるものと思われる。900°C での平均原子価の上昇は、先にのべた解離で生じた酸素が、酸素空位をうずめるためであり、1,000°C 以上での低下は、 Mn^{4+} の存在が酸素空位に比べ少なくなることによる。このような状態では化学的に平均原子価を求めることは困難である。

6. Mg を他の元素で置換したときの特性

$\text{Mg}_6\text{As}_2\text{O}_{11}:\text{Mn}$ の Mg の代りに Ca または Be を添加した試料を作成した。Mg とのモル比はいずれも 5:1, 4:2, 3:3 とした。Ca の場合は 1 モルですでに 410 mμ 付近の吸収がなくなり、C.R 刺激で 620, 760 mμ の二つの peak をもつ幅広い band があらわれる。モル比が増すとともに 620 mμ の peak が小さくなり、同時に基体と結合していないと思われる Mn のために灰黒色の体色をおびる。Be のときは 4:2 モルまで $\text{Mg}_6\text{As}_2\text{O}_{11}$ の Mn^{4+} および Mn^{2+} の発光がみられるが、3:3 モルではこれ

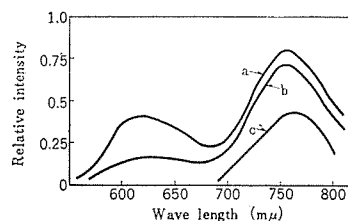


図 6.1 C.R 刺激における $(\text{Mg}\cdot\text{Ca})_6\text{As}_2\text{O}_{11}:\text{Mn}$ ケイ光体の発光スペクトル分布

Fig. 6.1 Spectral-distribution curves of the cathode-luminescence emission of $(\text{Mg}\cdot\text{Ca})_6\text{As}_2\text{O}_{11}:\text{Mn}$ (0.016). a: x=1 mole. b: 2 mole. c: 3 mole.

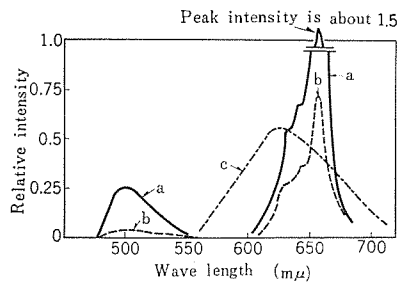


図 6.2 C,R 刺激における $(\text{MgBe})_6\text{As}_2\text{O}_{11}:\text{Mn}$ ケイ 光体の発光 スペクトル 分布

Fig. 6.2 Spectral distribution curves of the cathode-luminescence emission of $6\cdot x \text{MgO}\cdot x\text{BeO}\cdot \text{As}_2\text{O}_5:\text{Mn}$ (0.016)
a: $x=1$ mole. b: 2 mole. c: 3 mole

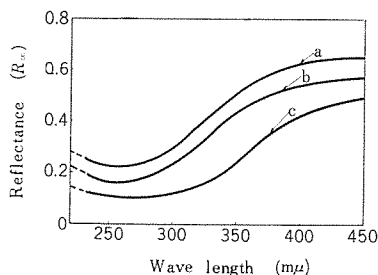


図 6.3 $(\text{Mg}\cdot\text{Ca})_6\text{As}_2\text{O}_{11}:\text{Mn}$ の反射 スペクトル

Fig. 6.3 Reflection spectral of $6\cdot x \text{MgO}\cdot x\text{CaO}\cdot \text{As}_2\text{O}_5:\text{Mn}$ (0.016)
a: $x=1$ mole, b: 2 mole, c: 3 mole.

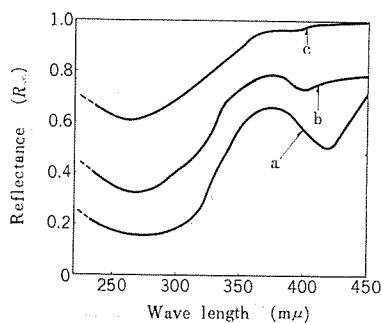


図 6.4 $(\text{MgBe})_6\text{As}_2\text{O}_{11}:\text{Mn}$ の反射 スペクトル

Fig. 6.4 Reflection spectra of $6\cdot x \text{MgO}\cdot x\text{BeO}\cdot \text{As}_2\text{O}_5:\text{Mn}$ (0.016)
a: $x=1$ mole. b: 2 mole. c: 3 mole.

らがなくなり新しく 630 mμ に peak をもつ幅広い発光帯だけとなる。この経過は吸収 スペクトル の変化にもよくあらわれている。

図 6.2~6.4.

これら試料の X 線回折像をみると、Ca のばあい 1 モルの置換でもとの $\text{Mg}_6\text{As}_2\text{O}_{11}$ の line がなくなり、のち次第に格子定数が変化し、3:3 モルでは $\text{Ca}_3(\text{AsO}_4)_2$ と MgO が混在しているようである。Be では 3:3 モル でまったく異なった構造となり、その間は両者が混在している (図 6.5)。

以上のことはそれぞれの イオン 半径、 AsO_4^{3-} との結合力、あるいは結晶形が互いに関連しあっていて一概には判定し難いが、Ca の添加は MgO により構成される。Cubic field の存在を許さず、Mn がほとんど Mn^{2+} の形で AsO_4^{3-} と結合し余分の Mn は MnO_2 となり析出する。二つの発光 peak の変化はこの Mn^{2+} の酸素配位数が異なることによってあらわれるものと考えられる。Be のばあいは イオン 半径が小さいために、 $\text{Mg}_6\text{As}_2\text{O}_{11}$ の結晶構

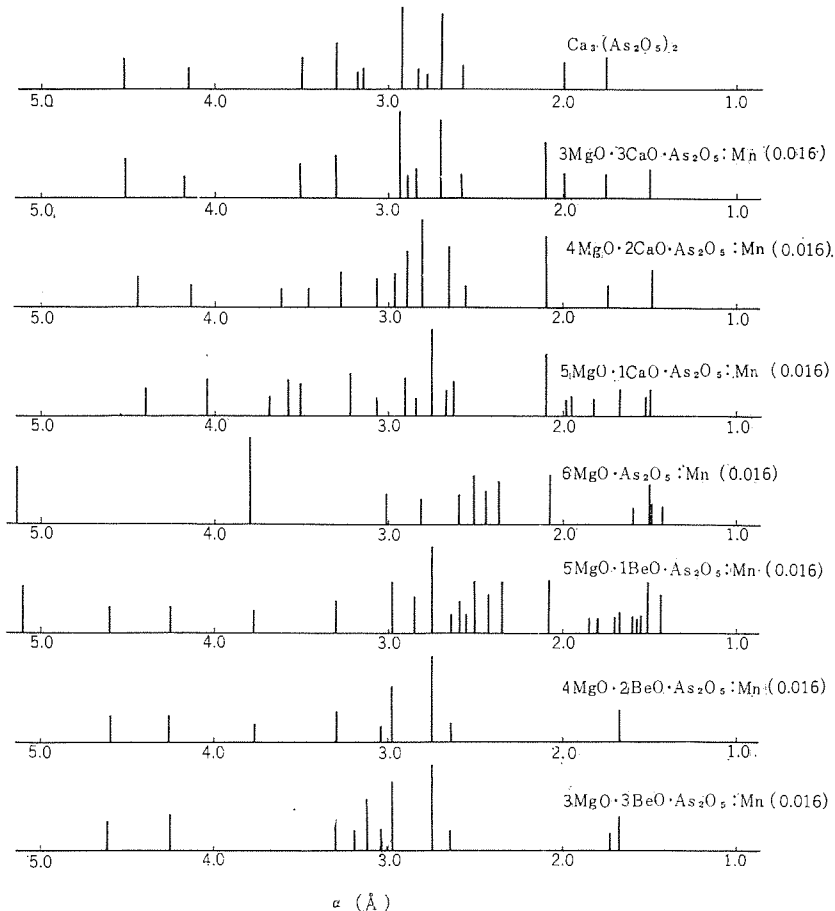


図 6.5 ヒ酸 マグネシウム: マンガンケイ 光体の X 線回折像
Fig. 6.5 X-ray diffraction patterns of magnesium-arsenate phosphorus.

造にあまり影響をあたえず、その存在を許すが当 モル 比になるとまったく別の結晶構造をとる。参考までにこのイオン 半径を示すと次のとおりである。

$$\begin{array}{cccccc} \text{Ca}^{2+} > \text{Mn}^{2+} > \text{Mg}^{2+} > \text{Be}^{2+} & \dots & \text{Mn}^{4+} \\ 0.99 & 0.80 & 0.65 & 0.31 & 0.50 \text{ \AA} \end{array}$$

7. Li の添加による安定性の改善

$\text{Mg}_6\text{As}_2\text{O}_{11}:\text{Mn}$ を実用する際、真空中で加熱、あるいは紫外線照射により、赤色発光が減衰することが経験される。この傾向は温度が高いほど顕著であるが、酸化性ふんい気中あるいは 280 mμ 以上の紫外線に対してはほとんどみられない。

250°C、 10^{-4} mmHg の条件で、600 W 石英水銀灯を 5 cm の距離から約 20 時間照射すると、最初の明るさの約 60% になる。これを空气中で 600°C 約 10 分間加熱するとほぼ元の明るさにもどる。これらについてはすでに報告⁽⁴⁾したが、その後の実験に

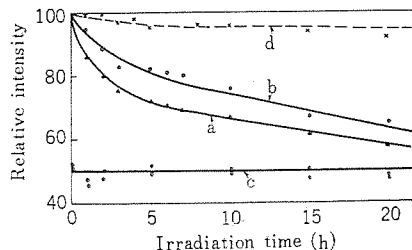


図 7.1 紫外線照射による緑・赤発光の変化
Fig. 7.1 Variation of relative intensity of $\text{Mg}_6\text{As}_2\text{O}_{11}:\text{Mn}$ (a, b, c) and $\text{Mg}_{3.8}\text{Li}_{0.1}\text{As}_2\text{O}_{11}:\text{Mn}$ (d) in experimental H. P. M. V. Lamp. Measurements green luminescence by C. R. excitation (c), red luminescence by 253.7 mμ excitation (b), and 365.4 mμ excitation (a), (d).

より劣化した物質は先にのべた 600~800°C 還元処理試料と同じ状態にあることが確かめられた。すなわち紫外線照射による劣化前後の試料は次の特性を示す。

- (1) Mn^{4+} の吸収特性は変わらない……吸収 スペクトル の測定
- (2) Mn^{2+} 濃度は変わらない……ESR による吸収測定
- (3) Mn 平均原子価は 2 に近づく……化学分析
- (4) 赤色発光は低下するが緑色発光は変化しない……光学的測定

われわれは $Mg_0As_2O_{11}:Mn$ に Li を添加すると、紫外線照射に対する抵抗力が増すことを見出した。0.2 モルの MgO を 0.1 モルの Li_2O で置換したものは、先と同じ条件で 20 時間照射後 90% 以上の明るさを保持する (図 7.1)。なお Li による置換は発光の温度依存性の変化から、活性化 エネルギー が增大することが Klasens⁽⁹⁾ により報告されているが、このような少量の場合は明確な差はみられなかった。Prener⁽¹²⁾ は純粋な MgO に対して Mn を Li と共に加えると、 $3Mg^{2+}$ が $2Li^+ + Mn^{4+}$ に置換され Mn^{4+} の発光を示すと発表している。また Lorenz⁽¹³⁾ らは $Mg-Li$ titanate: Mn の低温における発光特性の測定から、この置換の可能なことを報告している。

前記のような少量置換によっても効果がみられるのは、 Li^+ が Mn^{4+} と pair になって Cubic field に入り、 Li^+ が Mg の格子点を置換することにより生じた (+) 電荷の欠乏を Mn^{4+} が補償し、かつ酸素の不足分を Mn^{4+} に対する酸素が補い、その結果 Mg^{2+} と Mn^{4+} のみの場合より酸素に対する結合が強くなり、安定さを増すのではなからうか。他の アルカリ 金属 K^+ , Na^+ も安定性は改善されるが、両者共添加量の増大と共に明るさが急激に低下する傾向がみられる。 Li^+ のイオン半径は 0.6 Å で、他の二つに比べ Mg^{2+} の値にもっとも近い。このことから Cubic field を構成する物質のイオン半径が、 Mn^{4+} の存在確率に大きく関係していると推定される。

8. む す び

組成、処理条件の異なる $Mg_0As_2O_{11}:Mn$ を作成し、種々の方法を用いて活性体 Mn の挙動をしらべた。その結果、緑発光を行なう Mn^{2+} は AsO_4^{3-} の影響を受けやすい axial field にある Mg^{2+} を置換し、基体組成の変化は発光 スペクトル を移動させる。赤色発光を行なう Mn^{4+} は、 MgO により構成される Cubic field にあり、それ自身 AsO_4^{3-} イオンの影響をあまり受けないが、 AsO_4^{3-} イオンに対する結合力が Mg^{2+} と異なったり、あるいはイオン半径の異なる元素で置換されると発光強度が低下する。 Mn^{4+} の発

光を行なう基体としては、 MgO はもちろん Cubic であるが、ortho type では Cubic form をとるものは Mg_2TiO_4 が存在するのみである。 Mg_2GeO_4 , $Mg_3(AsO_4)_2$ は rhombic または他の軸対称結晶電場をもつ。このような場合は塩基性となる過剰の MgO をもち、さらにこれが Cubic field を構成することにより始めて Mn^{4+} の発光が行なわれるのではなからうか。

また 600~800°C で還元処理を行なったものは赤色発光は低下するが Mn^{4+} の光学的吸収を示し、かつ ESR によって Mn^{2+} が検出されない。このことは真空中紫外線照射により劣化した試料についても同様で、両者は同じ状態にあるものとみなされる。そして Li の添加によりこの性質が改善されることの理由を、イオン半径が Mg に近いかつ Mn^{4+} の酸素に対する固定性が増すことによると推論した。

このほかこれらの発光にはほとんど関与しないと思われる Cubic field の Mg^{2+} を置換した Mn^{2+} の存在、あるいは AsO_4^{3-} イオンの行なう発光についてものべたが、今後さらに結晶構造などに関して研究をつづける予定である。終りに試料の作成、測定に協力された当研究室の各位に感謝する次第である。

参 考 文 献

- (1) 河合, 井手: 電気三学会 東京支部講演会報告 (昭 27. 10). 特許 186213.
- (2) F. A. Kröger, "Some Aspects of the Luminescence of Solids" (1948).
- (3) M. Travnicek, F. A. Kröger, Th. P. J. Botden, P. Zalm, Physica, 18, 33 (1952).
- (4) 立原, 秦, 栗津: 「三菱電機」, 31, No. 9 (昭 32), 特許 222786.
- (5) 立原, 秦, 栗津: 「三菱電機」, 35, No. 10 (昭 35).
- (6) Y. Kotera, S. Chem. phys. 23, 219 (1955).
- (7) F. E. Williams and H. Frying, J. Chem. Phys. 15, 289 (1947).
- (8) 栗津: 電気関係学会, 関西講演会 秋期 (昭 36).
- (9) H. A. Klasens: Philips Res. Rep. 9, 377 (1954).
- (10) 神田, 秦, 栗津: 応物第 19 回秋期講演 (昭 33).
- (11) W. Low "Paramagnetic Resonance in Solids" p. 83 (1960).
- (12) J. S. Prener: J. Chem. Phys. 21, 160 (1953).
- (13) M. R. Lorenz and J. S. Prener: ibid 25, No. 5 (1956).

マンガン・マグネシウム フェライトの生成に およぼす焼成ふんい気の影響

世田谷製作所 山 森 末 男*

研 究 所 竹 内 守 久** 橋 本 康 男**

Effect of Atmosphere on the Formation of Mn, Mg and MnMg-Ferrite

Setagaya Works

Sueo YAMAMORI

Research Laboratory

Morihiisa TAKEUCHI • Yasuo HASHIMOTO

The formation mechanism of Mn, Mg system ferrite for switching or high frequency use is rather complicated and sensitively affected by sintering atmosphere. Study has been made to observe chemical reactions produced in the formation of ferrite from an oxide mixture in air, in nitrogen and in vacuum. Atmospheric condition, especially oxygen gas pressure, has been found giving strong effects on the formation of Mn-ferrite, but not so much on Mg-ferrite. In case of mixed MnMg-ferrite, the sensitivity of manganese to oxygen gas pressure is found the main factor to change its formation mechanism.

1. ま え が き

Mn Mg 系 フェライトは電子計算機その他のスイッチング素子として、あるいはマイクロ波ジャイレータ素子として広い用途をもっている。製造方法は成分金属酸化物間の固相反応による粉末法がもっとも普通であるが、製造過程における種々の処理条件によって、その磁気特性は微妙に変化し、良好な再現性を得ることはなかなか困難である。とくに Mn を成分にもつフェライトでは、焼成時におけるふんい気、すなわちふんい気中の酸素ガス圧の相違による影響が大きいといわれている。⁽¹⁾⁽²⁾⁽³⁾ これはおもに、酸素ガス圧の相違が、フェライトの生成過程に影響をおよぼし、化学組成、結晶組織が変わってくることによると考えられる。フェライト生成後の冷却過程も、もちろん重要な因子であるが、われわれはまず生成状況を詳細に観察することに主眼をおいて今回の実験を計画した。

焼成ふんい気として空気、窒素気流および真空 (10^{-4} mmHg) をとり MnMg-フェライトおよびその成分である Mn, Mg-フェライトにつき生成過程を高温 X 線分析により直接的に観察し、⁽⁴⁾⁽⁵⁾ ふんい気による反応機構の相違を比較吟味するものである。反応を確かめる補助手段として示差熱分析を一部実施した。

2. 実験の方法

純度 99.9%, 平均粒度 0.5μ の MnO , MgO , $\alpha\text{-Fe}_2\text{O}_3$ を単一成分のまま、および二成分、三成分配合し、つぎの 6 種類の試料を調製した。

MnO , MgO , Fe_2O_3 , $\text{MnO}+\text{Fe}_2\text{O}_3$ (1:1 モル), $\text{MgO}+\text{Fe}_2\text{O}_3$ (1:1 モル), $\text{MnO}+\text{MgO}+\text{Fe}_2\text{O}_3$ (1:1:2 モル)。

単一成分試料は、原料酸化物自体の加熱過程における変化を確かめるために使用した。他の均一混合試料はそれぞれ MnFe_2O_4 , MgFe_2O_4 および $\text{Mn}_{0.5}\text{Mg}_{0.5}\text{Fe}_2\text{O}_4$ を生成する組成比をなし、フェライト化反応の観察に用いた。

2.1 高温 X 線分析

上記の試料を 1g 採取し耐熱性試料台に指圧にてプレスし、X 線回折部に設置した。試料台の周囲は加熱炉でおおい、さらに外側を真空気密性のステンレス製容器でつつんで開放、窒素ガスの導入 (2 l/min) および真空ポンプの接続を細孔を通じて行なうことにより、三種のふんい気を用意した。真空ふんい気における到達真空度は 10^{-4} mmHg である。

X 線分析の方法は、所定のふんい気中で試料を常温より $1,000^\circ\text{C}$ まで $2.5^\circ\text{C}/\text{min}$ の速度で加熱し、 50°C 上がるごとに約 20 分間同一温度に保持し、自動記録 X 線装置によってその温度で共存する成分を分析するものである。共存成分の温度変化による増減の度合いから生起する反応の様子が推定される。使用 X 線は $\text{FeK}\alpha$ 線である。

2.2 示差熱分析

標準物質は 1g の Al_2O_3 粉末で、実験試料 1g とともにそれぞれ白金製容器に充填し対称法により示差熱分析した。加熱速度は $10^\circ\text{C}/\text{min}$ で、空気中、窒素中における反応の観察に利用した。

3. 実験結果および考察

Mn, Mg 系 フェライトの生成経過を観察するにあたり、二成分、三成分酸化物混合試料についての測定では、各酸化物自体の固相-気相反応と、異種酸化物間の相互反応が、同温度で平行しておこる場合、あるいは少量成分の増減や生減の様子が X 線分析上不明確である場合が生じ解析が困難なことがある。そこで配合される酸化物成分個々の加熱過程における変化を確認し、混合試料の分析結果を吟味する資料とした。以下一成分および二成分、三成分 フェライトに関する各ふんい気中の化学変化の観察結果を順に述べる。

3.1 原料酸化物

(1) MnO

MnO の各種ふんい気における加熱過程の成分変化の様子と示差熱分析曲線を図 3.1~3.3 に示す。上半は X 線分析曲線で、縦

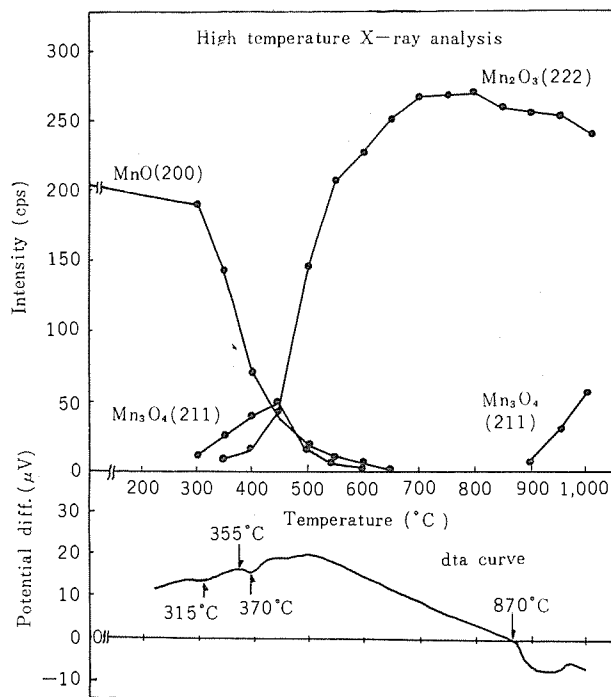


図 3.1 空気中における MnO の高温 X 線および示差熱分析
Fig. 3.1 High temperature X-ray and differential thermal analysis of MnO heated in air.

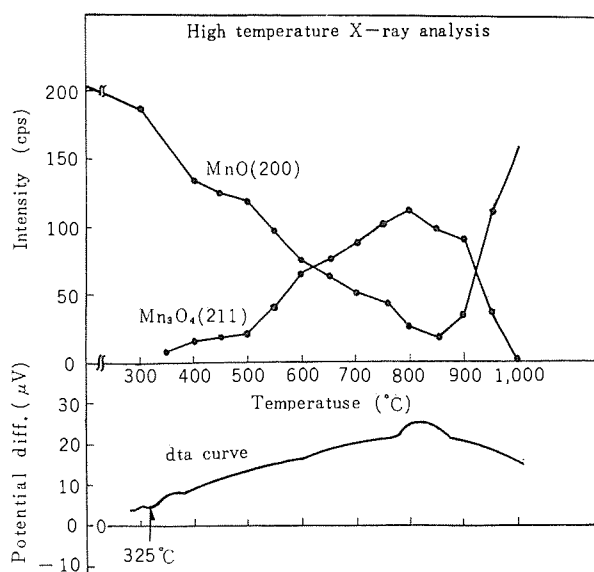


図 3.2 窒素中における MnO の高温 X 線および示差熱分析
Fig. 3.2 High temperature X-ray and differential thermal analysis of MnO heated in nitrogen.

軸には各温度で共存している成分による回折 X 線強度を cps (Counts per Second) でとり成分の増減の様子を示した。カッコ内は回折面指数である。下半の示差熱分析曲線の縦軸は、標準試料と測定試料の温度差にもとづいて熱電対 (白金-白金ロジウム; 13% ロジウム) に発生した起電力をそのまま μV 単位で記録したもので、X 線分析曲線と共通の温度軸に対比してある。

MnO は焼成ふんい気の酸素ガス圧変化に対して非常に不安定な成分であることが以下の観察によって示される。すなわち空気中では $300^{\circ}C$ で酸化されて Mn_3O_4 になり、 $350^{\circ}C$ になるとさらに酸化されて Mn_2O_3 になる。したがってはじめに生じた Mn_3O_4 は $450^{\circ}C$ までは増加するが、それ以上では Mn_2O_3 への高度の酸化が優勢になり MnO から生じた Mn_3O_4 がただちに Mn_2O_3 になるため総量は減少し、 $700^{\circ}C$ では完全に Mn_2O_3 一相

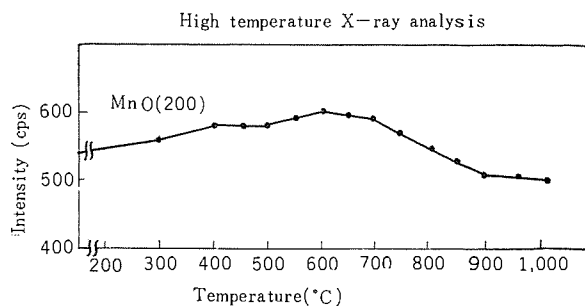


図 3.3 真空中における MnO の高温 X 線分析
Fig. 3.3 High temperature X-ray analysis of MnO heated in vacuum (10^{-4} mmHg).

となる。示差熱 (dta) 曲線でその対応をみると $315^{\circ}C$ ではじまる発熱ピークは $MnO \rightarrow Mn_3O_4$ の酸化反応を表わし、 $370^{\circ}C$ からの曲線の上昇は $Mn_3O_4 \rightarrow Mn_2O_3$ の酸化発熱変化によるものと考えられる。 $500^{\circ}C$ をすぎると一定の下降コウ配を保つのは Mn_2O_3 が多量成分となり、その熱容量に応じた特性を表わすためである。 $900 \sim 980^{\circ}C$ にかなり大きい吸熱ピークが現われるが、X 線分析によると Mn_3O_4 が認められ、 Mn_2O_3 が高温になってふたたび還元吸熱することによって考えられる。このように MnO は常温から $1,000^{\circ}C$ の間で複雑な酸化還元をうけ、非常に温度に対して敏感な挙動をすることがわかる。

同様の観察を窒素中における変化にあてはめてみると、 Mn_3O_4 の生成は空気の場合よりやや遅れて $350^{\circ}C$ から始まり、 $800^{\circ}C$ までは $MnO \rightarrow Mn_3O_4$ の酸化が継続するが、 $800^{\circ}C$ をすぎるとふたたび $Mn_3O_4 \rightarrow MnO$ の還元が起って MnO が逆に増加してくる。しかし Mn_2O_3 はまったくその生成をみない。dta 曲線では必ずしも吸熱、発熱の様子が明らかではないが、 $325^{\circ}C$ から小さな発熱ピークが Mn_3O_4 の生成反応に対応して現われること、および $820^{\circ}C$ 付近から曲線コウ配が変化して MnO への再還元を指示していることが観察される。またこうした固相-気相反応は、通常の化学変化に比べ緩慢で、広い温度範囲で継続して進み、反応を十分行なわせるためにはかなりの時間と十分な高温に加熱する必要があることが理解される。

一方真空中では MnO は安定で、こうした温度範囲ではなんらの変化もうけない。

このように空気中、窒素中、真空中におけるマンガ氧化物の三様の変化は、この程度のふんい気中の酸素量の相違がマンガ成分に対しては非常に大きな影響をおよぼすことを示しており、後述する Mn- および MnMg-フェライトの生成に変化をあたえることになる。図 3.4 にふんい気の影響を比較整理しておく。X 線回折のデータから各温度で存在する成分をグラフで示し、反応式をつぎに記す。

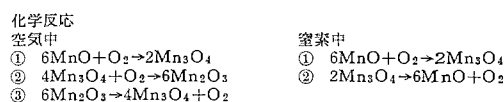
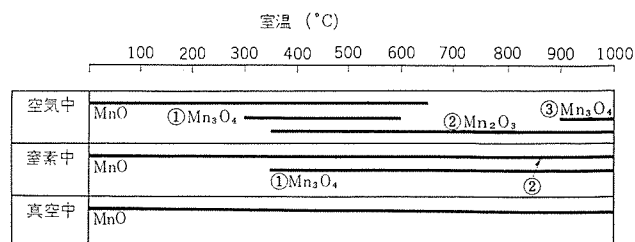


図 3.4 種々のふんい気における一酸化マンガンの酸化還元変化
Fig. 3.4 Chemical reactions between MnO and O_2 in various atmospheres.

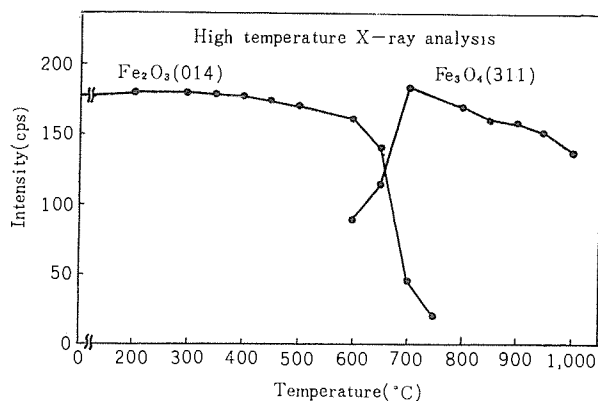


図 3.5 窒素中における Fe_2O_3 の高温 X 線分析
Fig. 3.5 High temperature X-ray analysis of Fe_2O_3 heated in nitrogen.

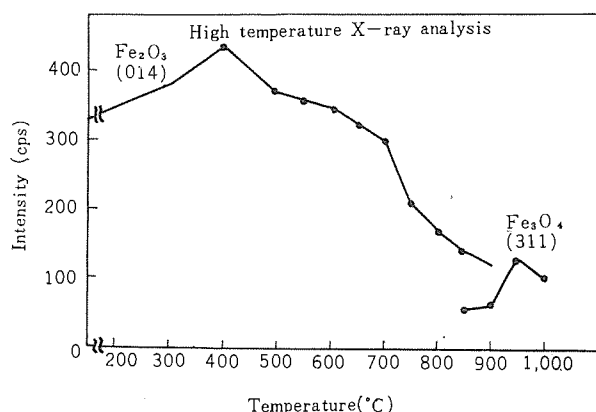


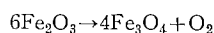
図 3.6 真空中における Fe_2O_3 の高温 X 線分析
Fig. 3.6 High temperature X-ray analysis of Fe_2O_3 heated in vacuum (10^{-4} mmHg).

(2) MgO

MnO に比べ MgO はふんい気の相違に対しては何の差異も示さず安定で、化学的には MgO の形をそのまま高温まで保持する。

(3) Fe_2O_3

空気中では $1,000^\circ\text{C}$ まで安定であるが、窒素中、真空中ではそれぞれ 600°C , 850°C から



なる還元反応によりマグネイトを生成する。(図 3.5, 3.6) MnO の酸化還元変化からわかるように、ふんい気中の酸素ガス圧は窒素中の方が真空中 (10^{-4} mmHg) より高いにもかかわらず窒素中のほうが還元温度は低くなっている。窒素ガスがヘマタイトに対して還元作用をもつのではないかと考えられる。

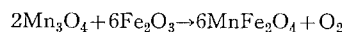
以上酸化物成分のふんい気に対する化学変化の様子を観察したが、ふんい気の違いに対して敏感なマンガン酸化物、鉄酸化物および比較的安定なマグネシウム酸化物の性質が、それぞれを反応成分とするフェライトの生成に際してどのように現われるかをつぎに検討する。

3.2 $\text{MnO} + \text{Fe}_2\text{O}_3$ (1:1 モル)

空気中：酸化物成分 Fe_2O_3 , MnO は、3.1 節において独立に観察したところとほぼ同様の変化をするが、相互間の反応はほとんど起らず、 $1,000^\circ\text{C}$ までの範囲では、フェライト化は起らない(図 3.7)。もちろん 500°C 以上になると互いに少量固溶し、X 線回折線の幅はやや広がり格子定数が両酸化物系において増加するがしかし顕著な進行はみせない。ただ 900°C から $\text{Mn}_2\text{O}_3 \rightarrow \text{Mn}_3\text{O}_4$ の還元が起るとき、 Fe_2O_3 がやや減少しているの、X 線的には検知しにくい微量の Mn -フェライトが生成しはじめてい

れない。

なお、 $1,000^\circ\text{C}$ 以上では



の反応によってフェライト化するといわれている⁽¹⁾。

窒素中：空気中の焼成では常温～ $1,000^\circ\text{C}$ の温度範囲でフェライト生成は起らなかったが、窒素中の場合には 600°C からその生成がはじまり、 950°C では反応酸化物は消失し MnFe_2O_4 一相となる(図 3.8)。すなわちフェライト化開始温度は空気中よりも約 400°C 下がることがわかる。では窒素中における低温フェライト化の原因はどこにあるのであろうか。まず気がつくのはマンガン酸化物の相違である。 600°C 付近では空気中加熱の場合 Mn_2O_3 が多量成分をなしていたが、窒素中では Mn_3O_4 である。したがって Mn_3O_4 の低温での存在がフェライト化をはやめる原因となっていることが

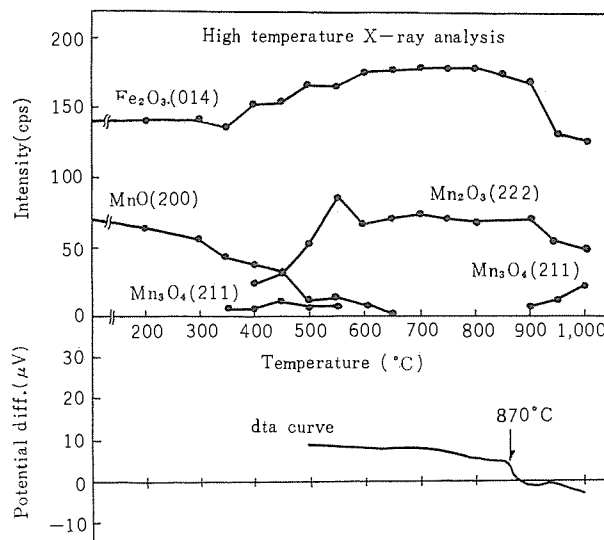


図 3.7 空気中における $\text{MnO} + \text{Fe}_2\text{O}_3$ 混合体 (1:1 モル) の高温 X 線および示差熱分析
Fig. 3.7 High temperature X-ray and differential thermal analysis of $\text{MnO} + \text{Fe}_2\text{O}_3$ (1:1 mol) mixture heated in air.

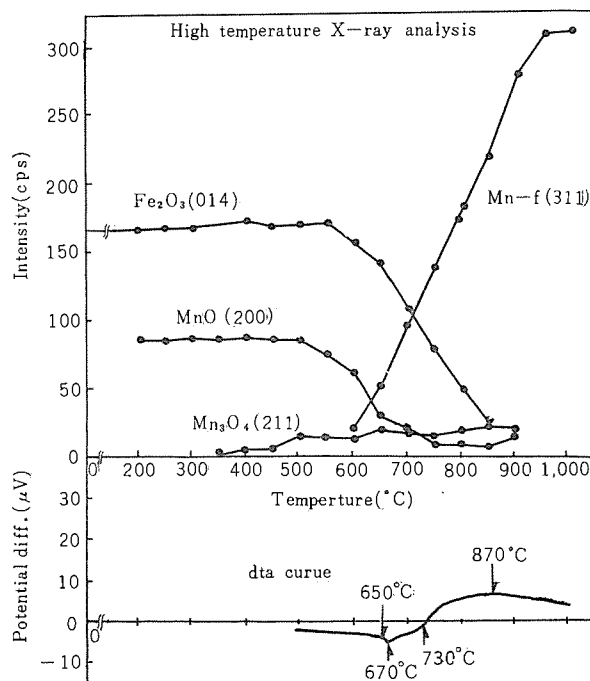


図 3.8 窒素中における $\text{MnO} + \text{Fe}_2\text{O}_3$ 混合体 (1:1 モル) の高温 X 線および示差熱分析
Fig. 3.8 High temperature X-ray and differential thermal analysis of $\text{MnO} + \text{Fe}_2\text{O}_3$ (1:1 mol) mixture heated in nitrogen.

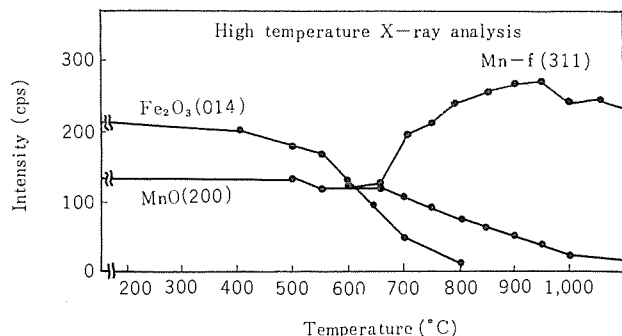


図 3.9 真空中における MnO+Fe₂O₃ 混合体 (1:1 モル) の高温 X 線分析
Fig. 3.9 High temperature X-ray analysis of MnO+Fe₂O₃ (1:1 mol) mixture heated in vacuum.

予想される。しかし 600°C では Mn₃O₄ のほかに MnO もマンガニ酸化物系列として存在し、鉄酸化物系列としては、単一成分の観察から Fe₂O₃ のほかに Fe₃O₄ が還元生成することが考えられるので、一概に結論づけがたいので、ここで反応式を確かめておくことが必要である。600°C で共存する酸化物 MnO, Mn₃O₄, Fe₂O₃, Fe₃O₄ を組合せてフェライト化反応式を表わすと

- (1) $2\text{Mn}_3\text{O}_4 + 6\text{Fe}_2\text{O}_3 \rightarrow 6\text{MnFe}_2\text{O}_4 + \text{O}_2$
- (2) $\text{MnO} + \text{Fe}_2\text{O}_3 \rightarrow \text{MnFe}_2\text{O}_4$
- (3) $\text{Mn}_3\text{O}_4 + 2\text{Fe}_3\text{O}_4 \rightarrow 3\text{MnFe}_2\text{O}_4$
- (4) $6\text{MnO} + 4\text{Fe}_3\text{O}_4 + \text{O}_2 \rightarrow 6\text{MnFe}_2\text{O}_4$

の 4 種類が形式的にあげられる。このうち実際に可能な反応形式として成立つものを調べてみる。

反応式 (1)

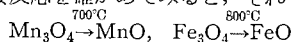
空气中 1,000~1,100°C で生起する反応であるが、これを窒素中で 600°C における反応として確かめるために、あらかじめ別々に調製した Mn₃O₄ と Fe₂O₃ を混合して窒素中で加熱してみると、600~650°C で両者の直接反応により MnFe₂O₄ が生じた。フェライト化反応の起るまでは、Mn₃O₄, Fe₂O₃ いずれも化学変化しないから、Mn₃O₄-Fe₂O₃ の直接反応以外は考えられず、この反応形式の成立っていることが証明できる。

反応式 (2)

MnO は窒素中では 600°C に達するまでに Mn₃O₄ に酸化されるため上のような確認方法は適用できないが、これを真空中で実験すると、MnO-Fe₂O₃ 間の直接反応の起ることが観察される。すなわち MnO と Fe₂O₃ を 1:1 モル比に均一混合して 10⁻⁴ mmHg の真空中で加熱してやると、MnO は 600°C まで安定で、この温度から Fe₂O₃ と直接反応して MnFe₂O₄ を生ずる。窒素中における測定ではないからやや間接的なきらいはあるが、600°C 以上で MnO が残っているとすれば、この反応が起っている可能性は十分考えられることになる。

反応式 (3)

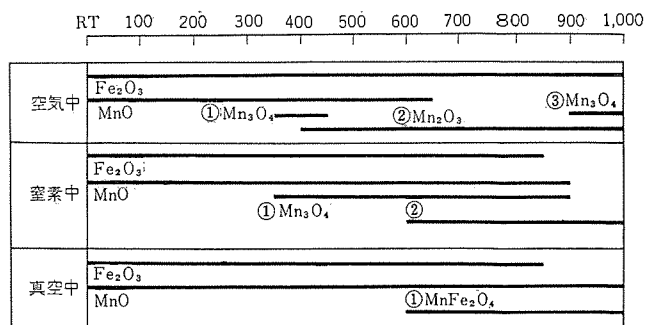
Mn₃O₄+Fe₃O₄ (1:1 モル) 混合試料を同様に窒素中で加熱して直接反応を確かめてみると、それぞれ



700°C, 800°C で還元が起り、まったくフェライト化は認められない。MnO の還元作用により Fe₃O₄ がさらに FeO に還元され MnO-FeO 間の固溶化が急速に進むが、Fe₃O₄ の生成が MnFe₂O₄ の生成に関与していないことが次の実験と合わせて結論できる。

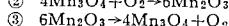
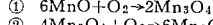
反応式 (4)

最後に MnO+Fe₃O₄ (3:2 モル) 混合試料について加熱実験を繰返したところ、750°C から Fe₃O₄→FeO 還元が起るだけでフェ

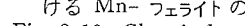
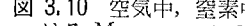


化学反応

空气中



窒素中



真空中

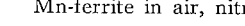


図 3.10 空气中、窒素中および真空中 (10⁻⁴ mmHg) における Mn-フェライトの生成反応
Fig. 3.10 Chemical reactions governing the formation of Mn-ferrite in air, nitrogen and vacuum (10⁻⁴ mmHg).

ライト化は認められない。

以上の考察から窒素中のフェライト化反応式として (1), (2) がともに成立つことがわかる。窒素中では、空气中のように酸素圧のやや高い場合と、真空中のように低い場合の中間で、両者の主反応が混合して起っていると思われる (図 3.10)。

では、こうしてフェライト化機構から低温フェライト化の事実がどのように説明されるであろうか。今まで観察してきたところでは、Mn-フェライトの生成反応が起るためには Fe₂O₃ に対して Mn₃O₄ または MnO のいずれかの存在が必要であった。そしてこれらが Fe₂O₃-Mn₃O₄, Fe₂O₃-MnO の間の反応活性化温度で混合共存してはじめてフェライト化反応が起るのである。ところが空气中焼成の場合には、600°C では Mn₃O₄ も MnO も酸化されて Mn₂O₃ になっているために上の関係は満たされない。そこでフェライト化は Mn₂O₃ がさらに高温になって還元され Mn₃O₄ が生成したところではじめて起ることになり、それだけフェライト化をおくらせているのである。いわば Mn₂O₃ の還元温度が空气中のフェライト化温度を決定することになる。一方窒素中・真空中では 600°C で Mn₃O₄, MnO を保存しているために、反応活性化温度に到達するとただちに相互反応を起すものと理解される。Mn-フェライトの製造に関しては、反応酸化物を相互の活性化温度まで共存保持する作用としてのふんい気のもつ意味がはっきりしたわけである。また MnFe₂O₄ はマンガニ成分を二価イオン Mn²⁺、鉄成分を三価イオン Fe³⁺ として含んでいるが、Fe³⁺+O₂ が Mn²⁺+O, Mn²⁺+O·Mn₂³⁺+O₂ と反応してはじめて MnFe₂O₄ を作ることからすると、反応酸化物にそれぞれ Mn²⁺, Fe³⁺ があらかじめできていることが必要なのではないかと考えられる。

真空中：すでに窒素中焼成の項で述べたように MnO が高温まで保持される結果 600°C から Fe₂O₃ との間に直接フェライト化反応を起す。通常の遷移金属フェライトと同様 Mn-フェライトの場合もマンガニが一酸化物の形で反応にあずかることが真空中焼成によってはじめて確かめられたわけである (図 3.9)。

3.3 MgO+Fe₂O₃ (1:1 モル)。

Mn-フェライトの生成機構はふんい気の影響が顕著であったが、Mg-フェライトはここで使用しているふんい気差に対しては鈍感で、いずれの場合も MgO と Fe₂O₃ との相互反応で生成し、反応開始温度にもほとんど相違がない (図 3.11, 3.12, 3.13)。ただ反応速度は空气中の場合ややおそく酸素減圧ふんい気のほうが反応速度は急速である⁽⁶⁾。dta 曲線を見ると Mg-フェライトの生成開始に

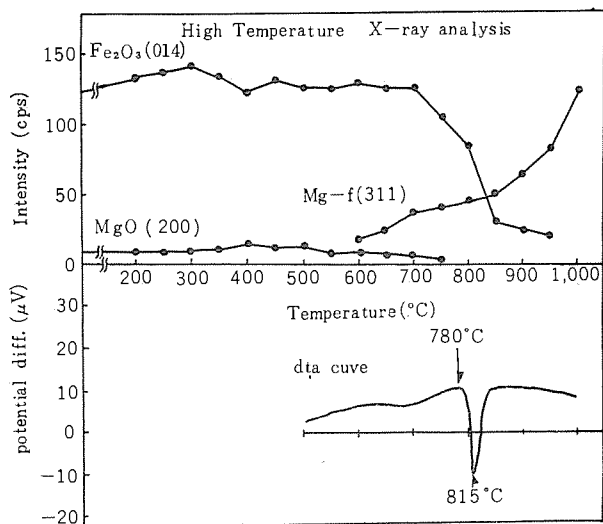


図 3.11 空気中における $\text{MgO}+\text{Fe}_2\text{O}_3$ 混合体 (1:1 モル) の高温 X 線および示差熱分析

Fig. 3.11 High temperature X-ray and differential thermal analysis of $\text{MgO}+\text{Fe}_2\text{O}_3$ (1:1 mol) mixture heated in air.

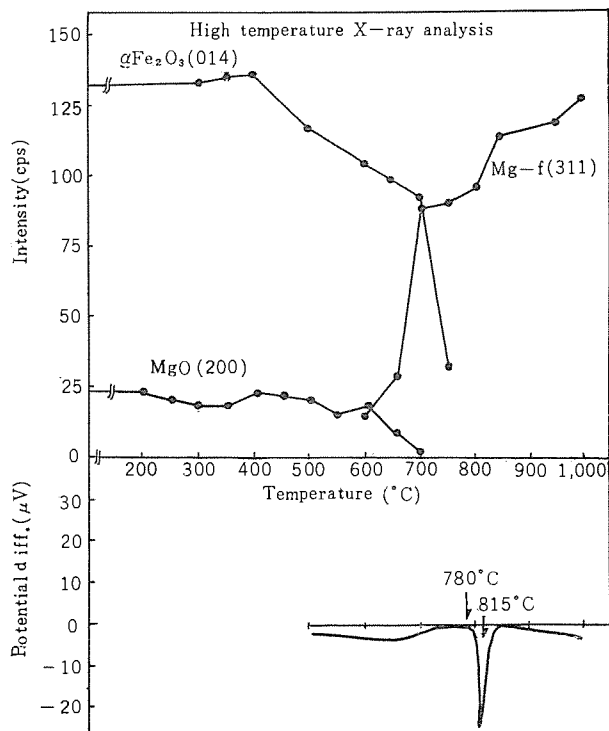
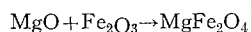


図 3.12 窒素中における $\text{MgO}+\text{Fe}_2\text{O}_3$ 混合体 (1:1 モル) の高温 X 線および示差熱分析

Fig. 3.12 High temperature X-ray and thermal differential analysis of $\text{MgO}+\text{Fe}_2\text{O}_3$ (1:1 mol) mixture heated in nitrogen.

ややおくれて吸熱ピークが認められる。加熱速度の速さを考えると、これがフェライト化による吸熱変化を意味し、窒素中・空気中いずれの場合も同温度に現われることがわかる。

反応式は



である。

3.4 $\text{MnO}+\text{MgO}+\text{Fe}_2\text{O}_3$ (1:1:2 モル)

ふんい気敏感な Mn-フェライトと安定な Mg-フェライトの生成反応の機構が、 MnMg -フェライトの場合どのように現われてくるかを最後に観察してみよう。

空气中：図 3.14 の X 線分析曲線を参照すると、フェライト相は

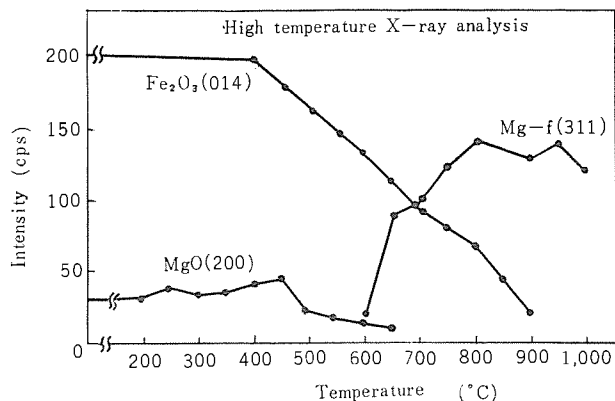


図 3.13 真空中における $\text{MgO}+\text{Fe}_2\text{O}_3$ 混合体 (1:1 モル) の高温 X 線分析

Fig. 3.13 High temperature X-ray analysis of $\text{MgO}+\text{Fe}_2\text{O}_3$ (1:1 mol) mixture heated in vacuum (10^{-4} mmHg).

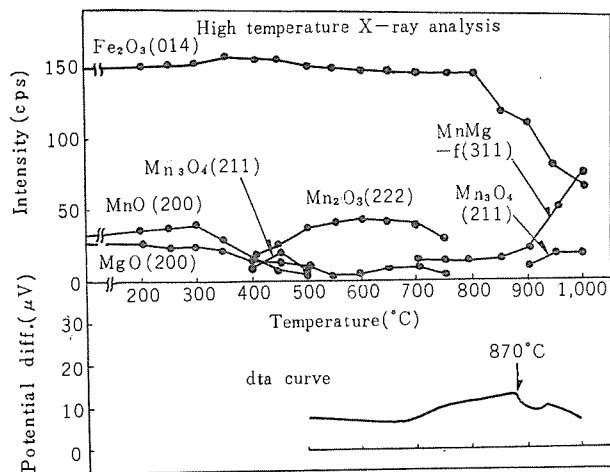


図 3.14 空気中における $\text{MnO}+\text{MgO}+\text{Fe}_2\text{O}_3$ 混合体 (1:1:2 モル) の高温 X 線および示差熱分析

Fig. 3.14 High temperature X-ray and differential thermal analysis of $\text{MnO}+\text{MgO}+\text{Fe}_2\text{O}_3$ mixture (1:1:2 mol) heated in air.

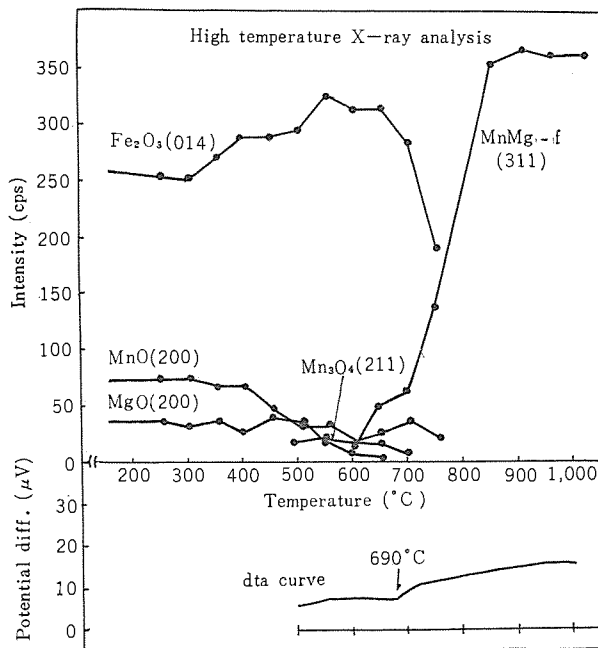


図 3.15 窒素中における $\text{MnO}+\text{MgO}+\text{Fe}_2\text{O}_3$ 混合体 (1:1:2 モル) の高温 X 線および示差熱分析

Fig. 3.15 High temperature X-ray and differential thermal analysis of $\text{MnO}+\text{MgO}+\text{Fe}_2\text{O}_3$ mixture (1:1:2 mol) heated in air.

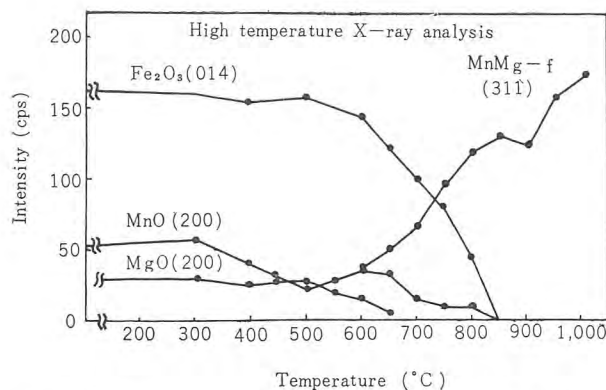
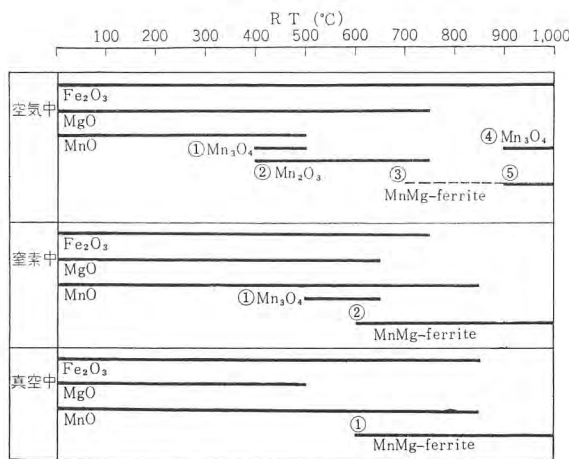


図 3.16 真空中における $\text{MnO}+\text{MgO}+\text{Fe}_2\text{O}_3$ 混合体 (1:1:2 モル) の高温 X 線分析

Fig. 3.16 High temperature X-ray analysis of $\text{MnO}+\text{MgO}+\text{Fe}_2\text{O}_3$ (1:1:2 mol) mixture (1:1:2 mol) heated in vacuum (10^{-4} mmHg).



化学反応

空气中

- ① $6\text{MnO}+\text{O}_2\rightarrow 2\text{Mn}_3\text{O}_4$
- ② $4\text{Mn}_3\text{O}_4+\text{O}_2\rightarrow 6\text{Mn}_2\text{O}_3$
- ③ $2\text{M}_3\text{O}_4+6\text{MgO}+12\text{Fe}_2\text{O}_3\rightarrow 12\text{Mn}_{0.5}\text{Mg}_{0.5}\text{Fe}_2\text{O}_4+\text{O}_2$
- ④ $6\text{Mn}_2\text{O}_3\rightarrow 4\text{Mn}_3\text{O}_4+\text{O}_2$
- ⑤ $2\text{Mn}_3\text{O}_4+6\text{MgO}+12\text{Fe}_2\text{O}_3\rightarrow 12\text{Mn}_{0.5}\text{Mg}_{0.5}\text{Fe}_2\text{O}_4$

窒素中

- ① $6\text{MnO}+\text{O}_2\rightarrow 2\text{Mn}_3\text{O}_4$
- ② $[\text{MnO}+\text{MgO}+2\text{Fe}_2\text{O}_3\rightarrow 2\text{Mn}_{0.5}\text{Mg}_{0.5}\text{Fe}_2\text{O}_4]$
- ③ $2\text{Mn}_3\text{O}_4+6\text{MgO}+12\text{Fe}_2\text{O}_3\rightarrow 12\text{Mn}_{0.5}\text{Mg}_{0.5}\text{Fe}_2\text{O}_4+\text{O}_2$

真空中

- ① $\text{MnO}+\text{MgO}+2\text{Fe}_2\text{O}_3\rightarrow 2\text{Mn}_{0.5}\text{Mg}_{0.5}\text{Fe}_2\text{O}_4$

図 3.17 空气中、窒素中および真空中 (10^{-4} mmHg) における MnMg-フェライトの生成反応

Fig. 3.17 Chemical reactions governing the formation of MnMg-ferrite in air, nitrogen and vacuum (10^{-4} mmHg).

700°C から現われ、900°C まで穏やかに増加し、ついで急速な生成を示す。空气中における Mg-フェライトは 650°C にはじまり 700°C になると相当の量に達するのに反し、Mn-フェライトはこうした温度内では生じなかった。したがって三成分系になると上のいずれとも違った生成のしかたをしているわけである。

700°C から起るフェライト化反応を解釈する一つの考え方は、最初まず Mg-フェライトが生成し、共存する Mn_2O_3 がなんらかの形でこれに固溶してゆくとするものである。しかし、もし Mg-フェライトが独立に生成するとすれば dta 曲線に鋭い吸熱変化が認められるはずであり、3.2 節で試みたように Mg-フェライトと Mn_2O_3 の直接反応をはかってみても相互間の反応はこの温度では起らない。したがってはじめからマンガ・マグネシウム両成分を含むフェライトが生成してくるものと考えられる。そこで反応機構としては、マンガン酸化物のうち微量存在しているであろう Mn_3O_4 が MgO

とともに同時に Fe_2O_3 と反応して $\text{Mn}_{0.5}\text{Mg}_{0.5}\text{Fe}_2\text{O}_4$ を生成し、 Mn_3O_4 の量が少ないことのために反応はあまり進まず、900°C 以上になって Mn_2O_3 が還元されて多量の Mn_3O_4 が生成したところで本格的に $\text{Mn}_{0.5}\text{Mg}_{0.5}\text{Fe}_2\text{O}_4$ が生じてくるとするのが妥当であろう。三成分系でもやはり Mn_3O_4 が反応を規制していることがわかる。

窒素中：フェライトの生成は 600°C からはじまり、酸化物がすべて急速に減少するから MnMg-フェライトができていることは確実である。dta 曲線は 690°C から変化し、これとよく対応している (図 3.16)。空气中の反応と比べて急速なのは Mn_2O_3 の代りに Mn_3O_4 あるいは MnO が共存したためにフェライト化反応にあずかるからで、Mn-フェライトの生成の議論と同じく 2 種類の反応形が考えられる (図 3.17)。窒素中では Mn, Mg-両フェライトの反応温度は 600~650°C にあり、反応酸化物が十分活性化されており、混合フェライトの生成は急速に進む。

真空中：真空ふんい気では、600°C まで各酸化物は不変に保たれ、この温度からフェライトができるので、 $\text{MnO}-\text{MgO}-\text{Fe}_2\text{O}_3$ の同時反応で MnMg-フェライトが生じるとするのが妥当である。このような酸素減圧の下にあっても反応活性化温度は変わらないから、フェライト化温度は窒素中の場合よりも下がらないことになる。

MnMg-フェライトの生成においても焼成ふんい気の影響はマンガン酸化物の性質に現われ、600°C 以上でどんな形をしているかによって反応の成否が決ってくる。

最後に以上の観察結果を要約してむすびとする。

4. む す び

Mg-フェライトはふんい気の影響をあまりうけず、MgO と Fe_2O_3 との相互反応により 650°C から生成する。Mn-, MnMg-フェライトは反応活性化温度 (約 600°C) 以上で、 Mn_3O_4 または MnO の存在および量により生成温度、生成速度が規制され、ふんい気は、これらの低位の酸化物をどのように保持するかにより生成機構に相違をあたえる酸素圧の低いほど反応は低温で急速に進行する。

マンガンを成分とするフェライトの製造では、窒素中焼成の場合 Mn_3O_4 を、真空の場合は MnO を原料として使用すると、マンガン酸化物は途中変化をうけず直接反応にあずかるので反応速度を高め、化学組成の均一化を期待できる。またふんい気の酸素圧によってフェライト化温度が違い、結晶成長やその集合状態が違ってくると考えられるので、特性との関連の下にふんい気を制御して適当な焼成条件を選択することがぜひ必要である。

参 考 文 献

- (1) H.H. Kedesdy and A. Tauber: Synthesis of Some Ferrites J. Metals, pp. 1140~49, (Sep. 1957).
- (2) R.S. Weisz: Oxidation of Manganese Ferrite J. Am. Cer. Soc., 40, pp. 139~42, (1957).
- (3) G. Economos: Magnetic Ceramics: II Properties of Magnetite and Manganese Ferrite Fired in Various Atmospheres J. Am. Cer. Soc., 38, pp. 292~98, (1955).
- (4) H. Kedesdy and G. Katz: X-ray Diffraction Study of the Formation of Some Ni-Zn Ferrites Ceram. Age, 62, [1] pp. 29~34, (1953).
- (5) 七条, 坪内: $\text{MnO}-\text{ZnO}-\text{Fe}_2\text{O}_3$ 系焼成酸化物の焼成過程の研究 日本金属学会講演概要 第 46 回 (昭 35).
- (6) R.E. Carter: Effect of Oxygen Pressure on Microstructure and Coercive Force of Magnesium Ferrite J. Am. Cer. Soc., 41, pp. 545~550, (1958).

電機回転子の繰返し回転停止による破壊

研究所 前田祐雄*・篠原 智**・川面恵司***

Low Cycle Fatigue Failure of Rotating Disk

Research Laboratory Sachio MAEDA・Satoru HAGIHARA・Keishi KAWAMO

The burst of a rotating disk in electric apparatus at high speed rotation can be well explained by the average stress theory. But it is afraid that, when subjected to the repetition of rotation and stop at such a high speed, the disk may burst at a lower burst speed of rotation according to the average stress theory. On the other hand experiments are being made on the failure of low cycle fatigue within such a number of cycles as $10^2 \sim 10^4$. Under the circumstances, several kinds of studies have been made to obtain the life of a high speed rotating disk. Test specimens used were made of silicon steel; by using them low cycle fatigue strength has been sought and then the life of a model of rotating disk due to repetition has been estimated by an elastoplastic stress strain calculation. Furthermore, failure of the model rotating disk has been investigated by experiments of repeating rotation and stop at a high speed rotation.

1. ま え が き

タービン発電機や高速電動機の回転子など、高速回転によって大きな遠心力をうける回転子を設計する際に、まず考慮しなければならないことは遠心力による回転子の強度である。回転円板の遠心力による破壊は最近十数年の間に多くの理論的研究や実験^{(1)~(6)}が行なわれ、その様相はほぼつぎのように予想されている。すなわち、健全な材料であれば、円板を両断する平均応力が材料の引張強さにほぼ等しくなったときに破壊するという、いわゆる平均応力説である。しかし、これは1回の高速回転上昇による破壊を示すものであり、このような基準で電機回転子の設計を行ない回転停止を繰返すことは危険である。また、変形の点から考えると回転子の応力分布は均等でなく、中心その他に応力集中部をもっているため、応力の高いところから降伏して塑性変形を生じ、とくに断面全体が降伏応力に達すると、その後は変形は著しく増大し機械としての使用に耐えられなくなる。このような回転円板の弾塑性変形の過程も多くの研究がなされている^(7, 8, 9, 11)。以上の二つの観点から局部的塑性変形をみるとめれば、回転円板の最弱断面の平均応力が降伏点に達する回転数まで上昇させることができる。この場合には、1回の回転上昇による回転子の破壊までにはまだいくらかの回転数の上昇が許される。しかし、このような高い応力で設計された場合繰返し回転停止を行なうと塑性変形を生じた部分が、塑性ヒズミの繰返しをうけて、疲れ破壊を起すことが予想される。この点はすでに鶴戸博士によって指摘されている⁽¹²⁾。電機回転子の寿命期間中の繰返し回転停止の回数が $10^6 \sim 10^8$ という大きな回数場合は疲労限を用いた設計を行なう必要があり、さきにも述べた断面全対の応力が降伏強さか、あるいは引張強さに近いような高い回転数を採用できない。しかし、回転停止の回数が $10^2 \sim 10^4$ 回というきわめて少ない繰返し回数場合は、最大応力部を疲労限におさえないで、もっと高い応力を採用し、局部的塑性変形の繰返しを許すような設計も可能になろう。本文はこのように局部的に塑性変形を生じる電機回転子の繰返し回転停止による強度をあきらかにするため、ケイ素鋼板を用いてつぎにのべるような実験を行なった結果を報告する。

(1) ケイ素鋼板の引張圧縮試験を行ない、バウシグ効果によ

る応力ヒズミ線図を求めた。

(2) 試作した引張圧縮ヒズミサイクル試験機を用いて鋼板の塑性ヒズミ振幅と破壊までの繰返し回数との関係を求めた。

(3) 電機回転子のモデルについて回転停止による塑性ヒステリシスループを計算し、破壊までの繰返し回数を推定した。

(4) 回転円板の応力集中係数と回転停止による破壊までの繰返し回数との関係を推定した。

(5) 回転円板の繰返し回転停止試験装置を試作して試験を行ない応力集中部をもつ円板の破壊をしらべた。

2. 試験に用いた材料

使用した材料は、大形誘導電動機の回転子に用いる無方向性ケイ素鋼板 ハイライトコア H-18、厚さ 0.5 mm で幅 920 mm のテープより切断して用いた。この板の表面には電気絶縁を行なうため、無機質の被膜処理がほどこされている。被膜をはがさない状態で比重は 7.70、厚さは 0.54 ± 0.01 mm でよくそろっており、被膜の厚さは約 0.01 mm である。引張試験片は板の圧延方向およびこれに直角方向、45 度の方向に採取し図 2.1 に示す試験片寸法で行なった。代表的な応力ヒズミ線図は、図 2.1 のようである。この材料は、わずかのケイ素を含んでおり、軟鋼にみられるような長いおどり場がなく、降伏後すぐに加工硬化がはじまる。回転円板の弾塑性計算に必要なヤング率、降伏点、加工硬化率などを求めた。降伏点は、弾性塑性部の傾斜の交点を用いたが、これはほぼ 0.02 % 永久変形の値である。10 枚の試験片の平均値と、標準偏差を表 2.1 に示す。試験片を塑性変形するまで引張ったのち、圧縮するとバウシグ効果によって低い圧縮応力で降伏する。代表的な引張圧縮ヒズミ線図を図 2.2 に示す。

はじめの引張では、塑性変形は明らかな降伏点を示し除

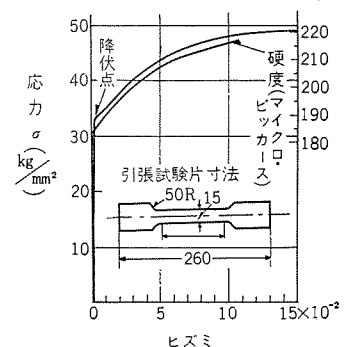


図 2.1 応力ヒズミ線図
Fig. 2.1 Typical stress-strain diagram and hardness in tensile test.

表 2.1 引張試験結果

	引張強さ (kg/mm ²)	降伏点 (kg/mm ²)	ヤング率 (kg/mm ²)	加工硬化率 (kg/mm ²)
圧延方向	47.5	32.1	1.81×10^4	2.97×10^2
圧延に直角方向	49.6	34.1	2.12×10^4	2.56×10^2
圧延に 45° の方向	50.8	35.1	2.15×10^4	3.86×10^2

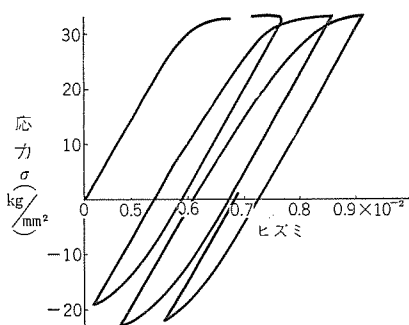


図 2.2 バウジング効果を示す引張圧縮応力ヒズミ線図
Fig. 2.2 Stress-strain diagram with Bauginger effect in tension compression test.

荷するとほぼ弾性的にもどり、さらに圧縮すると、バウジング効果によって明らかな降伏点を示さず、早くから塑性変形を生じる。圧縮応力を除荷するとふたたび弾性的にもどり、今度は引張側でバウジング効果によって早く塑性変形をはじめ。このバウジング効果による塑性変形の形状を後述する電機回転子の弾塑性計算に用いるために必要な範囲にわたって測定した。数回の引張圧縮を繰返すと、バウジング効果の曲線の形状はほぼ安定してくるが、加工硬化によって弾性変形する部分が増加してくることがみとめられる。

3. 引張圧縮ヒズミサイクル試験

材料の引張圧縮によって、応力ヒズミが大きな塑性ヒステリシスループを描くときは、材料はその繰返しのため従来の疲労限と異なり、すみやかに疲労破壊を生じることが予想される。このような考えは熱ヒズミサイクル試験などによって最近多くの研究がなされている⁽¹⁰⁾。Coffin は塑性ヒズミ振幅 $\Delta \epsilon_p$ と破壊までの繰返し回数 N との間に式 (3.1) のような関係があることを述べている。

$$N^{\alpha} \Delta \epsilon_p = c \dots \dots \dots (3.1)$$

α , c は材料によって定まる値

ケイ素鋼板の塑性ヒズミサイクルによる疲労強度を求めるため、空気圧によって引張圧縮を行なう試験機を試作して、ヒズミサイクルの繰返し強度を求めた。 $10^2 \sim 10^4$ 回のような少い繰返し回数の場合には、応力振幅が降伏点をこえるため、ヒズミ振幅を一定とした定ヒズミサイクル試験を行ない、塑性ヒズミ振幅 $\Delta \epsilon_p$ と破壊までの繰返し回数 N との間にある式 (3.1) の関係を求めた。

試験片は 0.5 mm 厚さのケイ素鋼板から、図 3.1 の寸法のものに圧延方向およびこれに直角方向に採取して用いた。試験装置は荷重をシリンダによる空気圧に加え、引張圧縮の制御は、ヒズミ、または、荷重の検出を行なう電気信号により、電磁弁を用いて行なえるようにした。その回路系統を、図 3.2 に示す。

塑性ヒズミをできるだけ精度よく検出するため、試験片の平行部を長くした。また、板の圧縮による坐屈を防ぐため両側から厚い鋼板ではさみ、そのすき間にモリコートをぬって摩擦損失を小さくした。定ヒズミサイクル試験は、試験片の塑性ヒズミを上下チャック間の伸縮量 Δy で制御する。この伸縮量は 0.01 mm の単位まで

電機回転子の繰返し回転停止により破壊・前田・菰原・川面

調整できる。荷重はピストンロッドの一部につくられたロードセルによって検出され 1.5 kg まで検出できる。また、引張圧縮の繰返し速度は、制御装置の応答性から 1 サイクル 5~10 秒で行なった。

0.70 mm の伸縮量で、定ヒズミサイクル試験を行なった結果を一例として図 3.1 に示す。第 1 回の引張は、明らかな降伏点を生じるが、それ以後はバウジング効果により塑性ヒズミに明らかな降伏点がなく、ヒステリシスループを描く。その形は、引張圧縮側、いずれもほぼ同じような対称な形であり、除荷の際には弾性的に回復することがわかる。また、繰返し回数が進むにつれて、加工硬化があらわれ、塑性ヒズミ振幅は減少し応力振幅が増加することがわか

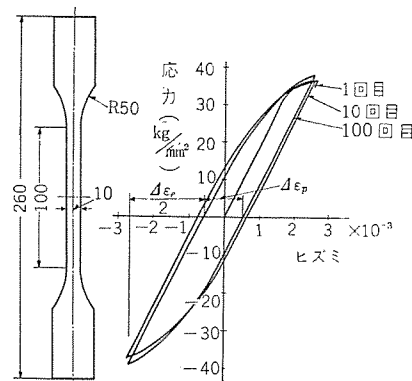
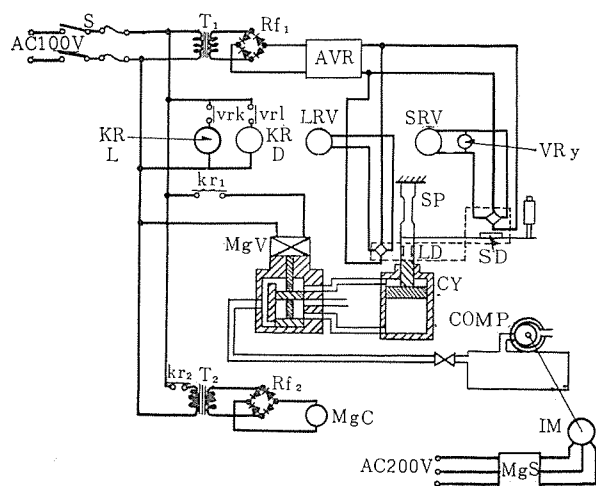


図 3.1 試験片寸法とヒステリシスループ
Fig. 3.1 Specimen size and variation of hysteresis loop.



S	開閉器	SP	試験片
T ₁ , T ₂	トランス	SD	ヒズミ検出用抵抗線ヒズミ計
R _{f1} , R _{f2}	整流器	CY	試験機
AVR	自動電圧調整器	MgC	電磁度数計
VR _y	電圧継電器接点	COMP	コンプレッサ
vrh	電圧継電器接点 (高)	IM	三相誘導電動機
vr1	電圧継電器接点 (低)	MgS	電磁開閉器
KRL	保持継電器保持線輪	LD	荷重検出用抵抗線ヒズミ計
KRD	保持継電器引はずし線輪	SRV	ヒズミ用記録計
kr ₁ , kr ₂	保持継電器接点	LRV	荷重用記録計
MgV	四方口電磁弁		

図 3.2 計測制御系統図

Fig. 3.2 Control circuit of low cycle fatigue apparatus.

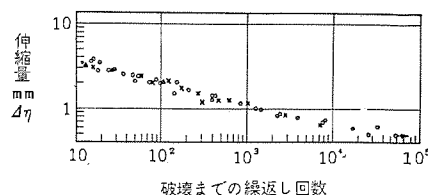


図 3.3 伸縮量と破壊までの繰返し回数
Fig. 3.3 Deformation vs. cycles to failure.

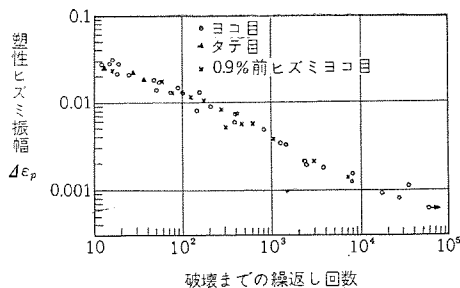


図 3.4 塑性 ヒズミ 振幅と破壊までの繰返し回数
Fig. 3.4 Plastic strain vs cycles to failure.

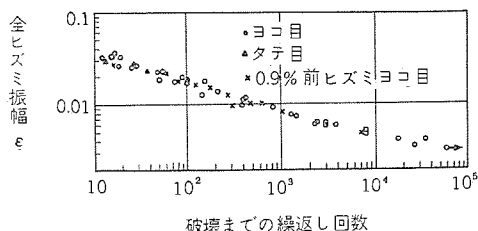


図 3.5 全 ヒズミ 振幅と破壊までの繰返し回数
Fig. 3.5 Total strain vs cycles to failure.

る。そこで図のように、塑性 ヒズミ 振幅 $\Delta\epsilon_p$ 、弾性 ヒズミ $\Delta\epsilon_e$ 、全ヒズミ 振幅 ϵ_t とすれば、

$$\Delta\epsilon_p + \Delta\epsilon_e = \epsilon_t \quad (3.2)$$

試験は直角方向に採取した試験片 30 本を中心に、これに圧延方向のものおよび引張で 0.9% の永久変形を与えたもの、3 種について行なった。伸縮量と破壊までの繰返し回数を図 3.3 に示す。

塑性 ヒズミ 振幅と破壊までの繰返し回数との関係は、図 3.4 のように両対数目盛の上で、ほぼ直線関係になった。この結果から塑性 ヒズミ 振幅と破壊までの、繰返し回数との間には

$$N^{0.5} \Delta\epsilon_p = 0.13 \quad (3.3)$$

の実験式が成立つ。

全 ヒズミ 振幅と破壊までの繰返し回数との関係は、図 3.5 に示してある。この図で 10^6 以上の繰返し数は、疲労限と接近することが推定される。

4. 回転円板の弾塑性変形による応力 ヒズミサイクル計算

回転円板の弾塑性変形による応力 ヒズミ の理論計算は Hencky 形の塑性方程式を用いて多くの研究がなされている。そこで電機回転子の代表的形状である図 4.1 のような寸法の中心孔をもち外

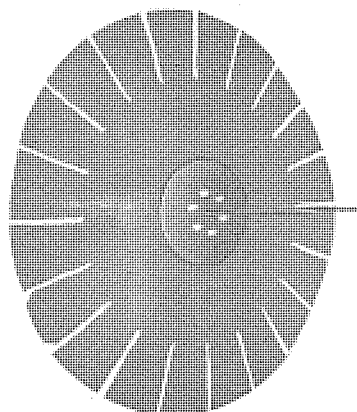


図 4.1 電機回転子 モデル
Fig. 4.1 Model rotor.

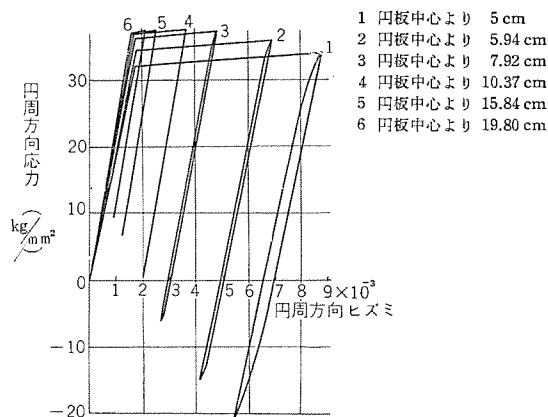


図 4.2 電機回転子 モデル のヒステリシスループ
Fig. 4.2 Hysteresis loop of rotating disk.

縁に付加質量をもつ回転円板を断面全体が降伏応力に達するまでの回転数に上昇して停止させた場合を繰返すときの応力 ヒズミループを計数計算機を用いて計算した。使用したケイ素鋼板 H-18 に関する数値を表 4.1 に示す。計算の詳細は文献 (11) に述べてあ

表 4.1 計算に用いた数値

$E=1.8 \times 10^6 \text{ kg/cm}^2$	$R_a=5.0 \text{ cm}$
$\sigma_y=3.20 \times 10^3 \text{ kg/cm}^2$	$R_b=19.8 \text{ cm}$
$\nu=0.341$	$R_c=20.0 \text{ cm}$
$\gamma=7.70 \times 10^{-3} \text{ kg/cm}^3$	$H=2.86 \times 10^4 \text{ kg/cm}^2$
パウシング効果を示すとき $\sigma=H(\epsilon_p)$ として	
$\sigma=-6.26 \times 10^3 \epsilon_p^2 + 6.12 \times 10^6$	$\epsilon_p+4.1075 \times 10^3 \quad \epsilon_p < 3.2 \times 10^{-4}$
$\sigma=-2.73 \times 10^3 \epsilon_p^2 + 3.422 \times 10^6$	$\epsilon_p+4.6099 \times 10^3 \quad \epsilon_p > 3.2 \times 10^{-4}$

るが、その結果は図 4.2 に示すように最大のヒステリシスループを描く点は応力の最大である中心孔の縁で、塑性 ヒズミ 振幅は 4×10^{-4} である。

これは回転子の最高回転数を、断面全体が降伏したときに制限したので、中心孔の最大応力が、回転数の下降の際にほぼ弾性的に下がり、パウシング効果による塑性 ヒズミ が少ないためである。そこでこのように、下降の際に生じる応力振幅が大きいほど、塑性 ヒズミ が大きくなり、ヒステリシスループも大きくなると考えれば、回転円板の中心孔の応力集中係数とヒステリシスループが密接な関係をもつと考えられる。これを今少し単純化して引張、圧縮ともに σ_y で降伏する理想塑性体の回転円板で中心孔の応力集中係数が 2 の場合を考えてみる。第 1 回の回転上昇により、せん断応力説で降伏すれば円板の切線方向応力はどの点も σ_y となるときの、最高回転数である。この円板の回転を下げて停止すると、中心孔では弾性応力で変化して $-\sigma_y$ の残留応力を生じる。もし集中係数が 2 以下であれば、最大応力は $-\sigma_y$ に到達せず、塑性 ヒズミ を生じない。集中係数が 2 以上の場合は $-\sigma_y$ に達してふたたび降伏し、塑性変形を生じるため、塑性 ヒズミヒステリシスループを描くことになる。このように理想塑性体であれば、応力集中係数が 2 以上の場合に問題となるが、実際の材料は引張側で塑性変形すればパウシング効果により圧縮側では引張側と同じ降伏点に達するまでに塑性変形を生じるために、集中係数 2 以下でも塑性ヒステリシスループを描く。電機回転子のように、中心円孔と外縁の付加質量をもつとき円孔の応力集中係数を求めてみると、図 4.3 のようになる。外縁の付加質量を増加し中心孔が大きくなると応力集中係数はともに低下する。通常考えられる電機回転子は中心孔もかなり大きくなり、外周に付加質量があり、多くの場合応力集中係数は 2 以下になると考えられるが、パウシング効果を入れると、応力集中係

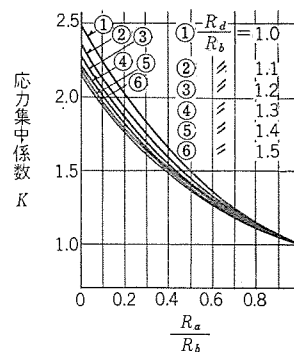


図 4.3 回転円板の応力集中係数

Fig. 4.3 Stress concentration factor of rotating disk having a center hole.

表 4.2 計算にもちいた数値

$E=2.1 \times 10^6 \text{ kg/cm}^2$	$R_0=20 \text{ cm}$
$\nu=0.341$	$Ra=1, 3, 5, 7, 10 \text{ cm}$ 5 種
$\sigma_y=3.51 \times 10^3 \text{ kg/cm}^2$	(*圧延方向に 45° 試験結果)
バウシニング効果を示すとき $\sigma=H(\epsilon_p)$ として	
$\sigma < 4310 \text{ kg/cm}^2$ で弾性, $\sigma > 4310 \text{ kg/cm}^2$ は次式	
$\sigma = -7.3937 \times 10^3 \epsilon_p^2 + 7.6923 \times 10^3 \epsilon_p + 4.51 \times 10^3$	$\epsilon_p < 2 \times 10^{-4}$
$\sigma = -3.989 \times 10^6 \epsilon_p^3 + 1.625 \times 10^3 \epsilon_p + 5.995 \times 10^3$	$\epsilon_p > 2 \times 10^{-4}$

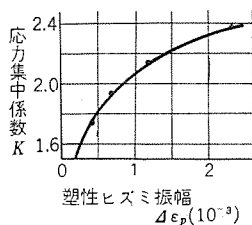


図 4.4 応力集中係数と塑性ヒズミ振幅
Fig. 4.4 Stress concentration factor vs plastic strain amplitude of rotating disk.

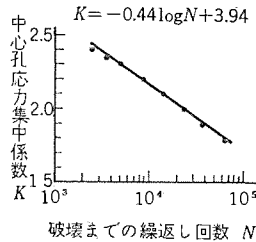


図 4.5 応力集中係数と破壊までの繰返し回数
Fig. 4.5 Stress concentration factor vs cycles to failure of rotating disk.

数が2以下でも塑性ヒステリシスループを描く。さらに応力ヒズミ線図を求めたケイ素鋼板を用いた回転円板の場合について、中心孔の大きさを変えて応力集中係数と塑性ヒズミ振幅の関係を求めてみた。計算に用いた材料の性質と円板の寸法を表4.2に示す。回転数は第1回の上昇で断面全体がせん断応力説で降伏するときを最高とし、それから回転数を0まで下げ、ふたたび上昇させこれによって中心孔の円周方向応力が描く塑性ヒステリシスループより塑性ヒズミ振幅を求めてみた。その結果は、図4.4に示すように応力集中係数の増加につれて、塑性ヒズミ振幅は著しく増大することがわかる。

ケイ素鋼板の少ない繰返し回数による破壊は3.に示したように塑性ヒズミ振幅と破壊までの繰返し回数との間に一定の関係がある。回転円板の断面の平均応力が降伏点に達する回転数まで繰返し回転停止を行なった場合中心孔の縁での塑性ヒズミ振幅を4.の計算で求めた。そこでこの二つの結果を合せて、回転円板の応力集中係数と破壊までの繰返し回数を求めてみると図4.5のようになり、応力集中係数 K は

$$K = -0.44 \log N + 0.38 \quad \dots \dots \dots (4.1)$$

式(4.1)のような関係が成立つ。これによると回転円板の最大の応力集中係数2.46の場合、つまり、外周に付加質量がなく中心にきわめて小さな円孔をもつ回転円板の場合、破壊までの繰返し回数が2,300回となる。応力集中係数が低下するにつれて破壊までの繰返し回数は増大し、応力集中係数2の場合には約25,000回に耐えられる。電機回転はすべて外周に電気導体を埋込むため付加質量をもっており、またケイ素鋼板の場合は中心軸に組立てるため相当大きな中心孔をあけている。したがって、応力集中係数はほとんどの場合2以下になる。代表的な形状として計算した4.の例は応力集中係数は1.6であり、破壊予想は 10^5 回以上である。

5. 回転円板の繰返し回転停止による破壊試験

前に述べたように回転円板を塑性変形するまでの回転数まで回転停止することを繰返すと $10^2 \sim 10^4$ 回で破壊することが予想できる。そこで直径60cmのケイ素鋼板で作った図4.1に示す寸法の電機回転子のモデルについて実際の回転を試みた。

電機回転子の繰返し回転停止による破壊・前田・菟原・川面

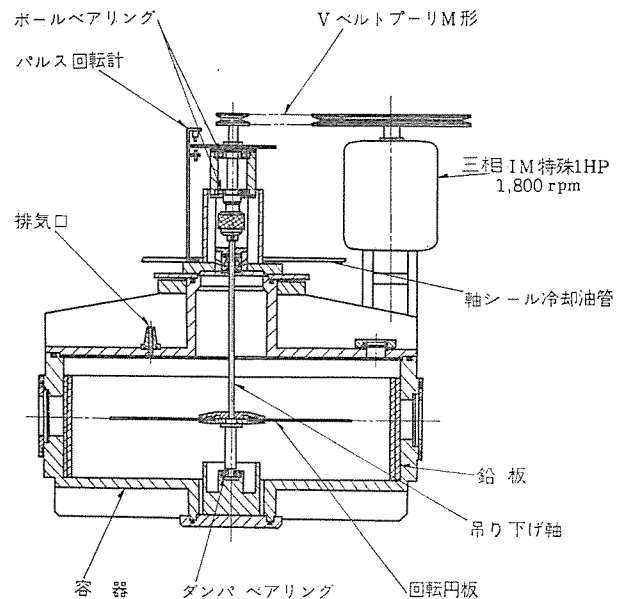


図 5.1 回転装置
Fig. 5.1 Disk rotating apparatus.

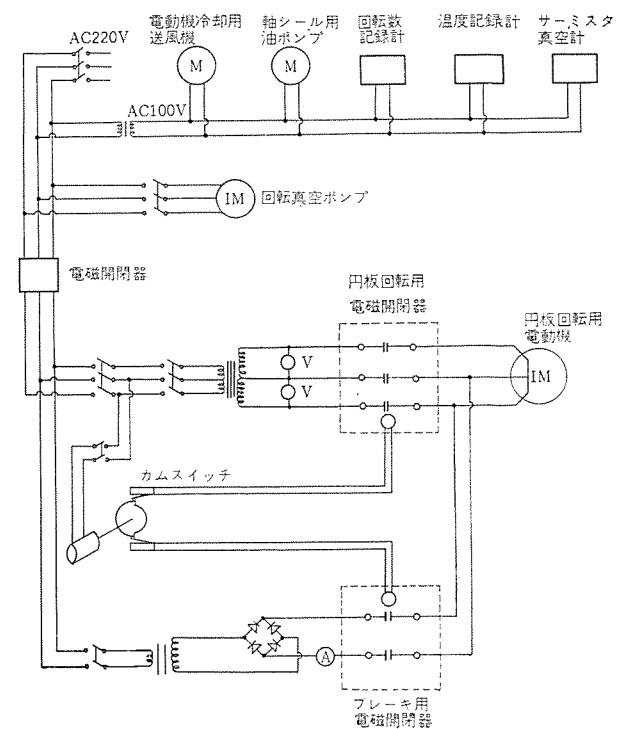


図 5.2 制御回路
Fig. 5.2 Control circuit of disk rotating equipment.

回転装置は連続長時間の回転停止に耐え、しかも少ない動力で回転停止を行なえるよう 10^{-2} mmHg 程度の真空容器の中で垂直に吊下げた回転軸のまわりに回転させるように工夫した。装置の概要は図5.1に、また、その制御系統は図5.2に示してある。円板は垂直に吊下げた6mmのドリルロッドのまわりにセルフバランスで回転し、中心孔の塑性変形によるひろがり回転に支障をきたさないように考慮した。また、円板はゴム板を介して厚い2枚の鋼板にはさまれており、加速・減速のトルクを伝えるが変形に対しては拘束のない支持方法になっている。垂直軸回りの固有振動周期は約10c/sである。円板の加速は二次抵抗の高い誘導電動機を用い、ベルトで6倍に増速した。また、この電動機は直流を流して制動をかけるようになっている。加えられた動力はほとんどが加速のために消費され、円板の機械損失が一定しているため到達す

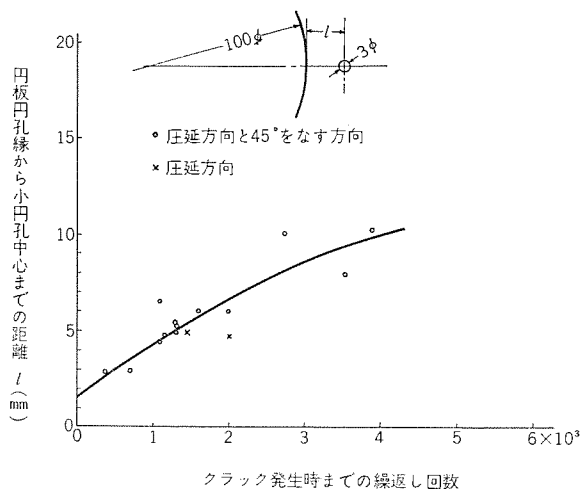


図 5.3 円孔縁からの距離と破壊までの繰返し回数
Fig. 5.3 Distance between the center hole and small hole vs cycles to failure.

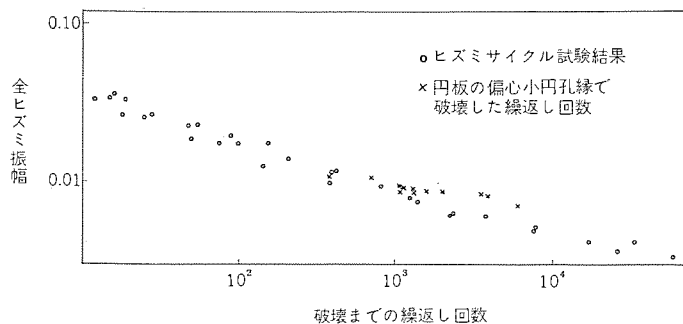


図 5.4 回転円板の偏心小円孔の全ヒズミと破壊までの繰返し回数
Fig. 5.4 Total strain amplitude vs cycles to failure at the small hole near the large center hole.

る最高回転数は電動機に加える電圧と通電する時間で一定になる。外径 60 cm の円板で 260 V を約 70 秒加え、3A の直流を約 70 秒加えると円板は 20 rps から 140 rps の間を上下する。この円板の平均応力は最高回転で 36.5 kg/mm² となり、20 rps で 1.8 kg/mm² である。中心孔のえがく応力ヒズミのヒステリシスループは図 4.2 に示したように 4×10^{-4} の塑性ヒズミ振幅であり、破壊予想は、約 10^5 回の繰返しである。試験は 16,000 回の繰返しまで行なったが、それ以上は実験しなかった。しかし 10^4 回までに耐えられることは明らかとなった。

つぎに、この円板の中心孔の近傍に 3 mm の小円孔をあけ、前と同様の回転数で回転停止を試みた。これは中心円孔の応力が高いところにふたたび応力集中をもつようにした二重切欠の状態である。実際の回転子の場合にはキー溝のような応力集中部を持つ場合もあり、また、材料の欠陥も考えられ、このような切欠はそれらを模擬していると考えられる。

試験の結果はかなり少ない繰返し数で亀裂が発生することがわかった。とくに小円孔が中心円孔の縁に近づくほど少ない繰返し数で破壊する。その結果は図 5.3 に示してある。この小円孔の縁

の応力ヒズミ状態を求められればよいが、この種の形状では困難であるので、つぎのような等価的条件として求めてみた。すなわち、円板としては 4. に述べた弾塑性変形による応力分布を示しており、小円孔の応力集中係数は円板中心円孔を端とする半無限板の引張と考えた。また、小円孔の縁は弾性的にふるまうとして、その応力集中による最大応力のヒズミを求めると、この値は塑性変形を考えた場合のヒズミより小さく出ると考えられる。そこで、このヒズミを全ヒズミと考えて 3. で求めたヒズミサイクル試験結果と対応させてみると、図 5.4 のようになり破壊予想回数より大きい繰返しで破壊している。設計として安全側にあることになる。これは二重切欠を与える円孔の大きさ 3 mm が小さいため疲労試験における寸法効果のようなものが入ってきていると考えられ、いささか早急な結論であるが定性的な考え方で試験結果を解釈した。

6. む す び

ケイ素鋼板を用いた電機回転子断面全体が降伏するまでの高速回転まで、繰返し回転停止を行なった場合の中心孔の強度について、今まで述べたことをまとめると次のようになる。

- (1) 引張圧縮によるヒズミサイクル試験結果、 $N^{0.5} \Delta \epsilon_p = 0.13$ の実験式が得られた。
- (2) 電機回転子の中心孔の塑性ヒステリシスループの大きさは、応力集中係数と密接な関係にある。
- (3) 回転円板中心孔の応力集中係数 K とその円板の破壊までの繰返し回数 N について、 $K = -0.44 \log N + 3.94$ の実験式が得られた。この問題は、今後いっそう明らかにするよう実験を進めている。
- (4) 回転円板の中心円孔近傍の小円孔切欠を弾性として計算した応力集中係数で、最大ヒズミを求めヒズミサイクル試験結果と適合させて破壊までの繰返し回数を推定すれば安全側の設計が行なえる。

おわりに、この研究について、貴重な助言とご指導をいただいた東京大学鶴戸口教授に深く感謝いたします。(昭 37-5-4 受付)

参 考 文 献

- (1) E. L. Robinson; Trans. ASME, 66, 5, (1944-7), 373.
- (2) L. B. Fonda; Trans. ASME, 70, 1, (1948-1), 1.
- (3) A. G. Holm & J. E. Jenkins; NACA TN, 1667, (1948).
- (4) 鶴戸口英善; 機械学会誌, 55, 402, (昭 27-7), 474.
- (5) 中西不二男; 機械学会論文集, 18, 75, (昭 27-10), 44.
- (6) S. Maeda & S. Hagihara; Proc. 6th Jap. National Cong. for App., Mech, 79, (1956).
- (7) A. Nadai & L. H. Donnell; Trans. ASME, 51, APM-51-16, (1929), 173.
- (8) M. B. Millenson & S. S. Manson; NACA Rep., 906, (1948), 277.
- (9) 白鳥英亮; 機械学会論文集, 25, 153, (昭 34-5), 199.
- (10) L. F. Coffin; Trans. ASME, 76, 6, (1954-8), 931.
- (11) S. Hagihara, K. Kawamo; Mitsubishi Denki Laboratory Reports, 2, 3, (July 1961), 303.
- (12) 鶴戸口英善; 機械学会誌, 64, 513, (昭 36-10) 1443.

プラスチックの応力クレイジング

研 究 所 前田 祐雄*・村上 晃**・土方 明躬**

Stress Crazing of Plastics

Research Laboratory Sachio MAEDA・Akira MURAKAMI・Akemi HIJIKATA

In using plastics for construction materials it is necessary to know their such properties as fatigue and creep like metals. Particularly the propensity of crazing that is peculiar to the plastic needs careful study. This report deals with experimental results on injection molded specimens of rubber modified high impact polystyrene and styrene acrylonitrile copolymer about their stress crazing. It has been verified in this experiment that applied tensile stress which causes the occurrence of crazing crack lowers with the rise of temperature and anisotropy is also found with them. But within a range of this experiment, from the room temperature to 50°C, the ratio of critical stress to tensile strength in air is almost constant for each material, being 0.2 ~ 0.5. And further, rubber modified polystyrene has shown low critical stress in oil.

1. ま え が き

プラスチックとくに熱可塑性プラスチック材料は、比較的小さい速さで引張試験したときや、引張応力を加えたままある時間放置しておくときと応力と直角の方向にこまかいヒビクレを生じることがある。また有機溶剤にふれると、不規則な方向にヒビクレの生じることがしばしば経験する。これらの現象は、一般にクレイジング(Crazing)とよばれ、前者を Stress crazing または Stress cracking, 後者を Solvent crazing と区別して呼称することが多い。この種クレイジングは鎖状高分子、またはそのグループが引張応力によって分離することが原因であると考えられている。すくなくともクレイジングは、プラスチック材料の破損の始まりであり、プラスチックを構造用あるいは意匠用部材として用いるにあたっては、疲労クリークなどの性質とともにこのようなクレイジング性は材料強度の点からも、外観上からも、その使用範囲を制約する一つの重要な因子となる。また成形品として使用する場合、その設計上熟知していなければならぬ性質であろう。

現在一般に射出成形品として多くの用途に使用されている、ゴム変性ポリスチレンとスチレンアクリロニトリル共重合体がはたしてどの程度の応力クレイジング性を有しているかを知るために、二、三の実験を行なったのでその結果を報告する。

ゴム変性ポリスチレンは、ポリスチレンをゴム変性することにより耐衝撃性を改善したもので、本実験に使用したのはいわゆる高耐衝撃性(High impact polystyrene)といわれているものであり、スチレンアクリロニトリル共重合体はスチレンアクリロニトリルを共重合することによりスチレンの耐薬品性、機械的性質を改善した品種である。

なお、熱可塑性プラスチック材料とくにポリスチレンとポリメチルメタクリレートとクレイジングについては多くの文献が見られるが^{(1)~(10)}、これらから応力クレイジングとして特長ある性質をあげると

(1) 残留応力がないと考えられる試料に引張応力を加えるとクレイジングは表面から発生し、引張応力と垂直の方向に進行する。圧縮応力によってはクレイジングは生じない。

(2) ポリスチレン試験片に、一定の荷重を加えておくと、いったん発生したクレイジングクラックは、時間とともにほぼ直線的に増加して行き⁽¹⁾⁽⁶⁾、ついには急速な破断を生じる。

(3) 破断した試料についてその破面を観察すると、クレイジングクラックを生じていた部分は引張応力と垂直で非常に平滑な平面として観察され、急速な破断を生じた部分は不規則な面を形成す

る⁽⁴⁾⁽¹⁰⁾。

(4) クレイジングの発生と進展状況は、もちろん材料によって異なるが、その他ふんい気によっても影響をうける。

(5) 温度が上昇すると、同じ引張応力におけるクレイジング増加の割合は増加し⁽¹⁾、またクレイジングの発生しはじめる応力は低下する⁽¹⁾⁽⁷⁾⁽⁸⁾。

(6) 有機溶剤によっても、クレイジングは生じやすくなる。

(7) クレイジングクラックの大きさは、その進行程度により電子顕微鏡でなければ観察できない程度のものから目で認められる程度のものまでであるが、もっともこまかいキレツの大きさは、ポリスチレンやポリメチルメタクリレートでは、ミクロンもしくはそれ以下の大きさである⁽⁸⁾⁽⁹⁾。

(8) 一度クレイジングが発生しても、これを2次遷移温度以上に加熱すれば消失する場合もあり、また圧縮応力を与えると消失したかに見えることがあるが、その強さは完全には回復しない。

(9) 射出成形品は、成形時の流れに平行な方向のほうがこれに垂直な方向よりもクレイジングが生じにくく⁽⁸⁾、また二次遷移温度以上で引伸しを与えると、その方向の耐クレイジング性が増す⁽⁵⁾。これらは少なくとも高分子の配列状態が大きな影響をおよぼしているためと信ぜられている。

2. 試料と試験方法

2.1 試料

実験に使用した材料は表2.1のとおりで、ゴム変性ポリスチレン系2種と、スチレンアクリロニトリル共重合体系2種で、両材料とも着色してなく、前者は乳白色の不透明なものであり、後者は薄紫色がかかった透明なものである。

試験片は、3オンス射出成形機により通常行なわれている条件で

表 2.1 供試プラスチック材料

分 類	記 号	製 造 者	備 考
高 耐 衝 撃 性 ゴ ム 変 性 ポリスチレン系	RA	カナダ	
	RB	日本	2 ロットにつき試験した。それぞれをロット1, ロット2とよぶ
ス チ レ ン アクリロニトリル 共 重 合 体 系	CA	カナダ	
	CB	日本	2 ロットにつき試験した。それぞれをロット1, ロット2とよぶ

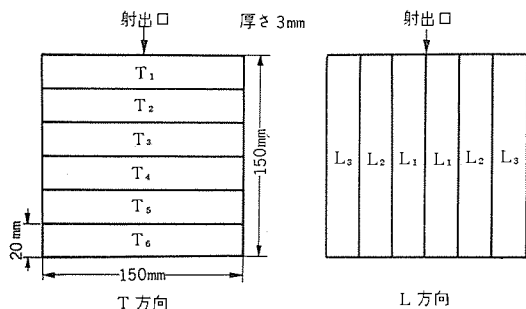


図 2.1 試料板と試験片採取位置
Fig. 2.1 Injection molded plate and the location of test specimens.

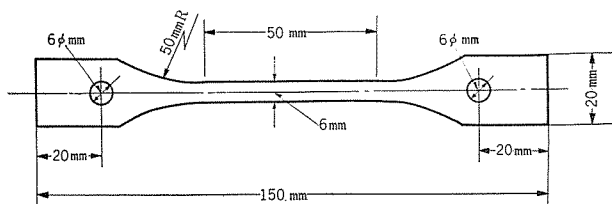


図 2.2 引張およびクレイジング試験片
Fig. 2.2 Test specimen for tensile and crazing test.

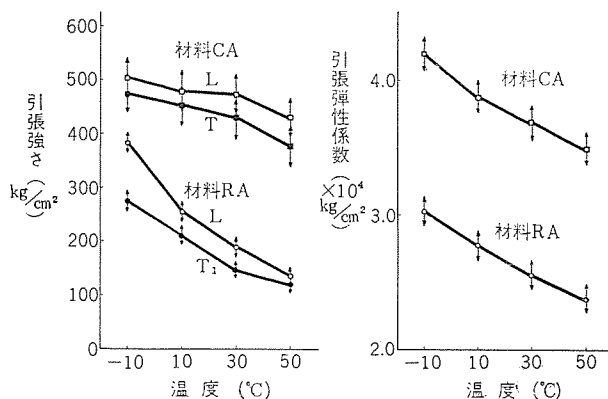


図 2.3 引張強さ、引張弾性係数
Fig. 2.3 Tensile strength and tensile elastic modulus.

射出成形した $3 \times 150 \times 150$ mm の試料板から、図 2.1 のように射出方向に平行と直角の方向（以下それぞれ L 方向および T 方向と呼ぶ）に切出し作成した。L₁~L₃、T₁~T₆ はそれぞれ試験片採取位置を示す。試験片の形状は図 2.2 に示すとおりで、ノコギリ盤でおおよその形状に切取った後、ヤスリ仕上で加工した。ヤスリ仕上を採用したのは、機械加工中の油などの接触や、切削熱による変質、加工ヒズミなどをさけるためである。試験片平行部はヤスリ仕上後 #240 の研摩紙で最終仕上を行なった。

このようにして作成した試験片の引張強さ、ならびに引張弾性係数測定（引張速度は弾性係数の測定範囲では 2 mm/min、それ以上では 4 mm/min で行なった。）の一例を図 2.3 に示す。図において各点は平均値を、矢印はその平均値の 95% 信頼限界を表わす。これら引張試験結果について分散分析を行なったところ、4 種の材料とも引張強さは L、T 方向および温度間に有意差が認められ、L₁~L₃ 間、T₁~T₆ 間には有意差は認められなかった。また弾性係数は温度間にだけ有意差があったが、その他方向および位置間には有意差が認められなかった。このような結果から、応力クレイジング試験においても、射出口位置が試験片平行部の中央にくる T₁ 位置を除外したほかは、一応 L₁~L₃ は L 方向のデータとして、また T₂~T₅ は T 方向のデータとして一括整理した。

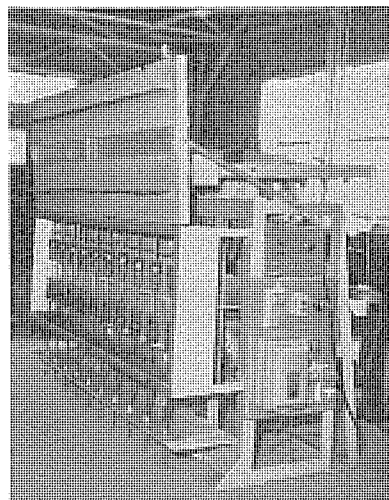


図 2.4 応力クレイジング試験装置
Fig. 2.4 Test apparatus for stress crazing test.

なおこの報告において、とくに注記のないものはすべて射出成形したままの試料で、焼鈍などの熱処理は行っていない。

2.2 実験方法

(1) 負荷方法と負荷時間

応力クレイジング試験は、図 2.4 に示すような 10 連式のコウ温そうつきレバー形負荷装置を用い、試験片に種々の一定引張荷重を加え、荷重負荷後 100 時間目にクレイジング発生の有無を調べ、クレイジングの発生している試験片の負荷応力と、クレイジングの発生していない試験片の負荷応力の中央値をとって、100 時間でクレイジングの発生が認められる応力（以下臨界応力と呼ぶ）とした。なお負荷応力の段階は、ゴム変性ポリスチレンの場合は約 10 kg/cm²、スチレンアクリルニトリル共重合体の場合は約 20 kg/cm² に選んだ。

負荷時間を 100 時間と定めたのは、Ziegler⁽⁶⁾ らがポリスチレン (Styron 666) について行なった実験によれば、この種の臨界応力は負荷後急速に低下し、ふんい気によって多少の相違はあるが、数十時間経過後はわずかに低下する程度ではほぼ平衡値に達することを報告しており、筆者らが種々の一定引張応力に加え、クレイジングの発生する時間を測定した実験でも同様な傾向が認められたためである。結果の一例を図 2.5 に示す。

(2) ふんい気

この試験においてはふんい気としては空気中で行ない、またガラス槽の実用的な温度範囲を主眼として、10~50°C の温度について行なった。また油中での応力クレイジング性を知るために、特 140 タービン油に浸した状態でも試験した。油中クレイジング試験は試験片に脱脂綿をまきつけ、これをポリエチレンの袋でおおい、その中に油を注入してつねに試験片が油に接触しているようにした。

(3) クレイジング発生の判定

クレイジング性を厳密に評価するためには、クレイジングクラックの発生

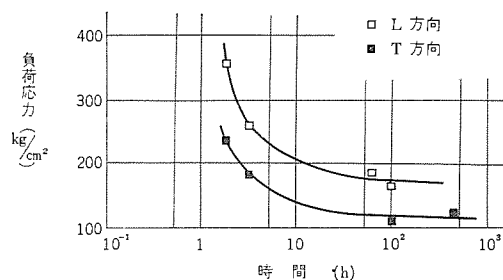


図 2.5 負荷応力とクレイジング発生時間（材料 CA, 40°C）
Fig. 2.5 Time characteristics of critical stress.

と伝播について別々に考察することが必要であろう。しかし、クレイジクラックはとくにその発生時にはミクロンの程度であると考えられ、これを検知することはきわめて困難であり、クレイジ判定の基準のとり方により試験結果に差があることが予想される。

しかし、この試験ではゴム変性ポリスチレンのような不透明材も対象とし、またできるだけ実用的な方法が好ましいとの観点から肉眼による判定を主体とした。同時に100時間負荷後の試験片について引張強さ(引張速度 12 mm/min)を測定し、その減少状態から臨界応力をチェックすることも試みた。100時間負荷後の引張強さと負荷応力の関係を図2.6に示す。図から明らかなように、肉眼でクレイジありと判定された試験片の引張強さは、クレイジの発生が認められないものよりも低く、高い負荷応力でクレイジが発生したものほど低下が大きいが、引張強さのバラツキなどのために少ない試料数でクレイジが発生しはじめる負荷応力を

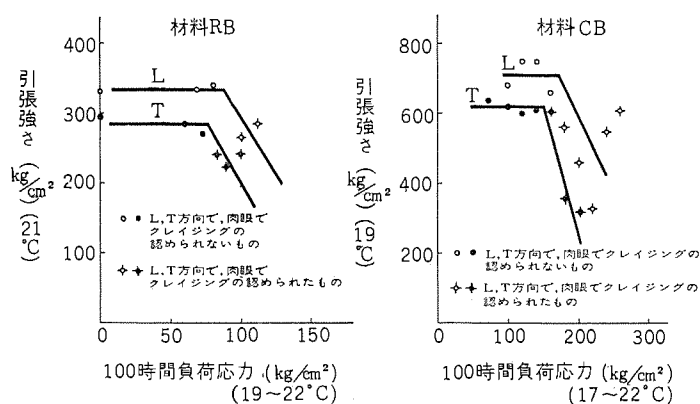


図 2.6 100 時間負荷後の引張強さ
Fig. 2.6 Tensile strength after creep test for 100 h.

求める場合には肉眼による判定のほうが実用的であると思われる。なお、一般にゴム変性ポリスチレンは、スチレンアクリロニトリル共重合体低下がよりも、クレイジ発生後の引張強さの低下が少ない傾向を示した。

3. 実験結果と考察

3.1 クレイジングの状況と破面

スチレンアクリロニトリル共重合体とゴム変性ポリスチレンとでは、クレイジの状況が異なる。すなわち、前者は透明であり、試験片の背面に光源をおき、前面からクレイジ面の反射光をとらえられるようにするとクレイジクラックの発生が認められ、これが次第に成長拡大していくのがわかる。一方ゴム変性ポリスチレンは不透明であるため、そのような反射光を用いて観察することはできないが、白化することによってクレイジの発生を知ることができる。これらの状況を図3.1に示す。

スチレンアクリロニトリル共重合体のクレイジの発生状況を肉眼で観察した結果は、L方向とT方向でやや異なった様相を呈するようである。すなわち、L方向ではクレイジはまず試験片側面(研磨紙仕上げた面)の幅の中央表面に発生し、これが時間とともに奥に向かって進行して行く。一方、T方向ではクレイジは最初、試験片表面(射出成形したままの面)の角に生じ、続いて表面にクレイジを生じる傾向にある。これらのクレイジを生じた試験片を30 mm/minの早い引張速度で引張試験すると、クレイジがある程度進行したものは引張破断に先だってあまりクレイジが成長することなく破断できて、先にできていたクレイジ面と引張破断面とを分離して観察できる。このようにして得られた破面は図3.2に示すように、L方向は側面の幅中央に、T方向は角と表

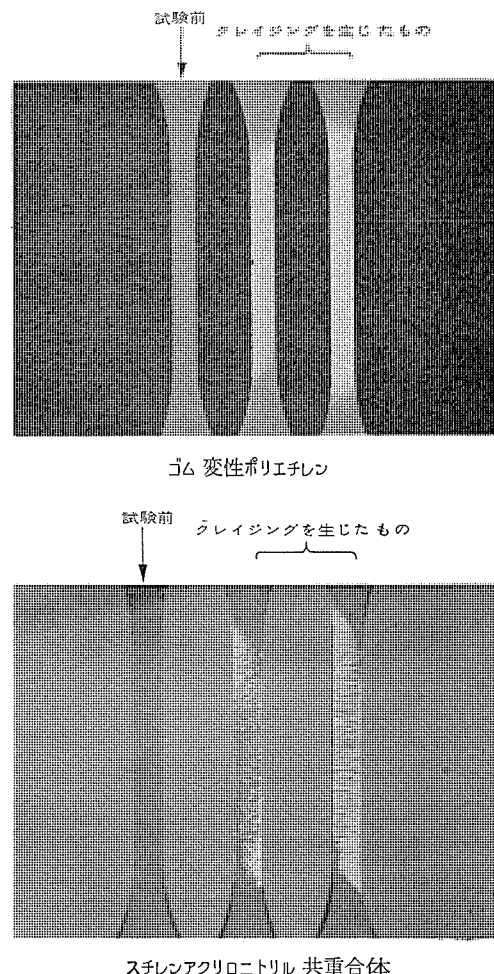


図 3.1 クレイジを起こした試験片
Fig. 3.1 Crazing test specimens.

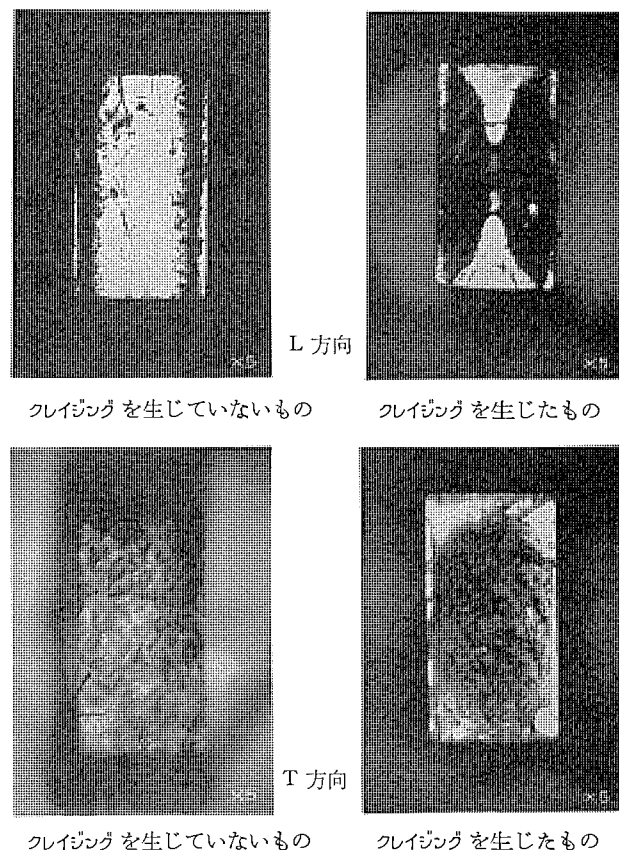


図 3.2 スチレンアクリロニトリル共重合体のクレイジを生じた試験片と生じていない試験片の引張破断面
Fig. 3.2 Tensile fractured surface of crazed and non-crazed test specimens of styrene-acrylonitrile copolymer.

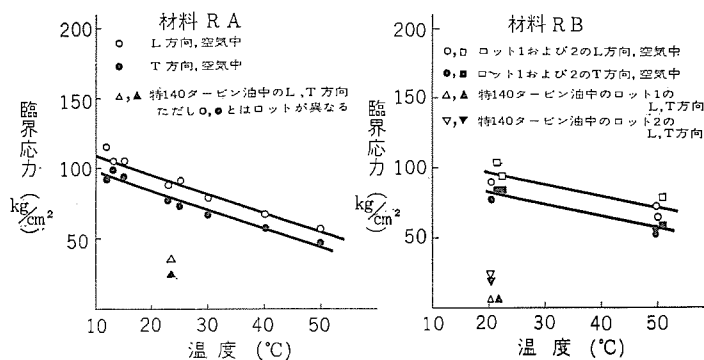


図 3.3 臨界応力の温度特性と異方性

Fig. 3.3 Temperature characteristics and anisotropy of critical stress for rubber modified polystyrene.

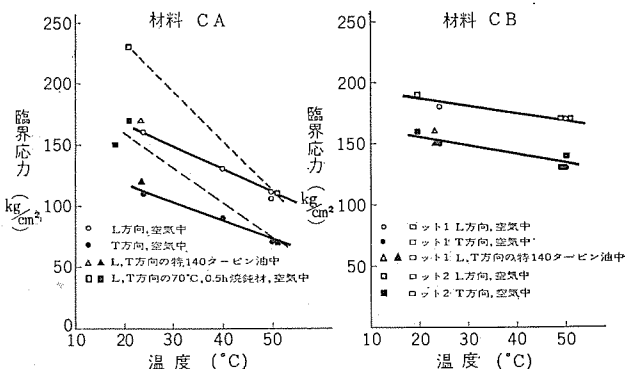


図 3.4 臨界応力と温度特性と異方性

Fig. 3.4 Temperature characteristics and anisotropy of critical stress for styreneacrylonitrile copolymer.

面にクレイジングが生じており、その部分は引張応力の方向に垂直な非常に平滑な平面を形成し、ポリスチレンのについて報ぜられていると同様の状態を呈する。

L 方向の試験片で側面の幅中央よりクレイジングが発生する様相はポリスチレンや、ポリメチルメタクリレートに残留応力のない試験片の応力クレイジングが全表面から内部に向かって進行する⁽⁴⁾⁽⁶⁾のと異なっており、射出成形時の急冷効果による厚さ方向断面中央部の引張残留応力⁽¹¹⁾がその主原因で、端面を研摩紙仕上げした影響は少ないのではないかと考えられる。一方、ゴム変性ポリスチレンの破面は、このような特長ある平面は示さず、材料内に分散して存在するゴム微粒子のクレイジングクラック進行にたいする阻止作用⁽¹²⁾を示唆しているように思われる。

3.2 臨界応力

100 時間負荷時の臨界応力の各温度における測定結果を図 3.3 と図 3.4 に示す。各材料に共通して認められる大きな傾向は、L 方向のほうが T 方向よりも高い臨界応力を示すことと、温度が上昇するにつれて臨界応力が顕著に低下することである。50°C の臨界応力は 20°C の臨界応力の約 0.5~0.8 倍に低下している。

各材料ごとに、材料自身が固有する特性として臨界応力の大きさや臨界応力の温度特性あるいは異方性の詳細を論ずることは、本品が射出成形品であって分子の配向や残留応力を内蔵しているために問題があると思われる。事実、スチレンアクリロニトリル系の CA 材を 70°C で 30 分間焼鈍した試験片について臨界応力を測定したところ（図 3.4 参照）常温における臨界応力が明らかに上昇した。

しかしながら RA 材と RB 材のゴム変性ポリスチレン系と、CA 材と CB 材の属するスチレンアクリロニトリル共重合体系とでは、油中のクレイジングに対する挙動に顕著な相違が認められる。すなわち

図 3.3、図 3.4 において、特タービン油中の臨界応力は、ゴム変性ポリスチレン系は大気中のそれに比しきわめて低い値を示し、10 kg/cm² 以下の応力でもクレイジングを生じた例があるのに、スチレンアクリロニトリル共重合体系はほとんど低下を示さなかった。このことよりみて、ゴム変性ポリスチレンは、ポリスチレンについて報ぜられている⁽¹⁾⁽⁸⁾のと同様に油中において、臨界応力はいちじるしく低下し、油中クレイジング性についてはゴム変性の効果は認めがたい。スチレンアクリロニトリル共重合体系は油中においてもクレイジング性に変化なく耐油性である。

3.3 臨界応力の引張強さと弾性係数に対する比

各温度における臨界応力 (σ_c) を、その温度における引張強さ (σ_B)、または弾性係数 (E) で除した値、すなわち σ_c/σ_B ならびに $\epsilon_0 = \sigma_c/E$ を図 3.5、図 3.6 に示す。なお弾性係数と引張強さは、臨界応力に使用した試料と同じロットの試験片について測定した結果を用いた。この表現を用いるとかなりのバラツキはあるにしてもその温度依存性は少なくなり、とくに σ_c/σ_B では L 方向、T 方向の差も明かでないことは興味深い。RA 材の σ_c/σ_B は 13~50°C の範囲で 40~50%，RB 材は 30~45%，CA、CB のスチレンアクリロニトリル共重合体系は 20~35% である。

Maxwell と Rohm⁽¹⁾、Ziegler⁽⁸⁾ は、ポリスチレンに対し、Sherman と Axilrod⁽⁷⁾ はポリメチルメタクリレートに対し、大気中で応力クレイジングの発生する伸び（以下臨界伸びと呼ぶ）を測定している。Maxwell らは、約 10 分以内の短時間における測定によってポリスチレンの臨界伸びは約 0.75% で、25~60°C の温度範囲でほとんど変化しないことを報告し、また Ziegler は圧縮成形したポリスチレンについて 24°C において瞬間的な（30 秒負荷後）臨界伸びは 0.78%

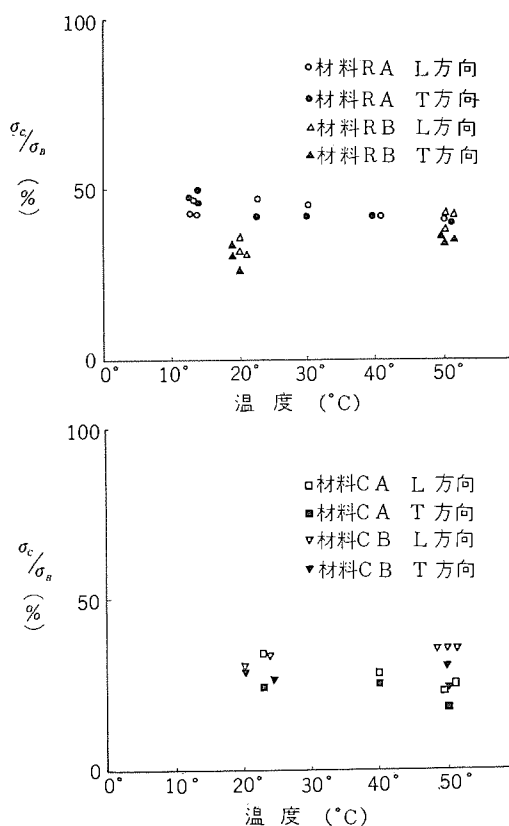


図 3.5 臨界応力の引張強さに対する比 (σ_c/σ_B)

Fig. 3.5 Ratio critical stress to tensile strength.

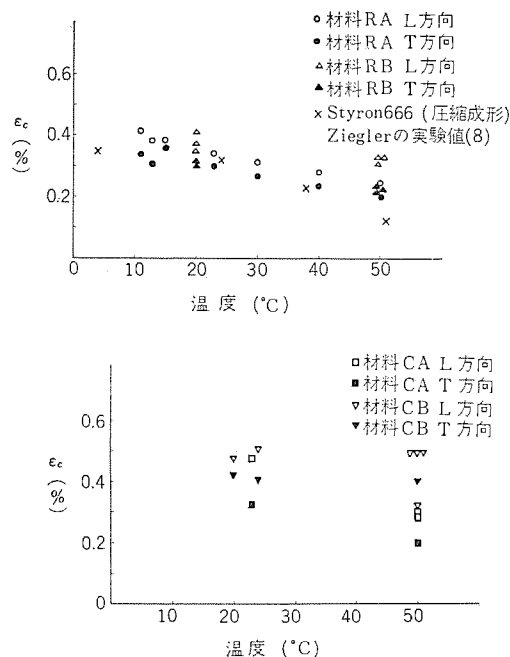


図 3.6 臨界応力の弾性係数に対する比 (σ_c)
Fig. 3.6 Ratio of critical stress to elastic modulus.

であるが、長時間負荷後の臨界伸びの平衡値は 0.32% となり、温度が上昇するとともにこれらの値は減少することを示している。図 3.6 の ϵ_c の図に Ziegler の結果を併記した。この実験とは材質も異なり、また ϵ_c は伸びの次元を有しているが、永久変形量がはいっていないため真の伸びを示すものでないから、対比して論ずることは早計のそしりをまぬがれないが、傾向的に類似したもののあることは興味深い。

4. む す び

ゴム変性ポリスチレン系とスチレンアクリロニトリル共重合体系の射出成形板の応力クレイジングに関する以上の結果をとりまとめると

(1) この材料についてもクレイジングの発生が認められる応力は一定荷重負荷後、時間の経過とともに、はじめ急激に減少するが、次第に平衡値に達する傾向を示した。

(2) 上記の結果から、一定荷重負荷後 100 時間目にクレイジング発生の有無をしらべ、その荷重から臨界応力を測定する方法を採用した。

(3) このようにして求めた臨界応力は、温度とともに、明らかに低下し、T 方向の方が L 方向よりつねに低い値を示した。また、L 方向と T 方向ではクレイジングクラックのはいり方や破面に

相違が認められた。

(4) ゴム変性ポリスチレン系は、油中ではなほだしい臨界応力の低下を示したが、スチレンアクリロニトリル共重合体系では低下は認められなかった。

(5) 大気中における σ_c/σ_B は常温ないし 50°C の範囲で L, T にかかわらずほぼ一定で、材料によって値は異なるが、20~50% であった。

現在これらプラスチックのクリープ・クラック試験も行なっているが、クレイジングが発生しても破断するまでにはかなりの時間を要し、クレイジングの発生がただちに破断を生ずるものではない。しかし、クレイジングの発生した材料は引張強さも低下し、プラスチック材料の損傷を示すものであるから、プラスチック材料自身を評価する際、つねに念頭におくべき重要な性質の一つである。

(昭 37-5-4 受付)

参 考 文 献

- (1) B. Maxwell and L. F. Rahm: Rheological Properties of Polystyrene below 80°C, Industrial and Engineering Chemistry, 41, 9, (1949) 1988.
- (2) J. A. Sauer, J. Marine and C. C. Hsiao: Creep and Damping Properties of Polystyrene, J. Appl. Phys., 20, (1949) 507.
- (3) E. W. Russell: Crazing of Cast Polymethyl Methacrylate, Nature, Jan. 21, (1950) 91.
- (4) C. C. Hsiao and J. A. Sauer: On Crazing of Linear High Polymers, J. Appl. Phys. 21, 11, (1950) 1071.
- (5) R. G. Cheatham and A. G. H. Pietz: Effect of Orientation on the Mechanical Properties of Polystyrene, Trans. ASME, 74, (1952-1) 31.
- (6) J. A. Sauer and C. C. Hsiao: Stress Crazing of Plastics, Trans. ASME, 75, (1953-7) 895.
- (7) M. A. Sherman and B. M. Axilrod: Stress and Strain at Onset of Crazing of Acrylics at Various Temperatures, ASTM Bulletin, No. 191, (1953-6) 65.
- (8) E. E. Ziegler and W. E. Brown: Stress Cracking (Crazing) of Polystyrene, Dow Chemical Co. Plastic Technical Service (Jan. 1954), (Feb. 1955).
- (9) The Microstructure of Crazed Plastics, Plastics, 23, (1953-5) 185.
- (10) J. P. Berry: Fracture Processes in Polymeric Materials. II. the Tensile Strength of Polystyrene, I (1961) 313.
- (11) R. S. Spencer and G. D. Gilmore: Residual Strains in Injection Molded Polystyrene, Modern Plastics, 28, (1950-12) 97.
- (12) N. E. Davenport, L. W. Hubbard and M. R. Pettit: Toughened Thermoplastic resins with rubbers, British Plastics, 32, (1959-12) 549.

暖房器とその問題点

商品研究所 武藤 正*・岩村 武志**・小原 英一**

Consideration to Home Electric Heaters

Standard Products Engineering Laboratory

Tadashi MUTŌ・Takeshi IWAMURA・Eiichi OHARA

Of home electric heaters now in use at ordinary households, those points which need special technical consideration are about the following four principal items: (1) heat converted from electric energy is to be transmitted to human bodies by conduction, convection and radiation divided in the most appropriate proportion so as to give the most effective warming, (2) the thermostat of the heater remains effective for a long period of time. (3) when the temperature accidentally exceeds the preset value, a temperature fuse must positively interrupt the circuit to prevent any damage. (4) each of the components of the heater such as heater elements, thermostats and temperature fuses must operate not only correctly but keep coordination so as to fulfill the duty as a heater. These problems are discussed herein with suggested solutions.

1. ま え が き

最近家庭暖房器として、いろいろなものが製作販売され広く使用されてきている。これらの暖房器はその使用目的から次の2種類に大別できる。

(1) 部屋暖房方式

部屋全体を暖めて人間の活動をしやすいようにするもの。

(2) 個人暖房方式

1人から5人程度の利用者を暖めるもので部屋の温度は低い。従来日本では家屋の構造上、熱の漏れが多く、個人暖房が発達してきた。しかし近來建築がアパート式に変わり、熱漏れが少ない構造となってきたこと、石油の価格の安いことなどが原因となって石油ストーブが多く使用されるようになった。欧米では従来から部屋暖房方式が採用され、スチーム、ストーブなどが使われ、個人用としては電気毛布が就寝時に使用されてきている。

わが国における暖房方式も傾向としては個人用から、部屋全体を暖めて冬季にも自由に生活できるような形式に次第に移行しつつあり、家屋構造、生活様式の変化とともに欧米のものに近づいて行くことと考えられる。

現在わが国で製作販売されているおもな暖房器は次のとおりである。

個人用暖房器 アンカ、コタツ、足温器、毛布、パッド、ストーブなど。
部屋暖房器 石油ストーブ、温風機、ヒート・ポンプ式冷暖房機など。

これらの機器は、その特性、構造上からの要求により発熱方式、温度調節方式、安全装置などが変わってくる。

本文ではこれらのうち家庭用電気暖房器を構成する主要素について述べ、その要点について検討する。

2. 発 熱 方 式

一般に家庭用暖房器では通電後早く使用できる温度に達すること、快適な温度であること、および均一な温度分布が得られることなどが要求される。したがってその機種に適した発熱方式を選定すること、および発熱体の表面温度やその形状の選定は重要な問題となる。

2.1 発熱方式の種類

電気暖房器の熱源は、ほとんど抵抗体による発熱を伝導、輻射および対流の形で利用したものである。現在暖房器に用いられて

表 2.1 発熱方式の分類

発 熱 方 式	最高温度 (°C)	使用温度 (°C)	構 造 概 略	適 用 暖 房 器
スペースヒータ	500	~400	マイカ製の心板にニクロム帯線を巻き上下からマイカ絶縁板を当て鉄板製ケース内におさめたもの。	電気アンカ、コタツ ホームコタツなど。
アルミカヒータ	700	~400	コイル状に巻いたニクロム線を鉄パイプなどの中にマグネシヤ・アルミナなどで絶縁しておさめ種々に成形して用いる。	ホームコタツ、ストーブ 電気コタツなど。
ボビンヒータ	850	~750	円筒形などのガイシ製心線にニクロム線を巻いて用いる。	電気アンカ、コタツ、ストーブ ホームコタツなど。
磚管ヒータ	700	400~600	コイル状に巻いたニクロム線を多数の短いガイシの中を通し上下を鉄板などで保持したもの。	ホームコタツなど。
硝子管ヒータ	650	550~600	石英ガイシ管の中にコイル状に巻いたニクロム線をおさめたもの。	ストーブ、ホームコタツなど。
帯線ヒータ	850	~750	ニクロム帯線を空中に張るように両端をガイシなどで保持したもの。	ストーブなど。
面ヒータ	150	~130	テトロン系の下布地にカーボン粉末を塗布しこれを鉄板などに貼って両端にターミナルを設けたもの。	ホームコタツなど。
ランプヒータ		ヒラメント 1,400~1,600	赤色に着色した石英系ガラス管中にタングステンヒラメントをおさめランプの形を応用したもの。	ホームコタツ、ストーブなど。
リボンヒータ	~150	~130	石綿あるいはナイロンなどの心線に硬銅箔線を巻きその上にビニールナイロンなどで被覆した可視性のあるもの。	電気毛布、シート、パッド アンカなど。

いる発熱方式を分類して表 2.1 に示す。

2.2 発熱方式の選定

発熱方式は暖房器の暖房方法によって選定される。表 2.1 に示した適用暖房器の欄は現在までに用いられた機種を記入したものである。ある暖房器に最も適した発熱方式を選定するにはむしろむずかしい問題の起こる場合もある。

輻射熱で暖をとるもので温度調節器を備えていない電気ストーブの発熱方式としては、通電後ただちに最高の輻射熱を出すようなものが要求され、インスタント・ヒータと呼ばれるランプ式の新しい発熱方式がこの要求を十分に満たす。しかしホームコタツのように温度調節器を備えたものでは温度調節器が動作するたびに、発熱体からの輻射熱量が断続的に変化するから、この変化量が大きすぎると感覚的に不快感をとまう。したがって輻射量の変化が大きい発熱方式は不適當である。定格消費電力をあまり大きくとれないという商品としての制限もあるため、通電後早く使用できる温度にするという要求をみたそうとすれば発熱体の表面温度を許さ

れる範囲内で高くとることが望ましい。この両者は互に相反する要素を含むために、異なった発熱方式の特長を兼ね備えたようなものが望まれる。図 2.1 (a) (b) および (c) はホームコタツの発熱体からの輻射等エネルギー線を測定したもので、ポピンヒータでは輻射熱量が大きく、アルミヒータでは消費電力が大きい割に熱量が少ないことがわかる。(図 2.1 では発熱体からの鉛直距離で示す。)

発熱方式が選定されると暖房器として使用される位置の温度分布が考慮される。使用面で均一な温度分布を得るための発熱体の形は、暖房器本体の形にしたがって決定される。たとえば平たい形の電気アンカでスペースヒータを選定した場合、本体が四角であれば平板な四角形に、本体が円形であれば円形に成形したスペース・ヒータを使用すれば、アンカ表面で均一な温度分布を得ることが容易となる。ホームコタツの場合では発熱体は円形に成形されるが、これだけで使用面の温度分布を均一にすることはむずかしいために発熱体上部のシヤ熱板を利用して輻射の方向を一部かえて目的をはたそうとしている。図 2.1 (a) (b) および (c) は使用面である床面の温度分布も推測できるものである。

発熱方式の選定にあたってはその暖房器の安全性についても検討する必要がある。ことに暖房器は布団、毛布といった燃えやすいものといっしょに用いられるために火災の危険については十分に考慮する必要があることはいうまでもない。

3. 温度調節器

温度調節器が暖房器においてはたす役割は、

- (1) できるだけ早く温度を上昇させる。
- (2) 希望の温度を維持する。
- (3) 希望の温度の調節をする。

この動作によって加熱電力を大きくとって、あらかじめセットされた温度まで短時間で上昇させてその温度に維持することができ、また温度調節器を調節することにより維持する温度を変更することができる。

3.1 温度調節器の種類

温度調節器には液体の膨張を利用するものもあるが、暖房器にはバイメタルを利用し、所定温度における変位つな曲で接点を開閉し、発熱体への通電を断続して温度を調節するものが用いられている。

バイメタルを使用した温度調節器には大別して2種類ある。一つはジワ切り、他は早切りと呼ばれる。図 3.1 は早切り式温度調節器の構造と動作を模型的に示したものである。

温度調節器の一例として各社がホームコタツに使用しているものを表 3.1 に示す。

3.2 温度調節器の具備条件

温度調節器に要求されることは次のような点である。

- (1) 人体の感ずる部分の温度変化に応じて敏感に動作し希望の温度の保持が容易であること。

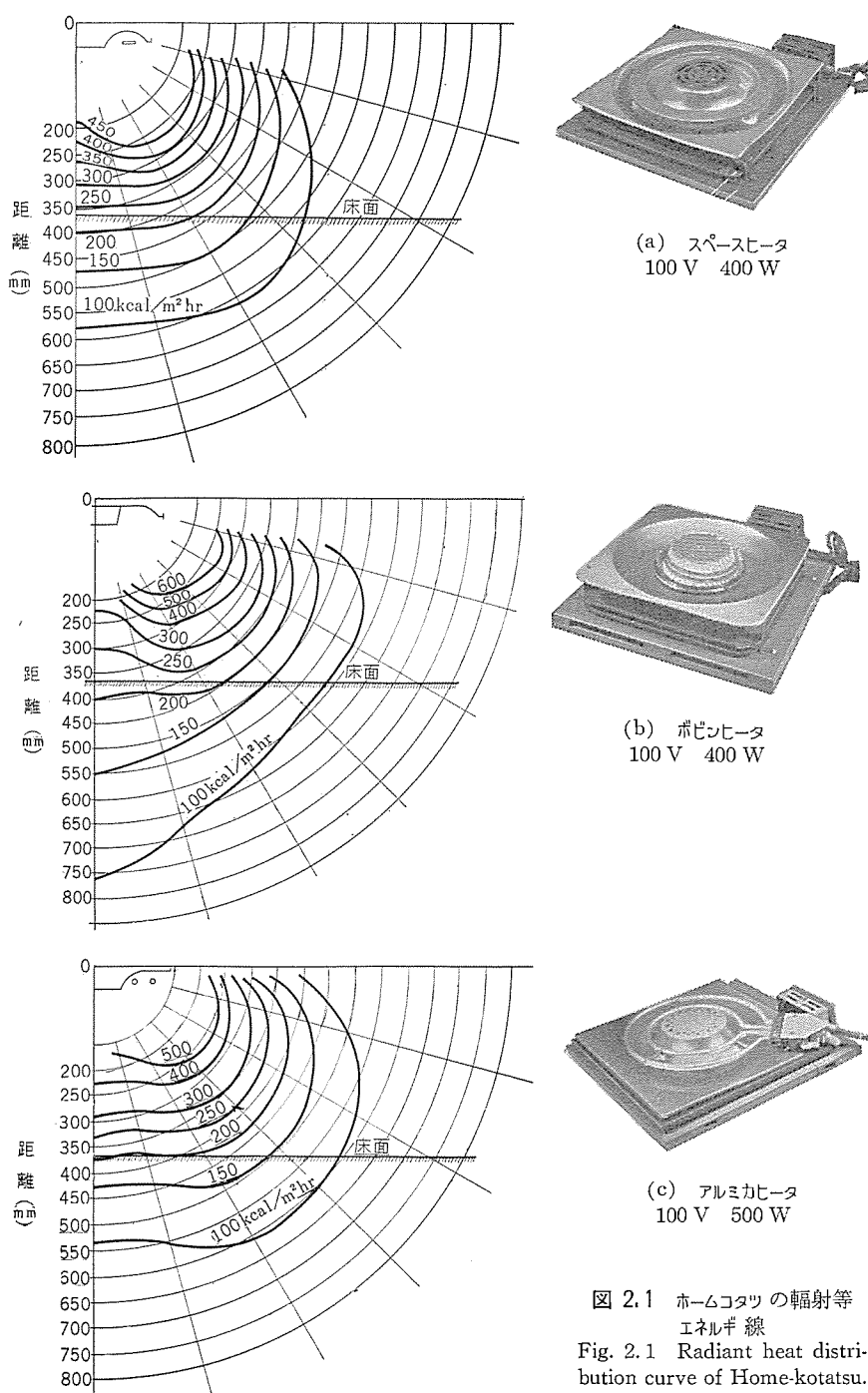


図 2.1 ホームコタツの輻射等エネルギー線
Fig. 2.1 Radiant heat distribution curve of Home-kotatsu. (body warmer)

表 3.1 温度調節器の各種

A 社製	B 社製	C 社製
B は上向きにワン曲し M を押し C を閉き断となる。	B は下向きにワン曲し B 先端の爪が M を引き C が開き断となる。	B は下向きにワン曲し その先端が M を押し C を開いて断となる。
D 社製	E 社製	F 社製
B は下向きにワン曲し M が死点を越えると C は急速に開き断となる。	B は下向きにワン曲し その先端が M を押し C を開き断となる。	B が下向きにワン曲し B 先端の爪が M を引き C が開く。上方にさらにバイメタル B ₀ を用い周囲温度保償をさせる。

略号解説 A: 調節ネジ B: バイメタル C: 接点 F: 固定パネ板 M: 可動パネ板

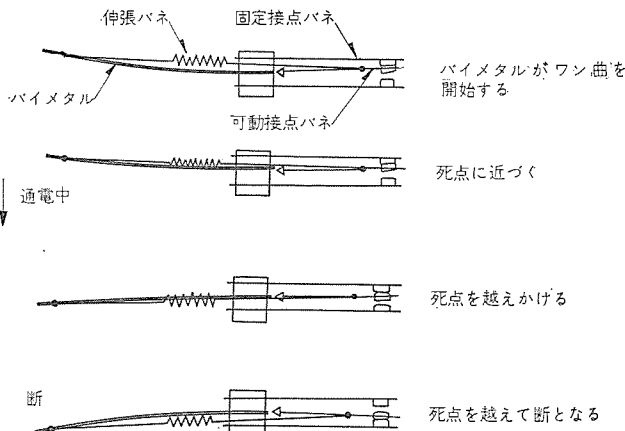


図 3.1 早切り式温度調節器の構造と動作
Fig. 3.1 Mechanism of quick motion thermostat.

- (2) 希望の温度の変更が容易であること。
- (3) off する温度と on する温度の差が大でないこと。
- (4) セットされた温度が長期にわたり変らないこと。

以上の各項目につき検討してみよう。

(1) 項は温度調節器の追従性能であって、温度調節器の大きさ、構造、本体への取付位置など熱の流入流出の程度によって変わってくる。たとえばホームコタツでは、コタツ内の空気温度を温度調節器が感知して制御しているが、熱の流入流出は室温、保温の状態および使用する人数によって変る。ことに使用する人数の変化によりコタツ内の空気温度は大きく変るから、これを敏感に感知し人数に応じた電力を供給することが大切である。したがって温度調節器は温度変化を敏感に感知できる位置に取付けなければならない。もし温度調節器の取付け位置を誤れば、使用状態に応ずる動作をしなくなり希望の温度の保持はできなくなる。

(2) 項は希望の温度幅が温度調節器の調節可能範囲内に入らなければならない。また使用者が調節しやすい位置に調節用のツマミを置くことが重要である。商品ではことにこのような点が強調されリモートコントロール方式が実用されている。

(3) 項は温度調節器の構造に問題があるときが多い。一般にジ

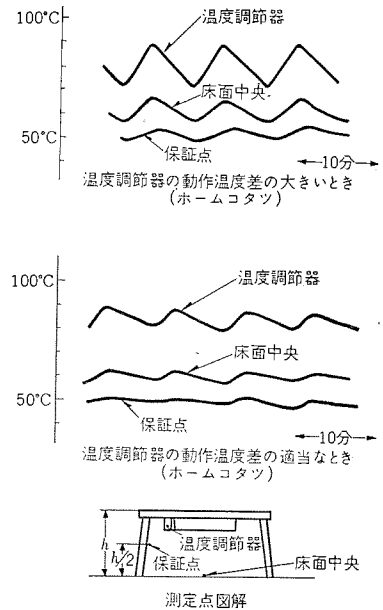


図 3.2 温度調節器の動作
Fig. 3.2 Operation of thermostat.

っ切り式の温度調節器よりも早切り式の方が温度差が大きい傾向がある。このような温度調節器を暖房器に用いると暖房に使用する面の温度変化が大きくなって快感をそこなうおそれが多い。図 3.2 は ホームコタツ で温度調節器の動作温度差の大きいものと、適当なものとの比較を示したものである。その他の原因として温度調節器の熱容量の大きさも動作温度差、動作 ピッチ をきめる要素であるため考慮しなければならない。

(4) 項は温度調節器の部品の精度、組立精度、および バイメタルの熱処理などの不十分なことなどが変化のおもな原因である。とくに バイメタル 打抜後の熱処理と組立後の熱処理には十分な注意が必要である。

3.3 温度調節方式

家庭用暖房器に用いられている温度調節方式を図 3.3 に示す。

図 3.3 (a) は発熱体と直列に温度調節器を結線し、これにより発熱体を on-off 制御し所定の温度に調節するものであり、温度調節器に調節温度可変のものを使用すれば広い調節温度が得られる。この方式には温度調節器を発熱体の近くに取付けるもの、発熱体に接して取付けるもの、および発熱体から離してその取付位置での温度をとって調節するものに分けられる。前者は消費電力量を規正して暖房する方式となり電気 アンカ、電気 コタツなどにその例がある。後者は空気温度を調節するものに用い、暖房器としては ホームコタツ 類に適する。

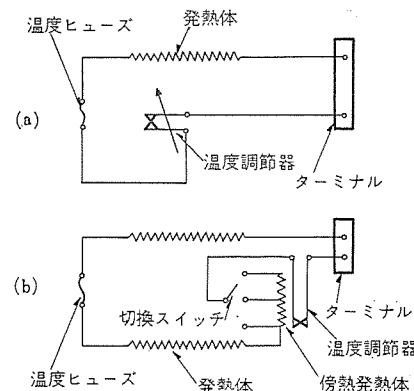


図 3.3 温度調節回路
Fig. 3.3 Temperature control circuits.

図 3.3 (b) は暖房用発熱体のほかに温度調節器を傍熱する発熱体をおき、この発熱により温度調節器を動作させこれと直列に入った暖房用発熱体を on-off させて温度を調節するものである。この方式では傍熱発熱体に タップ を設け、この選択により温度調節器の加熱速度を変えるものと、温度調節器の ツマミ を操作してセツト温度を変えるものがある。また温度調節器と傍熱発熱体からなる温度調節部分を暖房器本体内部に組込むものと暖房器本体から離して設けられるものがあり、前者は電気アンカ類に多く、後者は電気毛布、電気シートなどに用いられている。リモートコントロールには後者の方式を利用したものが多い。

3.4 接 点

温度調節器用の接点材質には従来純銀が使われていたが、近年になって銀酸化 カドミウム (Ag-CdO) が多く使われるようになった。この Ag-CdO 接点は米国で戦時中に重負荷継電器用として開発されたものであるが、使用方法が適当であれば Ag 接点と比べて、

- (1) 耐溶着性が良い。
- (2) ラジオノイズ が低い。
- (3) 作動に伴う接触抵抗の変化が少ない。

などの利点がある。しかし反面、価格が若干高くなり加工性が悪くなるが、上記 (1) から (3) の必要性が強いのでこの接点が普及した。Ag-CdO 接点の製造法は酸化法と焼結法に大別されるが前者によるものが多く用いられている。CdO の量は 15wt% 以下が普通であるが、使用条件に適した CdO % であることと良好な Ag-CdO 組織であることなどについて十分な留意が必要である。

4. 安全装置 (温度ヒューズ)

電気暖房器では表 3.1 に示した温度調節器を備えて器体の温度を調節し過熱を防ぐしくみになっているが、接点の溶着その他の原因で温度調節器が回路を開く温度をこえても通電が続くならば、過熱によって火災を招く危険が生ずる。このような過熱が始ったときに、これを防ぐ目的で溶融温度の低い合金で作ったヒューズを発熱回路に直列に、適当なところにつけ過熱のときに溶断して電流を切る。これがいわゆる温度 ヒューズ である。(図 4.1 参照) 温度 ヒューズの種類は JIS・C-9202 に表 4.1 の 5 種類が定められている。温度 ヒューズ ははなはだ簡単な安全装置であるが、ひとたび暖房器に過熱が起きたときには確実に予定の温度で溶断して事故にいたるのを防止しなければならないから、その役割はきわめて重要である。そしてこの予定の温度で確実に溶断するため

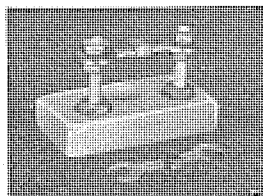


図 4.1 温度ヒューズ
Fig. 4.1 Temperature fuse.

表 4.1 温度ヒューズの種類

ヒューズの種類 (公称溶断温度 °C)	色 別	取付寸法 (mm)	
		取付穴間隔	取付ネジ径
110	生地のまま	20	3.0 (または 3.5) を標準 とする。
120	赤		
130	緑		
150	黄		
170	青		

には、単純にみえる温度ヒューズにもいろいろと検討すべきことが多い。

4.1 温度ヒューズの溶断温度

JIS・C-9202 に“温度ヒューズ試験”として次のような規定がある。

「温度ヒューズに定格電流を流しながら、空気中において溶断したときの温度 (ヒューズに近接した空気温度) はその記録値に対して $\pm 7 \text{ deg.}$ 以内でなければならない。このときの定格電流とはコタツ、アンカ類の定格消費電力から算出した温度ヒューズに流れる電流をいい、空気温度は 1 分間に 1 deg. の割合で室温から上昇させてゆくものとする。」

現在使われている温度ヒューズはだいたいこの規定を満足させているようであるが、暖房器具の中にはこの規定の試験法よりもむずかしい条件のものがあり、また経年変化も考えなければならないので、温度ヒューズの溶断温度のバラツキを生ずる因子について、十分の考慮をはらわねばならない。そのおもなものをあげると、

- (1) ヒューズの組成、およびそのバラツキ。
- (2) ヒューズそのものの温度とヒューズに近接した空気温度との差。
- (3) 接触抵抗、その他。

4.2 温度ヒューズの組成と溶断温度

温度ヒューズは個々の組成のバラツキ になるべく少ないことが必要である。ロット間あるいはロット内で多少のバラツキはやむを得ないが、しかしそれが溶断温度のバラツキにほとんど影響しない範囲内 でなければならない。組成の割合においても機械的に弱くなく、電気抵抗が低いという要求からだけでなく、溶断温度の安定性ということも考慮しなければならない。ふつう温度ヒューズに使われる材質は低融点合金とか易溶合金と呼ばれるもので二元、三元または多元合金がある。主成分はおもに蒼鉛 (Bi)、鉛 (Pb)、錫 (Sn)

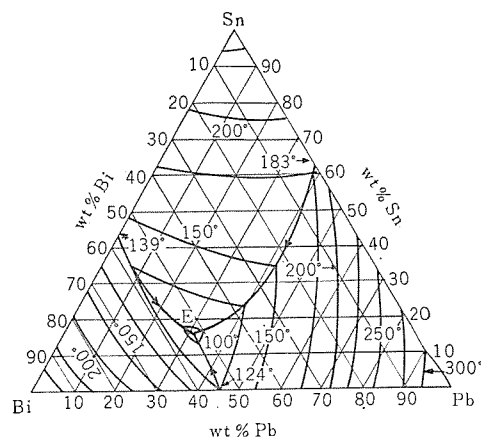


図 4.2 Bi-Pb-Sn 平衡状態図
Fig. 4.2 Phase diagram of Bi-Pb-Sn.

表 4.2 温度ヒューズの分析結果

公称溶断温度 (°C)	配合比 (重量 %)		
	Bi	Pb	Sn
95	59.4	25.5	15.1
110	39.3	42.3	18.4
110	43.4	40.3	16.3
120	34.4	32.3	33.3
120	39.2	40.5	20.3
130	32.5	40.0	27.5
150	25.1	49.0	25.9
150	23.6	30.5	45.9
160	18.7	52.9	28.4
170	13.3	66.0	20.7

が用いられカドミウム (Cd) その他が加えられることもある。図 4.2 は (Bi-Pb-Sn) 三元合金の平衡状態図で細線が 25°C ほどの液相面の等温曲線を、太線が二元共晶曲線を示す。温度ヒューズでは自重による流動温度の方が大切であるが、溶断温度のおおまかの見当を知るための参考になる。実際に使われている温度ヒューズの分析例を表 4.2 に示す。

4.3 ヒューズの温度と近接した空気温度差

同じロットから温度ヒューズをいくつか取って油そう中で加熱溶断試験を行なうとその溶断温度はよく揃うが、空気中で行なうと油中溶断よりバラツキやすく、空気温度上昇速度が大になるほどバラツキもまた大きくなりやすい。空気中ではヒューズに近接した部分の空気温度にヒューズの温度が到達するまでには、かなり時間的に遅れが生ずる。この遅れ時間はたとえヒューズの寸法が同じであっても空気温度上昇速度とかヒューズの取付け方などの相違によっても変わってくる。一方溶断温度はヒューズそのものの温度でなく、ヒューズに近接した空気温度で示すことになっているから、この温度を測定するのに水銀温度計、アルコール温度計、サーミスタ温度計、抵抗温度計および熱電温度計などの測定器が用いられており、さらにそれぞれの測定器の中でも感温部分の構造寸法は多岐にわたっている。したがってヒューズに近接した空気温度そのものがかりに同一の値であった場合でも溶断温度として計測される値はかなりの幅がある。以上を要するに温度ヒューズの溶断温度の比較は測定諸条件の検討とともになされなければならないものと考えらる。

4.4 経年変化その他

温度ヒューズは適当な端子台にネジで取りつけて使用されるが、この取付け部分の接触抵抗がしばしば問題にされる。しかし温度ヒューズが新しい間はあまり問題はない。図 4.3 のようにして接触抵抗 ①—②、③—④ およびヒューズ部分 ②—③ というようにそれぞれの番号の間の抵抗を測定した例を表 4.3 に示す。これによ

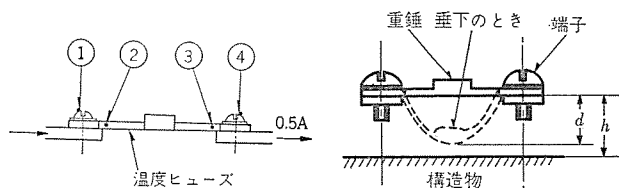


図 4.3 抵抗値測定点
Fig. 4.3 Resistance measuring points.

図 4.5 温度ヒューズの取付
Fig. 4.5 Setting of safety fuse.

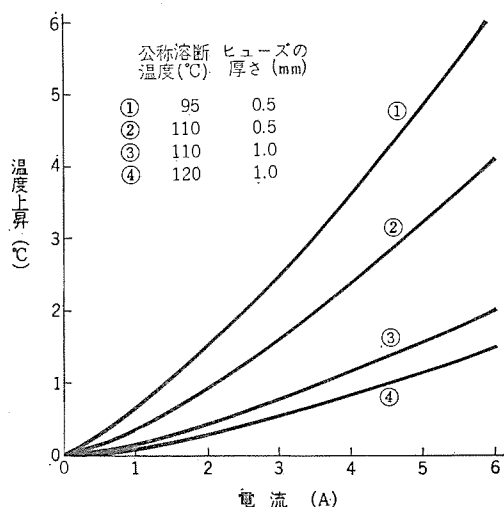


図 4.4 温度ヒューズの電流と温度上昇
Fig. 4.4 Relation between current and temperature rise of safety fuse.

表 4.3 抵抗測定結果

公称溶断温度 (°C)	厚さ (mm)	抵抗値 ($\times 10^{-3}\Omega$)			
		①—②	②—③	③—④	①—④
95	0.5	0.56	3.58	0.54	4.68
110	0.5	0.45	2.76	0.40	3.61
110	0.8	0.39	1.82	0.37	2.60
110	1.0	0.42	1.83	0.36	2.60
120	1.0	0.25	1.14	0.20	1.60
130	1.0	0.25	1.20	0.21	1.67
150	1.0	0.29	1.10	0.19	1.59
160	1.0	0.19	0.95	0.17	1.30

るとヒューズが新しいときは接触抵抗はむしろヒューズそのものの抵抗値よりも低いことがわかる。また表 4.3 の抵抗値から見て通電時に多少の温度上昇をとまなうことが予測されるがその実測例を図 4.4 に示す。同じ種類の温度ヒューズの間でもこの上昇温度に差はあるがその開きは少ないから、この温度上昇分はあらかじめ考慮に入れておけばよい。前述のように新しく温度ヒューズを取付けたときの接触抵抗および温度上昇は不安の少ない値である。しかし温度ヒューズは低い応力でクリープしやすい合金であり、加えて暖房器ではその融点に近い温度までの加熱と冷却が繰返されるので漸次接触不十分となって行く傾向があることは否定できない。さらにふんい気が接触部分に酸化皮膜の生成を促進させると発熱を増し悪循環を繰返してついに接触不良に基因するヒューズの溶断を起すこともある。これをさけるためには爪つきの電流ヒューズのように銅とか黄銅の端子つきの構造とすべきであろう。温度ヒューズ取付の略図を図 4.5 のように表わすと温度ヒューズによっては溶断のときのたれさがり d が数ミリ以上になるものがある。このとき取付け高さ h が小さいと温度ヒューズは溶けながらも、粘度が高いので構造物にささえられて端子間のブリッジをつづけ、回路が断ができない。したがって h は 10 数ミリくらい以上であることが望ましい。また温度ヒューズが長い間にかかりの厚みの酸化皮膜を作っていると、温度ヒューズが溶けたときにたとえ h が十分であってもその酸化皮膜が袋状となって溶けたヒューズが流れ出ないことがある。このようなときヒューズの重錘部分の重さが袋をやぶるのに有効である。

5. 温度調節器と温度ヒューズの調和

5.1 温度ヒューズの溶断温度の選定

安全装置としての温度ヒューズの溶断温度が確かなものであっても、その溶断温度と温度調節器の動作温度との調和がとれていないと保護の目的をはたすことはできない。

いま、温度調節器を最高温度にした場合、

T_1 : 温度ヒューズの到達最高温度

T_2 : 温度ヒューズの溶断温度

t : T_2 と T_1 の温度差

とすれば、

$$T_2 = T_1 + t$$

となる。 t の値をいかにとるかは以下の要素を考慮して選定される。

(1) 温度ヒューズは使用中の到達最高温度によってももちろん溶断してはならない。またヒューズ締付圧によるクリープは接触を不十分にし、あるいは経年変化によって取付部分の接触抵抗は増加の可能性がある。これらは正常な場合よりも低い周囲温度で温度ヒューズが溶断する因子となる。したがって温度ヒューズは、なるべく高い溶断温度であることが望ましい。

(2) T_2 は温度調節器が故障した場合、暖房器各部の温度が危

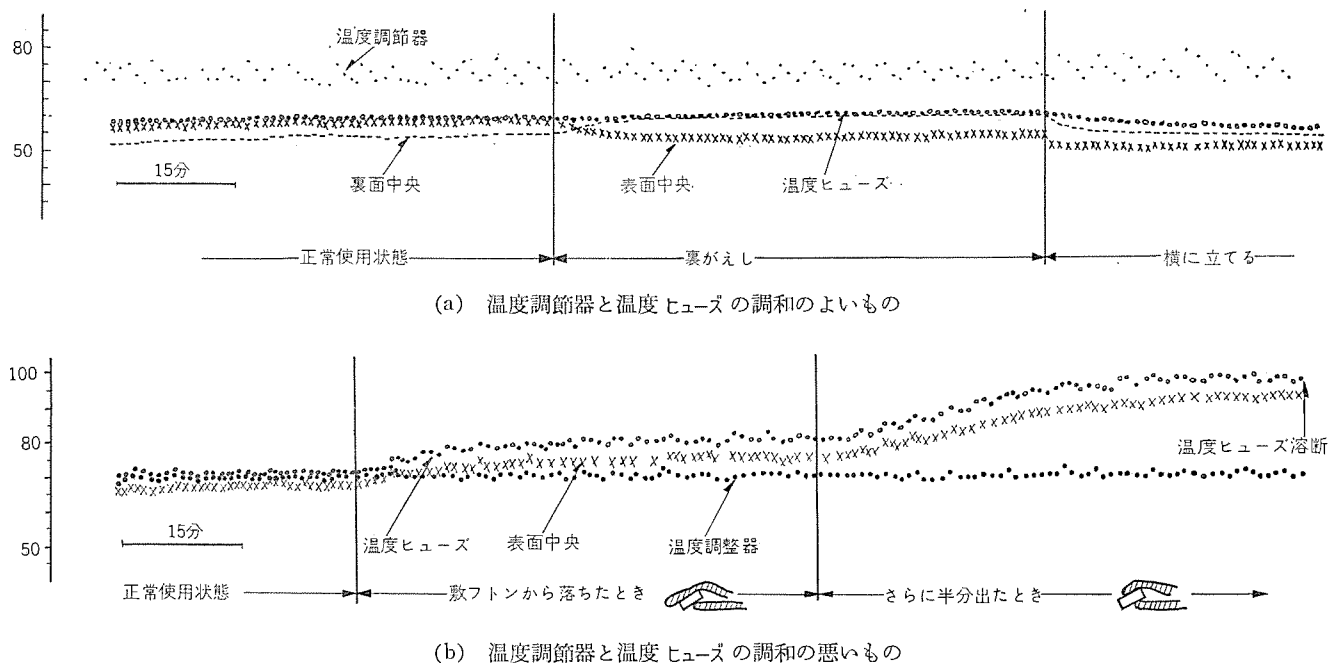


図 5.1 電気 アンカ の使用状態による温度変化
Fig. 5.1 Temperature of Anka (Bed-warmer) under the various circumstance.

險温度に達しないうちに動作するよう、なるべく低い値であることが望ましい。これは前記(1)と相反する要素となる。

(3) 温度ヒューズの溶断温度は安全装置で述べたように若干のパラツキがある。また温度調節器のセット温度にも若干のパラツキがある。これらはいずれも t の値を大きくする要素になる。

(4) 暖房器の構成材料にはふつう木材、繊維材のような耐用温度の低いものも使用されている。これらの材料は引火温度についての考慮だけでなく耐久性の点からみると、なるべく低い温度で使用されることが望ましい。これは t の値を小さくする要素になる。

以上述べたように、(1)(3)は t が大となることが望ましく、(2)(4)は小になることが望ましいという互いに相反する要求となるので、この妥協点を見出す必要があり実際には種々の実験の結果をかん案して温度ヒューズの溶断温度を決定している。

5.2 温度調節器と温度ヒューズの調和——とくに異状使用状態について

前述のように温度調節器は暖房器を適温に保つなどの目的を有し、また温度ヒューズは温度調節器が異状となり暖房器本体の温度が上がりすぎたとき安全装置として働くものである。したがって温度調節器が正常に動作しているにもかかわらず温度ヒューズが溶断したり、あるいは温度調節器が故障して暖房器の温度が異状に上昇しているのに温度ヒューズが溶断しないのは両者の調和がとれていないためである。また暖房器が使用される場合、必ずしも正常な状態で使用されるとはかぎらない。その使用中の状態は各種各様であると予想しなければならない。ことに就寝時に使用する暖房器では、すべて正常な状態から異常な状態に移ってしまうと考えるべきで、むしろ異状状態が使用状態なのである。たとえば電気アンカは使用中、裏がえしになることもフトンから半分出ることも、完全に出てしまうこともある。さらに立てて使用したり横にして使用することもある。このような場合でも家庭用暖房器は

安全であるばかりでなく、使用状態に関係なく所要の性能を発揮することが要求され、使用できなくなったり事故を起こすことがあってはならない。

このために暖房器は発熱体および本体に関連して温度調節器の取付位置が決定され、さらに温度ヒューズがこれらの位置に関連してその取付位置と溶断温度が決定される。

図 5.1 は電気 アンカ が上記のように種々の状態を経過するときの温度調節器、温度ヒューズおよび表面温度の経過を記録したものである。

図 5.1 (a) は温度調節器と温度ヒューズの調和が良くとれたものであり温度調節器は正しく動作を繰返し使用状態の変化があっても温度ヒューズも表面も過熱することなく、また表面、裏面ともに同一条件で使用できる電気 アンカ として申し分のないものである。

図 5.1 (b) は両者の調和の悪い例であって図示のような位置になったとき温度ヒューズや表面温度の上昇を感知できず、温度調節器は通電を繰返し温度ヒューズが溶断するまで温度が上昇する。これは調和の悪い結果、当然起りうる状態に対応できない例であるが、もちろんこのようなものは暖房器として実用上不適当である。

6. む す び

以上いろいろ家庭用の電気暖房器における主要な問題点を取りあげ、それらの個々および相互の関連につき述べた。電気暖房器は快適な温度の保持、変更など自動制御が容易かつ確実である点、さらに燃焼を利用した家庭暖房機器の欠点である室内酸素量の欠乏、炭酸ガスの増加などの問題がなく衛生的であるという点で最もすぐれたものの一つである。

われわれは今まで述べてきたこれらの問題が火災、あるいは人体傷害などの事故を発生する機会のあることに留意してさらに安全確実で効果的な新しい家庭暖房器の開発を進めている。

暖房器用赤外線インスタントヒータの効果

商品研究所 平 塚 篤*・杉 本 賢*
研 究 所 林 次 郎**

Effect of Infrared-ray Instant Heaters used for Room Heaters

Standard Products Engineering Laboratory Atsushi HIRATSUKA・Suguru SUGIMOTO
Research Laboratory Jiro HAYASHI

Nichrome wire heaters and sheathed heaters have been in general use as heating elements of room heaters. Recently, however, a new heating element consisting of nichrome wire encased in a quartz tube has come into use. All these heating elements have merits and demerits, but what is asked for by the users is ever improving performance. At present Mitsubishi produces infrared-ray heating elements made of a colored shrunk glass vacuum tube having a tungsten wire inside. They are called instant heaters and used for room heaters. This article covers a report on the test results of this infrared ray heat lamp, giving a number of marked features including its high efficiency, instant heating, long life and medical effect to verify the effectiveness of this new product.

1. ま え が き

既報のように⁽¹⁾従来暖房器用発熱体としては、陶磁器製 ボビンに ニクロム 線を巻いたものや、シース式発熱体が多く使用されていたが、熱が伝導によって支持物より逃げて効率が悪いため、最近では不透明石英管の中に ニクロム 線を大気圧で封入した発熱体を使用され始めたが、これでも空気の対流による熱損失がある。

このような理由によって石英管内を排気して アルゴン や窒素 ガスなどを封入し、タングステン 線を使用した赤外線 インスタントヒータが当社の電気ストーブに利用され、さらに新しい応用面の研究も計画されている。

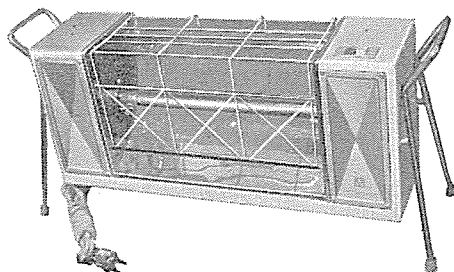


図 1.1 RH-601 形 ストーブ 赤外線 インスタントヒータ
使用 100 V 600 W
Fig. 1.1 RH-601 electric stove.

赤外線 ヒートランプ の特長としてあげられる点は、

(1) 伝導、対流による損失が少なく輻射熱を利用するので効率が高い。

(2) 線温度も ニクロム 線より高くすることができる。したがって管壁温度も上がるので石英ガラスを使用しなければならない。

(3) 起動と同時に急速に暖まる インスタントヒータ で、その時間は石英管入 ニクロム 線ヒータに比較して約 1/20 以上短縮される。

(4) 線温度が高いので明るさも増大してまぶし過ぎるので可視光線を遮断するため ガラス に着色する必要がある。石英 ガラス に着色することはほとんど不可能であるが、当社 シュランクガラス は特性がほぼ石英と同様でしかも着色可能であるため最も適してい

る。

(5) 輻射される赤外線は医療効果を有するので暖房器に使用した場合、皮膚に健康上良い影響を与える。

などである。

今回数種類の三菱製暖房器用赤外線 インスタントヒータ の特性を測定し、あわせて石英管入 ニクロム 線 ヒータ との比較を行なって赤外線 インスタントヒータ の効果について述べた。

2. 赤外線インスタントヒータの諸特性

2.1 供試ヒータ

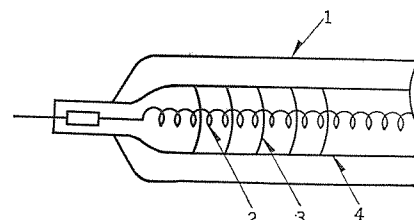
- (1) インスタントヒータ A……赤色 シュランクガラス
- (2) インスタントヒータ B……濃赤色 シュランクガラス
- (3) インスタントヒータ C……黄色 シュランクガラス
- (4) 石英管入 ニクロム 線 ヒータ D……白色不透明石英管

a. 構造

上記 A, B, C は ガス入 タングステン 線封入赤外線 ヒータ でその構造を図 2.1 に示す。D は大気圧石英管入 ニクロム 線 ヒータ である。

b. 外形寸法 (図 2.2 参照)

c. ヒータ の定格



NO	品 名
1	着色シュランク・ガラス
2	タングステン線
3	支持線
4	不透明石英ガラス

図 2.1 インスタントヒータの構造
Fig. 2.1 Construction of instant heater.

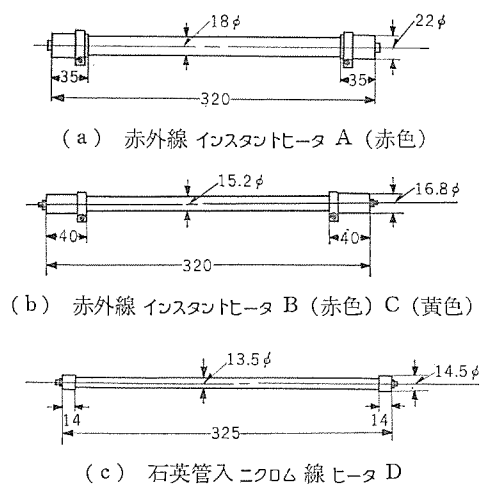


図 2.2 各ヒータの外形寸法
Fig. 2.2 Dimensions of heaters.

供試 A, B, C, D 各ヒータの定格はいずれも AC 100 V, 600 W (50/60 c/s) である。

2.2 ヒータ電圧、電流特性

図 2.3 に各ヒータの電圧、電流特性を示した。いずれも公称定格 600 W であるが赤外線ヒータとニクロム線ヒータでは電圧、電流特性が異なっている。

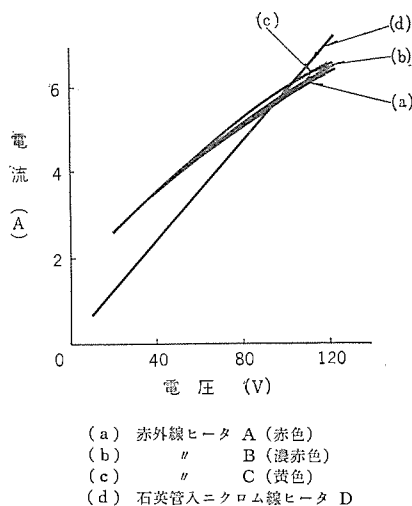


図 2.3 各ヒータの V-I 特性
Fig. 2.3 V-I characteristics of heaters.

2.3 入力電力と輻射量

図 2.4 に各ヒータの入力電力に対する輻射量 (kcal/m²h) を示した。

輻射量の感温部受光板をヒートランプの中心線上 250 mm の位置において測定した。感温部の KBr フィルタは可視線はもちろん、赤外線も十分透過する。

シュラックヒータ A についてはすでに熱効率を測定⁽¹⁾しているの、ここでは比較のため図 2.4 に各ヒータの輻射量の測定結果を示した。

試験結果によると入力電力 200 W 以上では各ヒータとも特性がほとんど直線的であり、赤外線ヒータ A, B, C 間では大差ないが、石英管入ニクロム線ヒータは同一入力電力に対して輻射熱量が少なく、定格電力 600 W では赤外線ヒータの約 3/4 である。

2.4 赤外線ヒータの起動特性

赤外線ヒータの利点として起動時に温度上昇が早く、急速に暖房器用赤外線インスタントヒータの効果・平塚・杉本・林

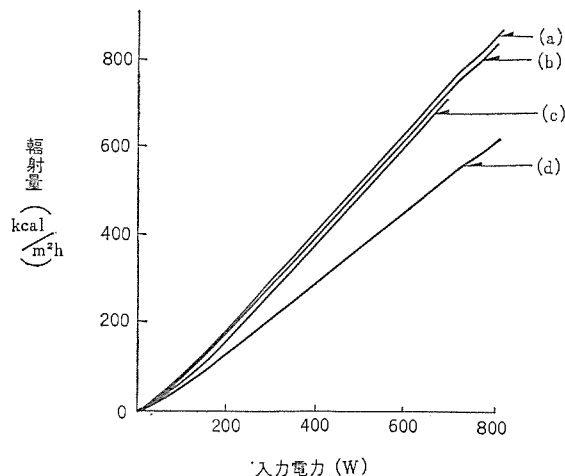
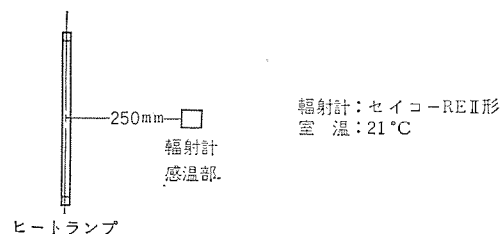


図 2.4 入力電力と輻射量
Fig. 2.4 Input power and radiating quantity.

める作用をもつが、石英管入ニクロム線ヒータ D の起動時におけるヒータ温度の上昇時間が 30~60 sec 要するのに対し、赤外線ヒータ A, B, C では 1.5~2.0 sec 程度要するに過ぎない。

2.5 赤外線ヒータの肉眼への影響

最初に述べたように赤外線ヒートランプではタングステン線を高温に加熱するので明るさが強く目にまぶしいので管壁ガラスを着色している。

供試ヒータの肉眼への影響を調べるために可視光線の照度測定と分光分析を行なった。

(1) 供試ヒータの照度測定

図 2.5 に供試ヒータの入力電圧と照度を示したが、眼にまぶし過ぎず暖か味も感じられる照度は各赤外線ヒータともほぼ等しく 20~30 lx であった。使用した照度計は視感度補正が行なわれている。

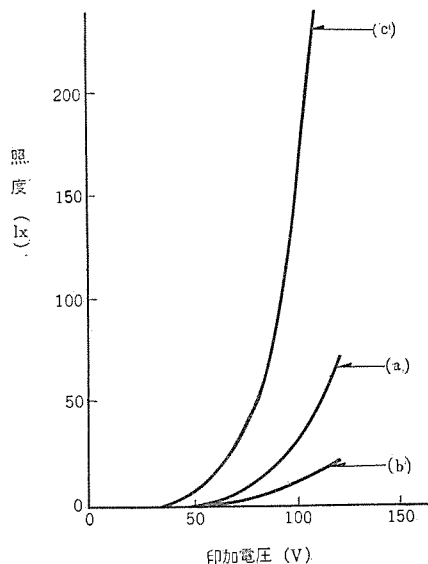
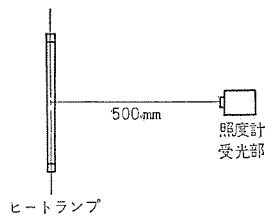
(2) 供試ヒータの分光分析

赤外線インスタントヒータ A, B, C を肉眼に最適な色調となるように電圧を調整して可視域 (4,000~7,000 Å) の分光分析を行なった結果を図 2.6~図 2.8 に示した。分光光度計は当社製で光源エネルギーの分光分布曲線を自動記録ができ、測定範囲は 4,000~7,000 Å の可視域である。図 2.6~図 2.8 に示すように各ランプとも長波長 (赤色) にエネルギーの高い分布があるが黄色ヒータ C では特性曲線が比較的ゆるやかでエネルギー分布が広がっており、肉眼にも橙黄色を感じ、視感度補正された照度計にも感じやすい。

なお比較のため図 2.9 に昼光色ケイ光灯 (20 W) の可視光線の分光エネルギー分布曲線を示した。

2.6 供試ヒータの医療効果

赤外線インスタントヒータは波長 1~2 μ 程度の放射線を発生するので医療効果を有し、暖房器に使用した場合皮膚に良い影響を与

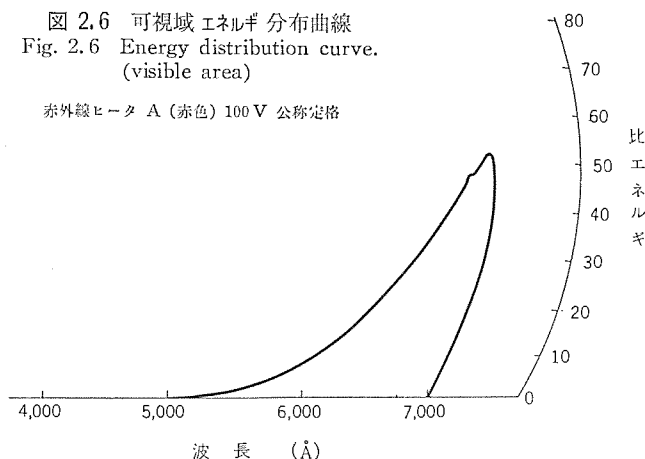


(a) 赤外線ヒータ A (赤色)
(b) " B (濃赤色)
(c) " C (黄色)

図 2.5 電圧と照度曲線
Fig. 2.5 Input voltage and illumination curve.

図 2.6 可視域エネルギー分布曲線
Fig. 2.6 Energy distribution curve.
(visible area)

赤外線ヒータ A (赤色) 100 V 公称定格



える⁽²⁾。

1~2 μ の波長の赤外線は良く皮膚の深部に透過し、皮下組織内にある血管が広げられ、血液の循環をよくするから白血球や抗毒素が多く運ばれて老廃物がのぞかれ、ひび、あかぎれ、しもやけ、などにも良いようである。

赤外線 インスタントヒータは赤外線医療電球と同様に波長 1~2 μ の赤外線を発生するので医療効果を持ち、ニクロム線ヒータは 3 μ 以上の波長の赤外線が多いことから医療効果はあまり期待できない。

2.7 供試ヒータの寿命

赤外線 インスタントヒータはニクロム線ヒータに比べていちじるしく長寿命であることが試験の結果明らかとなっている。

図 2.10 に、2,000 時間点灯後における結果を示しているが、石英管入ニクロム線ヒータは、酸化物が石英管の内面に付着して来

図 2.7 可視域エネルギー分布曲線
Fig. 2.7 Energy distribution curve.
(visible area)

赤外線ヒータ B (濃赤色) 120 V として色調を調整した場合

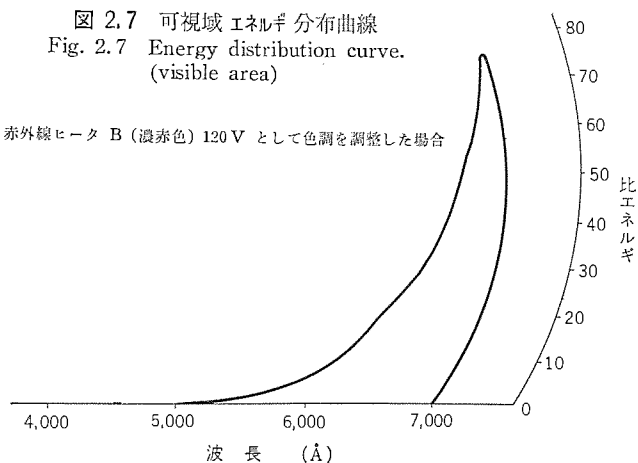


図 2.8 可視域エネルギー分布曲線
Fig. 2.8 Energy distribution curve.
(visible area)

赤外線ヒータ C (黄色) 75 V として色調を調整した場合

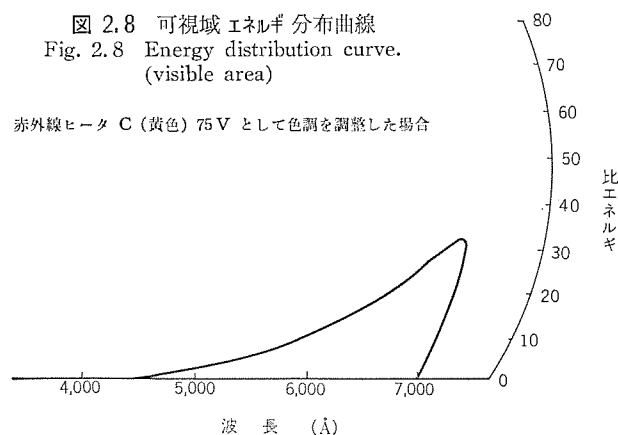
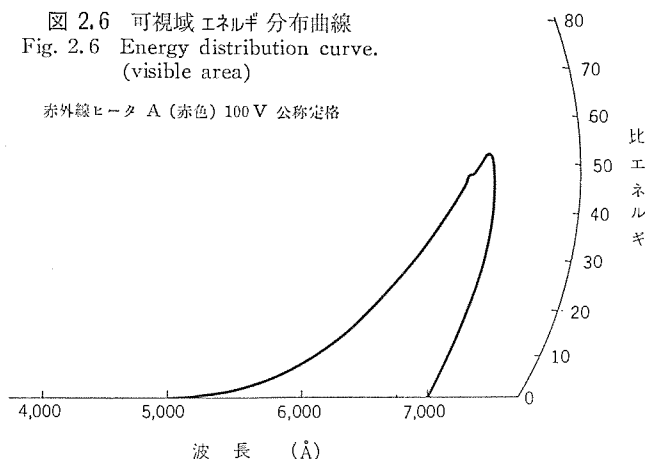


図 2.6 可視域エネルギー分布曲線
Fig. 2.6 Energy distribution curve.
(visible area)

赤外線ヒータ A (赤色) 100 V 公称定格



える⁽²⁾。

1~2 μ の波長の赤外線は良く皮膚の深部に透過し、皮下組織内にある血管が広げられ、血液の循環をよくするから白血球や抗毒素が多く運ばれて老廃物がのぞかれ、ひび、あかぎれ、しもやけ、などにも良いようである。

赤外線 インスタントヒータは赤外線医療電球と同様に波長 1~2 μ の赤外線を発生するので医療効果を持ち、ニクロム線ヒータは 3 μ 以上の波長の赤外線が多いことから医療効果はあまり期待できない。

2.7 供試ヒータの寿命

赤外線 インスタントヒータはニクロム線ヒータに比べていちじるしく長寿命であることが試験の結果明らかとなっている。

図 2.10 に、2,000 時間点灯後における結果を示しているが、石英管入ニクロム線ヒータは、酸化物が石英管の内面に付着して来

図 2.9 可視域エネルギー分布曲線
Fig. 2.9 Energy distribution curve.
(visible area)

昼光色ケイ光灯 (20 W)

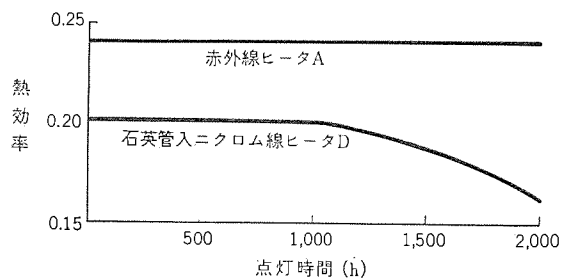
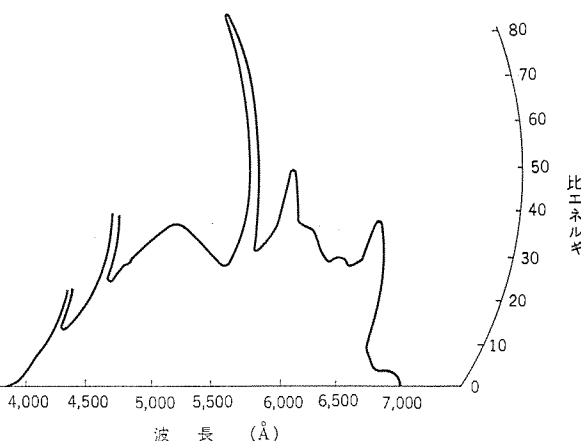


図 2.10 ヒートランプ (A) と石英管式ヒータ (D) の寿命試験結果
Fig. 2.10 Life test results of trial heat lamp (A) and quartz tube heater (D).

て熱効率は、800 時間ごろから悪化して来るのに対し、赤外線 インスタントヒータは 2,000 時間を経過しても熱効率が変っていない。

3. 試験結果の要約

三菱赤外線 インスタントヒータ、石英管入 ニクロム 線 ヒータ などの試験結果を要約すると次のようになる。

(1) ヒータの電圧、電流特性については赤外線 ヒータは直線的でなく、昇圧につれて電流増加の割合は減少する。

(2) 輻射熱量については同一入力電力に対して赤外線 ヒータは大体等しく、石英管入 ニクロム 線 ヒータでは定格 600 W で約 3/4 程度であり、赤外線 ヒータの効率の良いことが示されている。ニクロム 線 ヒータは価格の点では有利である。

(3) 肉眼に対する可視光線の影響は石英管入 ニクロム 線 ヒータでは照度微弱で問題ないが黄色 ヒータ C は公称定格 100 V では明かる過ぎてまぶしいようであり、濃赤色 ヒータ B は公称定格 100 V では明るさに暖か味がとぼしいのでこれらは現在色調が改善されている。赤色 ヒータ A は公称定格 100 V で明かるさが適当と考えられ電気ストーブに使用されている。

測定の結果眼にまぶし過ぎず、暖か味も感じられる照度は 20~30 lx であることがわかった。また赤外線 ヒータの可視光線を分光分析した結果、長波長部（赤色）にエネルギーのピークを有し、赤色 ヒータ、黄色 ヒータともエネルギーの分布状態は似ているが黄色 ヒータの方が分布が広い。

(4) 赤外線 ヒータの発生する赤外線波長は 1~2 μ であり、このような波長の赤外線は皮膚を透過して血行をよくし、医療効果がある。ニクロム 線 ヒータでは 3 μ 以上の赤外線を多く発生するので医療効果は期待しがたい。

(5) 赤外線 ヒータは 2,000 時間の ライフテスト で熱効率が変らず、石英管入 ニクロム 線 ヒータ は 800 時間以上で熱効率が低下する。

4. む す び

最初に述べたように数種類の赤外線 インスタントヒータ および石英

管入 ニクロム 線 ヒータ の試験を行なった結果、赤外線 インスタントヒータ が従来の ニクロム 線 ヒータ に比べてすぐれている諸点が明らかになった。

すなわち赤外線 インスタントヒータ の効果として次のような点があげられる。

(1) 線温度は従来の ニクロム 線が 700~800°C であるのに対し赤外線 インスタントヒータ では 1,400°C ぐらいまで高くでき、伝導、対流による損失も少なく、輻射熱を利用するので効率が高い。

(2) 起動時に石英管入 ニクロム 線 ヒータ では温度飽和に 30~60 sec 要するが、赤外線 ヒータ では 1.5~2.0 sec 程度しか要しないので急速に暖めることができる。

(3) 赤外線 ヒータ は明る過ぎて眼にまぶしいので暖房器用としては管壁ガラスを着色するが、本来明るいものであるから照明兼用暖房装置としての応用も考えられる。

(4) 赤外線 ヒータ は 1~2 μ の波長の赤外線を発生するので従来の ニクロム 線 ヒータ (波長 3 μ 以上) にない医療効果を有する⁽²⁾。

(5) 既報のように寿命試験の結果、石英管入 ニクロム 線 ヒータ は 2,000 時間後約 20 % に熱効率が低下するのに対し、赤外線 ヒータ では熱効率に変化が認められない。なお赤外線 ヒータ は従来の発熱体に比べると、価格の点で現在は若干の割高になるが上記記した諸特性の利点を考えると将来の暖房用発熱体としてその応用はますます多くなるであろう。

最後にこの試験を行なうに当って赤外線 ヒータ の可視光線の分光分析に協力いただいた大船製作所品質管理課の方々に謝意を表する。

参 考 文 献

- (1) 林・西楽：着色 シュラックガラス による赤外線 ヒートランプ「三菱電機」35, No. 11, p. 101, (昭 36)。
- (2) 三沢：「光線療法学」日本医書出版株式会社。

最近における当社の社外講演一覧

年 月 日	主催または開催場所	演 題	講 演 者	所属場所
37- 3- 8	電機工業会	最近の電鉄電機品	松田新市	伊 丹
37- 3- 9	電気三学会関西支部最近の工業計測技術	工業用データ処理装置	松元雄蔵	無線機
37- 3-14	電子工業振興 センタ	電子機器信頼度について	市 田 嵩	無線機
37- 3-20	電子装置の信頼性に関する講習会	信頼性向上の実際について	市 田 嵩	無線機
37- 3-22	電気通信学会	記憶装置用磁心の測定に関する二、三の考察	水上益良	大 船
37- 3-26	航空電子機器委員会	観測 ロケット 自動追尾 レーダソーチ	極本俊弥・渡部 優	無線機
37- 3-28~30	兵庫電気協会	自動制御理論	遠藤義昭	研究所
37- 3-29	関西電力	季節別時間帯別料金測定装置	真鍋舜治	福 山
37- 3-29	科学技術庁	電磁 クラッチ 説明会	武田克己	姫 路
37- 3-31	応用物理学会	広大 コッククロフト 加速装置	白井博之	研究所
37- 3-31	応用物理学会	大阪市大の水素液化装置について	藤永敦・中村 貢(他)	研究所
			小侯虎之助	研究所

電気冷蔵庫内における殺菌灯の効果

商品研究所 祖父江 晴秋・沢崎 俊幸

Sterilization Effect of Sanitary Lamps in Electric Refrigerators

Standard Products Engineering Laboratory Haruaki SOBUE・Toshiyuki SAWAZAKI

Recently sanitary lamps have come in use at ordinary households for the sterilization of air in kitchens and wash rooms and also for killing germs in well water. Mitsubishi electric refrigerators of a certain model are equipped with a small size sanitary lamp. Experiments, then, have been made to confirm the effect of this sanitary lamp and also to find much more appropriate use of it. The experiments consist of an observation the effect of preserving food from decay and measurements of the rate of sterilization by the use of *Escherichia coli* 30 and *Proteus vulgaris* HX-19. As a result it has been verified that the sanitary lamp is very effective to kill micro organisms attached the surface of food after processing. It has been also confirmed that sterilizing air and water is particularly effective with this sanitary lamp.

1. ま え が き

家庭電化や環境衛生思想の普及とともに、従来病院や食料貯蔵庫などで使用されてきた水銀殺菌灯が、一般家庭においても台所、手洗所などの空気や飲料水の殺菌に用いられ始めた。

殺菌灯利用の一つとして、当社の電気冷蔵庫には小形の殺菌灯が付いているが、その効果を確認しさらに適正な使用面についても研究するためにこの実験を行なった。最初食品について実験を行なったが数値的に表現することは困難であった。つぎに大腸菌 *E. coli*-30 と変形菌 HX-19 を用いて直接にそれらの細菌に対する殺菌効果について実験を行なった。その結果殺菌灯の殺菌効果について述べる。

2. 食品の腐敗

2.1 食品の変質と防止

食品が自然に変質する原因には、光線などによる化学的变化、吸湿脱湿による物理的变化、とくに野菜・肉類においては生理的变化が多く見られるが、もっとも重要な原因として微生物(カビやバクテリア)の繁殖による変質があげられる。

食品を保存するには、微生物が發育しないような条件を与えられたい。そのためには冷蔵、冷凍法により食品を低温に保ったり、乾燥して干物にするなど微生物が發育できないような処理を行なう。また塩漬けや砂糖漬けは主として微生物の細胞膜を境とする滲透圧の差で微生物体の脱水により変性をおこさせ、その生命活動を停止させる方法である。くん製のように熱による乾燥ばかりでなく、煙の中の酢酸、フェノール、アルデヒドなどで付着している微生物を殺し、かつ食品の表面に防腐作用を与える方法もある。このほか古くからいろいろの方法が考えられて来た。

2.2 微生物による食品の変質

微生物には有用なものや有害なものがあり、種類も多く地球上のいたるところに散在している。微生物の種類により食品を変質させる機構は異なっている。たとえば米に麹菌 (*Aspergillus*) が繁殖して澱粉を酒精に変える場合には微生物は有用にはたらく。もし黄変米菌 (*Penicillium toxicarium*) が米に付き繁殖した場合

には米はいわゆる黄変米となり、これを食用とすれば貧血や神経および肝臓障害を起し有害にはたらく。生の牛乳中には乳酸菌 (*Lactobacillus*) が混在するが、これを培養してチーズ製造のための種にする。しかし牛乳を常温に放置するとこれが繁殖して牛乳を固化させてしまう。変形菌類には肉類を腐敗させて不快臭を出すものがある。

2.3 食品の発酵と腐敗

細菌やカビなどの微生物の作用およびその分泌した酵素物質により、有機化合物が酸化、還元また分解、合成して別の有機化合物を作る化学変化を総称して発酵現象と呼び、発酵の結果悪臭や有害作用のある物質ができるとき腐敗と呼ぶ。一般には発酵とは糖液が微生物の作用によってガスを発生する現象をいう。腐敗 (Faulnis) とは一般に蛋白質の分解に由来する不快な悪臭をもつ物質を生成する場合をいう。

われわれが食品の腐敗を認めるのは変色、変形、変味、変臭および微生物の集落体 (Colony) の発見など直接に認識される場合が多い。しかし微生物の繁殖を簡単に認知することがむずかしいので、それを誤って食用とし食中毒、伝染病にかかる例が多い。

3. 細菌の一般的性質

微生物を分類すると次のように大別される。

粘菌類	Myxomycetes
分裂菌類 (細菌類)	Schizomycetes (Bacteria)
真菌類 (真正菌類)	Eumycetes (True Fungi)

ここで病原菌は細菌類に、カビは真正菌類に入る。しかしこの実験で使用した大腸菌と変形菌は細菌類に属するのでこの項では細菌の性質とくにこの実験に関連する性質について述べる。

3.1 菌の大きさ

細菌の大きさは細菌の種類によって異なる。また同一種類でも菌株によって異なり、また同一菌株でもその生活条件によって、長さ、太さに違いがあるが、一般に数 μ クロンの範囲に入る。したがって集落体を生じない限り肉眼では見ることができない。

3.2 増殖に適した条件

(1) 湿度

微生物は乾燥状態では分裂増殖するはたらきを失なう。しかし乾燥される条件および乾燥後の保存条件が適当である場合にはその生命を保つ場合がある。増殖にはある程度以上の湿度が必要である。

(2) 温度

細菌の増殖には増殖に適当な温度にあることがきわめて必要であって、その適、不適は細菌に大きな影響を与える。増殖にもっとも適した温度およびその許容範囲は細菌の種類によって異なっている場合がある。増殖にもっとも適当な温度を至適温度 (Optimale temperature)、増殖できる温度範囲を増殖温度域 (Growth range of temperature) と呼んでいる。たとえば大腸菌は 37°C でもっともよく増殖するが 15~45°C でも増殖が行なわれている。この温度より細菌を表 3.1 のように分類することができる。

表 3.1 菌の種類と至適温度と増殖温度域

区 分	至適温度 (°C)	増殖温度域 (°C)	例
低温細菌	15~20	0~30	水中菌、発光菌
中温細菌	37~38	15~45	病原菌、非病原菌の大部分
高温細菌	50~65	40~75	土壌菌の一部、温泉菌

(3) 増殖母地

微生物が増殖するためには増殖に必要な栄養をとるための母地が必要である。その母地の組成 (動植物の器官または細胞、あるいは天然の有機物質、人工培地など) および増殖に適した水素イオン濃度条件が必要である。その条件は微生物の種類によって異なる。

(4) 酸素

多くの細菌は増殖のさいに酸素を必要とする場合があるが、酸素が存在すると増殖しない細菌もある。前者を好気性菌、後者を嫌気性菌という。多くの病原菌には酸素があってもなくても増殖が行なわれるものがある。これらの菌は通性嫌気性菌とよばれている。

3.3 細菌の増殖曲線

細菌の増殖は、至適温度における有限の培地中では、模型的に図 3.1 のような形式を示すものとされている。しかし、培地が無限にある場合には増殖は b~c の対数増殖期の状態を続ける。なお b~c 期の菌は c~e 期の菌より増殖力は大きいが抵抗力は小さい。

曲線

- 1~a 初期静止期
- a~b 増殖加速期
- b~c 対数増殖期
- c~d 増殖減速期
- d~e 極大静止期
- e~f 加速死滅期
- f~g 対数死滅期

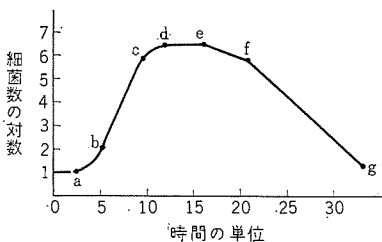


図 3.1 細菌の増殖曲線
Fig. 3.1 Growth rate curve
(Buchanan).

3.4 細菌の抵抗力

(1) 温度に対する抵抗力

温度に対する抵抗力は孢子を持つ菌が強く、一般に発育形は孢子にくらべて抵抗力が弱い。発育形は 65°C 内外の温度で数十分間で死滅するが多いが、孢子は 100°C 数十分間加熱しても死滅しない場合がある。低温度 (0~20°C) に対する抵抗力は湿菌状態では弱い場合がある。極低温においては抵抗力はかなり大きく -180°C 程度にも耐えうるものがあり、大腸菌が -252°C の

電気冷蔵庫内における殺菌灯の効果・祖父江・沢崎

液体水素に耐えたという報告も見られる。

(2) 乾燥に対する抵抗力

細菌の乾燥に対する抵抗力にかなりの差があり、また乾燥される時の細菌の周囲の条件、とくに分散媒の組成によって差が生じる。一般に蛋白質や糖分などを含む分散媒に浮遊した状態で乾燥がはじめられた場合には生存率が高い。菌株の長年月の保存に凍結乾燥法が行なわれている。

(3) 太陽光線、紫外線に対する抵抗力

太陽光線は多くの細菌を殺す性質を持っているが、これは大部分紫外線部によるもので、紫線部、青線部もわずかに殺菌効果を持っている。紫外線のうち、とくに波長 2,537 Å の線は非常に強い殺菌作用がある。殺菌灯は水銀の原子スペクトルを利用して 2,537 Å の光線を照射する装置である。紫外線の殺菌機構は明確には知られていないが、菌体内にエネルギーの蓄積が起り菌体の核蛋白質が変性を起し死滅または不活性化されると考えられている。また H₂O₂ が生成されて死滅するとの考えもあるが、H₂O₂ がないところでも殺菌作用が見られるといわれている。レントゲン線、ラジウム線なども弱い殺菌作用を持っている。

4. 食品による腐敗試験

われわれは殺菌灯の効果を試験するために、一般家庭において貯蔵すると思われる食品を殺菌灯付電気冷蔵庫、殺菌灯なし電気冷蔵庫、室内およびコウ温コウ湿そう (真夏の状態に設定) の各条件下に貯蔵し、それぞれの食品が腐敗する過程と時間を観察し、殺菌灯の効果を検討した。

4.1 対象機器と周囲条件

(1) 殺菌灯付電気冷蔵庫

三菱電気冷蔵庫を用い、実験中庫内温度がとくに 7~10°C になるようなツマミ位置に保った。殺菌灯のカバーは取外し、床面全面に殺菌線が当るようにし、試料を庫床に並べた。

(2) 殺菌灯なし電気冷蔵庫

前記と同形の電気冷蔵庫の殺菌灯を取外して使用した。庫内温度は 7~10°C に保った。

(3) 室内保存

ホコリを防ぐため前面に金網を張った箱内に保存した。この箱を置いた実験室内の平均温度は 31°C、平均湿度は 70% であった。

(4) コウ温コウ湿そう

真夏の最悪の条件を仮定し、平均温度 35°C、平均湿度 92% に設定した。

4.2 実験材料と実験方法

食品はできるだけ新鮮なものを使用するため実験開始日の朝購入した。実験を 3 回行なったが、その都度若干食品の種類を変えた。実験に使用した食品は次のとおりである。

豆腐	ソーセージ
牛肉	ショートケーキ
はんぺん	ようかん
まぐろの刺身	トマト
牛乳	まぐろのフレーク缶詰
密豆の缶詰	トマトケチャップ
鶏卵	たくわん
米飯	ジャガイモの煮物
鰯の煮物	キャベツの水煮
ひやむぎ	

上記の食品をシャーレに盛り分け、準備完了した時いっせいに

タを取り、室内に 2~3 時間放置し雑菌を付着させた。次に フタを閉じ各条件下に貯蔵した。ただし殺菌灯付電気冷蔵庫に入れるものには殺菌線が透過しやすいように、第 1 回目の試験には厚さ 0.3 mm の ポリエチレンフィルムを、第 2, 3 回目の試験には 2 mm 厚の石英板を フタ として用いた。いずれも冷蔵庫内では食品から蒸発する水分によりくもってしまった。貯蔵中の食品を定期的に取り出し官能検査をし再び貯蔵した。

4.3 試験結果

この試験の結果、豆腐、牛肉、牛乳、まぐろの刺身などは室内および コウ 温 コウ 湿 そうでは 8~16 時間で腐敗が開始したが、電気冷蔵庫内に貯蔵されたものは約 60~100 時間までは腐敗が認められなかった。また米飯、キャベツの水煮、ひやむぎなど熱加工をしたものは、室内、コウ 温 コウ 湿 そうでは約 50 時間程度で腐敗が認められたが、電気冷蔵庫においては 100~350 時間までは腐敗または カビ の発生がなかった。密豆の缶詰、ショートケーキ、ケチャップなど塩漬けや砂糖漬けの防腐加工がされているものは 350 時間以内においては、いずれの貯蔵条件でも腐敗を起さなかった。また無菌的な加工処理をされたと考えられる食品、すなわち内部に菌が生存しない加工後外部に付着した微生物により腐敗またはカビの発生が起ると考えられる食品に対しては、明らかに殺菌灯の効果を確認された。

4.4 官能試験に関する問題点

食品そのものについて官能試験することの問題点として次のことがあげられる。

a. この実験では食品を シャーレ に取分けて 各条件下での 貯蔵を行なったが、シャーレ の中に入る食品の量が比較的少量であるため、食品が乾燥し腐敗しにくい状態になった。シャーレ に フタ をしても食品の庫内での乾燥を防ぎ得なかった。

b. 食品加工後の付着細菌はおもに空気中から落下するものと考えられる。空気中に存在する細菌の数はあまり多くないが、種類が非常に多いので確率的に同じ状態の再現性は乏しいと思われる。とくに研究室は比較的衛生環境が良く雑菌数も少ないので、試験食品表面に数個ずつの、しかも異なった種類の集落体の発生が認められた。これら空気中に存在する種々の細菌の殺菌線に対する抵抗性を同一視することは不合理であり、このため殺菌灯照射の効果程度の判定が困難であった。

c. 官能試験とは視覚、味覚、臭覚などに頼って判定する試験である。このうち味覚試験は腐敗の判定手段として適当でなく、臭覚試験では冷却された食品よりの臭気の発散が比較的少ないので腐敗臭の判定が困難であった。結局視覚が官能試験の主体となり、おもに色や形状など外観変化の観察により腐敗の開始を認めた。

d. とくに牛肉、豆腐など蛋白質物質については物質内部に存在する酵素による変性、いわゆる自己融解 (Autolysis) との識別が困難であった。

5. 特定菌による殺菌灯効果試験

殺菌灯の一般食品に対する官能試験においては、殺菌効果を量的に表わすことが困難であったため、特定の菌を使用して試験した。細菌の種類の選択は衛生検査の指針とされている大腸菌と、蛋白質腐敗の主因細菌である変形菌を選んだ。

5.1 実験使用菌と対象機器

使用した菌株は *Escherichia coli*-30 と *Proteus vulgaris* HX-19 であり、東京大学伝染病研究所に保管されている元株から移植し

たものである。これらの性質は後に記す。なお試験装置として食品試験に使用した電気冷蔵庫を用いた。

(1) 大腸菌 (*Escherichia coli*)

大腸菌は エロガス 菌、パラコリ 菌と共に大腸菌群 (広義に大腸菌と呼ばれている) に属する一種である。大腸菌 (*E. coli*) は人畜の腸内に存在する菌で外界ではあまり増殖できない菌であるから、もし井戸水、河水などから大腸菌が検出されると、これらが糞便で汚染されていることを示し、チブス 菌、赤痢菌、コレラ 菌など腸内病原菌の存在する恐れが高いことが予想される。このため大腸菌検査が衛生上の指針とされている。また腸内菌はほぼ同等の抵抗力があるので大腸菌を代表させてこの実験を行なった。

a. 形態

中等大の桿菌 ($2\sim3\mu\times0.6\mu$)、鞭毛あり

b. 培養

普通寒天によく発育し、灰白色、円形の集落体を作る。

c. 抵抗力

自然界における抵抗力は比較的強い。

d. 病原性

一般には非病原性で腸内に常存する菌であるが、時により、人体に対して病原性を発揮し、虫垂炎、膀胱炎、腎盂炎、胆嚢炎などを起すこともある。

e. 温度と増殖

大腸菌が 1 回の分裂に要する時間は次のようである。

20°C においては約 60 分

25°C においては約 40 分

30°C においては約 30 分

40°C においては約 17 分

45°C においては約 30~34 分

50°C においては増殖しない

55°C においては 1 時間で死滅

60°C においては 15~30 分で死滅

(2) 変形菌 (プロテウス 菌) *Proteus vulgaris*

変形菌は プロテウス 群中もっとも人間に関係のある菌であり、通常土中、水中に存在しているが、時には糞便や尿から検出されることがある。蛋白質を分解し H_2S を発生させる性質が強い。

a. 形態

中等大の桿菌 ($1\sim3\mu\times0.5\mu$)、通常鞭毛を持っている (H 形と呼ぶ) が変異をして鞭毛のないもの (O 形と呼ぶ) もある。

b. 培養

普通 カンテン によく発育し集落体は灰白色を呈する。鞭毛を持っている場合は薄い半透膜として周囲に広がる性質を持っている。通性嫌気性菌で発育素として ニコチン 酸を必要とする。

c. 病原性

元来は非病原性菌であるが、膀胱炎、腎盂炎、前立腺炎、中耳炎、敗血症の原因となることがある。また蛋白質を腐敗させる性質が強いので食中毒の原因となることもある。

(3) 対象機器

三菱電気冷蔵庫を使用し、とくに庫内温度を 7~10°C に設定した。GB-2 形殺菌灯を庫内定位置から露受け皿底部中央、シャーレの位置より 220 mm 上方に付け直し殺菌線が棚に平均的に照射できるようにした。また殺菌灯の数を変え 1 灯、2 灯、3 灯の場合について試験し (おのおのの照度は紫外線照度計によって測定した) 殺菌線強度と殺菌効果の関係を求めた。

5.2 殺菌率試験方法

表 5.4 殺菌灯 1 灯による変形菌の死亡率測定結果 (%)

照射時間(分)	2.0	2.0	2.0	2.0	1.9	1.7	1.7	1.6	1.6	1.6
2.5	66.2	62.6	44.0	37.3	43.0	19.5	58.7	40.1	28.6	59.9
5	64.0	81.0	86.9	87.3	85.4	84.6	87.3	73.9	74.7	※
7.5	80.8	80.5	※	93.3	92.7	91.3	90.7	73.1	81.3	90.0
10	96.1	※	95.6	100	95.3	92.1	98.0	94.4	※	91.1
15	100	93.4	82.2	98.7	97.4	85.7	99.3	92.1	※	97.7
20	※	86.8	99.7	100	99.3	99.1	97.3	91.2	※	97.0
30	100	96.2	94.8	90.0	97.7	94.8	96.0	100	96.2	95.9
40	100	※	95.0	95.3	98.4	95.6	92.7	99.8	95.1	※
60	100	100	97.7	100	100	97.1	100	100	98.9	100
90	100	100	99.7	100	100	100	100	100	100	100

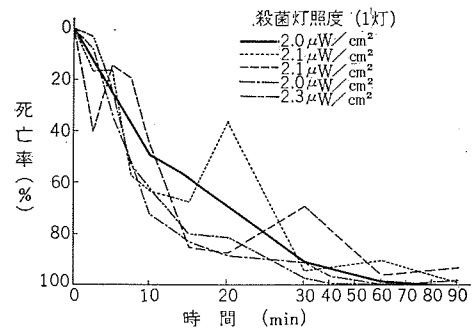


図 5.3 殺菌灯 1 灯による大腸菌の死亡率測定結果 (1)

Fig. 5.3 Sterilization effect on E. coli-30 by one sanitary lamp (Part 1.)

表 5.5 殺菌灯 2 灯による変形菌の死亡率測定結果 (%)

照射時間(分)	5.7	5.6	5.5	5.4	5.1
2.5	86.3	85.8	88.0	84.9	※
5	96.8	※	98.7	93.7	93.1
7.5	97.4	※	99.3	96.7	※
10	100	99.7	100	99.7	※
15	100	100	100	100	※
20	100	99.7	100	99.9	99.7
30	99.7	100	※	100	99.7
40	100	100	100	100	97.0
60	100	100	100	100	100
90	100	100	100	100	100

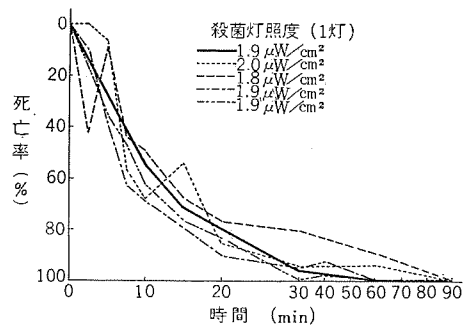


図 5.4 殺菌灯 1 灯による大腸菌の死亡率測定結果 (2)

Fig. 5.4 Sterilization effect on E. coli-30 by one sanitary lamp (Part 2.)

表 5.6 殺菌灯 3 灯による変形菌の死亡率測定結果 (%)

照射時間(分)	7.5	7.4	7.3	7.2	7.0
2.5	94.1	92.2	86.3	80.2	94.0
5	99.3	99.6	92.3	96.5	100
7.5	99.6	99.7	※	99.1	100
10	100	99.8	99.5	99.4	100
15	99.9	100	99.7	※	100
20	99.7	99.8	99.7	※	100
30	100	99.9	※	99.7	100
40	100	100	※	100	100
60	100	100	100	100	100
90	100	100	100	100	100

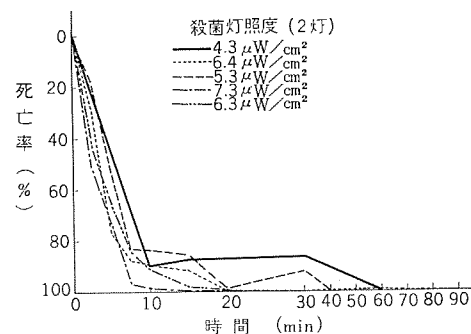


図 5.5 殺菌灯 2 灯による大腸菌の死亡率測定結果

Fig. 5.5 Sterilization effect on E. coli-30 by two sanitary lamps.

表 5.7 殺菌線照射による平均死亡率 (%)

照射時間(分)	大腸菌	変形菌
2.5	17.3	35.4
5	22.3	69.6
7.5	49.1	87.9
10	60.0	90.5
15	72.5	92.6
20	85.1	98.9
30	90.9	95.7
40	96.7	100
60	96.5	99.9
90	99.1	100

5.11, 5.12 のように求められる。これより殺菌灯の照度が強いほど菌は早く死亡して行くこと、この実験範囲内では使用した大腸菌が変形菌より殺菌線に対する抵抗力が大きかったことがわかる。

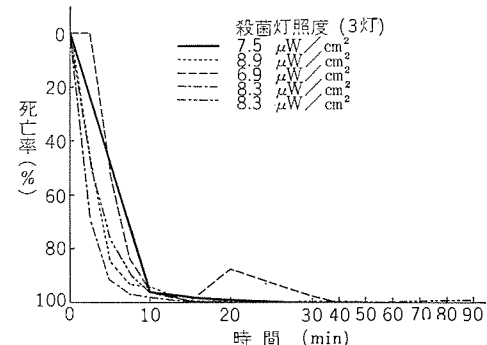


図 5.6 殺菌灯 3 灯による大腸菌の死亡率測定結果

Fig. 5.6 Sterilization effect on E. coli-30 by three sanitary lamps.

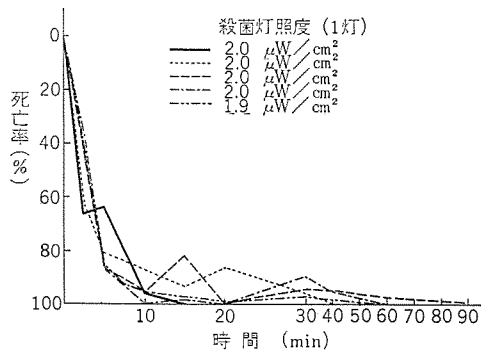


図 5.7 殺菌灯1灯による変形菌の死亡率測定結果 (1)
Fig. 5.7 Sterilization effect on *Proteus* HX-19 by one sanitary lamp (Part 1).

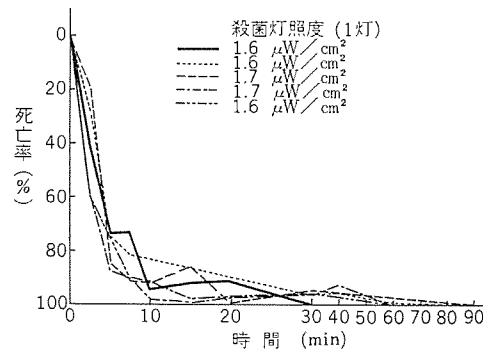


図 5.8 殺菌灯1灯による変形菌の死亡率測定結果 (2)
Fig. 5.8 Sterilization effect on *Proteus* HX-19 by one sanitary lamp (Part 2).

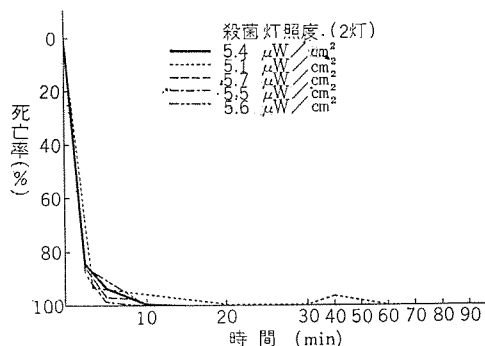


図 5.9 殺菌灯2灯による変形菌の死亡率測定結果
Fig. 5.9 Sterilization effect on *Proteus* HX-19 by two sanitary lamps.

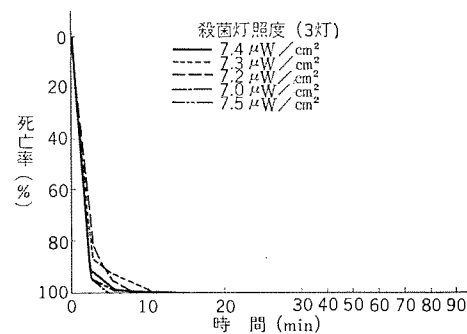


図 5.10 殺菌灯3灯による変形菌の死亡率測定結果
Fig. 5.10 Sterilization effect on *Proteus* HX-19 by three sanitary lamps.

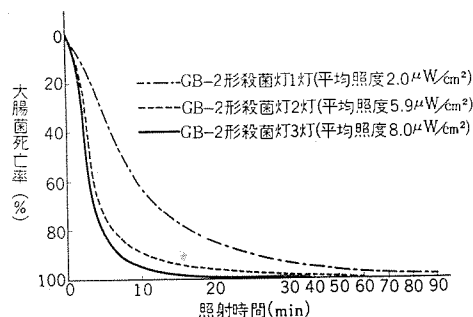


図 5.11 殺菌灯照射による大腸菌の平均死亡率
Fig. 5.11 Sterilization effect mean value curve on *E. coli*-30 by 2,537 Å ray.

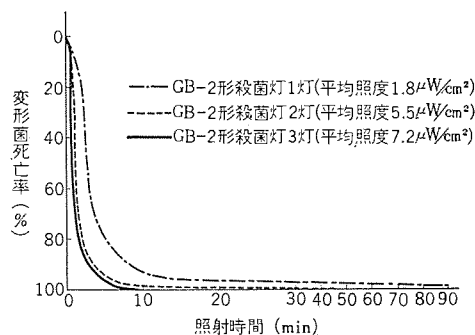
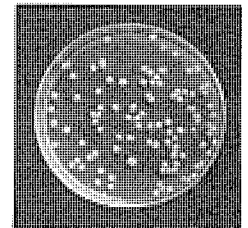


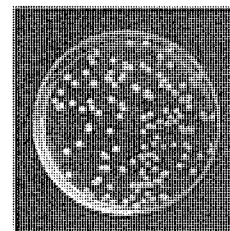
図 5.12 殺菌灯照射による変形菌の平均死亡率
Fig. 5.12 Sterilization effect mean value curve on *Proteus* HX-19 by 2,547 Å ray.

6. 使用した菌の増殖率

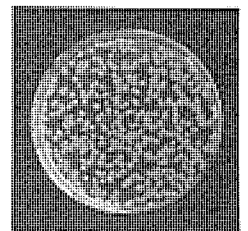
一般食品の腐敗菌が冬期室温または冷蔵庫内の状態と夏期の最悪状態に保存されたとき、どのような繁殖速度になるかを調べるため、上記の細菌を使用し電気冷蔵庫内(7~10°C)とコウ温そう中(35°C)における増殖の測定を行なった。前記と同様な手順で菌懸濁液を作って電気冷蔵庫、コウ温そう中に貯蔵し、1時間ごとにこの液から一定量を採取して普通カンテン培地上に流し、培養後生菌数を数えた。この結果電気冷蔵庫内では増殖が起らないことがわかった。また 35°C にお



(a) 原液の カンテン 培養



(b) 35°C, 2 時間
保存後 カンテン 培養



(c) 35°C, 3 時間
保存後 カンテン 培養

図 6.2 大腸菌の増殖率

Fig. 6.2 Growth rate of *E. coli* was calculated from number of colonies.

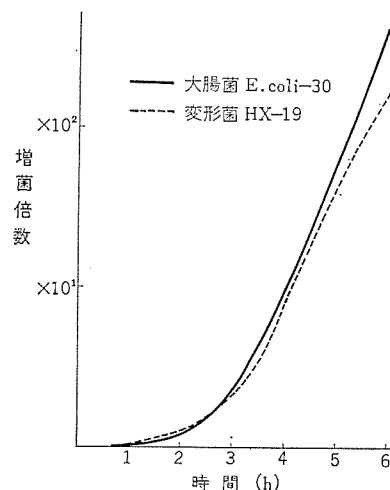


図 6.1 実験使用菌の増殖率(35°C における)
Fig. 6.1 Growth rate curve of *E. coli*-30 and *Proteus* HX-19.

表 7.1 空気中の雑菌数 (40.7 cm² 当り)

測定場所	3 時間放置中の落下菌数	殺菌線照射によっても生存した菌数	平均殺菌率 (%)
A	30, 31	13, 17	51
B	58, 72	36, 52	32
C	131, 132	71, 89	39
D	54, 65	22, 26	60

表 8.1 殺菌線透過率

	(厚 さ mm)	透過率 (mm)
ポリエチレンフィルム	0.035 1 枚	79
	" 2 枚	63
	" 4 枚	46
板 ガ ラ ス	1.065	67×10^{-4}
セ ロ ハ ン	0.024 1 枚	77
	" 2 枚	60
	" 3 枚	47
石 英 ガ ラ ス	2.012	91
マ イ ラ	0.122	67×10^{-5}
	0.085	75×10^{-5}
	0.058	22×10^{-4}
市販ビン入りオレンジジュース	1.0	55
	2.0	26
	3.0	12
	4.0	6
	5.0	3
	6.0	2
普通カンテン培地	1.0	14×10^{-2}
	2.0	16×10^{-3}
	3.0	48×10^{-4}
	4.0	24×10^{-4}
	6.0	19×10^{-4}
水	80	70

ける大腸菌や変形菌の増殖率は図 6.1 のとおりであった。これは図 3.1 の 1-a-b-c の部分に相当する。なお実施例として図 6.2 に大腸菌の増殖菌数検査写真を示す。

7. 空気中の雑菌数

われわれが日常生活をしている場所の空気がどの程度細菌で汚染されているかを調べるため、A, B, C, D の 4 場所の空気中の細菌検査を Koch の落下細菌法を採用して行なった。この方法は平板培地を一定の場所に放置し、適当な時間空気にさらして付着した菌を培養して数えるものである。普通 カンテン 培地を用い、おのおの 3 時間放置した。これらの菌に対する殺菌灯の効果を検討するため、各場所に 4 個ずつの培地を置き、その中の二つを殺菌灯

1 灯付電気冷蔵庫内で 1 時間照射した。照射強度は $2.0 \mu\text{W}/\text{cm}^2$ であった。その結果を表 7.1 に示す。これらの菌はカビやバクテリアの混合物であり、大腸菌や変形菌より殺菌線に対して強いように考えられる。とくにカビ類の胞子は耐熱性、抗酸性が大きい殺菌線に対しても抵抗力が大きいだろうということが想像される。

8. 殺菌線透過率

電気冷蔵庫内に食品を貯蔵しておく乾燥するために一般家庭においてはポリエチレン製の袋やフィルムを用いて乾燥を防いでいる場合が多い。また食品によってはセロファンなどによって包まれているものがあるが、これらの薄膜はどの程度殺菌線を透過させるものであるか、また最近家庭において飲料水とくに井戸水の殺菌灯による処理が次等に普及して来たが、水はどの程度の透過性を持っているか、これら物質の殺菌線透過率を測定した結果は表 8.1 に示した。

これによれば殺菌灯による空気や水の浄化は非常に有効であり、この意味において日常 トビラ の開閉回数の多い冷蔵庫に殺菌灯を付けることは意義があるといえる。また電気冷蔵庫の食品の長期保存にポリエチレン薄膜を使用することが有益であることも理解される。食品内部に対する殺菌効果のめやすを得るため普通 カンテン 培地中に大腸菌を懸濁し、これに殺菌線を照射し ($2.0 \mu\text{W}/\text{cm}^2$) 培養した結果、約 0.3 mm の深さまで殺菌効果が認められた。

9. む す び

今までの結果を総合すると次のようになる。

- (a) 菌の種類により殺菌効果が異なる。
- (b) 殺菌効果は殺菌線照度が強いほど良い。
- (c) 菌は殺菌線に当たると指数関数的に減少する。
- (d) 普通用いられている透明な包装紙は殺菌線を通す。
- (e) 殺菌効果を食品内部まで期待することは現状ではむずかしい。

この実験は食品と細菌を対象として行なったが、別にカビ類についても実験している。

冷蔵庫の殺菌灯数選定に当っては発熱、オゾン発生、庫内容積の点から最適ワット数が決められるべきである。また冷蔵庫内温度は 5°C 前後で使用されるのが普通であるが、菌の繁殖を促進させるため $7 \sim 10^\circ\text{C}$ を選んで実験したことを付記する。

この殺菌灯効果試験に関して直接ご指導を賜った東京大学伝染病研究所佐藤和男博士に感謝するとともに、鎌倉市の榎岡博士、赤塚博士および太田博士をはじめ大船製作所、静岡製作所の関係各位に謝意を表したい。

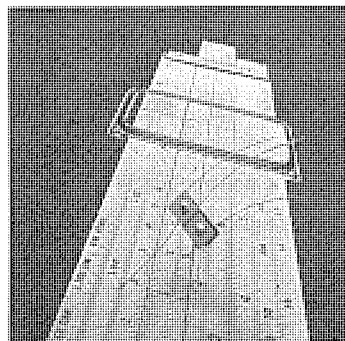
参 考 文 献

- (1) 微生物学ハンドブック編集委員会編：微生物学ハンドブック (昭 32)。
- (2) 伝染病研究所学友会編：細菌学実習提要 (昭 35)。
- (3) 戸田忠雄：戸田新細菌学 (昭 35)。
- (4) 井上憲政：応用微生物の理論と実際 (昭 32)。

実験的なモレキュラ・エレクトロニクス機能ブロック

What's New in Engineering: This Experimental Molecular-Electronic Functional Block (Westinghouse Engineer, Vol. 21, No. 6, Nov. 1961, p. 195)

この実験的なモレキュラ・エレクトロニクス機能ブロックはシリコンの薄片から作られており、対数的に加えたり、差し引いたりすることにより掛算や割算を行なうことができる。これはよく知られている機械的な計算尺で用いられる方法と同じである。この素子に電流を流すと、電流の対数に比例した電圧が PN 接合の両端に現われる。二つの PN 接合におおのし入力電流が流し込まれると、この素子の中にそれらの対数和になるような電圧が生ずるようになっている。したがってこの機能ブロックの出力において測定された電圧の逆対数は入力電流の積である。割算はその逆のプロセスである。すなわち入力電流はそれらの対数の差になるように流し込まれる。この素子を掛算と割算に用いられるときは 10:1 の入力範囲と 100:1 の出力範囲を持っている。また精度は5%以内である。この機能ブロックによってなされる掛算と割算の機能は一系列に並んだ四つのダイオード、または三つのダイオードと一つのトランジスタの作用と等価である。(研究所 山本隆一訳)



ナイアガラ発電所

Niagara Power (Westinghouse Engineer, Vol. 22, No. 1, Jan. 1962, p. 6)

ニューヨーク州電力局のナイアガラ開発計画によるロバート・モーゼス発電所発電機 13 台のうち、その第 1 号機が 1961 年 2 月に運転を開始した。最後の第 13 号機は 1962 年 6 月に据付けの予定である。

水車発電機の定格は 150 MW、重量 1,100 t、直径 12.1 m (40 ft) で米国メーカの製作になる最大、最強なものである。ロータ重量は 590 t で、重量 55 t、直径 1.2 m 以上の軸により毎分 120 回転で駆動される。すでに第 13 号機も W 社 E. Pgh 工場で 1961 年 1 月に完成され、現地では 7 週間に 1 台の割合で据付けられている。

この発電所は グランド・クーリー発電所を上回る米国最大の発電所となる。なおこの発電所から約 8 km 上流のナイアガラ滝の近くにある E. D. アダムス 第 1 発電所には、同じく W 社の製作になる世界最初の大形交流発電機(定格 3,750 kW, 10 台、アダムス発電所の全出力は 80,000 kW) が 1890 年代初頭に設けられ、以来退役するまでの 66 年間数十億 kWh の電力を発生し続けて来たことは、新発電所の建設と相まってきわめて意義深いものがある。

(神戸製作所 森与志彦訳)

水素ガスシステムの自動化

Automated Hydrogen System (Westinghouse Engineer, Vol. 22, No. 1, Jan. 1962, p. 6)

火力発電所の自動化の一環として発電機用水素ガスおよび炭酸ガスシステムの完全な制御が開発された。これは、Carolina Power & Light Company (カロライナ電力会社) の Goldsboro (ゴールドズボロ) 発電所の 3 号発電機となるガス圧 45 psig, 270 MVA の機能にはじめて採用される。

水素ガスの充填、純度ならびに圧力の制御は発電所の電子計算機で自動的に行なわれる。これまでガス充填作業はつねに手動で行なわれてきた。

W 社の技術者はガスシステムについての基本的フローチャートの検討を完了し、水素ガスを操作するための検出装置および制御装置を用意している。電力会社の運転方法と合せるために最終的なシステム論理は Ebasco (エバスコ) 社が設計した。

(長崎製作所 甲斐 高訳)

交流発電に対するブラシレス励磁方式

Brushless Excitation for AC Generators (Westinghouse Engineer, Vol. 22, No. 1, Jan. 1962, p. 7)

1960 年 3 月に West Penn Power Company (ウエストペン電力会社) の 50,000 kVA 発電機用の半導体ブラシレス励磁装置がはじめて運転に入ったが、その運転結果は、高い信頼度、高性能およびわずかの保守など設計者がこの方式に対して抱いていた希望を十分に満足させるものであった。

この新しい励磁方式では、小形の永久磁石式パイロット励磁機が調整系統にエネルギーを供給し、調整系統は、交流主励磁機を制御する。交流励磁機の回転電機子の出力は、軸にそって回転整流器に伝えられて直流に変換されたのちに、タービン発電機の界磁に供給される。

ウエストペン電力会社に設置された最初の試験的励磁機は 180 kW、

250 V であったが、その輝かしい運転成績の結果、新たに2台のブラシレス励磁機が設置されることになった。そのうちの1台は同じウエストン電力会社の320 MVA タービン発電機用の1,350 kW、375 V の機械で1962年中ばに出荷されよう。また他の1台は Carolina Power & Light Company (カロライナ電力会社) 向けの221 MVA タービン発電機用で、1,150 kW、375 V の定格のものである。(長崎製作所 甲斐 高訳)

電力用変圧器のレジン注型コイル

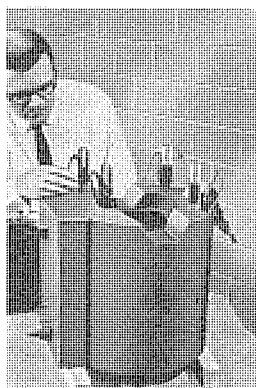
Cast Coils for Power Transformers (Westinghouse Engineer, Vol. 22, No. 1, Jan. 1962, p. 8)

将来の電力用変圧器は、重い鋼板タンクや絶縁油、およびガイカッなどを使用しない、現在とはまったく違った形のものになると考えられ、その可能性はすでに試作されたレジン注型コイルを使用した変圧器に示されている。この小形モデルはすでに製作されており、1,000 kVA、15,000 V 定格の実用変圧器も現在製作中である。

このレジン注型構造は、現在の紙絶縁のものにくらべて電氣的にも、構造的にもすぐれており、重量、寸法とも約25%節減することができる。そのうえ、この構造は劣化することがないので、非常に長い寿命をもつものと考えられる。

レジン注型変圧器の応用例として、高温にさらされる場所を使用する変圧器があげられる。現在、これらの場所には全閉形、あるいは空冷形の変圧器が使用されているが、注型変圧器を用いれば耐熱的にすぐれているばかりでなく、小形化も可能である。

このレジン注型変圧器がひろく使用されるようになるのはまだかなり先のことと思われるが、小形モデルの試作から、先にのべた1,000 kVA 変圧器の製作に至ったような早いピッチで開発がすすめば、レジン注型変圧器が変圧器の一つの分野となるのは近い将来のことと思われる。



レジン注型コイルを使った試作変圧器の一部

SF₆ シャ断器の現地試験

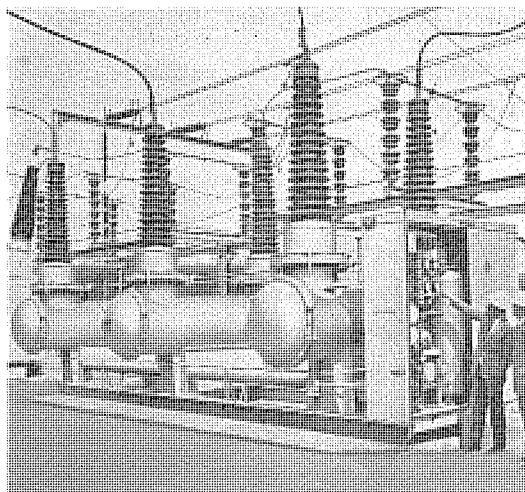
SF₆ on Test (Westinghouse Engineer, Vol. 22, No. 1, Jan. 1962, p. 10)

230 kV、15,000 MVA SF₆ シャ断器は昨年 W 社の大容量試験設備において一通りの設計試験を終了し、いま、数台のシャ断器について最終的な仕上げの試験が現地で行なわれている。Southern California Edison Co. は短絡電流シャ断試験を行なった。このシャ断器は現在 Mesa 変電所に据付けられている。

W 社のイタリアにおける提携会社である Magrini Co. も 230 kV

SF₆ シャ断器につき数種の試験を行なった。これらの試験は Paris の近くにある Electricite de France 電力系統の Fontenay 試験場および Plesis Gassot 変電所において行なわれた。試験は変圧器励磁電流シャ断試験、普通の大電流シャ断試験のほかに、もっとも厳しい再起電圧上昇率を伴ういわゆるキロメートル故障についても実施され、励磁電流シャ断においては異常電圧の発生はなく、その他の試験もきわめてすぐれた成績を示し、とくにキロメートル故障に対しても十分対処できることが確認された。

(伊丹製作所 富永正太郎訳)



Southern California Edison Co. の Mesa 変電所に据付けられた 230 kV SF₆ シャ断器

全閉形電動機に採用した熱交換器使用の冷却方式

Heat-Exchanger Cooling for Totally Enclosed Motors (Westinghouse Engineer, Vol. 22, No. 1, Jan. 1962, p. 16)

多数な用途において、なかんずく、工作機に関しては、直流電動機を使用して 10:1 のトルク一定の速度制御を行なうことがしばしばある。このような場合に従来は、冷却効果に問題があった。全閉形電動機の出力は最大 56 kW 程度までに限定せられていた。今回新しく開発された電動機は別個の冷却ブロウを使用する方式を採用して、これら電動機の出力を 1,150 rpm 186 kW 程度にまで増大することができた。新しいライフライン H 系列の全閉形電動機がこれであって、その構造は標準の防滴形 SK-H 形電動機、立形交流ブロウ用電動機、2 個のブロウ、空気対空気の熱交換器、さらにはこれらをシャヘイするフレーム等から構成されている。その中の内部ブロウは、熱い空気を直流電動機の整流子端より、アルミニウム製の熱交換器を通して送るようになっており、一方外部ブロウは、室内の空気を熱交換器の外側に配置された通風ダクトを通して送り込み、加熱された空気を室内に排気するようになっている。このような機構によって、制御される広範囲の速度にわたって一定した冷却効果が得られ、外扇形や全閉自冷形電動機より以上にトルクをあげ、その速度制御範囲をさらに拡大する

静止形ライン電圧調整器

Static Line Voltage Regulator (Westinghouse Engineer, Vol. 22, No. 1, Jan. 1962, p. 21)

入力電圧、負荷電流、および電源周波数が変動しても、出力側の電圧を一定に調整する目的の静止形電圧調整器が開発された。これは、特別に船用として開発されたもので、調整器つき M-G セットより軽量・小形で、衝撃および振動の影響を受けないという特長をもっている。

静止形調整器は、入力電圧の 5% の変動、電源周波数の 5% の変動、無負荷から定格負荷までの負荷の変動、および 0.75、(遅れ) から 1 までの力率の変動に対して、出力電圧を $\pm 5\%$ の範囲内に維持し、負荷変動に対し 0.1 秒以内の応答速度をもっている。現在のところ、定格 20 kVA まで製作することができる。

この電圧調整装置は、電圧検出器、磁気増幅器、可飽和リアクトル、調整用単巻変圧器などを組合せているが、電圧調整は電圧検出器により電圧偏差を検出し、磁気増幅器により増幅して可飽和リアクトルのインピーダンスを調整して行なわれる。

(伊丹製作所 入子輝夫訳)

航空機用始動発電機

Starter/Generators for Aircraft (Westinghouse Engineer, Vol. 22, No. 1, Jan. 1962, p. 22)

Westinghouse 電機会社はボーイング B-727 (UAL 航空会社納) に初めて、交流の始動発電機を選定した。これは実用機には初めてのもので、始動のときは電動機としてジェットエンジンを起動し、飛行中は発電機としてはたらき、電気刷子は全然用いていない。すなわち、発電機、始動電動機を 1 個の回転機で置きかえ、軽量、整備、補給上有利にしている。仕様は、発電機としては定周波三相で 40 kVA、電動機としては、250 foot-pds. のトルクを保証している。

取付はジェットエンジンとの間に Sundstrand 社の特殊の伝導機構を介して連結され、次の順序で運転される。

1. 外部電源により伝導装置は外ずされ励磁は 0 にして三相誘導電動機として起動する。
2. 電動機が同期速度に近くなったとき励磁される。
3. 電源と同調したとき伝導装置と結合して所定の減速比でエンジンクランクを始動する、このとき伝導装置はトルクコンバータとしてはたらき。
4. エンジンが運転に入り負荷が減少したとき、電源を切りかえ、発電機として運転に入る。このとき伝導機構は定速駆動装置としてはたらき、エンジンの回転数とは無関係に一定周波数の電力がえられる。

(名古屋製作所 戸谷利雄訳)

シリコン整流器サージ電圧吸収器

I. R. SMITH & E. T. SPIRES: Voltage Surge Suppressors for Silicon Rectifier Protection (Westinghouse Engineer, Vol. 22, No. 2, March, 1962, pp. 52~55)

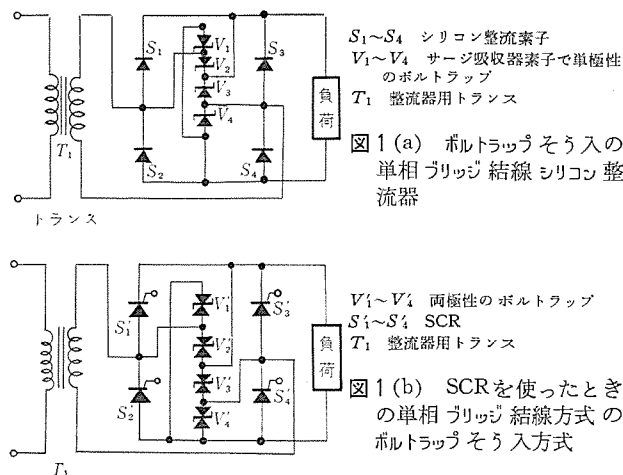
シリコン整流器のサージ電圧保護方式は従来、R-C 装置、バリスタなどを整流素子に並置して一応好結果をえていたがシリコン整流素子の PRV 定格の向上、特定の用途での高サージ電圧の出現、サージエネルギー、大突入電流などの問題と関連して支障を生ずようになり、在来のもより信頼度がたかく、小形状の Voltrap とよぶ半導体サージ電圧吸収装置が開発された。これはセレン整流素子の技術の発達に依存し、シリコン素子のゼナー破壊電圧と似た鋭敏な逆破壊電圧特性を有する点を利用したものである。2A 定格、30 V (rms) のボルトラップは平常時には 6,000 Ω の抵抗をもちこれがサージ電流通流時には 37.5 Ω 以下となるが電圧はさして上昇しない。すなわち定格電流の約 10% から 100%……1,000% の変化……に対して電圧は約 15% 増すに過ぎない。定格電流値におけるこの制限電圧値は 0°C から 100°C のセレン素子動作温度下では不変である。ボルトラップの実効交流電圧は 30 V から 30 V 間隔に 480 V までである。特別なものとして 480 V 以上にも使用する。図 1 は単相ブリッジ結線回路へのボルトラップそう入方式の一例を示す。ボルトラップを通り放電する最大電流を決定するのは一般に困難であるが、シリコン整流器、無負荷時のトランスの励磁電流に係するサージ吸収器の放電電流定格 (I) は次式で与えられる。

$$I = 0.7 \times K \times (\text{二次全負荷交流電流}) \dots\dots\dots (1)$$

ただし K : パーセント励磁電流

2 kW, 125 V, 単相整流回路での I の数値は $K=10\%$ で 1.34 A である。しかしサージ電流通流時間と反覆率とを適当におさえれば定格値以上の放電電流を消化しうる。たとえば定格電流値 (I) の 400% で 10 ms のパルスは 90 秒後なれば再印加してもよいが制限電圧値は超過することにはなる。制限電圧値には C と A 級の二つがあり、前者は定格 rms 電圧値の 2.5 倍以下、後者は 2.8 倍以下に制限する。よって 230 V 直流電源では 210 V C 級で制限電圧は 525 V, シリコン整流素子の P.R.V 定格は 600 V である。この制限電圧を P.R.V の値以下に選定すれば安全であり、両者の数値の差は安全率を示すことになる。

(伊丹製作所 加藤又彦訳)



■ 1,500 V, 3,000 kW 屋外形風冷式シリコン整流器完成

国鉄信越線電化計画による新設の安中、松井田両変電所用の屋外形、風冷式 1,500 V, 3,000 kW シリコン整流器を完成した。

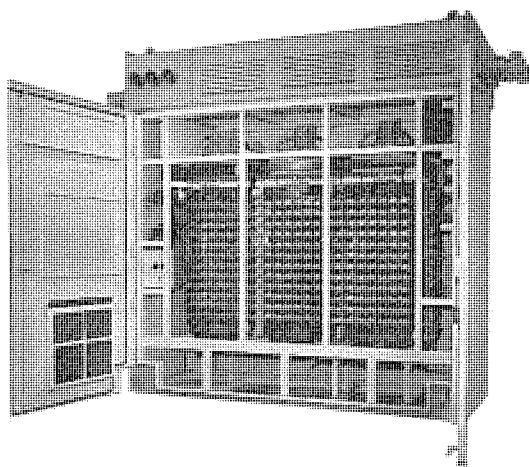
国鉄の直流変電所には、すでに約 15 万 kW のシリコン整流器が設備され、好評を博している。今年度中には、さらに約 10 万 kW が増設されることになっているが、そのほとんどが屋外形の計画である。

シリコン整流器は、静止形の機器でありしかも、水銀整流器のように、むずかしい温度制御の必要がないという利点があるので、屋外形にしたばあいの問題点が少なく、新設変電所のばあい、建屋設備の軽減をねらって屋外形が採用される機運にある。

シリコン整流器は風冷式であるので、屋外キュービクルの耐水構造にはとくに注意が払われており、冷却風出入口を除いてはすべて水密構造を採用しており、注水試験によってこれを確認した。

シリコン整流器の仕様の概略はつぎのとおりである。

定格出力	3,000 kW
直流電圧	1,500 V
定格の種類	E 種定格
形 式	屋外形、風冷式
結線方式	三相ブリッジ結線
受 電	60 kV 3φ 50 c/s



1,500 V 3,000 kW シリコン整流器（屋外形風冷）

■ 三菱スーパーライフ水銀ランプ完成

当社では、数年前から水銀ランプの長寿命化および光度の低下防止などについて研究中であったが、このほど当社大船製作所において画期的な方式による水銀ランプを完成し、“三菱スーパーライフ

水銀ランプ”と名づけ、近く発売することになった。

今回当社で完成した新形の水銀ランプは

① 従来の一般市販品の平均寿命が約 6,000 時間であるのに対し、新形のランプの平均寿命は 12,000 時間で 2 倍となった。

② 光度の減衰は新形ランプは 6,000 時間では初光度の 85~88%（従来のランプは 80%）、12,000 時間で初光度の 80% 以上あり、従来のランプに比較して光度の減衰が非常に少なくなっている。

（図 1）

以上のような“三菱スーパーライフ水銀ランプ”の長寿命化および光度低下の防止に対する構造上の特長としては

① 従来の電極は二重コイルを心線に 1 回巻きつける方式であるが、新形ランプの電極は一次コイルと二次コイルを二重に巻き、すきまを設けた内側の一次コイルの間に電極物質を充填して、密

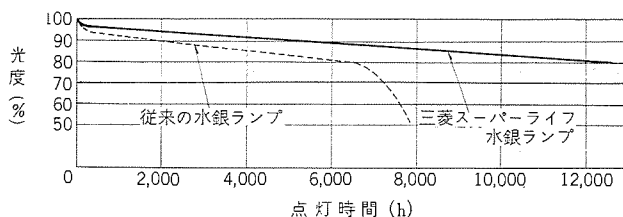


図 1 光度減衰曲線比較

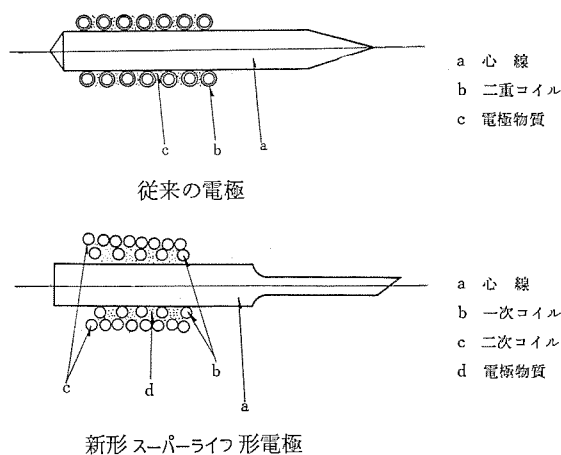
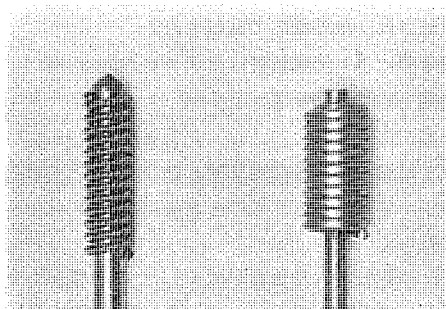
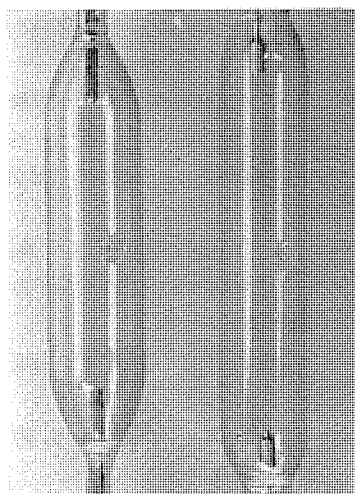


図 2 旧電極とスーパーライフ形電極の違い



左 従来電極 右 スーパーライフ形電極

図 3 電極の構造



左 従来の電極 右 スーパーライフ形電極
図 4 内管に取付けた電極

に巻いた外側の二次コイルにより、放電中のスパッタリングに起因する減衰、寿命の短縮を保護する構造となっている。(図 2, 3)

② 電極物質には当社独得の特殊金属酸化物とタングステン粉末の混合物が使用されているため、電子放射能力が十分大きい上に、放電中の蒸発が少なく、また、たとえ蒸発して管壁に付着してもその色は白色で光をシャハイする度合が少ないので従来のランプに比べ光度減衰が著しく減少している。

などがあげられる。図 4 はこれらの電極を取付けた水銀ランプの内管を示している。

■ セラミック形 EL 板を完成

第三の光源として、注目を浴びている EL 板(電場発光板)については、かねてから研究所において研究開発に着手して来たがようやくこれを完成、実用に供しうるにいたった。

EL 板には、大別してオーガニック形とセラミック形があり、その両者について研究を重ね、種々の利点を有するセラミック形を完成した。一般的にいってオーガニック形は輝度は高いが寿命が短く、セラミック形は寿命は長い、輝度が低いということになっており、たとえば緑色のものについて 100 V 60 サイクルで、セラミック形は輝度 4~5 rlx、輝度半減寿命 1 万時間以上、オーガニック形は輝度 12~15 rlx、輝度半減寿命数千時間である。今回研究所において完成したセラミック形 EL 板は、輝度において従来のオーガニック形に匹敵し、寿命においても従来のセラミック形の長寿命という特長をそのまま保持するという画期的なものである。

さらにセラミック形はオーガニック形に比し次のような特長をもっている。

- (1) 厚さが薄い(約 1 mm、オーガニック形は 5 mm くらい)。
- (2) 重さが軽い(オーガニック形の約 6 割)。
- (3) 熱的、機械的強度が大きい。
- (4) 種々の形に加工が簡単である。

図 1~3 に EL 板の構造と特性を、また図 4 に EL 板とその応

用品の一例の写真を示す。今後種々の指示装置、表示装置、特殊照明用としての新分野の開拓が期待される。

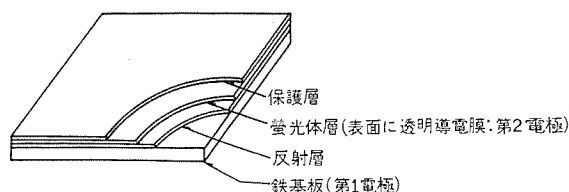


図 1 セラミック形 EL 板の構造

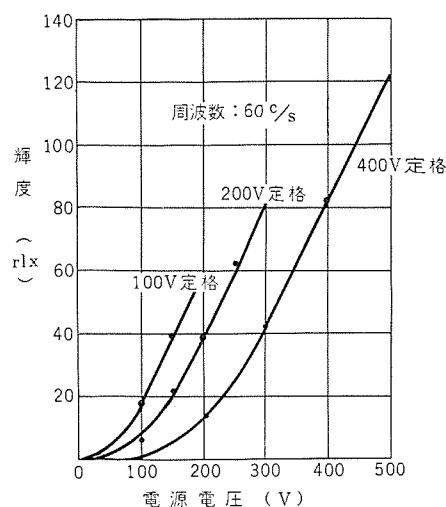


図 2 電圧対輝度特性

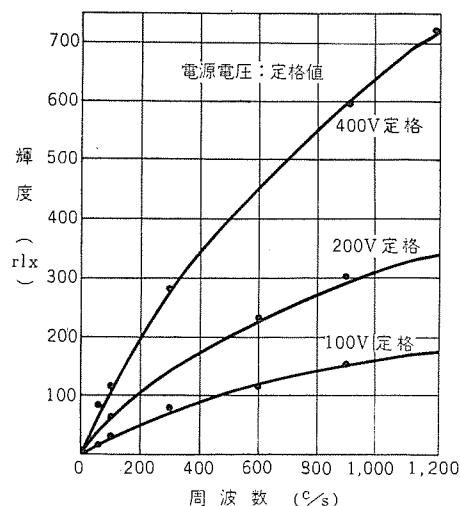


図 3 周波数対輝度特性

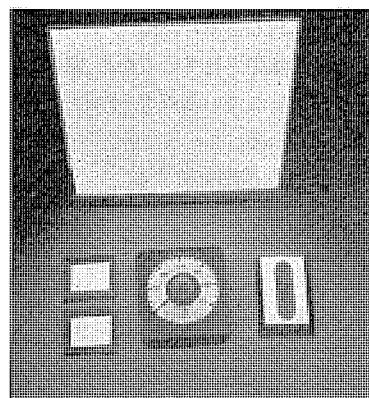


図 4

■ 新形単動式戸閉機械完成

現在当社で製作している戸閉機械は差動式といって大小2個のシリンダの片側には常に空気がこめられてあり、他方シリンダの空気を給排することによって電車のトビラを開閉する式のもので構造上座席下に設けられているが、半装の合理化を計り座席下を有効に利用させるため出入口トビラの上部車体内に取付けられるよう細長くした単動式の戸閉機械を開発し長期の試験の結果これを完成した。この単動式戸閉機械はシリンダピストンの先端に直接設けられた可動ピニオンがトビラに取付けた可動ラックと車体に取付けた固定ラックに噛合わされ、ピストンの運動によって直接トビラが開閉されるものである。

トビラは片開きのものもあれば両開きのものもあるがいずれにも使用できるもので写真は両開き用の外形を示す。



両開き用単動式戸閉機械

仕様は次のとおりである。

形式 ES300 形 単動式戸閉機械
(片開き用または両開き用)

操作方式 電磁空気操作方式

操作空気圧 最低 3.5 kg/cm²
標準 5 kg/cm²

ピストン 325 (トビラ寸法 650) 両開きの場合

ストローク 350 (" 700) "

トビラ有効開閉力 開 約 40 kg
閉 約 32 kg

重量 15 kg 両開き用として
(ただし本体のみ)

付属品 操作電磁弁 オン・オフ 各 1
戸締 スイッチ 1

トビラの仕様 水平引張力 1.5 kg 以内

なお、特長としては次のものがあげられる。

1. 小形、軽量であって車体取付部は特別に大きくする必要はなく、その取付けは容易である。
2. トビラのストロークに対し、ピストンストロークは $\frac{1}{2}$ でよく、パッキンの摩耗は少ない。
3. ピストンしゅう動部には優秀なパッキンを使用しているので空気洩れ、耐摩耗に対し信頼度は高い。
4. 調整部は中央部に集中されているため、調整は容易である。
5. ピニオンは首振り式としているのでトビラとの関係寸法は比較的容易に組立てられる。
6. トビラ閉時には適当な緩衝を有する。
7. 噛合部には油受けが設けられてあり、トビラの汚れは防止される。

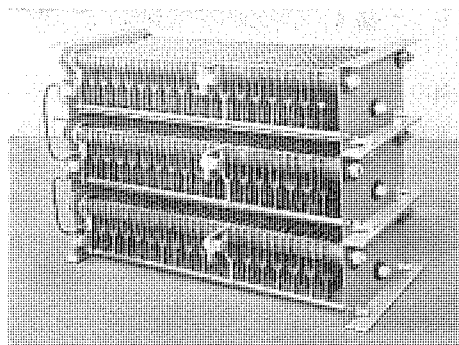
■ 特殊鋼板製グリッド抵抗器

特殊鋼板製グリッド抵抗器は、堅牢で耐振性がよいので、おもに

クレーン用電動機の二次抵抗器として需要が多い。当社は LG 形抵抗器として製作した。

打抜鋼板製のグリッドは絶縁締付け棒と鋼板製端ワッによって組立てられ、つぎの特長がある。

1. 铸铁製グリッド抵抗器のように破損の心配がなく、振動、衝撃に対して強い。
2. 通電部分（グリッドとグリッドの接続部分およびグリッドと端子の接続部分）は溶接しているため接触不良を起す心配がなく、保守、点検が簡単である。
3. 鉄、クロム鋼板を使用しているため、温度による抵抗値の変化は無視しうるほど小さい。
4. 低抵抗値の大電流用に適しているため、铸铁製グリッド抵抗器に比し、一般に軽量、小形である。

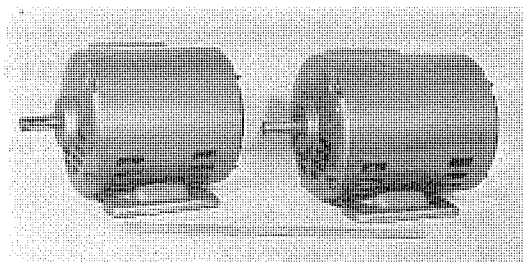


LG 形グリッド抵抗器

■ 鋼板フレーム製コンデンサ起動形単相モートル SC-R 形、300 W、400 W、4 極

すでに当社では鋼板フレーム製コンデンサ起動形単相モートルとして、100 W、200 W、250 W の生産を行なっているが、この程さらに出力を拡大し、300 W、400 W、4 極 の生産を開始した。

300 W、4 極は、200 W、400 W の中間機種として、ワッ番号が 910 フレーム、400 W、4 極はワッ番号が A910 フレームである。とくに 400 W は、これまで鋳物製フレームを使用していたが、今回の新製品は、まったく同一取付寸法で、軽量化せられ、しかもトルク特性は十分強力で、温度上昇も低い。



左 SC-R 形 300 W、4 極 右 SC-R 形 400 W、4 極

■ シリコンホール発電機素子

半導体素子の応用として、磁束あるいは、これに関連せしめる種々の量の測定、検知に用いられるものにホール発電機があり、ゲルマニウム (Ge)、インジウムアンチモナイド (InSb)、インジウムアセナイド (InAs) などが用いられているが、研究所において、シリコン (Si) を用いたホール素子を開発した。Si はほかの比し電子の移動度が小さいので、磁束密度とホール電圧との比例性がよく、磁気抵抗効果が少ないほどの特長を有し、またホール電圧の温度依存性が小さい。研究所において試作した2種のもの (固有抵抗を異にする) についての特性を表1ならびに図1, 2に示す。図3は試作ホール素子の写真である。

表 1

	No. 1	No. 2
寸 法 (mm)	4×8×0.15	同 左
ホール端子間抵抗 (Ω)	65	850
制御端子間抵抗 (Ω)	90	1,400
ホール素子定数 k^* (V/AG)	4.7×10^{-4}	3.4×10^{-3}
ホール電圧温度係数 (1/°C)	+0.00085	-0.0012
許容制御電流 I_c (mA)	30	8
10 KG でのホール電圧** (mV)	140	270

* $V_H = kI_c B$ V_H : ホール電圧, I_c : 制御電流, B : 磁束密度
** 許容制御電流を流した時の値

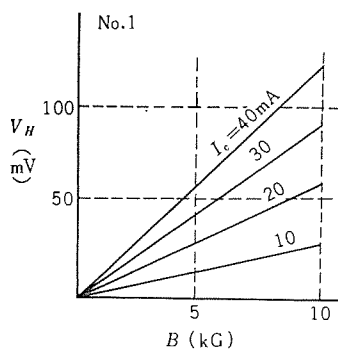


図 1

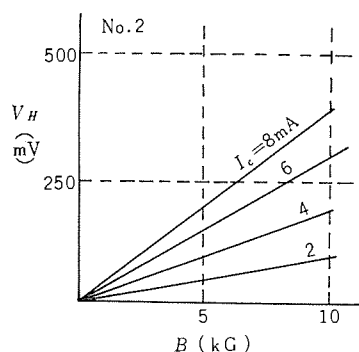


図 2

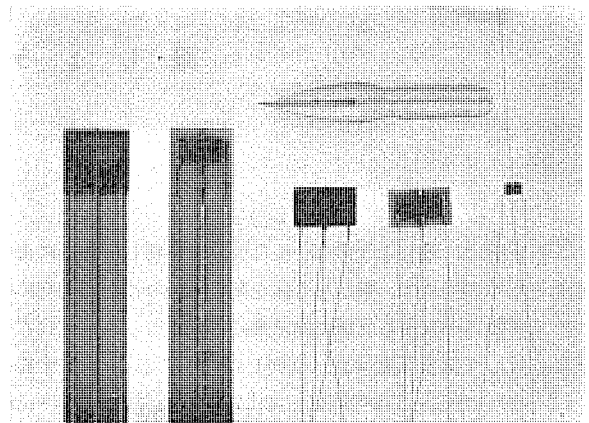


図 3 試作ホール素子

■ 西武鉄道納め電気連結器 100 台受注

電車の編成は乗客の変動によって常時その組換えが行なわれるが車間の電気回路の引通しもまた同時に連結、開放される。今回、西武鉄道より受注した電気連結器は制御引通し 45 回路を有するものであって、しかも機械式密着連結器に直接取付けられ自動的に連結されるため小形軽量について強く要望された。

このためいくつかの新機軸が取入れられ、先に約 40 台納入したが今回かさねて受注した 100 台はさらに改良が加えられた。この電気連結器の仕様は次のとおりである。

形式 CE744 形 自動カバー付
(前回のものは CE741 形)
電気接点 OC 100 V 15 A 45 回路
(うち 制御回路 35 回路
放送回路 6 回路)
接触圧力 3 kg
重量 27 kg

従来の電気連結器に対し、取入れられた新機軸は次のとおりである。

(1) 電気接触部を 5 回路ずつの分割式ユニットとした。このため、絶縁物が小形化され 1 回路ごとの取換えが可能であるので分解、組立が容易である。

(2) 電気接触部の構造を合理化した。

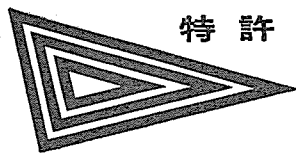
電気接触部先端には銀を張りかつ、これと端子板部との接続には特殊な弾性を有する伸縮シャントを圧着にて接続して接触部分を極力少なくしたため、電気的信頼性は従来のものよりいっそう高いものとなった。

(3) 放送回路をシールドした。

電気接触部を分割式ユニットとしたため、そのあいだにアルミ板を挟み容易にシールドを行なうことが可能となった。

(4) 端子の取付点検が容易な構造とした。

端子板部を階段状としたため下部からの端子の取付点検が非常に容易となった。



飛 しょう 体 誘 導 方 式

発 明 者 岡 本 正 彦

この発明は、飛しょう体(1)を自動的に誘導し、目標に命中させるための方式で、飛しょう体を長軸の回りに一定方向にゆっくり回転させながら目標に向け飛ばし、飛しょう体にはこの長軸に対して或る角度 α だけ偏向した方向にビームを有するレーダを設け、飛しょう体の回転と共に電波ビームのユニカスキャンニングを行なわせる。このユニカスキャンニングにより、目標からの反射波は、図2 Iのように目標が飛しょう体の進行方向から外れている角度 θ に比例する振幅で、その外れ方向の回転角 δ によって定まる位相の正弦波で振幅変調される。飛しょう体が回転し、レーダの電波ビームが目標方向PQに向った瞬間、すなわち受信機(2)により受信される反射波が最大振幅となった瞬間に、受信波Iの最高値を選択したパルスを操舵指令装置(4)によって得、このパルスを操舵装置(5)に導入して飛しょう体(1)を電波ビームのかたよった方向に瞬間的に操舵する。このようにして飛しょう体が回転し、その固有回転角と上記目標の外れ方向の回転角 δ とが一致するごとに瞬間的に操舵して、飛しょう体が目標方向に向くよう制御する。飛しょう体の進行方向と目標方向とが一致すれば、反射受信波Iは凹凸のない平滑な形となり、波形IIを生じないから飛しょう体は操舵されず、その方向が維持される。従来の水平、垂直の両方向舵を制御する方式に比べ、この方式は単一の一方向の操舵を行なうのみでよいから、操舵機構が非常に簡単となる。

(特許第 254965 号) (葛野記)

図 1

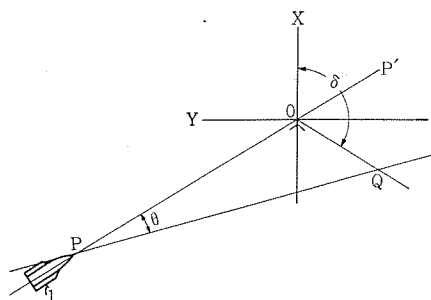
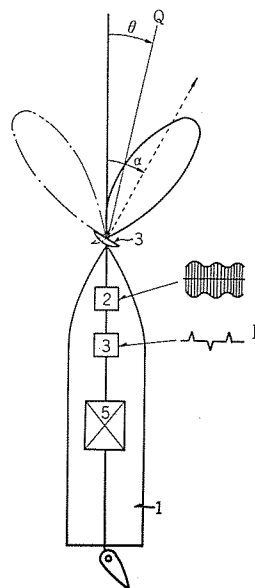


図 2

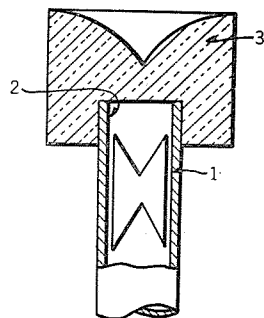


マイクロ波用無指向性円偏アンテナ

発 明 者 喜 連 川 隆

円偏波アンテナは水平、垂直両偏波に等感度を有し、マイクロ波アンテナとしては好適であるが、無指向特性をもたせることが非常にむずかしいという欠点がある。この発明はこの点を解決し、水平面内に無指向特性を有する円偏波アンテナを提供するものである。すなわち、図において導波管形円偏波アンテナ(1)の開口部(2)を上に向け、これに回転対称形の帽状誘電体(3)を装着して、電波を誘電体(3)中を屈折、かつ上端面から反射させて側方へ放射させる。誘電体(3)を設けなければ上方に鋭い指向性を有し水平面内に低い感度しか有しないが、帽状誘電体(3)を装着することによって水平面内に相当の感度をもたせ、かつ無指向特性をもたせることができる。さらに帽状誘電体(3)の形状を適当にすることにより垂直面内の指向特性を希望する形にすることもできる。

(特許第 272645 号) (葛野記)



名 称	登 録 日	登 録 番 号	発 明・考 案 者
電圧継電器	37- 1-27	562049	都築勇吉・沢田忠
プッシング用弾性口出カバー	37- 1-27	562050	{ 佐藤龍興 魚住幸男
螢光放電灯口金	37- 1-27	562051	久保幸正・大槻憲一
可調整型変成器用鉄心	37- 1-27	562052	中村弘・井手平三郎
プッシング用弾性口出	37- 1-27	562053	{ 佐藤龍興 魚住幸男
防爆機器端子引出装置	37- 1-27	562054	{ 佐々木義雄 有田晋策
抵抗器	37- 1-27	562055	岩崎行夫
電気鉄心	37- 1-27	562056	伊藤公男・清水英範
半導体整流器による分布変電所装置	37- 1-27	562057	加藤又彦
螢光灯器具	37- 1-27	562058	高島秀二・山下源一郎
誘導電動機の速度制御装置	37- 1-27	562059	吉田太郎
電熱器	37- 1-27	562060	増谷良久
螢光放電灯	37- 1-27	562061	{ 河合登・高島秀二 山下源一郎
チャンネル切換表示装置	37- 1-27	562401	中村元男
エレベータの位置知らせ装置	37- 1-30	562809	河合武彦
小物めっき用治具	37- 1-30	562994	高橋盛一
ローラー形絞り機	37- 1-30	562995	岡田耕作・東海林明男
回転電機用補償コイル	37- 1-31	700644	内海権三・河村寿三
扇風機の首振装置	37- 1-31	700684	田口幹雄
扇風機首振角度調整装置	37- 1-31	700685	田口幹雄
扇風機首振角度調整装置	37- 1-31	700686	増田元昭・糸川川佐富
扇風機首振角度表示装置	37- 1-31	700687	増田元昭・糸川川佐富
扇風機		700688	新倉宗寿
扇風機のネックピース取付装置	37- 1-31	700689	白石和雄・田口幹雄
積算電気計器用磁気分路子	37- 2-16	563935	石井弘道・山県稔
時遅素子用電気応動装置	37- 2-16	563936	浜岡文夫・大野栄一
回路遮断器	37- 2-16	563937	武藤正・松尾昭二
テレビジョン画像調整用つまみ取付板	37- 2-16	563938	幸田克己
放電加工装置	37- 2-16	563939	{ 斎藤長男・真鍋明・ 岩村武志
回転型開閉器の接点清掃装置	37- 2-16	563940	芝田正巳
内燃機関点火装置	37- 2-16	563943	三木隆雄
内燃機関点火装置	37- 2-16	563944	三木隆雄
変圧器鉄心	37- 2-16	563946	清水英範
巻鉄心	37- 2-20	564132	吉野敏夫
水車発電機用人口弁の開閉表示装置	37- 2-22	564502	松尾潔・梅名茂男
ガスボンベの封板開口装置	37- 2-22	564503	宇川彰
ジュースミキサーの基台	37-11-27	557049	{ 増谷良久・小原英一・ 加藤輝彦
電気ストープ	37- 2-16	563941	小原英一・加藤輝彦
換気扇用開閉装置	37- 2-16	563942	成瀬勇
磁気装置	37- 2-16	563945	中村弘・細島芳和
浮袋いかだ	37- 2-16	563947	尾島学二・成沢一男
焼酎把手の取付装置	37- 2-20	564278	野畑昭夫・高橋正晨
冷凍ケース	37- 2-20	564279	坂井松衛・吉野静雄
冷蔵庫	37- 2-20	564280	駒形栄一
電子冷蔵庫	37- 2-20	564281	市川健一
螢光灯スタンド	37- 2-20	564282	山崎肇
吸収式冷蔵庫	37- 2-20	564283	加藤敏治
空気調和装置	37- 2-20	564315	河合照男
水銀灯の封蝕部	37- 3- 8	565712	小椋義正・柏村玲二郎
冷蔵庫のキャビネット	37- 3-13	566535	石川嘉好
熱風乾燥機	37- 3-13	566561	服部信道・岩田尚之
防爆型螢光放電灯	37- 3-13	566562	佐々木武敏
光天井用枠板装置	37- 3-13	566563	船田淳三
カーテラ	37- 3-13	566565	{ 石川嘉好 山本杜司
防爆型螢光放電灯	37- 3-13	566566	久保幸正
防爆型電磁開閉器の保護装置	37- 2-28	700808	平野琢磨
扇風機の伏仰角調整装置	37- 2-28	700809	長瀬卯三郎
首振角度調整装置	37- 2-28	700810	早崎実

名 称	登 録 日	登 録 番 号	発 明・考 案 者
扇風機上下装置	37- 2-28	700811	曾我武夫
電気こたつ兼用乾燥器	37- 2-28	700815	八巻直躬・加藤義明
扇風機	37- 2-28	701020	新倉宗寿
耐湿耐薬品用水銀灯	37- 2-28	701043	{ 高島秀二・田中民雄・ 船田淳三・佐々木武敏
電動揚貨機制御装置	37- 3- 8	565713	進藤貞和・和田義勝
電磁弁	37- 3- 8	565821	大熊圭次
磁気増幅器付継電器	37- 3- 8	565836	北岡隆・喜多稔
積算電力計の過負荷補償装置	37- 3-13	566427	{ 山県稔 黒川憲造
貨物用小形エレベータの扉開閉装置	37- 3-13	566428	石川理一
トランジスタ継電器	37- 3-13	566429	吉田太郎
貨物用小形エレベータ乗かごエレベータの乗場扉及び乗かご扉連動装置	37- 3-13	566430	石川理一
エレベータ用扉装置	37- 3-13	566431	日野雅行・石川理一
電波探知機	37- 3-13	566432	石川理一・日野雅行
電波探知機	37- 3-13	566433	有田不二男
電波探知機	37- 3-13	566434	吉田武彦・東野義夫
継電器装置	37- 3-13	566564	奥村敬
整流装置	37- 3-13	566567	加藤又彦
自励式交流発電機の初期励磁装置	37- 3-13	566568	尾畑喜行
自励式交流発電機の初期励磁装置	37- 3-13	566569	尾畑喜行
交流発電機の初期励磁装置	37- 3-13	566570	尾畑喜行
印刷配線装置	37- 3-13	566571	藤木一・幸田克己
充電発電機の電圧制御装置	37- 3-13	566572	浅野哲正
ターレット型チューナー	37- 3-13	566573	武居明
積算量遠隔計装置	37- 3-19	566696	加藤義明
電気洗濯機	37- 3-19	566707	{ 東邦弘・武井久夫・ 岡田耕作・東海林明男・ 宇田秀一
電気掃除機用集塵袋	37- 3-27	567039	東邦弘・武井久夫
扇風機	37- 3-27	567040	藤田勲
車輛用電動機の電機子	37- 3-27	567041	浅越泰男・河村寿三
熱交換器	37- 3-27	567042	加藤敏治・志村圭吾
直流電流手筒装置	37- 3-27	567185	細野勇
レーダ装置	37- 3-27	567186	樫本俊爾・井上義男
反動電動機用回転子	37- 3-27	567187	梶谷定之・芝昌義
誘導電動機の起動装置	37- 3-27	567188	富永隆弘・元本智春
内燃機関点火装置	37- 3-27	567189	三木隆雄
ジュースミキサー	37- 3-27	567190	武井久夫・小川昇
コンデンサ形計器用変圧器	37- 3-27	567191	早瀬通明・沖敏樹
冷陰極表示放電管	37- 3-27	567192	植竹勝人
低圧点火装置	37- 3-27	567193	三木隆雄
赤外線気体分析装置	37- 3-28	567436	安東滋・村西有三
開閉器の鎖錠装置	37- 3-31	701186	新井正元・米沢克昌
整流ライザ部	37- 3-31	701187	山下浩
刷子保持器支持装置	37- 3-31	701188	芳野力
刷子保持器支持装置	37- 3-31	701189	芳野力
刷子保持器支持装置	37- 3-31	701190	芳野力
耐火性配電盤	37- 3-31	701258	長谷川謙三
電動機の軸受支持装置	37- 3-31	701259	勝間通夫
カプラン水車のランナ翼開閉調整装置	37- 3-31	701272	岡本孝治
磁石発電機	37- 4-19	568689	三木隆雄
軸封装置	37- 5- 2	701738	明石馨・本田幸持
テレビジョン受像機のコントロール及び輝度調整装置	37- 5- 8	569444	武居明・幸田克己
凝縮器	37- 5- 8	569473	河合照男
カプラン水車のランナ翼開閉調整装置	37- 5- 8	569490	尾畑喜行
カプラン水車のランナ翼開閉制御装置	37- 5- 8	569492	尾畑喜行
静電気式集塵装置	37- 5-10	701926	斉藤寛・酒井正侃
静電気式空気清浄装置用集塵ユニット	37- 5-10	701931	斉藤寛・酒井正侃
始動電動機兼用充電発電機の制御装置	37- 5-10	701953	平田毅
静電気式空気清浄装置の洗浄機構	37- 5-10	701956	飯内一郎・酒井正侃
照光形開閉器	37- 5-10	701992	立石俊夫

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 3 番地 (東京ビル内)				(電) 東京 (201) 大代表 1611
本社商品事業部	東京都千代田区丸の内 2 丁目 20 番地 (三菱商事ビル内)				(電) 東京 (211) 代表 2511・2531
本社施設部	東京都千代田区丸の内 1 丁目 8 番地 (仲 27 号館)				(電) 東京 (211) 代表 1261・1271・1281
東京商品営業所	東京都千代田区丸の内 2 丁目 20 番地 (三菱商事ビル 3 階)				(電) 東京 (211) 代表 2511
大阪営業所	大阪市北区堂島北町 8 番地 1				(電) 大阪 (312) 代表 1231
大阪商品営業所	大阪市北区堂島北町 8 番地 1				(電) 大阪 (312) 代表 1231
名古屋営業所	名古屋市中区広小路通り 2 の 4				(電) 本局 (23) 代表 6231
福岡営業所	福岡市天神町 58 番地 (天神ビル内)				(電) 福岡 (75) 代表 6231
札幌営業所	札幌市大通り西 1 丁目 13 番地				(電) 札幌 (3) 代表 9151
仙台営業所	仙台市大町 4 丁目 175 番地 (新仙台ビル内)				(電) 仙台 (2) 代表 6101
富山営業所	富山市総曲輪 490 の 3 (明治生命館内)				(電) 富山 (3) 代表 3151
広島営業所	広島市八丁堀 63 番地 (昭和ビル内)				(電) 広島 (2) 4411~8
高松営業所	高松市寿町 1 丁目 4 番地 (第一生命ビル内)				(電) 高松 (2) 代表 5021 4416 (直通)
小倉出張所	小倉市京町 10 丁目 281 番地				(電) 小倉 (52) 8234
静岡出張所	静岡市七間町 9 番地 10				(電) 静岡 (2) 2595 (3) 2962
金沢出張所	金沢市田丸町 55 番地 1				(電) 金沢 (3) 6213
長崎出張所	長崎市江戸町 30				(電) (2) 8266
岡山出張所	岡山市上石井 174 番地 (岡山会館 4 階)				(電) 岡山 (3) 2948 (2) 2564
研 究 所	兵庫県尼崎市南清水字中野 80 番地				(電) 大阪 (48) 8021
研 究 所	神奈川県鎌倉市大船 782 番地				(電) 大船 代表 3131
神戸製作所	神戸市兵庫区和田崎町 3 丁目				(電) 兵庫 (6) 代表 5041
伊丹製作所	兵庫県尼崎市南清水字中野 80 番地				(電) 大阪 (48) 8021
長崎製作所	長崎市平戸小屋町 122 番地				(電) 長崎 (3) 代表 3101
無線機製作所	兵庫県尼崎市南清水字中野 80 番地				(電) 大阪 (48) 8021
無線機製作所	名古屋市中区矢田町 18 丁目 1 番地				(電) 名古屋 (73) 1531
静岡製作所	静岡市小島 110 番地				(電) 静岡 (3) 0141~0145
中津川製作所	岐阜県中津川市駒場				(電) 中津川 2121~8
和歌山製作所	和歌山市岡町 91 番地				(電) 和歌山 (3) 代表 1275
福岡製作所	福岡市今宿青木 690 番地				(電) 福岡 (82) 代表 1568
福山製作所	福山市沖野上町 6 丁目 709 番地				(電) 福山 代表 2800
姫路製作所	姫路市千代田町 840 番地				(電) 姫路 代表 6900
大船製作所	神奈川県鎌倉市大船 800 番地				(電) 大船 代表 2121
世田谷製作所	東京都世田谷区池尻町 437				(電) 東京 (414) 代表 8111
北伊丹製作所	福島県郡山市字境橋町 1 番地				(電) 郡山 1220~1223
鎌倉製作所	伊丹市大鹿字主ヶ池 1 番地				(電) 伊丹 大代表 5131
無線機製作所	神奈川県鎌倉市上町屋 325 番地				(電) 大船 4141
無線機製作所	京都府乙訓郡長岡町大字馬場小字図所 1				
東京工場	東京都世田谷区池尻町 305				(電) 東京 (414) 代表 8111
札幌修理工場	札幌市北二条東 12 丁目 98 番地				(電) 札幌 (2) 3976

次号予定

三菱電機 Vol. 36 No. 8

- 電車の自動運転装置
- 電気絶縁用耐燃性積層板“レタルダ”
- ガラス布基材エポキシ樹脂積層品の高電圧機器への適性
- 変圧器用接着鉄心 (2)
- 観測用ロケット追尾レーダ (GTR-1 形)
- MELCOM EA-7402 形全トランジスタ式アナログ計算機
- 磁心とトランジスタによる計数回路
- 最近の特殊甲板補機
- 差動歯車 ウィンチ
- AS プレーキ
- 大形ベータ線スペクトログラフの試作
- 小形保護ガス発生装置
- SF₆ ガス中のアーチ動特性
- 電力潮流のデジタル計算の一方法
- 銅合金バネ材料のバネ特性
- 技術解説: 系統短絡容量とシヤ断器の適用

雑誌「三菱電機」編集委員会

委員長	小倉弘毅	常任委員	山田栄一郎
副委員長	宗村平	委員	岩原二朗
常任委員	浅井徳次郎	〃	片岡高示
〃	安藤安二	〃	樫本俊弥
〃	北川和人	〃	篠崎善助
〃	小堀富次雄	〃	仁礼義信
〃	高井得一郎	〃	堀真幸
〃	中野光雄	〃	前田祐雄
〃	馬場文夫	(以上 50 音順)	

昭和 37 年 7 月 21 日印刷 昭和 37 年 7 月 23 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 3 番地 小倉弘毅
印刷所
東京都新宿区市谷加賀町 1 丁目 大日本印刷株式会社
印刷者
東京都新宿区市谷加賀町 1 丁目 高橋武夫
発行所
三菱電機株式会社内「三菱電機」編集部
東京都千代田区丸の内 2 丁目 3 番地 電話 東京 (201) 1611
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) 0915・0916 振替東京 20018

線形電子加速器用集束偏向装置

大阪府立放射線中央研究所向けに製作された線形電子加速器用集束偏向装置が昭和 37 年 1 月から同研究所で稼働に入っている。この装置は線形電子加速器によって加速された高エネルギー大強度の電子ビームを集束させたのち、偏向させて目的の実験装置に電子ビームを導びくためのものである。

装置の構成は次の各部よりなっている。線形電子加速器から取り出された加速電子ビームを所定の位置に集束させるために強集束の原理を利用した四極電磁石対がおかれている。この電磁石で作られる磁場は電子ビームの中心軸から 40 mm の円内で磁場強度の直線性からのずれが 1% 以内となっているから入射電子ビームに対して収差をおこすことなく集束させることができる。さらにこの電磁石の励磁電流を変えることでレンズとしての焦点距離を変変にしよう。平行に入射した 20 MeV の電子ビームを電磁石の後方 2 m~10 m のところで焦点を結ばせるに十分な磁場を作りうるよう製作されているから、20 MeV 以下の任意のエネルギーの加速電子流に対して十分な集束の機能をはたすことができる。

この四極電磁石対で集束作用を受けた電子ビームは次に偏向電磁石によって偏向される。この偏向電磁石は +70°, 0°, -70° の三方向に分岐させることができる構造の三方向分析用電磁石である。作られる磁場の強さは入射電子ビームのエネルギーが 20 MeV のものを曲率半径 300 mm で偏向させるに十分なものである。もちろん磁場の強さは可変であるからそれ以下のエネルギーの入射電子ビームについても同様の偏向をすることができる。磁場の均一性は磁極面の仕上げにとくに注意をはらって、十分ひろい範囲にわたって 5×10^{-4} の磁場の均一性をたせている。さらに上記のような三方向分岐というスイ

ッチング電磁石としての機能のほかに、この電磁石は電磁石の前後に配置されたスリット系と合せて、高い分解能でビームのエネルギーを選別できる分析用電磁石としての機能と電磁石の入射端と射出端とに同軸シムをとりつけることで集束電磁石としての機能をも同時にそなえている。

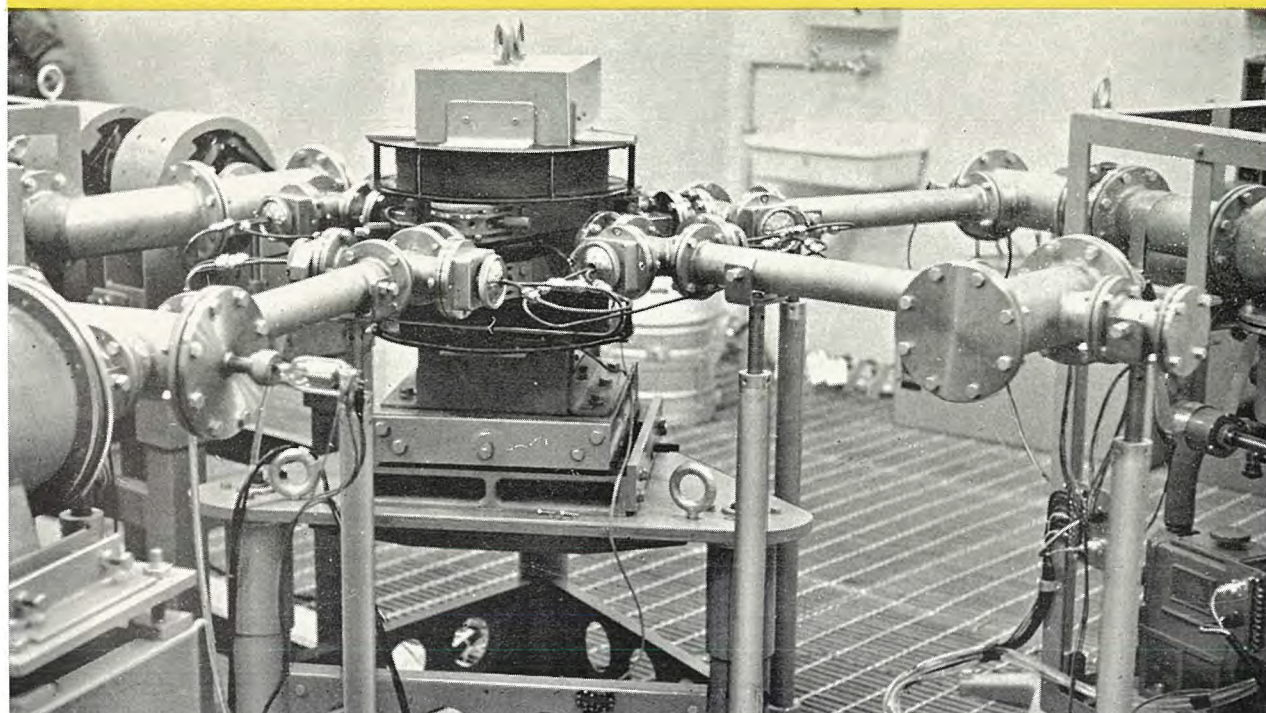
電子流測定のためにファラデー・カップが使用される。電子流のエネルギーが 20 MeV という高いエネルギーであるためこの高エネルギー電子流の電流を誤差なく測定するためその構造にはかなりの注意がはらわれている。さらに線形電子加速器からの出力が平均数 kW という大きな値であるためその発熱からファラデー・カップを冷却するための構造などに苦心がはらわれている。

電子流を導びいていくための通路ともいえるべきエクステンション系は非磁性のステンレス・パイプで作られており各所にベローズやスリットなどが配されている。

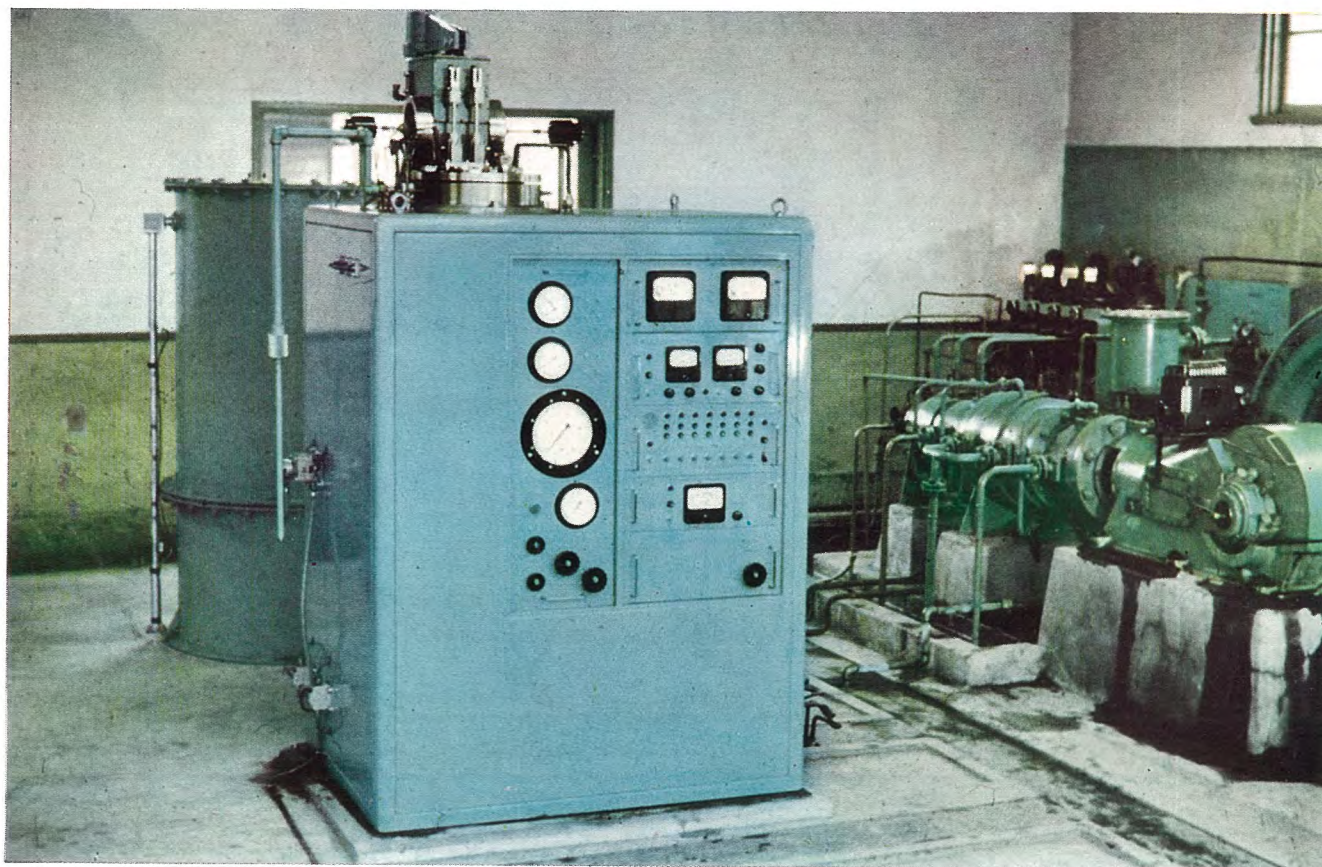
このエクステンション系は 100 mm 系排気装置 3 機で排気され運転後 1~2 時間で系の末端において 6×10^{-6} mmHg の真空度にまで排気される。

その他、上記のような各装置の配置された本体室から放射線防御のための隔壁をへだてた遠方の操作室でこれらの装置を操作するための操作盤がおかれている。この操作盤には次にあげるような回路がおさめられている。四極電磁石対、三方向分析用電磁石の励磁電流を流すための直流電源はトランジスタ化された高安定度の直流電源でその電流の安定度は 0.003% 以内におさえられている。その他、3 機の排気装置の電源およびその警報回路、電離真空計による真空度指示回路、三方向分析電磁石の作る磁場強度の指示回路、ファラデー・カップでの電子流測定回路などからなっている。

リニアック 付属装置用偏向磁石装置



ヘリウム液化装置



昨秋はじめて液体ヘリウム生成に成功した機械式ヘリウムガス液化装置国産第1号機である。ヘリウムガス液化機は極低温領域における各種研究開発の基幹機種で、数年前までは五指に満たない国際的研究機関に設置が限られていたが、最近 国外においても Meissner 形あるいは Collins 形などの新しい液化装置が開発され、低温研究の原動力になっているので、この種の国産機の出現が強く望まれていたものである。

この装置は2段の断熱膨張と1段の Joule-Thomson 膨張とを基礎原理とする一種のヘリウムガス冷凍装置で、Collins 形に属し補助冷媒を使わずにヘリウム、水素、ネオン、フッ素、アルゴンなどの低沸点の気体を液化させることができ、また内部の液化室を室温から -270°C までの必要な温度レベルに制御し、種々の実験研究にも利用するように計画されている。

装置全体は 1.1 kW の4段ヘリウムガス圧縮機、ガス純化そう、低圧ガスホルダおよび液化装置本体などから構成され、本体キャビネットには液化クライオスタット、サービス用気圧ホイス、断熱真空装置および操作計装パネルなどが組込まれ、安全で確実な運転保守ができるように製作されている。液化クライオスタットは約 10^{-6} mmHg の真空断熱そうに囲まれ、液化室の中には、主熱交換器、2基のピストンエンジン、Joule-Thomson 膨張弁、JT 熱交換器および実験孔などが納められ、上部にはエンジンのなす仕事を吸収するためのクロスヘッド組立、高圧ガスシール、JT 弁と締切弁用ノブ、ガス出入口、液体ヘリウム移

送管などが取付けられている。

ヘリウムガスの液化サイクルについてのべると、まずポンペリウムが純化そうを通過したのち減圧され、低圧ガスホルダおよび圧縮機の吸込側に入り約 0.02 atg から 15 atg に圧縮されて、液化装置本体内の主熱交換器一次側に送り込まれる。その一部は2基のピストンエンジンの中で 0.2 atg まで膨張してこれを並列運転させ、低温低圧のガスになって熱交換器二次側に入り残りの高圧ガスを逆転温度まで冷却させ圧縮機の吸込側に帰る。したがってピストンエンジンの部分はヘリウムガスの予冷部を形成している。予冷された高圧のガスは Joule-Thomson 弁を通る時の自由膨張によってその一部が液化し、残りは JT 熱交換器の二次側に入って流入する高圧ガスを冷却し主熱交換器の二次側に合流する。定常運転状態での液化温度は約 4.4°K である。

正常な運転の場合、始動から液化が始まるまでの起動時間は約 4h、平均液化速度は約 2 l に設計されているが、この装置には液体窒素による予冷装置が設けられていて、これを併用すれば起動を約 2h に短縮できるように計画されている。

この種のヘリウム液化装置は、絶対零度近くの研究開発には必ず必要になる基本的な設備であるが、最近一般物理、物性、磁性など基礎研究の分野はもちろん、工学あるいは工業的な応用分野においても極低温領域の開拓が急速に広がりはじめているので、今後の活躍が大いに期待されている。

