

MITSUBISHI DENKI GIHO 三菱電機技報

Vol. 40 October 1966

溶接機特集

10

WT-250 SB 形 機動式三相スポット溶接機



21世紀の溶接機ついに完成！

三菱サイリスタシリーズ溶接機

三菱電機では、溶接業界の先陣をきってその性能の改善に努力してきたが、長年研究の成果を結集してさらに高性能、高安定なポータブル溶接機用サイリスタ式トランジスタタイマ、マルチプル溶接機用サイリスタ開閉器付トランスを完成した。従来のものに比べ大きく異なる点は、主回路の開閉器はイグナイトロンに変えてサイリスタを用い、溶接トランスにはサイリスタ開閉器をとう載し、シーケンスタイマは電磁弁の開閉までをトランジスタで無接点化し、溶接トランスの鉄心は三菱独自のMコアを使用したことなどである。

■ 特長

1. サイリスタ式主回路開閉器

- (1) トランスとう載形で小形軽量のため据付が簡単である。
- (2) 完全にソリッド化された素子で構成されているので寿命が半永久的である。

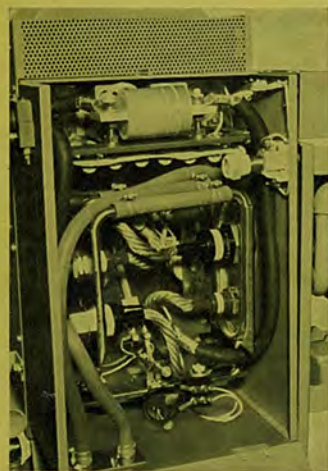
- (3) 導通時の電圧降下はイグナイトロンの約 $\frac{1}{20}$ であるから開閉器損失が小さく効率がよい。

2. タイマ

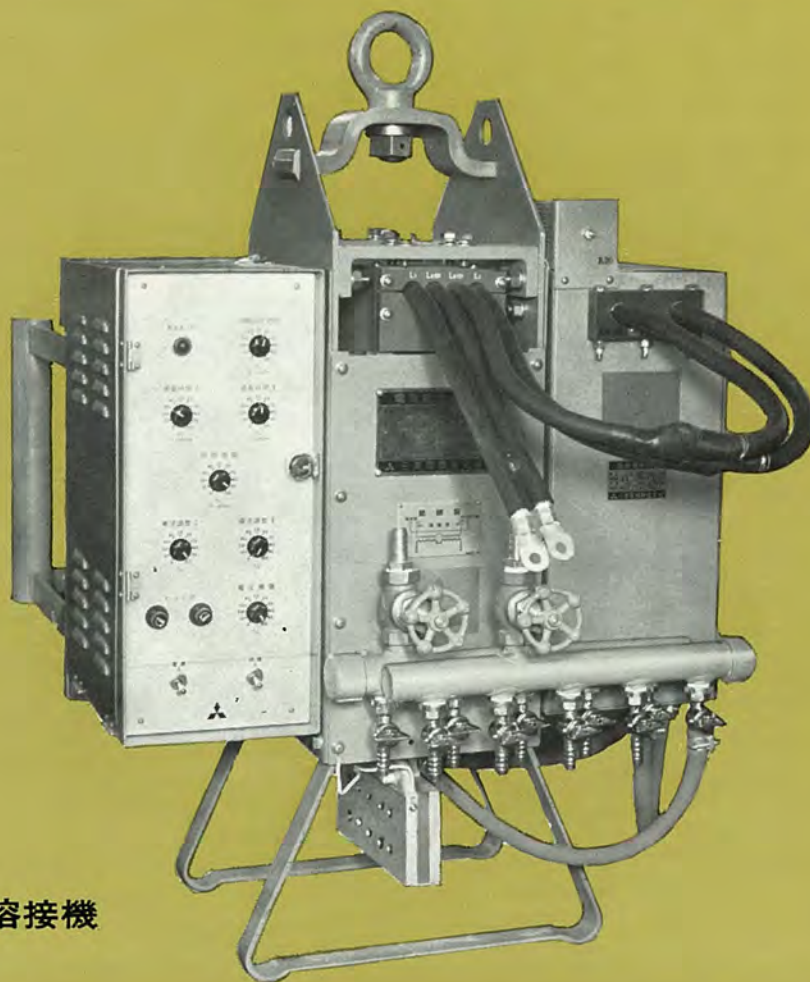
- (1) 長期間安定して動作する。
- (2) 電源電圧変動、周囲温度変化に対してもセット時間、動作は安定である。
- (3) 回路はすべてプリント配線されユニット化されているので保守、点検が容易。

3. 溶接トランス

- (1) 材料の磁気特性を十分にいかして使用しコアの各層板が階段状をなして、互いに重合している構造の非接合鉄心構造なので、特性がすぐれている。
- (2) 長年使用しても経年変化のおそれがない。
- (3) 小形、軽量で据付が簡単である。



〈内部〉

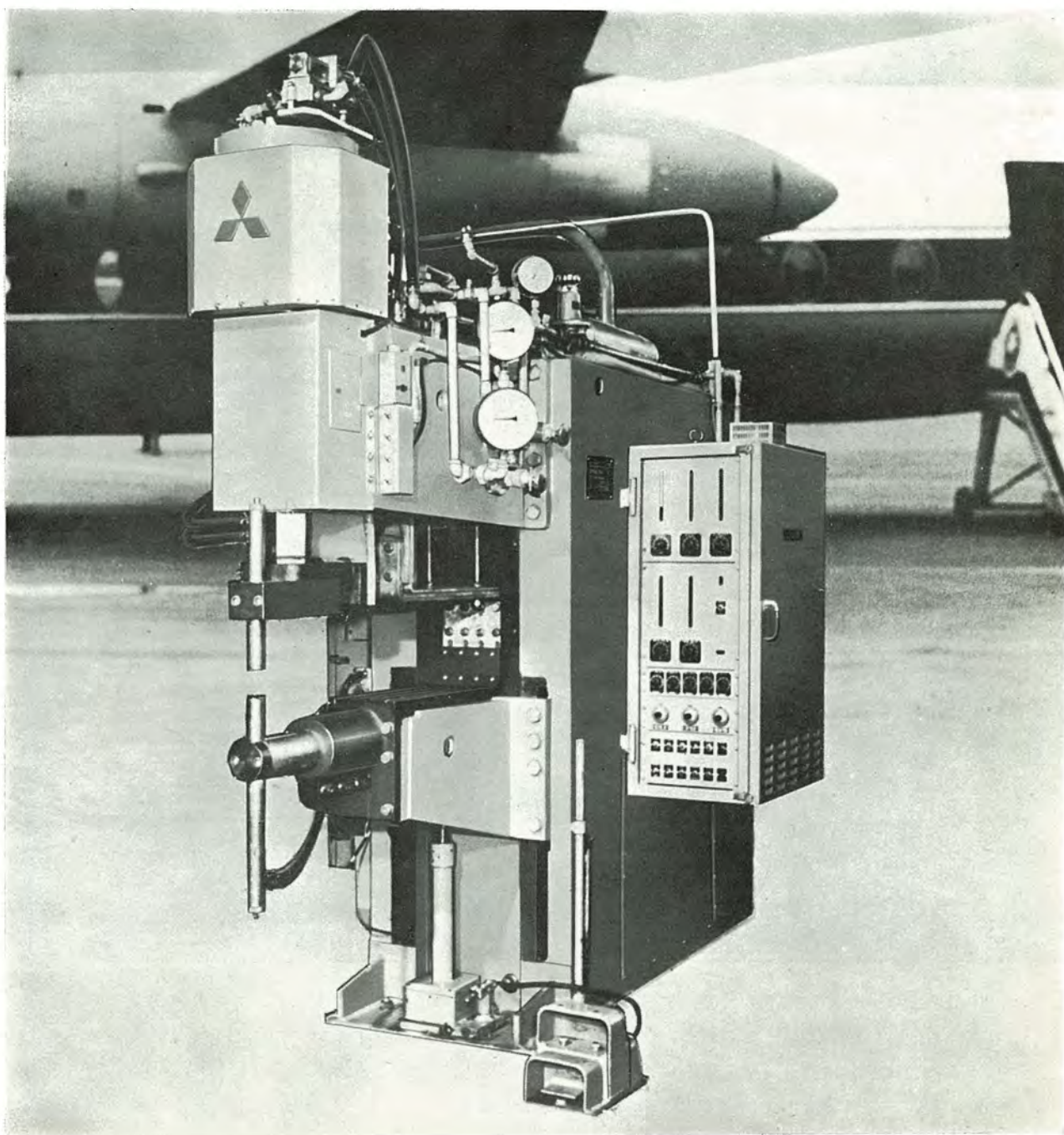


三菱サイリスタシリーズ溶接機

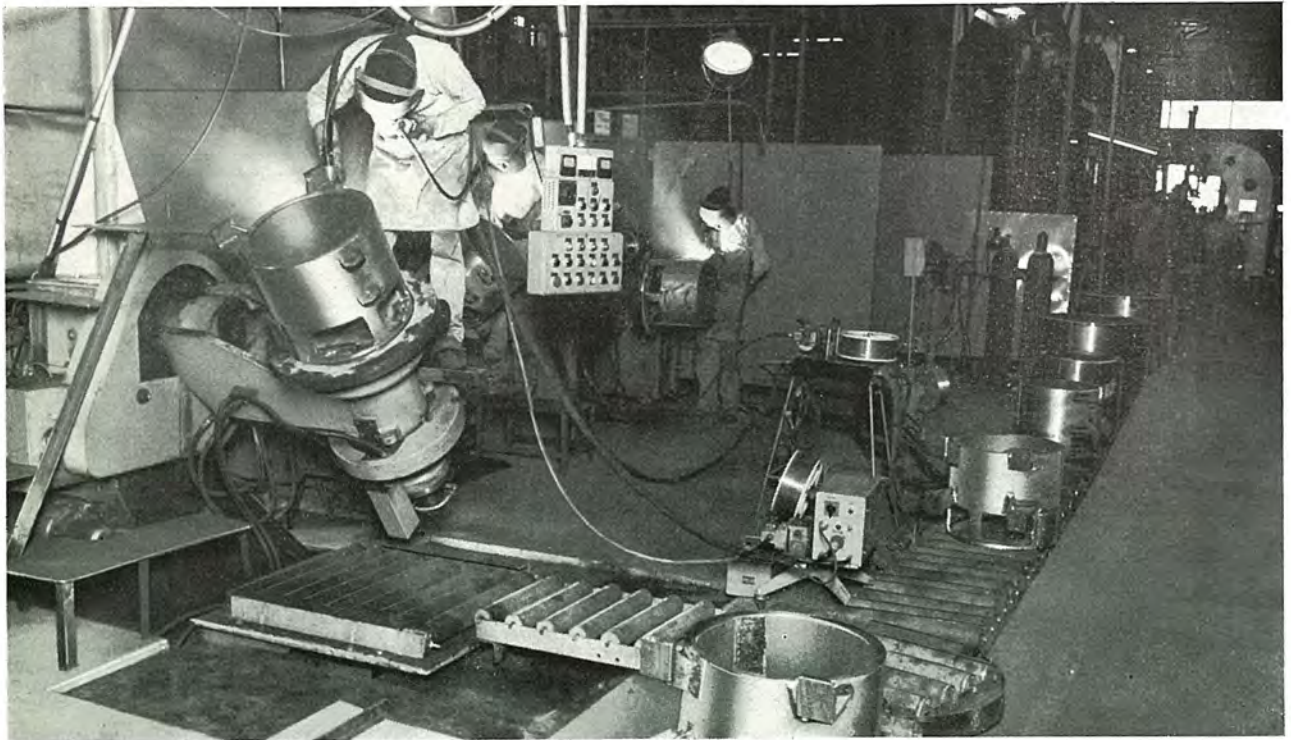
WT-100S形三相スポット溶接機

とくに航空機用に製作したもので、最大短絡電流70,000 A、最大加圧力 2,000kg の能力を有し、これらの制御は、わが国で初めて製品化された全トランジスタ式シーケンスタイマにより行なわれている。とかく複雑な回路であった今までのものに比べて、数種類のプリント配線された基本回路によりすべての回路が構成されているため、保守点検が格段に容易になった。さらに性能面でも

重要な時間要素はデジタル制御、180%制御による精度の向上、自動電圧補償装置(A.V.C)による安定した溶接電流の供給、鍛造圧力を加える時点を $\frac{1}{1000}\%$ の精度で調整可能、などかすかずの特長を備えた最新鋭機である。なお、客先に納入後はMIL検定にも合格し好調に運転中である。

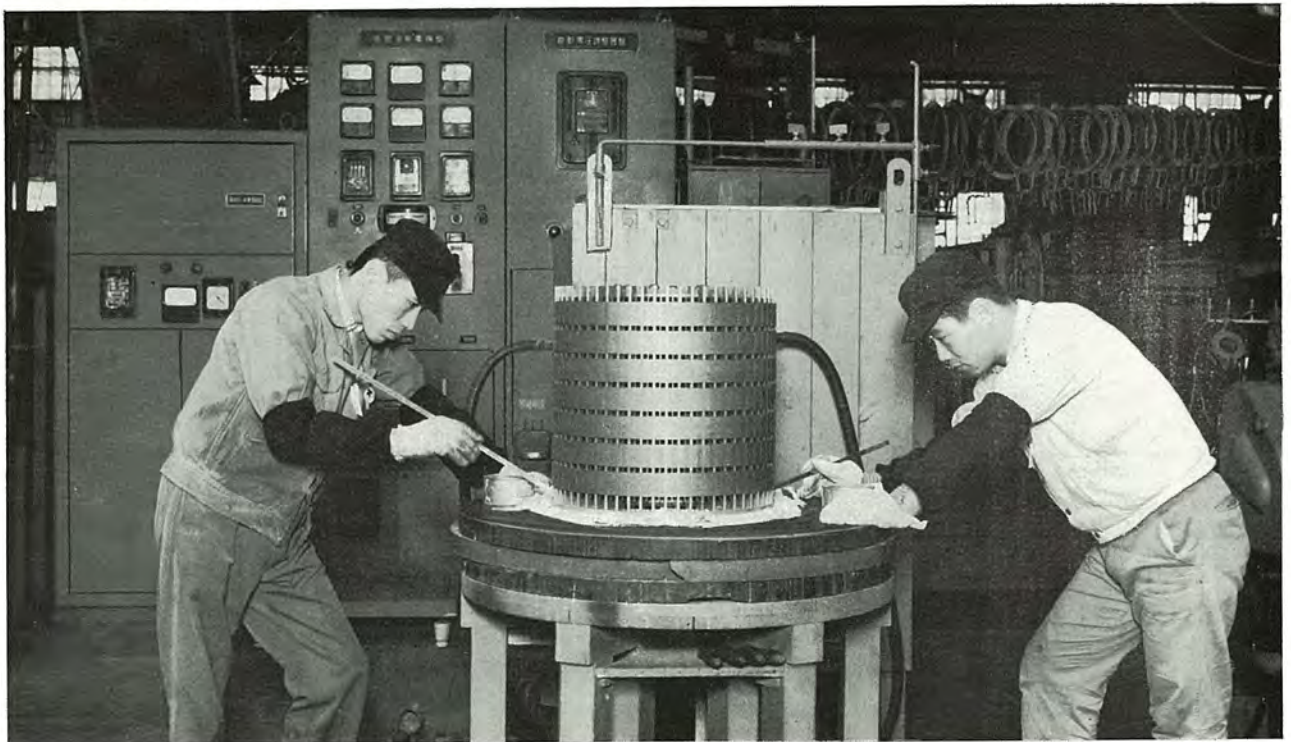


車両用主電動機ワクの半自動溶機



ローラコンベヤによって、素材の曲げ加工から溶接終了まで運搬される。写真は全自動ポジショナーと三菱 S A-200 半自動溶接機とを用い、部品の炭酸ガス-アルゴン半自動アーク溶接を実施しているところを示す。

三菱高周波ロウ付装置によるカゴ形誘電ロータの エンドリングとロータバーのロウ付状況



中央台上のロータが被ロウ付品、アスベストクロースの下に加熱コイルがある。コイルの形状は写真の右上方に数多く見るとおり、アスベストクロースの上にエンドリングの一部が見え、作業者はロウの広がり状態を点検、場合によってはロウ材を補給している。

正面左方がこの装置の操作盤である。MGセットは見えない。

仕 様

出 力：150kVA 電 圧：440V 電 流：341A 周波数：9,990 $\frac{1}{s}$ 回転数：3,560rpm

力 率：1.0



溶接特集

目次

《特集論文》

将来の溶接技術	岡田 実	1545
トランジスタ制御三相低周波点溶接機	馬場利彦・越智紀明・大賀隆文	1547
SA 形半自動アーク溶接機	大間知伸洋・鶴飼 順	1558
三菱高周波圧接ロウ付け装置	酒井良雄・上田時芳・君塚 斉・石橋利彦	1563
航空機部品の溶接とロウ付け	横田 晃・穴戸 武	1572
線形陽子加速器空洞の溶接	近藤 弘・稲村 実	1579
JRR-2 研究用原子炉シャヘイブラク修復工事	橋本綱太郎・阿部康弘・稲村 実	1588
マルチスポット抵抗溶接	山本利雄・奥田滝夫	1591
No Gas 溶接現象	山本利雄・島田 弘・竹内友彦・鶴飼 順	1598
プラズマ電子銃の溶接への応用	杉本盛行・利岡勝司・小倉新三	1605

《普通論文》

タービン発電機水素制御装置の最近の問題	今井 光・伊藤宏幸	1613
回転軸の横振動	平野 一郎・松倉欣孝	1625
八幡製鉄製鉄所納め第3 熱間圧延機用電機品	伊藤嗣郎・林昌 宏・細野 勇	1631
熱可塑性プラスチック成形品のインサート部の残留応力	村上 晃・上方明躬・佐保和生	1637
水道用無線集中監視記録装置	石井 用・吉武敏明・室田 慎・藤原謙一・柳沢 忍・小村 明	1643
自動血管撮影用注入装置	榊原文作・酒井靖夫	1649

《電子計算機シリーズ》

電子計算機による内部冷却タービン発電機固定子コイル温度上昇の計算	速水 和夫	1656
----------------------------------	-------	------

《技術講座》

車両用新形電気連結器	小笠原善丸・石井重行	1660
------------	------------	------

《新製品紹介》

超音波探傷機・HN-D 形 1/4 t, 1/2 t 電気ホイスト・25 mm 携帯用電気ドリル・三菱オートスライドプロジェクタ AP-200 形	1664
---	------

《ニュースフラッシュ》

スペイン国鉄向け電気機関車用 75 kW 超高压電動発電機完成・東京大学海洋研究船用電気推進電動機・小形高性能の X バンド ESR 装置を開発・小形瞬時圧力変換器を開発・ジャパンウェルディングショー、非破壊検査器展開かる	1667
---	------

《特許と新案》

機関点火用信号発生装置・回転電機の防ジン装置・エレクトロニクス継電装置・電磁継電器	1611
---	------

《表紙》

1. WT-250 SB 形機動式三相スポット溶接機

鉄道車両用に抵抗溶接作業の完全かつ迅速化を満すべく、最大短絡電流 150,000 A、最大加圧力 3,000 kg の能力をもった三相低周波抵抗溶接機を、伏仰装置、昇降装置とともに水平面内を相互に直角方向に自動走行する二重台車にとう載し、溶接電極が三次元的に移動して自動溶接のできる機動式三相スポット溶接機である。その他の性能面でも今までのものに比べ、数々の改良を加え、とくに複雑であったこれらの制御装置もわが国で初めて製品化された全トランジスタ式シーケンスタイマにより行ない、長期間安定した動作が期待できる。台車の制動が電気的なコンデンサブレーキ、機械的な電磁ブレーキとにより行なっているため、合理的である。重要な時間要素はデジタル制御 180 c/s 制御により精度の向上、自動電圧補償装置 (A. V. C) による安定した溶接電流の供給、鍛造圧力を加える時点を 1,000 c/s の精度で調整可能などの特長を備えた最新鋭機である。

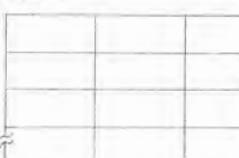
2. 三菱サイリスタシリーズ溶接機

3. 三菱限流形電力ヒューズ

4. 三菱ダンデーシリーズ



Vol. 40 NO. 10 正誤表

ページ・行	誤	正
目次 9行目	No Gas 溶接現象	No Gas <u>アーク</u> 溶接現象
目次 9行目	島田 弘	島田 <u>弥</u>
1582左上から29行	……後述すを超音波……	……後述する <u>超音波</u> ……
1589右上から2行	……溶接開先をつくる。	……溶接開先をつくる(<u>図2.2</u>)。
1577右, 図3.8	図3.8 電圧波形模型 は	P.1601の図3.8 導波管形放射器と入れかえる
1601左, 図3.8	図3.8 導波管形放射器 は	P.1577の図3.8 電圧波形模型と入れかえる
1601左上から5行	……図3.8 (a)(b)……	…… <u>図3.7</u> (a)(b)……
1602図4.1中 写真添付数字	(7) 1, 2, 4, (8) 3, 7, (11) 1, 8, 15, 22, 36 (12) 1, 8, 50, 64	(7) 1, 2, 4, 5 (8) 1, 3, 7, 8 (11) 1, 8, 15, 22, 29, 36 (12) 1, 8, 22, 36, 50, 64
1638左下から3行	……クレイジング法 ²⁾ は……	……クレイジング法 ³⁾ は……
1639左上から3行 式(3.2)	$a = (b - c/GF)\epsilon/\Delta t$	$a = (b - c/GF)\tilde{+}\epsilon/\Delta t$
1639左, 図4.1(a)(b)	タテ軸の単位 $\times 10^{-6}$ 	タテ軸の単位 $\times 10^{-4}$ 
1640右上から5行 式(5.6)の分子	$P_1 = \frac{a_2 + \mu_2(a_2 - a_1)}{\dots\dots\dots}$ $\frac{2(1 - \mu_2^2)k_1^2}{1 + (1 - 2\mu_2)k_1^2} (a_2 - a_1) - a_3 - \mu_3(a_3 - a_1)$ $\dots\dots\dots t$	$P_1 = \frac{a_2 + \mu_2(a_2 - a_1) -}{\dots\dots\dots}$ $\frac{2(1 - \mu_2^2)k_1^2}{1 + (1 - 2\mu_2)k_1^2} (a_2 - a_1) - a_3 - \mu_3(a_3 - a_1)$ $\dots\dots\dots t$

Vol. 40 NO. 11 正誤表

ページ・行	誤	正
1745上から10行	45°C	40°C



SPECIAL COLLECTION OF WELDING

CONTENTS

SPECIALLY COLLECTED PAPERS

Welding Technology in Future.....	1545
Minolu Okada	
Transistor Controlled Three Phase Low Frequency Spot Welders.....	1547
Toshihiko Baba • Toshiaki Ochi • Takafumi Oga	
Type SA Series Semi-automatic Arc Welders.....	1558
Nobuhiro Omachi • Jun Ukai	
Mitsubishi Induction Pressure Welding and Brazing Apparatus.....	1563
Yoshio Sakai • Tokiyoshi Ueda • Hitoshi Kimizuka • Toshihiko Ishibashi	
Welding and Brazing of Aircraft Parts Components.....	1572
Susumu Yokota • Takeshi Shishido	
Welding Fabrication of Resonant Cavities of Proton Linear Accelerator.....	1579
Hiromu Kondō • Minoru Inamura	
Welding Repairs in Radioactive Areas: On the Fuel Plug Opening of Lower Plug of JRR-Z Reactor.....	1588
Tsunatarō Hashimoto • Yasuhiro Abe • Minoru Inamura	
Multiple Resistance Spot Welding.....	1591
Toshio Yamamoto • Takio Okuda	
Welding Phenomena in No Gas Arc Welding.....	1598
Toshio Yamamoto • Wataru Shimada • Tomohiko Tateuchi • Jun Ukai	
Plasma Electron Guns to Welding.....	1605
Moriyuki Sugimoto • Katsushi Toshioka • Shinzo Ogura	

TECHNICAL PAPERS

Recent Improvements in Hydrogen and Seal Oil Control Systems for Turbine Generators.....	1613
Hikaru Imai • Hiroyuki Itō	
Transverse Vibration of Rotating Shaft.....	1625
Ichirō Hirano • Yoshitaka Matsukura	
Electric Apparatus for Hot Strip Mills No. 3 of Sakai Works, Yawata Iron and Steel Mfg. Company.....	1631
Tsugio Ito • Masahiro Hayashi • Isamu Hosono	
The Residual Stresses in Injection Molded Thermoplastics with Inserts.....	1637
Akira Murakami • Akemi Hijikata • Kazuo Saho	
Radio Integrated Data Logging System for Water Supply.....	1643
Yō Ishii • Toshiaki Yoshitake • Shin Murota • Kenichi Fujiwara • Shinobu Yanagizawa • Akira Ōmura	
An Automatic Injection for Angiography.....	1649
Bunsaku Sakakibara • Yasuo Sakai	

APPLICATION OF COMPUTERS FOR USER-SERIES

Calculation of Temperature Rise of Inner-cooled Turbine-generator Stator Winding with Digital Computer.....	1656
Kazuo Hayami	

TECHNICAL LECTURE

Now Type Electric Coupler for Train Car.....	1660
Hideo Ogura • Shōji Doi	

NEW PRODUCTS	1664
--------------	------

NEWS FLASH	1667
------------	------

PATENT AND UTILITY MODEL	1611
--------------------------	------

COVER EXPLANATION

1. Type WT-250 SB Mobile Three Phase Spot Welder.

This is a mobile automatic spot welder of three phase low frequency resistance type built to meet the requirements of speeding up with perfection the resistance welding work of railway rolling stock. It has a capacity of the maximum short circuit current 150,000 A and the maximum applicable pressure 3,000 kg. Being provided with an elevator and a swivelling device and mounted on a double truck of each body movable in a right angle mutually in a horizontal plane, it enables the welding electrode to have a three dimensional motion. There are a good many improvements of performance over the old welders. Control equipment, that used to be complicated, works on an all transistor type sequence timer introduced to the market for the first time in this country. It is promised a long stable operation. The truck is provided with electrical condenser brakes and mechanical electromagnetic brakes so as to ensure positive function. The welder is really a most advanced powerful unit having many distinctive features other than given above such as improvement of precision by means of digital control and 180 cycle control of important time element, supply of steady arc current with an automatic voltage compensator and adjustability of time and of a point applying pressure with an accuracy of 1/1,000 cycles.

2. Mitsubishi Thyristor Series Welder.

3. Mitsubishi Current Limiter Type Power Fuse.

4. Mitsubishi Dandy Series.

UDC 621.3.025.3:621.791.76.03

トランジスタ制御三相低周波点溶接機

馬場利彦・越智紀明・大賀隆文

三菱電機技報 Vol.40・No.10・P1547~1557

三相溶接機が幾多のすぐれた性能をもっていることは古くから知られていたが、同時にその長所を完全に生かすため制御装置の改善が望まれていた。制御装置に要求される項目は 精度・安定度・耐久性などである。このためにこのたびトランジスタを用いた タイマを製作完成した。この タイマの計数回路・1倍周波数制御・自動電圧補償制御・再加圧時点の精密制御など新しい制御方式を中心に三相溶接機について述べる。

UDC 621.791.856

SA形 半自動アーク溶接機

大間知伸洋・鶴飼 順

三菱電機技報 Vol.40・No.10・P1558~1562

半自動アーク溶接機は、その使用範囲が拡大するに伴い、種類も次第に増加の傾向にある。この論文ではその種類、構成要素、要求される条件、特性について一般的な説明を行なうとともに、当社で製作中のSA形半自動アーク溶接機のSA-100,SA-200,SA-300の各シリーズについてその概要を紹介する。

UDC 621.365.52.029.4/5:621.791.3.03:621.791.77.06

三菱高周波圧接ロウ付け装置

酒井良雄・上田時芳・君塚 斉・石橋利彦

三菱電機技報 Vol.40・No.10・P1563~1571

高周波誘導加熱の溶接の分野への応用としての高周波圧接・高周波ロウ付けは、生産ラインの自動化に伴い 最近とくに注目されているが、本文では 高周波圧接の当社における実験結果と、高周波ロウ付けの実施例、ロウ付け装置などを簡単に紹介した。

高周波圧接は わが国ではようやく実験段階が終わり 自動車工業会でも、その応用分野を検討しており 今後の発展が期待されるが、本文の実験データには、10keでの加熱時間、加圧力の差などによる圧接部組織の差などを紹介した。

UDC 621.791.629.135.002.2

航空機用部品の溶接とロウ付け

横田 晃・矢野 武

三菱電機技報 Vol.40・No.10・P1572~1578

当社鎌倉製作所では、F104J ジェット戦闘機をはじめ、各種航空機に搭載する電子機器を製作している。これらの中には特殊な溶接やロウ付け施工が必要とされるが、ここでは米軍規格MIL-T-5021Cによってきびしい技術検査を要求されるマグネシウム合金板製ケース類のTIG溶接および航空気レーダに広く用いられ寸法精度が±0.05mmまで要求されるアルミニウム導波管のディップブレージングについて行なった実験結果を述べる。その結果は良好で実用に供しているため、その作業方法、施工例、装置など具体的に報告する。

UDC 621.384.622-213:669.148:621.791

線形陽子加速器空洞の溶接

近藤 弘・福村 実

三菱電機技報 Vol.40・No.10・P1579~1587

厚さ20mmの軟鋼に爆発圧着により 厚さ8mmの工業用無酸銅を圧接した材料の溶接方法について述べ、この方法により 円筒形空洞を製作する順序を述べている。テスト板について溶接施工方法・溶接部の引張試験・曲げ試験・溶接による圧着部のハク離・顕微鏡組織試験およびカタサ試験を行ない、良好な結果を得た。

これをもとにして 圧接した材料の銅の側を内面とする 内径1,000mm、長さ約2,000mmの空洞2個を製作した。

とくに板継ぎ溶接の銅と  銅の圧着面には モネル合金溶接棒を用い、良好な結果を得た。

UDC 621.039.538:621.791.753

JRR-Z研究用原子炉シャヘイプラグ修復工事

橋本綱太郎・阿部康広・稲村 実

三菱電機技報 Vol.40・No.10・P1588~1590

原研で施工した重水タンク水漏れ修復の関連工事の一部について述べたものである。

A2P1アルミニウム角管でつくられた下部プラグ燃料口に外圧がかかり、内形に変形したものをヒズミ取りする方法と、溶接部に生じた割れをMIG溶接法により手直しする方法につき簡単に述べている。

民間人の高放射線領域での溶接という点ではわが国ではじめての記録であり 作業者の放射線管理状況について詳しく報告している。

UDC 621.791.76

マルチスポット抵抗溶接

山本利雄・奥田滝夫

三菱電機技報 Vol.40・No.10・P1591~1597

マルチスポット溶接の基本となる直列点溶接において電極間隔・被溶接材材質・板幅・板厚・溶接点位置、加圧力、裏当て金などが分流電流および溶接強度におよぼす影響について述べる。とくに分流電流については理論的考察を加え軟鋼・ステンレス鋼およびアルミニウムの各板厚に対する分流電流を算出した。さらに分流電流の指標 W_s と直列点溶接の指標 W_r を導き、これらの指標により、各種金属の分流電流および直列点溶接性が求められることを明らかにした。またシリーズラット溶接において下板厚が3mm以上で良好な溶接結果が得られること、および双極直列  点溶接の分流電流は直列点溶接のその約2/3になることを明らかにした  た。

UDC 621.791.01+.75

No Gas アーク溶接現象

山本利雄・島田 弥・竹内友彦・鶴飼 順

三菱電機技報 Vol.40・No.10・P1598~1604

最近、軟鋼の自動溶接法の一つとして被包ガスを用いないで空气中で溶接を行なう No Gas アーク溶接法が開発され、注目されているが、溶接心線材質およびファンイが従来と異なるため、その溶接現象もかなりの相違があるものと考えられる。ここでは主として 心線溶融速度、短絡回数、短絡パーセントなどの諸特性を求め、溶接部のX線検査により求めたブローホール発生条件とそれら諸特性の関連性を検討すると同時に、高速度写真により、心線の移行現象スパックの発生状況などを観察した。

その結果、ブローホール  の発生機構、スパックリングなどの基本的溶接現象を明らかにした。

UDC 621.365.9:621.791.7

プラズマ電子銃の溶接への応用

杉本盛行・利岡勝司・小倉新三

三菱電機技報 Vol.40・No.10・P1605~1610

真空冶金用熱源としては普通熱陰極形電子銃が広く知られているが、最近新しい方式の熱源としてプラズマ電子銃の開発が進められている。これには中空熱陰極形プラズマ電子銃と冷陰極格子制御形プラズマ電子銃の2種類がある。後者は一般にElectron Beam Mode Discharge Gunと呼ばれる。われわれはこのEBMD電子銃の溶接への応用を実証する目的でその放電基礎特性を測定し、また溶け込み試験を行なった。条件としてステンレス鋼60mm×60mm×12mm、ビーム径約1mmφ、印加電圧11kV、ビーム電力484W、溶接速度102mm/minとしたとき、溶込み深さ5.8 mm、溶込み比0.725という結果を得た。

UDC 539.3.08:678.067

熱可塑性プラスチック成形品のインサート部の残留応力

村上 晃・土方明躬・佐保和生

三菱電機技報 Vol.40・No.10・P1637~1642

埋め込みインサートによる残留応力を円筒状射出成形品について測定しその計算法を検討、あわせて残留応力の大きさに影響する因子について述べる。成形プラスチックがその熱変形温度で固化し熱膨張のみにより収縮するとした重ね円筒の計算値が実験値とよい一致をみた。射出成形温度と常温との間にガラス転位温度をもつようなプラスチック材質にたいしてこの計算方法は有効である。残留応力の大きさにはプラスチックとインサートの熱膨張係数、寸法割合の影響が大でその関係を明らかにした。残留応力軽減の方法をのべその一方法として複合インサートの使用が有効でその効果についても述べてある。

UDC 621.313.322-815/-54/-71.002.61

タービン発電機水素制御装置の最近の問題

今井 光・伊藤宏幸

三菱電機技報 Vol.40・No.10・P1613~1624

水素冷却以上のタービン発電機に必要なガス・密封油の制御系統・計器・機器は、第一号機製作以後絶えざる進歩を遂げてきた。制御系統は保守に便利なよう単純化をはかり、また使用する計器・機器も新しいアイデアをとり入れる一方、運転経験も加味し、耐久性の向上をはかってきた。とくに機械ガス純度計、ガス・フロウ連成圧力計の開発、内部冷却機のような高ガス圧に耐した複流形密封油装置の開発、クロスコンパウンド機用密封油装置の開発などがおもな項目であり、今後に残された課題として、水素系統の自動運転の問題がある。

UDC 621.396.9:621.398:681.142.004:621-5

水道用無線集中監視記録装置

石井 用・吉武敏明・室田 慎・藤原謙一・柳沢 忍・小村 明

三菱電機技報 Vol.40・No.10・P1643~1648

神奈川県企業庁水道局に完成の集中監視用無線テレメータについて報告する。この装置は70Mc無線一波を用いて、散在する配水池の水位・流量等を自動的に収集し計器表示・データロギングを行なうもので、呼出し子局30局、データ量90量の容量を持つ。

テレメータ伝送はアナログテレメータ方式、データ収集は15分毎に時分割走査呼出し方式により行なう。毎定時のデータは日報データ用として作表印字させる。データは監視親局に収集すると同時に傍受局においても管理配水池のデータを同時に受信し監視記録することができる。回線は1周期の時間を2分して通話とテレメータと自動的に切りわけて使用できる。

UDC 621-13:621-27

回転軸系の横振動

平野一郎・松倉欣孝

三菱電機技報 Vol.40・No.10・P1625~1630

回転軸系の横振動挙動を解析した。この解析は、軸系をMyklestadはりとし、Koenigらが行なったマトリックス法を基礎とし、これに工学的見地から若干の改更を行なったものである。この方法の特長は、(1)機械的不釣合、(2)軸受、(3)軸端境界条件、を任意にとれること、(4)軸のふれまわりの計算、(5)電子計算機で数値計算を行なうときの、カードによる軸系の模擬ができる点である。

おわりにIBM7090電子計算機による計算例を示した。今後の問題点は、計算に使用する物理定数の決定にある。

UDC 621.316.7:616

自動血管撮影用注入装置

榊原文作・酒井靖夫

三菱電機技報 Vol.40・No.10・P1649~1655

良好なX線撮影像を得るためには注入部位その他の条件に適した速度で造影剤を定速注入し、適切な時点でのX線撮影が必要だが、従来の的手法・圧縮気体圧力方式などでは困難であった。新たに直流電動機を応用した注入装置を開発し、サイリスタレオナード制御により脳血管・静脈などの低速から心臓・大動脈などの高速まで広範囲(1cc/s~40cc/s)の安定した速度が得られ、X線撮影もタイミング方式・心電図連動方式などで連動可能とした。安全性についてはとくに考慮を払った。また注射器押上げ力と注入速度・造影剤・注射針またはカテーテルの相関について実測データを分析し若干の検討を加えた。撮影X線像も例示している。

UDC 621.944.071.2-83

八幡製鉄堺製鉄所納入第3熱間圧延機用電機品

伊藤嗣郎・林 昌宏・細野 勇

三菱電機技報 Vol.40・No.10・P1631~1636

昭和39年1月から、八幡製鉄堺製鉄所の連続熱間圧延機が実動を始め好調に運転中である。この圧延機は最高圧延速度915m/minで加速圧延を行なうほか自動板厚制御等多くの新技術が採用されている。本文は粗圧延機用同期電動機、仕上げ圧延機用直流電動機、イグナイトロン整流器および制御装置について述べたものである。

UDC 621.313.322-815.045.5.017:681.142

電子計算機による内部冷却タービン発電機固定子コイル温度上昇の計算

速水 和夫

三菱電機技報 Vol.40・No.10・P1656~1659

電力需要の増大とともにタービン発電機大容量化の傾向は著しく、効果的な冷却方式が要求されるようになった。その基礎となる巻線温度上昇の計算は複雑な上、精度を要求されることが多いので、電子計算機を用いて、設計計算を行なっているが、ここにその一例として内部冷却固定子巻線の温度上昇の計算例を示す。この計算では発生熱損失と通風管を流れる水素ガス量を正確につかむ必要があるため、かなり詳細な算式を導き、さらに多くの繰り返しを行なわせることにより、最適ケースを選択できるようにした。計算結果は試験値とよく一致するので、現在、設計計算に広く利用している。

UDC 621.337.3

車両用新形電気連結器

小倉英雄・土井昭二

三菱電機技報 Vol.40・No.10・P1660～1663

郊外電車、地下鉄電車などでは1日の乗客輸送量の変動に応じて列車の編成換えをすみやかに行なわなければならないが、車両間の制御電気回路の接続、開放に多くの時間と人手を要する問題があった。その制御電気回路の接続、開放を自動的に行なうため、機械式密着連結器の下部に取り付ける新形電気連結器を開発した。この電気連結器の電気接触部は防じん防水形で信頼性のある特殊電気接触部構造となっており、制御回路および放送回路などの増加に伴い、多接点の組み合わせができるユニット形電気接触部で、保守点検が容易な小形軽量である画期 ○ 的な電気連結器である。

将来の溶接技術

WELDING TECHNOLOGY IN FUTURE

岡田 実*



1. 溶接技術の進展の経過

溶接技術の内容は時の移るのにしたがって変わっている。昭和の始めごろの溶接技術は溶接が可能かどうか、どうすれば欠陥を少なくできるか、などまったく幼稚であった。

戦前は溶接部の性質に対する研究が中心問題であった。戦備充実のために溶接技術の利用が注目されながら溶接の効果は一部で発揮された程度で信頼度を確立するには至らなかった。しかしその間にも鋼材の脱酸がゼイ性に及ぼす影響やアーク溶接棒の被覆の厚さが外気シャ断に及ぼす効果、溶接熱影響による鉄鋼材の諸性質の変化など一応研究されて前進の基礎がつくられたのである。アーク溶接について研究が最も多く精力的に行なわれたが、ガス溶接や抵抗溶接については比較的低調であった。

戦後もこの傾向が続けられているが溶接研究者の数は戦後急に増加してきた。終戦当時の溶接学会々員は2,000名をこえていたが、他に専門をもつ技術者、研究者で仕事の関係などで溶接に関心をもった程度の会員が相当あったと思う。終戦後の混乱で溶接学会会員は激減し数年間は実質1,000名にも達しない状態であった。

しかし昭和22年にアメリカ溶接協会副会長ピアスから文献が贈られ、23年にはユーティク ティク溶接の宣伝などがあり日本の溶接は新しい呼吸吹きをした。大学卒の溶接専門技術者が順次送りだされ、人的要素も強化されるようになった。朝鮮事変その他の国際的条件も加わって産業界が活発になり所得倍増で拍車をかけて設備投資は進み溶接利用は急激に膨張した。船舶・自動車・鉄道車両などは重量軽減・工期短縮・価格低減に積極的に溶接を利用した。

昭和30年を過ぎて溶接部の欠陥は非常に低下した。たゞ鋼材の切り欠きゼイ性が大きくクローズアップされて、造船・压力容器・橋などでこれに対する研究が強力に進められた。溶接部の水素による欠陥もよく認識されて溶接部の割れに対する対策が確立された。また漸次自動化が進み溶接能率は向上した。抵抗溶接の利用も拡大されとくに抵抗ロウ付けなど電気部品の多量製品に溶接法が活用されるようになった。かくして溶接技術は現状に至ったのである。

2. 溶接技術の現状

戦後新しい溶接法が続々開発され、それら溶接法の利用範囲も日に拡大してきた。しかし現在なおアーク溶接、ガス溶接、抵抗溶接の主流溶接法は適切に使用されているが、その中でもアーク溶接は被覆溶接棒の発達により手溶接でも信頼度、経済性が著しく向上し他の接合法をほとんど転換し、新しい施設装置の開発に大きい貢

献を示した。わが国の造船工作にあたえた成果は特筆すべきであろう。しかしアーク溶接も高能率化のためにサブマージド・アーク溶接法やエレクトロ・スラグ溶接法、イナート・ガスアーク溶接法、 CO_2 ・アーク溶接法などが着々実用化され、自動化の進展を示している。抵抗溶接も単純な機構のものから多量生産方式の複合型自動制御のものが製作され、電子工業における小型のものから銅板や構造用形鋼の接合用の大型のものまで広い分野で活用されている。

サブマージトアーク溶接についても溶剤・心線共に国内で生産され広く利用されるようになった。 CO_2 溶接法は関口博士の CO_2 - O_2 -関口心線の国内技術とフィリップスの両溶接法が利用されている。ステンレス鋼・アルミニウム・チタニウム等にはアルゴンアーク溶接法が効果を發揮している。その他一部本紙にも報告されているように多くの溶接法が次第に活用される状態に進んでいる。

これらの溶接法のそれぞれについてその将来性を解説することも重要と思うがここでは溶接法の問題点を集約して将来の進展に対して私見を記したいと思う。

3. 溶接技術の将来

溶接技術はきわめて重要な基幹工作技術として産業上にその地位を確立した。それは過去の多くの研究調整が結実した輝かしい成果であり、さらに今後の進展に対しても不断の研究が要請されるところであろう。その場合溶接技術の問題点はなにか。それを解決する方策が追求されなければならない。

従来経験から材料の種類による種々な問題の中、鋼材については比較的多く研究されているが、非鉄材、プラスチックやセラミックスの溶接については、なお問題が今後に残されている。発電用大形原子炉や人工衛星などももちろんであるが化学機械装置でも多種多様の材料を溶接しなければならない。それらに対し信頼度と経済性を確立しなければならない。

溶接機、溶接装置の研究は溶接方法の開発に関連して柔軟な頭脳で考えられなければならない。超音波溶接・電子ビーム溶接・マサツ溶接・プラズマ溶接・レーザ溶接など一般的利用については将来の溶接であると思うが特殊な目的には近い時期に利用されるであろう。

従来の溶接法に関しても基礎的研究が比較的少なく応用面が先行している観があるが今後の進展にはもっと基礎から掘り下げて新技術開発に進まなければならない。ことに新しい溶接法については基礎研究から応用研究まで今後に残されているものである。

今後、溶接の技術的、経済的価値を高めるには溶接技術を一段と精密工作にすること、また一段高速化することである。これは二つの効果面であるが両者は分離できないもので、むしろ精密化するためには高速化し、高速化することによってヒズミの発生が少なくなるのである。

精密高速溶接をするためには熱影響をできるだけ少なくしなければならないが、そのためにはエネルギー集中をよくする必要がある。エネルギー集中の点からはレーザが最も大きい。現在はエネルギー量の絶対量が少なくなかつるレーザーでは断続的照射になる。現在レーザ溶接は金属ハクなどの接着に用いられているが大容量になれば種々な面に用いられると思う。電子ビームはエネルギー集中度ではレーザに次ぎ通常のアークに比し $10^2 \sim 10^3$ 倍に達し、すでに原戸炉燃料管などの溶接に利用され優秀な溶接部をうるに成功しているが、高真空中の作業になるので広く実用するには問題がある。電子ビームを大気中の被溶接部に有効に投射することができれば利用面は広がるであろう。プラズマ・ジェットはレーザ・電子ビームに比べ、エネルギー集中度は劣るが通常のアークやオキシアセチレン炎に比べ、はるかに大きく、さらに電磁石により集中度を増大できる。空気中でもシャヘイカバをする程度で溶接ができる。熱の集中度がよくなれば深溶け込みになるから低速ではナシ形ビードになり、溶接線に沿って割れを生じ易いが溶接速度を早くすると結晶が平面的に伸び、むしろ割れのおそれが少なくなる。筆者のところでSUS27を溶接した結果、機械的性質が良好で速度が2-3倍、ヒズミは $\frac{1}{2} \sim \frac{1}{3}$ であった。

アーク溶接でもTiG, MiGで電流の比較的多いときは、アークはピンチ効果で束束し、溶け込みが深くなる。裸棒より被覆棒の溶け込みの大きい一つの原因としてもアークの集中が考えられている。

ガス溶接は熱集中度は非常に低い、熱影響部は広くなりヒズミが大きくなる。このように考えると熱の集中度は今後の溶接における一つの命題である。

まさつ溶接や抵抗溶接などにもエネルギー転換、熱輸送の問題も溶接の基礎的問題の一つである。原子核の分裂融合を利用する夢も将来の溶接技術となろう。

目下設置審議中である溶接工学研究所が設置された場合同研究所は溶接熱の問題を初め化学反応や力学的諸問題など基礎的研究に重点をおき共同研究が推進されることになると思う。わが国の溶接技術は活用の面では世界的といえるが基礎研究、開発研究でははなはだ不十分である。今後大学・民間研究機関・国公立研究機関の実質的協力が実現すれば技術資本の拡大にも飛躍的成果が得られるであろう。

トランジスタ制御三相低周波点溶接機

馬場 利彦*・越智 紀明*・大賀 隆文*

Transistor Controlled Three Phase Low Frequency Spot Welders

Itami Works Toshihiko BABA・Toshiaki OCHI・Takahumi ŌGA

It has been well known for many years that three phase welders have a good number of excellent performances. At the same time, however, there has been cry for the improvement of their controls to make the most of the advantages of devices. Items required of the controls are, preciseness, stability and durability. For these purposes now timers provided with transistor have been developed and in use at workshops building aircraft and rolling stock apparatus. The article describes three phase welders operating on new control systems such as counting circuits treble frequency controls, automatic voltage compensating controls and precision controls of timing of repressure.

1. ま え が き

三相低周波抵抗溶接機が、軽合金・低合金鋼・耐熱鋼などの溶接において、非常に優秀な性能を示すことは、今日まですでに多くの人に認められているところである。三相溶接機は後に述べるように、良好な溶接結果・電源回路への好影響などのほか多くの長所を持っているが、その長所を十分に発揮させるためには制御装置の性能が優秀であることが絶対条件となる。今日まで制御装置にはその性能と安定度の両面から種々研究改良されてきたのであるが、従来の真空管・放電管・リレー類を用いた方式では、ある限度以上の安定度・長寿命は期待できない。このような理由から、今回トランジスタ、サイリスタなどの半導体を使用した制御装置を完成しトランジスタ制御三相抵抗溶接機として、すでに航空機・車両などの工場で運転を始めている。これらはいずれもMIL-W-7973（アメリカ軍溶接機規格）に準拠したものであって、以下に精密制御の理由・制御装置の概要について述べる。

2. 抵抗溶接機に要求される精密制御と安定度

抵抗溶接とは、ジュール熱を利用し金属板を接着する方法であるがその基本動作のうち最も重要な要素は電流と時間と加圧力である。溶接を実施するにあたっては、もちろんその他無数の要因が入り組んで非常に複雑な現象となるが上記3要素を除いて抵抗溶接は考えられない。抵抗溶接が最も広く使われているのは軟鋼薄板の接合で、これは自動車工業を頂点とし、各種の板金加工に以前から使用されている。

一方軽合金などの溶接は、従来特殊な分野と考えられていたが航空機工業、車両工業をはじめ最近では非常に広範囲に使われるようになった。ところが軽合金の溶接は、同じ原理を利用しているとはいえ軟鋼板に比べ格段にむづかしく、ここに精密制御の必要性が生まれてきた。

まず軽合金と軟鋼板の溶接現象について考えてみる。それぞれの物理定数は表2.1に示すとおりであり、その相違の第1は固有抵抗の差である。軽合金の固有抵抗は軟鋼のそれに比べて非常に小さく溶融時に温度上昇することを考えると、温度係数の違いと相まって約1/10しかない。他方溶接部の強度はナゲット径に比例し、この強度ナゲット径ともにMIL-W-6858あるいはJISZ 3142に規定されている。この規定されたナゲット径を得るためには、軽合金ではその固有抵抗が小さいため、結局大電流を要求さ

表 2.1 点溶接部温度変化に関する物理定数

	アルミニウム (99.5%)	軟 鋼
固 有 抵 抗 $\rho : \Omega \text{cm}$	2.9×10^{-6}	1.4×10^{-6}
熱 伝 導 率 $K : \text{cal/cc msec}$	0.53	0.12
比 熱 $C : \text{cal/g } ^\circ\text{C}$	0.23	0.16
密 度 $\sigma : \text{g/cm}^3$	2.7	7.9
温 度 伝 導 率 $K/C\sigma$	0.9	0.09
融 点 $^\circ\text{C}$	660	1,530
溶 融 の 潜 熱 cal/g	93	64

ただし上表は大体の数値を与えるためのもので、実際には化学組成、加工、熱処理条件、温度などによって変わってくる。

れることになる。しかし軽合金は溶融点が軟鋼の1/2弱、また熱容量も約1/2であるのでナゲットができるに必要な熱量は1/5となっている。このことから、さほど大電流を必要とする説明にはならず、ここで熱伝導率を考える必要がある。今理解しやすいために溶融部が冷却する場合を考えると、熱容量は前述したように軟鋼の約1/2、しかも熱伝導率が4倍であるのでその冷却速度は一ヶタも早いといえる。

すなわち発生した熱量は周囲の低温部へ急速に逃げていき、たとえば板厚1mm 2枚重ね溶接で、溶融点直下からその約1/3の温度まで冷却するに要する時間は1/180秒といわれている。このことは冷却過程のみでなく、熱伝導による過渡的な温度変化にもすべて関係するわけで、温度変化率が10倍であるということは溶接の現象で考えると、加熱から始まる一連の温度変化がすべて一ヶタ早い速度で進行するということを意味する。したがって軽合金の溶接では、溶融熱量は少ないにもかかわらず非常に短時間の間にその全熱量を与えねばならぬわけで、単位時間の供給熱量は軟鋼のそれに比べ数倍になる。

これが大電流を必要とされる理由であるが、溶接現象が瞬間的であるということは、単に大電流を要するのみでなく時間制御の面でもそれだけの精密さを要求されることになる。すなわち軟鋼板で10 c/sの通電時間は軽合金の場合1 c/sか2 c/sに相当するので、軽合金で1 c/s単位の制御しか行ない得ないということは軟鋼板では10 c/s単位の時間調整しかできないことであり、軽合金で通電時間が1 c/sパルスということは軟鋼板で10 c/sの時間変動があるということを意味する。すなわち軽合金に対してはこれらの荒い時間調整、時間変動では良好な溶接結果は期待できない。そのため軽合金用三相低周波溶接機では、時間調整に対しては三相電源の各相をそれぞれ独立に通電して1/3 c/s単位の制御を行ない軽合金の適正溶接条件を得やすいようにし、また時間変動に

対してはデジタル計数方式として、制御時間の誤差をまったくなくする方式にすることが必要とされる。

他方制御に精密さを必要とする点では加圧力においてももちろん同様である。軽合金では加圧力の影響が軟鋼に比べて大きいので、圧力が精密に調整できるような圧力計に精密級を使用し、また供給圧の変動を受けないよう減圧弁を2段に入れるなど留意するとともに、溶融時（ナゲットの形式）に電極が追従するよう加圧機構の速応性を増すなど種々の注意を払わねばならない。これらとともにさらに重要な問題は、可変加圧における溶接電流と再加圧時点の時間関係および速応性である。

まず再加圧は、金属が溶融しているときに強い圧力をかけてナゲットの機械的性質を良好にするのであるから、その時点は非常に微妙となる。溶融は通電によって行なわれるわけであり、再加圧時点は電流との時間関係になるのであるが、先述のように電流制御で時間精度を上げねばならないということは、そのまま再加圧の時点にもあてはまることで、良好な溶接結果を得るためには、通電期間中の任意な時点で再加圧の調整ができねばならず、従来の1c/s単位の制御はあまりにも荒い制御と考えざるを得ない。これが今回の溶接機で1/1000c/sまで制御性能を上げ、また時間変動が出ないようデジタル制御方式を採用した理由である。

再加圧時の速応性は、立ち上がり時間が短いほど好ましいとされているが、この時間は主として電磁弁の性能、電極近傍の機械的構造によるものである。したがって再加圧時の速応性を良くするために電極部分の設計には細心の注意がはらわれている。

次に実際の工場生産ラインに入れた場合、機械の安定度ということが大きい問題となるのでこれについて簡単に述べる。軽合金の溶接では溶接条件のわずかなバラツキでも顕著に溶接結果に影響するし、また前述のように精密な制御を要求されるので回路が複雑になるのは避けられない。しかしこのことは部品が増加し、それだけ誤動作、故障を起こす確率が上がってくることでもある。したがって二つの相反する事項を同時に満足させねばならないわけで、従来の溶接機ではこの点にとかく問題があった。安定度には二つの意味がある。一つは短時間の間における安定度でありこれはJISまたはMILのライフテストに規定されているように連続100点の溶接に対し、電流・時間・加圧力のバラツキを、規定された範囲内におさめることである。このことはさらに外部の電源電圧、供給空気圧などが変わってもなおかつバラツキを上記の規定内におさめなければならず、技術的にも相当高度なものを満足せねばならない。もう一つの安定度とは長期にわたる信頼性、すなわち故障が少ないということである。

今日までの制御装置は、真空管・放電管・計数管・リレー類を中心に組み合わせて構成されていたので当然劣化する要素を持っていた。しかも溶接機電源のように電圧変動の多いところでは、上記真空管類に長寿命は期待しがたい。このようなことからこのたびトランジスタ制御方式を製作したわけで、トランジスタは使いかたを適正に行なえば劣化する部分がないので安定度、寿命の点では真空管、放電管の比ではない。しかも小形軽量であるためプリント基板にコンパクトにまとめられ、保守はカードベースのプリント基板を交換するのみで簡単に行なえるという利点も持っている。今回のタイムは、三相機の欠点であった安定度をトランジスタで向上させるとともに、制御性能も各所新しい方式を採用し安定度、制御性能両面から改善を計ったものである。

3. 三相低周波抵抗溶接機の原理

制御回路の詳細説明にはいる前に、三相溶接機の概要について述べる。三相溶接機は、三相電源から電力の供給を受け、それを単相低周波の低電圧大電流に変換するものである。溶接変圧器は外鉄形であり、その中央脚に一次巻線3回路と、二次巻線1回路が巻かれている。この一次巻線を図3.1のように、逆並列接続されたイグナイトロン3組とともにΔ接続を行なって、120°ずつ位相のずれた三相電圧を供給する。通電時には、このイグナイトロンを順次点弧するが、このようにすると鉄心中の磁束、二次誘起電圧は、単相の低周波電圧が加えられたときに近い形となり、種々の利点が得られる。このときの二次誘起電力平均値は、三相半波整流の場合と同様次式で与えられる。

$$E_{ao} = \frac{1.17E \cos \alpha}{N} \dots\dots\dots (3.1)$$

ただし E : 一次側線間電圧実効値

N : 変圧器巻線比

α : 点弧制御角

負荷時の二次電圧は、誘起電力から変圧器内部降下を減じたものであるので

$$E_d = E_{ao} - \left(\frac{3x_{pp}}{4\pi N^2} \right) I_s \dots\dots\dots (3.2)$$

ただし x_{pp} : 一次巻線間の平均漏れリアクタンス（電源周波数における値）

I_s : 二次電流平均値（定常状態）

一方二次回路に流れる溶接電流の平均値は

$$I_s = \frac{E_{ao}}{R_s + (3x_{pp}/4\pi N^2)} \dots\dots\dots (3.3)$$

ただし R_s : 一つの一次巻線の二次換算抵抗値に二次回路の低周波に対する抵抗値を加えた全抵抗

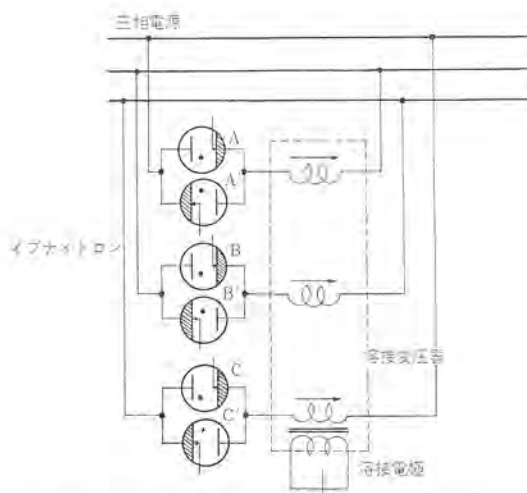


図 3.1 主回路説明 Fig. 3.1 Main circuit.

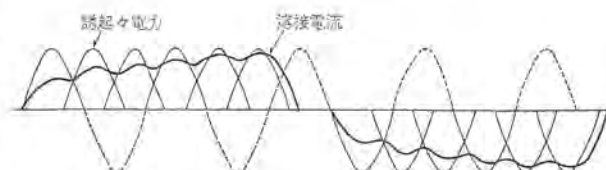


図 3.2 二次誘起電力と電流波形 Fig. 3.2 Induced secondary voltage and current wave form.

ただし二次電流は図 3.2 に示すように二次回路のインダクタンスと抵抗による時定数 L/R にしたがって指数関数的に上昇するのであるから、式 (3.3) は定常状態に達した場合の値を示すことになる。そこで 1 回の加熱時間に対する二次電流実効値は

$$I_{seff} = \frac{KE_{do}}{\sqrt{[R_s + (3x_{pp}/4\pi N^2)]^2 + x_s^2}} \dots\dots\dots (3.4)$$

ここに x_s : 二次低周波に対する溶接機リアクタンス

K : 二次電流波形に関する定数

次に定常状態における一次線電流の実効値を考えると、この電流は電源周波数の 1 c/s に対してその 2/3 の期間だけ電流が流れるのであるから

$$I_L = \sqrt{\frac{2}{3}} \frac{I_s}{N} \dots\dots\dots (3.5)$$

I_L : 定常状態における一次線電流実効値

しかし前述したように実際の加熱時間は 10 サイクル以下であり、電流漸増による波形の影響を考えねばならぬので 1 回の加熱時間に対する実効値は

$$I_{L\,eff} = I_L \left(\frac{I_{seff}}{I_s} \right) \dots\dots\dots (3.6)$$

したがって実効 K_{ea} は

$$K_{ea} = \sqrt{3} E I_{L\,eff} = \sqrt{2} E \frac{I_s}{N} \left(\frac{I_{seff}}{I_s} \right) \dots\dots\dots (3.7)$$

ただしこの式は電源側から見たものであるので電源側の熱的容量その他の算定に使用する。したがって溶接電流への電源降下など瞬時的な最大入力算定にはあくまで次式によらねばならない。

$$K_{pra} = E \frac{I_s}{N} \dots\dots\dots (3.8)$$

式 (3.7) における (I_{seff}/I_s) なる量は溶接機二次回路の時定数と加熱時間の長さの選び方によって決まる量で、普通 0.7~0.95 程度の値である。要するにこの形式の溶接機においては、二次電流が特異な波であり、また一次電流はかなりの高調波を含むので定量的な取り扱いには困難であり、相当複雑になるから代表的なものだけを示すにとどめる。

以上の式からわかることは二次電流平均値の最大は、回路の実効抵抗と低周波の漏れリアクタンスによって定まるから低い二次電圧で十分大きな二次電流を流し得て、しかも電源は比較的小容量の平衡三相で良いこと、そして溶接機の二次回路を形成するフットコ寸法を相当大きくとっても低周波に対するリアクタンスは十分小さくて二次電流の実効値にさほど影響を与えず、換言すれば高い力率を得ることができるということである。さらに低周波であるためフットコに磁性体がそう入されても電流は変化しないし、溶接

機の二次回路インピーダンスが小さいことから定電圧電源と考えれば、発生熱量の自動補償作用を行ったり、分流効果の減少などその長所は非常に多い。また電流波形は図 3.2 に示したように緩やかな立ち上りとなるので溶接結果にも好都合である。図 3.3~3.5 に実際の一次電流・二次電流 さらに波形制御を行なった電流波形を示す。

三相溶接機は単相機と比べかなり多くの点で異なっていることを述べたが、溶接変圧器とイグナイトロンについてその相異点を少し述べたい。

溶接変圧器は図 3.2 に示したような磁束がその鉄心に加えられるので、単相機に比べ断面積を十分大きくとり、この励磁に対し飽和しないようにしなければならない。いま一方向の加熱時間の長さを電源周波数の n サイクルに選んだとすると、最後の半サイクルを除いて 30° から 150° までの正弦波が $(3n-1)$ 個と 30° から 180° までの正弦波が 1 個だけ加わったものであるから、この間の磁束変化は

$$\begin{aligned} \phi &= (3n-1) \int_{\frac{\pi}{6\omega_1}}^{\frac{5\pi}{6\omega_1}} \sqrt{2} E \sin \omega_1 t dt + \int_{\frac{\pi}{6\omega_1}}^{\frac{\pi}{6\omega_1}} \sqrt{2} E \sin \omega_1 t dt \\ &= \frac{\sqrt{2} E}{\omega_1} (5.196n + 0.134) \dots\dots\dots (3.9) \end{aligned}$$

ここに E_2 : 一次線間電圧の実効値を変圧器巻線比で除した仮想上の二次電圧実効値

ω_1 : 電源の角周波数

そこで実際の変圧器の設計にあたっては、これと同等な磁束変化を生ずる低周波正弦電圧を仮定する。すなわちその角周波数を ω_2 とすれば

$$\phi = \int_0^\pi \sqrt{2} E_2 \sin \omega_2 t dt \frac{\sqrt{2} E_2}{\omega_2} \times 2 \dots\dots\dots (3.10)$$

式 (3.9) および (3.10) から

$$n = 0.385 \frac{\omega_1}{\omega_2} - 0.0258 \dots\dots\dots (3.11)$$

たとえば 6 サイクルに対して設計された変圧器は電源周波数 60 サイクルの場合に、 $n \approx 3.8$ となり位相制御を行なわない 100% 加熱の場合に、加熱時間 (Heat time) はほぼ 4 サイクルでいどまで取り得ることを示している。しかし厳密には磁束密度の選び方に関係するし、一般に溶接変圧器において、効率はそれほど問題にならないから多少飽和領域が現われても実用上さしつかえないが、もし鉄心重量を軽減すべく磁束密度の高くとれる方向性ケイ素鋼帯を用いた場合には、鉄心飽和時における一次電流の増加によってイグナイトロンを損傷しないように十分注意する必要がある。

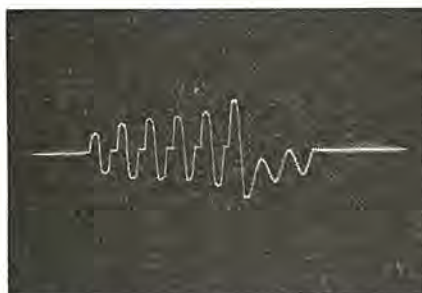


図 3.3 一次電流波形
Fig. 3.3 Primary current wave form.

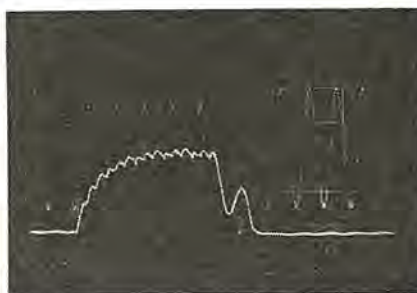


図 3.4 二次電流波形
Fig. 3.4 Secondary current wave form.

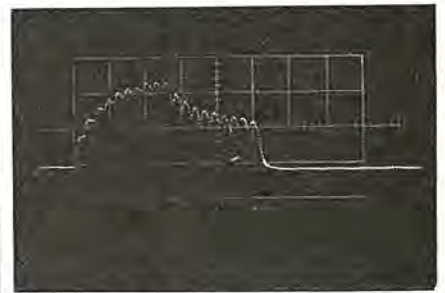


図 3.5 波形制御を行なったときの二次電流
Fig. 3.5 Secondary current wave form added C. Decay.

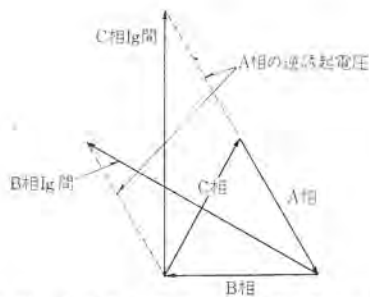


図 3.6 イグナイトロンの電圧ベクトル
(A 相点弧の場合)
Fig. 3.6 Voltage vector diagram of ignitron
(Between A-K)

次に三相溶接機用 イグナイトロンについて少し触れたい。図 3.3 で示された電流の片側を 1 本の イグナイトロンに流すわけで、その電流容量は単相機と異なった選定を行なう必要があるが、単相機用との最も大きい相異点は耐電圧の問題である。すなわち単相機では イグナイトロンにかかる最大電圧は定格電圧の $\sqrt{2}$ 倍であり比較的低い。しかし三相機においては 同一鉄心上に全コイルが巻かれている関係で、イグナイトロンには定格電圧のほかに他巻線通電時の誘起電圧が重畳されてくる。このときのベクトル関係は図 3.6 に示すとおりであって三相溶接機では定格電圧波高値の $\sqrt{3}$ 倍、すなわち定格電圧の $\sqrt{6}$ 倍の耐圧を要求されるゆえんである。このため パツフル 付きの イグナイトロン を用いるが、電流値と耐電圧は互いに関係しているので、選定にあたっては溶接機の負荷状況に応じて適時選ぶ必要がある。

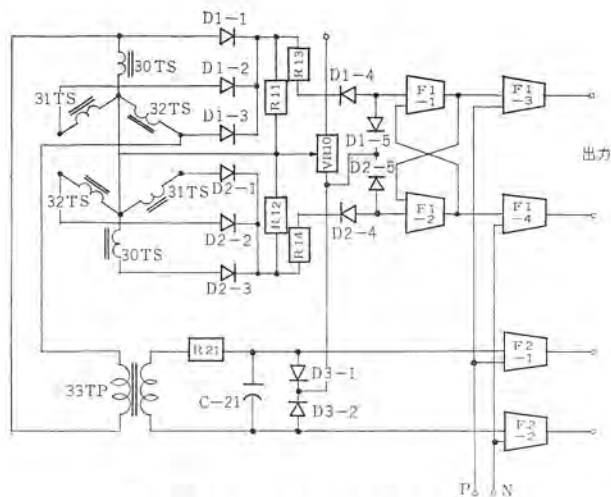


図 4.1 パルス発生回路
Fig. 4.1 Circuit of pulse generator.

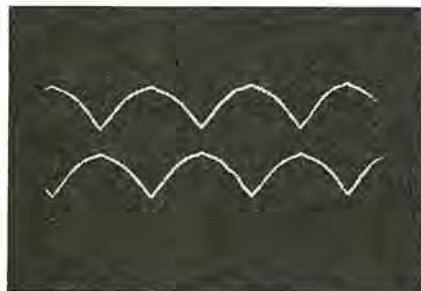


図 4.2 パルス回路入力波形
(3 倍周波数)
Fig. 4.2 Input wave form of pulse
circuit (Treble frequency).

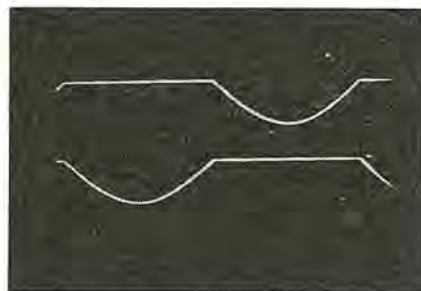


図 4.3 パルス回路入力波形
(60 c/s or 50 c/s)
Fig. 4.3 Input wave form of pulse
circuit (60 c/s or 50 c/s).

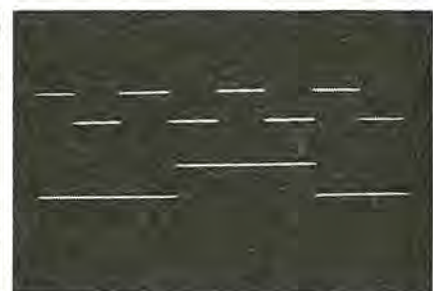


図 4.4 パルス回路出力波形
Fig. 4.4 Output wave form of pulse
circuit.

4. 制 御 装 置

2 章で述べたように三相溶接機、ことに軽合金の溶接に使用される溶接機の制御装置は、精密さと高安定度が要求される。そのため応答速度が早くて精密な制御ができ、ヒータや機械的動作を行なう部分を持たないために、電圧変動や運転回数に影響されことなく長期間安定した性能を得られるトランジスタ式になったわけであるが、今回の制御装置の特長を概略まとめると、次のようになる。

- (1) 時限回路のクール・ヒート・カーレントディケイ・ウェルドパルス・フォーゲイレイ 5 要素が、商用周波数 (60 c/s または 50 c/s) と 3 倍周波数 (180 c/s または 150 c/s) 併用の デジタル 計数方式である。
- (2) 電流制御が精密に行なえるとともにダイヤルと直線性を持って調整できる。
- (3) 1/3 c/s 応答の電圧補償回路付きである。
- (4) フォーゲイレイが 1/1000 c/s の精密制御を行ないうる。
- (5) 回路がトランジスタで構成されているので、長期間安定して使える。
- (6) トランジスタ回路は、標準 NOR カードを使用しているので保守点検が容易である。

4.1 時間制御回路

時間制御回路は、二つの方式を併用している。一つは溶接する際最もその結果に大きい影響を与えるクールタイム・ヒートタイム・カーレントディケイタイム・ウェルドパルス・フォーゲイレイの 5 要素であり、他はこれらに比べれば比較的精度に余裕のある加圧遅れ・圧接・溶接遅れ・保持・休止・焼入れ・焼戻しなどである。前者はその時間に 1 c/s の狂いが生じてても、軽合金の溶接などでは溶接結果に歴然とした差がでてくるので デジタル 計数方式を使っている。しかし後者は、多少余裕があると同時に回路を簡素にしたほうが望ましいので、UJT の自動補償特性を利用した CR 遅延方式を採用している。

まず デジタル 方式から述べる。前述のように商用周波数と 3 倍周波数の併用を行なっているので、パルス発生回路は図 4.1 に示すような形式となっている。図で上側半分が、3 倍周波数のパルス発生回路であり、これは三相半波整流された電圧のリップル部分に、バイアスを加えて成形したものである。また下側は、商用周波のパルス発生回路であるが、これは上記 3 倍周波数のパルスと起動時点を合わせる必要があるため、図のような変圧器の接続となっている。図 4.2、図 4.3 は 3 倍周波数、商用周波数のパルス回路入力波形、図 4.4 はパルス回路出力波形である。

計数回路はトランジスタ式マルチバイブレータ 4 段を用いた十進計数回

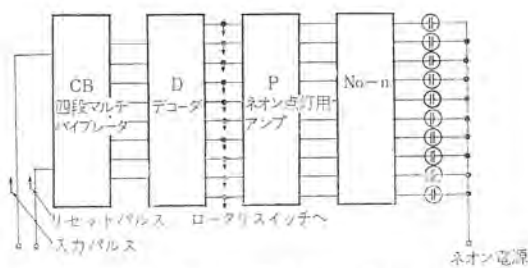


図 4.5 計数回路 Fig. 4.5 Counting circuit.

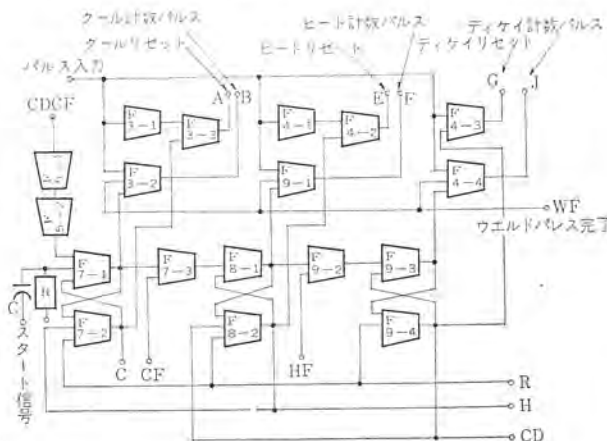


図 4.6 ゲート回路ブロック線図 (ただし CD ON の場合を示している)
Fig. 4.6 Block diagram of gate circuit.

路を使用している。図 4.5 の CB がその計数回路であるが、これをデコーダ(D)で十進法に変換し、この出力を時限選択用ロータリスイッチから取り出して、次段のゲート回路を開く、それとともにこの信号を増幅して電流制御・電磁弁制御などに使用する。計数回路の動作としては、CB, D のみで良いが何らかの形で動作を表示できなければ非常に使いにくい。そのため、P, NO-n のプリント板でネオンランプを点灯し、その動作状態を表示している。

次にこれら計数回路の動作する時点を選択するゲート回路を説明するがブロックダイヤグラムは図 4.6 のとおりである。図はクール・ヒート・カーレントディケイが繰り返される場合の原理図であり、もちろん実際の回路ではクール・ヒートのみの動作も選択できるし、ウェルドパルスへの記号、PN 反転回路への記号を送ったり、フォージデレイ回路との同期の問題、クールタイムの -0.5 サイクルを補正する回路、その他さまざまな付属回路がついているのでかなり複雑であるが、特殊になるのでここでは動作原理の概略のみを記述する。

まず待期状態では F7-2, F8-2, F9-4 のリセット端子 R から [1] の信号がはいっているためパルス入力は常にはいっているにかかわらず、F3-2, F4-2, F4-3 から計数パルスは出ず、逆に F3-3, F4-2, F4-3 からリセットパルスが計数回路にはいって、常に 0 のネオンランプが点灯している。この状態のとき、スタート信号が端子 S へはいってくるとゲートは反転し、まずクール回路の計数パルスが出はじめ、逆にリセットパルスは止まる。したがって図 4.5 で示した計数回路は動作して、ある定められた時限まで 1, 2, 3……というように計数し、セットされた位置までくるとクール完了信号を出す。F7-3 は NOR であるので、この信号とさきに出ていた F7-1 からの信号両方を受けて F8-1 へ信号を送り、今とまったく同様にヒートが始まる。この動作を幾度か繰り返すがウェルドパルスが計数を完了すると、この回路に WF よりストップ信号がはいり動作をやめる。その間 H, CD 端子より



図 4.7 クール、ヒートゲートの出力波形
Fig. 4.7 Output wave form of cool gate and heat gate.

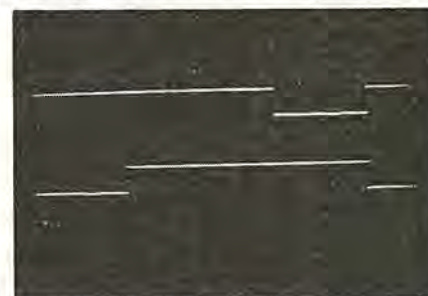


図 4.8 ヒート、カーレントディケイの出力波形
Fig. 4.8 Output wave form of heat gate and C. Decay gate.

長方形波を取り出して電流回路の制御を行なう。図 4.7, 4.8 はその出力波形である。

この形のタイマでは、さきにも述べたように電源と同期したパルスを 1, 2, 3……と計数するので誤差が絶対に出ない。またこの動作を安定にするため電源には定電圧電源を使い、交流側がいかに電圧変動しても直流側は変化しないようにしているが、それとともにリップル率の低減を計っている。しかもなおタイマは 75% までの電圧降下に耐えるのでさらに安定度は高いといえる。タイマの時間制御範囲は次のとおりであり 3 倍周波数制御によって得られた二次電流波形を図 4.9, 4.10 に示す。

クールタイム	1 ~ 9 c/s (商用周波数, 3 倍周波数とも)
ヒートタイム	1 ~ 9 c/s (" , ")
カーレントディケイ	1 ~ 19 c/s (" , ")
ウェルドパルス	1 ~ 9 パルス
フォージデレイ	1 ~ 9 c/s (商用周波数, 3 倍周波数とも)

時限回路のうち、比較的精度の要求されない部分には図 4.11 の回路を使っている。前記の五つの時限は、溶接結果に直接影響するので誤差 0 が要求されたが、加圧遅れ・圧接・溶接遅れなどは比較的精度に余裕があり、回路を簡素にしたほうが好ましい。

動作概略を説明すると、図で Thy1, UJT1 は待期時 OFF であり Tr1 は点弧している。入力 K から正のトリガパルスがはいると Thy1 が導通状態となり Tr1 はベースが 0 電位となって消え VR1, C1 を通して充電が始まる。コンデンサ C1 の充電電圧が UJT1 のピークポイント電圧に達した瞬間、C1 の電荷は UJT1 のエミッタから R6 に流れ込み M 端子に出力パルスを出す。それとともにこの放電電流が、Thy1 を逆方向にバイアスするので Thy1 が消弧され待期状態に戻る。この間、 $k \cdot C1 \times VR1$ によって決められる時限が得られたわけで、K 端子にトリガパルスがはいってから M 点に出力パルスが出るまでの間 L 端子には、負の長方形波が出力として取り出される。このような回路を順次並べておき、1 段目の出力パルスを次段の K 端子に接続すれば連続したタイマケースが構成されることになる。UJT は電源電圧、温度変化のいずれに対しても自動補償特性を持っているので、この点につき

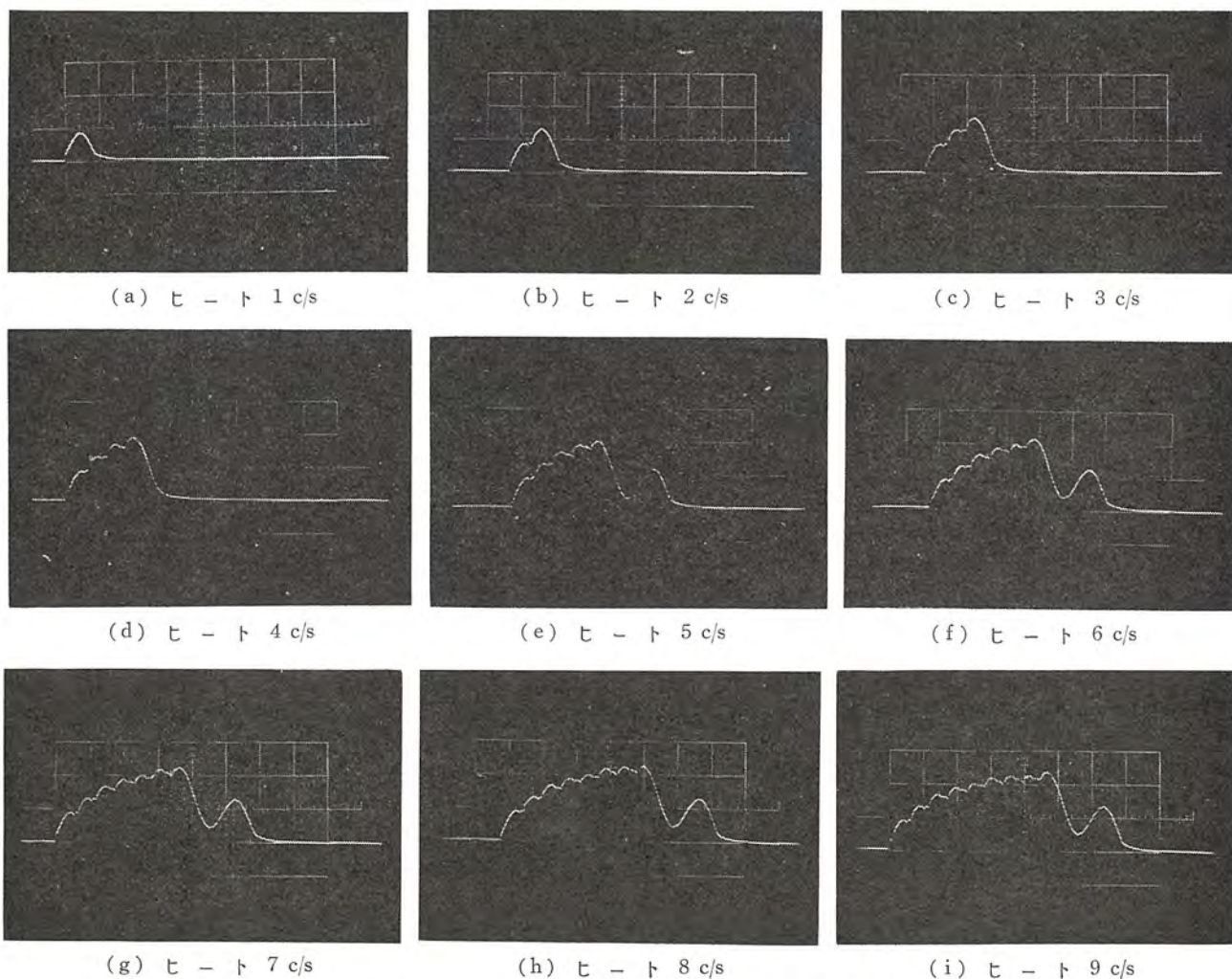


図 4.9 3 倍周波数制御を行なったときの電流波形 (シングルパルス)
Fig. 4.9 Welding current wave form in treble frequency control (Single pulses).

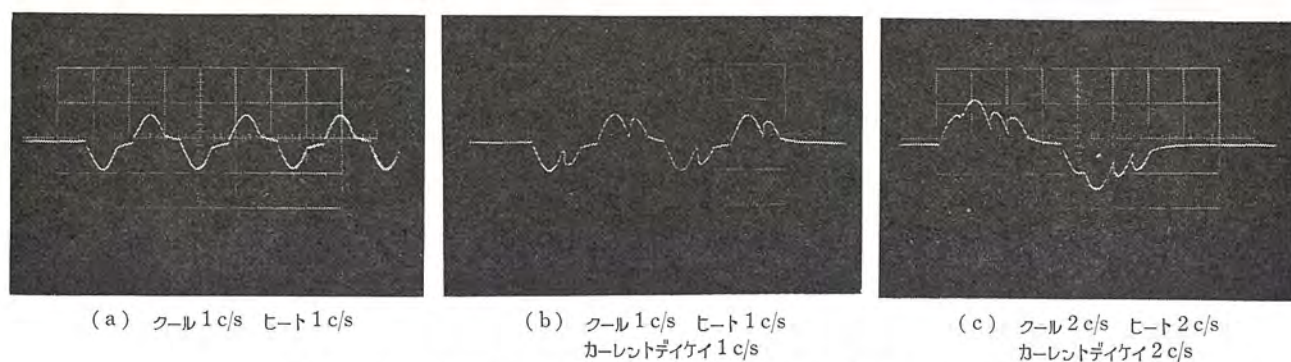


図 4.10 3 倍周波数制御を行なったときの電流波形 (マルチパルス)
Fig. 4.10 Welding current wave form in treble frequency control (Multi pulses).

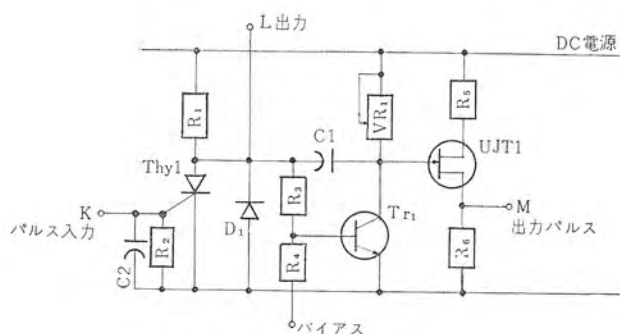


図 4.11 CR タイマ回路
Fig. 4.11 Circuit of CR timer.

要点をしるす, UJT が変調を起こすエミッタ電圧 V_P は次式で表わされる,

$$V_P = \eta V_{BB} + V_d \quad \dots \dots \dots (4.1)$$

ただし η : スタンドオフ比と呼ばれる定数で 0.47~0.75 の間にある

V_{BB} : B_1-B_2 間の電圧

V_d : エミッタ接合部の順方向電圧降下

上式において V_d は 0.7 V であり, V_P に与える影響はきわめて小さい, これは V_P と V_{BB} がほぼ比例した特性を持つことになるので, 電源電圧 V_0 が変わっても充電電圧 V_C もこれに比例して変化しさえすれば時限は変わらないことを示す, これらを数

式に表わすと次のようになる。

$$T = CR \log_e \frac{V_{BB}}{V_{BB} - V_P} = CR \log_e \frac{1}{1 - \eta} [S_{ec}] \quad \dots\dots\dots (4.2)$$

$$\therefore T = 2.3 CR \log_{10} \frac{1}{1 - \eta} [S_{ec}] \quad \dots\dots\dots (4.3)$$

ただし C, R は時限回路のコンデンサ・抵抗であり、単位は $[F], [\Omega]$ で表わされたものである。

また R_5 を適当に選定することによって、 V_d の温度による変化を補償することができる。 V_d は 25°C で 0.7V の値を持ち、 $-3\text{mV}/^\circ\text{C}$ の温度係数を持っている。UJT の B_2-B_1 間の抵抗を R_{BB} とすると、この抵抗値はスタンオフ比 η から見てわかるようにエミッタの点で大体等分されていると見て良く、材質は同じシリコンの棒であるから温度係数も等しい。したがって V_d の変化を図 4.21 の R_5, R_6 で補償すれば良いことになる。 R_5, R_6 が正の温度係数を持つならば $R_5 < R_6$ 、負の温度係数を持つならば $R_5 > R_6$ で補償作用が働く。今カーボン抵抗の場合を考えると、完全補償を行なうには次式が満足されれば良いことになる。

$$(R_5 - R_6) \cdot \alpha_1 (t - 25) \frac{V_0}{R_5 + R_{BB} + R_6} = 0.7 \cdot 0.003 (t - 25) \dots\dots\dots (4.4)$$

ただし α_1 : カーボン抵抗の負の温度係数

t : 温度

V_0 : 直流通路電圧

注) 電流の変化は省略

R_6 は負荷抵抗であるから、その負荷の種類により定まってしまう。また α_1 も材質で決まる定数であるので補償効果の最も良い R_5 の値は次式で表わされる。

$$R_5 = \frac{V_0 \alpha R_6 + 0.0021 R_6 + 0.0021 R_{BB}}{V_0 \alpha - 0.0021} [\Omega] \quad \dots\dots\dots (4.5)$$

このように UJT の動作特性は、電源の電圧変動にも、また周囲温度の変化に対しても変わらない安定な特性を得ることができる。実際の回路で試験した結果、周囲温度 55°C で 60c/s にセットして連続運転を行なったが、時限の変化はまったく認められなかった。また電圧の変動に対しては時限を 60c/s にセットした場合、電圧変動を $\pm 15\%$ 行なっても時限は -1c/s 、 $+0\text{c/s}$ すなわちパーセントに直すと -1.7% 、 $+0\%$ の変動となり非常に優秀な性能を示した。次に最低動作電圧は、定格値の約 60% であり、これは溶接機のように電源電圧変動の多い所でも安定して働くことになり好都合である。

トランジスタを工業機械に用いる場合、常に注意しなければならぬ問題としてノイズによる誤動作がある。とくに溶接機のように周囲でアークウェルダ、モータなどが使用される板金工場の場合、しかも溶接機自体にも電磁弁を持ち、イグナイトロンで主回路電流を開閉しているなど、その条件は非常に悪いと言わなければならない。さらにこれらノイズを記憶回路に受けると動作はまったく狂ってしまうおそれがある。この点が今回のタイマで最も苦心したところで、その対策を現タイマには 3 重、4 重に施してある。

ノイズは大別して電源の線からはいてくるものと、空間的に伝わってくるものと 2 種類があるので、おのおのについてシャーシの形状・部品配置・配線方法・回路構成などすべてに注意を払って製作した。その結果、現タイマの動作は安定したものとなっており、MIL-W-7973 に定められた Life Test にももちろん合格し、納入後も安定した実動を続けている。

4.2 電流制御と自動電圧補償回路

溶接機の電流制御には次の二つの事がらが要求される。すなわ

トランジスタ 制御三相低周波点溶接機・馬場・越智・大賀

ち一つはほしい電流値が容易に、また精密に得られることであり、他は一度設定された電流値は電源電圧などの外部条件が変わっても変動しないということである。その他扱いやすさの点から電流値の調整が直線的にできること、またダイヤルを設定する人によって誤差が出ないことなども、もちろん満たさなければならない。このような目的で今回 図 4.12 の電流制御回路を用いている。

原理は図 4.13 に示すように正弦波をシュミット回路に入れて成形した後パルス状として出す。さらにこの信号とタイマからきた通電信号、PN 切換え信号などが合成されて時間、位相が決められたパルスとなり出力変圧器 KTR を通って出てゆく。この KTR の二次側が点弧管の格子にはいっており、点弧管を点弧させることによってイグナイトロンを制御し、さらには溶接電流を調整することになるのである。

制御回路に正弦波を導入して、それを直流電圧で切ることによって位相制御パルスの位相を決めているが、これは次の理由によるものである。すなわち主回路が正弦波交流電源であるのでこの電流値を電流調整ダイヤルに比例して変えようとすれば、制御パルスは等間隔に変化させたのでは不都合で余弦波的にかえる必要がある。今制御される主回路電圧をも $E_m \sin x$ として、 α なる角度で点弧した場合その電圧は

$$E_s = \int_{\alpha}^{\pi} E_m \sin x dx = E_m [-\cos x + C]_{\alpha}^{\pi} = E_m (1 + \cos \alpha) \quad \dots\dots\dots (4.6)$$

制御電圧を $-E_c \cos x$ とすると次式が成立する。

$$-E_c \cos \alpha = E_d \quad \dots\dots\dots (4.7)$$

ただし $E_d = -E_0 + E_{a0}$ である。

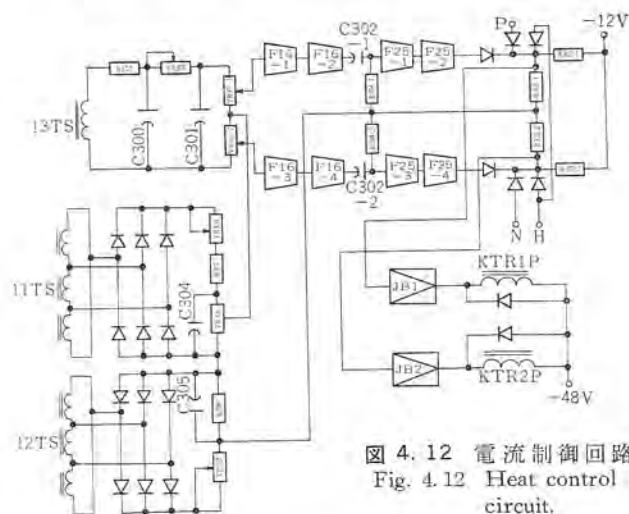


図 4.12 電流制御回路
Fig. 4.12 Heat control circuit.

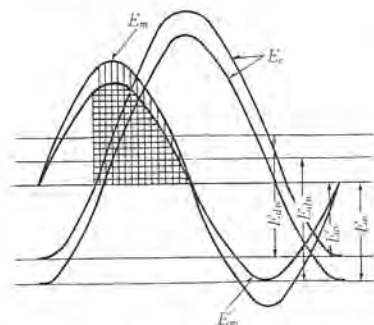


図 4.13 電流制御および AVC 原理
Fig. 4.13 Principle of heat control and voltage compensator.

$$\therefore \cos \alpha = -\frac{E_d}{E_c} \dots\dots\dots (4.8)$$

この式を上式に代入すると

$$E_s = E_m(1 + \cos \alpha) = E_m \left(1 - \frac{E_d}{E_c}\right) = E_m - KE_d \dots\dots\dots (4.9)$$

$$\text{ただし } K = E_m/E_c \quad -E_c \leq E_d \leq E_c$$

したがって直流電圧 E_d を $-E_c$ から E_c まで等間隔でかえていけば、電圧は 0 からその最大値まで等間隔で変わる。このことは変圧器の変圧比・内部インピーダンス・二次回路インピーダンスなどが一定であるので二次電流も等間隔で変わることになる。電流調整ダイヤル VR 306 は、回転角 3600° の精密級 VR であってこの間の調整を非常に精密に行ない得ると同時に、回転角と出力の直流電圧とが比例する特性を持っているので、前述の溶接電流とダイヤル目盛が比例することにもなるのである。ダイヤルを設定する人によって誤差が出るということは、たとえばある目盛にセットしても人により数度のバツキは出るものである。もし人によって 5° の誤差を考えねばならぬとしたら、全回転角 360° の VR では $5/360 = 1/72$ であり $100,000 \text{ A}$ の溶接機ならば $1,400 \text{ A}$ の誤差は覚悟しなければならない。しかし今回使用のタイマでは同じ 5° の誤差も $5/3600 = 1/720$ すなわち 140 A となり、ほとんど問題にならないわけである。このようにして制御された出力パルスと主回路電圧の状態を図 4.15 に示す。これはヒート 1 c/s カレントディバイ 1 c/s の場合である。

次に電圧補償について述べる。工場の生産ラインにおいて使用される溶接機の電源状況は、一般に悪いといわねばならない。これは他の機械の影響、あるいは自らの通電時電圧降下など、その変動は $15 \sim 20\%$ に及ぶことも珍しくない。しかし前述したように溶接機のインピーダンス、変圧比などは一定であるので、電圧の変動がそのまま二次電流の変動になってくる。したがってこのような状況では、良い溶接結果が得られるわけはなく、二次電流を何らかの方法で外部条件にかかわりなく一定にせねばならない。この目的で電圧の変動を検出して点弧位相にフィードバックし電流を一定に保つのが電圧補償であるが、次の方式によっている。図 4.13 で電圧が $a\%$ になったとすると E_m は aE_m に、 E_0 が aE_0 になるように回路を構成すれば、点弧角 α は α' にずれるわけで次式が成立する。

$$E_s' = aE_m(1 + \cos \alpha') \dots\dots\dots (4.10)$$

$$-E_c \cos \alpha' = -aE_0 + E_{d0} \dots\dots\dots (4.11)$$

$$\therefore \cos \alpha' = a \frac{E_0}{E_c} - \frac{E_{d0}}{E_c} \dots\dots\dots (4.12)$$

$$\therefore E_s' = aE_m \left(1 + a \frac{E_0}{E_c} - \frac{E_{d0}}{E_c}\right) \dots\dots\dots (4.13)$$

したがって上式を解くと、 $E_c + E_0(1+a) = E_{d0}$ のとき E_s は E_s' と等しくなる。すなわちこの条件を満足するように回路定数を選べば、電圧の変動に対して電流は一定となるのである。電圧補償の問題点はその効果とともに応答速度にある。というのは完全に完全な補償を行なっても実際の通電時間は短かいので応答速度が遅ければ、その効果は半減する。すなわち長い周期の変動を検出することはもちろんであるが、刻一刻変動する電圧をとらえて、それに対して補償を行なわねばやはり溶接結果は不満足なものとなる。

応答速度は三相溶接機の場合、 $1/3 \text{ c/s}$ の応答が必要かつ十分の条件である。図 4.14 に示すように 120° ずつ位相のずれた電圧

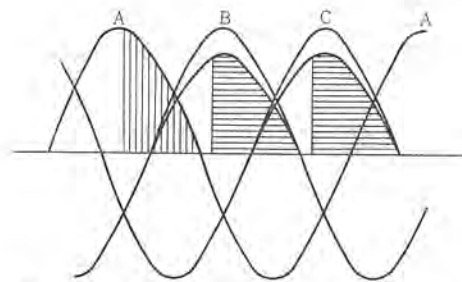


図 4.14 電圧補償応答速度解説
Fig. 4.14 Reference of voltage compensator response.

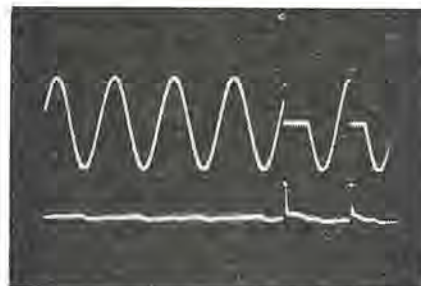


図 4.15 主回路動作状態と出力パルス
Fig. 4.15 Active conditions of main circuit and output pulses.

を制御するのであるから、A 相の通電時に下った電圧（自身の電圧降下でも外部の影響による降下でも良い）を検出し、B 相に反映することを要求される。ただしそれ以上早くしてもすでに点弧している A 相は、制御が不可能であるのでこれ以上の応答速度は不必要である。従来の AVR を用いた方式では $10 \sim 20 \text{ c/s}$ 、レミ形磁気増幅器を用いたもので $1/2 \text{ c/s}$ であったが、今回のものはさらに上記の要求を満たすべく電流調整回路で $1/3 \text{ c/s}$ の応答に合わせ、以後のトランジスタ回路では瞬時応答を行なうようにして回路全体で三相機に対する適正な電圧補償応答速度に合わせている。

4.3 フォージデレイの超精密制御

軽合金の溶接において可変加圧、とくにその溶接圧から鍛造圧への移行は、溶接結果に非常に重要な意味を持つことを 2 章「抵抗溶接機に要求される精密制御」で述べた。再加圧は、金属が溶融状態のとき、急速に圧力をかけて、ジュール熱により溶融膨張した金属が冷えて固まるときに、その中へ金属中の気体がフローホールとなって残ることや溶融金属の収縮にともなうワレや収縮孔の生成を防ぐため、また鍛造作用により良好なナゲットを得るためである。その再加圧については、行なう時点と圧力の速応性が問題となるので以下にこの点を追ってみる。

まず再加圧を行なう時点について考えてみる。この再加圧の時点は早過ぎると金属の溶融が不完全なうち加圧してしまい、接触抵抗が減少して溶着不良となる。また逆におそすぎると溶けた金属がとび散って、いわゆるエクスパージョンを起こす。したがって早過ぎず、またおそすぎずという適正な時点が要求されるのであるが、軽合金の溶接現象は 2 章で述べたように非常に早い。そのためにこの再加圧の時点に微妙な制御を求められる。再加圧される時点をつおーじデレイ（鍛造おくれ）という言葉で呼んでいるが、従来のタイマではこの時限は 1 c/s 単位で制御されていた。しかしながら 1 c/s という単位は、軽合金の溶接に関しては前述のように長すぎる。これを補うために以前つおーじデレイの精密制御を行なう意味で $1/3 \text{ c/s}$ 単位の制御を行なったことがあるが、今回の

は、さらに精密な制御ができるよう 1/1000 c/s 単位の微調整を行なった。回路は図 4. 16 に示したものである。

まず電磁弁は トランジスタを用いた タイマ 回路との結合の問題と、タイマで 1/1000 c/s 単位の制御を行なう意味で直流電源に接続されている。というのは、交流電磁弁はその動作をながめると、初めの過渡電流で投入されるものであって 数 μ sec の投入位相制御を行なってもその動作時点は電流波高値の近辺に集ってしまう。したがって再加圧時点の微細な時間差をつくるためには、電源の位相も同時に変化させねばならず、この場合あまり得策とはいえない。

図の回路で 端子 T より入力としてはいつてくるのは、1 c/s 単位の デジタル 計数方式で制御された信号である。したがって入力信号の期間は 1/60 秒 (または 1/50 秒) ごとに刻まれた 正確な長方形波であるが、この回路によって 1/1000 c/s 単位の時限におきかえられる。図で Tr 100 は 待機時導通状態となっており、UJT 100 の発振するのを止めているが、入力側から計数完了の信号がはいると同時に ショ断状態となって、UJT 100 は発振をはじめ、そしてその出力パルス B_1 から取り出され、C 101 を通して Thy 100 のゲートをトリガし、電磁弁 SV 2 を動作させる。その間の各所波形は、図 4. 18~4. 20 のとおりである。

この回路の発振周波数は R 106, VR 100, C 103 または C 104 によって決められるが、C 103 と C 104 は 商用周波数時と 3 倍周波数時との切換え用である。これらは発振周期の最大値がそれぞれの周波数の 1 c/s になるよう設定されているので、各 サイクル 間を連続的に可変できるわけである。VR 100 は特殊 VR を使用しており、1/1000 目盛まで読取れる超精密なものであって、1/1000 c/s 単位の制御とはこのことを指している。

上に 3 倍周波数のときにも 1/1000 c/s の制御を行なうと記したが、このことは 3 倍周波数の 1/1000 であるから、条件の最も精密な点を使用すると 1/3000 c/s までの制御が可能であるというこ

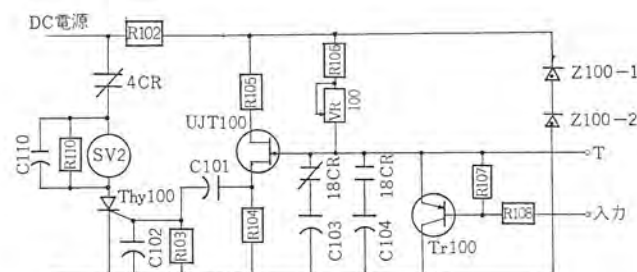


図 4. 16 フォー ジ デ レ イ 回 路
Fig. 4. 16 Forge delay circuit.

とを示している。電磁弁は今回 パイロット 形を用いた。これは直流のスプール 形は大きい アンペアターン を必要とするので、コイルの巻回数が大きくなり インダクタンス が増加する。そのため電圧を印加しても電流は L/R の時定数に制限されてゆるやかに増加するので、動作時間が長くなる。動作時間の長いことは パラッキ の出る原因で、これは極力避けなければ 電氣的に精密な制御を行なった 意味がない。そのためにコイルで可動する部分の小さい パイロットに過電流を流し、瞬時に動作する方式としたが、ただ一般のパイロット 形は 給気圧が変わると動作速度が変わるので、これを避けるために一部構造をかえて 高圧、低圧ともに速やかな応動する 形とした。次に圧力の レスポンス について考察する。再加圧時にはできるだけ短時間に溶接圧を鍛造圧へ立ち上げるのが良いとされている。そのために加圧シリンダを 二つの空気室にわけて、溶接時には差動圧で働かせておき、鍛造圧へ切換えるときは 下部シリンダの空気を瞬時に抜いて 立ち上りを良くする方式が以前から用いられている。

したがってそのほか再加圧の レスポンス を決めるのは、電磁弁・配管の径・配管の長さ・節・シリンダの構造・ラム軸の摩擦・可動部分の慣性などである。この点については図 4. 21, 4. 22 に見るように 6/8" 電磁弁を シリンダに直結しているほか、種々の留意を払って レスポンス の良い機械的構造となっている。

試験を行なった結果、定置式の三相溶接機でその最大値の 75% の点まで上昇するに要する時間は、約 0.8 c/s であった。なおこれらの機械的遅れを頭に入れて使用するのには容易でないので、これを知らなくても使いやすいうように 機械的遅れ時間を 最初のクールタイムで逃げて、ヒートタイム、フォー ジ デ レ イ を同じにすれば、電流の波高値と加圧力の立ち上った点がそろうように、前もって設定されている。図 4. 17 にこの様子を示す。図 4. 24~4. 25 は精密制御を行なった加圧力立ち上りの変化を示す。また図 4. 21~4. 22 は トランジスタ 制御をした三相溶接機の全体写真であり、図 4. 23 は タイマ 内部の状況である。

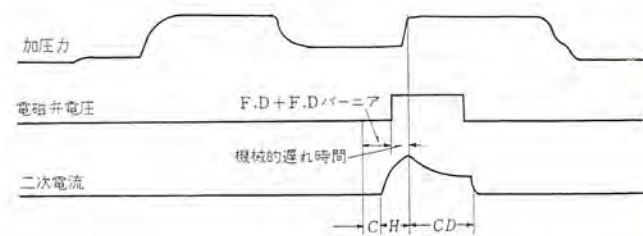


図 4. 17 可 変 加 圧 時 の シ ー ケ ンス
Fig. 4. 17 Welding sequence of variable pressure.

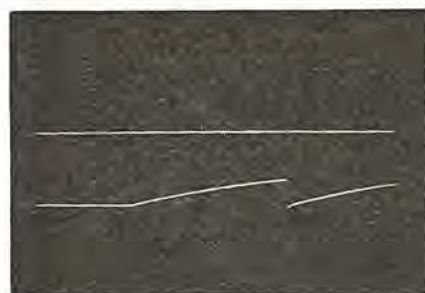


図 4. 18 UJT 100 の出力と エミッタ
電圧波形
Fig. 4. 18 Output of UJT 100 and emitter
voltage wave form.

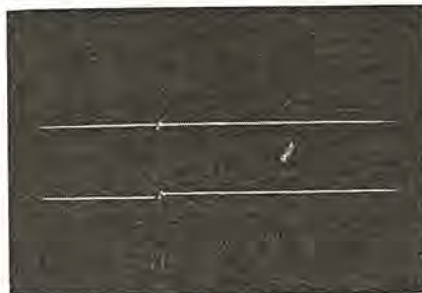


図 4. 19 UJT 100 の出力と エミッタ
電圧波形 (F. D バーンニア 最小)
Fig. 4. 19 Output of UJT 100 and emitter
voltage wave form (When forge
delay vernier min.)

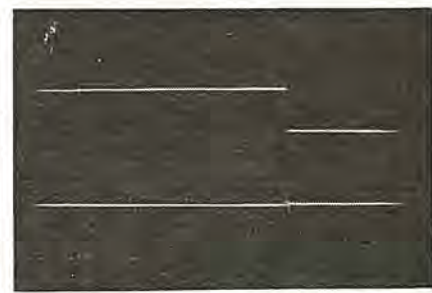


図 4. 20 フォー ジ デ レ イ 動 作 状 態
Fig. 4. 20 Active conditions of
forge delay.

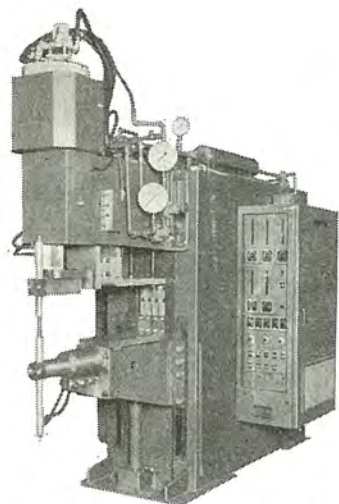


図 4. 21 トランジスタ 制御三相点溶接機 (WT-125 S 形)
Fig. 4. 21 Transistor controlled three phase spot welder (WT-125 S Type).

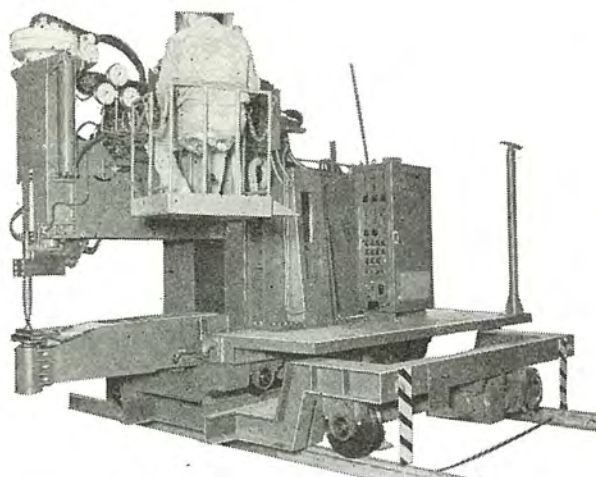


図 4. 22 トランジスタ 制御三相機動式点溶接機 (WT-250 SB 形)
Fig. 4. 22 Transistor controlled three phase spot welder for electric car (WT-250 SB Type).

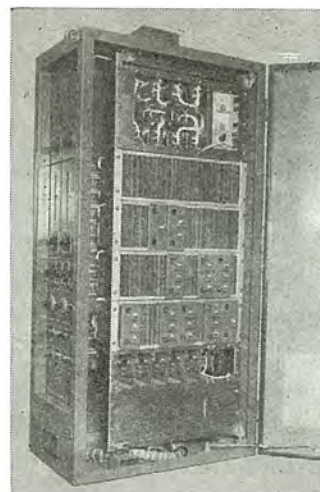
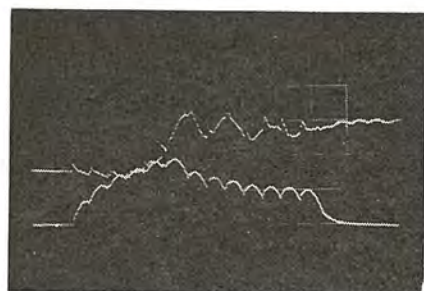
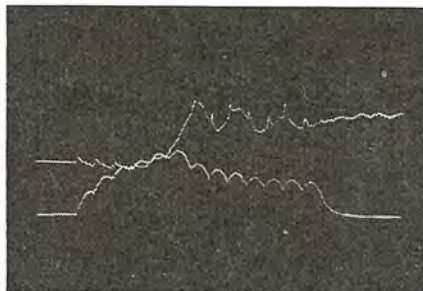


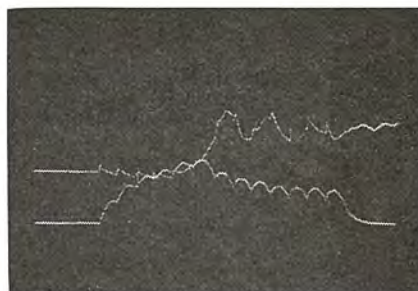
図 4. 23 タイマ 内部
Fig. 4. 23 Inside of timer box.



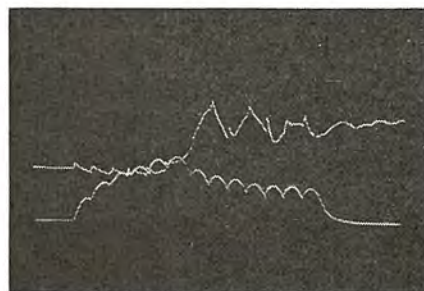
(a) F.D ヲ-ニア 0+0%



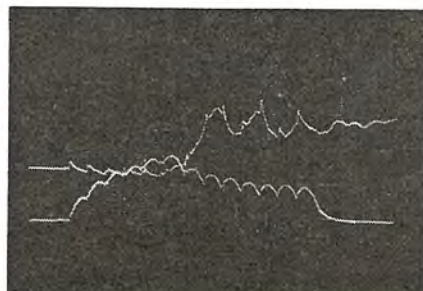
(b) F.D ヲ-ニア 1+0%



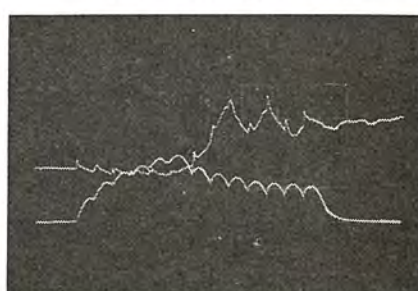
(c) F.D ヲ-ニア 2+0%



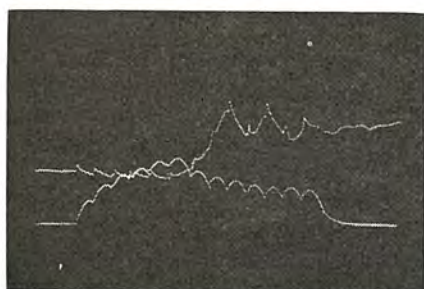
(d) F.D ヲ-ニア 3+0%



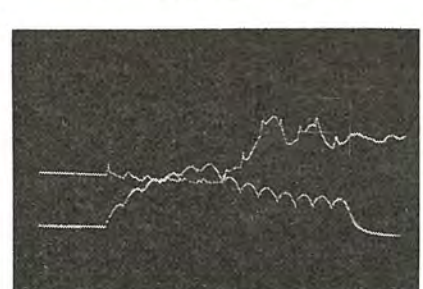
(e) F.D ヲ-ニア 4+0%



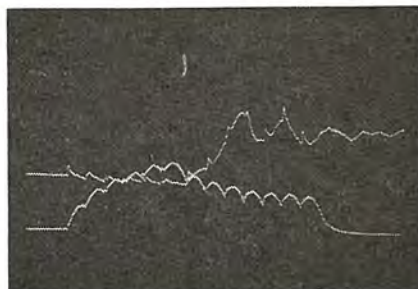
(f) F.D ヲ-ニア 5+0%



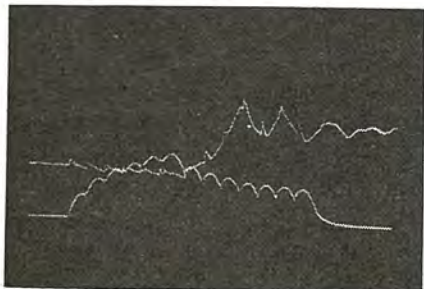
(g) F.D ヲ-ニア 6+0%



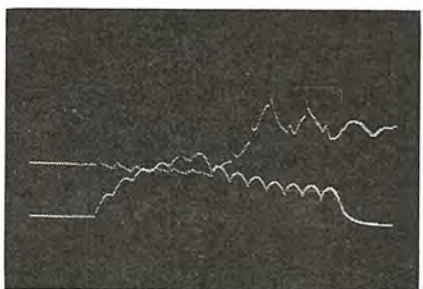
(h) F.D ヲ-ニア 7+0%



(i) F.D ヲ-ニア 8+0%

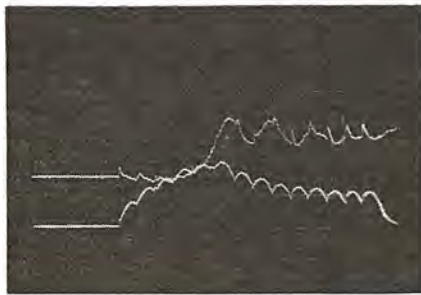


(j) F.D ヲ-ニア 9+0%

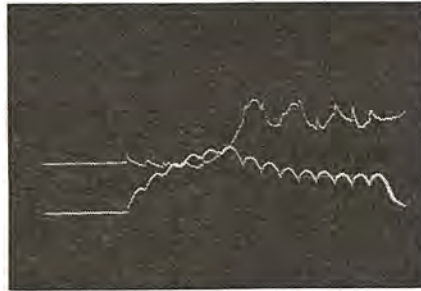


(k) F.D ヲ-ニア 10+0%

図 4. 24 F.D 微調整時の電極加圧力波形
Fig. 4. 24 Electrode force wave form in F.D vernier control.



(a) F.D パーニア 0+0%



(b) F.D パーニア 5+0%

図 4. 25 F.D 微調整時の電極加圧力波形 (3 倍周波数)
Fig. 4. 25 Electrode force wave form in F.D vernier control (Treble frequency).

5. む す び

マイのトランジスタ化を行なった三相溶接機が、生産ラインには
いってから1年近くなるが、われわれの期待どおりの性能を発揮
していることはまことに喜ばしい。抵抗溶接の応用範囲が広がり、
軽合金の使用分野が多くなるにしたがって、三相溶接機の需要が
増大することは想像に難くない。われわれはこれらの要望に応え
るべく、なおいっそうの高性能・高安定度・長寿命の溶接機を作
る心算である。文を終わるにあたり、多大のご助力、ご助言をた
まわった当社伊丹製作所電機製造部の方々に厚く感謝の意を表し
たい。

参 考 文 献

- (1) 木村，大隅：AL 合金板の新しい点溶接法，溶接技術
- (2) 己斐，岸田，喜多：三相低周波形大容量溶接機「三菱電機」
31, 375 (昭32)
- (3) 大隅，松原，馬場，越智：軽合金用三相低周波点溶接機
「三菱電機技報」37, 1134 (昭38)
- (4) MIL-W-7973, Welding Machines, Electrical Resistance,
Spot, Prestype, Three-Phase
- (5) MIL-W-6858 B Welding, Resistance Aluminum, Magne-
sium, Nonhardening Steels or Alloys, and Titanium
Alloys ; Spot and Seam

SA形半自動アーク溶接機

大間知 伸洋*・鶴 飼 順*

Type SA Series Semi-automatic Arc Welders

Nagoya Works

Nobuhiro OMACHI・Jun UKAI

Gas shield arc welding process such as inert gas metal arc welding and CO_2 arc welding has found its way in automobile industry and rolling stock industry where high efficiency is of prime importance. However, difficulty in gas shielding in outdoor work has been a drawback. Recently untiring effort on the part of melting electrode manufacturers has been successful in the development of no-gas welding. Especially a cored wire method has entered into practical operation in ship building and steel frame work construction. As a result of study and experience Mitsubishi made public epochal type SA-100 welders adaptable to the welding of thin aluminium plates in 1962. Since then type SA series has been completed one after another. They cover a general purpose model to an exclusive use type suitable in the field work.

1. ま え が き

MIG (Metal Inert Gas) 溶接法, MAG (Metal Active Gas) 溶接法などのガスシールドアーク溶接法は、能率向上を重視する自動車、建設機械業界、あるいは国鉄の全アルミ電車採用決定により大幅なMIG溶接法の採用に迫られた車両業界などでは、研究段階を経て、ここ数年来その採用率は飛躍的に増大しつつある。また従来屋外作業におけるガスシールド性に難点のあったこの種のガスシールド法も、心線メカのためよまざる研究の結果、諸外国にも例の少ないノーガス溶接法が開発され、とくに複合ワイヤ法は実用段階を迎え、造船、鉄骨業界の一部では製品に適用しているところもある。

当社においてもこれら溶接業界の状況に対応して、数年前より自動、半自動機の研究開発に重点を置き、昭和37年の第2回ジャパンウェルディングショーに、Al薄板のMIG溶接法に画期的なSA-100形(フルタイフ)を発表以来、SA-200シリーズ(ラッシュユタイフ)、SA-300シリーズ(ラッシュフルタイフ)を製品化している。

半自動溶接機はその普及につれて所期のハン用形から、現場作業に適した専用形の開発が要求され、当社でも車両向のSA-300形、造船向のSA-400形(複合ワイヤノーガス機)など、現場作業に取り組み、ユーザーとともに実用化した製品である。

この報告は当社半自動溶接機の種類と特性、応用分野などについて、これらの観点から紹介したものである。

2. 半自動溶接機の構成

図2.1にSA-250C形の系統図、図2.2に外観を示す。表2.1は三菱アークSAシリーズの仕様一覧表である。

半自動溶接機はおもに、溶接電源、溶接トーチ、ワイヤ送給装置、制御装置から構成されるが、この章ではこれらの概要を説明する。当社SAシリーズ構成のもっとも大きなメリットは、ラッシュユタイフのSA-200シリーズと、ラッシュフルタイフのSA-300シリーズで溶接トーチを除く他の構成装置がまったく共用に設計されており、2種類のトーチの組合わせのみでいずれの方式にも適用できることである。

2.1 溶接電源(直流アーク溶接機)

半自動溶接機の溶接電源の特性には a) 定電圧特性、b) 垂下特性の2種類あるが、アークの安定度、ワイヤ送給制御系の簡単

なことなどの理由で一般には定電圧特性が用いられる。当社ではワイヤ送給モータの慣性が小さいSA-100形、およびハン用交流アーク溶接機と組合わせて使用するSA-400形は垂下特性電圧制御方式を、それ以外は、定電圧定速度送給方式を採用している。

2.1.1 CM形直流アーク溶接機

電流定格によって200A、300A、500Aの3機種あり、いず

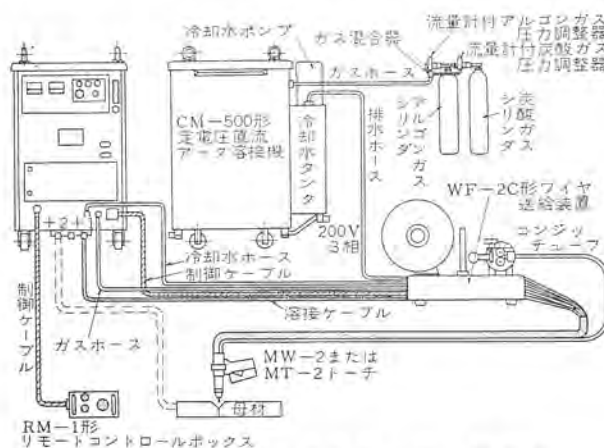


図 2.1 SA-250C形半自動溶接装置系統
Fig. 2.1 Systematic diagram of type SA-250C semi-automatic welder.



図 2.2 SA-250形半自動溶接装置
Fig. 2.2 Type SA-250 semi-automatic arc welder.

表 2.1 三菱アーク SA シリーズ仕様一覧

仕 様	SA-100	SA-110	SA-200	SA-250	SA-300	SA-350	SA-400
ワイヤ送給方式	プルタイプ	プルタイプ	プッシュタイプ	プッシュタイプ	プッシュプルタイプ	プッシュプルタイプ	プッシュタイプ
ワイヤ制御方式	垂下特性電圧制御	定電圧定速度送給	定電圧定速度送給	定電圧定速度送給	定電圧定速度送給	定電圧定速度送給	垂下特性電圧制御
定格電流 (A)	200	200	200	500	300	500	500
使用率 (%)	100	100	100	100	60	100	60
トーチ冷却方式	空 冷	空 冷	空 冷	水 冷	空 冷	水 冷	空 冷
使用ワイヤ径 (mm)	アルミ 0.8, 1.2	アルミ 0.8, 1.2	軟鋼 0.8, 1.0, 1.2	軟鋼 1.2, 1.6, 2.0 2.4	アルミ 1.2, 1.6 軟鋼 0.8, 1.0, 1.2	アルミ 1.2, 1.6 軟鋼 1.2, 1.6	軟鋼 3.2
ワイヤ送給速度 (m/min)	3~20	3~20	0.5~13	0.5~13	0.5~13	0.5~13	0.5~3.6
トーチケーブル長 (m)	7.5	7.5	3	3	10	10	3
トーチ形状	ピストル形	ピストル形	カーブド形, ピストル形	カーブド形, ピストル形	ピストル形	ピストル形	カーブド形
トーチ重量 (kg) (ケーブル1m付)	2.2	2.2	1.5	2.0	1.6	2.2	1.5
構成装置	電 源	TD-200	CV-300	CV-300, CM-200	CM-500	CV-300, CM-300	CM-500
	コントローラ	CC-11	CC-11	CC-20	CC-25	CC-20	CC-25
	ワイヤ送給装置	—	—	WF-1	WF-2	WF-1	WF-2
	トーチ	SP-1A	SP-AA	MT-1, MW-1	MT-2, MW-2	MU-1	MU-2
用 途	アルミはく板の溶接サッシ, アルミ加工品	アルミはく板の溶接	軟鋼薄板の溶接 自動車, 電機部品 車両その他	軟鋼厚板の溶接 造船, 建設機械, 車両, 自動車	アルミ, 軟鋼溶接 自動車, 車両	アルミ, 軟鋼溶接 造船ほか	軟鋼厚板の溶接 (屋外作業) 造船, 鉄骨



(a) SP-1A 形 トーチ



(b) MT-1 形 カーブドトーチ



(c) MT-2 形 カーブドトーチ



(d) MW-2 形 ピストルトーチ



(e) MU-1C 形 プッシュプルトーチ

図 2.3 溶接トーチ外觀
Fig. 2.3 Appearance of welding torch.

れも制御装置内蔵式を標準としている。

CM 形溶接機は、角形飽和特性のコアを使用した可飽和リアクトルと、シリコン整流器を組み合わせた自己帰還形磁気増幅器式の直流アーク溶接機で、わずかの制御入力で出力電圧の全範囲が調整できる。

この溶接機は、1) 制御入力が小さいため、調整器の分離外付けが可能で、電圧調整のリモコンが容易に行なえること、2) アークが安定なこと、3) 出力電圧の調整がタップなどの切換えの必要がなく、連続可調整であること、など他の方式に比べて特長が多く、わが国では広く使用されている。

磁気増幅器は鉄心の磁化現象が複雑で、とくにアーク起動時などの過渡時には電流の動揺が大きく、溶接特性としては問題が多々ある。またスライダック式などに比べて、電源電圧の変動に対する溶接電圧の変動が大きいためにも溶接機として使用する場合は欠陥になる。当社ではこれらの点についてとくに考慮して制御回路の設計を行っており、アーク起動、電源電圧の変動を補償した装置の製作を行っている。

2.1.2 CV 形直流アーク溶接機

単相全波整流方式で電圧の調整は変圧器二次タップの切換えと、

SA 形半自動アーク溶接機・大間知・鶴飼

スライダックの組合せで行なっている。単相電源が使用できるため、交流アークの配線があればどこでも使用できること、電圧変動に対する影響が磁気増幅器式に比べて少ないことなどが長所である。整流体には CM 形と同様シリコン整流素子を使用し、過電流、サージに対する適正な保護回路を設けている。直流側には平滑用インダクタンスを設け、アークの安定化と、短絡移行溶接におけるヒューズ作用によるスパッタの防止をしている。電流定格は 300 A の 1 機種で、中電流以上の用途に使用されている。

2.1.3 TD 形直流アーク溶接機

トランスアクタ方式による垂下特性であり、半自動溶接用としては、ワイヤ送給モータの慣性の小さい SA-100 形に使用されている。垂下特性ではあるがアークドライブ回路を付加することによって安定な短絡移行溶接ができ、Al 薄板の溶接には、定電圧特性よりもむしろ良好な結果が得られる。

この電源は垂下特性であるため TIG 溶接、手溶接など応用範囲が広く、とくに手溶接の場合には電流調整を不飽和リアクトルで行なっているため、溶接棒の瞬時短絡に対する電流の動揺が少なく、スパッタの少ない良好な溶接結果を得られることが大きな特長である。

2.2 溶接トーチ

図2.3に当社製各種トーチの外観を示す。

半自動溶接機が現場に好感をもって受入れられるかいかは溶接トーチによって決定すると言っても過言ではない。トーチとしてとくに要求される点は

- (1) 軽量であること
- (2) 操作性の良好なこと
- (3) 故障が少ないこと

などがある。以下これらについて概要を説明する。

2.2.1 軽量化

図2.4に各種トーチの重量比較を示す。トーチの軽量化のポイントは、徹底した構造の簡略化と耐熱絶縁材料の合成樹脂の採用で決まり、MU-1C形（プッシュプル用）の1.6kg、MZ-1形（ノーマス用）の1.5kgは市販のこの種トーチと比較しても軽量である。

とくにMU-1C形は、MT-1形の1.5kgと比較してもほとんど差がなく、プルモータ内蔵による重量増加分を構造的に十分カバーした画期的製品である。なおこのMU-1C形は日本車両、汽車製造の車両メーカに十数台納入し、電車のアルミ製車体溶接に好結果を得ている。

2.2.2 操作性

溶接トーチの形状は、a)カーブ形、b)ピストル形の2種類にわけられる。従来わが国では小電流にはカーブ形、大電流にはピストル形の概念で使用されていたが、造船所などでも狭い場所、下向溶接などカーブトーチのほうが有利な場合も多く、新たに製作した水冷カーブトーチMT-2形はわが国では唯一のものである。

またMU-1C形はハンドル部分にモータを内蔵するために、原理的にカーブ形の採用は不可能であるが、銃身部分を直線形、カーブ形の交換可能な構造にすることで、作業性の改善を計っている。

トーチの操作性についてはまず重心の位置について考慮しなければならない。一般に市販されているトーチは先端部が後部のケーブル部分より軽く、このため重心がハンドルよりも著しく後方になり、操作上問題になっている場合が多い。このため当社ではケーブル、ホース類の細径、軽量化のため、特殊仕様のケーブルの製作を行なうと同時に、操作性にもっとも影響の大きいフレキシブルジョイントの構造について徹底的に検討し、現在外径10φでAl軟鋼とも2.4φまでのワイヤが送給できるジョイントを開発し好評を得ている。

2.2.3 故障

故障の少ないトーチとしての条件は、a)ワイヤ送給が常に安定

であること、b)絶縁材料の寿命が長いこと、c)ノズル、ガイドチューブの消耗度が少ないことなどがあげられる。

ワイヤ送給を安定にするための要件として、従来機械系よりもむしろ電気系に重点が置かれ、ワイヤの定速度送給用制御方式などが研究の対象になっていたが、当社ではとくにワイヤ送給路の安定化に重点を置いて検討を行なった。その結果により、コンジットチューブの材質、構造、トーチ曲げ角度、ガイドチューブ材質、穴径などについて、構造の具体化を計っている。

また従来わが国には機械的強度、耐熱性とも良好な絶縁材料が少なく、空冷トーチの電流限界は200Aと考えられていたが、石綿成型品、テフロン材など溶接トーチの仕様に適した材料を採用することにより、空冷式トーチでもガスシールド法で300A定格のトーチが製作可能になっている。

2.3 ワイヤ送給装置

ワイヤ送給モータとワイヤスプールから構成され、標準ワイヤ重量は10kgまたは12.5kg巻きのスプールを使用する。

モータはDCギヤードモータでサイリスタによる静止レオナード制御方式で定速度回転される。

ワイヤ送給装置は溶接物が大型構造物である場合、溶接トーチとともに移動することが多く、初期のコントロール一体式より、現在は分離形を標準にしている。このため送給装置の重量、可搬性にこたえ、車両向けとしてAl材の採用などで、重量約7kgの画期的な軽量化製品を開発した。また可搬性については、電源側接続ケーブル類はワイヤ送給装置より約2mのところ、すべてフィックジョイント方式にし移動を簡略化している。

2.4 制御装置

当社では電源内蔵式を標準としている。制御装置の制御機能をあげると、

- (a) シンヘイガスの制御（プレフロー、アフタフローを含む）
- (b) ワイヤスローダウン送給
- (c) 溶接中のワイヤ定速度送給
- (d) クレータファイナ
- (e) 溶接の自己保持回路
- (f) 溶接終了時のワイヤ溶着防止
- (g) 水冷トーチ焼損保護

などがあり、SAシリーズの各用途に対し、これらを適当に組合わせ、回路を構成している。

電源内蔵式のため、リレー、制御部品の保守点検の容易な構造にすることにとくに留意して設計しており、リレー類は大部分ララゲイン方式のものを採用し、取換えの容易な構造としている。

3. 半自動アーク溶接機の種類と構造

半自動アーク溶接機の基本的条件は、溶接ワイヤを常に安定に送給することであり、このため、使用ワイヤ、用途によって、プッシュタイプ、プルタイプ、プッシュプルタイプの3方式のワイヤ送給方式が使いわけされる。市販の装置には図3.1～3.3のものがある。

当社ではこのうち、プッシュタイプ（SA-200シリーズ）、プルタイプ（スプールオンガンタイプ、SA-100シリーズ）、プッシュプルタイプ（SA-300シリーズ）を製作している。次にこれらについて説明する。

3.1 SA-200シリーズ（プッシュタイプ）

SA-200シリーズには、薄板用空冷200AタイプのSA-200形と、厚板用水冷500AタイプのSA-250形がある。いずれもワイヤ送給方式は、ワイヤ送給装置に取付けられた送給モータより、フレキシ

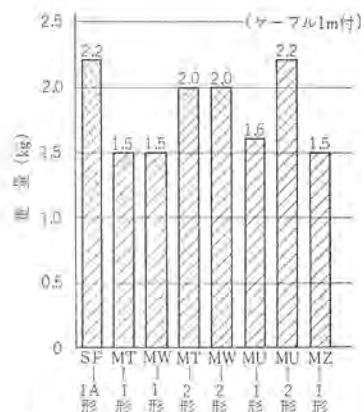


図2.4 溶接トーチの重量比較
Fig. 2.4 Weight of welding torch.

プルコンジットを通して溶接トーチへワイヤを送り込むプッシュタイプである。このフレキシブルコンジットはその内面の摩擦抵抗、トーチ先端高熱部の抵抗に抗してワイヤを円滑に送給するために、長さに制限を受け、通常3mのものが使用される。

プッシュタイプではトーチと送給機構が分離しているため、トーチが軽量にでき、鋼線など比較的堅いワイヤに適用される。

アルミニウムワイヤではコンジット中にナイロンライナをそう入して摩擦抵抗を減らす考慮をしても、ワイヤ自体が柔らかいため、座屈が生じやすく、一般にAl-Mg系の1.2φまたは1.6φ(mm)以上の太径ワイヤにより比較的厚板の溶接に適用される。

またSA-200シリーズでは、コンジットの長さ制限があるため、行動半径に限界はあるが、自動車部品などのライン作業には最適

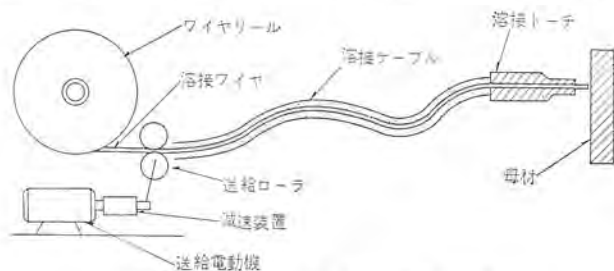
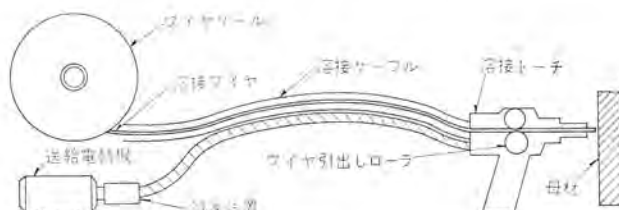
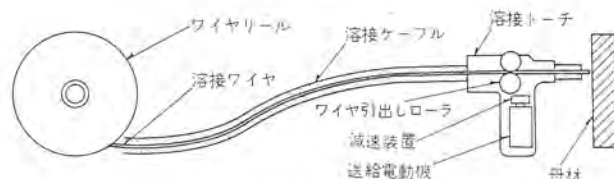


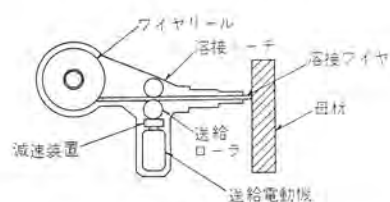
図 3.1 プッシュ形ワイヤ送給方式
Fig. 3.1 Push type wire feed system.



(a)



(b)



(c)

図 3.2 プル形ワイヤ送給方式
Fig. 3.2 Pull type wire feed system.



図 3.3 プッシュプル形ワイヤ送給方式
Fig. 3.3 Push pull type wire feed system.

で、現在最も多く使用されているタイプである。ワイヤ送給装置の軽量化とともに、電源からのケーブルを伸ばし、トーチとワイヤ送給装置を一体で移動し可搬性を増すくふうが車両、造船などの現場で行なわれ、好結果をあげている。

3.2 SA-100 シリーズ (スプールオンガンタイプ)

SA-100形は電源にTD-200形を用いた、垂下特性電圧制御方式、SA-110形はCV-300形、またはCM-200形を用いた、定電圧定速度送給方式である。

図3.4にSA-110形の外観を示す。

図2.3(a)のSP-1A形トーチで、溶接ワイヤはトーチ後部に装着され、プラスチックケースでほこり、スパッタなどの付着を防止している。送給モータには永久磁石式のマイクロモータが使用され、ハンドル部分におさめられている。ワイヤはこのモータの軸端に取付けられた駆動ローラと押えローラ間に加圧スプリングで加圧され、送給される。

この方式ではトーチに、溶接ワイヤ、送給機構、モータを内蔵しているため、コンジットを使用する必要がなく、ケーブル長が長くでき、行動半径が著しく増す。

またAl 0.8φ(mm)ワイヤの送給は他のプルタイプの装置よりも安定であり、2.0(mm)以下の薄板には最も効果を発揮する。

当社ではSA-100形を開発以来、Al薄板の溶接分野の開拓に努力し、従来ほとんどビスあるいはリベット構造であったアルミサッシの溶接構造化に一役買い、不二サッシ、日本建鉄をはじめとするサッシメーカーに多数納入している。

図3.5はサッシの溶接作業中のSA-100形を示す。

その他この装置は水中翼船、アルミ加工品などに納入実績がある。

3.3 SA-300 シリーズ (プッシュプルタイプ)

図3.6にSA-300形半自動溶接装置の外観を示す。(ただしトーチはMU-1B形)



図 3.4 SA-110 形半自動溶接装置
Fig. 3.4 Type SA-110 semi-automatic arc welder.



図 3.5 SA-100 形のアルミサッシ溶接への適用例
Fig. 3.5 Application to Al sash welding of type SA-100.



図 3.6 SA-300 形半自動溶接装置
Fig. 3.6 Type SA-300 semi-automatic arc welder.



図 3.7 SA-300 形の車体溶接への適用例
Fig. 3.7 Application to rail road car assembly of type SA-300 welder.

この装置は前述の SA-100 シリーズと SA-200 シリーズを組み合わせたものと考えればよく、ワイヤ送給装置は SA-200 シリーズと同一であり、トーチには送給機構のみを内蔵している。ワイヤは大容量のラッシュモータと、トーチ内蔵のプルモータの二つのモータで送給される。この二つのモータのおおのの役めは、ワイヤ送給の大部分のパワーはラッシュモータで受け持ち、プルモータはコンジット内のワイヤに張力を与え、内面の摩擦抵抗を減少させるような働きをし、送給力はラッシュモータの $1/10$ 以下の小さな値で十分である。

ラッシュプル方式は、前述の 2 方式の欠点である可搬性、トーチ重量について解決を計ったものとして注目されていたが、ラッシュタイプ用トーチに比較して、従来の製品では重量がかなり重かったことが本格的な採用を遅らせていた。当社ではこの点に関し徹底した構造の簡略化と、軽量化を計った MU-1C 形を開発し、車両メカに十数台一括納入すると同時に多数の引合を受けている。

今後は当社半自動溶接機の本命機種として、車両、自動車、造船などの業界に積極的に PR を行ない、より現場的装置への改良を続けたい。図 3.7 は車体溶接に適用中の SA-300 形である。

3.4 SA-400 シリーズ

造船所など屋外作業の溶接現場では、従来のシールドガス法のメリットを認めながらも、風の影響によるシールド性に難点があり、半自動溶接法の採用が遅れていた。

ノーガス溶接法は、a) 風の影響がない、b) トーチが軽量にできること、c) ノーガス、空冷であるため、特別の配管が不要で、装置の可搬性が増すこと、などの利点で理想的な溶接法として注



図 3.8 SA-400 形半自動溶接装置
Fig. 3.8 Type SA-400 semi-automatic arc welder.



図 3.9 軽量自走式サブマージ溶接機
Fig. 3.9 Light weight submerged arc welder.

目されていた。近年、わが国の心線メカの研究により、種々のワイヤが開発され、実用段階にはいっている。

当社でも三菱重工横浜造船所との共同研究により、とくに現場作業における操作性、可搬性に重点を置いた装置の開発を行ない、各造船所で実用中である。

図 3.8 は SA-400 形の外観を示す。

また半自動溶接機ではないが、三菱重工と共同開発した、軽量自走式サブマージ溶接機の外観を図 3.9 に示す。この装置は造船所における船台上の溶接、曲り外板の溶接を自動化するものとして期待されている。構造、特性の詳細はまた文を改めて紹介したい。

4. む す び

半自動溶接法は溶接ワイヤ、装置の開発、改良とあいまって、ユーズにおいてもそのメリットが認識され多方面で実用段階にはいっている。装置の構成においても、初期のライン作業向のまとめ方より、大形構造物、屋外作業への適用化の方向で検討され、可搬性、操作性に重点を置いた SA-300 形のような機械が製作されつつある。

ソ連、東欧の自動化率が 70% であることを考えると手溶接の半自動化はまず急務の条件であり、そのためにも溶接機メカである当社としては、今後も現場作業の見地に立って、より使いやすく、より故障の少ない、より溶接性のすぐれた自動、半自動機の改良研究を続けてゆく方針である。

終わりにあたって当社半自動溶接機に対し、種々貴重など意見をいただいた、三菱重工、日本車両、汽車製造、不二サッシ、積水ハウスの関係各位に深謝の意を表する次第です。

三菱高周波圧接・ロウ付け装置

酒井 良雄*・上田 時芳*・君塚 齊*・石橋 利彦*

Mitsubishi Induction Pressure Welding and Brazing Apparatus

Itami Works Yoshio SAKAI・Tokiyoshi UEDA・Hitoshi KIMIZUKA・Toshihiko ISHIBASHI

As applications of high frequency induction heating to the field of induction pressure welding and induction brazing have been drawing attention particularly with automatization of the production line. Mitsubishi has made extensive study on the induction pressure welding and brazing, developing small sized apparatus for the purposes. The former has passed through the stage of experiment in this country and is now on the threshold of practical work in the motor car industry. The latter also has been walking the path of steady application and is finding its way in various spheres. This article describes examples of practical operation and also introduces differences in microstructure of welded section due to difference in heating time and applied pressure with a 10 kc apparatus.

1. ま え が き

誘導加熱を利用して金属を加熱することができることはすでに1920年ごろから知られていて、現在は工業的にも広く活用されるに至っているが、その大部分は溶解、鍛造加熱、焼入れ、焼鈍などの熱処理的あるいは加熱的な面に利用されることがほとんどである。

しかし誘導加熱の新しい応用分野としての溶接の分野でも、高周波ロウ付けや、高周波圧接とかが最近かなり実用化されるようになってきた。

溶接部分の局部加熱の電源としての誘導加熱装置は、溶接の高速化や自動化が要望されている現在注目をあびているが、わが社でも最近開発された小形高周波ロウ付け装置をはじめ種々のロウ付け装置を高周波応用機器として製作しており、また高周波誘導加熱関係の開発、実験工場である熱処理センターでは高周波圧接の一連の実験を行なっているため、本文ではそれらの一部を紹介し参考に供したいと思う。

2. 誘導加熱の原理

誘導加熱の基本原理解は図2.1に示すようにコイルの中に被加熱物である金属棒を入れ、コイルに高周波電流を通じると、金属棒に誘導電流が流れ加熱されることにある。

高周波電流には表皮効果と近接効果があるため、誘導電流は金属棒の表面層に集中して流れ、ここに生ずるウズ電流によって表面層の加熱がおこなわれる。金属棒が鉄、銅であれば同時にヒステリシス損による加熱も加わるがこれは上述のウズ電流損に比べてわずかである。

いま金属棒表面における電流密度を I_0 、金属棒の透磁率を μ 、高周波の周波数を f とすると、表面から x なる距離における電流密度 I_x は次式で与えられる。

$$I_x = I_0 \exp\left(-2\pi\sqrt{\frac{\mu f}{\rho}}x\right) \quad (2.1)$$

ここで ρ は金属棒の比抵抗である。図2.2は式で表わされる分布を示したものである。

実際には上述したように指数関数的な分布になるのであるが、全電流が表面の電流密度と同じ大きさで深さ δ までの層に一様に分布すると考えると式(2.1)から

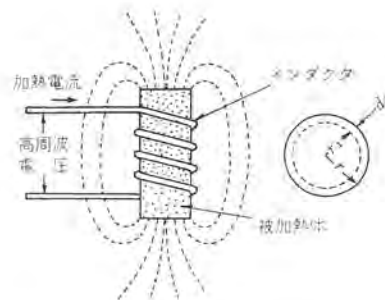


図 2.1 誘導加熱原理図
Fig. 2.1 Principle of induction heating.

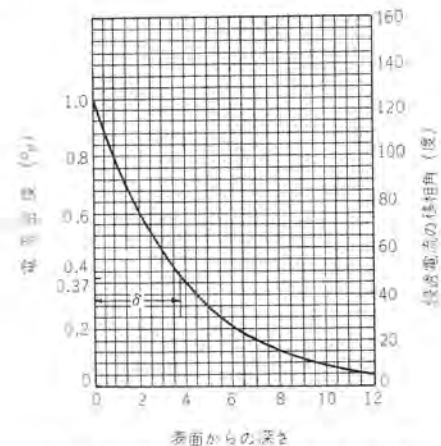


図 2.2 誘導電流密度の分布
Fig. 2.2 Distribution of current density.

$$I_0 \delta = \int_0^{\infty} I_x dx = I_0 \frac{1}{2\pi\sqrt{\mu f}} \quad (2.2)$$

$$\therefore \delta = \frac{1}{2\pi\sqrt{\mu f}}$$

となり、 δ は単位を $\rho: [\Omega \text{ cm}]$, $f: [\text{c/s}]$, $\delta: [\text{cm}]$ としておけば

$$\delta = 5.03 \times 10^3 \sqrt{\frac{\rho}{\mu f}} \quad (2.3)$$

で表わされる。

この式(2.3)で表わされる δ はウズ電流の浸透深さを表わし、普通電流深度 (depth of penetration) と呼ばれる。

また式からこの深さのところでは電流密度が表面の $1/e (= 37\%)$ に減少することがわかるが、発熱の大部分(90%程度)はこの層内で発生するために誘導加熱では周波数を選定するときの重要なめやすとなる。

図2.3はいくつかの材料についての f と δ との関係を表わし

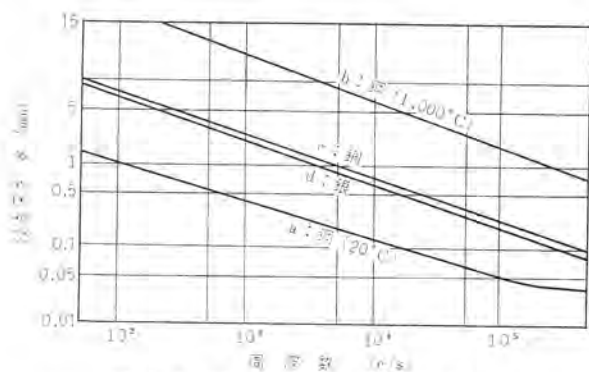


図 2.3 種々の材料の浸透深さ
Fig. 2.3 Penetration depth of various materials.

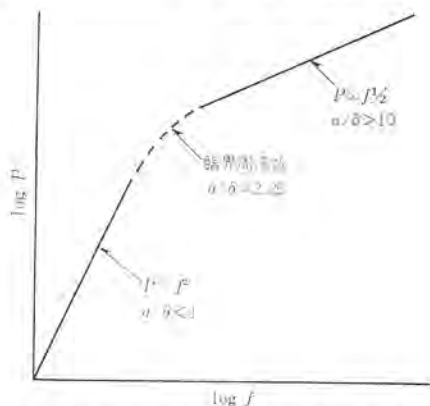


図 2.4 円柱状金属体の発生電力と周波数の関係
Fig. 2.4 Relation between input power and frequency of cylindrical metal.

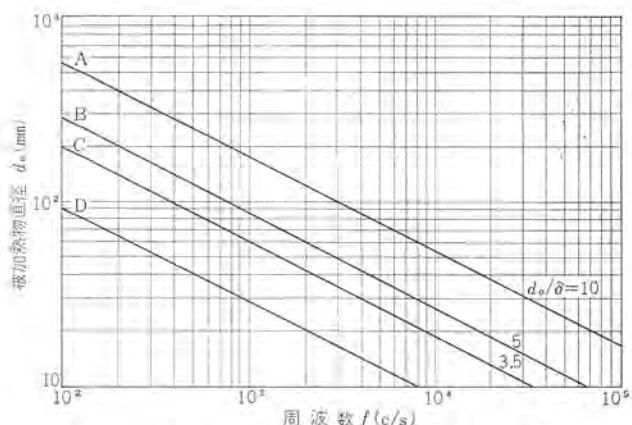


図 2.5 被加熱物直径と最適周波数との関係
Fig. 2.5 Relation between optimum frequency and work diameter.

たものであるが、 f が大きくなるにつれて δ が小さくなることからわかる。また同一材料、たとえば鋼では温度によって μ と ρ とが変化するために温度が上昇すれば δ が大となり、加熱層が深くなってゆくこともわかる。

一方加熱コイルから被加熱物に誘導される電力も、被加熱物の材質のみならず周波数によっても影響される。

被加熱物が半径 a の金属円柱の場合に金属円柱内に生ずる電力 P は図 2.4 に示すように a/δ の値によって変化し、 $a/\delta = 2.25$ を境として f^2 から $f^{1/2}$ に比例するようになるため、 $\delta = a/2.25$ を式 (2.3) に代入して

$$f_c = 128 \times 10^4 \rho / \mu a^2 \text{ [c/s]} \dots \dots \dots (2.4)$$

なる f_c をもって臨界周波数と称している。

これからわかるように、周波数が低い場合は効率が悪く、一方

周波数をあまり高くすると発熱が被加熱物の表面だけに起り内部までの均一加熱が困難となるので、それらを考えあわせて通常は被加熱物が円柱の場合、その直径を d として $d/\delta = 3.5 \sim 10$ の範囲になるように周波数を選択する場合が多い。

図 2.5⁽¹⁾ は被加熱物の直径と最適周波数との関係を示したもので、線 A—B 間が最適周波数で、B—C 間がそれに次ぎ、C—D 間は強磁性体の加熱に適する周波数である。

以上述べたように誘導加熱の周波数は、被加熱物の形状、材質、加熱深度などによって最適のものを選ばなければならない。

3. 高周波圧接

3.1 鋼管圧接への応用

化学産業などをはじめ、ボイラなどに使用されている鋼管は、組み立てなどの際に溶接しなければならない箇所が非常に多いが、従来これらの溶接にはアーク溶接やフラッシュバット溶接がその主流を占めていた。しかしこれらの溶接法では溶接速度がおそかったり、内面にいぼりが突出したりして種々の障害になったり、いろいろと欠点があったが、高周波による圧接では内外面ともに接合部がきれいであり、溶接時間が短かく自動化が容易であり、品質的にも均一な溶接ができるなどの長所があるためアメリカ、ヨーロッパ諸国では最近かなり普及してきたが、わが国ではようやく研究段階を経た程度にすぎず、今後の実用化が待ち望まれるところである。

3.2 原理

高周波圧接の基本構成部品は図 3.1 に示すように、圧接される 2 本の鋼管をそれぞれクランプするクランプと、片側の鋼管に側面から圧を加える当て板、シリンダと、圧接部外周に巻かれた加熱コイルとそのための電源一式からなる。

電源から加熱コイルに高周波電流を通じて鋼管圧接部の局部加熱を行なうのであるが、この場合 2 章で述べたように鋼管の肉厚に応じて最適周波数を選ばなければならない。このめやすは一般には肉厚と圧接温度付近での電流深度とがほぼ等しいような周波数を選べばよい。周波数が高過ぎると表面層が急速に加熱されるため内部まで均一に加熱するには熱伝導を考えねばならないため溶接速度が低下するし、低過ぎると均一加熱はできるが、磁束が鋼管内部にまで浸透して効率が悪くなる。

誘導加熱によって所定の圧接温度まで加熱されるとシリンダに

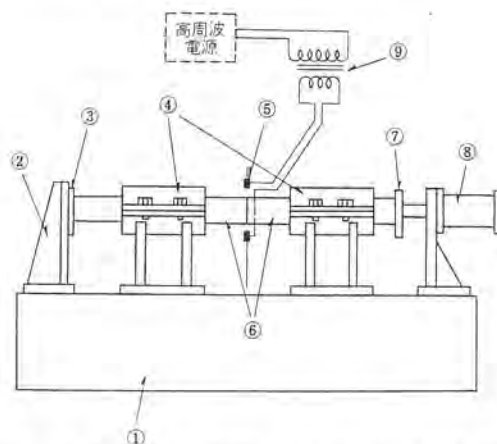


図 3.1 高周波圧接装置の原理
Fig. 3.1 Principle of induction pressure welding apparatus.

より当て板を介して鋼管は側面から加圧され 加熱部分が接合される。ただしこの場合 接合面は溶融されて接合されるのではなく、金属原子が極度に接近し、原子間力が生じて接合するため、接合面を溶融温度まで加熱する必要はないが、原子を接近させるために、相当大きい加圧力が必要となる。

3.3 圧接実験

上述したように、熱処理 センタにおいて ボイラチューブの高周波圧接の実験を行なったので、その一部を簡単に紹介する。

この実験は一連の圧接実験の中で 周波数による溶接効果の差異の比較検討の際に 10 kc について行なったものである。

実験装置は図 3.2 に示す。電源は 10 kc, 150 kW MG である。図において左側に見える油圧ユニットは加圧用のもので、右側の油圧シリンダは内径 125 mm, ストローク 80 mm である。

供試材料は

材 質 STB 42

寸 法 $38.1\phi \times 4.2t \times 160$

であり、圧接用として図 3.3 に示すように加工した。

圧接後の機械試験片は 上記の管の圧接部を圧接箇所を中心に 100 mm の長さに切断し、さらに縦に 8 等分し、それぞれの試験片を図 3.4 のように作成した。

3.4 圧接条件

一般に鋼管の高周波圧接では 次のような事項が圧接現象に重

要な関係があると考えられている。

(1) 温度に関するもの

- (a) コイルの形状および寸法 コアの有無
- (b) 電源周波数
- (c) 加熱電力
- (d) 加熱時間
- (e) 加熱方式 (1 段加熱, 2 段加熱)

(2) 加圧力に関するもの

- (a) 開先形状
- (b) 加 圧 力
- (c) 加圧方式 (1 段加圧, 2 段加圧)
- (d) 寄りシロ (代)

(3) フィー気に関するもの

- (a) ガスの種類
- (b) ガスの流量
- (c) 露 点

(4) 材質に関するもの

- (a) 材 質

(5) その他

- (a) パイラ外径, 内径のバラツキ
- (b) 圧接時の偏心

しかし本文の実験ではこれまでの諸文献, データを参照して, 多くの因子について一定条件とし, 下記の因子についてのみその効果を調べた。

- (a) 加熱電力 (電圧を変化させる)
- (b) 加熱時間
- (c) 加熱方式 (1 段, 2 段加熱のみ)
- (d) 加 圧 力
- (e) 加圧方式 (定常, 2 段加圧のみ)

表 3.1 は文献に見られる圧接条件の一覧表である。

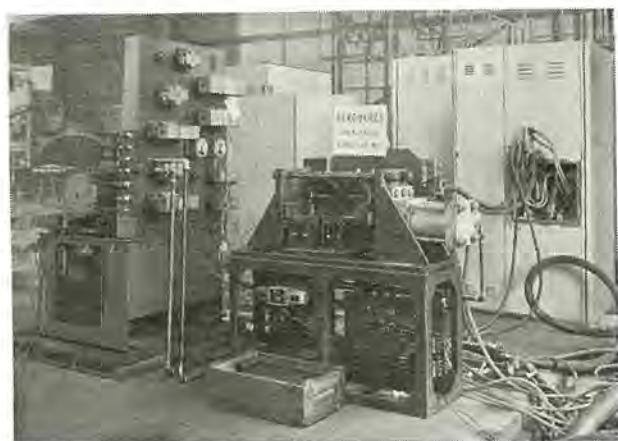


図 3.2 高周波圧接実験装置
Fig. 3.2 Induction pressure welding testing apparatus.

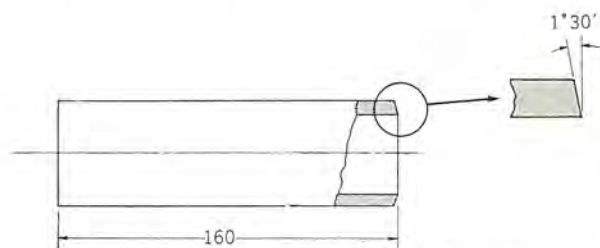


図 3.3 パイラ加工図 Fig. 3.3 Work piece.



図 3.4 試験片加工図 Fig. 3.4 Test piece.

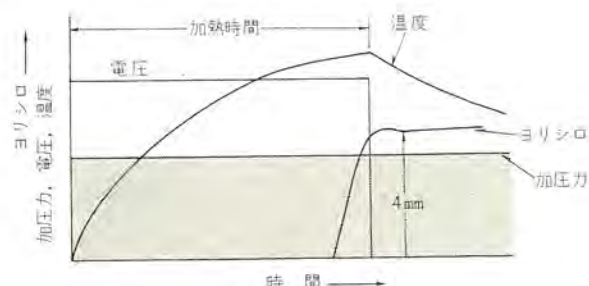


図 3.5 圧接サイクル (定常加圧 グループ)
Fig. 3.5 Welding cycle (constant pressure group)

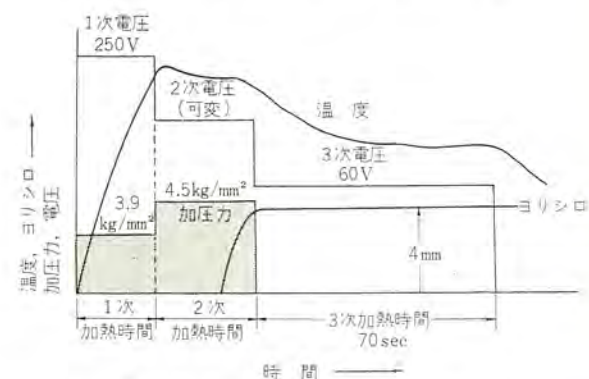


図 3.6 圧接サイクル (2 段加圧 グループ)
Fig. 3.6 Welding cycle (2 steps pressure group)

表 3.1 文献に見られるパイプの高周波圧接における最適条件一覧

※ square-butt closed joint

お も な 要 因 報 告 者	パイプ 材質 形状	電 源	コイル 形状	開 光 形状	加 熱 電 力	加 熱 時 間	圧接サイクル	加圧力	ヨリシロ	パイプ 寸法の ばらつき	圧 接 時 のバース の偏心	フ ェ イ ス	圧 接 温 度	コ イ ル ギャップ	引張り 強 さ	そ の 他
R.L. Koppenborer W.J. Lewis G.E. Faulkner P.J. Rieppel H.C. Cook	ASTM A 53 O.D. 168mm 厚さ7.25mm	9.600c/s 80kW MG	12.5 ~22.2mm		68~72	50~65	圧電方式 電圧 温度 時間 加圧力	kg/mm ² 1.71 ~2.03 1.5kg以下では外周が角ばり1kg以上で円くなる。	mm 3.2		mm 0.8以下	Argon 50cfh	1260	11.1	45	文献 Welding Journal July 1960 685 691
S.G. Harris	C.D73x6.5t ① 炭素鋼 ② Cr-Mo鋼 ③ 18/8 ステンレス鋼	10000c/s 100kVA MG	コイル 			10	圧電方式 電圧 温度 時間 加圧力 ②、③は10mm 980°Cのpost H.T.が必要	1.4以下	1.6 6.4以上 6.4以上			大気中 Argon 3/ min Argon	1370	5.7		文献 Welding Research Supplement February 1961 58 S 65 S
赤木六郎 桜井 昇 大崎 和	熱間引抜き 縦目無損管 O.D76mm 厚さ 5mm	鳥丸式衝 撃式周波 絶入装置 200kVA			35~40	50~70	1段加圧方式 電圧 温度 時間 加圧力		5~6			H ₂ Argon も良好と 思ふ	1400	8	max. 53.9kg/mm ² 開光11 電力35kW 加熱77sec ヨリシロ6mm ギャップ8mm にて	文献 溶接学会誌 21 11 1952 303 307
上田文男	STB-33 O.D 50.8mm 厚さ 5mm	2950c/s 100kVA MG			55	15 アーク セット 2 sec	1段加圧方式 電圧 温度 時間 加圧力 (比較的時間に過す)	2.18	2.0			大気中 Cr-Mo鋼 Argon Cr-Ni Argon	1320~ 1380	8		文献 溶接学会誌 33 2 1964 93 100 その他のいろいろのO.D のパイプについて最適条 件をリストアップしてい る。

表 3.2 実験条件

A 定常加圧グループ

サンプル No.	電圧 (V)	出力 (kW)	無効電力 (kVAR)	加熱時間 (sec)	加圧力 (kg/mm ²)	備考
6	200	20~15	+8	21	4.5	
37	225	30~20	+15	12	4.5	
54	250	45~30	+20	10	4.5	
1	275	45	+20	8	4.5	
28	300	50	+30	7	4.5	
64	250	35~30	+20	10	3.3	
24	250	40~35	+20	10	4.5	
45	250	40~30	+20	7	5.5	
23	250	40~30	+20	6	6.7	

B 2段加圧グループ

サンプル No.	一次加熱		二次加熱		三次加熱		一次加熱時間 (sec)	二次加熱時間 (sec)	備考
	V	kW	V	kW	V	kW			
51	250	35	200	15	60	3	0	3	11
26	250	35	200	15	60	3	0	4	10
73	250	35	200	15	60	3	0	5	7
36	250	38	220	20	60	4	0	3	8
52	250	38	220	18	60	3	0	4	5
47	250	38	220	20	60	4	0	5	5
30	250	40	240	28	60	4	0	3	5
3	250	40	240	28	60	4	0	4	5
89	250	38	240	28	60	4	0	5	5

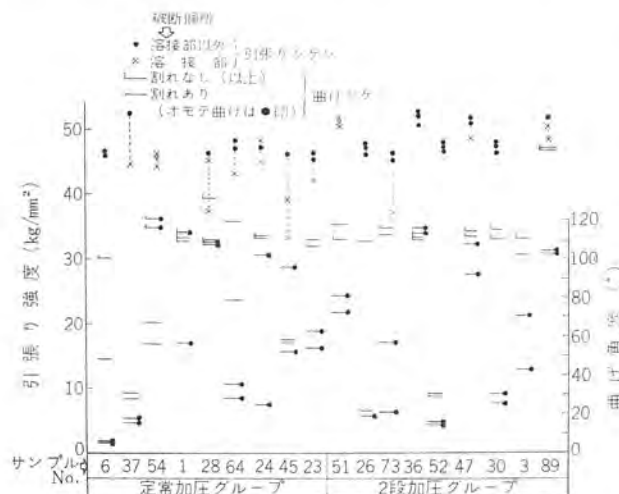


図 3.7 引張りおよび曲げ試験結果
Fig. 3.7 Tension and bending test results.

3.5 実験結果

実験は図 3.5, 3.6 に示すような圧接サイクルで行なった。その他の条件は下記のとおりである。

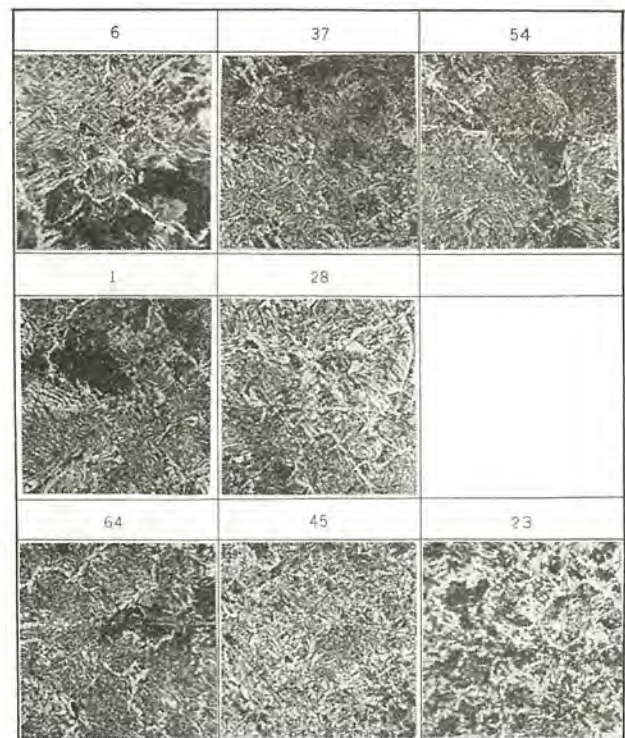
電源 10 kc 150 kW MG 巻数比 6:1
ヨリシロ 4~5 mm コンデンサ 40 μF

実験条件を表 3.2 に、引張り試験、曲げ試験結果およびミクロ組織をそれぞれ図 3.7 および図 3.8 に示す。圧接したパイプの 1 例を図 3.9 に、試験片を図 3.10 に示す。

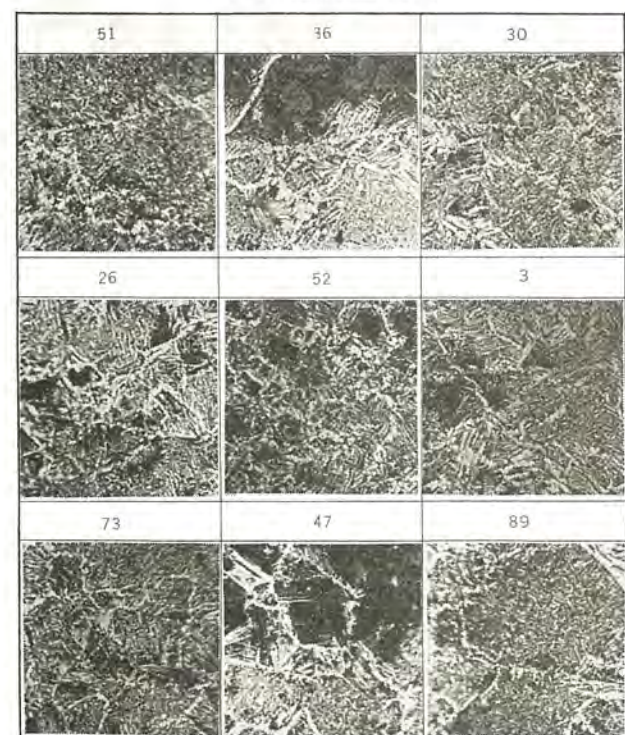
3.6 考察

金属の圧接は、冷間でも、熱間でも、金属間の摩擦現象が主体であり、その摩擦係数が大きいほうが圧接しやすく、鋼、アルミなどは表面の酸化膜によって著しく摩擦係数が減少し、圧接しにくいということがいわれている。

三菱高周波圧接・ロウ付け装置・酒井・上田・君塚・石橋



(a) 定常加圧グループ



(b) 2段加圧グループ

図 3.8 圧接部のミクロ写真 (×55) Nital により腐蝕
Fig. 3.8 Microstructure of welded area.



図 3.9 圧接部写真
Fig. 3.9 Photo of welded pipe.

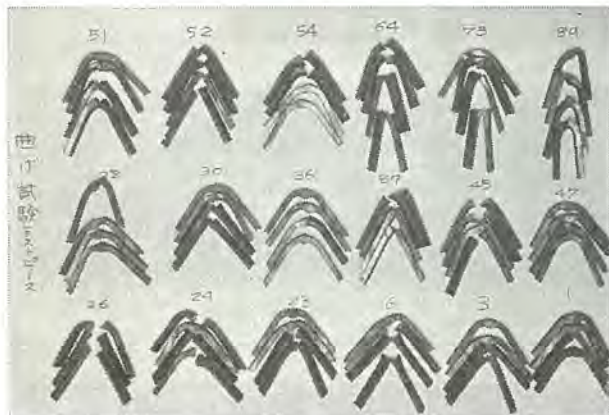
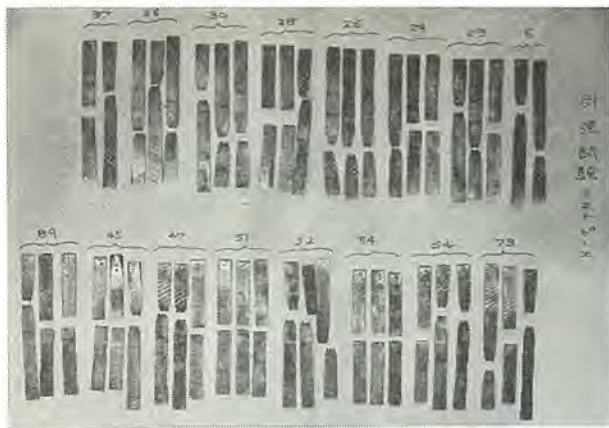


図 3.10 試験片 Fig. 3.10 Test piece.

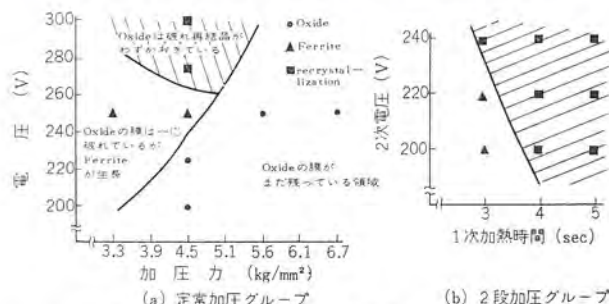
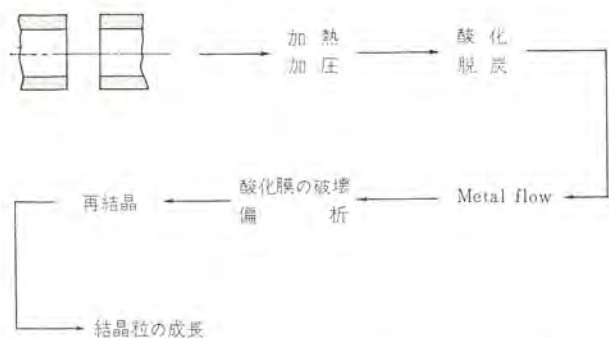


図 3.11 圧接条件と圧接部組織の関係

Fig. 3.11 Relation between welding condition and micro-structure of welded area.

圧接はいろいろな文献でも、種々のパラメータをとって実験をしているが、その最終目的は金属学的な状態を最高のものにすることであることは言をまたない。そこで上述した実験結果を主として金属学的な観点から見ると圧接現象は、およそ次のような過程に分解できるとと思われる。



したがって金属学的には再結晶が終わって、結晶粒がわずかに成長したところが最も高い強度を示すようである。今回の実験を上記のような観点から見ると図 3.11 のようになる。

図 3.11 からわかるように再結晶が進行している領域では引張り強度、曲げ試験ともかなりよい成績を示している。

素材の引張り強度は、引張り試験で溶接部以外のところから切れた場合のデータから判断して約 46~48 kg/mm² (JIS では 42 kg/mm² 以上) と推定されるが、これ以上の強度を示しているものもある。

以上の結果から炭素鋼管の場合は前述の表 3.1 に集録してあるように、大気中において、定常加熱、2 段加圧方式ともに実用に供しうる圧接ができるものと思われる。ただ曲げ試験結果からはいくぶん annealing 効果のある後者のほうがすぐれているようである。このほかに Cr-Mo 鋼管、18/8 ステンレス鋼管などの圧接データについてはまた次の機会に発表する予定である。

4. 高周波ロウ付け

4.1 高周波ロウ付けの特長

高周波ロウ付けは、ロウ付け部の加熱に高周波誘導加熱を熱源として応用したものにすぎないので、ロウ付け一般について問題点、たとえばロウ材、フラックス、ロウ付け面関係の諸事項(平滑さ、ロウの設置、ハメ合いすき間など)などについては従来のガスなどによるロウ付けと変わらないが、高周波ロウ付けには次のような特長がある。

- (1) 急速加熱であるため酸化、脱炭などが生じにくく、またもろくなる原因である結晶粒の粗大化もない。
- (2) コイルの形状や配置を工夫することによりロウ付けに必要な局所のみ有効に加熱することができる。したがって熱ヒズミも少ない。
- (3) 加熱時間が短いので作業能率が良い。
- (4) ロウ付け条件は加熱電力、加熱時間をコントロールすればよいので作業は簡単となる。
- (5) 電気を利用するので作業環境は非常に衛生的となる。
- (6) 作業の自動化が容易となり、精度、均一性、外観の美化など品質が向上し量産向きである。

表 4.1 用途別最適周波数

用途	仕 様	電源方式		高周波発電機			直空管
		周波数 範囲 (kc)	電力 (kW)	20~1,200			5~200
				1	3	10	100~500
厚さ 1.5 mm 以下の薄板 の断面のロ ウ付け	アルミニウム	—	—	—	—	—	—
	黄銅	—	—	—	—	—	B
	銅	—	—	—	—	—	C
	ステンレス鋼—モネル	—	—	—	—	A 軟ロウ付 けのみ	A
薄板断面を 厚板にロウ 付け	アルミニウム	—	—	—	—	—	—
	黄銅	—	—	—	—	B	B
	銅	—	—	—	—	C	C
	ステンレス鋼—モネル	—	—	—	—	A 軟ロウ付 けのみ	A
厚板断面の ロウ付け	アルミニウム	—	—	—	—	—	—
	黄銅	—	—	—	—	B	B
	銅	—	—	—	—	C	C
	ステンレス鋼—モネル	—	—	—	—	A 軟ロウ付 けのみ	A

A: きわめて適当である B: 適当である C: 可能である

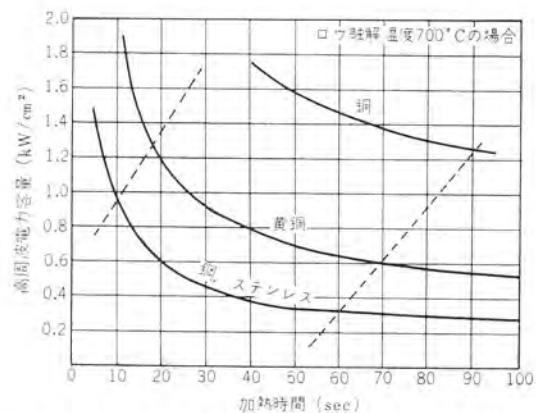
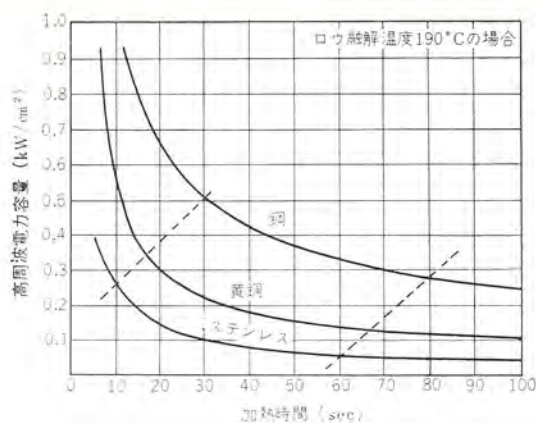


図 4.1 高周波ろう付けに必要な電力計算曲線
Fig. 4.1 Power curves for induction brazing.



(a) 電気炉 (b) 高周波
条件 材質 SS41とSUS27(右)
ろう材 無酸化銅
フラックス なし
フレイズ H₂
加熱温度 1,060~1,080°C
(400°CまでH₂それ以下はH₂に置換)
加熱時間 電気炉 15 min
高周波 5 min

図 4.2 高周波および電気炉ろう付けによるミクロ写真
Fig. 4.2 Microstructure of brazed area by induction and electric furnace.

4.2 周波数および電力

ろう付けは一般に小物の場合が多いのでラジオヒータが使用される場合が多いが、形状によっては3kc、10kcなども利用される。

表 4.1 は用途別の最適周波数表である。

電力はろう付け面積、ろう材の熔融温度、ろう付け部分の材質などによって変化する。図 4.1 にろう付けに必要な電力を算出する曲線を示す。

4.3 実験例

図 4.2 は高周波と電気炉ろう付けとのミクロ組織の比較写真で

三菱高周波圧接・ろう付け装置・酒井・上田・君塚・石橋

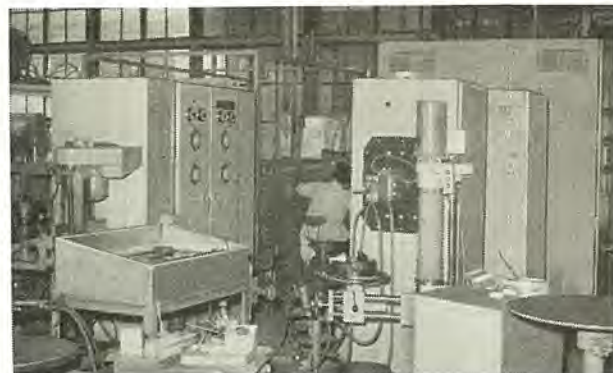


図 4.3 高周波ろう付け装置の全景
Fig. 4.3 Exterior view of induction brazing apparatus.

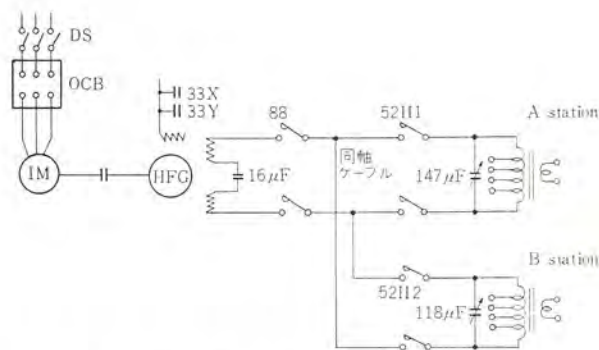


図 4.4 高周波ろう付け装置の主回路結線
Fig. 4.4 Main circuit diagram of induction brazing apparatus.

あるが、電気炉で加熱したものは長時間の加熱により結晶粒が成長し、粒界に銅が浸透しているのが認められる。高周波によるもののほうは短時間加熱のため異状はない。

4.4 工場における実施例

わが社では昭和39年1月に高周波ろう付け装置を設置し、高周波ろう付けの導入を手がけ、数ヶ月の試行期間ののち、生産ラインにのせることができた。

高周波ろう付けを実用化するにあたり、実際のろう付け部品に対する適正な加熱コイルの設計製作、加熱条件の設定および作業者の教育、装置の取り扱い方などからはじめ、高周波ろう付けを適用する部品をふやしつつ、作業方法の確立と経験を重ねていった。

以下に装置の概略と高周波ろう付け作業の実例を紹介する。

4.4.1 装置の概略

装置は三菱電機製 10 kc、100 kW MG 式のもので、図 4.3、4.4 に示すように A および B station を並列運転できる。

I. M と H. F. G の定格は次のとおりである。

(1) 誘導電動機 (I. M)

電圧：3.3 kV (カゴ形全電圧起動) 周波数：60 c/s
入力：136 kW 回転数：3,571 rpm

(2) 高周波発電機 (H. F. G)

出力：100 kVA 電圧：400 V 電流：250 A
周波数：10 kc 極数：336 極 (誘導子形)

4.4.2 ろう付け治具

作業を能率よく行なうため A, B station にそれぞれ図 4.3 に示すような電動式のろう付け治具を設けた。この治具はろう付け部品の取付け、取りはずしを三つめチャックによって行なっている。

表 4.2 ロウ材の種類

種 類	形 状	
	リ ボ ン	ワ イ ヤ
BAG-1 A	0.3×25	2.0φ×1,000
BAG-3	0.2×25	1.6φ×1,000
BAG-6	—	2.5φ×1,000

単位 mm



図 4.5 接点ロウ付け
Fig. 4.5 Brazing of the contact.



図 4.6 ターミナルロッドのロウ付け
Fig. 4.6 Brazing of the terminal rod.

4.4.3 冷却水系統

MG および A, B station の変流装置は冷却水を通して、冷却能力を維持するためにクーリングタワーを設置した。

4.4.4 ロウ付材料

(1) ロウ材 (使用するロウ材の種類を表 4.2 に示す)

(2) フラックス

(a) ハンディ・ハーマン 社フラックス Type A 1 および A. W. S. No. 3 相当品

(b) 住友電工製 住友 SF フラックス (フッ化カリ系)

(3) 材 料

(a) 銅: Cu P 1, Cu P 2, Cu B 1, Cu B 2, PBB 2, CuTE

(b) 黄銅: B_s BF, NB_s B 1, NB_s B 2

(c) 銅クロム合金 (Cupaloy), C 3 S 合金, Zr 銅, Be 銅

(d) 銀板

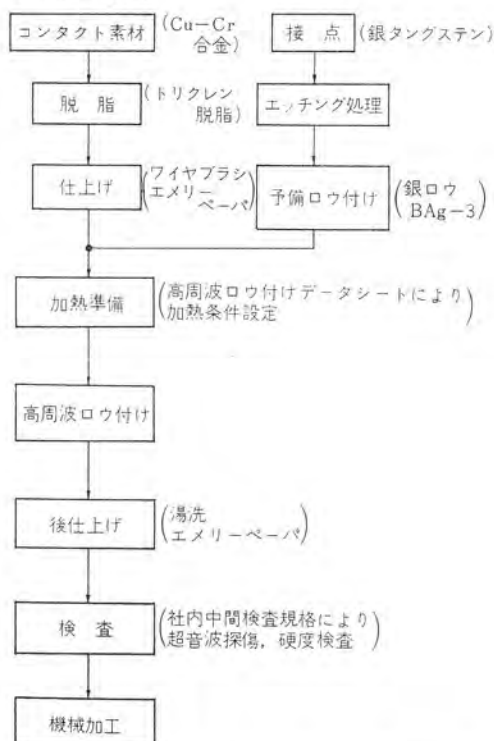
(e) 焼結合金製品 (銀 タングステン 接点, 銅 タングステン 接点, 銀酸化 カドミウム 接点)

(f) 鋼, 純鉄, ニッケル その他機械構造用鋼

4.4.5 ロウ付け作業例

図 4.5 および図 4.6 は作業の状況を示したものである。

図 4.5 は接点のロウ付け作業で、図 4.6 はターミナルロッドの作業例である。接点ロウ付け (図 4.5) の一般的な作業手順を以下のフローチャートに示す。



上記フローチャートのうち高周波ロウ付けの作業について、具体的に説明を加えると、以下の手順によって行なわれている。

- (1) 高周波電源を入れて、所定時間加熱する。
- (2) ロウ付け温度に達した後は、電源を適宜チャタリングする。
- (3) ロウ材が溶けた状態で接点をピストン運動して、ロウをなじませる。
- (4) ロウがなじんだ状態で加圧し、電源を切る。

4.4.6 高周波ロウ付けデータシート

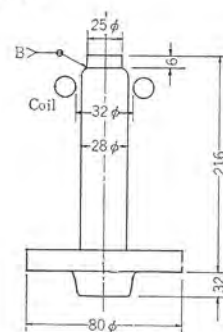
高周波ロウ付けデータシートはスタッフが条件設定し、必要事項を記入して作成する。なおこのデータシートは標準作業指導票をも兼ねている。

表 4.3 は高周波ロウ付けデータシートである。

表 4.3 高周波ロウ付けデータシート

機 種	
図 面 番 号	
材 質	銅クロム合金 銀タングステン
ロ ウ 材	JIS BAg-3
フ ラ ッ ク ス	ハンディ・ハーマン
電 圧	250 (V)
電 流	120 (A)
有 効 電 力	30 (kW)
無 効 電 力	0 (kVAR)
コンデンサ	58 (μF)
CT 巻 数 比	5 : 1
加熱コイル番号	C-022
加熱時間	165 (sec) B 号機
硬 度 指 定	あ り
超音波探傷検査	あ り

スケッチ



4.5 三菱 KH-15 形高周波ロウ付け装置

まえがきでも述べたようにわが社では焼入れ、鍛造加熱などをはじめとする高周波応用機器の一環として高周波ロウ付け装置



図 4.7 KH-15 形高周波 ロウ 付け装置外観

Fig. 4.7 Exterior view of KH-15 type induction brazing apparatus.

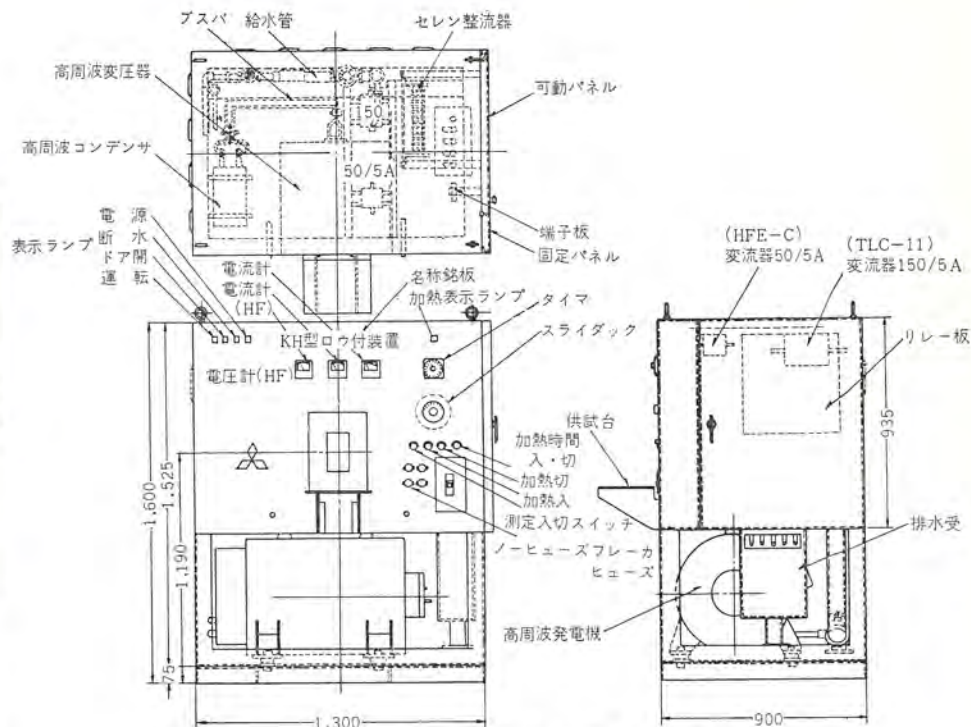


図 4.8 KH-15 形 ロウ 付け装置外形寸法

Fig. 4.8 Outline dimensions of KH-15 type induction brazing apparatus.

も製作しているので、以下簡単に最近製作された小形 ロウ 付け装置を紹介する。

図 4.7 は装置の外観、図 4.8 は外形寸法図であり、次に述べるような特長を有す。

- (1) 高周波発電機を内蔵したコンパクトなタイプであるため据付け面積が小さく、また軽量であるから設置、移設が簡単である。
- (2) 工場電源の 220 V で起動できる。
- (3) 盤面に操作器具が集中しているので操作が簡単である。
- (4) 高周波出力は任意に入・切できる。
- (5) 加熱時間はタイマでセットできるので量産において品質を一定に保つことができる。
- (6) 装置の保護は完全である。
- (7) 高い信頼度をもった部品を使用している。

5. む す び

以上圧接実験、ロウ 付け例、ロウ 付け装置などについて簡単に述べた。

圧接は鋼管のみならず、たとえば自動車工業においても、ステアリングシャフトとウォームとの溶接、リアアクスルハウジングの溶接などにも応用される可能性をもち、これらに関する研究も内外ともに進んでいるようである。

一方高周波 ロウ 付けも自動車工業をはじめ多くの分野でますます利用されつつあり、技術革新に伴う生産ラインの合理化が進むにつれて応用面もいっそう広がってゆくとと思われるが、この小文が多少なりとも関係方面で役にたてば幸いである。

航空機用部品の溶接とロウ付け

横田 晃*・宍戸 武*

Welding and Brazing of Aircraft Components

Kamakura Works Susumu YOKOTA・Takeshi SHISHIDO

Electronic apparatus to be equipped on aircraft of various kinds including F 104 J jet fighters are among regular products of Kamakura Works. In manufacturing them some need special welding and brazing. The article deals with two subjects ; one is TIG welding of cases made of magnesium alloy plates which must come up to severe tests on the technique according to MIL-T-5021 C and the other is dip brazing applied to aluminium wave guides on which is demanded high dimensional precision such as ± 0.05 mm to be used for air plane radar. Mitsubishi is successful in the techniques to meet the requirements and turning out the products which are impracticable with old process.

1. ま え が き

鎌倉製作所では、F 104 J ジェット戦闘機をはじめ、各種の航空機にトウ載する電子機器を製作しているが、これらの中には、溶接やロウ付けの分野からも興味ある問題を含んでいるものがある。今回はこれらの中からマグネシウム合金板の TIG 溶接とアルミニウム合金製導波管の浸セキロウ付け(ディップ・ブレージング)をとり上げることにした。マグネシウム合金板の TIG 溶接は、F 104 J のトウ載電子機器のケース類を溶接するのに必要とされ、米軍規格 MIL-T-5021 C によるきびしい検査が要求されていたが、研究の結果、所期の目的を達する成果をうる事ができた。また、アルミニウム導波管は航空機のレーダーに広く用いられているが、寸法精度が ± 0.05 mm 程度まで要求され一般のロウ付けでは製作することができない。そこで浸セキロウ付け(ディップ・ブレージング)を取り上げ各種の実験を行なったところ良好な結果を得ることができたので、本格的な設備を設け、種々の導波管を製作し実用に供しているのので、その概況を報告する。

2. マグネシウム合金板の TIG 溶接

2.1 概 説

マグネシウム合金は比重が 1.74~1.83 できわめて軽く、しかも同一重量当たりの強度すなわち比強度が大きいので、海外では、航空機用部品をはじめ自動車など各方面で用いられている。しかしわが国では、まだ原材料が高価なためもあってか、鋳造品など一部の用途に限られているようであり、したがって文献などには良好な溶接性を有するとされながらも、薄板の溶接については実例が少ないように思われる。使用される母材や溶接棒も、特殊用途のものが一部国産されているほかは、大部分輸入に頼っているのが現状である。このたび、当社で F 104 J ジェット戦闘機にトウ載する電子管制装置を製作するにあたり、米軍規格 MIL-T-5021 C によるきびしい検査にパスした、マグネシウム合金板の溶接品が要求されたが、種々研究の結果、所期の目的を達したのでその概要を紹介することにした。

2.2 マグネシウム合金の接合法

一般にマグネシウム合金の接合法として紹介されているものは熔融溶接、アーク溶接、抵抗溶接をはじめ、ロウ付け、リベットニング、化学接着剤による接合などいづれもほとんどの金属の場合と変わら

ないが、これらの中でとくに TIG 溶接がすぐれている点としては耐食性の低いマグネシウム合金に対して、フラックスなどを必要としないこと、したがってあと処理が容易であること、強度が高いことなどがあげられる。

2.3 技量試験の概要

MIL-T-5021 C 「Tests ; Aircraft and Missile Welding Operators' Qualification」による溶接工の技量試験では、マグネシウム合金板を溶接する場合、No. 5, No. 6, No. 7 の三つの継手(図 2.1)を溶接し、十分な技量または熟練度を表示しなければならないことになっているが、表 2.1 はこれらの継手の内容と検査項目を示したものである。

2.4 母 材

上述の規格で、試験に用いられる母材は、生産用のものとまったく同じ材料が要求される。われわれが使用した母材は AZ 31 B-A 24 で公称化学成分は連邦規格 QQ-M-44 a によれば表 2.2 のとおりである。また板厚は 1.0~1.6 mm ですべて輸入によって調達した。

2.5 装置と材料

使用した溶接用機器は、一般にアルミニウム合金の TIG 溶接に用いられているものと同じで、電極には 1.6φ の純タンガステン電極棒を用いた。

溶接棒は、AZ 31 B 機用として AZ 92 A、または AZ 61 A のものが推奨されているが、前者のほうが良好な溶接性を示すことがわかった。試みに共金で溶接してみたところ、ビードにクラックがはいってよい溶接を行なうことはできなかった。けっきょく、国内商社を通じて輸入されている MIL-R-6944 に合格した AZ

表 2.1 継手の種類と検査試験項目

継手の種類	検査試験項目	引張りおよび曲げ試験片の寸法
NO.5継手 両面溶接 (図3.1) 生産で用いられる厚さ(板厚)は1.0mm	引張り試験 曲げ試験	引張り試験片の寸法 127B 127B 150
NO.6継手 両面溶接 (図3.1) 生産で用いられる厚さ(板厚)は1.0mm	引張り試験 曲げ試験	同上
NO.7継手 T形継手 (図3.1) 前板板の上に垂直に角を切る	引張り試験 曲げ試験	引張り試験片の寸法 127B 127B 150
NO.7継手 (図3.1) 生産品中の代表資料継手	引張り試験 曲げ試験	同上

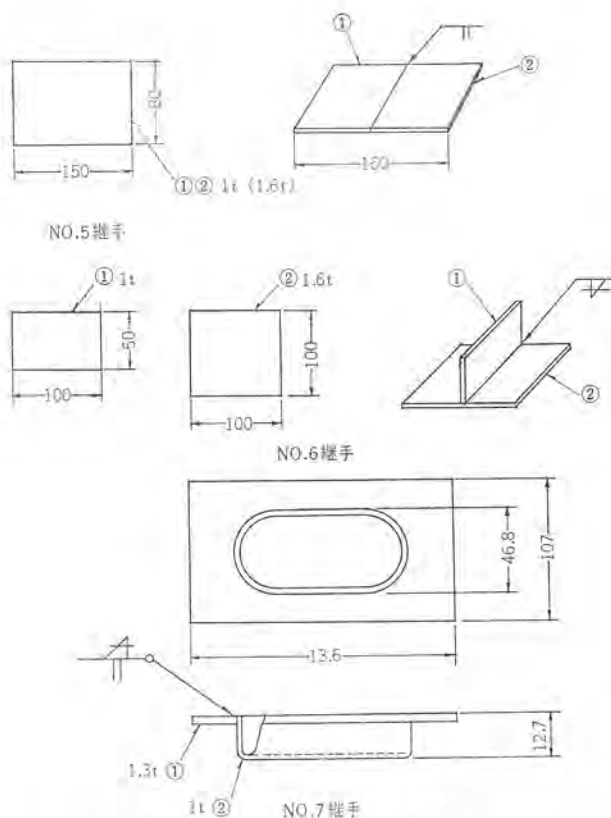


図 2.1 試験継手 Fig. 2.1 Test joints.

92 A の溶接棒を使用することにしたが、これの公称成分は表 2. 3 に示すとおりで、母材に比べてアルミニウムの含有率が約 3 倍、亜鉛が約 2 倍になっている。

シールドガスとしては、溶接用の アルゴンガス を用いた。シールドガス中に含まれる不純物、たとえば湿気、水素ガス、炭化物等は溶着金属中に気泡を発生させる原因になるといわれており、良質のものを用いることが望ましいが、われわれがさらに高純度の アルゴンガス を用いて溶接した結果と比較したところでは、引張強度に影響するほどの差はなく、溶接用 アルゴンガス として市販されているもので十分であることがわかった。

その他、作業用の器具や保護具などは、アルミニウム合金板の TIG 溶接の場合ととくに変わったところはない。ただ火災予防の点から、マグネシウム材のスクラップは、特定の容器に収納し、別途処分する方法をとったが、溶接作業自体で発火するようなおそれはほとんどないと考えられる。

2. 6 溶接作業

(1) 表面の準備

a. 被溶接端面の機械加工

溶接される端面は、フライス などによる切削加工面であることが必要で、薄板の場合でも セン (剪) 断では、きれいな面が得られないので、機械加工または、ヤスリ 等による仕上げを施すのが望ましい。

b. 表面のクリーニング

マグネシウム合金の溶接で最もたいせつなことの一つは、表面のクリーニングであるといわれている。また、事実われわれの経験でも明らかにこのことは実証された。最初われわれは一般的な洗浄法として表 2. 4 の方法を用いることにした。この場合、トリクレン 脱脂の段階で素材の サビ 止め用 ペイント が完全に除去されることが必要で、ブラシ 掛けを併用するなどの方法を用いた。

表 2. 2 AZ 31 B-H 24 の化学成分^{*}(QQ-M-44 a による)

元 素	Al	Zn	Mn	Si	Ca	Cu	Ni	Fe	その他	Mg
%	2.5~ 3.5	0.7~ 1.3	0.2 max	0.3 max	0.04 max	0.05 max	1.005 max	0.005 max	0.3 max	残 部

表 2. 3 AZ 92 A の化学成分 (MIL-R-6944 による)

元 素	Al	Zn	Mn	Si	Ca	Ni	Fe	その他	Mg
%	8.3~ 9.7	1.7~ 2.3	0.15 max	0.05 max	0.05 max	0.005 max	0.005 max	0.30 max	残 部

表 2. 4 一般的な洗浄法

番 号	作 業 内 容	作 業 要 点
1	トリクレン脱脂	蒸気→冷液→蒸気を繰り返す
2	アルカリ洗浄	
3	水 洗	品物を揺り動かす
4	酸 洗	表面状態が悪いとき行なう
5	水 洗	3 と同じ
6	湯 洗	
7	乾 燥	乾燥するまで
8	包 装	素手で触れないように硫酸紙に包む

しかし、このような洗浄法による溶接試験片の引張り強度には、バラツキが多く、破断面に欠陥が見受けられたので、アルカリ洗浄としてかせいソーダなどを用い、酸洗にクロム酸やメタケイ酸を用いた、いわゆる光輝洗浄を行なったところ、かなりの好結果をうることができた。しかしなお試験片の引張強度に多少のバラツキが残るので、光輝洗浄後、溶接直前に被溶接部を清浄なワイヤブラシでクリーニングすることにし、はじめて満足な結果をうることができた。もちろんクリーニングは溶接棒についても同じように重要であるが、いずれの場合も、化学洗浄後は清浄な用紙で包装しよれがつかないように保存することにしたほか、洗浄後一定時間を経過したものについては再洗浄して使用することにした。

(2) 溶接治具

マグネシウム合金は熱伝導がよいうえに、熱膨張係数もアルミニウムと同様に大きいので、溶接によるヒズミも少くない。したがって、できる限り溶接治具を用いることが必要である。溶接治具の形状は、それぞれ溶接品に応じて工夫されるべきことはもちろんであるが、いまその一例として、No. 5, No. 6, No. 7 継手用の治具を図 2. 2~2. 4 に示す。

また、突合せ継手では、できるだけ裏当てを行なうことが望ましく、図 2. 5, 2. 6 は、No. 5 継手で裏当てのある場合とない場合の例を示したものである。

(3) 溶接法

a. ルート間隔と仮付け

突合せ継手のルート間隔としては、仮付けを行なうときは零、それ以外のときは、2/1,000~4/1,000 の割合をつけることにした。重ね継手、スミ (隅) 肉継手では、継手をあらかじめよく密着させるようにした。仮付けは、使用した材料が 2 mm 以下の薄板なので、25~50 mm の間隔とし、仮付けピッドも短くした。

b. 運棒法

溶接は左進法により行ない、トーチおよび溶接棒の保持は、図 2. 7 を基準とした。アーク長さはできるだけ短くすることが望ましい。



図 2.2 No.5 継手用取付具
Fig. 2.2 Fixture for joint No. 5.



図 2.3 No.6 継手用取付具
Fig. 2.3 Fixture for joint No. 6.



図 2.4 No.7 継手用取付具
Fig. 2.4 Fixture for joint No. 7.

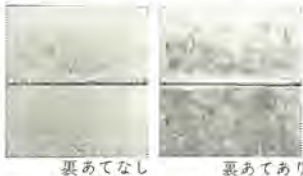


図 2.5 突合せ継手 (表側)
Fig. 2.5 Butt welds (Front)

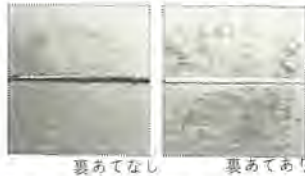


図 2.6 突合せ継手 (裏側)
Fig. 2.6 Butt welds (Back)

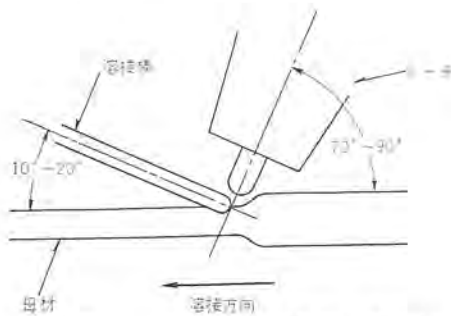


図 2.7 トーチおよび溶接棒の保持法
Fig. 2.7 Relation between torch, rod, and work.

c. その他

溶接のための条件としては、便覧などに見られる値より電流値をやや低く、アルゴンガス流量を多くするようにした。

また、溶接中にクラックが発生しないように、全周溶接を行なう場合には、溶接開始部をある程度重ねて溶接することにしたが、このほかにも、予熱を行なうとか、スターティンググラウトやストップンググラウトを用いることもクラック防止のために推奨されている。

(4) あと処理

マグネシウム合金の溶接品は、あとで応力腐食割れを起こすおそれがあるので、応力除去処理として 150~250°C に加熱しあと徐冷するのが望ましい。

2.7 機械的性質

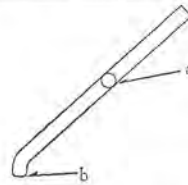
(1) 母材および溶接棒の強度

QQ-M-44a によれば、AZ 31 B-H 24 の 0.016~0.249 インチ (0.4~6.3 mm) の薄板では引張強度が最少 39,000 PSI (27.4 kg/mm²) となっており、われわれの入手した材料はその値をさらに 3~5 kg/mm² 上回る試験結果を示した。

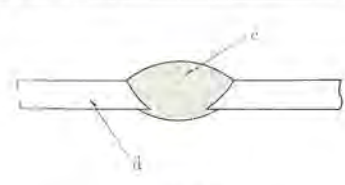
溶接棒は、すでに述べたように母材に比べて、アルミニウムや亜鉛を多く含んでおり、したがって強度も約 36 kg/mm² と母材より数 kg/mm² すぐれている。しかし、実際に強度が必要なのは溶接棒としてではなく、溶着金属としてどのような強度を有するかが

表 2.5 各部カタサ

	区 分	カタサ Hv (荷重100 gr)
a	溶接棒中心部	85
b	溶接棒先端溶融部	70
c	溶接ビード部	65
d	母材熱影響部 (参考)	60



溶接棒



溶接部断面

問題となる。そこで、カタサ試験によってその間の様子を調べたところ、表 2.5 の結果を得た。

この結果から溶接棒は、溶接後かなりカタサの低下をきたすが、それでもなお、母材の熱影響部よりは高い値を示していることがわかった。

(2) 溶接強度

表 2.1 で示したように、MIL-T-5021 C によれば、No. 5 継手では引張り試験が、No. 6 継手では曲げ試験がそれぞれ要求されているので以下その試験結果を述べる。

a. 引張り強度

MIL-T-5021 C では引張り強さの規定値は定められておらず、図 3.1 に示す試験片を引張ったとき、母材で切断するか、あるいは溶接端 (Edge of the weld) か、溶着金属部で切断した場合には、破断面に欠陥がないことが必要とされている。

マグネシウム合金板の溶接では、表 2.5 からわかるようにほとんどの場合、溶接端で破断するが、初期の段階では、溶着金属部で破断することが多かった。このような場合には破断強度も低く、かつ破断面にはピンホールのような欠陥が見出されるのが普通であった。

溶接端で破断した場合にも、その引張り強度はある程度ばらついており、母材強度が 30 kg/mm² 前後であるのに比べて、相当低下している。

なお、試験片として余盛りをつけたものと、これを削り落した場合を比較してみるとほとんど差がないことがわかった。これは破断が図 2.8 の a 部で行なわれ、引張り強度は余盛りのあるなしが直接関係しないからであると思われる。

b. 曲げ試験

No. 6 継手に要求されている曲げ試験は、図 2.9 に示すような方法で行なうことが規定されているが、この判定基準は、クラックの合計長さが 1/16 インチ (1.59 mm) をこさなければ合格となる。われわれが行なった試験では、実際に溶接部にクラックが発生したり、板がはがれたものはまったくなかった。

2.8 まとめ

F 104 J トウ 載電子機器製作のために、昭和 40 年春から準備を

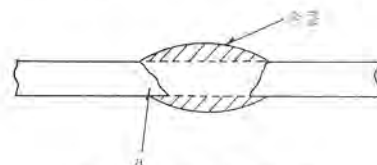


図 2.8 継手断面
Fig. 2.8 Cross section of joint.

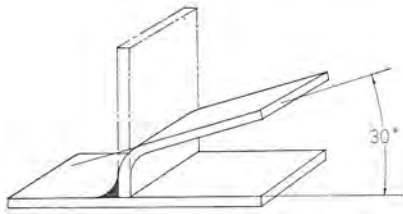


図 2.9 曲げ試験 Fig. 2.9 Bending test.

始め、約半年間を費してようやく MIL-T-5021 C に適合するマグネシウム合金板の溶接を行なうことが認められた。この間溶接棒の選定に始まって、各種クリーニング法の研究など、いろいろな試みを行なってきたが、一般溶接仕業にくらべてとくに母材および溶接棒の完全なクリーニングと、正しい指示によって、正しい作業法で作業者を訓練することが、溶接結果に一番大きな影響を与えるように思われる。

3. アルミニウム合金製導波管のディップブレージング

3.1 概論

航空機にトウ載するドップラレータなどにはアルミニウム合金製の導波管を使用する。導波管の製造には接合部にロウが均一に流れることや、複雑な部品をヒズミなしに組立てることが要求され一般的なトーチロウ付けでは困難である。当所ではディップブレージング（浸せき（漬）ロウ付け）の実験を行なったところ、導波管の製造が非常に容易であったので設備を設け、種々のアルミニウム合金製導波管、あるいはその他のアルミニウム合金製品のロウ付けを行なっている。（図 3.1 参照）

3.2 ディップブレージング

図 3.2 のようにフラックスバスで加熱溶融したフラックス中に、接合部にロウ材を塗布した製品を浸せきすると、ロウ材が溶けて接合間ギャ（隙）に流れロウ付けが行なわれる。フラックスバスはフラックスの働きと、加熱の二つの役割をする。



図 3.1 導波管各種 Fig. 3.1 Various wave guides.

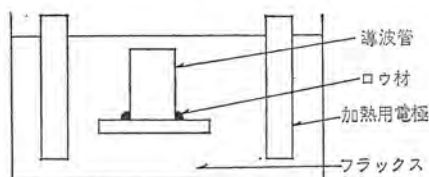


図 3.2 ディップブレージング方法 Fig. 3.2 Dip brazing method.

3.3 ディップブレージングの利点

ディップブレージングは他のロウ付けでは得られない次の利点をもつ。

- (1) 精度：部品を均一に加熱するので、熱ヒズミが小さい。
- (2) 強度：トーチロウ付けに比較し、20～80%強い。
- (3) コスト：1回の操作により組立部品の多くの部分をロウ付けできるため作業時間を短縮した。
- (4) 他の方法では不可能な複雑なロウ付けを可能にした。

3.4 作業手順

作業手順は図 3.3 に示す順序で行なう。

3.5 設備

図 3.3 に示す作業に必要な設備中、フラックスバスが重要なものであり外観を図 3.4 に示す。フラックスは非常に腐食性が大いなので内ツウ（槽）は高アルミナ質レンガとし、電極、熱電対、保護管は純ニッケルを使用した。直熱式とした理由は、温度分布、効率がよく、保守が簡単であることなどである。ブレージング温度はアルミの融解温度に近く、ブレージング時間も短いので熱電対の応答を速くするため、細いものを使用し、保護管もなるべく薄いものを使用する必要がある。

3.6 フラックス

フラックスは表 3.1 に示す Alcoa No. 34 フラックスを使用した。フラックスの良否はロウ材の仕上りを決定するので次の点に注意した。

- (1) 新しいフラックスを使用する場合長時間熱保持し脱水を行なった。

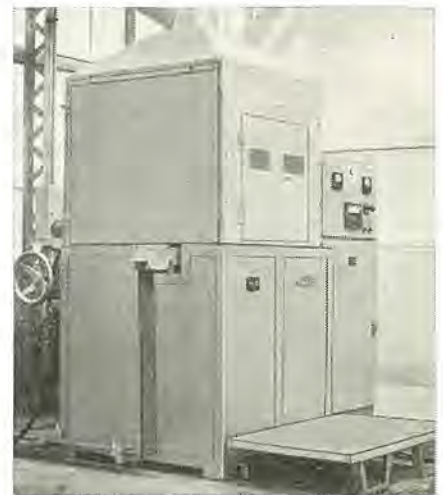


図 3.4 フラックス・バス Fig. 3.4 Flux bath.

図 3.3 ディップブレージング手順 Fig. 3.3 Dip brazing process.

表 3.1 フラックス

フラックス名	化 学 成 分	物 理 的 性 質
Alcoa No. 34 フラックス	NaCl	凝 固 温 度 482°C
	LiCl	溶 解 温 度 556°C
	KCl	比 重 2.1
	AlF ₃	

(2) 加熱による脱水と同時に アルミニウム 板を適当な大きさに切り、溶解 フラックス の中に入れ脱水した。またこれにより不純物を除いた。アルミニウム は水分と反応し、水素と酸化 アルミニウム となり除去され、鉄と ニッケル は アルミニウム の表面に沈殿しスラッジの一部となる。

(3) 製品を ロウ 付けするときには簡単なテストサンプルを ロウ 付けて ロウ の回り具合から フラックス (あるいは温度) に異常がないかどうかを調べた。

(4) スラッジ を常に取り除く。

3.7 ロウ材

ロウ材は表 3.2 に示す Handy & Harman 社製 Alumibraz を使用、これは ASTM, BALS-4 (JIS BALS-4) と同等のものを粉末にし フラックス を混合したものである。このフラックス は予熱で固まり、ロウ材を接合部に固定するので非常に有効である。ロウ材の多く必要な部分や、すきまがやや広いところは BALS-4 のロウ材を短く切って Alumibraz と使用すると結果がよかった。母材の片面あるいは両面に ロウ 材を被覆した プレーティングシートは ロウ 材塗布の必要もなく便利である。

3.8 母材

ロウ材の融点より低い融点の高アルミニウム、亜鉛、およびマグネシウム合金はロウ付けが困難である。またダイキャスト合金はガスホールがあるため、素面にふくれができるので使用できない。ロウ材、母材の溶融範囲を図 3.5 に示す。熱処理あるいは加工により硬化させたアルミニウム合金はロウ付けで軟化するので注意が必要である。熱処理合金はロウ付け後、焼入れおよび、時効処理で得られる性質をうる事ができる。

3.9 各種試験結果

(1) ロウ付け強度

重ね合わせ接合で引張り試験を行なった結果によるとほとんど接合部でせん断し母材強度の約 80 % 程度である。

表 3.2 Alumibraz

成分	Si	Cu	Fe	Zn	Mg	Mn	Al
	11.0 ~13.0	0.30 以下	0.80 以下	0.20 以下	0.10 以下	0.15 以下	残部
形状	粉末						
溶融温度	580°C						
使用法	水 3 : Alumibraz 7 に混合し塗布						

(2) 接合間ギャップとロウの回り

上記(1)と同じ試験片で接合間ギャップを変えて プレーティングを行なった結果をみると、間ギャップが広すぎてもロウ材がよく回らない、実際の導波管においてもロウ材が回らなかった部分は間ギャップが広すぎたところほとんどである。導波管の接合条件は管の内部にロウが流れすぎないことであり、ロウの回りは過不足のないロウの量が必要である。図 3.6 (a), (b) に導波管の断面写真を示す。

(3) デイッププレーティングによるヒズミ

デイッププレーティングは熱ヒズミが少ないとはいえ、ヒズミは生じる。素管そのものは収縮するが、フランジをつけた場合、仮付けで収縮するがロウ付けで膨張する。いずれもデイッピング回数を増すごとにヒズミも大きくなるから1回のデイッピングでやるのが望ましい。寸法精度はむしろ仮付けで左右されるから正確な治具と、仮付けのアルゴン溶接の溶着量は少なくする。また材料は焼鈍して内部応力を取っておくことが必要である。

(4) デイッププレーティングによる表面アラサ

ロウ付け前後の表面アラサはほとんど変化がないがデイッピングの回数を増したり、よごれたフラックスを使用した場合表面アラサは大となるから注意しなければならない。

(5) 耐食性

塩水噴霧試験を行なった結果、とくに変化はないが残留フラックスがある場合腐食の原因となるので残留フラックスの検査を行なう。

3.10 設計基準

デイッププレーティングの良否は継手の設計で定まるから次の点をよく考慮する必要がある。

(1) 間ギャップ

間ギャップは形状などにより異なるが一般的に 0.05~0.10 mm ぐら



(a) 内部 (b) 断面

図 3.6 導波管断面

Fig. 3.6 Cross section of the wave guide.

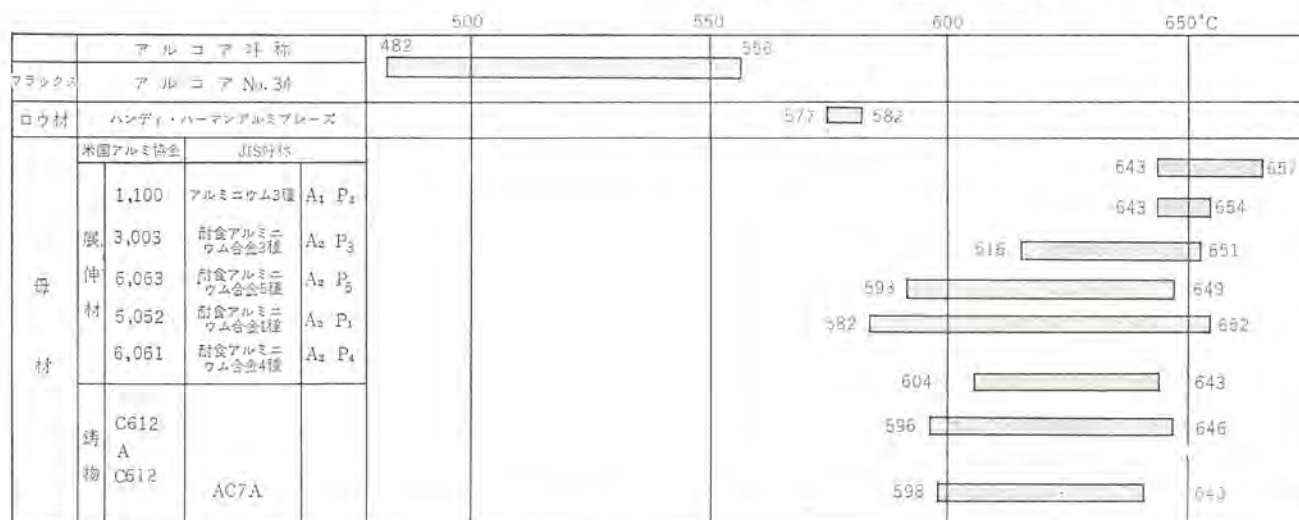


図 3.5 ロウ材母材溶融範囲

Fig. 3.5 Melting range of the brazing filler metal and base metals.

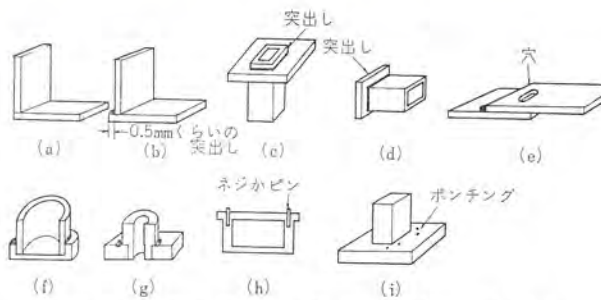


図 3.7 継手の形状 Fig. 3.7 Shape of joints.

いの場合、 $\square$ ウの回りが良好である。

(2) 継手の形状

一般に重ね継手は、突合わせ継手より多く用いられるが、導波管の管部の接合は突合わせ継手でも十分である。図 3.7 で (a) より (b) の方が $\square$ ウの回りがよい。したがって導波管ではフランジより素管を突出すると導波管の開口部をふさぐ場合は当て板を素管より寸法を大きくするのが望ましい。また接合面が広がると接合部中間の $\square$ ウの回りが悪くなるので (e) のように中間に穴をあけるのもよい。図 (f) (g) のセルフジグあるいは図 (h) のネジ止め、あるいは図 (i) のポンチングによる仮組みはアルゴン溶接の仮付けのヒズミを除き、精度を高めまた複雑な治具もなくなるので有効である。

(3) 空気抜き

部品の形状により空気やガスがディッピングで急に膨張し、部品をこわしたり $\square$ ウの流れを悪くするので空気が抜けやすい形状にする。

(4) フラックス洗浄

残留フラックスは腐食するのでプレーニングした部品の洗浄をしやすい形状にする。フラックスが残しやすいのは次の場合である。

- 接合面積が大きすぎる場合
- $\square$ ウ材が接合部の側面からはいる場合
- 盲継手の場合
- 不適当な間隔の場合

(5) 治具

仮付けや浸セキに位置決め治具を必要とし浸セキの治具には次の点を考慮する。

- 簡単な治具にして経済的にするとともにフラックス洗浄をしやすくする。
- フラックスによる腐食が強いから耐食性の合金を使用する。
- アルミニウムと治具の材料の熱膨張の差を考慮する。

3.11 実例

当所がディッププレーニングにより製作した導波管の一例を示す図 3.1 の下段左は導波管形放射器であり (図 3.8 参照) 管の肉厚も薄く、形状も大きく、寸法精度も良く電気特性を満足し、非常に良好であった。同図の下段右はドップラレーダ用導波管であり、肉厚 1mm の細い管の複雑な形状の曲げと接合箇所は 30 箇所に及ぶ非常にこみいったものであったが、寸法精度、電気特性もよく、結果は非常に良好であった。次に導波管形放射器のディッププレーニングの様子を簡単に述べる。

(1) 仮付け

図 3.9 のように固定治具を使用してアルゴン溶接で仮付けをし、仮付け後、寸法検査を行なった。

(2) $\square$ ウ材塗布

航空機用部品の溶接と $\square$ ウ付け・横田・矢戸

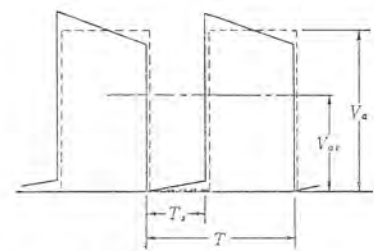


図 3.8 電圧波形模型 Fig. 3.8 Model diagram of voltage wave form.



図 3.9 仮付け治具 Fig. 3.9 Tack welding jig.



図 3.10 $\square$ ウ材塗布 Fig. 3.10 Application of filler metal.



図 3.11 浸セキ後 Fig. 3.11 After dipping.

図 3.10 のように筆で $\square$ ウ材を過不足のないよう塗布した。

(3) 浸セキ

予熱を行ない、導波管を半分ずつ浸セキした。図 3.11 は浸セキして取出したところである。

(4) 洗浄、表面処理

洗浄は 3.4 節のように行ない、仕上げ後アロジ処理をした。完成品は図 3.12 に示す。



図 3.12 で き 上 り
Fig. 3.12 Wave guide type radiator.

3.12 ディップブレージングの応用例

当所では主としてアルミニウム合金製導波管のディップブレージングを行なっているが、ディップブレージングの応用例としては、黄銅製のラジエータに代って、アルミニウム製のものの接合があり、これにはブレージングシートが使用されている。また複雑な鋳物を分割鋳造後、接合する場合や小形フロア、複雑なフレーム、小形タービン翼を接合する場合などがある。種々の航空機用部品の接合にも応用され、たとえば、大きなジェットエンジン部品の接合では100余りの接合部分を数分で接合し、ヒズミの問題も解決されている。最近では人工衛星テラスターの容器やワックに應用され、薄い数多くの接合部を、他の接合法では得られないヒズミの少なさと強度で接合し、非常に役だっている。以上のようにディップブレージングはいずれも、軽量、

小形化、信頼性、正確な寸法を要求する製品の接合にはなくてはならないものである。

3.13 まとめ

以上、アルミニウム製導波管のディップブレージングを中心に述べたが広い分野で利用できる利点の多い接合法であり、今後、アルミニウムに代わって、アルミニウムより軽いマグネシウム合金が使用される場合にも、同様な方法で、ディップブレージングができるので応用面はさらに広がるであろう。この稿が関係者の参考になれば幸いである。

参 考 文 献

- (1) 米軍規格, MIL-T-5021 C, Tests ; Aircraft and Missile Welding Operators' Qualification.
- (2) Joining Magnesium, The Dow Chemical Company, (1961)
- (3) Alcoa 社 Brazing Alcoa Aluminium.
- (4) Morgan Sinelaire : Dip Brazing of Aluminium, Metal Progress, (1964, 9)
- (5) John Miller : Dip Brazing insures high-quality wave guides, Machinery, (1965, 2)
- (6) Paul. B. Dickerson : How to Dip Braze Aluminium Assemblies, Metal Progress, (1965, 1)

線形陽子加速器空洞の溶接

近藤 弘*・稲村 実*

Welding Fabrication of Resonant Cavities of Proton Linear Accelerators

Itami Works Hiromu KONDŌ・Minoru INAMURA

Cavities used for the proton linear accelerator must meet with very rigid specification from the character of the apparatus. After a good number of building methods have been thought out, a trial has been made to weld fabrication a cavity by using 20 mm thick mild steel to which 8 mm oxygen free copper plate is pressure welded by explosion to form copper clad steel. Based on this material a cavity of 2,000 mm long and 1,000 mm in diameter has been built and machined with extreme precision. The product has been confirmed to serve the purpose through repeated practical acceleration tests. The article deals with the process of building the cavity and elucidates the materials employed.

1. ま え が き

わが国における電子加速装置の開発はかなり進んでおり、ベータトロン・パンデラフ・線形電子加速器・さらに電子シンクロトロンなどが国内でも建設され、その原子核実験、工業ならびに医療に対する応用分野も確立されつつある。

これに対し、イオン加速装置はサイクロトロン・パンデラフがわずかに実用段階にはいっただけで、線形イオン加速器・さらに陽子シンクロトロンなど、現在ヨーロッパ・アメリカの各国で開発が進み、実用段階になりつつある新しい加速装置が、現在のところまったく建設に着手されていない状況である。

わが社ならびに三菱原子力工業(株)は昭和39年度の通産省鉱工業技術試験研究補助金の交付を受けて、わが国ではじめて線形陽子加速器の建設に着手し、われわれはその主要部である高周波空洞を製作した。この空洞は長さ約2m、内径1mの2本の円筒からなり、空洞の中心軸上に37個の加速電極を配置した構造である。この加速部は200 Mc/sの高周波の共振空洞になっており、軸方向に強い電界を有する電磁界が内部に発生し、この電界が荷電粒子の加速に寄与する。

空洞は共振のQ値を高めるため内面は銅でなければならない。一方空洞の内部は粒子が走るために高真空中に保つ必要があり、また周波数の安定性の点からもわずかな変形が問題となるので、機械的に強固な構造の容器でなければならない。このような目的を達するには各種の方法が考えられるが、ここでは空洞材料には鋼板の上に厚い無酸素銅板を爆発圧着でクラッドする方法をこころみ、これを素材として円筒形空洞を製作し内面を非常にきびしい精度で機械加工して仕上げた。

現在、全装置の組立てを完了し粒子加速試験を繰り返し、最高

7 mA のイオンビーム取り出しに成功している。従来設計製作がむづかしいと考えられていた線形陽子加速器も国内技術で製作が可能であることを示したといえよう。この報告では銅クラッド鋼の製作方法について概説し、テスト板についての溶接方法・溶接部の引張り強さ・曲げ、圧着部の溶接によるハグ離・顕微鏡組織試験・カサリ試験結果について詳述する。試験結果は良好であり、この結果にもとづきはじめて製作された銅クラッド鋼製線形陽子加速器空洞についても述べる。

2. 供 試 材 料

2.1 銅クラッド鋼板

空洞本体の素材は軟鋼部20 mm厚、銅部8 mm厚の爆発成形によって製作された銅クラッド鋼である。この材料は三菱製鋼(株)で試作させたもので、最大製作寸法は28(8+20) mm×500 mm×1,850 mmであることから、長さ約2 m、内径1 mの空洞を作るのに4枚板継ぎをして円筒状に加工し、これを2個あわせて1個の円筒空洞とした。表2.1に銅クラッド鋼板の化学成分および機械的性質を示す。

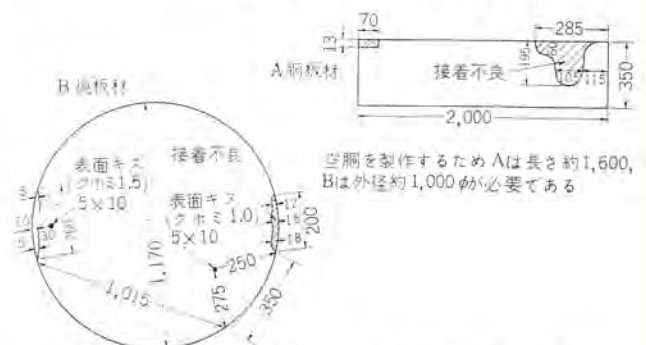


図 2.1 銅クラッド鋼板の接着不良部分の例
Fig. 2.1 Example of peeled parts of Cu clad steel.

表 2.1 銅クラッド鋼板の化学成分および機械的性質

路 柄	製 造 者	化 学 成 分						機 械 的 性 質※					
		C	Si	Mn	S	P	Cu	ゲージ長さ (mm)	降 伏 点 (kg/mm ²)	引張り強さ (kg/mm ²)	伸 び (%)	曲ゲテスト (Rmm× Angle)	セ ン 断 強 さ (kg/mm ²)
DMP-45	三菱製鋼	0.13	0.27	0.47	0.013	0.017	—	200	33.2	41.1	35.0	良 好	23.6, 22.7
		0.14	0.25	0.52	0.006	0.022	—		30.2	42.6	34.0	良 好	24.6, 24.8
		—	—	—	—	—	—		24.1	39.6	41.0	良 好	15.0, 16.4
Cu	三菱製鋼	—	—	—	—	0.030	99.93		28.8 (Min 27)	43.6 (Min 45)	37.0 (Min 20)	良 好 (IT×180°)	19.4, 19.3 (Min 14)

※ クラッド板としての性質を示す。()内は ASTM 規格値である。

表 2.2 溶接棒心線または溶着金属の化学成分および機械的性質

銘 牌 試 料		化 学 成 分											機 械 的 性 質			
		C	Mn	Si	P	S	Cu	Ni	Al	Co	Fe	Ti	不純物	降 伏 点 (kg/mm ²)	引張り強さ (kg/mm ²)	伸 び (%)
D5016	溶着金属	0.07	0.92	0.65	0.010	0.009	0.12	—	—	—	—	—	—	48.6	56.8	32.0
E 4 N 10	心 線	0.022	0.60	0.07	—	—	Bal.	67.16	2.34	—	0.05	0.57	—	33.8	59.4	42.2
	溶着金属		3.40	0.71	0.003	0.010	Bal.	68.21	0.12	1.73	1.53	0.38	—			
E 4 N 10 (TIG)	心 線	—	0.67	0.04	—	—	30.46	Bal.	—	—	—	—	—	—	—	—
Cu (MIG)	溶着金属	—	0.30	0.34	—	—	Bal.	—	—	—	—	0.36	0.56 Max	—	22.6	51.0

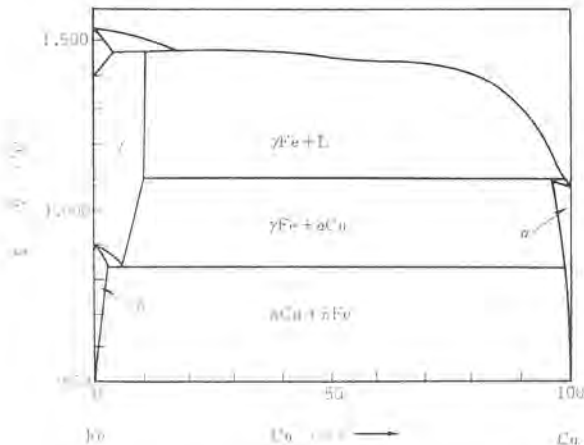


図 2.2 鉄—銅 状態図
Fig. 2.2 Fe—Cu phase diagram.

び機械的性質を示す。引張り強さが ASTM 規格にくらべ低いようであり、せん断強さにばらつきが多いことは接着力のばらつきを示すものと思われる。

この材料は入荷時にすでに接着不良部分が認められたが、図 2.1 に示すように銅クラッド鋼板材料板取りに関しては、ほぼさしつかえないことがわかった。図 2.1 で斜線部は接着不良部を示す。銅板でも鏡板でも四スミに接着不良部ができやすいようである。製品の板取りをして切断加工後にも接着不良部が一部残ったため、溶接による接着不良部の進行状態についても調べた。

溶接試験片の寸法は 300×180 とした。

2.2 溶接材料

溶接棒は銅クラッド鋼の軟鋼側には D 5016 4 mmφ、5 mmφ を用い、初層の溶接前に 70~140°C の予熱を行なった。軟鋼と銅側との境界部には軟鋼の面に 2 層のみモネル手溶接棒 3.2 mmφ を用い溶接し、その上を銅と銅のクラッド面までモネル溶接心線 4 mmφ を用いて TIG 溶接した。その後開先部を 700~800°C に予熱し、銅心線 1.6 mmφ を使用し MIG 溶接した。

境界部に直接銅溶接すると溶銅中に多量の鉄を含有することになり、これは温度の低下とともに図 2.2 に示す鉄—銅状態図の溶銅の鉄溶解度曲線に従って、γ-鉄を析出する。この溶銅からの析出は温度が銅と鉄の包晶点に低下するまで続けられる。凝固後の銅の鉄に対する固溶度は温度の低下とともにさらに減少し、常温においては鉄と銅は相互にほとんど固溶し合わないから α-銅と α-鉄の混合組織になる。

一方軟鋼中には炭素が含まれているから上述の溶銅の中に溶け込んだ炭素は主として鉄中に濃縮され、この結果、溶着金属中に炭素の多い硬ゼイ(脆)化物(Hard spot)となる。このような鉄析出相は非常に堅く、しばしば切削加工が不可能になるばかりか、溶接直後、母材の膨張係数の差による応力や収縮時の熱応力により簡単に割れることがある。それで軟鋼と銅を直接銅心

線を用いて溶接するような継手は割れて、極端な場合は脱落してもよいような個所にしか使用していなかった。これらの不具合な点が発生しないように、サンドイッチ材にモネル合金を使用し鉄と銅を隔離することにした。

モネル合金は熱膨張係数などの物理的性質が鋼のそれとさきわめて類似している。また固相間で相変態をしないため、急冷しても硬化することはないので鋼に対する溶接性がさきわめてよい。しかしながらモネル合金では高温割れをおこすことが知られている。すなわち 500~800°C でさきわめて延性が低くなりこのような温度範囲で外力が働くと割れやすくなる。またモネルメタル溶着金属に対する炭素の影響は、とくに鉄と共存すると高温割れを生じるがこの炭素の影響をおさえるため、Ti、Co、などの炭化物安定元素を添加するとよいといわれる。さらにモネルメタルといえども銅合金であるから前述の Hard spot の発生するおそれがないとはいえない。これらを考えにいれ、境界部は 2 層までは炭化物安定元素を加えたモネル手溶接棒を使用し、できるだけ軟鋼に対する溶け込みが少なくなるように溶接し、そのうえをモネル溶接心線で TIG 溶接し、軟鋼の希釈のおそれがなくなってからモネル合金部と銅部を銅線で MIG 溶接する方法をとった。使用した溶接棒の心線、または溶着金属の化学成分および機械的性質を表 2.2 に示す。

製品では円筒状に加工された内面をモネルならびに銅溶接しなければならぬところがあるが、これは予熱温度が高いため安全衛生上好ましくないので、銅の側に開先をとり、銀ろう材 BA g-3 を流し、ろう付けする方法にした。

3. 実験方法

3.1 母材開先寸法

図 3.1 に母材開先寸法を示す。開先加工はすべて機械加工によった。

3.2 溶接施行

今回の線形陽子加速器の空洞は前述したように高真空が要求されるので、銅クラッド鋼の溶接継手は強度部材であるという要求に加えて真空回路に抵抗となるような空孔、みぞまたは割れがあってはならない。実験条件は過去に施行例がないので大いに困惑した。

母材は図 3.1 (a) に示したように軟鋼側を開先加工し、開先部の浸透検査を行ない、圧着部分のハク離がないことを確認後、逆ヒズミを 15° つけて拘束治具を取り付け、ポンパナによって 70~140°C に予熱した。予熱後 D 5016 4 mmφ、5 mmφ で溶接した。冷却後はプレスでヒズミ取りを行ない、図 3.1 (b) に示したように銅側を開先加工し、やはり開先部の浸透検査を行ない圧着部分のハク離がないことを確認した。境界部第二層のみ、モネル溶接棒 3.2 mmφ を使用し直流逆極性 75~115 A で溶接した。モネル

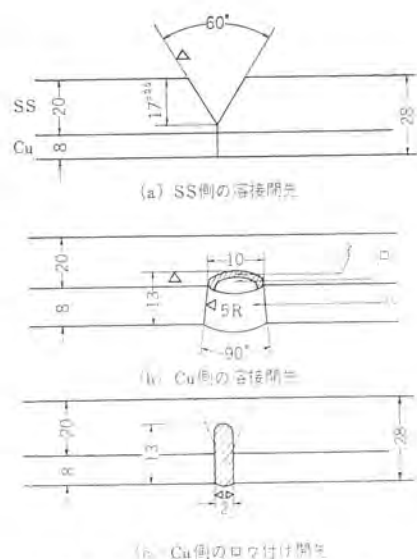


図 3.1 母材開先寸法
Fig. 3.1 Details of joint preparation.

溶接棒は溶接前 250~350°C で、1 時間再乾燥して用いた。図 3.1 (b) に示したようにモネル溶接部は 90°V 開先をほどこし底部に 5 mmR の丸味をつけ、連続溶接を行なわずできるだけストレートビードで溶接した。溶接の運棒法はバックステップ法を採用し、ビードを 1 層おくごとに軽いピーニングを行なった。

つぎにモネル溶接心線 4 mmφ を用い、直流正極性 180~220 A で TIG 溶接した。クラッド面まで溶接後ラッピングで 700~800°C に予熱し、銅心線 1.6 mmφ を使用し、280~320 A で MIG 溶接した。層間温度を 700~800°C に保持するようにした。

試験片 A は溶接のままのもの、試験片 N は 600°C で 1 時間軟鋼溶接部の応力除去焼鈍を行なったものである。試験片 B は軟鋼部を D 5016 で溶接後図 3.1 (c) に示したように銅側を開先加工し、開先部の浸透検査をしてから、BAg-3 銀ロウを用いてロウ付けしたものである。

4. 実験結果および考察

母材は板の四隅に接着不良部分を有するものであったが、溶接試験片は健全なものを用い溶接後の浸透検査、超音波探傷試験によってもハク離は認められなかった。超音波探傷試験については 5.3 節で詳しく述べる。

4.1 継手引張り試験

図 4.1 継手引張試験片について試験した結果は表 4.1 および図 4.2 に示すとおりである。3 種の試験片のうち A、N はともに試験中銅側の母材熱影響部の一方に 2、3 箇所割れが発生し、これは軟鋼側またはモネル溶接部に至って止まりそれ以上進まず、破断はもう一方の割れの発生しなかった熱影響部から生じた。

4.2 継手曲げ試験

4.2.1 側曲げ試験

図 4.3 に示した側曲げ試験片について試験した結果は図 4.4 のとおりで試験片 A、N では銅側熱影響部に 2、3 箇所の割れが認められる。また試験片溶接部、とくに銅の MIG 溶接部に予熱不足による溶着不良部のハク離が認められた。

試験片 B ではロウのまわりの不十分であった部分に起因する割れが認められるがロウ付け部分は完全ハク離には至らなかった。

4.2.2 表曲げ試験

図 4.5 に示した表曲げ試験片について試験した結果は図 4.6 線形陽子加速器空洞の溶接・近藤・稲村

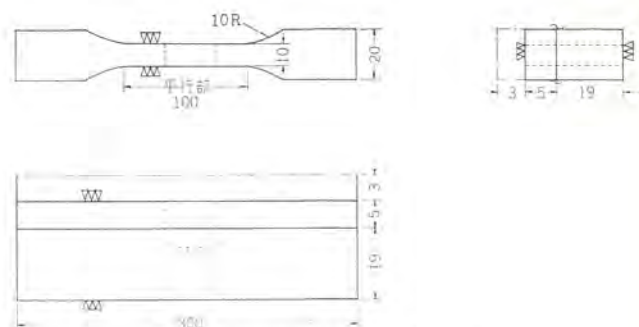


図 4.1 引張試験片の形状
Fig. 4.1 Specimen for tensile test piece.



図 4.2 引張試験結果
Fig. 4.2 Ruptured test pieces in tensile test.

表 4.1 継手引張試験結果

符号	試験片	引張り強さ (kg/mm ²)	破断位置
N	溶接のまま	39.5	母材熱影響部
A	溶接後 650°C 2 時間焼鈍	39.2	"
B	ロウ付のまま	39.0	"
		伸び 16.4 % (50 mm)	

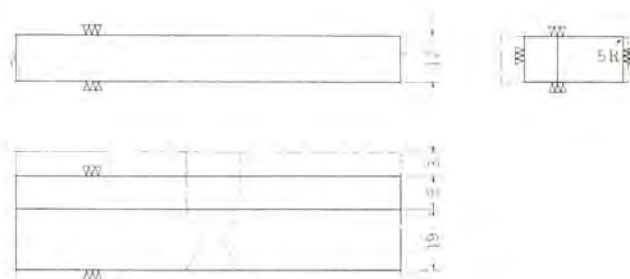


図 4.3 側曲げ試験片の形状
Fig. 4.3 Specimen for guided side bend test piece.



図 4.4 側曲げ試験結果
Fig. 4.4 Test pieces in guided side bend test.

のとおりで試験片 A、N では銅側熱影響部が割れ、一部は軟鋼側にも達している。試験片 B ではロウのまわりが不十分であった部分に起因する割れが、幅 0.5 mm 程度表面に開口した程度で大きい割れは認められなかった。

4.2.3 裏曲げ試験

幅 40 mm、厚さ軟鋼部 20 mm + 銅部 8 mm の試験片につき 曲

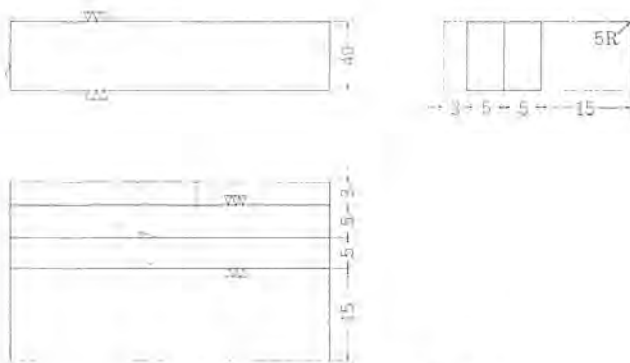


図 4.5 表曲げ試験片の形状
Fig. 4.5 Specimen for guided face bend test piece.



図 4.6 表曲げ試験結果
Fig. 4.6 Test pieces in giuded face bend test.

半径 20 mm で曲げ加工した結果、試験片 A, N, B はいずれも良好な結果を示し、とくに銅側の母材熱影響にもなんら異常は認められなかった。

4.3 圧着部の溶接によるハク離

圧着部が溶接時の予熱・層間温度保持・アークによる加熱などで、冷却時ハク離することが心配されたので、溶接後テストピースから切り出した継手引張り試験片・継手曲げ試験片を用い圧着部のハク離状況を浸透探傷検査した。結果は良好で圧着部のハク離は見られなかった。

4.4 顕微鏡組織試験

図 4.7 (a) は銅クラッド鋼母材の軟鋼部の圧延組織、図 4.7 (b) は母材の軟鋼部と軟鋼溶接部の境界部の組織、図 4.7 (c) は軟鋼溶接部の溶着金属の組織、図 4.7 (d) は母材銅部の圧延組織を示す。図 4.7 (e) は母材の銅鉄の圧着部を示し、図 4.7 (f) は図 4.7 (e) の一部を拡大したものである。図 4.7 (e), (f) では、圧着部では爆発エネルギーのため塑性変形を生じ、境界面では断面がさざ波状になっていることが明らかである。また接合は図 2.2 から明らかなように、金属結合は形成しておらず、単なる物理的圧着であり、ファスナーのような機械的な噛み合いで接合していると考えられる。また図 4.7 (f) から明らかなように境界面では軟鋼にも無酸素銅にも顕微鏡的な割れめが発生しているところがあったが、これは後述する超音波探傷試験結果で欠陥波として検知された。

図 4.7 (g) は母材の軟鋼部と銅部の境界に使用したモネル溶接棒の溶着金属の組織を示し、図 4.7 (h) は母材の軟鋼部と軟鋼溶接部・モネル溶接部、三者の境界部の組織を示す。図 4.7 (i) はモネル溶接部から銅溶接部への合金組織の移り変わりを示したものである。図 4.7 (j) はモネル溶接部と銅溶接部の境界部の銅、モネル合金組織を拡大したものである。図 4.7 (k) はモネル溶接部と母材軟鋼部の境界部の組織を拡大したものでモネル

溶接部は銅溶接棒により相当希釈されている。

図 4.7 (l) は銅溶接部の組織、図 4.7 (m) は母材の銅溶接部の境界部組織を示す。図 4.7 (n) は銅溶接部—銅モネル合金組織—モネル溶接部と母材軟鋼部の境界部の組織を示す。

調査した範囲では、Hard spot はみられなかった。試料は Conc. H_3PO_4 液電解腐食し、異種材料の境界部は電圧、電流を変えて $-0.5 V \rightarrow +6.0 V$, 40 mA (銅鉄腐食領域) 5 mm $\rightarrow +1.2 V$, 50 ~ 60 mA (モネル腐食領域) という条件で電解腐食した。また銅の組織およびモネル銅合金組織は アンモニア 50 cc + 1 % H_2O_2 50 cc 液で約 1 分間化学エッチングした。

4.5 カタサ試験結果

図 4.8 にカタサ試験結果を示す。試験片 A, B とともに境界部でカタサのピークはみられなかった。

4.6 まとめ

以上の結果からテスト板について継手引張り試験では満足な結果を得た。継手曲げ試験では、側曲げ試験でも、表曲げ試験でも、銅の母材熱影響部に割れが発生し、銅クラッド鋼の銅の側に引張り応力のかかるような用途に対しては不適であることが明らかとなった。とくに表曲げ試験では図 4.6 から明らかなように、割れは軟鋼溶接部にまで至っており、荷重がもっと大きければ破断に至ることを示唆している。しかし裏曲げ試験結果は良好であったので、空洞の製作について曲げ加工は可能であることが明らかになった。

圧着部の溶接によるハク離については良好な結果を示したが、欠陥波の検知が見られたので、空洞製作途中で、全数検査することにした。

顕微鏡組織試験結果からは Hard spot の検出は見られなかったが、一部の圧着面に顕微鏡的割れめが発生していることが明らかになり、これと後述する超音波探傷での欠陥波との間の関係も明らかになった。

カタサ試験結果では異種金属溶接の境界部でピークは見られなかった。

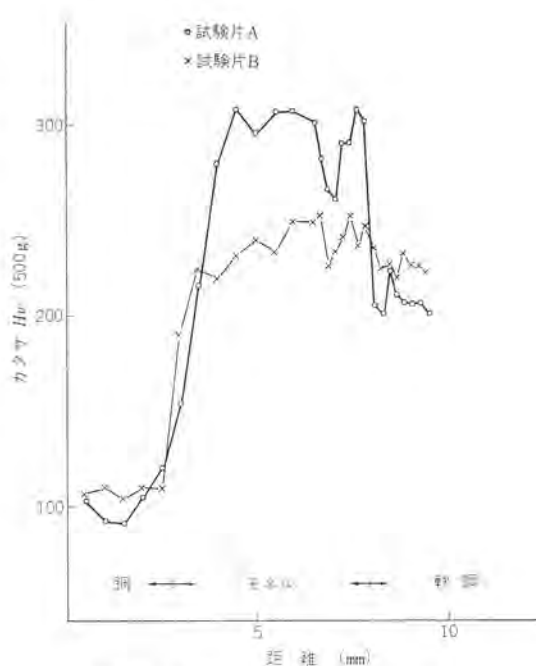


図 4.8 カタサ試験結果
Fig. 4.8 Distribution of vickers hardness.



図 4.7 顕微鏡組織試験結果

Fig. 4.7 Microstructures.

5. 空洞の製作

5.1 加工方法

5.1.1 加工上注意した点

(a) ガス切断は可能のようであるが、ハク離または強度低下をさけるため現段階では機械加工のみで切断。

(b) 機械加工を行なう場合はかならずクラッド材の銅を上にして加工し、カエリ、マクレを軟鋼側に出す。

(c) 3本ロー作業は銅表面にキズがつきやすいため、厚紙で銅面を保護して曲げ加工。

(d) ロー作業のとき端部に働く応力は複雑であり、板取り時の切断面の悪い面などがハク離をおこす原因になるので、一回一回浸透探傷検査を行ない、悪いところをグラインダではつり取る。

(e) 溶接のビードごとに浸透検査などで、クラッド鋼の境界面がハク離していないことを確認。

(f) 溶接のビードごとにピーニング。

(g) ヒズミ取り焼鈍は行なわない。

5.1.2 電気的性能上の要求

(1) 内面の銅の部分は所定の共振周波数に共振させるため、また高周波電流が流れるために内径は $1,000 \pm 0.1 \text{ mm}$ の精度で仕上げが要求される。

(a) 加工シロが小さいので製カン加工における真円度の精度をあげ、さらに銅板面に傷をつけないこと。

(b) フランジつなぎで空洞を多数個結合し、1本の空洞とするため、フランジ端面の中心軸に対する直角度の精度をあげなければならない。

(2) 真空容器である。

(a) 耐真空性は軟鋼部で受け持つ。

(b) 銅部の溶接もできるだけブローホール、ワレの少ない溶接にする。

(c) 銅クラッド板のハク離部からのガス・スローークをさけるためハク離をなくす。

(3) 各部の寸法精度がきびしい。

(a) 内径は $1,000 \pm 0.1 \text{ mm}$ に加工される。

(b) 長さも $1,898 \pm 0.2 \text{ mm}$ に加工される。

試験板による実験結果と以上の注意、要求を考慮に入れて、表 5.1 に示す加工順序によって線形陽子加速機の製作を行なった。

表 5.1 加速空洞加工順序

順序	名 称	略 図	順序	名 称	略 図
1	素 材		7	水平接手面溶接	
2	開先削り	4枚ツグ用開先 開先は図3.1(a), (b)による	7	水平接手面銅部 銀ロウ付け	
3	4枚ツグり合わせ 溶接		8	端面フランジ 溶接部開先削り	
4	溶接部全部削り 取りおよび 板面不ぞろい修正		9	フランジおよび 各取付部品溶接	
5	半円曲げ		10	フランジおよび 取付部品機械加工	
6	水平合せ面 開先加工		11	銅リング 銀ロウ付け	
			12	取付部品加工 穴あけ	
			13	内径および端面 仕上	
			14	内面バフ仕上	

5.2 板継ぎ方法

継手開先寸法は板継ぎでは実験に用いた図 3.1 の開先によった。

図 5.1 (a) は軟鋼部の溶接状況、図 5.1 (b) は銅部の予熱状況、図 5.1 (c) は銅部を予熱しながら溶接している状況を示す。銅板の上にレンガを敷きつめ防熱している。溶接時にはレンガの上に水冷式定盤をおきその上に乗って溶接した。

板継ぎ溶接では銅側の溶接のときヒズミの発生が大きいことが懸念されたので、モデル溶接前 軟鋼側に $12 \text{ mm} \times 200 \text{ mm} \times 2,000 \text{ mm}$ の補強を $100 \sim 200 \text{ mm}$ ピッチで取り付けしたが、溶接完了後補強をはずすと相当大きなヒズミを生じた。

5.3 溶接によるハク離

プレスでヒズミ取り後、板継ぎの端面に境界面で銅と軟鋼がハク



(a)



(b)



(c)

図 5.1 銅クラッド鋼の溶接状況
Fig. 5.1 Welding operation of Cu clad steel.

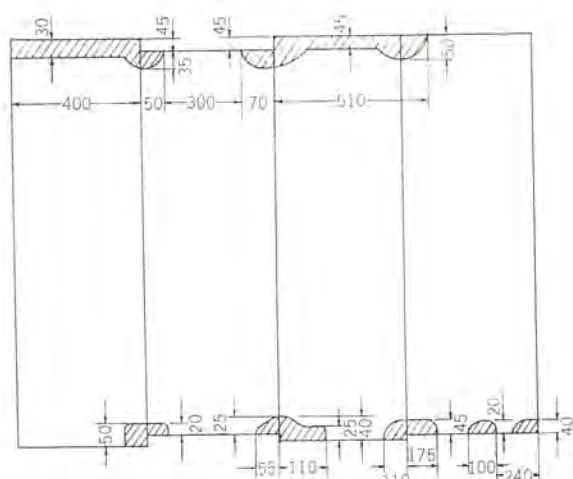


図 5.2 ハク離したのではつり取った部分
Fig. 5.2 Example of grinder repair of peeled parts.

離したところがみられたので、その部分の銅をグラインダではつり取った。

図 5.2 にはつり取った部分の図の一例を示す。グラインダ後、浸透探傷により健全であることを確認した。

5.4 超音波探傷結果

探傷方向は最初は銅側から探傷したが、溶接部修生不完全、仕上げ不完全によるオウツ(凹凸)やスパッタなどにより表面状態が良好でないため、軟鋼側から探傷するようにした。探傷器は三菱電機製FD-5形を用い、直接垂直反射3 Mc、水晶探傷子20φ、接触媒質はマシンオイルを使用した。

銅側から探傷した場合はクラッド面の反射波は、図 5.3(a) のように送信波 T 寄りに表われるため、F 30% 程度以下の反射波は T に包含されて判別困難となるが、F 50% 程度になると分離が明確になるので十分判別ができるようになる。

軟鋼側からであれば図 5.3 (b) のようにクラッド面の反射は底面波 B_1 寄りに表われるので、小さい反射波でも分離は良かった。

外周および溶接線からそれぞれ 100 mm の範囲内を採傷し、F が 30 % をこえる部分は F_1 が 30 % 以下になるまで延長していった。

探傷結果の一例を図 5.4 にスケッチで示す。%表示(例 80%)が F_1 の反射率で、一応欠陥波として考える。他の数字は位置を示している。 F_1 30%以下のものは

採傷面の表面状態があまり良好でないため、一部明確な図形（波形）を得られない点があった。

グラッド面からの反射はほとんどの部分で F_1 10~30% 現われており、その場合底面反射波は $B_1 \sim B_3$ 程度現われているので、接着状態はほぼ完全と考えられる。(一般に軟鋼、銅等の異材接着境界面からは超音波エネルギーの反射減衰、屈折が起こることは知られている) また F_1 が 30% をこえる部分でも F_1 反射率と接着強度

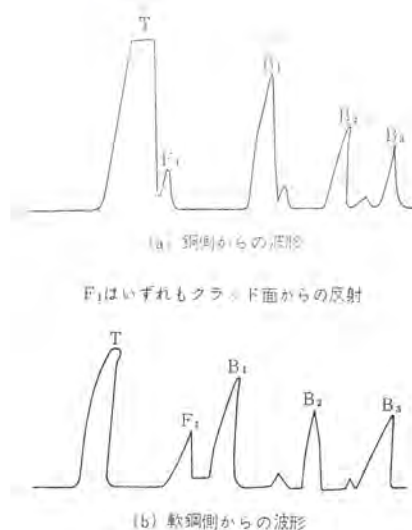
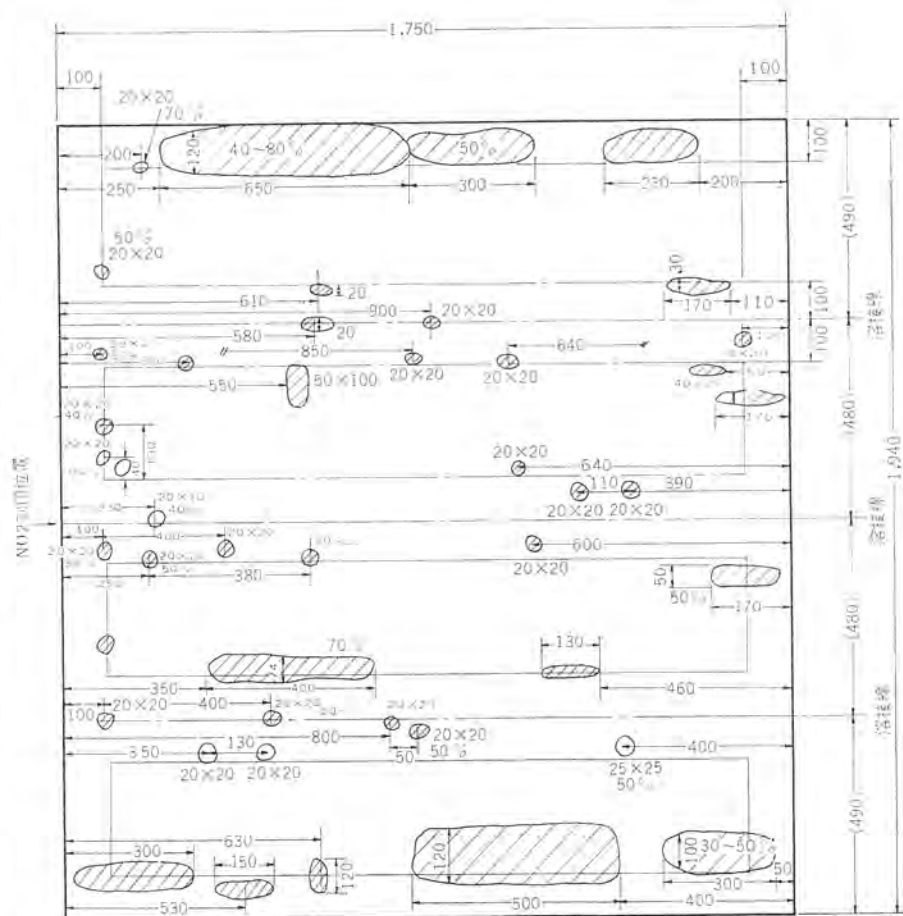


图 5.3 反射波形
Fig. 5.3 Reflection wave form.



F₁の56を記入していない所は30~40%

Fig. 5.4 Example of result on ultrasonic test.

度などの相関をつかんでいないので、 F_1 30 % をこえる部分を一応注目したが、この部分が必ずしも接着不完全ということもはっきり言えないが、接着強度的には F_1 10~30 % の部分にくらべて弱くなっていることはおよそ推測できる。完全にハフ離している部分では、底面反射波は全然現われないから明白であるが、4枚とも超音波検査前 5.3 節の処理をしたのでこのような部分は見当らなかった。

溶接線上は溶着金属内での超音波減衰がはなはだしく、底面反射波 B_1 が現われにくい部分も多かった。

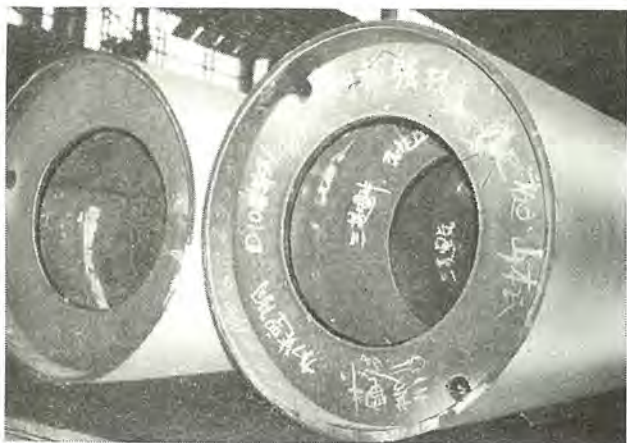


図 5.5 軟鋼側の溶接完了品
Fig. 5.5 Cavity welded before brazing.

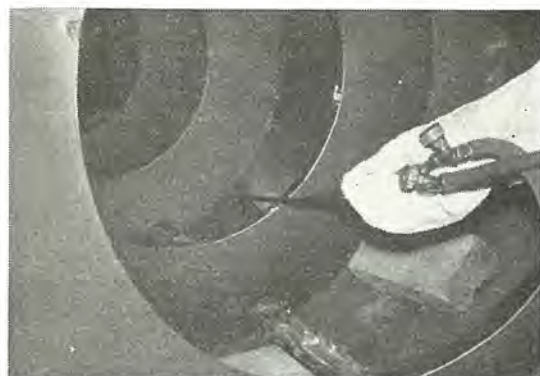


図 5.6 プロパンバーナによる予熱状況
Fig. 5.6 Preheating with a propane burner.



図 5.7 ロウ付け作業状況
Fig. 5.7 Brazing operation.



図 5.8 機械加工完了した空洞
Fig. 5.8 Inside view of cavity machined.

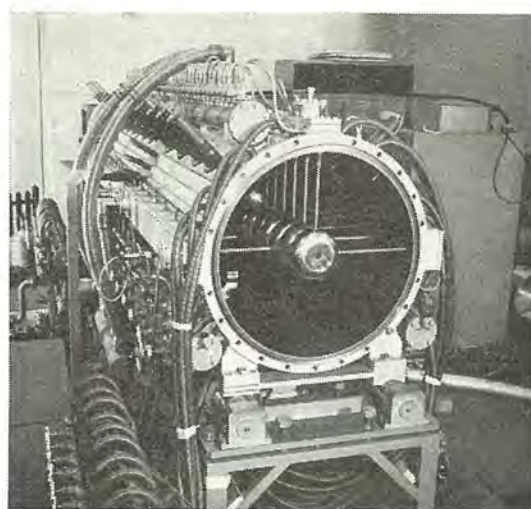


図 5.9 線形陽子加速器完成品
Fig. 5.9 Partial view of proton linear accelerator.

5.5 空洞の製作

クラッド板の円筒製カ 加工精度は $1,000 \pm 0.1$ mm に仕上がった。円筒成形品の軟鋼側を図 3.1 (a) のように開先加工し 24 mm 板厚箱強板 4 枚を入れて溶接した。図 5.5 に軟鋼側の溶接をおわったものの写真を示す。

開先内の清掃はワイブラシにより行なったのち、空気を吹きつけ粉をとった。つぎにアセトンで開先内をじゅうぶんに清掃した。ロウ付け面は開先から両側 400 mm 以内の範囲を図 5.6 に示したようにプロパンバーナで 600°C 程度に予熱し、開先面を口金 1,000 l/h のアセチレン中圧バーナで加熱しながら銀ロウ付けした。図 5.7 にロウ付け作業状況を示す。

内面の浸透探傷検査後、内外面の機械加工を行なった。図 5.8 に機械加工を完了した空洞を示す。

空洞の本体は中央研究所において 2 本をボルト継ぎ、加速電極その他付属品を取付け線型陽子加速器として完成した。

図 5.9 に線型陽子加速器を示す。

6. む す び

以上述べてきたように爆発圧着による銅クラッド鋼を使用して溶接により製作する方法につき種々検討し、実験結果にもとずき線形陽子加速器の空洞を製作した。その結果を要約すると次のようになる。

(1) 母材の銅クラッド鋼の銅-鉄境界面の溶接材料には、銅溶着金属中に Hard spot の生成するのを防ぐため、モネル溶接棒を使用した。モネル溶着金属の上を $700 \sim 800^{\circ}\text{C}$ に予熱し、銅 MIG 溶接を行ない、高温割れを発生することなく、良好な結果を得た。

(2) 母材は四スミに接着不良部を有するものであったが、製品には不良部を切除して使用し、溶接により、超音波探傷検査で欠陥波の検知される部分が見られたが、ハツ離には至らなかった。欠陥波の検知された部分は顕微鏡的ケツが圧着部に生じている。

(3) 機械的性質は、引張り試験結果では満足すべき結果が得られ、曲げ試験結果では、本号に示した銅側に圧縮応力の生じるような加工方法では、満足すべき結果が得られたが、表曲げ、側曲げ試験のように銅側に引張り応力の生じるような加工方法では、銅側母材熱影響部に割れが生じることがわかった。

(4) 顕微鏡組織試験結果では Hard spot の生成はみられず、カサ試験結果でも、異種金属溶接の境界部でピークがみられなかった。

(5) 線形陽子加速器の加速空洞の製作において、板継ぎは溶融溶接法により行ない、円筒成形後の胴長手継手の接合は安全衛生上の見地から銅の側のみ銀ろう付けにより行ない、良好な結果を得た。

この材料はわが国で初めて製作されたものであり銅素材は三菱金属(株)大阪製煉所で得られる工業用無酸素銅ピレットの最大容量のものを使用した。圧接は三菱製鋼(株)長崎製鋼所で爆発圧接で、使用できる最大の火薬量を使用して製作されたものである。溶接は三菱電機(株)伊丹製作所で実施した。銅部分の溶接中高温に長時間さらされるためモネル溶着金属がゼイ化するのは避けられず、この点については今後調査を続けるつもりである。

胴のプレス加工は三菱重工(株)高砂製作所で、また胴内外の機械加工は三菱電機(株)神戸製作所で担当した。

材料手配から製品完成に至るまで全般的な点について三菱原子力工業(株)藤田彪太氏、当社中央研究所、超音波探傷については、当社伊丹製作所の協力を得た、とくに顕微鏡組織試験に関しては三菱原子力工業(株)研究所 高橋修一郎氏の協力を得た。

研究遂行にあたりご指導を願った社内外関係者に深く感謝します。

参 考 文 献

- (1) 今村、藤田、上山、後藤、永井、上田：「三菱電機技報」38, 1,700 (昭39)
- (2) 「三菱電機」中研ニュース No. 127, (1965)
- (3) 井口、森川：無酸素銅 Clad 試作結果報告 (未発表)，三菱製鋼パンフレット (昭40)
- (4) 溶接棒各論，神戸製鋼株式会社 (昭39)
- (5) 銅-鉄クラッド板溶接部組織検査報告 (未発表)，三菱原子力工業株式会社 (昭40)

JRR-2 研究用原子炉シャヘイプラグ修復工事

阿部 康広*・橋本綱太郎**・稲村 実***

Repair Welding in Radioactive Areas on the Fuel Plug Opening of the Lower Plug of JRR-2 Reactor

Japan Atomic Energy Research Institute

Yasuhiro ABE

Mitsubishi Electric Corp., Itami Works

Tsunatarō HASHIMOTO・Minoru INAMURA

In July last year leakage of heavy water was bound with the JRR-2 reactor of the Japan Atomic Energy Research Institute. Repair work was taken on by starting the disassembling two month later, being completed in the year end. In parallel with the work in the Institute, Mitsubishi was assigned to take care of partial repair. Strain inside the lower fuel plug opening was removed. MIG welding was given to cracks at a welded section, and mending of part of the upper plug was done. The work involved special caution against the danger of radiation. The article describes the proceeding the jobs and the process of safeguarding the men approaching the site.

1. ま え が き

昭和40年7月ごろ、原研JRR-2研究用原子炉に重水の漏れが生じ、修復工事が実施された。この重水は図1.1に示した一次系（重水、ヘリウム）系と熱シャヘイ系とを分離しているサポートリング外周のフランジ面で漏れがおきたものであり、運転を中止して原研の手で修復を行なった。

9月から炉体解体作業が行なわれ、制御棒系統の分解取り出し・上部プラグ取り出し・ボラカーテン除去・下部プラグ取り出しを行ない、漏れ部をエポキシ接着剤により補修した。

原研の工事と平行して、当社に対しては下部プラグ燃料口内面のヒズミ手直し、上部プラグの一部補修および新形センタチューブの製作・据付けが依頼され、11月にこれらの現地工事を行なった。

この報告では、工事内容の一部 作業者の放射線管理状況について簡単に述べる。（JRR-2の重水漏れとその修復についての詳細は、日本原子力学会年会要旨集、1966年3月、p.337～347を参照されたい。）

2. 工 事 概 要

下部プラグはA2P1アルミニウム構造体の中にシャヘイコンクリートを流し込んでかためたものであり、アルミニウムとコンクリートの間には密着性をよくするためにタール剤がぬられている。

下部プラグの異状は、原子炉の運転中コンクリートか、またはタール剤が膨張して角管製燃料口をおし、外圧に抗しきれず角管が内方に変形したと考えられる。

この変形を修正するため、角管内面をテコで押したため、上端面の溶接部に割れが生じたのである。

図2.1に示した下部プラグの燃料口3A、4Aの上面のキ裂部をタガネではつり取り、MIG溶接した。

角管内のヒズミ修正はテパクスビによっても修正できなかったもので、特殊工具を製作し変形部分を研削した。

ヒズミのおきている範囲は、燃料口の上面からの300mm深さまでだったから通常の作業では溶接を含めてせいぜい2時間たらずの工事であるが、放射線下で作業するという特殊条件下であったので、われわれは工場内で何回か実物についてテストを行な

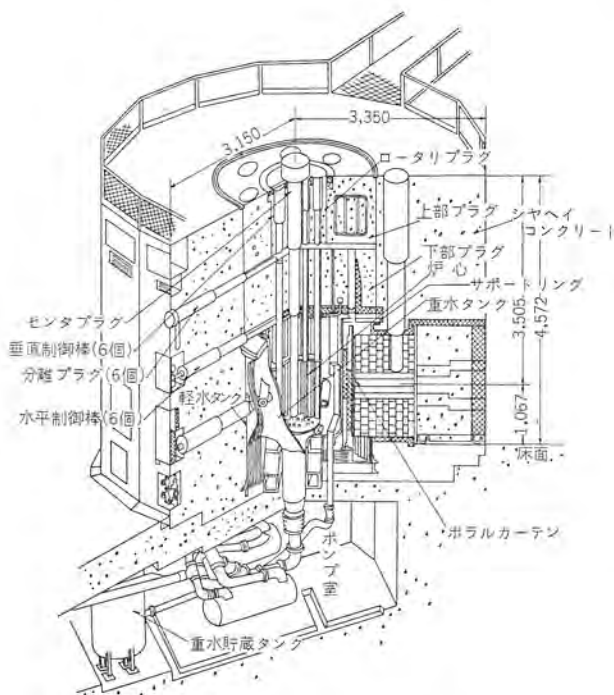


図 1.1 JRR-2 炉体断面透視図
Fig. 1.1 Perspective view cut away JRR-2.



図 2.1 下部プラグの燃料口
Fig. 2.1 Fuel plug opening of lower plug.

い、作業の万全を期して次の順序によった。

(1) 工事現場付近の空間線量率をできるだけ低い値になるようシャハイを施す。

(2) 溶接部をアセトンで洗浄し、その後スミヤ法で表面汚染のないことを確認する。

(3) 溶接中発生するフューム、またはタール剤の燃えかすなどに放射性物質が混入していないかどうか、作業中ガスモニタリングを行なうと同時に、絶対に作業者が内部被曝しないよう発生するガスを排出する設備を施す。

(4) 燃料口の中にガーゼをつめ、こまかいダストが下に落ちないようにする。

(5) ステンレス角板の周囲をゴム張りしたゴミ取り板を燃料口内に装入し、アルミニウムくずスパッタなどをうけるようにする。



図 2.2 タガネによるはつり作業
Fig. 2.2 Chisel operation.



図 2.3 溶接状況
Fig. 2.3 Welding operation.



図 2.4 ヒズミ取り工具
Fig. 2.4 Taper screw jack.

(図 2.2)

(6) 割れの部分をタガネではつりとりながら、角管を損傷しないよう溶接開先をつくる。

(7) はつり作業でとりきれなかったかすをステンレスワイヤブラシでとり、MIG 溶接する。

(8) タール剤が燃え内部のガスがでてくるためブローホールが多発するから、20 mm 程度の短ビードをおきブローホール部分をタガネではつり取ってから次の溶接を続ける。

作業現場の溶接状況写真を図 2.3 に示す。

(9) 燃料口内面の変形は溶接による熱ヒズミと関係ないので、割れの補修溶接完了後にヒズミ取りする。

(10) ヒズミ取り工具は一方方向にのみ荷重のかかるテーパクサビを使用するが、実用にならぬことを考え特殊工具を用意し研削する。

(11) 研削後内面に種々の大きさの角板ゲージを通して、工事結果を確認する。

工場内での練習結果どおり実際工事を行ない、図 2.4 に示したヒズミ取り工具が使用に耐えなかったことを除いて満足な結果が得られた。

3. 作業者の放射線管理状況

今回の工事では作業者は一時立入者として取扱い、放射線監視許可被曝量は「放射性同位元素等による放射線障害の防止に関する法律」にしたがって管理された。なお、外部被曝線量については原則として 10 m. rem 以下におさえる予定だった。炉室内の線量は高い所が大きく、とくに階段の線量は大きかった。作業場付近の空間線量率を図 3.1 に示すが、下部プラグの上面とそれに飛びうつるための架台の間は空間線量率が、100~200 mr/h であった。

この間は距離が約 600 mm あり、安全のため板を渡してほしいという要求があったが、線量率の高いところに立ち止まらないようにするため、飛びうつる方法によった。燃料口 3 A、4 A の穴は鉛袋でシャハイしているので、表面密着状態で、35 mr/h 表面からの 50 mm 位置での 25 mr/h 線量率だった。作業員の外部被曝線量の測定はフィルムリング・ポケットチェンバ・フィルムパッチによって行ない、その結果を表 3.1 に示す。作業員の中には 20 m. rem 以上外部被曝したものもあり、10 m. rem 以下という制限量は守れなかった。

放射性のガスまたは、ダストが発生すると考えられたので、作業は空気呼吸器を使用して行ない、気体の吸入を皆無とした。

同時にアーク発生場所付近に換気用吸引口を設けガスを吸引した。また常時作業場周囲の放射性ガスのモニタを行なった。(図

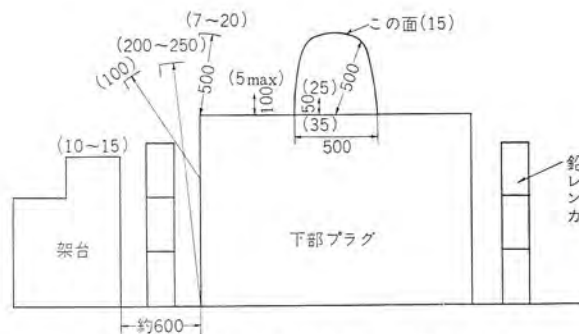


図 3.1 作業場の空間線量率 (単位 mr/h)
Fig. 3.1 Dose rate in workshop.

表 3.1 外部被曝線量 (mrem)

作 業 員	ポケットチェンバによる外部被曝量					フィルムパッチによる外部被曝量
	1日目	2日目	3日目	4日目	合計	
A 設計技師	1	5	3	—	9	30 以下
I 工作技師	0	8	5	0	13	20 以下
T 板金班長	1	4	5	0	10	40 以下
Y 溶接指導班長	1	2	1	—	4	20 以下
M 板金工	0	1	4	—	5	20 以下
K 溶接工	4	2	0	—	6	20 以下
W 溶接工	5	1	7	0	13	20 以下



図 3.2 ガス吸引穴とガスモニタ吸入口
Fig. 3.2 Gas duct and hose for monitoring.



図 3.3 作業衣着衣状況
Fig. 3.3 A welder with working clothes to approach radioactive workshop.

3. 2) 炉室内のダストのモニタ結果では ^{60}Co が検出されたが許容 $3 \times 10^{-9} \mu\text{C/cc}$ 量に対し、 $5 \times 10^{-11} \mu\text{C/cc}$ 以下であった。

3 H のモニタ結果ではララグ上面で、作業前および作業中は検出感度以下であったが、溶接中アークを出すと $7 \times 10^{-6} \mu\text{C/cc}$ 程度、計器指示した。しかし半減期が短かくこの指示は 3 H によるものでなく、水蒸気によるものではないかと考えられる。作業場の表面汚染状況は、下部ララグ上面で $2 \sim 7 \times 10^{-6} \mu\text{C/cm}^2$ だった。炉室内は相当汚染されていて、通路にはビニールシートを敷きその上を歩行するようになっていた。

作業員は毎日洗タク、除染剤の下着、作業着、帽子、および靴下に着換えて入室し、炉体内にはいるときには、さらにアノラック製作業衣、カバーシューズをつけた。また架台から作業場に飛びうつる場合には、さらにビニール製手袋、作業衣、およびオーパシューズをつけ、作業後架台から通路におりるときにはこれらを廃棄するようにした。図 3. 3 に作業衣着衣状況を示す。作業員全員について工事前後の血液検査を実施し、異常は認められなかった。

4. む す び

この修復工事は分解した原子炉の一次系を露出し、その一部を修理するという未経験のことであった。

とくに民間人の高放射線領域への接近、溶接工事ということでわが国では初めての快挙と言えよう。危険な放射線下の作業にもかかわらず、溶接工事、ヒズミ取り工事、およびその他の据付工事を行ない満足な結果をえた。また工事後作業員全員健康に業務についている。

これも JRR-2 管理課・三菱原子力工業株式会社管理課・伊丹地区衛生管理担当者のかたがたのご協力、ご指導のおかげであり、記して感謝の意を表する。なおこの修復工事については原子力研究所より感謝状をうけた。

マルチスポット抵抗溶接

山本 利雄*・奥田 滝夫**

Multiple Resistance Spot Welding

Central Research Laboratory Toshio YAMAMOTO・Takio OKUDA

In series spot welding that constitutes the fundamentals of multiple spot welding, shunting current poses problems. About mild steel, stainless steel and aluminium, experiments have been conducted on the effect produced on shunting current and tensile shear strength by electrode spacing, plate width, plate thickness, electrode position, electrode force and back-up bar. Especially for shunting current theoretical analysis has been made to calculate shunting current for each plate width of the above metals, and further an indicator W_c of shunting current and an indicator W_s of series spot weldability have been derived. It has been made clear that by these indicators, shunting current and series spot weldability are to be obtained. In addition, series clad welding and shunting current of twin series spot welding are described in the article.

1. ま え が き

マルチスポット溶接は抵抗溶接機の専用機化にともなって自動車工業など大量生産用に広く用いられるようになった。このマルチスポット溶接における電流供給法には図1.1(a)~(c)のような方式があるが、1つの二次回路で2点溶接できること、二次回路のインピーダンスを小さくできることおよび被溶接材の片側から操作できるなどの点で(c)の方式が最も広く用いられている。その基本構成となる直列点溶接は上記の利点と同時に、溶接電流の一部が被溶接材に分流する欠点がある。この分流電流は被溶接材の材質・寸法・電極間隔・溶接点位置などによって変化し、その結果得られる溶接強度に著しい影響を与える。直列点溶接の分流現象に対して軟鋼については2, 3報告されているが⁽¹⁾⁽³⁾,

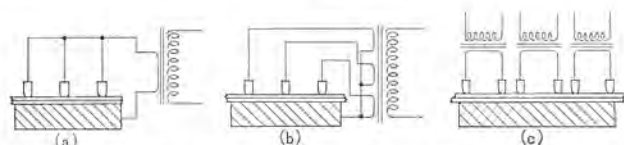


図 1.1 多点点溶接の給電方式
Fig. 1.1 Types of current supply in multiple spot welding.

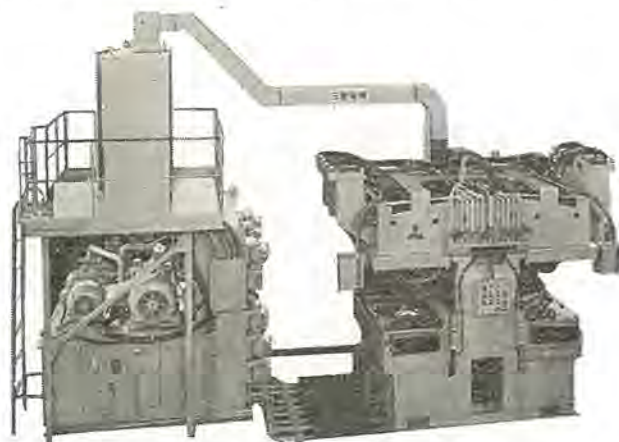


図 1.2 本田技研納め 13×70 kVA、10,000 kg、dual C タイプマルチウエルダ
Fig. 1.2 13×70 kVA, 10,000 kg, dual C type multiple spot welder delivered to the Honda Giken Co.,

他の金属材料についてはほとんど知られておらず、もっぱら経験による所が多かった。優秀なマルチスポット溶接機の製作および良好な溶接結果を得るためにはこの分流現象の基本的な性質をはあくする必要がある。この文ではこの分流現象に注目し各種金属材料の分流電流に対する定量的な考察を加えるとともに、その溶接強度におよぼす影響について述べる。図1.2は伊丹製作所で製作されたマルチスポット溶接機で、オートバイのフレーム組み立ての専用機であり同時に88点の点溶接を行なうものである。

2. 実験概要

軟鋼・ステンレス鋼・アルミニウムおよびメッキ鋼について比較的小さな試験片の分流の測定および強度試験を行なった。図2.1は直列点溶接の分流回路、表2.1はこの文で使用する記号を説明したものである。以下実験装置、実験方法および実験材料について概略を説明する。

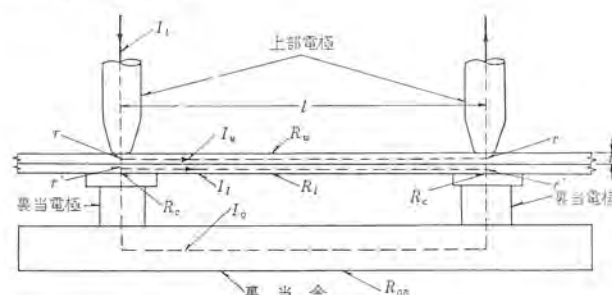


図 2.1 直列点溶接の分流回路
Fig. 2.1 Explanation of shunting circuit in the series spot welding.

表 2.1 使用記号の説明

記号	説 明	記号	説 明
I_s	溶接電流 (2次電流)	R_{0B}	裏当て電極と裏当て金の抵抗の和
I_u	上板分流電流	R_0	$2R_e + R_{0B}$
I_l	下板分流電流	r	上板の板厚方向の抵抗
I_0	裏当て回路電流	r'	下板の板厚方向の抵抗
R_u	上板分流電流に対する抵抗	b	被溶接材の板幅
R_l	下板分流電流に対する抵抗	t	被溶接材の板厚
R_e	下板と裏当て電極間の抵抗	l	電極間隔
ρ_0	被溶接材の常温の固有抵抗	ρ_T	被溶接材の溶融点における固有抵抗

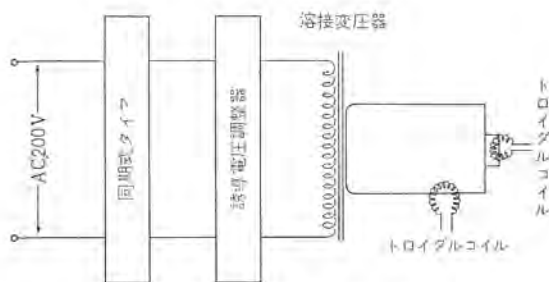


図 2.2 実験回路

Fig. 2.2 Block diagram for control of welding condition.

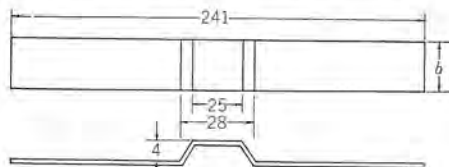


図 2.3 試験片形状

Fig. 2.3 Shape of test specimen.

2.1 実験装置および実験方法

実験に使用した溶接機は容量 150 kVA、最大短絡電流 35,000 A、最大加圧力 500 kg、巻数比 30~75 (可変) で、制御装置は同期式である。図 2.2 は実験回路で、溶接電流の調整は分流電流の測定技術上正弦波であることが望ましいので、ヒート・コントロールによらず一次側にそう入した誘導電圧調整器によって行なった。溶接電流および分流電流の測定は特別に設計したトロイダルコイルを二次回路および分流回路にそう入し、その電流変化率を検出し、C-R 積分器によって積分した値をフォトコーダおよびメモリコーダに記録して求めた。

2.2 実験材料

実験に使用した被溶接材は次のとおりである。

軟鋼：冷間圧延鋼板 (SPC-1)、板厚 0.5, 1.5, 1.2 mm

ステンレス鋼：冷間圧延 ステンレス 鋼板 (SUS 27-CP)

板厚 0.6, 1.0, 1.5, 2.0, 3.0 mm

アルミニウム：A 1 P 3-1/2 H、板厚 0.5, 1.0 mm

スズメッキ鋼：冷間圧延熱せきブリキ板 (SPTH-C)、板厚 0.5 mm

試験片は長さ 250 mm (一定)、幅 30, 60, 120, 240 mm のものを分流電流測定用のトロイダルコイルをそう入するため図 2.3 のようにプレス加工した。このように加工することにより電極間の板の長さは電極間隔よりも約 9 mm 長くなる。(したがって電極間隔 100 mm のものでは電極間の実質の板の長さは 109 mm ある。試験片の前処理としてはトリクレンで脱脂後、ワイヤブラシを

かける方法を採用した。

3. 実験結果および考察

分流電流の基本的な性質を明らかにするため分流電流波形および電極間隔・材質・板幅・板厚・加圧力・溶接位置と分流電流の関係について行なった実験の結果を述べ、定性的な考察を与える。このうち被溶接材材質と分流電流の関係については各材料に対して共通的な点が多いので、総括的に述べ、その差異を指摘するにとどめた。また分流電流値は時間的に変化するので、この文では全通電時間中の中央のサイクルの電流値をもって表示し、また分流電流は溶接電流に対する百分率で表わしている。以下各項目について述べる。

3.1 分流電流の波形

図 3.1 は上下電極間に一枚の軟鋼板をはさんだ場合の分流電流を模式的に描いたもので、そのエンベロープは ABCD のように変化している。A 部は板と裏当て電極間の接触抵抗のため裏当て回路に電流が流れにくく、被溶接材に比較的大きな分流電流が流れる部分である。接触抵抗は半サイクル程度でほとんど消滅すると思われるが、その後の電流によっても鋼板と裏当て金のなじみがよくなり、電流は裏当て回路に流れやすくなる。しかし電源からの溶接電流 I_d は電源のインピーダンスが大きいためほぼ一定であるので、裏当て回路の電流の増加に応じて分流電流は A-B のように減少する。次に B-C のように増加するのは電極直下の被溶接材が通電によってナゲット生成過程にあり、その温度上昇とともに板厚方向の抵抗 r が増加して裏当て回路に電流が流れにくくなるからである。次いで分流電流は C-D のように減少しているが、これは次のように推測できる。すなわち軟鋼の固有抵抗の温度係数は α 鉄領域では大きく、温度とともにほぼ直線的に増加するが、 γ 鉄になると温度係数が急激に小さくなるので r の増加は飽和する傾向にある。しかるに鋼板に流れる分流電流は板厚方向ほど電流密度が高くないので、温度上昇は板厚方向に比べて時間的に遅れるが、この板自身の温度上昇による抵抗の増加のため分流電流が流れにくくなる。また同時にくぼみができることにより板厚方向の抵抗が減少することも C-D の分流電流の減少を助長している。実際の溶接時における分流電流波形は上板と下板とで B 点、C 点に達するまでの時間が異なるが、基本的には一枚板の場合と同様の変化をする。

図 3.2 はステンレス鋼の上板分流電流波形のオシログラムである。図にみるように基本的には軟鋼の場合と同じ変化をするが、ステ

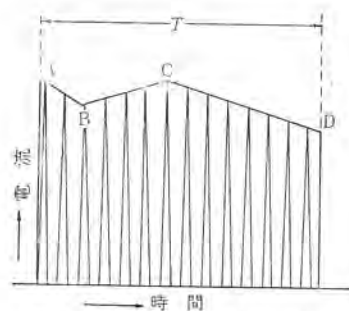


図 3.1 分流電流波形 (軟鋼)
Fig. 3.1 Amplitude variation of shunting current (mild steel).

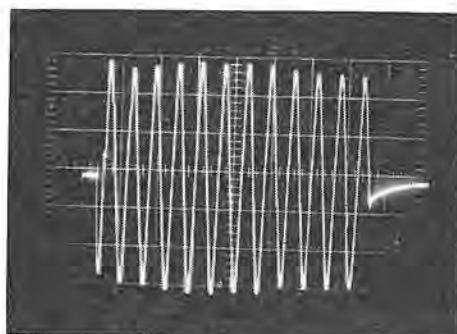


図 3.2 分流電流のオシロ (ステンレス鋼)
Fig. 3.2 Oscillogram showing amplitude variation of shunting current (stainless steel).

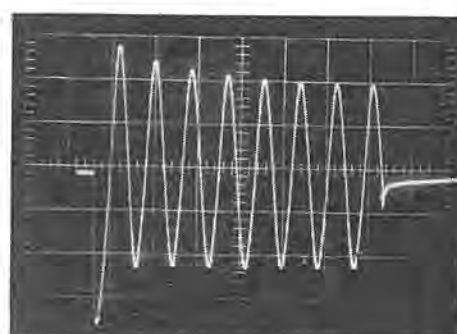


図 3.3 分流電流のオシロ (アルミニウム)
Fig. 3.3 Oscillogram showing amplitude variation of shunting current (aluminium).

ステンレス鋼の固有抵抗の温度係数が小さいことおよび分流電流が小さいため被溶接材の温度上昇が少ないので波形のエンベロープは軟鋼に比べてゆるやかになっている。

図3.3はアルミニウムの上板分流電流であるが、軟鋼やステンレス鋼の場合と異なりC点がなく、時間的に単調に減少しており、最初の半サイクル目の電流が非常に大きくなっている。これはアルミニウムの表面に存在する酸化皮膜の抵抗が r に比べて非常に大きいので、このことから逆にアルミニウムの接触抵抗は半サイクル以内で消滅することがわかる。このように分流電流が時間的に変化するの何サイクル目の電流値をもって分流電流を表示するのが妥当であるかは検討を要する所であるが、この実験においては前述のように $T/2$ の電流値をもって表示した。

3.2 電極間隔・板幅と分流電流・溶接強度の関係

I_t を一定に保って、電極間隔を変えると分流電流は図3.4(軟鋼)のように変化する。図において上板、下板とも電極間隔の増加とともに分流電流はほぼ双曲線的に減少しているが、これは電極間隔を増加した場合の被溶接材の抵抗増加割合と裏当て回路のそれとが異なるためである。すなわちもし被溶接材および裏当て回路の抵抗が電極間隔に対して同じ割合で増加するなら

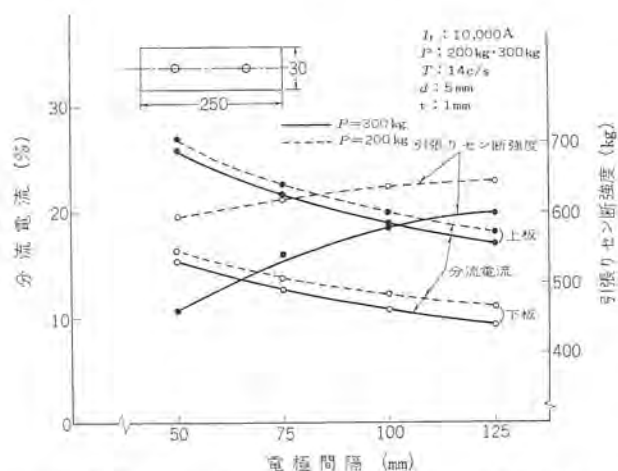


図 3.4 電極間隔、加圧力と分流電流溶接強度の関係 (軟鋼)

Fig. 3.4 Effects of electrode spacing and electrode force on shunting current and tensile shear strength.(mild steel)

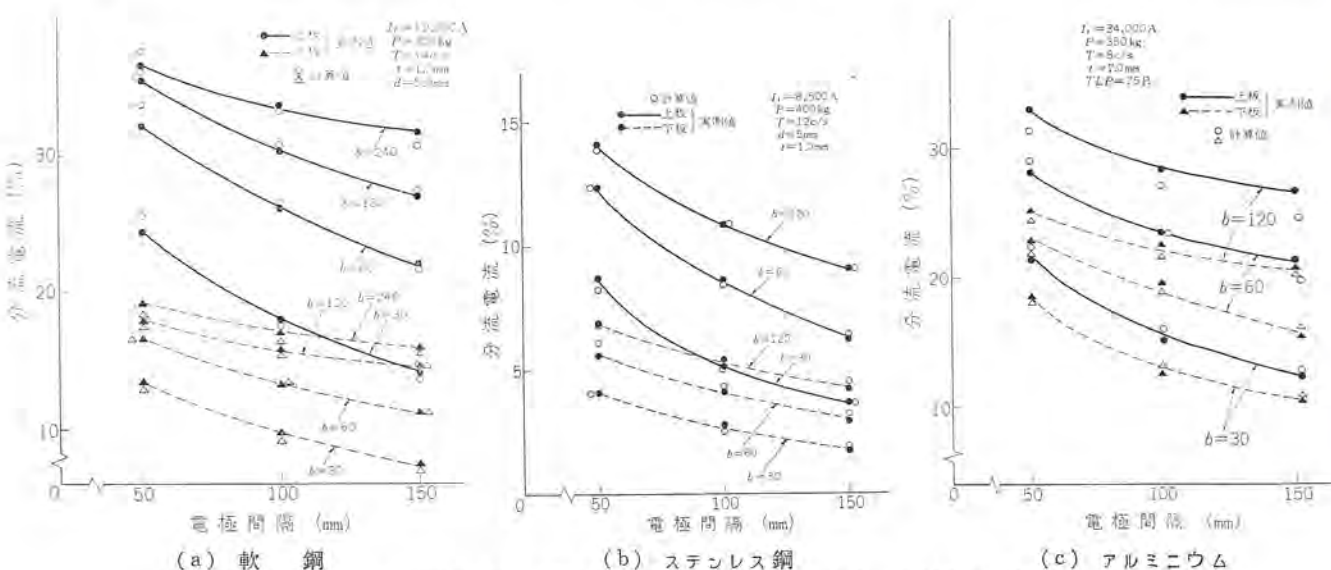


図 3.5 被溶接材の板幅と分流電流の関係

Fig. 3.5 Effect of plate width on shunting current.

ば、 I_t を一定に保っている関係上分流電流は電極間隔に無関係にほぼ一定になるべきである。ところが被溶接材の抵抗は板幅が狭い場合はほぼ電極間隔に比例して変化するが、裏当て回路においては被溶接材と裏当て電極および裏当て電極と裏当て金の接触抵抗が回路抵抗のほとんどを占め、電極間隔とともに変化する銅製の裏当て金の抵抗は比較的小さくなり、したがって裏当て回路の抵抗 R_0 は電極間隔に対してほぼ一定に保たれるからである。

上部電極からみた上板と下板との抵抗の差は r だけで、分流抵抗 R_u 、 R_l に比べて非常に小さいにもかかわらず、下板分流電流 I_l が上板分流電流 I_u の約半分になっているのは上板の板厚方向には I_t の大部分が流れるため抵抗値は小さくとも電圧降下が大きくなり、下板の電極間に加わる電圧が小さくなるためである。

この場合の引っ張りせん断強度は図3.4に示す通りで、分流電流の減少とともに強度が増加しているが、単点溶接の場合とほぼどのような強度が得られる。

図3.5はそれぞれ1mm厚の軟鋼、ステンレス鋼およびアルミニウムの板幅と分流電流の関係を示したものである。いずれの材料においても板幅の増加とともに分流電流は増加するが、その増加率は板幅の増大とともに減少しており、板幅が120mmから倍の240mmになっても分流電流の増加分は非常に少ない。このことから板幅を240mm以上にしても分流電流はほとんど変化しないことが推測できる。(図4.1参照)

以上は溶接点を被溶接材の中心線上に置いた場合であるが、溶接点を“つち距離”においた場合は、100mm以上の板幅では分流電流はほとんど変化しない⁽¹⁾(図4.1参照)

次に被溶接材質と分流電流率の関係について述べる。直列点溶接の分流電流は1)分流抵抗 R_u 、 R_l 、2)板厚方向の抵抗 r 、 r' 、3)下板と裏当て電極の接触抵抗 R_c 、4)裏当て電極の抵抗 R_{0B} によって支配される。このうち被溶接材の材質によって変わるのは1)、2)、3)の抵抗である。 R_u 、 R_l は電極間隔が極端に小さくない限り被溶接材はほとんど温度上昇しないので、被溶接材の常温の固有抵抗 ρ_0 によって決定されるものである。 ρ の値は軟鋼を1とすると、ステンレス:6、アルミニウム:0.2である。

r 、 r' は主溶接電流 $I_0 - I_t$ から I_u 、 I_l を差引いた電流一に対する抵抗である。 r 、 r' は被溶接材の板厚が小さいので大きな値にならないと考えられるが、電極直下にナゲットが形成することから

わかるようにこの部分の電流密度が高く、接合面は溶融点以上に加熱されるため、固有抵抗は常温の値よりもかなり大きくなり、 r , r' は無視できない値に達する。中でも軟鋼は固有抵抗の温度変化が著しく1200°Cにおける固有抵抗は常温の固有抵抗の10倍にも達する。溶融点における固有抵抗 R_T は軟鋼を1とすると、ステンレス鋼：1.1、アルミニウム：0.88である。 R_u , R_l が大きいほど、また r , r' が小さいほど分流電流は少ないが、一般には R_u , R_l の大きい材料では r , r' も大きいので、一概に固有抵抗の大きい材料は分流電流が小さいとはいえない。

R_0 は r , r' と同じく I_0 に対する抵抗であり、 r , r' と直列回路を形成する。その値は軟鋼1に対して、ステンレス鋼：2、アルミニウム：0.7である。

図3.5(a), (b), (c)を比較すると、ステンレス鋼およびアルミニウムの I_u は軟鋼のそれぞれ0.4倍、0.9倍になっている。

このようにアルミニウムは軟鋼に比べて固有抵抗が低いにもか

わらず軟鋼よりも低い分流電流率を示すことは注目すべきことである。さらにアルミニウムにおいては I_u と I_l の差が小さいことも軟鋼やステンレス鋼などと異なる点である。これは r , r' の差によるもので、アルミニウムでは r , r' が非常に小さいため、この部分での電圧降下が少なく、上板と下板にかかる電圧がほぼ等しくなるためである。このことからアルミニウムのように r , r' の小さい材料では裏当て金の影響をよくうけることが推測される。事実軟鋼やステンレス鋼では裏当て電極付の裏当て金と裏当て電極のない裏当て金とで分流電流は約5%程度しか変化しないが、アルミニウムでは約20%程度変化する。

図3.6はスズメッキ鋼の分流電流を同じ寸法の軟鋼板と比較したものであるが、メッキ鋼の分流電流は著しく小さく、軟鋼の約1/2.5になっている。これは単点溶接でよく知られているように⁽⁴⁾メッキ鋼においては同じ加圧力を加えても軟鋼の場合より板間のなじみがよく、板間の接触抵抗が減少することと R_0 が減少することにより I_0 に対する抵抗が減少したためである。このことは上板と下板の分流電流が近い値を示していることからわかる。

3.3 板厚の影響

板厚を増すと R_u , R_l が減少することと、 r , r' が増加することのため分流電流は大きく増加する。図3.7は上板に今までと同じく1mm厚の軟鋼板を用い、下板を2mm厚の軟鋼板に変えた場合の分流電流の変化を示す。なお図には比較のため上板、下板とも1mm厚の場合を破線で示している。図の実線と破線を比較すると、下板は板厚が増加したため分流電流は約2倍に増加しているが、上板も少し増加している。これは r' が増加したため裏当て回路に I_0 が流れにくくなるためである。

図3.8は1.2mm厚の軟鋼板を図に示した条件で直列点溶接した試験片の断面写真であるが、ナゲットの大部分が上板側に形成されており、ナゲット部に非溶着部がみられる。またインテンションも14%程度ありJISに規定されている5%（片側）よりかなり大きい。このように1.2mm厚の軟鋼板では良好な溶接結果は得られないが、一応直列点溶接は可能であると考えられる。しかし板厚が1.6mmになると溶接条件をいかに選んでも良好な溶接はできない。このことから軟鋼の直列点溶接可能な板厚の上限は1.2mmと考えられる。なおこの場合の分流電流は約45%である。

ステンレス鋼は軟鋼よりも分流電流が小さいので、さらに厚い板厚の直列点溶接が可能である。後に述べる分流電流の式から算出した結果(表4.3)によると、3.0mm厚のステンレス鋼の上板分流電流率は40%であり、これは1.0mm厚の軟鋼板の分流電流率に

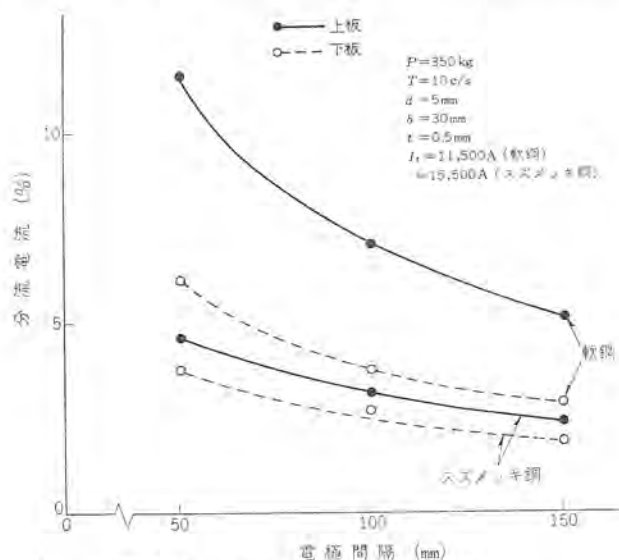


図 3.6 スズメッキ鋼板の分流電流
Fig. 3.6 Shunting current in tinned steel.

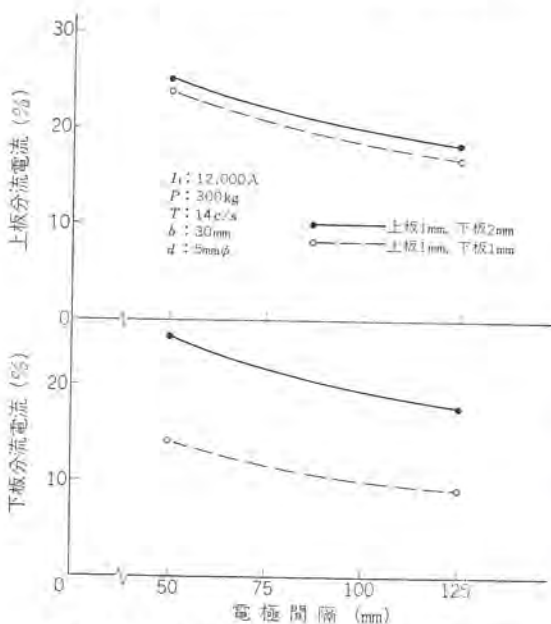
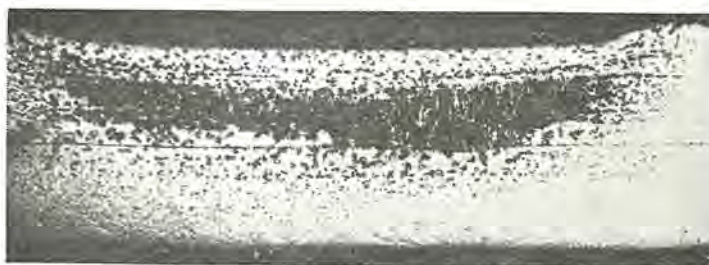


図 3.7 上板厚1mm、下板厚2mmの場合の
分流電流（軟鋼）

Fig. 3.7 Shunting current for upper plate 1 mm thick and lower plate 2 mm thick (mild steel).



溶接電流 16,250 A, 通電時間 14 サイクル
加圧力 400 kg, 電極時間 50 mm
板厚 1.2 mm, 板隔 500 mm

図 3.8 断面マクロ写真（軟鋼）×10

Fig. 3.8 Macro photograph of the nugget of series spot welding (mild steel)

相当する。軟鋼の直列点溶接可能な板厚の上限 1.2 mm の分流電流に対応する ステンレス 鋼の板厚は 4.0 mm であるが、4.0 mm 厚のステンレス 鋼では「表 テリ」が発生して良好な溶接結果が得られない。したがってステンレス 鋼の直列点溶接可能な板厚の上限は 3.0 mm と考えられる。(3.0 mm 厚 ステンレス 鋼の溶接条件は溶接電流：20,000 A，通電時間：20 サイクル，加圧力：1,400 kg である。)

3.4 加圧力の影響

単点溶接でよく知られているように 加圧力によって溶接強度は著しい影響をうけ、加圧力が小さいほど強度は高くなるが、逆に強度のバラツキが大きくなる。直列点溶接における加圧力が分流電流および溶接強度におよぼす影響の一例として、軟鋼について加圧力を 300 kg から 200 kg に変化した場合の実験結果を図 3.4 の破線で示している。図にみるように 上板、下板ともわずかに分流電流が増加しているが、これは加圧力の減少にもとづく被溶接材間の接触面積の減少により 板厚方向の電流密度が高くなり、板厚方向の温度が上昇し、 r 、 r' が増加したためである。溶接強度は単点溶接の場合と同じく加圧力の小さい方が高くなっている。

4. 分流電流の理論的解析

ここでは前章で得られた実験結果に基づいて、分流電流の式における各部抵抗値を求め、分流電流の定量的な考察を加えるとともに、軟鋼・ステンレス 鋼およびアルミニウムについて、実測困難な被溶接材の各種板厚に対する分流電流を算出する。さらに上記以外の各種金属材料の分流電流および直列点溶接性についても述べる。

4.1 分流電流の式

簡単に考えると、 I_u 、 I_l 、 I_0 の比はおおのこの回路の抵抗の逆数の比になるが、少し詳しく考察すると 分流電流は板厚方向の電圧降下によって分布しており、したがって分流電流の密度も板厚によって異なる。しかし今この分布はうんぬんせず、その全分流電流 I_u 、 I_l に注目すると、比較的簡単な理論的考察より次の分流電流の式が成立する⁽¹⁾。

$$\frac{I_u}{I_l} = \frac{R_l R_0 + r R_l + 2r' R_l + r R_0 + r r'}{R_l R_0 + r R_l + 2r' R_l + r R_0 + r r' + R_u R_0 + r' R_u + R_v R_l} \quad \dots\dots\dots (4.1)$$

$$\frac{I_l}{I_l} = \frac{R_u R_0 + r' R_u}{R_l R_0 + r R_l + 2r' R_l + r R_0 + r r' + R_u R_0 + r' R_u + R_v R_l} \quad \dots\dots\dots (4.2)$$

4.2 各部の抵抗値

まず被溶接材の分流抵抗 R_u 、 R_l は 板幅が十分広く、電極径 d に対して板厚 t が小さい場合は $R = \rho_0 / \pi t \log(l/d)$ から求めうる。しかし任意の寸法の場合については簡単に計算できないので、同じ寸法にスズハク(厚さ 10^{-3} cm)を裁断し、これに 2 本の銅電極棒(直径はチップ径と同じ)を密着させて通電し、この電極間の電圧降下をはかって求めた。

図 4.1 は板幅 b をパラメータとして、電極間隔 l を変化した場合の抵抗の測定結果を $\rho = 1 \mu\Omega \text{ cm}$ 、 $t = 1 \text{ mm}$ に換算して示している。図中 1 点鎖線は $l \times b$ なる長形板の抵抗を示している。また図 4.2 は l をパラメータとして b と抵抗の関係に書き改めたものである。図にみるように 板幅が 120 mm 以上になると、 R_u 、 R_l の減少が著しく小さくなり、板幅が 500 mm 以上ではほとんど変化しないと考えられる。同図の破線は電極を端から 15 mm の位置に置いた場合の値である。図から明らかなように 板幅が 100 mm 以上になると 分流抵抗はほとんど変化しない。

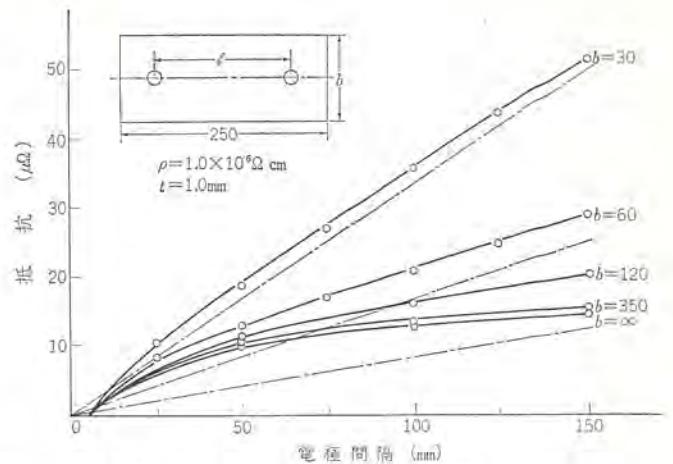


図 4.1 電極間隔と分流抵抗の関係
Fig. 4.1 Relationship between electrode spacing and resistance across electrodes.

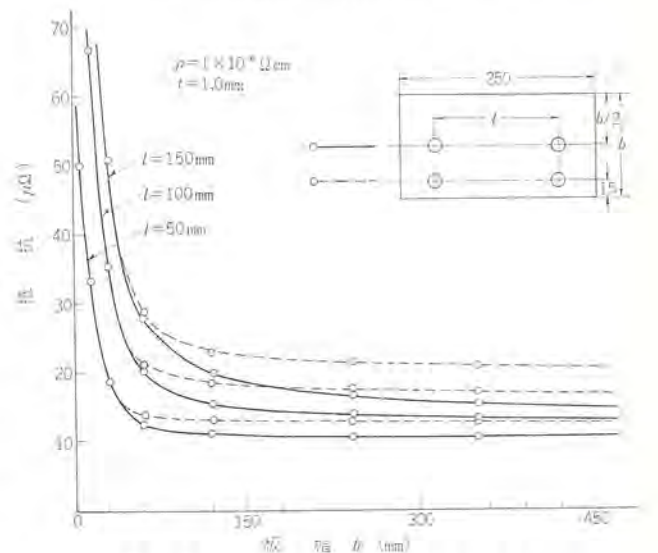


図 4.2 板幅と分流抵抗の関係
Fig. 4.2 Relationship between plate width and resistance across electrodes.

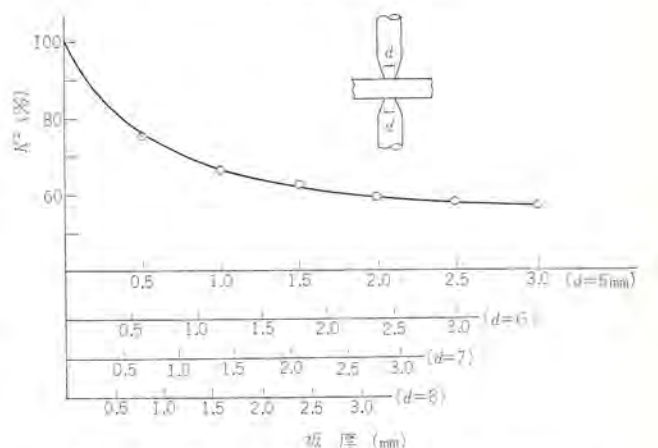


図 4.3 板厚、電極径とフリッジングの関係
Fig. 4.3 Effects of plate thickness and tip diameter on current flinging.

r は電極の中心線を含む平面で切った切り口の形と相似的にスズハクを裁断し、これに電流を流して 電圧降下法により抵抗値を求めた。この場合平面のフリッジング(電流の板厚方向の広がり)による抵抗の減少率を K とすれば、実際の円柱における抵抗の減少率は K^2 で与えられる。図 4.3 は各種電極径および板厚における

表 4.1 裏当て回路抵抗値

裏当て電極		2.3 $\mu\Omega$	裏当て金と裏当て電極の接触抵抗		1.5 $\mu\Omega$
裏当て金	電極間隔 50 mm	0.7 $\mu\Omega$	裏当て電極と被溶接材の接触抵抗	軟 鋼	10 $\mu\Omega$
	電極間隔 100 mm	1.7 $\mu\Omega$		ステンレス鋼	20 $\mu\Omega$
	電極間隔 150 mm	2.7 $\mu\Omega$		アルミニウム	6 $\mu\Omega$

表 4.1 板厚方向の抵抗値

材 料	固有抵抗 ($\mu\Omega\text{cm}$)	フリ ン ジ (%)	板厚方向の抵抗 ($\mu\Omega$)		板 厚 (mm)	チップ 径 (mm)
			(pt/s) × フ リ ン ジ ン グ	計算に使用 した値		
軟 鋼	120	上板	0.67	40.9	1.0	5
		下板	0.48	30.3		
ステンレス鋼	135	上板	0.67	46.1	1.0	5
		下板	0.48	33.0		
アルミニウム	9	上板	0.67	3.1	1.0	5
		下板	0.48	2.1		

フリッジングの測定結果を示している。この K^2 を用いると r は $r = K^2 \rho_T t / s$ ($S = \frac{\pi}{4} d^2$) で与えられる。また r' は裏当て電極と上部電極径が異なるので、上記の K^2 をそのまま利用できないが、どのような方法で求められる。

表 4.1 は実験に使用した裏当て電極、裏当て金および接触抵抗の測定結果である。このうち R_0 は溶接電流を 2~3 サイクル通電して初期の接触抵抗がほとんど消失したあとの残留値であり、この値ははじめの接触状態によらずほぼ一定の値となる。

4.3 計算値と実測値の比較

R_u , R_l は図 4.1 の値と被溶接材の ρ_0 および板厚により、 r , r' は図 4.3 の値と被溶接材の ρ_T により求めることができ、これらの値と表 4.1 の値を式 (4.1), (4.2) に代入すれば各材質・板厚・板幅の分流電流を算出できるが、上記の抵抗値のうち r , r' についてはさらに“くぼみ”の影響を考慮に入れなくてはならない。すなわち通電によりくぼみができると有効な板厚の減少、接触面積の増加、フリッジングの減少などが生じるため、実際の板厚方向の抵抗値は上記の r , r' とは少し異なる。このくぼみによる抵抗の減少率を測定することは非常に困難なので、実測可能な比較的小さい試験片の分流電流より逆算して r , r' を求めた。

表 4.2 はこのようにして求めた r , r' と図 4.3 より求めた値との比較を示している。表から明らかなように逆算により得られた r , r' は妥当性のある値である(軟鋼においては被溶接材が温度上昇するため r の値は少し小さくなる)。

以上のようにして算出した計算値と実測値の比較の一例は図 3.5 に示すとおりで、軟鋼やステンレス鋼においてはよく一致している。しかしアルミニウムでは各部の抵抗値が小さいため回路のリアクタンスが無視できないので、計算値と実測値の差が軟鋼やステンレス鋼に比べて少し大きくなっている。表 4.3 は式 (4.1), (4.2) より求めた軟鋼・ステンレス鋼およびアルミニウムの実測困難な大きな被溶接材における分流電流の計算結果を示している。

4.4 各種金属材料の直列点溶接性

軟鋼、ステンレス鋼およびアルミニウム以外の金属の分流電流も式 (4.1), (4.2) より求められるが、さらに著者らは直列点溶接の分流電流を表わす指標: $W_c = \rho_0^2 / \rho_T^2$ を提唱した。図 4.4 は工業的に用いられている代表的な金属材料について式 (4.1), (4.2) より算出した上板分流電流率と W_c の関係を示したものである。 W_c と抵抗溶接性の指標 $W_N = \rho_0 / \theta_m K$ (θ_m : 溶融点, K : 熱伝導度) を組み合わせ、 $W_s = \sqrt{W_c} \times W_N$ なる値を考えると、 W_s の

表 4.3 軟鋼、ステンレス鋼およびアルミニウムの分流電流の計算結果

材 料	材厚 (mm)		分流電流 (溶接電流に対する百分率)								電 極 チップ径 (mm)
			電極間隔 50 mm		電極間隔 100 mm		電極間隔 150 mm				
	上板	下板	上板	下板	上板	下板	上板	下板	上板	下板	
軟 鋼	0.5	0.5	19.2	11.7	16.4	10.0	15.0	9.3	5.0	5.0	
	0.5	1.0	22.1	24.6	19.2	21.8	17.9	20.5	5.0	5.0	
	1.0	1.0	39.3	19.1	35.0	17.5	33.0	16.7	5.0	5.0	
	1.2	1.2	45.6	20.7	41.2	19.3	39.1	18.6	5.0	5.0	
ス テ ン レ ス 鋼	1.0	1.0	15.9	7.8	13.2	6.5	11.9	5.9	5.0	5.0	
	1.0	1.5	17.1	12.3	14.4	10.6	13.0	9.6	5.0	5.0	
	1.0	2.0	17.6	17.1	14.8	14.6	13.5	13.3	5.0	5.0	
	1.0	3.0	18.0	25.8	15.3	22.3	14.1	20.8	5.0	5.0	
	1.5	1.5	22.6	11.2	19.1	9.5	17.3	8.0	6.0	6.0	
	1.5	2.0	23.4	14.9	19.3	13.1	17.5	11.9	6.0	6.0	
	1.5	3.0	24.2	23.5	20.7	20.6	18.9	19.1	6.0	6.0	
	2.0	2.0	29.8	14.0	25.1	12.3	22.6	11.0	7.0	7.0	
	2.0	3.0	31.8	21.4	26.4	18.4	23.6	17.0	7.0	7.0	
	3.0	3.0	40.1	19.1	34.8	16.9	32.1	15.8	8.0	8.0	
ア ル ミ ニ ウ ム	0.5	0.5	21.3	18.3	18.7	11.3	17.5	15.3	5.0	5.0	
	0.5	1.0	18.8	33.6	16.8	30.4	15.7	29.3	5.0	5.0	
	1.0	1.0	33.6	26.2	29.4	24.6	29.3	23.6	5.0	5.0	

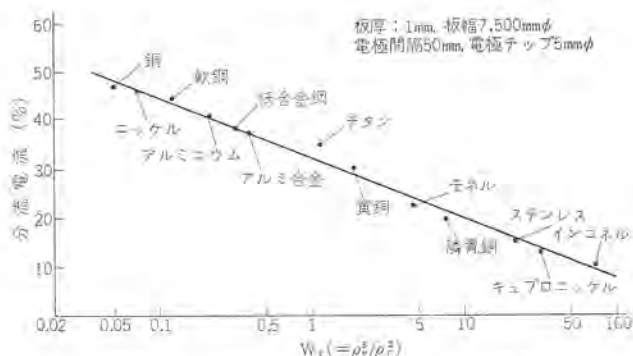


図 4.4 各種金属の上板分流と W_c の関係
Fig. 4.4 Relationship between upper plate current and W_c of various materials.

値と各種金属の直列点溶接性の関係は次のようになる。

$W_s \leq 0.16$: 不良, $0.16 < W_s \leq 0.87$: やや良

$0.87 < W_s \leq 4.5$: 良好, $W_s > 4.5$: 優秀

一般の金属材料についても W_c , W_s を算出することにより、その分流電流および直列点溶接性を求めることができる。

5. その他の場合

ここでは直列点溶接の変形と考えられる シリーズ・クラッド溶接法およびトウィン・シリーズ・スポット溶接法における分流電流および溶接強度について述べる。

5.1 シリーズ・クラッド溶接

直列点溶接法の利点の一つとして片面から操作できることがいわれているが、実際には裏当て金が必要であるので、裏当て金を使用できない場所には適用できない。このような場合下板に直接溶接電流を流すことにより溶接する方法が考えられる。この方法を用いると完全に片面操作ができるため、ステンレス鋼の内張りや大形構造物に薄板を溶接する場合などに応用でき、直列点溶接の利用範囲をさらに拡大できる。この方法を便宜上“シリーズ・クラッド溶接法”と呼称する。

図 5.1 は上板に 1.0 mm 厚のステンレス鋼板、下板に 1.6~6.0 mm 厚の軟鋼板の組合わせでシリーズ・クラッド溶接した場合の電極間隔、下板厚と分流電流の関係である。この方法では R_u , R_l と同じ割合で変化するので、分流電流は電極間隔によらず一定の値を示すと考えられるが電極間隔によって変化しない上板の板

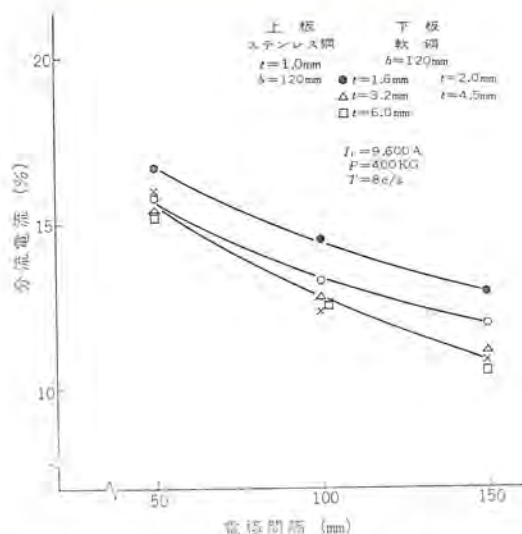


図 5.1 シリーズ・クラッド溶接の分流電流
Fig. 5.1 Shunting current in the series clad welding.

厚方向の抵抗が存在すること、下板の抵抗の内電極直下の部分（ナゲット部分）は溶融点にまで達しているため固有抵抗が増加し、この部分の抵抗の占める割合が大きくなり、かつこの抵抗が電極間隔によって変化しないため分流電流は直列点溶接の場合と同じく双曲線的に減少する。

導電性のよい銅製の裏当て金の代わりに比較的導電性の悪い軟鋼下板に溶接電流を流すため、分流電流は直列点溶接の場合に比べて相当大きくなると思われるが、図にみるように下板板厚が3.2mm以上では、板厚によって分流電流はほとんど変化せず、たとえば電極間隔50mmでは約15%程度で、同じ条件の直列点溶接の上板分流電流14%に比べて大差ないことがわかる。また電極間の電圧降下も直列点溶接では1.2V位であるが、シリーズ・クラッド溶接では1.5V程度で、開路電圧10Vに比べてその増加率は大きなものでない。このようにシリーズ・クラッド溶接の分流電流があまり大きくならないのは R_c が存在しないためである。下板板厚が2.0mm以下では溶接電流が下板に集中して流れ込まないためナゲットは形成されない。

図5.2はシリーズ・クラッド溶接のナゲットの断面写真である。ステンレス鋼と軟鋼の固有抵抗および熱伝導の差により、ナゲットはステンレス鋼側に片寄りしており、ナゲット径がステンレス鋼側で大きく軟鋼側で小さい特異なナゲット形状を示している。

シリーズ・クラッド溶接の引張せん断強度は下板厚によって異なるが、上板が1.0mmのステンレス鋼の場合で約1,000kgである。

上板、下板とも軟鋼の場合もほぼどうようである。3mm以上の下板に対して良好な溶接結果が得られる。また分流電流も上板が1.0mmの場合は、上板、下板とも1mmの直列点溶接における上板分流電流にほぼ等しい。このことからシリーズ・クラッド溶接可能な上板厚の上限も直列点溶接の場合とどのように考えられる。

5.2 トウィン・シリーズ・スポット溶接

図5.3に示すように被溶接材の上下に溶接変圧器を備えた「トウィン・シリーズ・スポット溶接法」において、最も簡単な場合として上下の変圧器、電極、板厚などまったく等しい場合を考えると、トウィン・シリーズ・スポット溶接の分流電流は次式で与えられる。

$$I_u/I_t = r/(R_u + r) \quad \dots\dots\dots (5.1)$$

表5.1は式(5.1)から算出した分流電流を同じ条件の直列点溶接の直列点溶接の上板分流電流と比較して示したものである。



材質：上板ステンレス鋼（1.0mm）、下板軟鋼（6.0mm）
溶接電流 9,600 A、通電時間 10 サイクル
加圧力 400 kg、電極間隔 50 mm

図 5.2 シリーズ・クラッド溶接の断面写真
Fig. 5.2 Macro-photograph of the nugget of series clad welding.

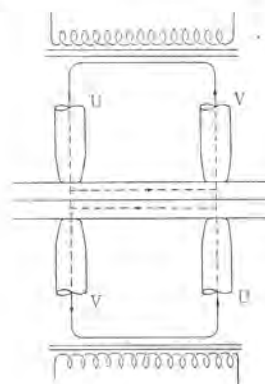


図 5.3 双極直列点溶接法
Fig. 5.3 Twin series spot welding method.

表 5.1 双極直列点溶接における分流電流

材 料	材 幅 (mm)	電極間隔 (mm)	材 厚 (mm)	分 流 電 流 (%)	
				シリーズ・スポット	トウィン・スポット
軟 鋼	>500	50	1.0	39.3	14.1
			2.0	59.9	36.5
ステンレス鋼	>500	50	1.0	15.9	5.5
			2.0	29.8	14.6
			3.0	40.1	19.1
アルミニウム	>500	50	0.5	21.3	2.5
			1.0	33.6	7.71

表でみるようにトウィン・シリーズ・スポット溶接法を用いることにより、分流電流を直列点溶接の $1/2 \sim 1/5$ に減少せしめることができ、したがってさらに厚い被溶接材の溶接が可能になる。

6. む す び

以上直列点溶接法、シリーズ・クラッド溶接法、双極直列点溶接法において最も問題となる分流電流について実験的、理論的研究を行ない上記溶接法の基本的性質を明らかにした。実際の溶接においては多くの電極が同時に通電するため、これらの相互作用が生じ、電極の配置法、抵抗溶接機の電氣的、機械的構造などが問題になるがこれらについては稿を改めることにする。

この研究結果が抵抗溶接機の製作および溶接施行に寄与すれば幸いである。

参 考 文 献

- (1) 安藤, 西川, 奥田: 溶接学会誌, 34, 501 (1965)
- (2) 山本, 奥田: 溶接学会誌, 35, 166 (1966)
- (3) E. F. Nippes, W. F. Savage: Welding Journal, 39, 321 S (1959)
- (4) R. W. M. A: Resistance Welding Manual, 181 (1956)

No Gas アーク溶接現象

山本 利雄*・島田 弥**
竹内 友彦***・鶴飼 順***

Welding Phenomena in No Gas Arc Welding

Central Research Laboratory Toshio YAMAMOTO・Wataru SHIMADA
Nagoya Works Tomohiko TAKEUCHI・Jun UKAI

Recently a no-gas arc welding method has been developed and drawing attention as one type of automatic welding for mild steel. Because of difference of materials of welding wire and the atmosphere from the conventional practice, it is considered to have considerably peculiar welding phenomena. In this connection extensive studies have been made to acquire various characteristics of solid wire such as the wire melting speed, short-circuit frequency and short-circuit percentage as well as to investigate the correlation between blow hole producing condition observed with X-ray inspection and the above various characteristics. Furthermore, metal transfer of welding wire and sputtering have been surveyed with high speed motion pictures. As a result basis welding phenomena on the occurrence of blow holes and sputter have been made clear to serve information for practical application of the new method.

1. ま え が き

従来、軟鋼の自動溶接において、裸心線を用いて被包ガスを流さずに空气中で溶接を行なうと、心線および母材の溶融金属が空气中の N_2 および O_2 を多量に吸収し、凝固時にブローホールを発生して良好な結果が得られなかったため、被包ガスとして Ar 、 CO_2 、 O_2 などのガスを単独あるいは適当な混合比で用いる自動アーク溶接法が行なわれてきた。

しかし、被包ガスを流さずに空气中で溶接を行なういわゆるNo Gasアーク溶接法が可能になれば、溶接装置、作業操作の簡略化、コストの低減など工業上の利点が非常に大きいため、これに関する研究がさかに行なわれている⁽¹⁾。

最近、裸軟鋼心線を用いるSolid Wire No Gasアーク溶接法とフラックス内蔵心線を用いるNo Gas複合心線アーク溶接法が開発され、各方面の注目を浴びているが、前者は心線中に含有された脱酸元素、脱窒元素により吸収ガスを酸化物、窒化物の形で除去し、後者は内蔵フラックスの作用によって良好な結果を得るものであり、いずれも従来のMIG溶接、炭酸ガスアーク溶接とは心線の成分、構造およびフイアスガスが異なるため、溶滴の移行、スパッタリング、ブローホールの発生などの溶接現象にかなりの相違のあることが予想される。

ここでは主としてSolid Wire No Gasアーク溶接法について短絡回数、短絡パーセントなどの諸特性を求め、高速度写真により心線の移行現象およびスパッタ発生状況を観察した結果、およびブローホールの発生条件と溶接諸特性との関連性について検討した結果に関し、溶接アーク現象を中心として述べる。

2. 実験装置、供試材料および実験方法

2.1 実験装置

a. 直流アーク溶接機

三菱電機製 CV-300 形定電圧直流アーク溶接機

MG 形定電圧直流アーク溶接機

b. 付属溶接装置

三菱アーク SA-300 形溶接装置、その他心線送給装置

走行台車

c. 高速度写真撮影装置

Bed Lake 社(米)製 Hycam K1001 形高速度写真機(16 m/m 用、駒速度 100~8,500 f/s、回転プリズム式)

日立工機製 16 HB 形日立 HIMAC 高速度写真機(16 m/m 用、駒速度 500~10,000 f/s、回転プリズム式)

フィルタ: UV, ND 2, ND 4, ND 8, R 1, R 2

背光装置: カーボンアーク発生装置、集光レンズなど

d. その他: 直記式電磁オシログラフ、短絡計数計、短絡パーセントメータなど

2.2 供試材料

a. 溶接用心線

b. 試験片(母材)

SPC-2 4.5 t×100×200 (mm)

SS 41 P 6.0 t×125×250 (mm)

SS 41 P 9.0 t×125×250 (mm)

c. 高速度写真フィルム

Kodak Traix, Fuji SSS 赤ジ、Sakura SSS ネガ

2.3 実験方法

図 2.1 に示すように、SA-300 形自動溶接トーチを母材と垂直に固定し、母材を走行台車上にとりつけて移動させながらシングルピードを置く全自動溶接法で実験を行なった。実験は逆極性につい

表 2.1 溶接心線分析結果

名 称	構 造	Si	Mn	Ni	Cr	Al	Zr	Ti	Cu
心線 A	Solid, 1.6 φ	0.22	1.09	0.04	0.06	0.005	0.23	0.10	0.06
心線 B	Solid, 1.6 φ	0.69	1.64	—	—	—	—	0.19	0.06
心線 C	Solid, 1.6 φ	0.26	1.17	0.01	0.04	0.03	0.19	0.09	0.07

名 称	構 造	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Cu
心線 D	フラックス内蔵 3.2 φ	0.03	<0.001	0.33	0.005	0.020	0.03	0.02	0.08
フラックス主成分 Ca, F, Al, Fe, Ni, Mg, Mn, Si									

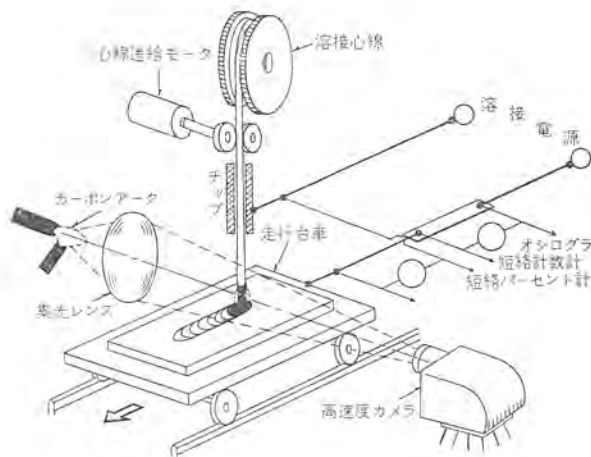


図 2.1 実験装置概略
Fig. 2.1 Schematic diagram of experiment equipment.

で行ない、電源電圧および心線送給速度の調整によって溶接時の電圧 $V(V)$ 、電流 $I(A)$ を設定し、電磁オシログラフによって I 、 V の波形を記録すると同時に短絡回数 $F(c/s)$ 、短絡パーセント $\alpha(\%)$ などを測定した。高速度写真の撮影方法は溶接アーク部の背後より強力なカーボンアーク（電流 約 180~280 A）をトゥ（凸）レンズで集光し、アーク発生部に照射する影画法を採用した。

各心線における実験条件範囲はつぎのとおりである。

- 溶接速度 S 150~450 mm/min (300 mm/min)
 - 溶接電流 I 75~300 A (250 A, 400 A)
 - 母材—チップ間距離 15 mm (30 mm)
- （括弧内数字は心線Dの場合の値を示す）

3. 実験結果

心線AおよびBを用いて空気中において溶接を行ない、主として I 、 V 、 S の3条件の変化に対するビード外観、溶込み深さ P (mm) などの結果を求め、さらに心線溶融速度 $M_s(kg/h)$ 、短絡回数 $F(c/s)$ 、短絡パーセント $\alpha(\%)$ などの諸特性から移行現象、溶接熱入力フローホール発生状態の関係を検討した。

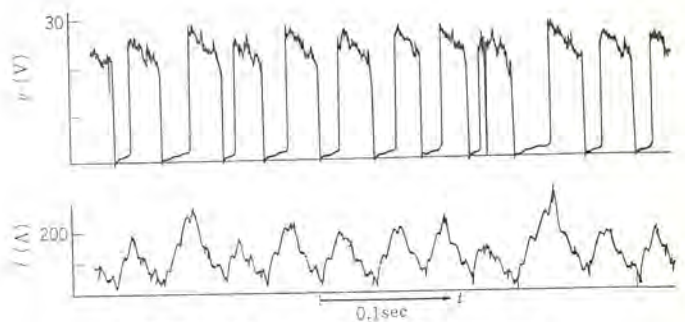
3.1 溶接条件と溶接結果

3.1.1 溶接電流 I の影響

230 A 以下の電流域においては、図 3.1 のオシログラフに示すように周期的な短絡移行を示し、ビード表面状況も良好であるが、 I の増加に伴ない心線送給速度が早くなるため 250 A 以上ではいわゆる Buried Arc になり、ビード表面はやや不均一になる。逆に 100 A 以下の小電流では、心線送給速度がおそいため短絡アーク—消弧をくり返し、ビードが断続して良好な結果を得ることができない、また P は図 3.2 (a) に示すように I の増大とともに大きくなる。

3.1.2 電圧 V の影響

ここでいう電圧とは、短絡アークの周期における平均電圧（電圧計の読み）を指し、 α が大きいほど低い値を示すが、実際のアーク電圧はそれより高く、24~30 V 程度の値である。約 24 V 以下の電圧では比較的安定した短絡移行で、ビード外観は良好である。 V が 24 V 以上になると移行現象は Droplet あるいは Globular 移行へと変化し、ビード表面に多くのフローホールがあらわれ、場合によっては溶融池が凝固する際のガスの膨張によってビードの頂部が局部的にふくることがある。図 3.2 (b) に示すように V が大きくなるにつれて P も大きくなる。



溶接電流 125 A, 電圧 21 V, 溶接速度 150 mm/min

図 3.1 オシログラフによる電流、電圧波形の一例
Fig. 3.1 Example of oscillogram showing the wave form of welding current and voltage.

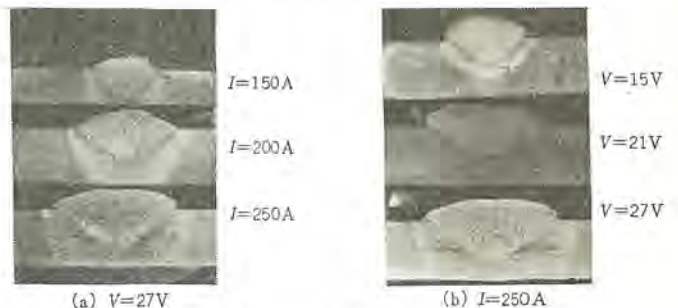


図 3.2 No Gas アーク溶接法による溶込み形状
Fig. 3.2 Macrograph of weldments by No Gas arc welding method.

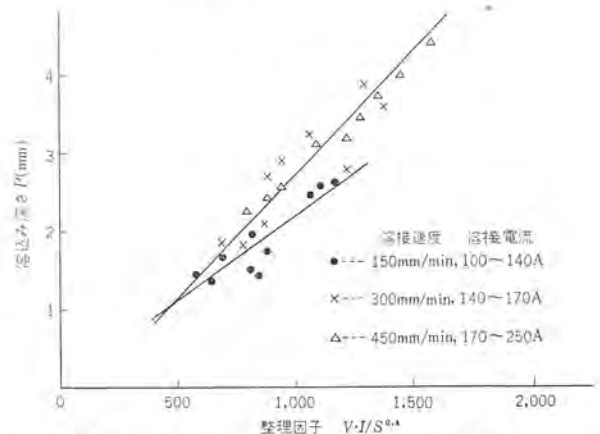


図 3.3 溶接因子と溶込み深さの関係
Fig. 3.3 Relation between penetration depth and welding factor.

3.1.3 溶接速度 S の影響

溶接速度 150 mm/min の条件では溶接電流 100~250 A、電圧 24 V 以下の範囲で良好なビード外観が得られるが、 S を 300 mm/min 以上にするとビードは細かくかつトゥ（凸）形になり、とくに大電流あるいは高電圧の条件では、表面に著しい気孔がみられる。これは溶接池の冷却速度が早いので、内部のガスが抜けきれない間に凝固して気孔として残留するものと考えられるが、このため適正条件範囲は著しく狭くなり、450 mm/min ではほとんど満足な結果が得られない、また P は S の増大につれて小さくなる。

3.1.4 溶込み深さ P と熱入力

心線Cを用い、垂下特性電源によって No Gas アーク溶接を行ない、 P と I 、 V 、 S の関係を求めた結果を $VI/S^{0.4}$ を横軸にして表示すると図 3.3 のようになり、 P はこの変数に対し直線関係をなしている。この変数は定性的には単位溶接長あたりの熱入力の形であり、潜弧溶接に対する Jackson の変数⁽²⁾ $(I^2/V^2S)^{1/3}$

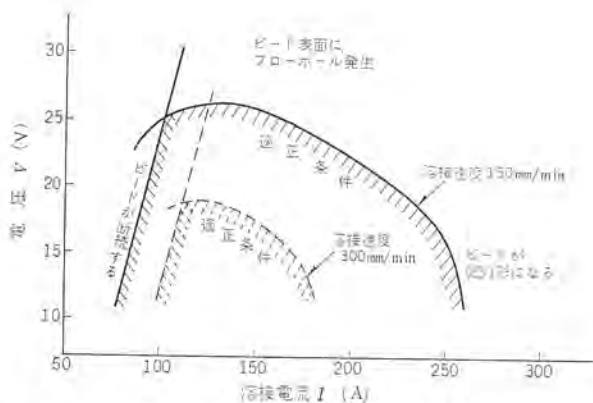


図 3.4 ビード外観から判定した適正溶接条件
Fig. 3.4 Appropriate welding condition judged from the bead appearance.



(a) 溶接電流 150 A, 電圧 18 V, 溶接速度 150 mm/min



(b) 溶接電流 200 A, 電圧 27 V, 溶接速度 150 mm/min

図 3.5 ビード外観の一例
Fig. 3.5 Examples of bead appearance.

とは本質的に異なるが、これは No Gas アーク溶接法における移行形式の相違によるものと思われる。I が小さく F が大きい条件では $P=0.24 \times 10^{-3} VI/S^{0.4}$ 、I が大きい条件では $P=0.3 \times 10^{-3} VI/S^{0.4}-0.4$ で整理できた。なお、これらの関係は、同じ心線で定電圧特性の電源を用いた場合も同様に成立する。

以上 I, V, S とビード外観の関係を述べたが、これらの結果を総合してビード外観から判定した心線 A における適正溶接条件を図 3.4 に示す。またそのビード外観の一例を図 3.5 (a) (b) に示す。なお心線 B を用いた場合も心線 A の場合と大差なかった。

3.2 溶接諸特性の性質

3.2.1 心線溶融速度 M_s

平均溶接電流に対する心線 A の溶融速度測定結果および比溶融量の計算結果を図 3.6 に示すが、 M_s は I とほぼ比例しており、炭酸ガス短絡溶接の場合とほぼ同様の速度⁽³⁾である。I が大きくなるほど I に対する M_s の比率が大きくなっているが、これは溶滴移行形式の変化に加えて、心線突出し部分の抵抗発熱の効果も加味されていると考えられる。一般に比溶融量は $3.2 \text{ mg/A} \cdot \text{sec}$ 程度の値であり、炭酸ガス短絡溶接の場合⁽⁴⁾と同程度である。

以上の結果において、V が低いほど M_s および比溶融量が小さくなっているが、実際には V が低いほど F および α が大きくなり、アーク発生期間が短くなるので、短絡時の抵抗発熱を無視してアーク発生時のエネルギーから計算すると、真のアーク電流に対する M_s および比溶融量は低電圧ほど大きくなり、このことから V が低いほど溶融金属の温度が低いことが推察される。なお心線 B の場合は心線 A の場合より M_s 、比溶融量とも多少大きい。

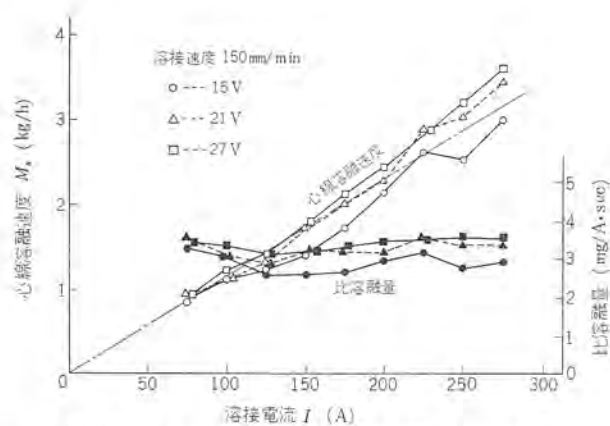
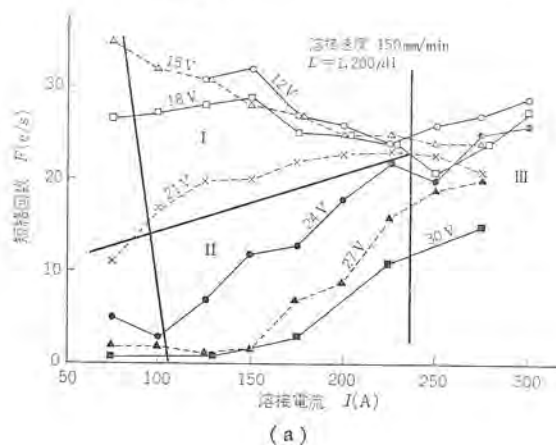
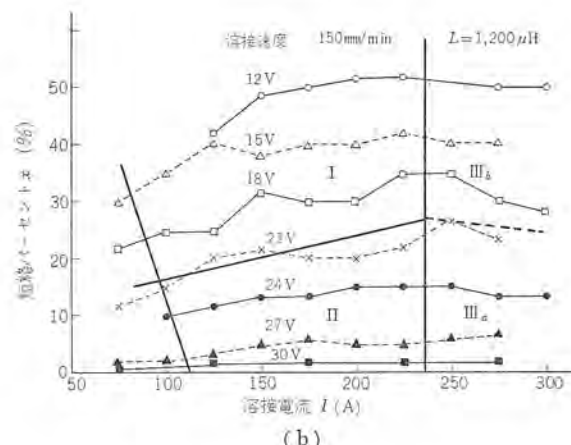


図 3.6 心線溶融速度と溶接電流の関係
Fig. 3.6 Relation between wire melting speed and welding current.



(a)



(b)

図 3.7 短絡特性と溶接電流の関係
Fig. 3.7 Relation between the characteristics of short circuit and welding current.

3.2.2 短絡回数 F, 短絡パーセント α ⁽⁴⁾⁽⁵⁾

心線 A について短絡計数計および電磁オシログラフから求めた短絡回数の結果を図 3.7 (a) に示すが、小電流域では V が高くなるにつれて F が著しく小さくなり、とくに 24 V 以上ではゼロに近くなるのに対し、大電流域では V による差が比較的少なくなっている。F の絶対値は心線の種類および電源のインダクタンスなどによって著しく変わり、インダクタンスが大きいほど少なくなる。なお心線 B の短絡回数は心線 A よりわずかに多い。

短絡パーセントの測定結果を図 3.7 (b) に示す。ここで α とは、図 3.8 における $T_s/T \times 100(\%)$ を指すが、図から明らかなように I に対してはあまり変化せず、V と非常に密接な関係を有して

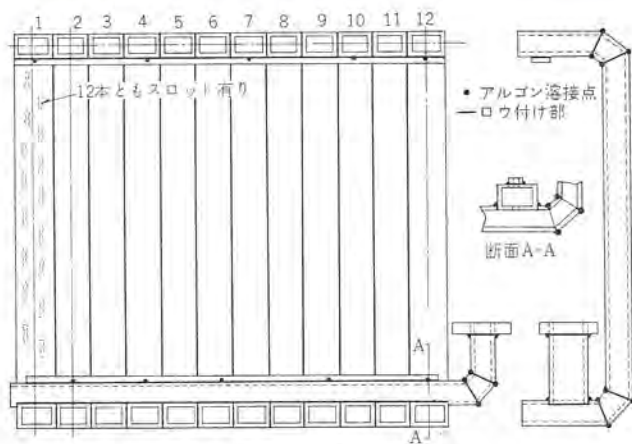


図 3.8 導波管形放射器
Fig. 3.8 Wave guide type radiator.

表 3.1 計算およびオシロ実測から求めたアーク電圧の一例

V_{av} (平均電圧)	V_a (計算値)	V_a (オシロ実測値)
15	25.0	23.9
21	26.2	27.3
27	28.4	28.8

溶接速度 150 mm/min. 溶接電流 200 A

おり、一般に V が高いほど x が小さくなる。短絡アークの電圧波形を長方形波と考えると 図 3.8 において $V_a = V_{av} \times T / (T - T_s)$ (V) で計算したアーク電圧と オシロ 波形から実測したアーク電圧の一例を表 3.1 に示すが、よく一致している。

これらの結果から、図 3.8 (a) (b) の条件範囲を現象別につぎの 3 種類に分類できる。

領域 I (F , x ともに大): 230 A 以下, 21 V 以下の範囲で典型的な短絡移行がみられる。

領域 II (F , x ともに小): 230 A 以下, 21 V 以上の範囲で、短絡回数が少なく、Droplet 移行または Globular 移行。

領域 III (F は比較的大, x は V に応じて変化): 250 A 以上の範囲で、この領域内では V によって x が漸次変化するが、大体において Droplet 移行である。

3.3 溶接条件とブローホールの関係

3.3.1 X線結果による適正溶接条件

心線Aを用いた No Gas 溶接部について X 線検査を行ない、JIS Z-2341-1955 により 1 級から 6 級まで級別した、その結果から判定した適正条件範囲を図 3.9 に示すが、溶接速度 150 mm/min の場合の適正条件は 電流 100~250 A、電圧 21 V 以下であって、ビード外観から判定した条件範囲より狭くなっており、ビード外観が良好な溶接部でも内部に欠陥を有する状態が存在することを示している。溶接速度 300, 450 mm/min の場合の適正条件範囲は外観から判定した条件範囲と一致しており、これらの場合は主として欠陥がビードの表面に分布していると考えられる。X 線透過写真の一例を図 3.10 に示す。

3.3.2 ブローホールと諸特性の関連

3.3.1 項で示した X 線結果を短絡特性の結果と対応させた結果、3.2 節で述べた溶接現象による分類結果との間に密接な関係があることがわかった。すなわち

領域 I → 1 級 [図 3.10 (a)]: 移行形式が短絡移行であり、溶融金属が空気に接触する機会が少ないためと考えられ、また実際

No Gas アーク溶接現象・山本・島田・竹内・鶴飼

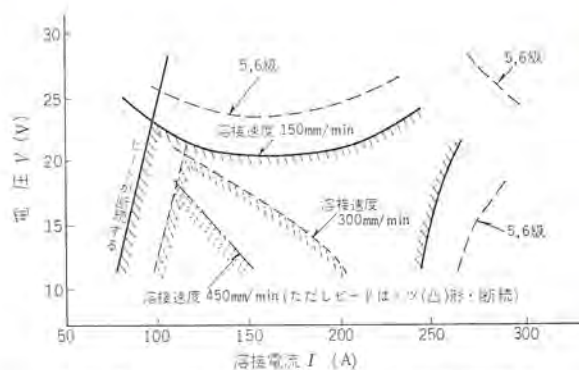


図 3.9 X線検査結果から判定した適正溶接条件
Fig. 3.9 Appropriate welding condition judged from the X-ray inspection.

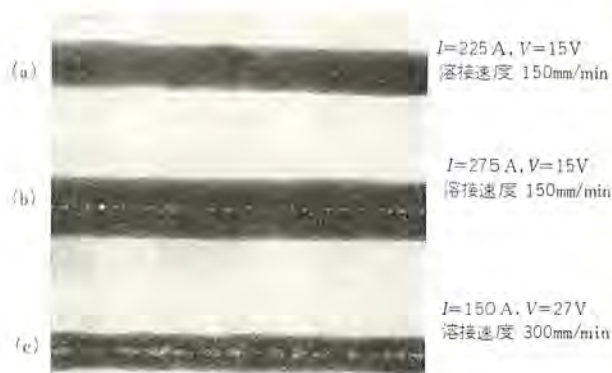


図 3.10 X線写真結果例
Fig. 3.10 Examples of X-ray photograph.

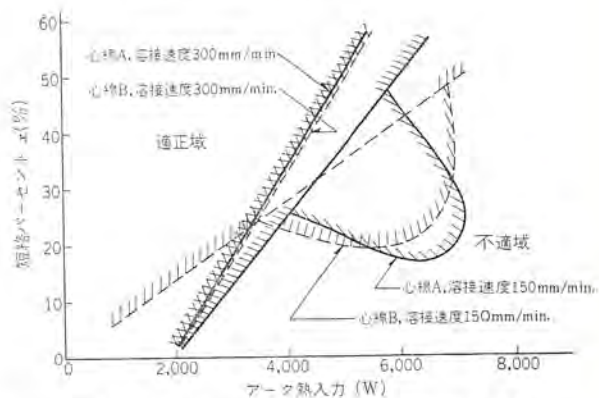


図 3.11 アーク熱入力で整理した適正溶接条件
Fig. 3.11 Appropriate welding condition judged from arc energy input.

のアーク電流に対する比溶融量が大きい、溶融金属の温度が比較的低く、空気との反応がさほど活発でないことも理由の一つであると考えられる。

領域 II → 3 級~6 級 [図 3.10 (c)]: Droplet あるいは Globular 移行であり、外気との接触の機会が多いためブローホールが多数発生し、場合によっては溶接長方向に連なった欠陥がみられる。

領域 III → 2 級~6 級 [図 3.10 (b)]: 熱入力が大きく、外気との反応が活発になるのでブローホールが多く、一般に 4 級~6 級程度であるが、 V が高い条件 (この場合には x が小さくなるが) では 2 級~3 級程度の比較的良好な範囲 (IIIa) が一部にある。

X 線によるブローホール発生状態をアーク発生時の熱入力 (V_a の計算値と I の積) によって整理した結果を図 3.11 に示すが、図から明らかなように、同一アーク熱入力については x が大きいほど

ど結果がよく、またアーク熱入力が小さいほどより小さい x 域までよい結果が得られている。これは x が大きいほど溶融金属の温度が低下し、周囲ガスとの反応度が少なくなるためと考えられ、アーク熱入力とブローホルの関連性は一応説明できる。しかし図中の点線部は前述のIII_a部に対応し、この領域も比較的良好な結果が得られているので、必ずしも熱入力だけでは説明できない点がある。

4. 高速度写真による移行現象の観察

2. 3節で述べた方法により、各種心線材料の移行現象およびスパッタ発生状況を観察した。その撮影条件および高速度写真結果を表4. 1、図4. 1に示す。

4. 1 心線Cの場合

4. 1. 1 溶融金属移行現象

No Gas アーク溶接法は空気中でアークを発生させる溶接法であるため、フイガスはN₂, O₂が主成分であり、アーク柱の電位傾度が大きくなり、CO₂ガス中と同様溶融金属の移行形式は本質的にSpray移行にはならず、図4. 1(1)(2)に示すようにGlobularあるいは短絡移行となる。炭酸ガスアーク溶接と比べて最も特長ある現象は、図4. 1(2)に示すように心線溶融部先端が不規則かつ激しく運動することであり、これはおそらく心線に含まれているZrあるいはTiなどの元素がアーク安定剤であるためと考えられる。

4. 1. 2 スパッタリング

No Gas アーク溶接法では、炭酸ガスアーク溶接法に比べると多数のスパッタ発生が観察されたが、実験条件の範囲ではこれらのスパッタ粒子は比較的小さい。この実験では図4. 2に示す5種類のスパッタ発生形式が観察された。

(1) 溶融池から発生するスパッタ [図4. 1(5)]: 120~160 Aの小電流域ではあまり発生しないが、大電流、高アーク電圧域になるにしたがい著しく発生するもので、スパッタ粒の大きさはIの増加とともに大きくなる。この種のスパッタは溶融金属中に吸収されたガスによるものと考えられ、電源特性の調整によって防止することはできない。

(2) 溶滴から発生するスパッタ [図4. 1(6)]: 溶滴移行がGlobular移行の場合に発生するスパッタで、実験例では120 A, 27 Vの場合によく観察された。この種のスパ

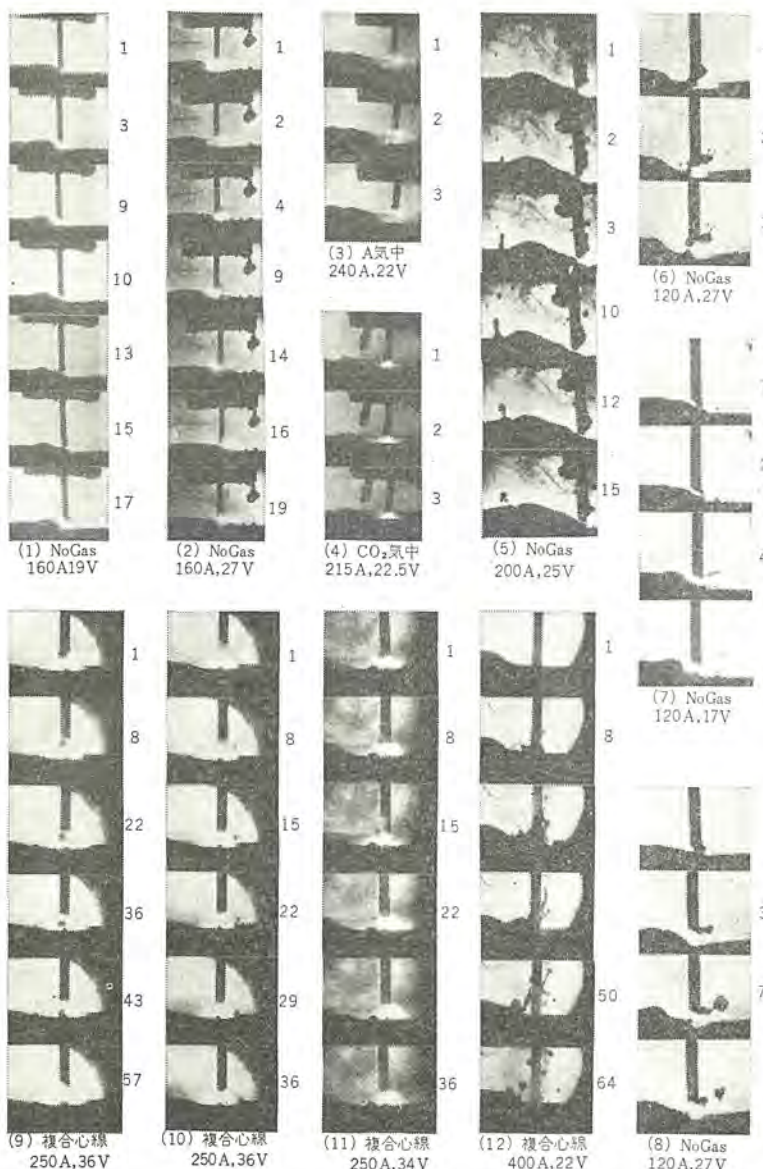


図 4. 1 高速度写真による移行現象およびスパッタリングの観察

Fig. 4.1 High speed motion pictures showing metal transfer and spattering.

表 4. 1 高速度写真撮影条件

No.	心 線	条 件	電 流 (A)	電 圧 (V)	溶接速度 (mm/min)	フ ィ ル ム	胸 速 度 (f/sec)	現 象
(1)	C	No Gas, RP	160	19	200	Kodak, ネガ	1,500	短絡移行
(2)	C	No Gas, RP	160	27	200	Kodak, ネガ	1,500	Globular 移行. 心線端, アークふらつく
(3)	C	A 気中, RP	240	22	200	Kodak, ネガ	2,000	アークは心線の上方から出て安定
(4)	C	CO ₂ 気中, RP	215	22.5	200	Kodak, ネガ	2,000	アークは心線下端から出て安定
(5)	C	No Gas, RP, 650 μH	200	25	200	Fuji, ボジ	3,000	短絡移行. 溶融池よりスパッタ発生
(6)	C	No Gas, SP	120	27	200	Fuji, ボジ	1,000	Globular 移行. 溶融池によるスパッタ
(7)	C	No Gas, RP	120	17	200	Kodak, ネガ	2,200	短絡移行. ヒューズ作用によるスパッタ
(8)	C	No Gas, SP	120	27	200	Fuji, ボジ	1,000	Droplet 移行. アーク再生時のスパッタ
(9)	D	空気ふきつけ, RP	250	36	300	Sakura, ネガ	4,000	大粒移行
(10)	D	空気ふきつけ, RP	250	36	300	Sakura, ネガ	4,000	心線端爆発
(11)	D	No Gas, RP	250	34	300	Sakura, ネガ	4,000	アーク変動時のスパッタ. ガス発生が多い
(12)	D	No Gas, RP	400	22	300	Sakura, ネガ	4,000	強い短絡によるスパッタ. ベリードアーク

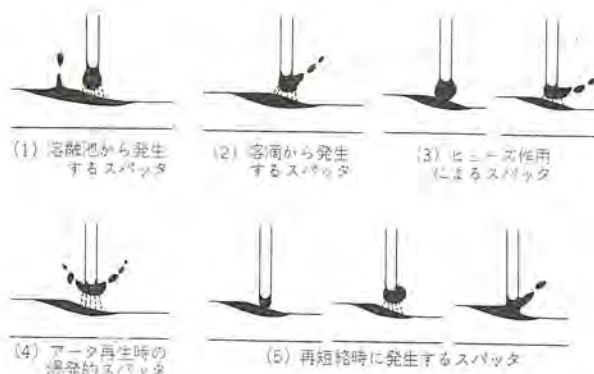


図 4.2 No Gas アーク溶接におけるスパッタ発生形式
Fig. 4.2 Classification of spattering in No Gas arc welding method.

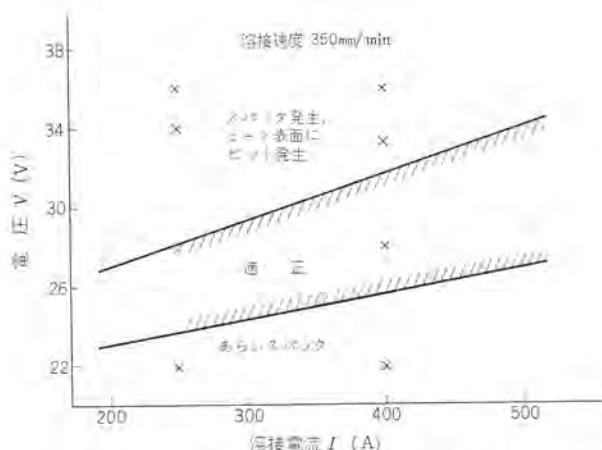


図 4.3 心線 D を用いた場合の適正溶接条件
Fig. 4.3 Appropriate welding condition using wire D.

は、 V を低くし、 F が多くなる溶接条件を採用すれば防止できるが、スパッタ発生原因は高温の心線溶融部内のガスの作用によるものと考えられ、(1)の場合と同様電源特性の調整では防止できない。

(3) ヒューズ作用によるスパッタ [図 4.1 (7)] : 100~200 A, 17~21 V 程度の短絡移行溶接の条件で電源のインダクタンスが小さい場合によく発生するが、この種のスパッタは小粒で母材と溶着することがないので、容易に除去することができる。電源のインダクタンスを 400~600 μH にすれば防止できる。

(4) アーク再生時の爆発的スパッタ [図 4.1 (8)] : Drpolet 移行の状態においてアーク再生時にそのアーク力によって発生するスパッタで比較的大粒であり、実験では 120 A, 27 V の条件でよくみられた。電源特性の調整によって防止できる。

(5) 再短絡時に発生するスパッタ : 200 A, 25 V, インダクタンス 650 μH の溶接条件で観察されたスパッタで、最初の短絡で溶滴が移行せずふたたびアークが発生し、そのアークで溶滴が押し上げられた状態で短絡すると、そのアーク力の慣性ならびに気泡の放出に伴ない、比較的大粒のスパッタが発生する。

4.1.3 混合ガス中の現象

4.1.2 節で述べた溶接現象をより明確にするため、 A , N_2 , O_2 , CO_2 およびそれらの混合ガス中における同じ心線の移行現象を高速度写真によって観察した結果、つぎの事実が明らかになった。

(1) $\text{A} + \text{O}_2$, O_2 , CO_2 フィン気中では、溶融池より発生するスパッタは観察されないが、 A に N_2 をわずか 5% 混入した場合でも、微細なスパッタが溶融池より発生している。



溶接電流 400 A, 電圧 27 V, 溶接速度 300 mm/min

図 4.4 適正条件における心線 D を用いた溶接部
Fig. 4.4 Weldment under appropriate welding condition using wire D.

(2) N_2 フィン気中より、 $\text{N}_2 + \text{O}_2$ フィン気中におけるほうが、溶融池より発生するスパッタが大粒であり、その数も多い。

(3) 図 4.1 (3) に示すように、 A フィン気中においてはアークは溶滴のかなり上から発生し、また図 1.4 (4) に示すように CO_2 フィン気中では溶滴下端に集中して、ともに安定であるのに対し、 N_2 または $\text{N}_2 + \text{O}_2$ フィン気中でアークは非常に不規則に走りまわるのが観察された。

(4) 空気中における短絡移行溶接においては、心線 B と心線 C とでは、アークの安定性は差はないが、溶融池より発生するスパッタは、心線 B の方が多少粒が小さく数も少ない。

これらの事実から、3.1 節で述べた No Gas アーク溶接法に特有の現象は N_2 フィン気によるものであり、とくに溶融池からのスパッタは、 N_2 に O_2 が混入した状態、すなわち空気中において著しくなることが推察できるが、その理論的な解明については中金的な問題とも関連し⁽⁶⁾、さらに検討する必要がある。

4.2 心線 D の場合

心線 D はフラックスを内蔵する複合心線であるが、この心線を用い溶接速度 350 mm/min で実験を行なった場合の適正溶接条件を図 4.3 に示す。適正条件においては図 4.4 に示すように、比較的溶込みは浅いが良好な溶接結果が得られる。写真グラフの結果では、比較的電流が大きく、しかも適正条件より電圧が低い条件（たとえば 400 A, 22 V）を除いて母材と心線の短絡はまったくおこっていない。

4.2.1 溶融金属移行現象

溶滴の移行状態およびスパッタの発生原因を明らかにするため、図 4.3 の図中 $\times$ 印の各溶接条件において高速度写真を撮影したが、図 4.1 (11) に示すように溶滴端およびアーク直下の溶融池からガスが激しく放出し、そのため心線溶融端の現象は従来の裸心線の場合のように明確には観察されず、また電圧が 30 V 以下では Buried Arc となるので、実験としては横から空気を吹きつけてガスを吹き飛ばしたり、アーク長を長く (V を大きくする) して行なった。

この溶接法では、溶接条件によって現象はあまり変化せず、全条件範囲にわたってつぎの二つの移行形式が観察された。

(1) 心線径程度の直径を有する大粒移行 [図 4.1 (9)] : アークが比較的安定しているときによく見られる移行形式で、心線径と同程度あるいは多少小さい直径の球状で移行するもので、心線から溶融池に向かって重力による自然落下のような状態で移行する。

(2) 心線溶融端の爆発による小粒子移行 [図 4.1 (10)] : 心線溶融端がある程度大きくなった状態において、心線内部のフラックスがガス状になって急膨張し、爆発したときに多数の小粒子状になって移行する形式であって、ガス発生式の被覆アーク溶接棒の移行形式とよく似ている。

4. 2. 2 スパッタリング

スパッタの発生形式は大体つぎの3種類に分類できる。

(1) 心線溶融端の爆発によるスパッタ [図 4. 1 (10)] : 4. 2. 1 項(2)の爆発時に粒子の一部はスパッタとなって飛散する。全溶接条件にわたって発生する。

(2) 不安定アークの反動力によるスパッタ [図 4. 1 (11)] : アークが心線の周端を不安定に移動している場合に生じるスパッタで、溶融端の一部が急に変化したアークの反動力のため逆方向へスパッタとして飛散する。これにはアークの変動に伴う噴出ガスの変動の効果も無視できない。

(3) 短絡アーク再発生時のスパッタ [図 4. 1 (12)] : たとえば、400 A, 22 V のように I に比べて V が低すぎる条件において、短絡が破れてアークが再生したときに発生するスパッタで、心線および溶融池から発生し、かなり大粒である。しかしこのような条件は適正条件からかなり離れており、通常の溶接時にはほとんど発生しない。

この溶接法においては、Solid Wire を用いた No Gas アーク溶接法と違って溶融池からのスパッタの発生はほとんど見られなかったが、これはスラグの作用によるものである。

5. 考 察

以上の実験結果を著者らのこれまでの研究と比較し、検討を加えるとつぎのようになる。

(1) 心線Cを用いた場合、溶融金属の移行現象は短絡移行あるいは Globular 移行であり Spray 移行にはならない。また空気中の N_2 ガスのためアークの足が走りまわり、それに伴い心線溶融部が不規則かつ激しく運動するのが特長である。

スパッタリングは、短絡アークの過渡時に発生するものと溶滴あるいは溶融池より発生するものに分類でき、前者が電源特性の調整により防止できるのに対し、後者は N_2 (とくに $N_2 + O_2$) の存在によって発生する、No Gas アーク溶接に特有のスパッタであり、現段階では防止することが困難である。

(2) ブローホールに関しては心線添加元素の影響が大きいことはもちろんであるが、この実験の範囲では、X線検査結果の良好な範囲は図 3. 7 (a) (b) に示すように、 F , x の大きい溶接条件に限られており、これについてはつぎのように考えられる。すなわちこの条件においては真のアーク電流に対する比溶融量が大きくなるので溶滴の温度が比較的低く、また短絡移行形式であるため、周囲ガスの影響が少なかったものと考えられる。

また溶接条件とブローホールの関係を V_a と I の積から計算したアーク熱入力で整理すると、一般に熱入力が小さいほどブローホール

は少なくなっており、また同一アーク熱入力においては x が大きいほどブローホールは少なくなっている。

以上は逆極性の場合であるが、正極性ではブローホール発生に関し、適正溶接条件範囲は逆極性より広く、これは正極性の比溶融量が逆極性の約 1.6 倍あるので溶滴の温度がより低いためと考えることができ、上述の考え方で理解できるものと思われる。

(3) 心線A, Cと心線Bを比較すると、短絡回数および心線溶融速度は心線Bのほうが多少大きい、溶接結果にはあまり差がみられず、大体つぎの条件内で良好な結果が得られる。

溶接電流 : 100~250 A

電 圧 : 21 V 以下

溶接速度 : 150 mm/min 以下

なお溶込み深さ P は $IV/S^{0.4}$ に対し一次関数的に増加する。

(4) 心線Dにおける移行現象は Globular 移行あるいは心線爆発時の小粒子移行であり、極端に電圧が低い条件以外、短絡は起こっていない。スパッタ発生形式としては、電圧が低い場合の短絡アーク再生時に大粒スパッタが発生するほかは心線爆発によるスパッタあるいは不安定アークの反動力によるスパッタであり、溶融池からのスパッタはまったく見られない。

6. む す び

以上の研究により、No Gas アーク溶接法における溶滴移行現象、スパッタリング、ブローホール発生機構などの基本的性質を明らかにすることができた。またこの結果、適当な溶接装置を用い溶接条件を選定すれば、広く実用されることが明らかになった。

しかし、ここで取扱った基本的諸現象は心線に添加された元素の微量の変化によっても著しく変化する場合があるので、今後これらの結果をもとにして心線材質、化学的性質などを考慮に入れた研究が進められ、No Gas アーク溶接法の適用範囲がさらに拡大されるものと思われる。

参 考 文 献

- (1) 小林 : I. I. W., XII 提出論文 (1965)
- (2) E. Jackson, A. E. Shrubbsall : Welding Journal, 32 172-S~178-S (1953)
- (3) A. A. Smith : British Welding Journal, 10 571~586 (1963)
- (4) 安藤, 長谷川 : 溶接アーク現象, 335~352 ((昭 37))
- (5) 山本 : 炭酸ガスアーク溶接現象の研究, (昭 36)
- (6) 小林, 桑名, 菊地 : 溶接学会誌 35, 237~245 (昭 41)

プラズマ電子銃の溶接への応用

杉本 盛行*・利岡 勝司**・小倉 新三**

Plasma Electron Guns Applied to Welding

Kitaitami Works

Moriyuki SUGIMOTO

Central Research Laboratory

Katsushi TOSHIOKA・Shinzō OGURA

Hot cathode electron guns are generally known as a heat source of vacuum metallurgy, whereas plasma guns are in the course of development for a new type of heat source. There are two kinds of a hot hollow cathode electron beam type and a cold grid controlled plasma electron beam type. The latter is generally called an electron beam mode discharge gun, which has done away with a hot cathode and operating pressure of $10^{-1} \sim 10^{-3}$ mm Hg, all being features of deep interest. To look into the application of the new source to welding, fundamental discharge characteristics have been measured and penetration tests have been conducted. The results obtained, with stainless steel of $60 \times 60 \times 12$ mm, a beam radius 1 mm, applied voltage 11 kV, beam power 484 W, welding speed 102 mm/min are penetration depth 5.8 mm and penetration ratio 0.725.

1. ま え が き

従来、真空中金に用いられている電子衝撃形溶解および溶接装置の熱源（電子源）としては、主として加熱されたタングステンやタングスタルの表面から生ずる熱電子放射を利用した熱陰極形電子銃が広く使用されているが、最近新しい熱源としてプラズマ電子銃源が開発されつつある。これは Hot hollow-cathode discharge 電子銃源と Cold grid controlled plasma 電子銃源の二つの種類があり、前者は Martin 社により、後者は GE 社によって発表された。わが国にも R. F. Bunshah によって紹介され、関心がもたれるようになった。前者は低圧力ガスふんい気で、ホロー状熱陰極内部から発生する大電流、低電圧（数 A $\sim$ 1,000 A, 30 $\sim$ 50 V）の電子ビームを磁氣的に閉じ込めて被作業物に照射するもので、溶解、焼鈍、ロー付け用のものとして開発されつつある。後者は低圧力ガスふんい気中、ホロー状熱陰極の内部から発生する小電流、高電圧（10 mA $\sim$ 2 A, 5 $\sim$ 50 kV）の電子ビームを被作業物に照射するものである。両者とも構造はほぼ同じであるが前者は大電流低電圧を利用するので陰極は熱陰極として働くところに特色をもっている。後者は別名 EBMD 電子銃（Electron Beam Mode Discharge Gun の略称）と呼ばれ溶解、溶接、加工に開発されつつある。われわれはこの EBMD 電子銃の開発を行なっているが、この電子銃の概要と基礎実験の結果を報告する。

2. 概 説

従来使用されている熱陰極形電子銃は熱陰極から放射される熱電子を 30 $\sim$ 150 kV の高電圧によって加速し、被作業物に照射するものである。そのときのビーム内電子の速度はたとえば 100 kV の加速電圧で相対論的効果を含めて光速の 0.55 倍ぐらいの高速度となっている。そしてこの電子銃からは電力密度として、1,000 MW/cm² が期待される。この電子ビームは電氣的制御において自由に発散、集束、偏向およびシャ断することができる。ことにこの電子ビームが適当に集束される場合にはビード幅に対する溶込み深さが非常に大きくなり、針状の溶込みが得られる。

われわれが開発している EBMD 電子銃においてもどのように

高速度の電子ビームを有し、電力密度も 30 MW/cm² をうるることが可能であると思われる。そして熱陰極形電子銃は $10^{-5} \sim 10^{-7}$ mmHg のような高真空度が電子ビームを発生するのに反して、EBMD 電子銃は $10^{-3} \sim 10^{-1}$ mmHg のような低圧力ガスふんい気中で電子ビームを発生するので電子ビーム自身が自己集束特性をもっている。この特性は加速された電子が中性ガス分子を衝突電離することによって発生する陽イオンの存在のためにビーム中の電子は中和作用を受けて空間電荷相互反発力が減少することに依存している。これは電子ビームの発散を防ぐものである。もちろん熱陰極形電子銃でも溶接中、金属に電子ビームが深くはいる場合、溶けた金属から放出される気体によって、正イオンが発生し、前とどうように電子ビームが金属内部で自己集束特性をもつ。

従来の熱陰極電子銃は大きな材料を溶接、加工する場合、それを大きな真空室に入れて高真空度に排気しなければならず、不便な点が多い。とくにビーム電子を小孔を通して大気中に取り出して大気中電子ビーム溶接を行なう場合には真空室を適当な真空度に保つために、小孔から逆流する空気を大きな排気能力をもつ真空ポンプで排気すれば、小孔での電力損失や、電子ビームの大気中における発散により効率が非常に低下するので溶接に必要な 0.5 MW/cm² の電力密度をうることは困難であるが、いろいろとくふうすることにより大気中で電子ビーム溶接を行なうことが可能である。すでに Hamilton Standard 社では直径の大きいパイプの溶接等到大気中電子ビーム溶接を応用している。しかし、大気中で電子ビーム溶接を行なう場合、電子銃自身が低圧力ガスふんい気中動作する EBMD 電子銃を使用することも可能であると思われる。

このような EBMD 電子銃の陰極は側面に多数の孔をもつホロー



図 2.1 EBMD Gun によるボタン溶解中の放電状態
Fig. 2.1 Discharge in button melting with EBMD Gun.

陰極であり、放電室は数 μ ～数百 μ HgのHe, N, A等の不活性ガスで満たされている。そして、陰極に負の5～50 kVの電圧を印加することにより放電が開始し、ホー陰極内部にプラズマが発生し、陰極小孔から浸透した電界によるプラズマ中の電子が引き出されて電子ビームを形成する。この電子ビームの通路は、そこに内在する中性ガス分子が高エネルギー電子によって衝突励起され、輻射が発生するので光学的に明瞭に観察される。このような放電状態を図2.1に示しているが、これはボタン溶解中の写真である。

EBMD電子銃が従来の熱陰極形電子銃と異なる点としては下記の8項目があげられる。

- (1) 低圧力フイ気で作動する(Heで数十 μ Hg～数百 μ Hg)。
- (2) 電子銃はフイ気ガスの汚染に対してあまり影響を受けない。
- (3) ビームは自己集束(イオン集束)特性をもつ。
- (4) 機械的に強い。
- (5) ビーム電流の速応的格制御が可能である。
- (6) 放電室が大きい(例400mm ϕ)。
- (7) ガス圧力と陰陽極間印加電圧の調整が必要である。
- (8) ビーム効率が悪い。

このEBMD電子銃を用いて真空中で作業を行なう場合でも放電室内は低圧力ガスふい気であるために電子銃の排気が容易であり、また電子銃は汚染に対して強く、陰極自身も運転中温度が上昇し、その温度でもし大気に触れ、そして酸化しても大きな影響はなく、再び運転することにより衝撃による自己清浄作用のためにきれいになる。これらの特長を生かした溶接機の熱源として興味深いものである。

3. EBMD 電子銃

3.1 EBMD Gun の構成

図3.1にわれわれの実験装置の概略断面図を示している。この実験装置は280mm ϕ ×230mmのガラス円筒とその両端にステンレス製上部金属円板と下部金属円板をもつ真空容器からなっている。この真空容器はこの中から放電によって発生するX線をしゃへし、また長時間使用あるいは大電力使用の場合に真空容器の温度が上昇するために冷却しやすいステンレス製のほうが実用上好ましいが、基礎実験においては内部放電状態がよく観察できるものが適当と思われたので側面にガラス円筒を用いた。もちろん後述する溶接装置においては全部ステンレス製真空容器でところどころ観測窓を設けた。真空容器下部には排気口があり、排気用バルブを通して300 l/secの排気速度をもつ拡散ポンプにより真空容器を排気する。この容器の上部と下部にはそれぞれサーモスタ真空計A, Bが取り付けられている。不活性ガスを真空容器内にガス導入するために上部金属円板に導入口を設けている。これにはスローリーフバルブが接続され、その一次側が数気圧の圧力で不活性ガスが流れられるようにガスポンプに接続されている減圧弁を調整する。陰極は真空容器上部中央に位置し、ガシにより絶縁されている。この陰極は図3.2に示すように普通、側面に多数の穴をもつカゴ状のホー陰極(以下裸電極と称す)である。

陰極材料としては一般にCu, Al, SUS,そしてMoが用いられているが、大出力を取り出すEBMD Gunにおいては陰極が相当加熱されるので、Moのように融点が高く、しかも機械的に強いものが適している。

不活性ガスはA, N₂, He等が用いられているが、電子銃として

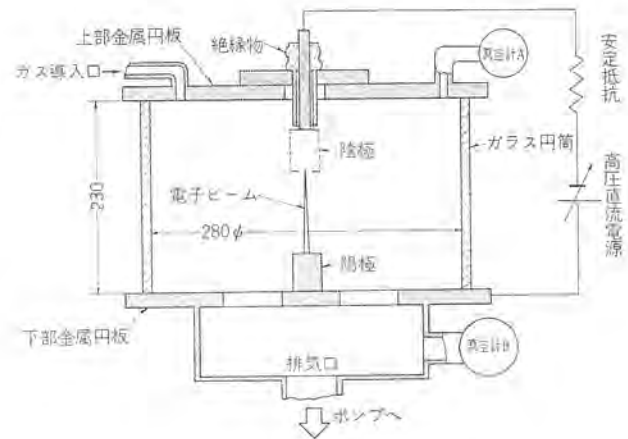


図 3.1 EBMD Gun 概略断面
Fig. 3.1 Cross-sectional diagram of EBMD Gun.



図 3.2 陰極
Fig. 3.2 Cathode.

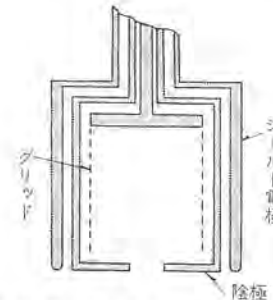


図 3.3 グリッドをもつシールド形
EBMD Gun の断面
Fig. 3.3 Cross-sectional diagram of a shielded electron beam mode discharge Gun with a control grid.

動作する真空度はAおよびN₂の場合は数 μ ～数十 μ Hgであり、Heの場合は数十 μ ～数百 μ Hgである。これらのガスの種類は後述するV-I特性曲線にも影響してくる。

3.2 EBMD Gun の運転

運転を行なうには排気用バルブを開き真空容器内のガス圧10⁻⁴～10⁻⁶ mmHgをまで排気し、その後、ガス導入口から不活性ガスを徐々に真空容器内に導入する。そしてガス圧が適当な値になるように排気用バルブおよびスローリーフバルブを調整する。この状態で陰極に負の高圧直流電圧(5～20 kV)を安定抵抗を通して印加し、所望の電子ビームをうるために陰陽極間印加電圧、導入ガス流量および排気量を調整すればよい。

3.3 EBMD Gun の動作原理

電子ビームの発生は適当なガス圧において陰極に負の高圧を印加すると、陰極と真空容器との間の電界により正、負イオンおよび電子がそれぞれ加速される。加速された正イオンが陰極外面に衝突した場合、そのエネルギー全部が加熱に用いられるのではなく軟X線および二次電子等の発生のために消費される。発生した二次電子は真空容器へ加速され連続した正イオンの供給を行なう。またアミ目を通じた正イオンは陰極内部で気体分子と衝突し、あるいは陰極内面に衝突して陰極から電子をたたき出す。このようにして陰極内部にプラズマが発生する。そして、陰極下部には穴が開いているためにここから電界が浸透し、プラズマから電子を取り出し電子ビームとなる。それからこの電子ビームは陰極と陽極間の大きな電位差により加速される。

3.4 シールド形 EBMD 電子銃

裸電極をもつEBMD電子銃では陰極内部プラズマを保持するた

めのものとして電子ビーム電流のほかに真空容器側面方向に流れる電流もある程度存在する。このために EBMD 電子銃の効率は悪く 40~60% 程度である。ゆえに図 3. 3 に示すように陰極と同軸で側面に穴の開いていないシールド電極を適当に陰極に接近して設け、これをアース電位にすることにより、陰極と真空容器側面との放電は止まる（ある適当なガス圧においては電極間隔を接近すればするほど電極間耐圧が高くなる。たとえば空気において真空度(mmHg)×電極間隔(cm)の値が 0.5 より少ない場合）。このために効率は 50~70% 程度に上昇するが、プラズマを保持する正イオンの導入口が電子ビームの出口だけとなり起動が困難となる。しかし運転中の安定性は同じくらいである。また陰極の内部に陰極と同軸の網状円筒で作られたグリッドに正あるいは負の数十 V の電圧を印加することにより電子ビームの形状を変化させずに電子ビーム電流を 20~150% ぐらいまで変化させることができる⁽²⁾。

与えられた電圧、電流および真空度において、ビーム径を変化させるために電子ビーム出口に金属製のリングを設けることもできる。これに適当な電位を加えるか、陰極下端面との距離を適当に変化させることにより自由にビーム径を変化させることができる。

4. EBMD 電子銃の V-I 特性曲線の一般的傾向と各種放電形態

裸陰極をもつ EBMD 電子銃を運転するにあたって、下記に示すような五つの放電状態がある。これらを次のように仮に名づける。

- (1) 高インピーダンス異常グロー領域
- (2) 高周波振動領域 (図 4. 1)
- (3) 正規グロー領域 (図 4. 2)
- (4) 高インピーダンス負特性グロー領域 (図 4. 3)
- (5) 高インピーダンス正特性グロー領域 (図 4. 3)

図 4. 5 に V-I 特性曲線の一般的傾向とこれらの放電領域を示している。V-I 特性曲線の縦軸は陰陽極間印加電圧、横軸は全電流であるが、電流値の大きな部分是对数で示している。この図に示している三つの曲線 I, II および III はおののガス圧が P_I , P_{II} , P_{III} に対応するもので、 $P_I > P_{II} > P_{III}$ なる関係がある。

もっともガス圧の高い曲線 I の場合は、まず点 1 で放電を開始し、電圧の増加に伴って電流も増加する点 1 から点 2 では電子ビーム電流が徐々に増加する傾向にあるが真空容器内面への放電のほうが比較的多い。この状態を高インピーダンス異常グロー領域と呼ぶ。点 2 から点 3 の領域では V-I 特性曲線は負特性であり、陰陽極間電圧は数 Mc/s の高周波成分を含み、その周波数は点 3 に向かうほど高くなる。この領域を高周波振動領域と呼ぶ。点 3 から点 4 の領域は正規グロー領域、点 4 から点 5 の領域は低インピーダンス異常グロー領域、点 5 から点 6 はアーク領域である。他の曲線 II についてもどのような傾向を示すが、高周波振動の始まる点 2' が電圧、電流の大きい右上寄りになる。曲線 III はもっともガス圧が低い状態で、曲線 I, II とは少し異なり、高インピーダンス異常グロー領域のピーク点 2'' を過ぎても高周波振動領域は現れず高インピーダンス負性グロー領域に移る。しかし、点 3'' を過ぎると再び正特性に変わり、陰極も相当加熱される。この状態は一般に EBMD と呼ばれている。この EBMD の放電状態で電圧、電流、真空度を適当に調整すると図 4. 4 のように細くて平行な電子ビームが発生する。



図 4. 1 高周波振動領域における放電状態
Fig. 4. 1 Discharge in high frequency oscillation region.



図 4. 2 正規グロー領域における放電状態
Fig. 4. 2 Discharge in normal glow region.



図 4. 3 高インピーダンス負特性グロー領域および高インピーダンス正特性グロー領域における放電状態
Fig. 4. 3 Discharge in high impedance negative and positive characteristic glow region.



図 4. 4 直径 40 mmφ の陰極を使用したときの放電状態
Fig. 4. 4 Discharge by the cathode with an external diameter of 40 mm.

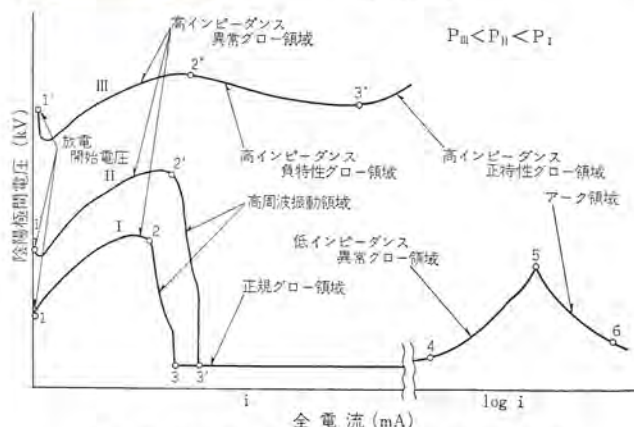


図 4. 5 V-I 特性曲線の一般的な傾向
Fig. 4. 5 General tendency of volt-ampere characteristics.

5. EBMD Gun の各種 V-I 特性曲線

3. 1 節で述べた図 3. 1 の実験装置を使用していろいろな構造

の裸陰極においての V-I 特性曲線を測定したが、代表的な曲線を図 5.1～図 5.4 に示している。これらの陰極側面は Ni で作られた網で、陰極の上部円板として下部円板はステンレスで作られている。図 5.5 は 400 mmφ のステンレス真空容器で、不活性ガスとしてヘリウムを用いて測定したものだが、図 5.1～図 5.4 のものよりも比較的安定で起動も容易である。

EBMD 電子銃はフニイ気中における放電を利用しているために V-I 特性曲線を一定状態にすることは困難である。つまり、陰極構造、真空度、不活性ガスの種類、不活性ガス流量、そして陰極の温度などにより陰陽極間電圧、全電流、ビーム径、ビーム発散角

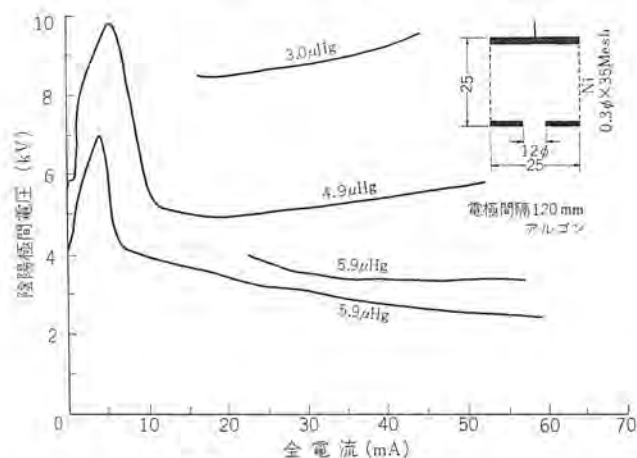


図 5.1 V-I 特性曲線
Fig. 5.1 Volt-Ampere characteristics.

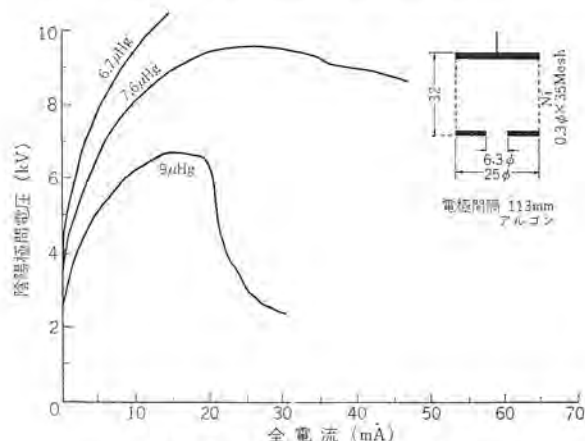


図 5.2 V-I 特性曲線
Fig. 5.2 Volt-Ampere characteristics.

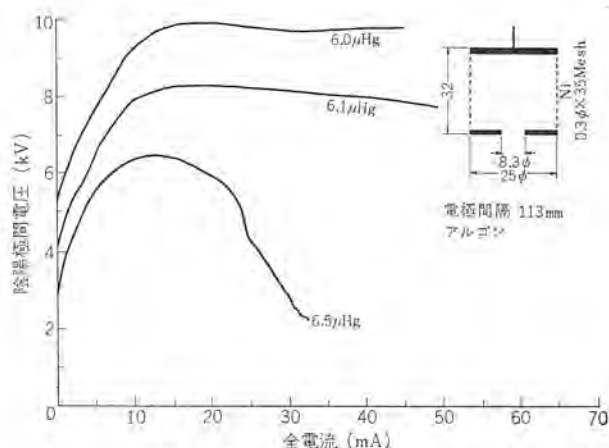


図 5.3 V-I 特性曲線
Fig. 5.3 Volt-Ampere characteristics.

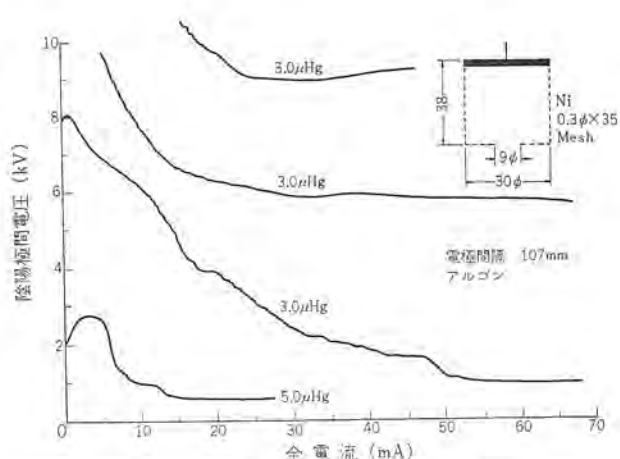


図 5.4 V-I 特性曲線
Fig. 5.4 Volt-Ampere characteristics.

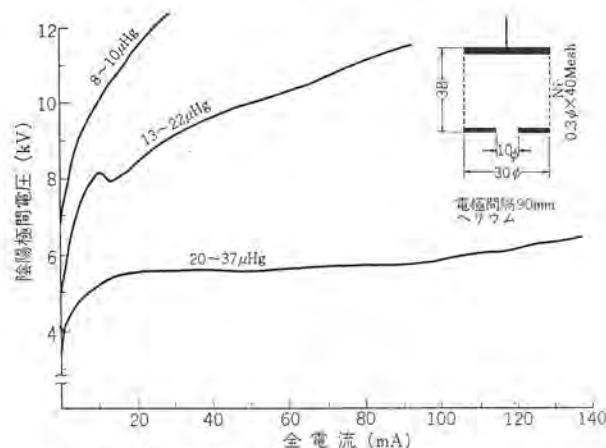


図 5.5 ステンレス真空容器 (直径 400 mmφ) を使用したときの V-I 特性曲線

Fig. 5.5 Volt-Ampere characteristics by using a stainless steel vacuum chamber with an internal diameter of 400 mm.

度が変化する。だが、いったん一定状態に達すると比較的容易にその状態は維持される。

6. EBMD 電子銃の溶接への応用

最近では厚板の溶接、異種金属の溶接および耐熱合金の溶接等に実用されている熱陰極形電子銃を用いた電子ビーム溶接法は下記の 7 項目の長所を有している。

- (1) ビード幅に対する溶込み深さが大きい。
- (2) エネルギー密度を容易に変化できる。
- (3) エネルギー入力が少ないためにヒズミの発生が少ない。
- (4) 真空中で作業するために汚染が少ない。
- (5) 治具は簡単なものでよい。
- (6) 溶接用電極が不要である。
- (7) 抵抗溶接の場合よりも被溶接物の表面の多少の不規則性、清浄度に敏感でない。

普通の熱陰極形電子銃の電子ビームと同じような性質をもつ EBMD 電子銃においても、上記のような長所をもつと思われるのでこれを用いて溶込み試験を行なった。

6.1 溶込み実験の方法

図 6.1 に実験装置の概略断面図を示している。真空容器 (直径 190 mmφ) は排気速度 300 l/sec の拡散ポンプに接続されている。この上部に試料よりも底面積の大きい厚さ 8 mm の銅板を置

いた。試料を移動するには水平移動用ネジを手動で回転させた。

まず電子ビームが水冷棒に直接照射できるように位置に水平移動用ネジを回転させて水冷棒を移動させておく。ここで所定の電子ビームを発生させて、それから徐々に水平移動用ネジを試料が一定速度で移動するように回転させる。試料に電子ビームがはいった場合、試料から放出するガスにより EBMD Gun の動作は不安定になるが、陰陽極間電圧が一定になるように制御した。

6.2 実験結果

ビーム径の測定はこの場合目測で行なったために、あまり正確なものでないが、EBMD 電子銃の溶込み形状の傾向をみるのには

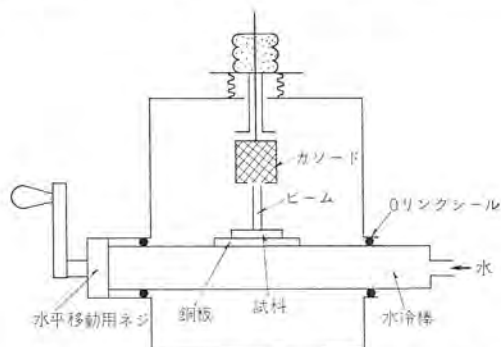


図 6.1 溶込み実験装置概略断面
Fig. 6.1 Cross-sectional diagram of a penetration test device.



図 6.2 EBMD Gun によるビード
Fig. 6.2 Bead made by the EBMD Gun.



(a) 10 V 200 A 100 mm/min
ステンレス 板板厚 10 mm
(TIG).



(b) 11 kV 275 W 96 mm/min
ステンレス 板×1/2.8 (EBM
D Gun).



(c) 15 kV 450 W 98 mm/min
ステンレス 板×1/2.8 (EBM
D Gun).



(d) 11 kV 484 W 102 mm/min
ステンレス 板×1/2.8 (EBM
D Gun).

図 6.3 EBMD Gun および TIG 溶接における
溶込み形状

Fig. 6.3 Shapes of bead section by using the EBMD Gun and TIG welding.

十分と思われる。この実験においては約 1 mmφ のビーム径を真空度と陰陽極間電圧を調整して使用した。われわれはこの実験においてステンレス鋼 (60×60×12) の試験片を用いたが、これにビームを走らせた結果できたビードを図 6.2 に示している。またこの試験試料を切断して溶込み形状を調べたものは図 6.3 に示している。この写真をみると EBMD 電子銃から得られる溶込み形状は明らかに熱陰極形電子銃あるいは TIG 溶接で得られる溶込み形状と異なっている。つまり EBMD 電子銃による溶込みは熱陰極形電子銃によるもののように鋭い形状を示していない。これは普通の熱陰極形電子銃の印加電圧が 30 kV 以上に対して、この実

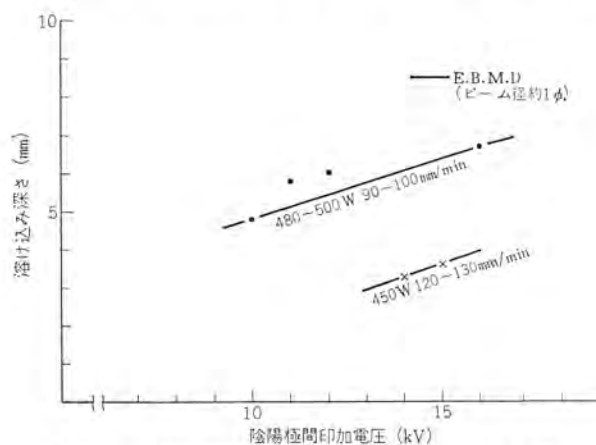


図 6.4 陰陽極間印加電圧の関数としての溶込み深さ
Fig. 6.4 Penetration depth-Applied voltage characteristics.

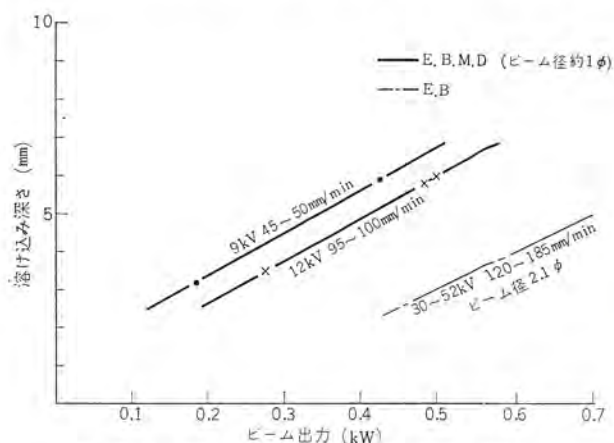


図 6.5 ビーム出力の関数としての溶込み深さ
Fig. 6.5 Penetration depth-Beam power characteristics.

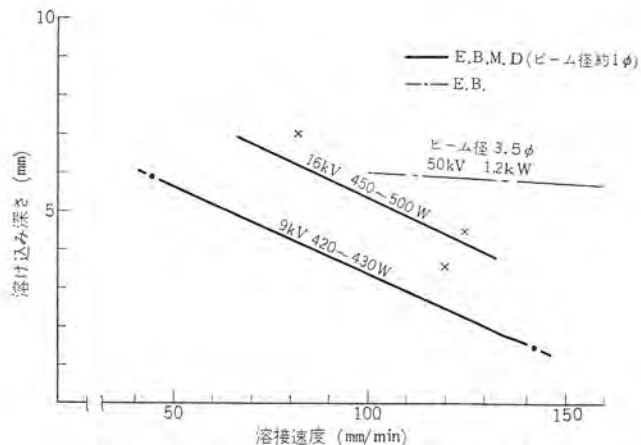


図 6.6 溶接速度の関数としての溶込み深さ
Fig. 6.6 Penetration depth-Welding speed characteristics.

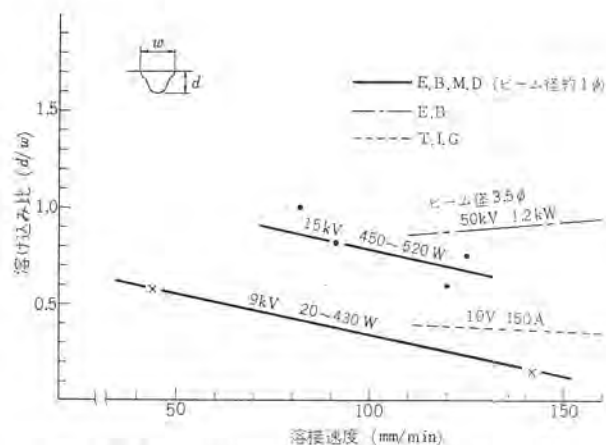


図 6.7 溶接速度の関数としての溶込み比
Fig. 6.7 Penetration ratio-Welding speed characteristics.

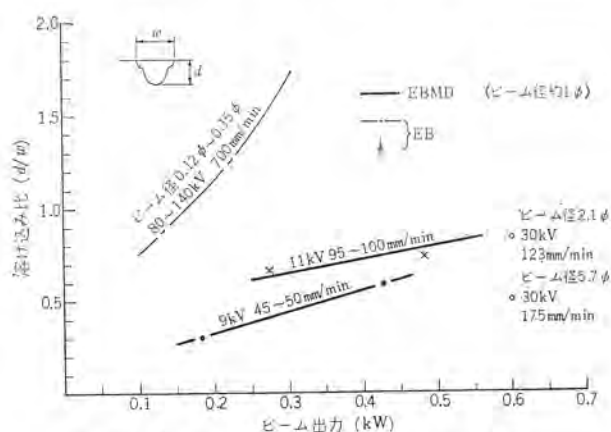


図 6.8 ビーム出力の関数としての溶込み比
Fig. 6.8 Penetration ratio-Beam characteristics.

験においては 7~15kV であるためと考えられるが、他方、周囲真空度、ビーム内容の相異とも考えられる。

図 6.4~6.8 にはそれぞれ本実験において得られた陰陽極間印加電圧、ビーム出力、および溶接速度の関数としての溶込み深さ、そして溶接速度およびビーム出力の関数としての溶込み比の図を載せているが、この図からこの実験において、EBMD 電子銃の溶込みは TIG と熱陰極形電子銃の中間程度の傾向をもつものと思われる、また EBMD 電子銃は熱陰極形電子銃と比較して、機械的に強く、熱陰極を使用せず、そして低圧力ガスふんい気で動作するために EBMD 電子銃の特長を生かした溶接機の熱源として興味深い。

7. む す び

最近開発されつつある電子ビーム状放電電子銃の紹介およびその特性を説明するとともに、この Gun の溶接への応用を示すために溶込み実験を行なった結果について述べた。

このような電子銃は将来、溶接、溶解、加工装置および増幅器、発振器等にその特長を発揮するものと思われる。

ことに溶接の場合、高度の真空を要せず、経済的に有利な点は注目に値する。

(昭 41-8-2 受付)

参 考 文 献

- (1) H. L. L. Van Paassen, E. C. Muly and R. J. Allen :
Proc. National Electronics Conference, 597 (昭 37)
- (2) M. A. Cocca and L. H. Stauffer : Fifth Meeting Ele-
ctron Beam Symposium, 342



特許と新案

機関点火用信号発生装置

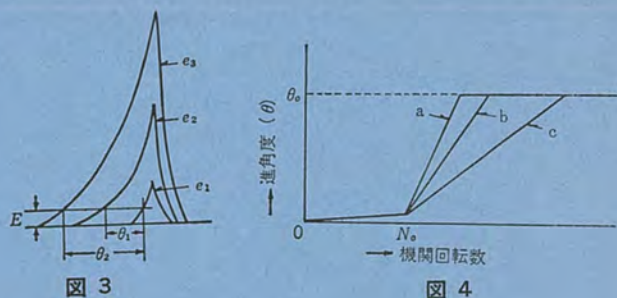
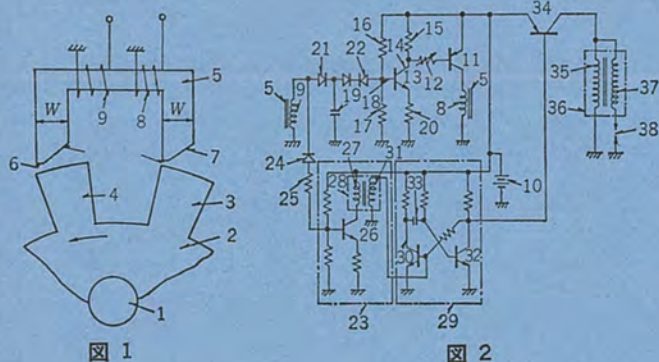
発明者 三木 隆雄

この発明は機関点火用信号発生装置に関するもので、以下図面について説明すると、図1において、(1)は回転軸、(2)は回転子、(3)、(4)は磁極片、(5)は固定子鉄心で、その両脚端部は斜めに削除され、端面は平タン面(6)と傾斜面(7)とを有する。(8)は励磁コイル、(9)は信号コイルである。図2はこのような本発明装置を用いた点火装置を示すもので、トランジスタ(13)は、トランジスタ(11)のベース電流を制限してコイル(8)を弱く励磁する。したがって鉄心(5)中の磁束は少なく、両脚端部では平タン面(6)に集中し回転子(2)が矢印方向に回転したときコイル(9)には図3 e_1 のような電圧が正負交互に発生する。この信号の負波電圧は整流器(24)、増幅装置(23)、波形変更装置(29)を介して断続用トランジスタ(34)のベース電位を上昇させ、これを導通させて点火栓(38)に点火放電を発生する。一方正弦電圧は蓄電器(19)を

充電するが、その端子電圧がゼナーダイオード(22)の崩壊電圧より低いのでコイル(8)の励磁は引続き一定に保たれる。次に回転数が上昇してコイル(9)に高電圧が発生し、蓄電器(19)の端子電圧がダイオード(22)の崩壊電圧以上になると、トランジスタ(13)は蓄電器(19)からもベース電流が供給されるので、コイル(8)の励磁は強くなり、鉄心(5)中の磁束は増大して傾斜面(7)をも通過し、したがってコイル(9)に発生する電圧波形は図3 e_2 のようになる。そして装置(29)が動作する電圧は一定であり、これをEとすれば、この場合の点火時期は図3の θ_1 だけ進角したことになる。

この発明は機関の回転数および負荷に応じて点火信号の発生時点点を調整し、点火時期を調整しうるものであり、従来のような機械的シュウ(指)動部分がないので、回転数の変化に対して迅速に点火時期を調整しうるとともに、耐久性を向上しうるものである。

(特許第 443059 号) (古沢記)

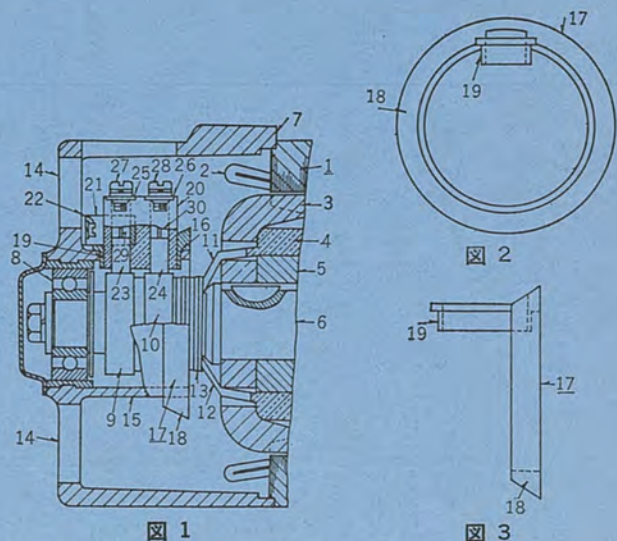


回転電機の防じん装置

考案者 大村 半弥・平田 毅・岩城 良之

この考案は回転電機の防じん装置、とくにその整流装置やスリップリング装置の集電部分の防じん構造に関するものである。

一般に回転電機の冷却は通風装置によって通風窓(14)より冷却風を導入して回転電機内の発熱部の冷却を行なっている。しかしながら普通通風窓は大きく開放されているため、冷却風とともにじんアイが導入されこれがスリップリングやブラシ付近に付着し給電不能の状態になる恐れがある。そこでこの考案は集電部分に悪影響を与えるじんアイが通風窓(14)から侵入してブラケットの筒部(15)の表面に沿って冷却風とともに移動する点に着目して上記筒部の開口端にこのじんアイをせき止め、かつ飛散させるためにダストストップを設けたものである。防じん環(17)はこの目的に沿うようにその環状部はテープ状に形成されていて、この部分に衝突したじんアイは外向きの分力を受け径方向に飛散する。また、この防じん環(17)にはブラシホルダ(20)とこのホルダがカンゴウ(嵌合)されるブラケットの筒部切り込み(16)との間にカンソウ(嵌挿)されてパッキンの



働きをなすツク部(19)が一体に形成されていて、ホルダカゴウ部を密封しこの部分からのジツアイその他の侵入を防止する。このようにすることによって集電部へのジツアイの侵入防止は完全となり、またブラシホルダの振動を防止することもできる。防ジツ環(17)は弾性物質で成形されたものであり、その製造は容易かつ安価で量産に適し、しかも防ジツ部分の組立がきわめて容易であり、きわめて実用的で防ジツ効果も大きいなどの多くの利点をもっている。

(実用新案登録第 775683 号) (古沢記)

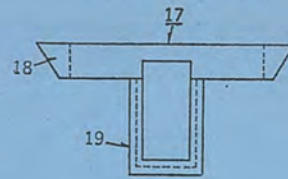


図 4

エレクトロニクス継電装置

発明者 藤井重夫・三上一郎

この発明は、R-X 複素平面上で複数の一次曲線または二次曲線で包まれる任意の保護動作特性をもたせるようにした継電器に関する。

たとえば P-X 平面上で第 1 象限と第 3 象限上に、原点を包むような円弧を作り、この範囲内を動作範囲とする継電器

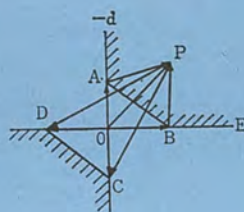


図 1

を作る場合には、図 1 に示されるように、アドミタンス複素平面上で斜線の範囲内で動作するような継電器を作ればよいことは知られている。図 1 で斜線の範囲を動作範囲とする継電器はベクトル $\vec{OA}$, $\vec{OB}$, $\vec{OC}$, $\vec{OD}$ とベクトル $\vec{OP}$ (ベクトル $\vec{OP}$ は変動ベクトルで他のベクトルは基準ベクトルである) との差のベクトル $\vec{AP}$, $\vec{BP}$, $\vec{CP}$, $\vec{DP}$ を考えると、変動ベクトル $\vec{OP}$ が斜線の範囲内にある限り、各 $\vec{AP}$, $\vec{BP}$, $\vec{CP}$, $\vec{DP}$ の位相差角は必ず 180 度以内にあることも知られている。この発明は上記各ベクトル $\vec{AP}$, $\vec{BP}$, $\vec{CP}$, $\vec{DP}$ の位相差角が 180 度以外にあるとき、すなわち、各ベクトルが同時に正または負となることがあるとき、継電器

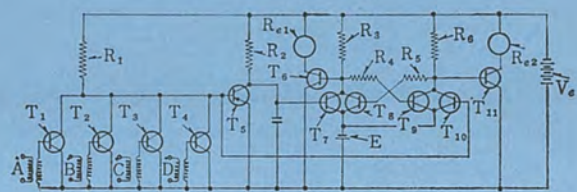


図 2

を動作させるようにしたものである。図 2 は、その回路を示すもので、たとえば四つのベクトル $\vec{A}$, $\vec{B}$, $\vec{C}$, $\vec{D}$ はトランジスタ $T_1 \sim T_4$ に印加され、トランジスタ $T_1 \sim T_4$ が同時に非導通となったとき、トランジスタ T_5 および T_{10} を導通させ、コンデンサ C を放電させ、コンデンサ C の放電圧が所定値となったとき、トランジスタ T_7 および T_8 を非導通にし、トランジスタ T_6 を導通させることにより継電器動作線輪 R_{e1} を励磁し、同時にトランジスタ T_{11} を非導通にして継電器抑制線輪 R_{e2} を無励磁とするようにしている。すなわちベクトル $\vec{A} \sim \vec{D}$ が同時に正または負となると継電器を動作させている。

(特許第 404350 号) (八木記)

電磁継電器

発明者 丸地謙二

この考案は電磁継電器をプラグインタイプにする構造において部品の簡略化、組立の容易化、および組立時間の節約をはかることを目的とするものである。

すなわち従来継電器をプラグインタイプとするためには差し込み端子を外部へネジ止め、その他の方法で装着し、継電器本体内部の固定接触子をプラグとリードで接続しこれをハンダ付けする構造であったため、構造が複雑となり組立に時間を要し機械的にも弱いものとなる欠点があった。

これに対しこの考案は図に示すように差し込み端子(2)と被差し込み端子(14)とをそれぞれに有しその着脱動作により電気的接続を開閉するそう入部(1)と受入部(11)とを備え、固定接触子(19)と差し込み端子(2)とを一体物でそう入部(1)にモールドしたことを特長とするもので、電気的接続部より大きくて長い突起部(4)により電気的接続端子の案内を行ない、その位置決めを容易に達成できるものである。(実用新案登録第 766714 号) (秋山記)

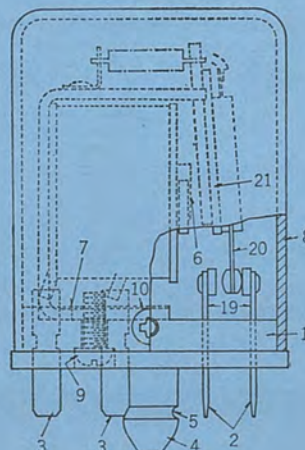


図 1

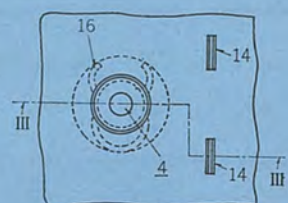


図 2

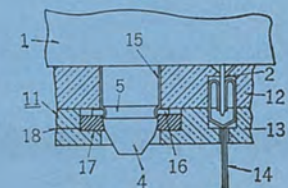


図 3

タービン発電機水素制御装置の最近の問題

今井 光*・伊藤 宏幸*

Recent Improvements in Hydrogen and Seal Oil Control Systems for Turbine Generators

Kōbe Works Hikaru IMAI・Hiroyuki ITÔ

Since the first hydrogen cooled machine was manufactured, marked developments have been worked out on hydrogen gas and seal oil control systems and instruments. The major improvement lies in the simplification of the control systems so as to assure easy maintenance. New ideas have been taken in the instruments and machines as well as the elevation of durability is given consideration based on the operating experiences. The advent of inner cooled generators has spurred the progress, resulting in the introduction of double-flow type seal oil sets. The remaining subject looked forward to is the development of automatic operation of these systems.

1. ま え が き

わが国に水素冷却タービン発電機が実用機として登場してからすでに15年余を経、この間使用材料や冷却法の改善に伴う発電機容量の増大に対応して、水素ガスや密封油の系統や、使用する計器・機器も著しい進歩を遂げてきた^{(1),(2)}。わが社では水素冷却発電機の開発に早くから着手し、すでに1941年には11,000 kVA 3,600 rpm 機を完成した。戦後における国産水素冷却タービン発電機の第一号機は、わが社の製作した九州電力株式会社築上発電所向け66.25 MVA 3,600 rpm 機である。

これらの発電機を製作した当時は水素ガス使用の経験は皆無に等しく、安全上少しでも必要と思われることがらはすべて採用した。また市販品で水素関係の主要な計器・機器にそのまま使用できるものは何一つとして無かったので、まずそれらの開発から始めなければならなかった。その後水素冷却の経験を重ねるにしたがって、安全上必要な事項の内容や程度も判然とするようになり、使用する計器・機器の一般性も増してきて性能も向上した。他方使用ガス圧も高くなって現在4 kg/cm²までの圧力が使用されている。

以上、水素冷却のレイ明期から今日まで、われわれは運転の安全性と信頼性を常に念頭におきながら、たえず系統および計器・機器の単純化をはかってきた。以下それらの主要問題点を紹介し、あわせて将来の方向についても考えてみたい。

2. ガス 系 統

最新のガス系統を水素冷却機については図2.1、内部冷却機については図2.2にそれぞれ示す。

2.1 ガス系統の構成

五つの主要部すなわちガスの供給装置・ガス盤・ガス乾燥器・漏水警報器およびバルブステーションからなる。これらについては初期のころから変わっていない。

2.2 ガス供給系統

水素ピン、炭酸ガスピンとも各8本を常備するのを標準とする。炭酸ガスはガス入れ換えのときだけに必要で、水素ピンのように1本あるいは2本ずつだけを使用することはないのでチェックバルブを各ピンごとに設けることをやめ、片方のピン4本に1個ずつ設けるように改めた。

水素供給管のパージングは普通行なわない。水素ガス供給管の途中に設けた取りはずし部は、機内を空気に開放した場合必ず取りはずすようにし、万一水素ピンのガスが配管途中の弁を通して漏れても、機内に漏れてむことのないようにする。

2.3 純度の測定

ガス純度は機械式純度計により直読で知ることができる。従来の密度計では、密度の読みをガス圧力で校正しなければならないめんどうさがあったが、ガス純度計はこれを計器が自動的にこなす。図2.3はガス純度計の外観を示す。純度のほか、必要に応じて計器前面のトビラを開けば図2.4に示すように密度そのものの読みも知ることができる。

ガス純度の遠方指示と警報は、ガス純度計内に納められたトランスミッタにより、純度を二次空気圧に置き換えたものについて行なう。遠方指示計は図2.5に示すように、普通のフルドン管圧力計の目盛を純度に変換したものである。当然のことであるが警報値は運転ガス圧が変わっても設定しなおす必要がない。従来電源故障や発信機の停止を純度高のシグナルによって警報していたが、これらの検出は別に行なうことができるので現在はやめている。電気式純度計は測定条件や周囲の影響によって誤差を生じやすいので、わが社では最近使用しないようにした。ガス純度と二次空気圧および警報設定値の関係を図2.6に示す。

2.4 ガスブロウ連成圧力計

ガスブロウ連成圧力計は目盛と指針を二重にそなえ、機内ガス圧と機内ブロウの生ずる風圧の二つを同時に測定でき、2つのうちガス圧は、ガス純度と同じようにトランスミッタにより空気圧に置き換え、中央操作室およびガスピン置き場に遠方指示する。ガスブロウ連成圧力計の外観を図2.7に、目盛板を図2.8に示す。図2.9はガス圧と二次空気圧の関係、および圧力警報値を示す。

2.5 ガス乾燥器

(1) ガス乾燥器の必要性

発電機内部に最初に付着している水分以外で機内に湿気ははいるのは、補給する水素ガスに含まれるものか、あるいはガス冷却器の漏水によるものかのいずれかである。ガス乾燥器は標準として必ず設けることにしているが、上記3つの湿気の原因のうち、ガス冷却器の漏れは正常な条件のもとではあり得ないものであり、したがって水素ガスに露点の十分低い乾燥したものを使用するようにしさえすれば、ガス乾燥器の必要性は機内を水素に入れ換え

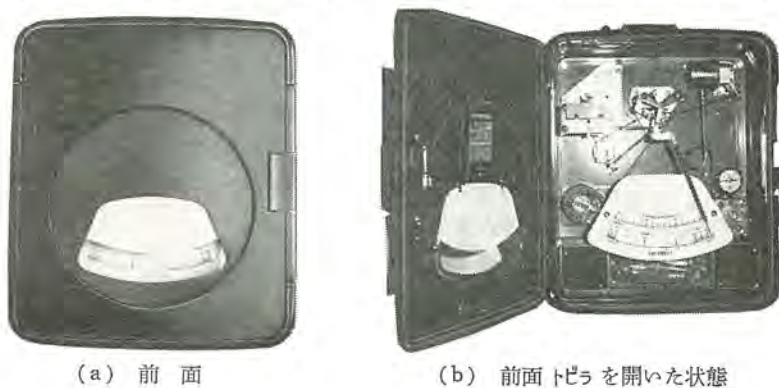
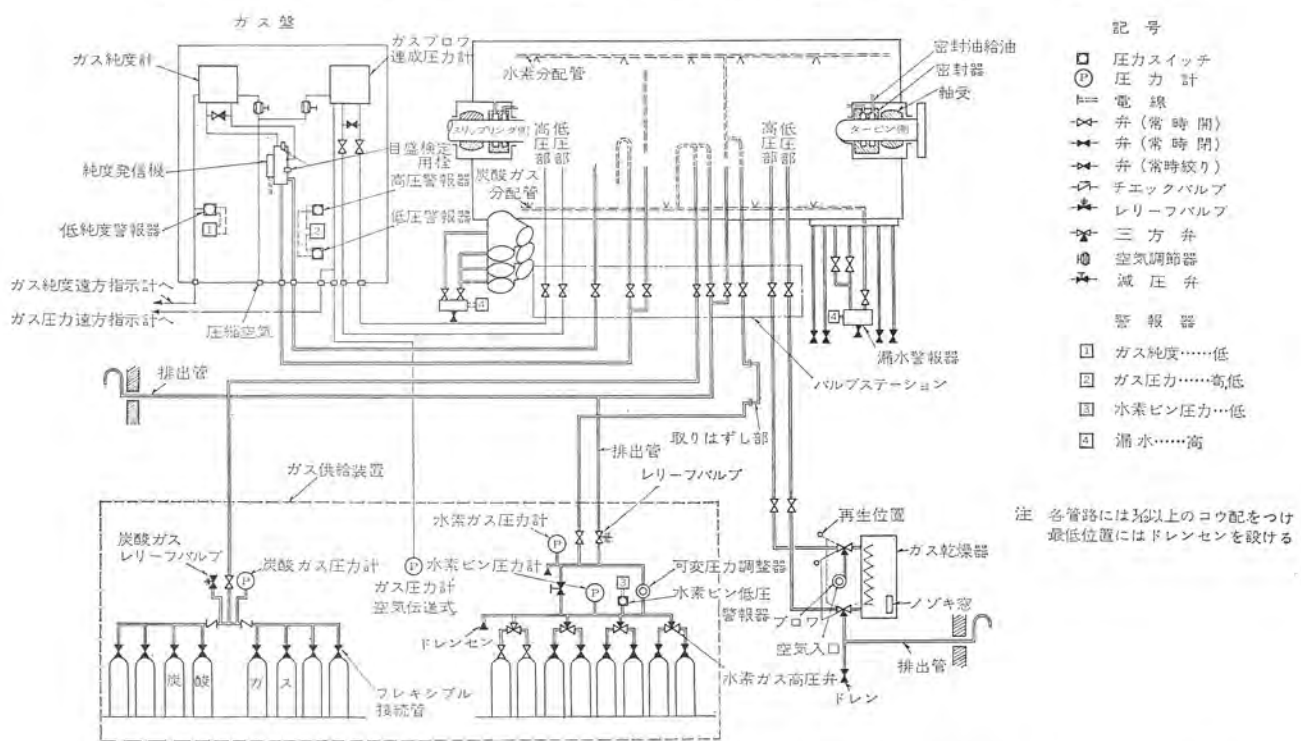
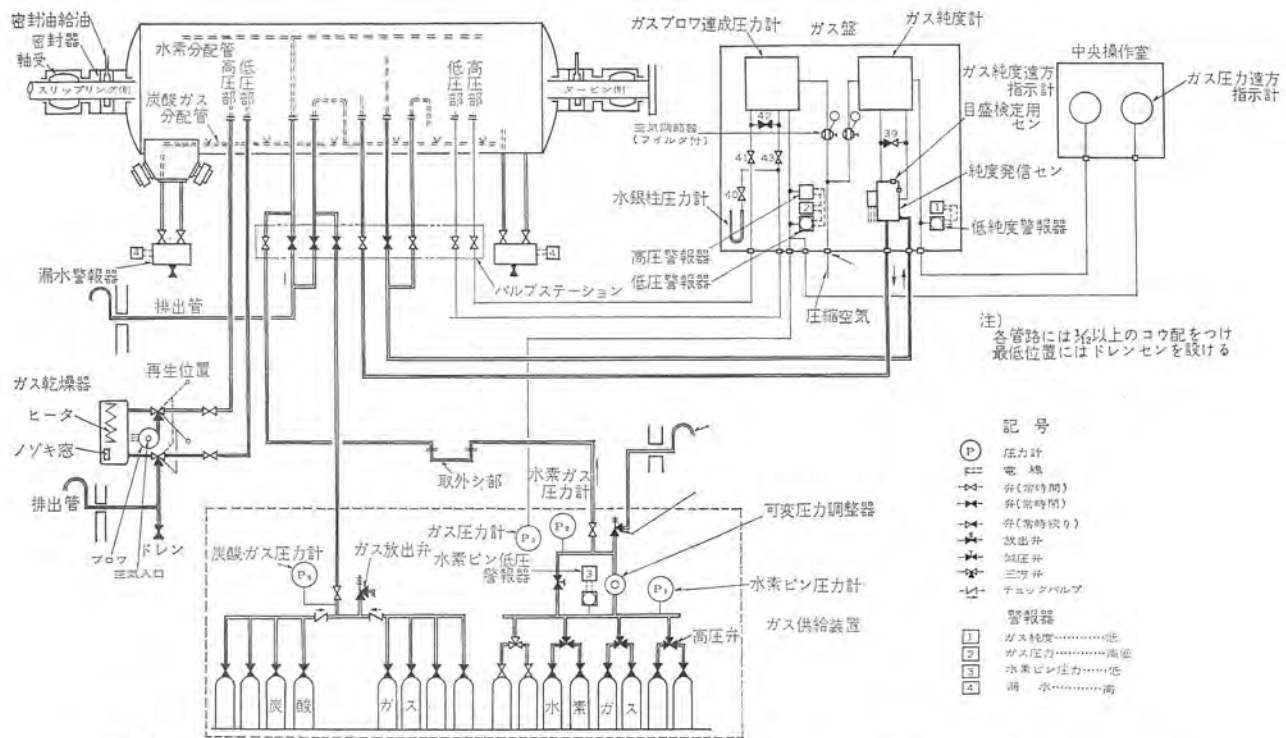
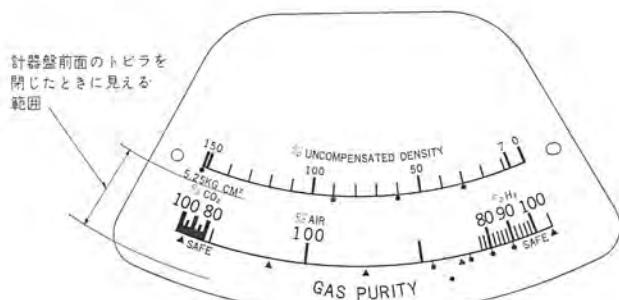


図 2.3 ガス純度計
Fig. 2.3 Compensated hydrogen purity pneumatic indicating transmitter.



純度目盛%	相当する密度目盛%
108 (H ₂)	0
100 (H ₂)	7.0
90 (H ₂)	16.3
80 (H ₂)	25.6
100 (AIR)	100
80 (CO ₂)	141.6
90 (H ₂)	146.8
100 (H ₂)	152.0

図 2.4 ガス純度計目盛板 (内部冷却機用)
Fig. 2.4 Dial of compensated purity meter gauge (for hydrogen inner-cooled generators)

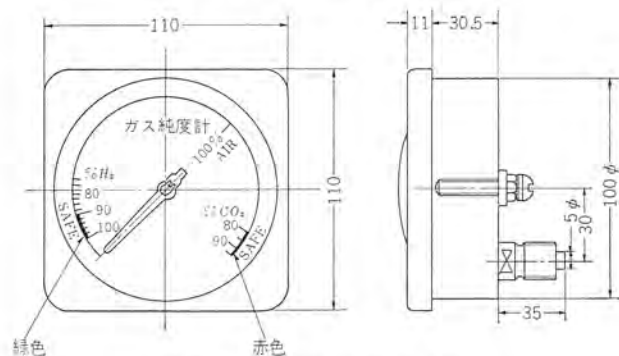


図 2.5 ガス純度遠方指示計
Fig. 2.5 Gas purity pneumatic receiver.

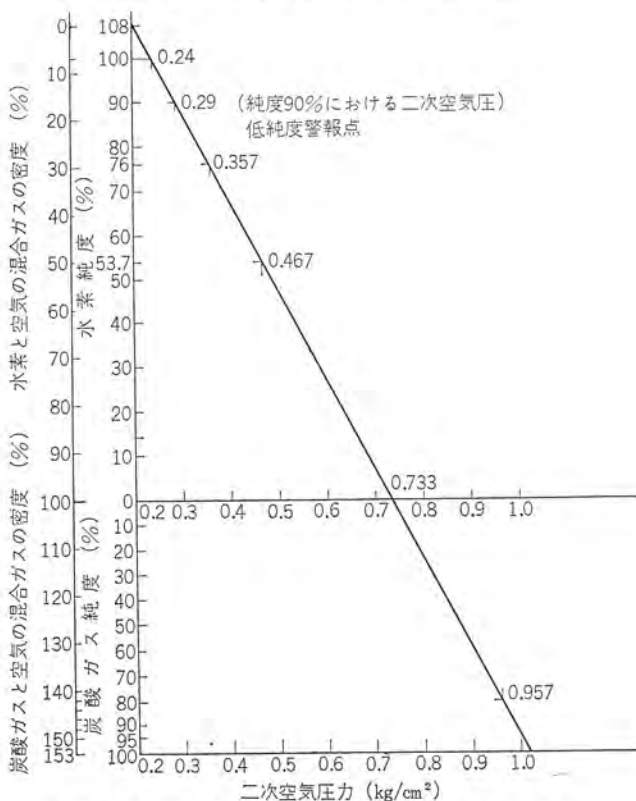


図 2.6 空気式 トランスミッタ 出力に対する水素および炭酸ガスの純度
Fig. 2.6 Relation between hydrogen and carbon dioxide purities and pneumatic transmitter output.



(a) 前面



(b) 前面 トビラを開いた状態

図 2.7 ガス・ブロウ連成圧力計
Fig. 2.7 Dual hydrogen pressure pneumatic transmitter and generator fan pressure gauge.



図 2.8 ガス・ブロウ連成圧力計目盛
Fig. 2.8 Dial of dual hydrogen pressure pneumatic transmitter and generator fan pressure gauge.

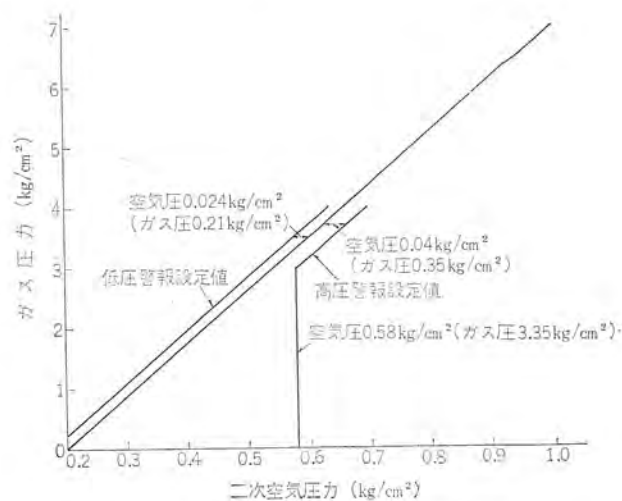


図 2.9 ガス 圧力と二次空気圧および警報設定値
Fig. 2.9 Relation among gas pressure, pneumatic transmitter output and setting valves for alarm.

表 2.1 水素冷却および内部冷却発電機の機内にガス(水蒸気)状態で含有する水分の量(機内ガスの温度を40°Cとした場合)

冷却方式	発電機容量(MW)	発電機ガス容積(m ³)	機内にガス(水蒸気)状態で含有し得る水分の量(kg)
水素冷却	35	40	2.0
	50	45	2.3
	75	50	2.5
内部冷却	125	50	2.5
	156	55	3.0
	175	70	3.5
	220	70	3.5
	250	75	4.0
	325	100	5.0

てからしばらくの間の、最初に付着している水分を除く期間だけということになる。

(2) ガス乾燥器の能力

水素冷却および内部冷却発電機が、機内ガス中にガス(水蒸気)の状態で含有する水分の量は、表 2.1 のとおり、たとえば 250 MW 機では約 4 kg である。ガス乾燥器はこの量の水分を、再生操作の時間を含み 2 日で 1/10 以下にすることができる能力をもっている。

(3) 吸湿材

吸湿材としてはシリカゲルと活性アルミナがある。前者は再生操作を繰り返すうち粉末化し、弁座などにかみこむことがあるので、現在はもっぱら後者、すなわち活性アルミナを使用している。

(4) 炭酸ガスによるパーキング

再生操作のたびに乾燥器を炭酸ガスでパーキングすることは、ごく初期のものについて行なっただけで現在ではつぎのような理由によってやめている。すなわち、再生の場合にはまずレバーを上げ弁を再生位置におくが、このとき乾燥器内にはまだ水素が充填している。つぎにブロワ、ヒータを起動すれば乾燥器内の水素はブロワからの空気に押されて排出管を通じて屋外大気中に放出される。途中乾燥器内のガスは、爆発可能な混合比となりうるが、乾燥器内容積 0.06 m³ に比べブロワ風量は 0.12 m³/min 程度であるので、その混合比の範囲に保たれる時間はきわめて短かく、その短い時間内に着火するというような可能性はまったく考えられない。参考までに乾燥器の再生温度は 200°C 以下であり、水素・空気の混合ガスの引火温度は 500~600°C である。再生状態か

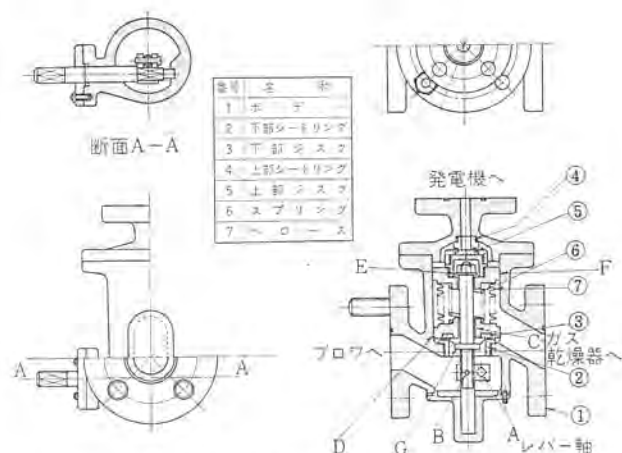


図 2.10 ガス乾燥器三方弁
Fig. 2.10 Three way valve for gas dryer.

ら運転状態に帰す場合も上記と大体同じことがいえ、また乾燥器内の空気による発電機内水素ガス純度の低下は事実上無視できる。

(5) 三方弁

三方弁を図 2.10 に示す。正常時はステム ①は図の位置より押し下げられており、機内のガスは上部シートリング ④と上部ジスク ⑤の間を通過してガス乾燥器に通じている。ガス乾燥器の再生が必要となったときは、乾燥器のレバーを上を引き上げる。すると①は上方へ動き、ブロワからの空気は下部シートリング ②と下部ジスク ③の間を通過してガス乾燥器に通ずるようになる。切り換えの途中④・⑤の間が完全にしまったあとでないと②・③の間が開かないので、機内ガスがブロワすなわち外気の方に漏れ出ることはない。

2.6 パルプステーション

発電機内のガス进行操作する弁類は、発電機本体に直接取り付けすることはせず、ガスピンやガス盤の近くの操作に便利な場所に設ける。このパルプステーションと発電機本体の間では、水素および炭酸ガスの供給管と屋外排出管は共通にして配管の節約をはかっている。

2.7 漏水警報器

従来、内部冷却機では漏水警報器は 3 個設けていた。しかし水あるいは油の漏れが生ずる可能性は発電機の両側に限られることがはっきりしたので発電機中央のものはやめることにした。

3. ガス系統の問題

3.1 ガス入れ換えに要するガス量

発電機内のガスを入れ換える場合、加えるべきガスの量 Q と発電機ガス容積 Vg の比は、ガスが完全拡散するものとする

$$Q/Vg = 2.3 \log_{10} (S_0 - Z_1) / (S_0 - Z_2)$$

ここで S_0 = 加えるガスの純度 (容積%)

Z_1 = 初めの機内ガス純度 (容積%)

Z_2 = 終わりの機内ガス純度 (容積%)

の関係があり、これと Z_2 の関係を示すと図 3.1 曲線 (a) のようになる。実際には、たとえば炭酸ガスで空気あるいは水素を追い出す場合、炭酸ガスは発電機フレームの底から入れ、空気あるいは水素を上部から排出する。しかも発電機停止中あるいはターニング中に行なうので、炭酸ガスが空気あるいは水素にまじってそのまま排出されることは少なく、実際には図の曲線 (b)・(c) のよ

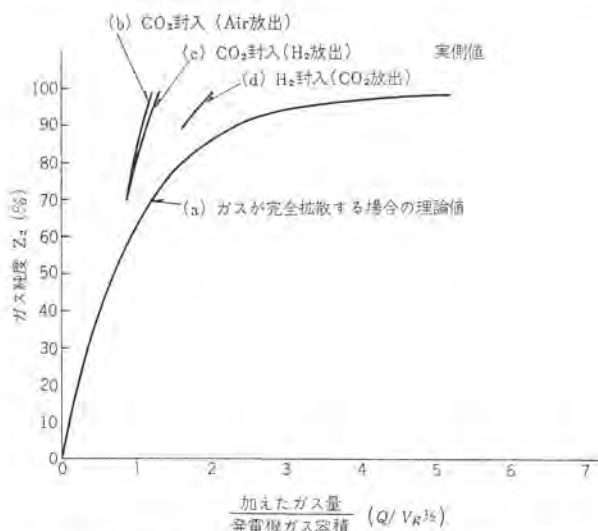


図 3.1 発電機ガス入れ換えの所要量と純度の関係
Fig. 3.1 Required gas volume for scavenging generator.

表 3.1 機内ガス放出に要する時間

発電機容量 (MW)	ガス容積 (m ³)	最初ガス圧 (kg/cm ² g)	ガス圧を 0.2 kg/cm ² g まで下げるに要する概略時間 (sec) 標準の排出管寸法の場合	排出管寸法を太くした場合
75	50	2	140~220	100~120
156	55	3	140~220	100~120
220	65	3	140~220	100~120
250	70	3	220~260	120~140
250	70	4	260~300	140~150

うにガスの所要量は完全拡散の場合の $\frac{1}{2} \sim \frac{2}{3}$ に下がる。しかし水素封入の場合は、水素は炭酸ガスより拡散しやすいので、同一のガス純度に対して所要量は炭酸ガスの場合より多くなり、完全拡散の場合の $\frac{3}{4}$ ぐらいになる。

3.2 ガスの危急入れ換え

密封部の異常発生その他の理由で、機内ガスを急速にパーキングしたい場合、まず機内ガスを放出して圧力を大気圧近くまで下げなければならない。普通の配管寸法、配置で排出弁を2個とも全開した場合、機内ガス圧を 0.2 kg/cm²g まで下げるに必要な時間は表 3.1 のようになり、もっとも遅いものでも約5分である。時間を短くするためには排出管の寸法を標準のものより太くすればよく、表にはその場合の値も示した。

機内ガス圧が下がったらつぎに炭酸ガスを急速封入する、封入圧力を炭酸ガスビン出口の圧力計で 1.0~2.0 kg/cm²g にして、所要の90%純度程度にするのには大体30分を要する。

3.3 水素発生装置

輸出や辺地の発電所の場合、炭酸ガスは何とか得られるとしても、水素の入手が容易でないことがある。このような場合水素発生装置を設ける。

発電機用水素発生装置の特異点は

1. ガス入れ換えのときには一時に多量の水素を要するが、正常運転中の必要量はごくわずかである。
2. 未開発国の場合には高圧ガス技術を要するビン充填式は不具合である。

この特長にあわせて一般に

1. タンク貯蔵式とする。
2. タンクの容積は発電機ガス入れ換えに必要なガスの量、ガス消費量、タンクを満たすに必要なガスを発生するに要する時間、圧縮ポンプの容量(保守上からの制限あり)などから決める。普通2~4日でタンクを満たす容積とする。

3. 発生量をガス消費量程度に選べど、タンクを満たすのに数10日を要し不便である。普通ガス消費量の数倍ないし10数倍にとる。したがって正常運転中には、発生量はガス消費量をはるかに上まわることになる。タンクが一杯になったら発生装置の運転を止め、タンクがからに近くなったら再び発生装置を運転してもよいはずである。しかし発生装置の運転をとめるたびに炭酸ガスを用いてパーキングする必要がある。また電解槽液面の水蒸気の膜がなくなるため、溶液中の苛性ソーダ(NaOH)が空気中の炭酸ガス(CO₂)を吸収し炭酸ソーダ(Na₂CO₃)となる。これはアスベスト隔膜の目をつまらせ、また電解液の抵抗を増して電解槽の寿命を縮める。このため、電解槽は電流をできるだけ下げて常時運転し、発生した水素を大気中に捨てるほうがかえって得策になる。

4. 同時に発生する酸素を回収して使用することは、経費がかかりあまり得策ではない。普通そのまま捨てることが多い。

5. 脱湿用に炭酸ガスおよび蒸気が必要である。

タービン発電機水素制御装置の最近の問題・今井・伊藤

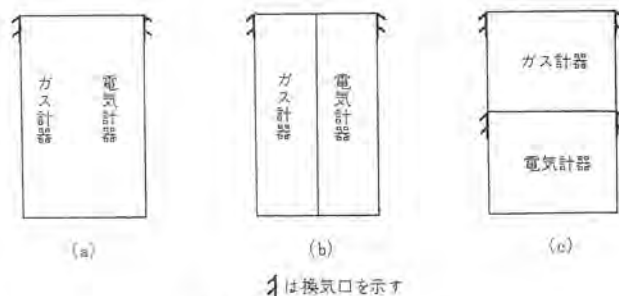


図 3.2 ガス盤の構造
Fig. 3.2 Construction of gas panel.

3.4 ガス盤の防爆

ガス盤は、初期には図 3.2 (a) に示すようにガス計器と電気計器を混在したが、その後(b)のように垂直の仕切りで左右に分けた。さらに最近(c)のように水平の仕切りで上下に分け、ガス計器室を上にし、たとえば水素がもれても下方の電気計器室にはゆかない構造も採用した。しかし(c)は具体的な実施のうえで難点が多い。

(a)あるいは(b)は実績もあり安全度も十分であるので、今後は再びこれらを標準とする考えである。(b)の場合左右の仕切りは完全なものでなくてもさしつかえない。

3.5 水素ガスの爆発

水素は容積で4~75%の割合で空気と混合すると爆発性をもつ。最大の爆発圧力は理論的に純度40%付近で生じ、大気圧状態の混合ガスで、発生した熱量が全部圧力の上昇に使用されるとして7 kg/cm²g 程度になる。実際の発電機の機内における爆発事故が米国⁽³⁾で報ぜられているが、いずれも営業運転中ではなく機内水素をパーキングしたあとに生じている。この事故に関連して実機による爆発試験を行なったところ、爆発圧力は瞬間的(数千分の一秒のオーダー)にはあるが理論値よりかなり高くなっている。しかしその効果はハンマでたたく程度のもので、かりに爆発を生じても溶接部のクラックや板の曲げを生じる程度であり、重い物を飛ばすほどのエネルギーはもっていないことがわかった。

水素・空気の混合ガスの引火点はすでに述べたように500~600°C であるが、水素の正のイオンと空気中の負のイオンが放電するための火花、水素と通路との摩擦熱、水素により吹かれた鉄サビの摩擦熱などでも引火するといわれている。

機内に水素を封入したあとは、機内ガス圧が大気圧より高く保たれる以上、外から機内に空気が浸入することはあり得ないので、爆発性混合ガスができることはない。爆発性混合ガスを生じる可能性は、パーキング中の誤操作や機内を空気に入れ換えたのちの水素ガスの漏れ込みなどであり、前述の取りはずし部は後者の可能性をなくすためのものである。

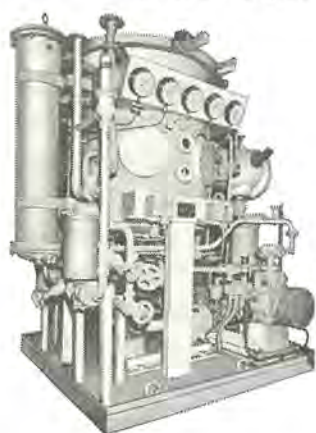
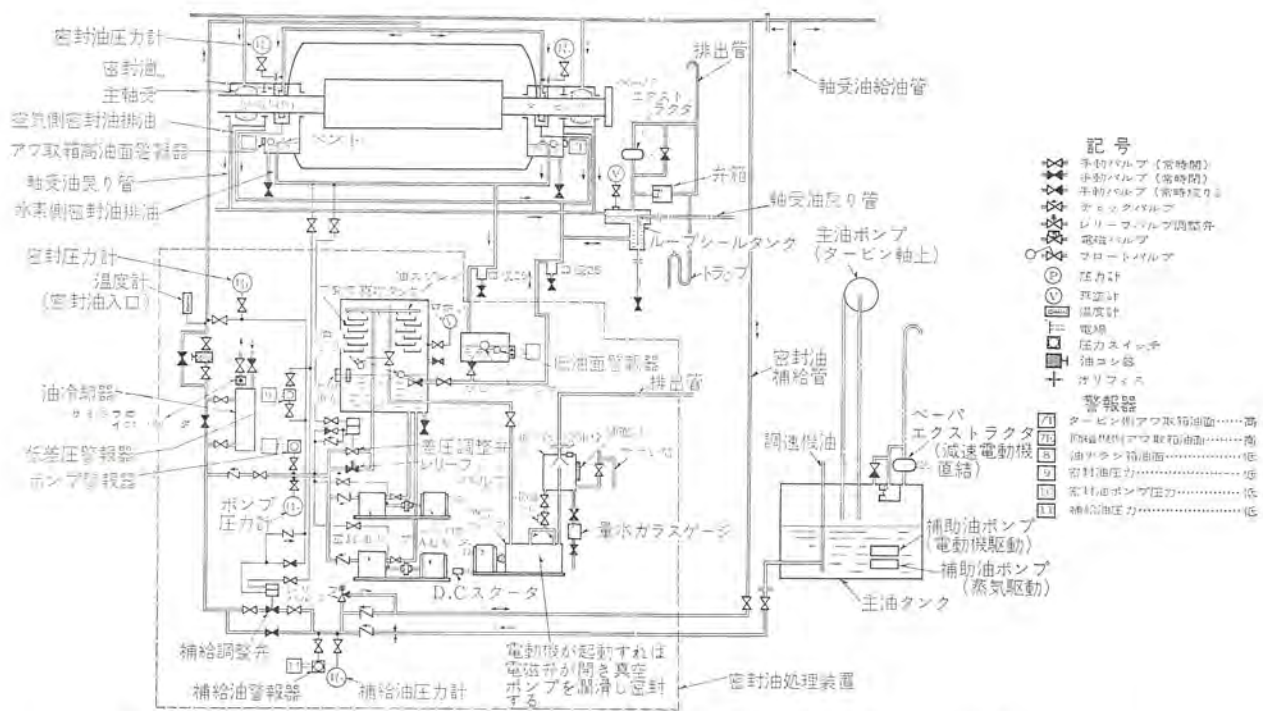
4. 密封油系統

水素冷却機に用いる真空処理式密封油系統と密封油装置を図 4.1, 4.2 に、内部冷却機に用いる複流式密封油系統と密封油装置を図 4.3, 4.4 にそれぞれ示す。両密封油系統には共通の項目が多いのでそれらについては6章で述べる。

4.1 真空処理系統

4.1.1 真空ポンプの冷却方式

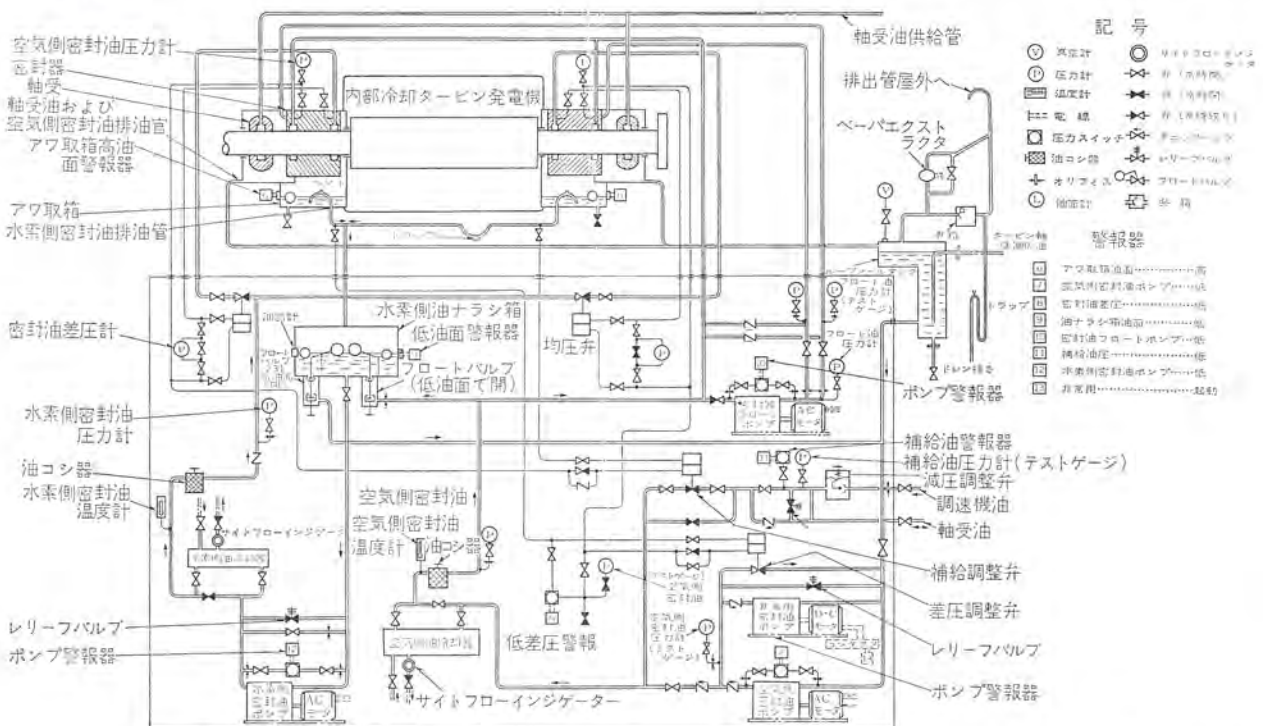
真空ポンプは従来水冷式であったがこれを空冷式に改め、そのため冷却水の配管が不要になった。

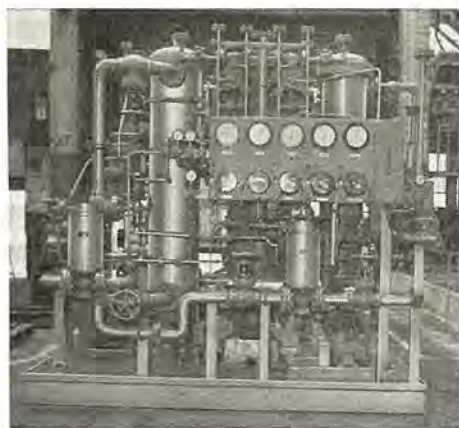


4. 1. 2 非常用 (DC モータ駆動) 真空ポンプの廃止

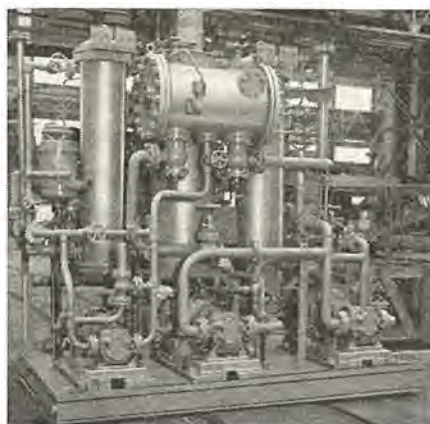
図 4.5 は密封油ポンプを停止し、タービン側バックアップ系統から補給調整弁を通して未処理の油を密封部に送った場合の、機内ガスおよびアウ取り箱内ガスの純度低下実測データである。

密封部に接するアウ取り箱内ガスの純度は、当然機内ガスの純度より早く低下するが、それも最初の間だけであり、6 時間位たつとその低下の割合は機内ガスの純度低下の割合とほぼ等しくなり、純度そのものの差も 2~3% に落ちつくことがわかる。非常用 (DC モータ駆動) 真空ポンプがない場合、AC 電源故障によって真空タンクはポンプによって真空中に引かれなくなるが、真空度





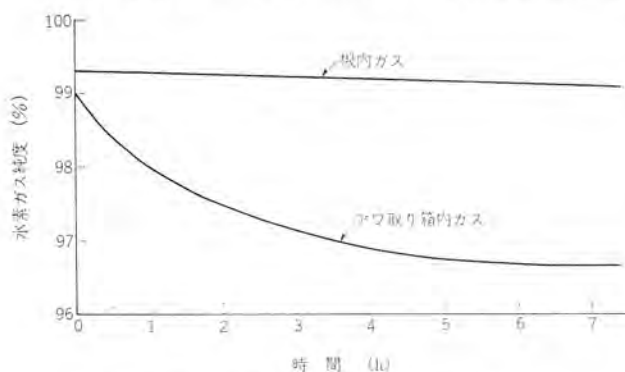
(a) 正面



(b) 裏面

図 4.4 複流形密封油装置

Fig. 4.4 Double flow seal oil unit.



条件 ガス圧 $1.5 \text{ kg/cm}^2\text{g}$ 3600rpm 水素補給なし
密封油温 $34 \sim 38^\circ\text{C}$

図 4.5 バックアップ運転時の機内ガスおよびアワ取り箱内ガス純度低下

Fig. 4.5 Purity drop of machine gas and defoaming tank gas at backup operation.

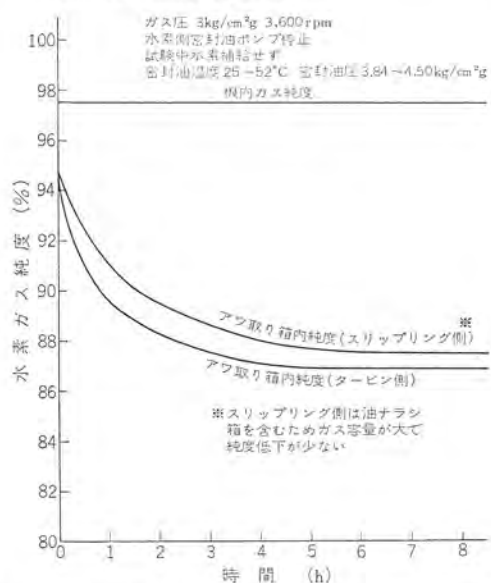


図 4.6 水素側密封油ポンプなしの場合のアワ取り箱および機内純度低下

Fig. 4.6 Purity drop of machine gas and defoaming tank gas at the operation without hydrogen side seal oil pump.

の低下は 70 mm Hg/h 程度があり大気圧に等しくなるまでの約 10 時間はまだ真空引きの効果が残る。

非常用密封油ポンプによる密封油量は、バックアップ運転の場合より油圧が高いだけ多く、そのぶん純度低下は多くなろうが、上記の真空度の効果と相殺されよう。したがってこの場合機内ガスお

タービン発電機水素制御装置の最近の問題・今井・伊藤

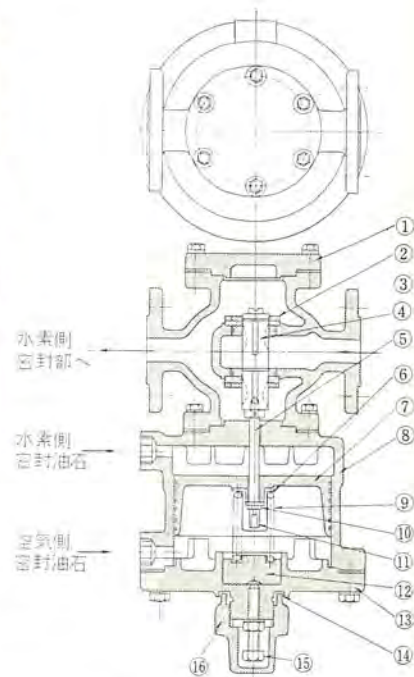


図 4.7 均圧弁
Fig. 4.7 Pressure equalizing valve.

番号	名称	番号	名称
1	盲フタ	9	バロックナット
2	弁座	10	ロックナット
3	バルブ本体	11	バネ
4	内スピンデル	12	スプリング調整座
5	スピンドル	13	シリンドラフタ
6	キャップ	14	パッキン
7	ピストン	15	スプリング調整ネジ
8	シリンドラ本体	16	調整部カバー

よびアワ取り箱ガスの純度低下も図 4.5 とほぼ同じと考えられ、この状態で数時間運転してもアワ取り箱内ガス純度および機内ガスの純度は、水素ガスの爆発上限 (75%) に対して十分の余裕があることがわかる。このような理由で非常用 (DC モータ駆動) 真空ポンプは廃止することにした。

4.1.3 非常用 (DC モータ駆動) 密封油ポンプの起動

非常の場合でもできるだけ真空処理した油を密封部に送るように、AC 電源故障の際は非常用 (DC モータ駆動) 密封油ポンプを自動起動するようにする。

4.2 複流形密封油系統

4.2.1 複流形密封油装置

油冷却器は横置きとしているので、管束の抜き出しのため上部に余分のスペースを要しない。また空気側密封油ポンプと非常用密封油ポンプは立体的に配置し、スペースの節約をはかっているので、すえ付け場所の制限が少なくなった。

4.2.2 非常用 (DC モータ駆動) 密封油ポンプの起動

AC 電源故障の場合には水素側密封油圧はなくなり、密封部には空気を溶解した油しか流れなくなるので、しいて非常用密封油ポンプを起動する必要はなく、普通補給調整弁を通してタービン側の油を供給するようにし、できるだけ非常用電源を消費しないようにする。

図 4.6 は水素側密封油ポンプをとめた場合の、機内ガス純度およびアワ取り箱内ガス純度の低下を、156MW の内部冷却機について実測したものである。真空処理式の場合と同じように、アワ取り箱内のガス純度は急速に低下するが、6 時間ぐらいするとその低下の割合は機内ガス純度低下の割合とほぼ等しくなり、純度そのものの差も 5~6% に落ちつくことがわかる。実際の場合、第 1 段のバックアップは上述のように補給調整弁であり、図 4.6 の場合より密封油圧は少ないから、純度低下の割合はさらに少なくなる。

4.2.3 均圧弁

各密封部の水素側密封油圧を空気側密封油圧に等しくするため設けるもので、構造を図4.7に示す。ピストン⑦の上側には水素側の密封油圧、下側には空気側の密封油圧とバネ⑩の力が働きつり合いを保っている。もし機内ガス圧が上(下)がれば差圧調整弁によって空気側の密封油圧は上(下)がりピストンは上(下)に動く、すると内弁④の弁座②に対する開口面積が大きく(小さく)なり水素側密封部に供給される油圧が高(低)くなる。

均圧弁の精度は密封油差圧計の読みで $\pm 2 \text{ cm Aq}$ 以下であり、この差圧による密封部の空気側と水素側の油の交換量は、密封器1個について 0.05 l/min (72 l/day)程度以下になる。この油の交換による水素ガスの損失はガス圧 3 kg/cm^2 において片側の密封部で 0.03 l/day 程度であり、問題にならない値であることがわかる。また上記の油交換によって、発電機内部にはいつてくる空気量は $0.0085 \text{ m}^3/\text{day}$ (ただし圧力 $3 \text{ kg/cm}^2 \text{g}$ の状態)程度であり、これに対し機内ガス純度を、たとえば95%に保つためには、 $0.7 \text{ m}^3/\text{day}$ 程度の新しい水素を補給する必要がある。この値も普通のガス漏れ量より少ないので、實際上問題にならない。

5. 密封油制御装置の容量

表5.1は発電機容量に対する密封油制御装置の容量を示す。50 MW程度以下の発電機に対する真空処理式の容量は、表のS-1形より小さくてもよいのであるが、製作台数が少ないので、計器・機器の互換性も考えて大きくしてある。また真空ポンプの容量も形名によってかえないようにしている。

複流式において、空気側密封油ポンプと非常用密封油ポンプは同一仕様のものを用いているにもかかわらず、モータ容量はD-1A~D-3形、CD-1形では非常用のほうが小さい。これは常用である空気側密封油ポンプのモータ容量に十分な余裕をとったものであるが、D-4形ではその余裕をAC、DC同一にしている。水素側密封油ポンプモータ、密封器フロートポンプモータは、D-1A形で十分の余裕をとったため、D-2~D-4形でも同一の容量で足りる。

6. 密封油系統の問題

6.1 密封油温度

密封油の温度が変わり油の粘度が変わっても、軸受油膜の場合と違って振動、危険速度などに影響をおよぼすことはない。また軸受入口温度と密封油入口温度の違いも問題にならない。冬期起動時、密封油温を上げるため加熱器を使用する場合は、停止時の少ない密封油量を加熱し、しかも油の熱劣化を防ぐため、加熱器に接する局所の油温を 80°C 程度以下にする必要があるため、加熱器の容量は大きくとれない。このため加熱器を設けてもそれによる油温の上昇はわずかで、むしろ配管による温度低下を大きくしないよう配管を保温することのほうが重要である。

6.2 ルーブシールタンク

軸受油戻り管の途中にルーブシールタンクを設け、万一密封が破れたような非常の場合、機内の水素が軸受油戻り管の上部を伝わって主油タンクにおよぶことがないようにする。ルーブシールタンクから密封油装置の油のとり出し口は油面から離し、気泡が吸い込まれないようにする。

6.3 ベーパ・エクストラクタ

油配管にはすべて1/36以上のコウ配を設けている。したがってルーブシールタンク上流側の軸受油戻り管上部に水素ガスが僅かでもあれば、抜けることができず、最上部にたまる可能性がある。ベーパ・エクストラクタはこの水素の蓄積を防ぐために設けるものであり、軸受けの油切りの内側にわずかの真空を生じるので、二次的には軸受け油漏れの防止に役立つ。

従来定容積形のルーツブロウを使用していたが、今後遠心形のウエスチングハウス式スタートパンプファンに変える予定である。遠心形は高速回転が可能であるのでモータを使用する必要がなくなり、保守上有利であろう。なおモータ出力の余裕も少なくしたいと考えている。

6.4 空気側ドレンタンクの廃止

ルーブシールタンクと密封油装置の中間の配管は寸法を太くし傾斜も十分大きくとるようにしたので、空気側ドレンタンクが不要になった。

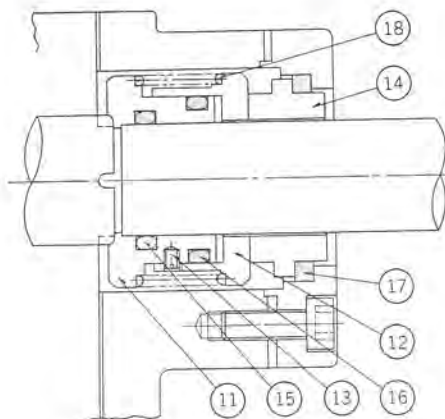
6.5 ポンプモータの形式と容量、構造

各ポンプ類のモータは本来全閉外扇形程度の構造でよい。しかし発電所によっては耐圧防爆形を希望するところもあった。密封油処理装置のようなものはある程度標準化する必要があるため、従

表 5.1 密 封 油 制 御 装 置

真空処理式								
形 名	(注) 発 電 機 容 量	密 封 部 の 最 大 軸 径 (mm)	機内ガス圧 (kg/cm^2)	モ ー タ 容 量 (kW)				備 考
				密封油ポン プ用 (AC)	密封油ポン プ用 (DC)	真空ポン プ用 (AC)	真空ポン プ用 (DC)	適 用
S-1 A	150 MW 程度以下	380	2	2.2	2.2	2.2	2.2	増設機のみ
S-1 B	150 MW 程度以下	380	2	2.2	2.2	2.2	—	1 A 形より真空ポンプ DC を 廃止
S-2	150 MW 程度以上	430	2	3.7	3.7	2.2	—	
複 流 式								
形 名	発 電 機 容 量	密 封 部 の 最 大 軸 径 (mm)	機内ガス圧 (kg/cm^2)	モ ー タ 容 量 (kW)				備 考
				空気側密封 油ポンプ用	非常用密封 油ポンプ用	水素側密封 油ポンプ用	密封器フロ ートポンプ用	適 用
D-1 A	250 MW 以下	400	3	5.5	3.7	2.2	0.55	増設機のみ
D-1 B	250 MW 以下	400	3	5.5	3.7	2.2	0.55	1 A 形よりドレンタンクを廃 止
D-2 A	250 MW 以下	400	4	5.5	5.0	2.2	0.55	増設機のみ
D-2 B	250 MW 以下	400	4	5.5	5.0	2.2	0.55	2 A 形よりドレンタンクを廃 止
D-3	325 MW 程度	460	4	7.5	5.5	2.2	0.55	
D-4	450 MW 程度	480	4	10	10	2.2	0.55	
CD-1	350 MW 程度 クロスコンパウンド	400	3	15.0	13.0	3.7	1.1	クロスコンパウンド機のみ

(注) 2 極機の容量を示す。4 極機に対しては軸径の等しい 2 極機に対する形を用いる。



名 称
11 固定リング
12 回転リング
13 回転止めネジ
14 シールリング
15 O リング A
16 O リング B
17 クッションリング
18 スプリング A

図 6.1 密封油ポンプメカニカルシール構造

Fig. 6.1 Construction of mechanical seal for seal oil pumps. 来は最もきびしい要求のものに合わせ、モータはすべて耐圧防爆形を用いた、そのためあたかも耐圧防爆形でなければならぬかのような印象を与えたきらいがあったが、今後はあらためて全閉外扇形で製作していく予定であり、一部の発電機についてはすでに実施している。

水素ガスの密封は発電機運転上重要な役目をしているため、各ポンプ類のモータ容量は、ポンプに必要な入力に対し十分の余裕をとる。各ポンプとモータの共通台床は装置の重量を軽くするため省略する考えがあり、一部のものには実施した。しかしセンタリングその他で省略しないほうがよいことがわかり、今後はすべてつけることにしている。

密封油ポンプ類の寿命は歯車の摩耗よりむしろ軸受けの寿命から決まり、48,000時間程度である。メカニカルシールはある程度消耗品的に考え、必要に応じて取り換えなければならない。

図 6.1 にメカニカルシールの構造を示す。

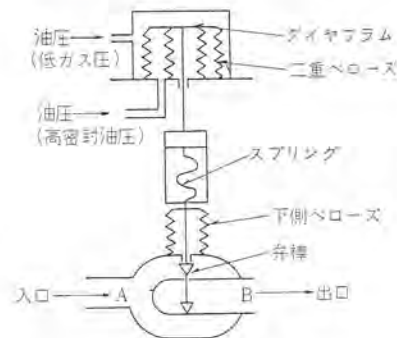
6.6 差圧調整弁と補給調整弁

6.6.1 構造

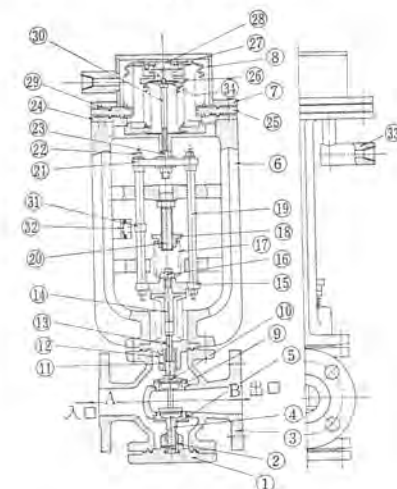
構造を図 6.2、6.3 に示す。差圧調整弁は、ガス圧が上がり弁棒が下がった場合閉じる方向へ動かなければならぬので、弁棒は弁座に対して上開きにする。また補給調整弁は、出口側に通ずる正常時の密封油圧が下がり弁棒が下がった場合に開かなければならぬので、下開きとなる。ところで、下側ベローズに通ずる弁体の部分を A、そうでない部分を B とすると、油の流れの向きは差圧調整弁では A から B、補給調整弁では B から A と逆になっている。もし真空処理式の差圧調整弁において A と B が逆になっているとしよう。この場合 A は真空タンクに通ずるので、真空度が変化すれば下部ベローズは影響を受け、弁棒が上下して弁開度すなわち差圧が変化し不都合を生ずる。複流式ではこのようなことはなく、真空処理式と形式を合わせている。また補給調整弁でも、もし A を入口側とすると、バックアップ油圧が下がったとき弁棒を押し上げる力が不足し、弁座に漏れを生ずるおそれがある。

6.6.2 ハンチング防止

調整弁を高感度にする、運転状態が急変した場合に圧力が変動したりハンチングを起こしたりする傾向を生ずる。たとえば差圧調整弁では、ガス圧力が上がると弁棒が下がり、密封油圧が急に上がってその油圧により今度は弁棒が急に押し上げられ、これを繰り返す傾向を生ずる。これを防ぐため、普通調整弁の作動油圧回路を絞って作動油の流れをゆるめ、ダンピング効果をもたせるようにしている。しかしこれは反面圧力が急激に変動した場合の調整弁の動きを鈍らせ、密封油圧が一時的にガス圧以下に降下す



(a) 原理



(b) 構造

図 6.2 差圧調整弁の原理と構造
Fig. 6.2 Principle and construction of differential pressure regulator.

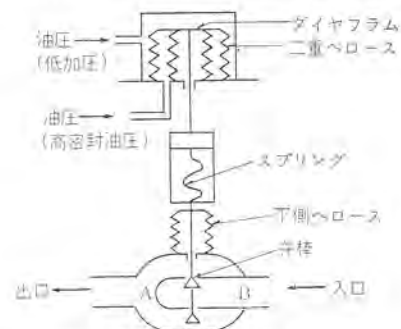


図 6.3 補給調整弁の原理

Fig. 6.3 Principle of backup regulation.

るようなことを起こす。そのため絞り弁と並列にチェックバルブを加え、十分ダンピング効果をもたせると同時に調整弁の動きを迅速に行なわせるようにしている。

6.6.3 作動圧の取り出し口

(1) 作動ガス圧

発電機フレームから直接ガス圧をとり出す方法は、多年にわたって安全に用いられてきたが、もし万一上部ベローズが破れたような場合、油がこの配管を伝わって機内に漏れ込む恐れがある。そのため現在では水素側戻り管の途中、あるいはアウタ取り箱ドレン管途中の油圧をとりだすようにし、上述のような懸念をなくした。

また差圧調整弁のガス作動圧の回路と、補給調整弁のそれを別々にし、低差圧警報器のガス作動圧は補給調整弁の方につけた。この3者が一緒になっていると、ACポンプからDCポンプに切り換えの際、差圧調整弁の弁棒が急に下がった後再び上に上がるため、ガス作動圧配管内の油圧が急上昇して、あたかもガス圧が上

番号	名 称
1	下 プ タ
2	底 フ タ プ ッ シ ュ
3	弁 部 本 体
4	弁 棒
5	下 部 弁 座
6	ヨ ー ク
7	フ ラ ン ジ
8	二 重 ベ ロ ー ズ
9	上 部 弁 座
10	弁 棒
11	上 フ タ プ ッ シ ュ
12	上 プ タ
13	下 部 ス テ ム
14	下 部 連 結 具
15	下 部 横 板
16	座 付 ナ ッ ト
17	ス プ リ ン グ
18	バ ネ 押 え
19	連 結 棒
20	バ ネ 調 節 ネ ジ
21	上 部 横 板
22	座 付 ナ ッ ト
23	座 付 ナ ッ ト
24	フ ラ ン ジ
25	フ ラ ン ジ
26	上 部 連 結 具
27	上 部 連 結 具
28	上 部 連 結 具
29	ア ス ベ ス ト パ ッ キ ン
30	上 部 ス テ ム
31	標 識 具
32	目 盛 板
33	油 導 入 管

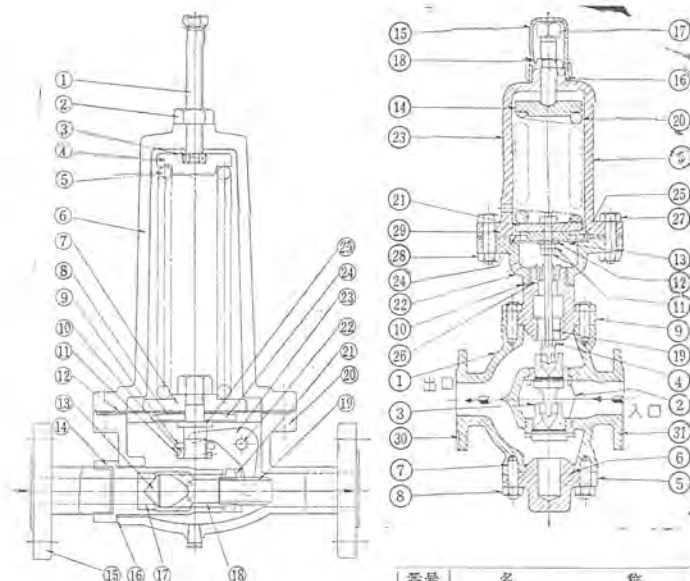


図 6.4 減圧調整弁
Fig. 6.4 Pressure reducing valve.

昇したのと同じ現象を生じ、低差圧警報器が作動することがあるためである。

(2) 作動油圧

密封油のガス圧に対する差圧調整は、作動油の取り出し位置の油圧に対して行なわれる。作動油圧の取り出し位置が密封部から遠いと、途中の配管の油圧損失の分だけ密封部の油圧が下がることになる。調整弁の設定は普通静止中、機内ガス圧がない場合に行なうため、発電機の運転による油温の上昇やガス圧によって油圧が増し、それに比例して密封部の差圧は、はじめの設定より低下する傾向がある。複流式の場合は油圧が多く従来のとり出し位置では差圧の低下が 0.2 kg/cm^2 程度にも達することがわかったので、最近作動油のとり出し位置を密封部入口に移した。

6.6.4 補給調整弁の問題

差圧調整弁が動作している正常時には、補給調整弁の口は閉じ

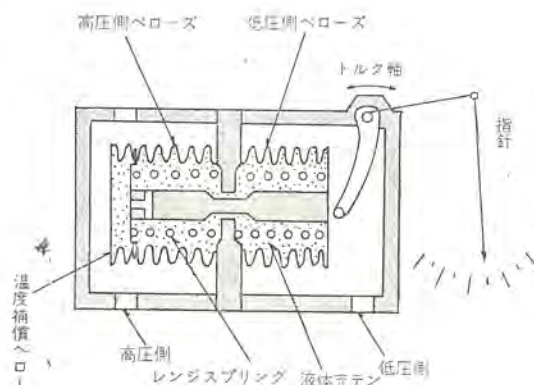


図 6.5 密封油差圧計原理
Fig. 6.5 Principle of seal oil differential pressure meter.



図 6.6 密封油差圧計
Fig. 6.6 Seal oil differential pressure meter.



図 6.7 低差圧警報器
Fig. 6.7 Low differential pressure alarm.

ていなければならない。弁座に漏れがあるとタービン側の調速機油ははいってきて、真空処理式の場合は純度低下を生じ、また複流式の場合は空気側密封油ポンプまわりで循環する量が多くなり、ポンプの過熱を生ずる。差圧特性や寸法を変えないで漏れ止めに完全にするには、なるべく弱い上部ベローズを用いるのがよく、現在スプリング常数 3.5 kg/mm 程度のものができたがさらに 2 kg/mm 程度のものを開発中である。

6.7 減圧調整弁

タービン系統からのバックアップの油圧が 20 kg/cm^2 程度以上になると、途中に減圧調整弁を設けて 8.8 kg/cm^2 程度に落とし、補給調整弁に常時高圧が加わらないようにして漏れの可能性を少なくする。現在図 6.4 (a) のようなものを使用しているが、最近分解、点検が容易な (b) 構造にかえた。

6.8 密封油差圧計

差圧計はおおの $3 \sim 5 \text{ kg/cm}^2$ という高い油圧の差圧を、 $-65 \sim +65 \text{ cmAq}$ の小さい範囲で測るもので、図 6.5 に原理、図 6.6 に外形を示す。使用している特殊なベローズが国産できないため、輸入品を使用している。

6.9 低差圧警報器

低差圧警報器は密封油圧と機内ガス圧との差圧が 0.35 kg/cm^2 になったとき接点を閉じ警報を発するもので、構造を図 6.7 に示す。作動圧力の誤差の上限は補給調整弁が開きはじめる差圧 0.56 kg/cm^2 でおさえられ、下限は密封を保持できる最低差圧 0.2 kg/cm^2 で制限される。ベローズや水銀スイッチのヒステリシス、工作精度が警報精度の向上に関係するが、内部冷却機用では圧力値が高いため、国産では所要の精度のものが得られず輸入品を使用

6.10 密封器フロートポンプ

6.11 油圧機器

6.12 油用井

7. クロスコンパウンド機の水素制御装置

7.1 ガス系統

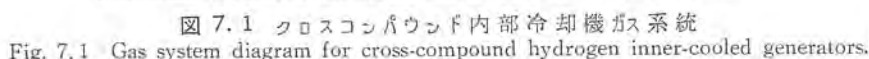
ける。純度はプライマリ・セコンダリで完全に同一にならないことも考えられるので、低純度の警報器は別個に設けるが、高・低の圧力警報器は共通に各1個でさしつかえない。もちろんプライマリ・セコンダリ別々にガスを入れ換えができるようにしている。

7.2 密封油系統

木素側油ならし箱の上部は機内ガスと通じている。したがって運転中プライマリ・セコンダリ別々のガス漏れ量を求めたり、あるいは一方の発電機のみガスを抜く必要がある場合を考えて、油ならし箱は別々に設ける。

差圧調整弁、補給調整弁はプライマリ・セコンダリのうち高い方のガス圧に應ずるようになっている。そのためにいずれか一方のみの発電機を空気に置き換える必要が生じた場合、入れ換えの途中、その発電機のガス圧が下がっても密封油圧は下がらない。このため油量が多くなって機内に油漏れの可能性を生じるので、このような場合には、水素を抜かない方の発電機のガス圧も 0.5 kg/cm^2 程度まで下げる必要がある。

二つの水素側油ならし箱には導油管と仕切り弁 219 を設け常時弁は閉じておく、おのおのの機内ガス圧は同一であるにもかかわらず、もし戻り管の抵抗に差があり流出量が異なれば、両方の油ならし箱内の油面が同一にならない、このまま放置すると油面の低い方の側には空気側回路の油が補給され、純度低下に悪影響をおよぼすので、このような場合には弁 219 を開いて油面を同一に保ってやる必要がある。



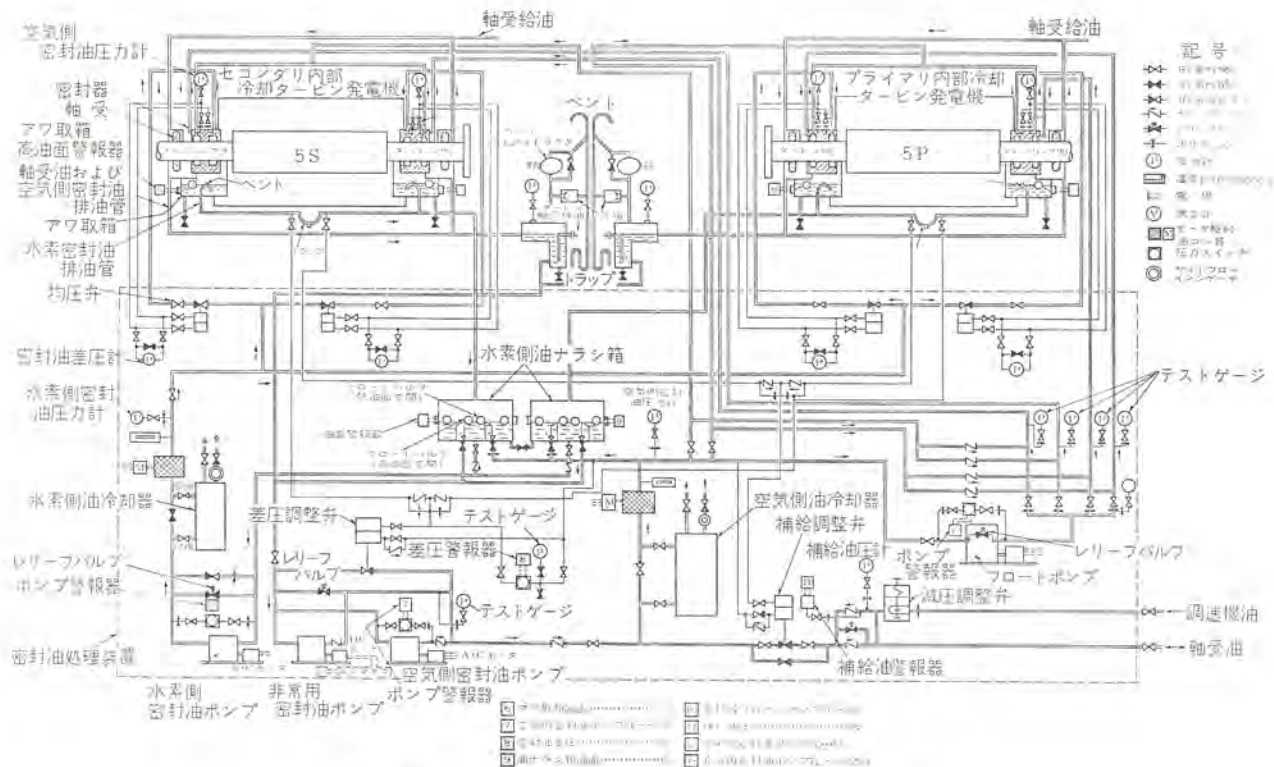


図 7.2 クロスコンパウンド内部冷却機密封油系統
Fig. 7.2 Seal oil diagram of cross-compound hydrogen inner-cooled generators.

8. 水素制御系統の問題

8.1 ガス部品の継ぎ手

ガス系統の計器・器具の継ぎ手には従来からフランジ式を使用している。ガン丈ではあるがスペースを要し不体裁でもあるので、コンパクトな継ぎ手にかえる方針である。

8.2 ガス純度および圧力の警報

ガス純度および圧力の警報は二次空気圧によって行なっている。たとえば内部冷却発電機のガス圧の場合、運転ガス圧 3kg/cm^2 に対するガス圧低、および高の警報値の 2.79kg/cm^2 および 3.35kg/cm^2 に対する二次空気圧は、図 2.9 からわかるように 0.52kg/cm^2 および 0.58kg/cm^2 であり、警報器に高度な精度が要求される。このため二次空気圧の範囲を $0.2\sim 2.0\text{kg/cm}^2$ に広くした計器、あるいは空気圧の代わりに電流を用いて微小な調節を可能とする計器を開発中である。

8.3 ガス乾燥器

ガス乾燥器は容量の割りに容積が大きい。現在コンパクトなものを開発中である。

8.4 水素系統の自動運転

最近わが国にも計算機による制御を行なう火力発電所がふえ、近い将来完全自動運転を行なう発電所も出現すると考えられる。計算機制御を行なう場合、水素制御関係の必要項目は、ガス圧・ガス純度・ガス温度および密封油圧（複流式では空気側密封油圧）

であり、必要に応じ空電変換器、油電変換器などを設ける。密封油温や密封油圧とガス圧との差圧はとくには必要でない。完全な自動運転に対しては、水素ガスの入れ換え・補給・純度・圧力の検出と調節を自動で行なう必要があり、そのフローチャート、検出装置、調節装置などの開発を行なうべく、現在計画中である。水素温度に関しては、すでに内部冷却機で自動的に調節することを実施している。

9. む す び

以上最近の水素ガスおよび密封油制御系統の概略を述べたが、初期のものに比べてその進歩のあとを十分うかがうことができよう。さらに今後も系統の重点化、単準化をはかり、計器、機器の信頼性を向上させることに努力する所存である。

おわりに初期の開発時代から、終始変わることのない熱意をもって計器、機器のほとんどの製作を担当された島津製作所に、心から感謝の意を表する。

参 考 文 献

- (1) 矢幡, 今北:『三菱電機』27, 338 (昭28)
- (2) 加賀, 今井, 遠藤:『三菱電機』32, 27 (昭33)
- (3) S. C. Barton, J. A. Massingill, H. D. Taylor: AIEE Trans., 77, 1335 (1959)

回転軸系の横振動

平野 一郎*・松倉 欣孝*

Transverse Vibration of Rotating Shafts

Central Research Laboratory Ichirō HIRANO・Yoshitaka MATSUKURA

Design of high speed rotating shafts need to predict their vibrational behavior. Although numerous investigations have been made in this field and effective use of computers has reduced the burden of mathematical work, the current analytical method can hardly give details of vibration. Then a new method applicable to general cases has been developed for this problem. It is based on the Koenig's matrix method with an assumption of the Myklestad's beam, being featured by (a) freedom in selecting mechanical unbalance, (b) consideration of dynamic characteristics of bearings and shaft ends, and (c) counting the whirling motion in. It is also contrived to take a form convenient for the calculation with computers. Calculation results are schematically exemplified for two typical shafts.

1. ま え が き

回転機が大形高速化している昨今、設計の時点で軸受剛性も含めた軸振動挙動をはっきりと掌握する必要がある。この種の問題について、古くから解析研究が進められてきたが、実系に応用しようとするに計算に膨大な労力を必要とし、振動挙動を正確につかむことはほとんど不可能であった。しかし、電子計算機の出現と計算技術の進歩とがあいまって、一般の複雑な計算も難なく処理されるようになり、軸系振動挙動計算もすでに実施されつつある。

従来この種の解析は、回転数が3,600 rpm以下の比較的大形でない機械を対象としていたため、軸の曲げおよび回転に起因する慣性力、力系のモーメントを無視して差しつかえなかった。しかし、機械が大形化し慣性率が大きくなり、また回転数が高くなると、慣性力と力系のモーメントの影響、すなわちジャイロ効果を考慮せざるをえなくなる。たとえば高速中性子チョップ⁽¹⁾では軸剛性が小さく、ロータの慣性率が大きく、回転数も高いため系の運動のほとんどがジャイロ効果で決まってしまう。

この点を検討、改善するため過去の回転軸横振動解析法について2, 3考察を加え、次にジャイロ効果、軸受の傾斜角方向剛性を考慮した解析法を述べ、さらにこれを計算機で計算しやすい形にまとめるとともに、実際に計算を行なった結果を記す。

2. 回転軸系横振動解析法の一般的考察

回転軸系を設計するとき留意しなければならない振動挙動は、

- (1) 軸系の危険速度が機械の常時使用速度と一致していないか、
- (2) 危険速度で、軸系の最大振幅および最大応力はどれくらいか、
- (3) 常時使用速度で、軸系の最大振幅および最大応力はどれくらいか、
- (4) オイルホイップ、その他の異常振動が発生しないか、

の4点に絞ることができる。(4)について、従来種々の研究が進められており、発生のメカニズム、振動の安定限界などあらかじめ予知できる例もあるが、オイルホイップ・軸系内部摩擦・軸系弁部摩擦・軸系非等方向性などに原因する異常振動を、大形で複雑な形

状の機械の設計に包括的に持ち込むのは困難である。この種の異常振動については、その種類に応じて個々にとりあげざるをえないので、表題の横振動問題として上記(1), (2), (3)のみを考えることにする。

回転軸の横振動挙動を求めるにはいくつかの方法があるが、いずれも回転軸系をハリとみて、たわみ曲線など材料力学の知識を利用する。振動挙動をはっきりさせるためには、まず危険速度とその速度での振幅の絶対値、ついで危険速度以外の速度での振幅の絶対値を知らねばならない。機械が複雑になると、計算過程は相当めんどろになり、とくに振幅の絶対値を求めるには振動系の減衰効果を考慮しなければならず、危険速度のみを求める場合の数倍もの労力を要する。このようなわけで、従来工学設計上採用されてきた計算法は、危険速度と、そのモードを計算するのが精いっぱいであった。

危険速度を求める代表的な方法としてRayleigh法、Stodola法をあげることができる。Rayleigh法は危険速度におけるたわみ曲線(y)を軸上荷重分布状態から推定してあらかじめ定めておき、運動のエネルギーの最大値とたわみエネルギーの最大値とが等しくなる。すなわち $\omega_{cr} \int (my^2/2) dx = \int (Fy/2) dx$ から危険速度を定めるもので、ここでたいせつなことは危険速度のたわみ曲線をあらかじめよい精度で決めておくことである。

しかし、たわみ曲線がいつもわかっていないとは限らない。このときはStodola法が有効である。Stodola法では、軸速度と境界条件のみを満たすたわみ曲線(y_1)とを仮定し、軸上の質量分布から、遠心力によるたわみ曲線(y_2)が計算できる。最初のたわみ曲線(y_1)が、危険速度における正しいたわみ曲線(y_1)に決められていたとすれば y_1 と y_2 とは比例するはずで、比例しないときは y_2 による遠心力分布からさらに新しいたわみ曲線(y_3)を、ついで y_3 から y_4 と、順次繰り返して y_{n-1} と y_n が比例するまで続ける。そこで危険速度 $\omega_{cr} = \omega \sqrt{y_{n-1}/y_n}$ を計算する。Stodola法では一次の危険速度しか求められないのが欠点である。

Rayleigh法で求めた危険速度は真の危険速度よりわずかに高めに、Stodola法ではわずかに低めになる。両計算において集中定数系、すなわち軸をいくつかの部分に分割し、おのおのの図心に質量が集中したと考えると計算が容易になるが、連続体として計算もでき、設計に應用するときはおもに図式積分を使う。しか

し系を分布定数系とみなすと、そのためにめんどろな積分演算を余儀なくされる。一方、集中定数系による軸系の模型化は、その誤差も数%以下であり、きわめて実用的である。

Myklestad は⁽²⁾、系を集中定数系と考えることによって、任意軸速度の振幅を求めることを可能にした。すなわち、分割部分の質量が質量のないハリで連結されているとし、軸断面に働くせん断力・曲げモーメント・軸分割部の傾斜角・変位をセクションごとに、順次軸端から計算を進めるもので、軸端の境界条件は、せん断力・曲げモーメント・傾斜角・変位のうち二つをゼロに、一つを単位量に、残る一つを他端の境界条件を満たすように決定する。

従来上記3通りの方法で計算を行っていたが、危険速度だけでなく危険速度における振幅も知っておく必要があり、軸系の減衰特性を計算に含める必要が生じた。事実軸受油膜が危険速度における振動様相に大きな影響を与えることが Hagg らによって報告され⁽³⁾、Millar⁽⁴⁾、甘粕⁽⁵⁾は軸受が軸振動に与える影響を加味して回転軸系の横振動挙動を解析してよい結果をえた。Rayleigh 法、Stodola 法では、軸受のある系が計算しにくいのに対し Myklestad 法では軸受があってもよく、また危険速度のみならず、任意軸速度の振動振幅などが計算できるため Millar、甘粕は Myklestad 法を使った。

軸振動挙動に大きな影響を与えるものにジャイロ効果がある。ジャイロ効果は軸の回転のために生ずる力系のモーメントであるから、これを無視した計算に比べ危険速度が低くなり、またいままでになかったふれまわり(歳差)運動が発生する。この点についての解析は、厳密な運動方程式を立てる必要があり、たとえば恒理⁽⁶⁾は Euler の運動方程式から解を導びいているが、この種の方法では運動方程式の形が複雑になり、無質量軸の中間に大きな円板が1枚ついているような簡単な系の危険速度、振幅などが知られるにとどまる。運動方程式の簡単化という意味では Finkelstein⁽⁷⁾が系を Myklestad ハリに模型化して、多数の円板をもつ軸について考察を加えたが特性方程式を解くにとどまり、危険速度とふれまわり速度を求めるのが精いっぱいであった。

上に述べた各種計算に膨大な労力を要することは想像に難くないが、最近の電子計算機の発達に伴なって軸振動解析にも電子計算機が利用されるようになり、たとえば、甘粕、Finkelstein は複雑な計算を電子計算機で処理している。しかし、Myklestad 法は元来、手計算のために便利に作られた方法で、手計算順序を簡明化するため表現が煩雑になり、物理的意味がつかみにくいこととあいまって、必ずしも電子計算機で計算するのに適した方法とはいえない。物理的意味をはっきりさせるためには単純な表現法を用いるのが望ましく、この意味で振動挙動をマトリックスで表現するのが適当である。

Koenig⁽⁸⁾、Grenther⁽⁹⁾らは、上の考えにしたがってマトリックスを駆使し表現を簡潔にするとともに、実系について数値計算を行なってよい結果をえた。

Koenig の理論は、

- (1) 軸系を Myklestad ハリ と考える。
- (2) 軸受半径方向油膜剛性、減衰特性を考慮している。
- (3) 軸受ペダスタル、支持体の振動特性を考慮している。
- (4) ジャイロ効果を考慮している。
- (5) (a)軸系の分割個数 (b)軸受の数と位置 (c)アンバランスの数・大きさ・位置 (d)境界条件を任意にとれる。
- (6) 任意の回転数における横振動振幅・軸の傾斜角・断面に

働く曲げモーメント・せん断力を計算できる。

のが特長で、回転軸系横振動に関係すると思われるファクタをほぼすべて含んでいるが、

(a) Di Taranto⁽¹⁰⁾がとりあげた軸受け傾斜角方向剛性と減衰特性を考慮していない。

(b) ふれまわり項を無視している。

(c) 影響係数法を一部とりいれているので、表現がやや複雑になり、また計算時間が格段に増加する。

という点に問題がある。

軸受ペダスタルと支持体の特性を解析に持ちこむと、系の振動挙動をより包括的につかんだことになり望ましくはあるが、一般にフケットなどの機械インピーダンスが不明なことが多く、必ずしもよい結果が期待できない。

以上に回転軸系横振動挙動計算の動向を概説したが、筆者らは Koenig の方法をとりいれながら欠点を補いつつ、とくに物理系(実系)との対応がとりやすく、計算機に入れやすい形にすることを目標にして解析法を開発したので以下に述べる。

3. 回転軸系の横振動解析

解析を進める前につぎの仮定を採用する。

- (1) 回転軸系を Myklestad ハリ とみなす。
- (2) 軸断面を円形とする。軸は中空でもよい。
- (3) 軸のジャイロ効果を考慮する。
- (4) 軸材の内部摩擦を無視する。
- (5) 軸受の半径方向剛性と減衰特性、および傾斜角方向剛性と減衰特性を考慮する。各特性の非線形性はないものとする。
- (6) 軸受支持体の振動特性を無視する。
- (7) 軸の形状、軸受特性に非等方向性はないものとする。

回転軸系を図 3.1 に示すように任意の N 個のセクションに分割し、各セクションを軸素と名づける。各軸素が系の振動に及ぼす影響を考えると、軸素はつぎの3種の軸要素、すなわち

- (1) 円板
- (2) 可とう軸
- (3) 軸受

に分類できる。

円板とは、軸素の質量、慣性能率が軸素の中央に集中したもので、軸系の慣性項に関係してくる。ロータの不釣り合いはこの部分に生ずると考えると便利である。

可とう軸とは、軸系の曲げに対するバネ動作を受けもつ軸要素で、集中質量、慣性能率部分と無質量のバネ部分とを組み合わせたものである。質量、慣性能率の大きさは軸素の質量などと等価な量を選び、集中位置は軸素の中央・左端・右端のいずれでもよい。物理系との対応を考えると、軸素の中央に質量、慣性能率が集中したとするのが望ましいが、計算がハシ雑になり、計算回数が増加する。電子計算機で数値計算を行なうにしても、まるめ誤差などがはいるこむ機会を最少にするため計算回数をなるべく少

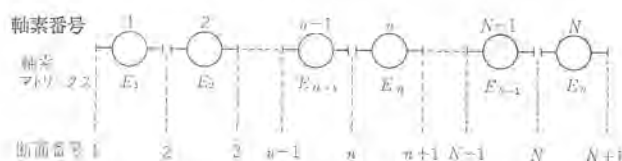


図 3.1 軸系の模型
Fig. 3.1 Schematic diagram of shaft.

表 3.1 記号対照

A : 軸素マトリックスの総乗積 ($E_N \cdot E_{N-1} \cdots E_2 \cdot E_1$)
CM : 軸受の、傾斜角方向減衰係数 ($\text{kg} \cdot \text{mm} \cdot \text{sec}$)
CS : 軸受の、半径方向減衰係数 ($\text{kg} \cdot \text{sec}/\text{mm}$)
D : 円板の軸要素マトリックス式 (3.4) 参照
E : 軸材のヤング率 (kg/mm^2)
E_n : 軸素マトリックス
F : 可とう軸の軸要素マトリックス式 (3.8) 参照
I_F : 軸および円板の、回転軸まわり慣性能率 ($\text{kg} \cdot \text{mm} \cdot \text{sec}^2$)
I_d : 軸および円板の、回転軸に垂直な軸まわりの慣性能率
Kar : 軸受の、傾斜角方向剛性 ($\text{kg} \cdot \text{mm}/\text{rad}$)
KS : 軸受の半径方向剛性 (kg/mm)
M_{xn}, M_{yn} : n 番目の断面に働く曲げモーメントの x, y 方向成分 ($\text{kg} \cdot \text{mm}$)
N : 軸系の分割個数、軸素の数
S : 軸受の軸要素マトリックス式 (3.11) 参照
S_{zn}, S_{yn} : n 番目の断面に働くせん断力の x, y 方向成分 (kg)
zn : 状態マトリックス式 (3.1) 参照
α_{11}, α_{22} : マトリックス A の要素
d : 軸径 (mm)
d_h : 軸が中空の場合、その内径
l : 軸素の長さ (mm)
m : 軸系の質量 ($\text{kg} \cdot \text{sec}^2/\text{mm}$)
x_n, y_n : n 番目の断面の変位, x, y 方向成分を示す (mm)
Ω : 軸の回転角速度 (rad/sec)
α : 重心の偏角 (rad)
γ : 軸材の比重量 (kg/mm^3)
δ : 軸の偏重心 (mm)
θ_{xn}, θ_{yn} : n 番目の断面での軸の傾斜, x, y 方向成分を示す (rad)
ω : ふれまわり回転角速度 (rad/sec)

なくするべきである。

軸受は、軸の半径方向変位に対する復元力と減衰力を受けもつ部分で、軸受の剛性、減衰特性は別に軸受の理論から求める⁽¹¹⁾。軸受が長い場合、半径方向剛性のほかに Di Tarant が考慮した軸受の傾斜角方向剛性が軸受部の モーメント にきいてくる。

軸系を分割した各軸素は、上記軸要素のいずれかに該当するので、逆に上記軸要素を適宜組み合わせるであらゆる軸系を模擬できる。

軸系の n 番目の軸素の振動挙動を知るには、軸両端の (1) 変位 (2) 傾斜角 (3) 断面に働く曲げ モーメント (4) 断面に働く セン断力 がわかればよい。 まず右端の振動挙動を表 3.1 に記した記号を用いたマトリックスの形で書き、これを状態マトリックス (Z_n) と名づける。

$$Z_n = \{x, \theta_x, M_x, S_x, y, \theta_y, M_y, S_y, 1\} \cdots \cdots (3.1)$$

マトリックスの要素 $x, \theta_x \cdots$ などの正方向を図 3.2 (a), (b) のようにとった。 z 軸は、軸の長手方向である。 サフィックス x, y は z 軸に垂直な平面上の直交座標系である。 また、最後の 1 は、外力を含めるときに必要な項である。 軸素の右端の状態マトリックスも式 (3.1) と同様に書けるが、両状態マトリックス間には、

$$Z_{n+1} = E_n Z_n \cdots \cdots (3.2)$$

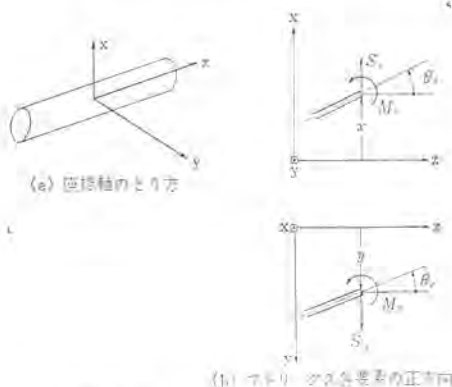


図 3.2 座標軸のとり方
Fig. 3.2 Coordinate system.

なる関係がある。ここで、 E_n は軸素マトリックスで、断面 n と $n+1$ の間の軸素が振動にどのような影響を与えるか、つまり軸素が先にあげた どの軸要素に属するかで決まる。以下軸要素マトリックスを求める。

3.1 円板マトリックス (D)

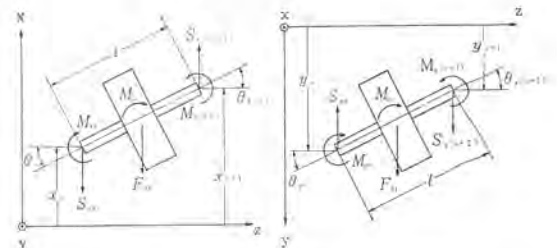
軸素が偏心のある円板の場合、軸要素マトリックスはその慣性力、ジャイロモーメントを考慮して決める。円板に働く力、モーメントのツリ合いは図 3.3 のようになり、状態マトリックス (Z_n) と Z_{n+1} の間に

$$Z_{n+1} = D Z_n \cdots \cdots (3.3)$$

なる関係が成立する。ここで D は式 (3.4) に示す円板マトリックスで、図 3.3 のツリ合いかから求める。

$$D = \begin{pmatrix} 1 & l & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -II_F/2 & I_m - I_F^2/4 & l & -l & 0 & 0 & 0 & 0 & (\varepsilon m l \omega^2 \cos \alpha)/2 \\ I_F & II_F/2 & 0 & l & 0 & 0 & 0 & 0 & -(\varepsilon m \omega^2 \cos \alpha)/2 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & -l & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & II_F/2 & I_m - I_F^2/4 & l & l & -(\varepsilon m l \omega^2 \sin \alpha)/2 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & I_F & -II_F/2 & 0 & l & -(\varepsilon m \omega^2 \sin \alpha)/2 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}$$

$$I_F = -m\omega^2, I_m = -(I_d\omega - I_p\Omega)\omega \cdots \cdots (3.4)$$



M_{xi}, M_{yi} はジャイロモーメント, F_{xi}, F_{yi} は慣性力
 $M_{xi} = -(I_d\omega - I_p\Omega)\omega, F_{xi} = -m\omega^2 x_n - \varepsilon m \omega^2 \cos \alpha$
 $M_{yi} = -(I_d\omega - I_p\Omega)\omega, F_{yi} = -m\omega^2 y_n - \varepsilon m \omega^2 \sin \alpha$
 図 3.3 円板に働く力とモーメント
 Fig. 3.3 Forces and moments acting on disk.

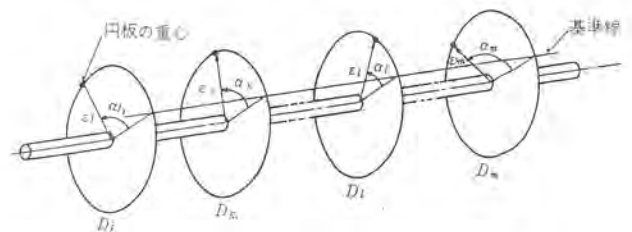


図 3.4 アンバランスの位置
Fig. 3.4 Eccentricities of gravitational center.

円板軸要素が数個以上あって、それぞれに不ツリ合があるとき、 D は図 3.4 に示すように基準線となす角 α と偏重心 ε とで決める。基準線はどこにとってもよいが、不ツリ合量が最も大きい円板で $\alpha=0$ となるようにすると便利である。

3.2 可とう軸マトリックス (F)

質量と慣性能率とを考慮した可とう軸マトリックスは、3.1 節で述べた円板と、質量、慣性能率を無視した可とう軸とが図 3.5 のように組み合ったものとする。まず断面 n と n' の状態マトリックス間に次の関係がある。

$$Z_{n'} = F^* Z_n \cdots \cdots (3.5)$$

ここで、 F^* は質量と慣性能率とを無視した可とう軸マトリックスで、

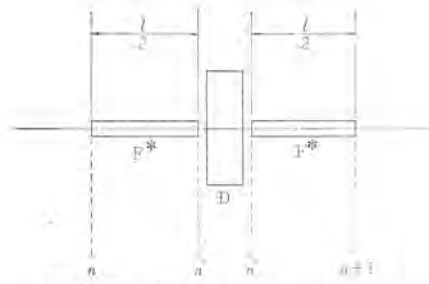


図 3.5 可トウ軸と円板
Fig. 3.5 Schematic diagram of two flexible shafts and a disk.

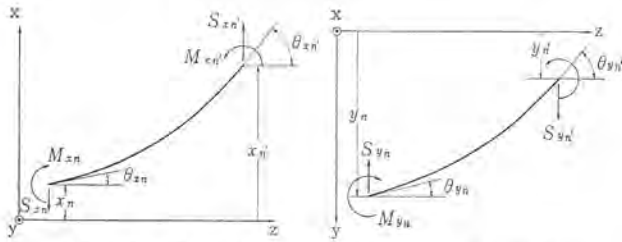


図 3.6 可トウ軸に働く力とモーメント
Fig. 3.6 Forces and moments acting on flexible shaft.

$$F^* = \begin{bmatrix} 1 & l/2 & l^2/8 EJ & -l^3/48 EJ & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & l/2 EJ & -l^2/8 EJ & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & -l/2 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & -l/2 & -l^2/8 EJ & -l^3/48 EJ & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & l/2 EJ & l^2/8 EJ & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & l/2 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

$$J = \frac{\pi}{64} (d^4 - d_h^4) \quad (3.6)$$

マトリックスの要素を図 3.6 の力およびモーメントのツリ合いと、材料力学の知識とから計算¹²⁾する。これを式 (3.6) に示す。

n' , n'' と、 n' , $n+1$ との間には式 (3.3), (3.5) からつぎの関係がある。

$$Z_{n'} = D Z_{n''}, Z_{n+1} = F^* Z_{n'} \quad (3.7)$$

したがって

$$Z_{n+1} = F^* D F^* Z_n = F Z_n \quad (3.8)$$

ただし $F = F^* D F^*$

式 (3.8) の F は質量、慣性能率を考慮した可トウ軸マトリックスで、式 (3.8) の D の要素にあらわれる m , I_p , I_d は軸の質量、慣性能率に等しくとる。すなわち

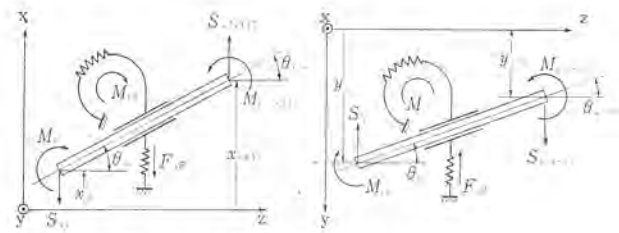
$$m = \pi \gamma l (d^3 - d_h^3) / 4g, I_p = m (d^2 + d_h^2) / 2 \\ I_d = m (d^2 + d_h^2 + l^2/3) / 4 \quad (3.9)$$

3.4 軸受マトリックス (S)

軸受から軸に働く力、モーメントは、軸受の半径方向変位と速度、および軸受の傾斜角と傾斜角速度とによって生ずるものとする。力およびモーメントのツリ合いは図 3.7 を参考にして

$$Z_{n+1} = S Z_n \quad (3.10)$$

ただし、 S は軸受マトリックスである。マトリックスの要素を式 (3.11) に示す。



M_x, M_y, M_z は軸受回転方向剛性によるモーメント

F_x, F_y, F_z は軸受半径方向剛性による反力

$$\begin{cases} M_x = K_M \theta_{xn} - C_M \omega \theta_{yn} \\ M_y = K_M \theta_{yn} + C_M \omega \theta_{xn} \end{cases} \quad \begin{cases} F_x = K_Y x_n + C_Y \omega y_n \\ F_y = K_Y y_n - C_Y \omega x_n \end{cases}$$

図 3.7 軸受部の力とモーメント
Fig. 3.7 Forces and moments from bearing.

$$S = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & -C_M \omega & 0 & 0 & 0 \\ K_Y & 0 & 0 & 1 & C_S \omega & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & C_M \omega & 0 & 0 & 0 & K_M & 1 & 0 & 0 \\ -C_S \omega & 0 & 0 & 0 & K_S & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (3.11)$$

は

$$Z_n = E_{n-1} E_{n-2} \cdots E_2 E_1 Z_1 \quad (3.12)$$

さらに軸の両端について、

$$Z_{N+1} = E_N E_{N-1} \cdots E_n E_{n-1} \cdots E_2 E_1 Z_1 = A Z_1 \quad (3.13)$$

の関係がある。ただし、

$$A = E_N E_{N-1} \cdots E_n E_{n-1} \cdots E_2 E_1 \\ = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} & \cdots & a_{19} \\ a_{21} & a_{22} & \cdots & a_{29} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ a_{91} & a_{92} & \cdots & a_{99} \end{bmatrix} \quad (3.14)$$

マトリックス A は、軸の物理定数と軸の回転角速度 Ω 、ふれまわり回転（歳差）角速度 ω との関数になっている。

軸系の振動挙動を計算するには、境界条件

(1) 端末自由の場合 $Z = \{x, \theta_x, 0, 0, y, \theta_y, 0, 0, 1\}$

(2) 端末固定の場合 $Z = \{0, 0, M_x, S_x, 0, 0, M_y, S_y, 1\}$

(3) 端末支持の場合 $Z = \{0, \theta_x, 0, S_x, 0, \theta_y, 0, S_y, 1\}$

を適宜条件にみあわせて式 (3.13) に代入する。たとえば、両端自由の場合、式 (3.13) の Z_1, Z_{N+1} に境界条件を代入し、3, 4, 7, 8 行目を取り出してつぎの式をうる。

$$\begin{bmatrix} a_{31} & a_{32} & a_{33} & a_{34} \\ a_{41} & a_{42} & a_{43} & a_{44} \\ a_{71} & a_{72} & a_{73} & a_{74} \\ a_{81} & a_{82} & a_{83} & a_{84} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x \\ \theta_x \\ y \\ \theta_y \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} a_{39} \\ a_{49} \\ a_{79} \\ a_{89} \end{bmatrix} \quad (3.15)$$

式 (3.15) は $\{x, \theta_x, y, \theta_y\}_1$ に関する連立 1 次方程式であるから、 $Z_1 = \{x, \theta_x, y, \theta_y\}_1$ が具体的数値として求められる。 $Z_2, Z_3, \dots, Z_n$ など任意断面の状態マトリックスを計算するには式 (3.15) でえた Z_1 と式 (3.2) とから

$$Z_2 = E_1 Z_1, Z_3 = E_2 Z_2, \dots, Z_n = E_{n-1} Z_{n-1} \quad (3.16)$$

なる計算を順番に繰り返せばよい。以上で両端が自由な回転軸系のすべての断面の状態マトリックスがわかり、系の振動挙動も明らかにする。

例にあげた境界条件と違う場合も式 (3.13) に相当するマトリックス方程式から、適当な 4 行を選び、 Z_1 を計算した後、計算を進める。

軸系の共振周波数は、マトリックスの固有値問題と考えればよく、ここでは式 (3.14) に境界条件を加味した基本方程式から出発する。式 (3.15) は両端自由のときの基本方程式であるが他の境界条件の場合も同様に処理できるから、例として、式 (3.15) を使って計算を進める。式 (3.15) で、

$$\Sigma_1 = x_1 + jy_1, \theta_1 = \theta_{x1} + j\theta_{y1} \dots\dots\dots (3.17)$$

と置いて変形すれば、

$$\begin{bmatrix} b_{11} & b_{12} \\ b_{21} & b_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Sigma \\ \Theta \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} b_{13} \\ b_{23} \end{bmatrix} \dots\dots\dots (3.18)$$

ここで $b_{11}, b_{12}, \dots$ などは軸系の物理定数と Ω, ω で決まる複素定数である。系の共振周波数は式 (3.18) のマトリックスの行列式がゼロとなる場合で、すなわち、

$$\begin{vmatrix} b_{11}(\omega, \Omega) & b_{12}(\omega, \Omega) \\ b_{21}(\omega, \Omega) & b_{22}(\omega, \Omega) \end{vmatrix} = 0 \dots\dots\dots (3.19)$$

を満たす Ω, ω の組を見つげるとよい。軸のふれまわり角速度 ω を、

$$\omega = \omega_R + j\omega_I \dots\dots\dots (3.20)$$

の形に置き、式 (3.20) を式 (3.19) に代入して実数部分、虚数部分に分解すると、式 (3.19) は、

$$\begin{cases} f_R(\Omega, \omega_R, \omega_I) = 0 \\ f_I(\Omega, \omega_R, \omega_I) = 0 \end{cases} \dots\dots\dots (3.21)$$

となり、一定の軸回転角速度 Ω に対して ω_R, ω_I が計算できる。回転軸系に、円板または可とう軸軸要素が1個あると、式 (3.21) は ω の4次式になることから推測して軸系に K 個の円板または可とう軸がある場合、式 (3.21) は ω の $4K$ 次式となり、一つの軸回転角速度 Ω について $4K$ 個のふれまわり回転角速度 ω_R が対応する。

ふれまわり回転数と軸回転数とが一致したとき系は共振し、これが危険速度である。

系は、ある軸回転数で、常に $4K$ 個のふれまわりモードを持つが、各ふれまわりモードには、それぞれ減衰の大きさを決める ω_I が対応しており、 $\omega_I > 0$ のとき、自由振動であるふれまわり運動は必ずしも現われるとは限らず、仮に現われても減衰して消滅する。しかし、 $\omega_I < 0$ のとき、系は不安定で回転軸系は異常振動を起こす。軸のふれまわり回転数は、軸回転数の高低にかかわらず高いものと低いものがある。高い場合は軸受油膜部での減衰がよく効くと考えられるが、低くなると速度に比例する減衰は効き難くなり、ふれまわり運動が不安定になる可能性がでてくる。

ふれまわり運動を無視して、系の振動挙動のみを論ずるときは $\Omega = \omega$ と置いて式 (3.16) までを使えばよい。

4. 数値計算例

前章に述べた回転軸系解析法をもとに、IBM 7090 電子計算機を用いて、2, 3の軸例の振動挙動を計算した。

計算にあたって、従来の計算様式とはかく入力データの形式が複雑で物理系との対応がつきにくい傾向があったことに留意した。3章に述べた理論では、幸いに各軸素の定数がグループになって移動することに着目し、データを計算機に入れる段階で軸系をカードで模擬することにした。すなわち計算にあたって図4.1に示すように、まず軸の分割個数・境界条件・軸の回転数など一般的事項をパンチしたカードを準備する。つぎに軸系を適宜 N 個に分割して、各軸素ごとに軸素の種類・軸径・長さ・重量などの物理定数を1グループのカード(2~3枚)にパンチする。このカードを

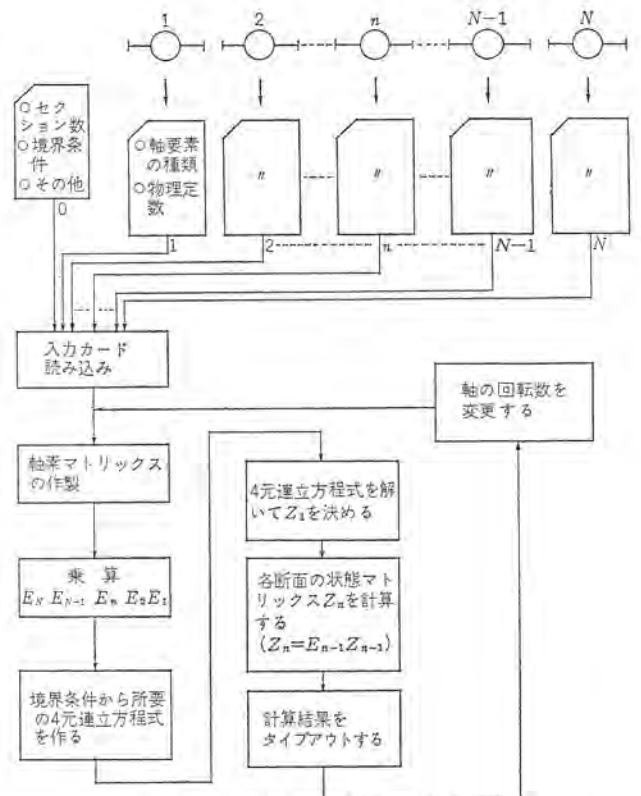


図 4.1 数値計算のフローチャート
Fig. 4.1 Flow chart for calculation.

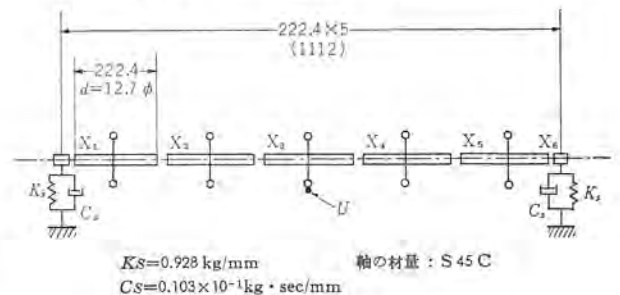


図 4.2 回転軸例 (I)
Fig. 4.2 Example (I) of rotating shaft.

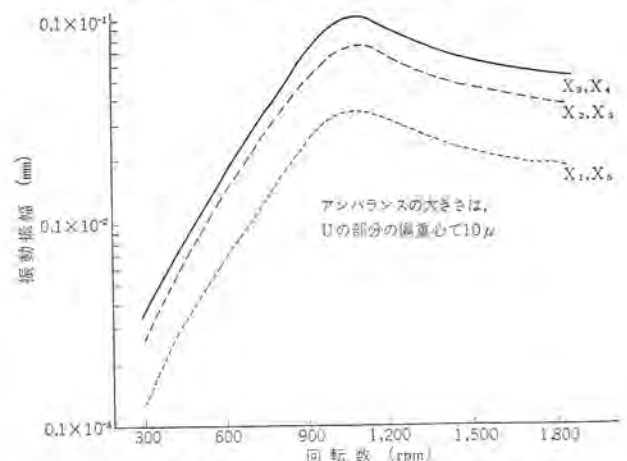


図 4.3 回転軸例 (I) の振動振幅
Fig. 4.3 Vibration amplitude of rotating shaft (I).

軸系で軸素が並んでいる順番どおりに並べて順次計算機に読み込ませデータのインプットを終了する。

このようにすれば、一連の軸系が電子計算機のカードで模擬できることになり、軸系の振動挙動に不都合があった場合数グループのカードを入れ換えるだけで新しい軸系を作ることができる。

5. む す び

現在まで一般に使用されてきた回転軸系横振動計算法の概略を述べた後、筆者らが開発した計算法について記した。筆者らの計算法の特徴は、

- (1) アンバランスの数・大きさ・位置は任意である。
- (2) 軸受の数、位置は任意である。
- (3) 軸端の境界条件は軸受、オーパハングのいずれでもよい。
- (4) 軸受の半径方向および傾斜角方向の剛性と減衰特性を考慮した。
- (5) 軸のふれまわり回転数が計算できる。
- (6) 理論の中で物理定数が軸素ごとにまとまっているので数値計算をするときも入出力の形が簡単で、電子計算機入力カードで物理系を直接模擬できる。

諸点である。さらに、筆者らの方法にもとづき、簡単な例について数値計算を行なった。

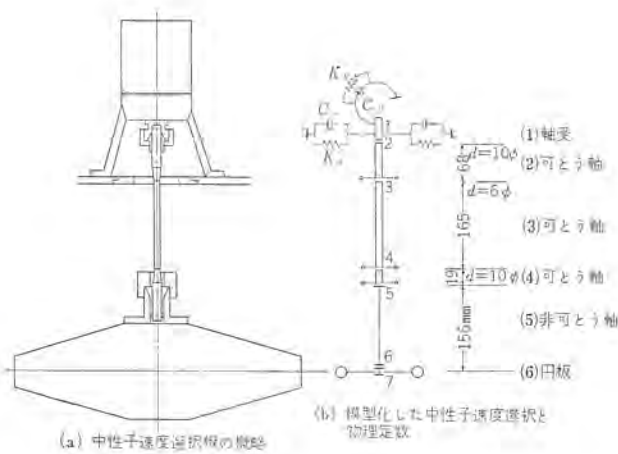
3章で述べたふれまわり周波数計算は、4章に述べた振動挙動計算プログラムを多少変更すれば可能になり、また理論の扱いを少し変えれば、ランダムハリの問題⁽¹³⁾にも拡張できる。

この種の回転軸系の横振動計算は、今後いろんな分野で必要になるであろうが、実計算にあたっては、軸系の物理定数をどのように算出するかが大きな問題になってくる。すなわち、軸受の剛性、減衰特性に関しても、数種の報告があるが実機に適用するにあたっては必ずしも十分とはいえないこと、軸長に比べ軸径が大きいとき、および段付き軸で断面の変化の大きいとき、隣接軸の影響をどのように考えるか、などの諸点が問題になってくる。今後この方面の実用的な資料がまたれる。

(昭41-4-22受付)

参 考 文 献

- (1) 前田、藤原、川面、大野：「三菱電機技報」36, 1133 (昭37)
- (2) N. O. Myklestad : Fundamentals of Vibration Analysis, 273 (1956)
- (3) A. C. Hagg & G. O. Sankey : Jour. Appl. Mech., 23, 303 (1956)
- (4) D. F. Millar : Jour. Appl. Mech., 20, 167 (1953)
- (5) 甘粕：「三菱電機技報」37, 1020 (昭38)
- (6) 亘理：東大生研報告, 2, 4 (1952) (英文)
- (7) A. R. Finkelstein : Trans. ASME, Jour. Appl. Mech., 32, 589 (1965)
- (8) E. C. Koenig : Jour. Appl. Mech., 28, 585 (1961)
- (9) T. G. Grenther & D. C. Louejoy : Jour. Appl. Mech., 28, 591 (1961)
- (10) R. A. DiTarant : Jour. Appl. Mech., 25, 57 (1958)
- (11) たとえば, O. Pinkus & B. Sternlicht : Theory of Hydrodynamic Lubrication, 68 (1961)
- (12) たとえば, E. C. Pestel & F. A. Leckie : Matrix Method in Elasto Mechanics, 125 (1963)
- (13) Y. K. Lin : AIAA Jour., 2, 1448 (1964)



$K_S = 0.7 \times 10^6 \text{ kg/mm}$
 $K_M = 0.1 \times 10^{11} \text{ kg} \cdot \text{mm}^2/\text{rad}$
 $C_S = 0.2 \times 10^3 \text{ kg} \cdot \text{sec/mm}$
 $C_M = 0.3 \times 10^7 \text{ kg} \cdot \text{sec mm/rad}$
 $M = 1.70 \times 10^{-2} \text{ kg} \cdot \text{sec}^2/\text{mm}$
 $I_p = 4.43 \times 10^3 \text{ kg} \cdot \text{mm} \cdot \text{sec}^2$
 $I_b = 2.36 \times 10^3 \text{ kg} \cdot \text{mm} \cdot \text{sec}^2$
 軸材: S 45 C

図 4.4 中性子速度選択機と模型化
Fig. 4.4 Schematic diagrams of fast neutron chopper.

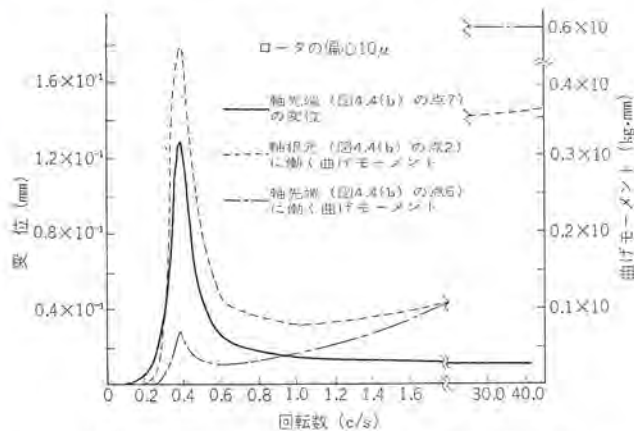


図 4.5 変位と曲げモーメントの共振特性
Fig. 4.5 Amplitude and bending moment of rotating shaft vs. rotor speed.

数値計算は、おもに 9 行 9 列正方マトリックスの乗算と、4 元 1 次連立方程式を解く作業とからなっているが、これを図 4.1 の手順で行ない、計算結果は軸回転数をパラメータにして、軸の任意部分の変位・傾斜角・任意断面に働く曲げモーメントとせん断力をタイラウトさせる。

以上の趣旨にもとづいて計算プログラムを作り、図 4.2 の軸系のせん断力・曲げモーメント・傾斜角・変位を、回転数をパラメータにして計算し、図 4.3 に変位を示す。つぎに、ジャイロ効果が大きく効くと考えられる図 4.4 (a) の高速中性子チョッパの振動挙動を計算した。図 4.4 (b) は模型化した場合で、図 4.5 に先端の変位などを示す。

なお、パラメータにとった回転数 1 個あたりの計算時間は、第 1 の例で約 0.3 秒、第 2 の例で約 0.4 秒であった。

八幡製鉄堺製鉄所納め第3熱間圧延機用電機品

伊藤 嗣郎*・林 昌宏*・細野 勇**

Electric Apparatus for Hot Strip Mills No. 3 of Sakai Works, Yawata Iron and Steel Mfg Company

Kōbe Works Tsugio ITŌ・Masahiro HAYASHI

Itami Works Isamu Hosono

In January, 1964 full continuous hot strip mills No. 3 entered into commercial operation at Sakai Works of the Yawata Iron and Steel Mfg. Company. They have been operating successfully since then with delivery speed for rolling of 915 m per min. at the maximum, involving many novel features such as capability of speeding up the function as the case demands and also provision of automatic gage control. Mitsubishi has supplied all the electric apparatus to drive the above mill except the gage control system. Salient talking points of the equipment are the extensive use of ignitron rectifiers cooled with circulating pure water in conjunction with air cooled recoolers.

1. ま え が き

昭和39年1月から実動しはじめた八幡製鉄堺製鉄所の1420 m 熱間圧延機は5基(将来6基)の粗圧延機, 6基の仕上圧延機, 2基(将来3基)のダウンコイルを有するわが国最大級の新鋭連続式熱間圧延機であり, 電機品一式を当社が納入した。この圧延機は最高圧延速度915 m/minで加速圧延を行なうほか, 自動板厚制御(Automatic Gauge Control GE社製), 急速ロール組換え装置等の多くの新技術が採用されている。本文は粗圧延機と仕上圧延機の電機品の概要について述べたものである。

2. 機械設備仕様の概要

アメリカUE社製のスタンドの諸元を表2.1, 2.2に, スピードコーンダイヤグラムを図2.1に示す。

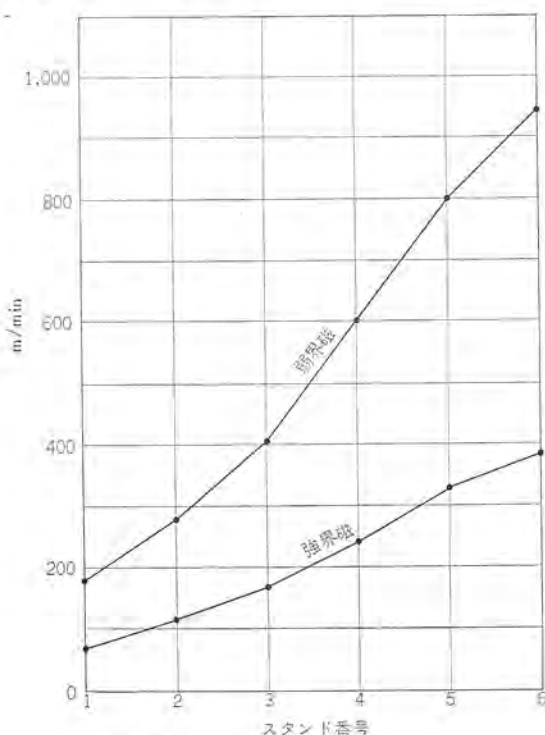


図 2.1 スピードコーンダイヤグラム
Fig. 2.1 Speed cone diagram.

表 2.1 圧延スタンド諸元

	スタンド番号	ワークロール 径×長さ(mm)	バックアップロール 径×長さ(mm)	備 考
粗 圧 延	R ₂	1117.6×1422.4	—	
	R ₃ ~R ₆	914.4×1422.4	1371.6×1422.4	
仕上圧延	F ₁ ~F ₆	698.5×1422.4	1371.6×1422.4	スタンド間隔 5486.4

表 2.2 圧 延 能 力

圧 延 速 度 (m/min)				普通鋼 915, ステンレス鋼 487max
生 産 能 力 (T/M)				185,000
ス ラ ブ 寸 法 (mm)	普 通 鋼	板 厚	幅 寸	229 max
		板 長	幅 寸	1,320 "
	ス テ ン レ ス	板 厚	幅 寸	127 (幅 940) max
		板 長	幅 寸	1,175 (幅 1,270) "
成 品 寸 法 (mm)	普 通 鋼	コイル内径	幅 寸	763
		コイル外径	幅 寸	1,780 max
	ス テ ン レ ス	コイル重量	幅 寸	20,200 kg max
		板 厚	幅 寸	2.54~6.35
ス ラ ブ 寸 法 (mm)	ス テ ン レ ス	板 厚	幅 寸	1,270 max
		板 長	幅 寸	763
	普 通 鋼	コイル内径	幅 寸	1,525 max
		コイル重量	幅 寸	9,060 kg max

3. 回 転 機

粗圧延機は同期電動機(5スタンド合計 23,000 kW, 将来6スタンド)仕上圧延機は直流電動機(6スタンド合計 29,800 kW)で駆動し, 電源は水銀整流器を使用している。直流電動機約490台, 直流補助発電機約90台, 交流電動機約90台をもつ最大級の新鋭設備である。

3.1 粗圧延

各スタンドは表3.1のように同期電動機で駆動され, おもな特長はつぎのとおりである。

(1) 過負荷300%に耐えるように脱出トルクを与えている。

(2) 耐熱特殊合金を用いた強力な始動兼制動カゴ形巻線を磁頭に備え, 加速や負荷角の動揺による制動巻線の過熱折損事故を防止するため, 材質・形・寸法・隣接接続構造を十分検討して製作している。そのため, フリッドボール形回転子を用いた圧延用同期

表 3.1 粗圧延用同期電動機 リスト

スタン ド番 号	歯車比	電動機の定格				備 考
		出力 (kW)	電 圧 (V)	回転速度 (rpm)	脱出トルク (%)	
—		750	3,300	514	300	バーチカルスケールブレイカ用 (将来設置)
(R 1)		3,700	11,000	450	300	
R 2	25.65	3,700	11,000	450	300	
R 3	20.99	3,700	11,000	450	300	
R 4	12.58	5,200	11,000	450	300	
R 5	9.55	5,200	11,000	450	300	
R 6	6.52	5,200	11,000	450	300	

注) すべて固定子シェッド装置付, 80 % 進力率

表 3.2 仕上圧延用直流電動機 リスト

スタン ド番 号	歯車比	電動機の定格				水銀整流器 の容量 (kW)
		出力 (kW)	電 圧 (V)	回転速度 (rpm)	駆動方式	
F 1	4.79 : 1 (減速)	2×2,250	2×600	150/390	2 タンデム 電 機 子	1-4920
F 2	2.88 : 1 (減速)	2×2,600	2×600	150/365	2 タンデム 電 機 子	1-5640
F 3	1.97 : 1 (減速)	2×2,600	2×600	150/365	2 タンデム 電 機 子	1-5640
F 4	直 結	2×2,600	2×600	150/275	2 タンデム 電 機 子	1-5640
F 5	直 結	2×2,600	2×600	150/365	2 タンデム 電 機 子	1-5640
F 6	直 結	2×2,250	2×600	175/430	2 タンデム 電 機 子	1-4920

表 3.3 仕上主電動機過負荷耐量 (非可逆)

速 度 (%)	100		250		260	
	常用%	非常%	常用%	非常%	常用%	非常%
JEM 1157 規格	175	200	150	188	149	185
F ₁	225	250	180	208	85	205
F ₂ ~F ₆	200	225	170	188	—	—

電動機に比較して高能率で制動作用のすぐれたものになっている。

(3) コイル絶縁には高圧用ダイアレジン (サーマラスチック) 絶縁を採用し、始動時および過負荷の際にうける熱と機械的なストレスに十分耐える構造となっている。

(4) 力率を 80 % 進みにして脱出トルクを増大せしめるとともに進相 kVA を電源に供給して工場の力率を改善するため、無負荷、過負荷時とも一定の進相 kVA を供給するような自動界磁制御を行なっている。

(5) 非常停止用としてダイナミック制動を備えている。

なお、各スタンドのエッジ駆動用としては JEM 1109 600 番形直流電動機が使用されている (表 3.5 参照)。

3.2 仕上圧延

鉄板を中速でかみ込ませ、きわめて短時間に高速まで加速して圧延を行ない、圧延が終わると中速まで減速する新方式高能率のミルであり、この点で圧延速度でかみ込んでいた従来の熱間仕上圧延と電気的にまったくおもむきを異にしている。

3.2.1 仕上電動機 (表 3.2 参照)

(1) JEM 1157 圧延用直流電動機規格を適用し、B 種絶縁、連続運転後の温度上昇限度は 40degC、125 % 負荷 2 時間の温度上昇限度は 55 degC で、さらに 115 % のサービスファクタをもっている。

電動機の過負荷耐量は短時間加速を可能ならしめるため、規格値以上の能力をもつ特殊仕様となっている。すなわち、基底速度における非常最大の規格値は 200 % であるが、これを 225 % (ただし F₁ は 250 % 表 3.3 参照) とし、それに対して電氣的、機械的に必要十分な設計工作を行なった。

(2) 主電動機は各スタンド間の速度協調がとれるようにアナログコンピュータで十分検討をくわえ、さらに機械的なネジ共振につ



図 3.1 連続式熱間仕上圧延機用電動機
Fig. 3.1 Main Drive DC motors for hot strip finishing stand.

表 3.4 直流補助電動機主要リスト

用 途	台 数	電動機出力 (kW)	電 圧 (V)	回転速度 (rpm)	備 考
粗圧延エッジ E 2	(1)	370/740	220/440	340/680	JEM 1109-624 (将来設置)
" E 3	1	370/740	220/440	340/680	JEM 1109-624
" E 4	1	370/740	220/440	340/680	"
" E 5	1	205/410	220/440	390/780	JEM 1109-620
" E 6	1	205/410	220/440	390/780	"
フライングクローブ シヤ	1	205/410	220/440	390/780	"
ダウンコイラマ ンダレル	2	280	220	360/1080	JEM 1109-622
ホットランテ ーブル	341	2.2/3.3	220/325	750/1100	予備 7 台を含む
テーパーオー バー No. 1 ダウンコイラ	1	2.2/3.3	220/325	750/1100	

いても十分注意して設計した。

加速圧延を行なわない従来のミルでは仕上げ電動機に GD² の大きなものがよく使われていたが、加速圧延を行なうこのミルでは加速を早めるために全スタンドとも 2 タンデム電機子構造を採用して GD² の減少をはかった (図 3.1 参照)。

なお、各スタンドともタンデム電動機は電氣的に直列に接続されているのでロードバランスは確實容易に達せられる。

(3) GD² を小さくすると必然的に整流が苦しくなるが、トレップ式電機子巻線の採用、タンデム形ブラシ保持器、整流子円周方向のブラシスタガ、補極形状の吟味など設計に考慮をはらい、約 2.5 倍の界磁制御範囲に対して十分な整流能力をもたせることができた。

(4) 過渡時の整流を良好にするため電動機を成層継鉄構造とすることはいまや常識となってきたが、熱間仕上圧延の主電動機に成層継鉄を採用したのは当社が世界で最初である (昭和 31 年)。今回もちろん成層継鉄として過渡時の整流能力向上をはかっている。

(5) 各電動機の反負荷側には速度検出用の精密パイロット発電機を直結しているが、その精度を確保するため発電機全体を電動機軸端に完全にオーバハングしてある。

また、連動用パイロット発電機その他の付属品も増速機を介して電動機軸に直結し、本質的にスベリの生ずるおそれのある V ベルトをいっさい用いない方式とした。

3.2.2 補機関係 (表 3.4 参照)

600 番形直流電動機は約 130 台総容量約 8,600 kW、交流電動機はデスケリングポンプ 2×2250 kW 1,800 rpm を含み約 60 台総容量約 5,600 kW、また MG セットは約 30 セットあり、直流発電機は約

90 台総容量約 10,000 kW, 同駆動用交流電動機は約 30 台総容量約 11,000 kW に達する。

ホットランテーブル 駆動用直流電動機は 3.3 kW 350 台あり全閉防水形で過負荷耐量も約 500 % を要求され、さらに悪環境におかれるので電氣的、機械的に十分考慮をはらった。なお テーブルオーバ No. 1 ダウンコイル 用の 9 台は天井懸垂形である。

この ホットラン 用を含め 600 番形電動機用の可変電圧直流発電機はすべて成層鉄構造を採用して過渡時の整流を確保している。

4. イグナイトロン整流器

今回使用した イグナイトロン 整流器は、表 4. 1 にその定格を示すとおりの 4920 kW および 5640 kW の 6 台であるが、いずれも循環水冷の間接風冷式を採用している。大容量の水銀整流器の冷却方式としては、アメリカはもとより最近ヨーロッパ系諸メカにおいても水冷式冷却法が大幅に採用されるようになり、水冷式単極構造が風冷式に比して有利であることは、世界的にみとめられるようになったわけであるが、水冷式の特長を概要列挙すると下記のとおりである。

1. 風冷式に比して小形、軽量である。
2. 過負荷耐量大きい。
3. 温度制御が容易であり、建屋構造が容易である。

表 4. 1 仕上圧延機用 イグナイトロン 整流器定格

スタンド No.	容 量 (kW)	電 圧 (V)	電 流 (A)	タンク形名	タンク数	冷却方式
No. 1	4,920	1,200	4,100	GU 41	24	水冷式
No. 2	5,640	1,200	4,700	GU 41	24	水冷式
No. 3	5,640	1,200	4,700	GU 41	24	水冷式
No. 4	5,640	1,200	4,700	GU 41	24	水冷式
No. 5	5,640	1,200	4,700	GU 41	24	水冷式
No. 6	4,920	1,200	4,100	GU 41	24	水冷式

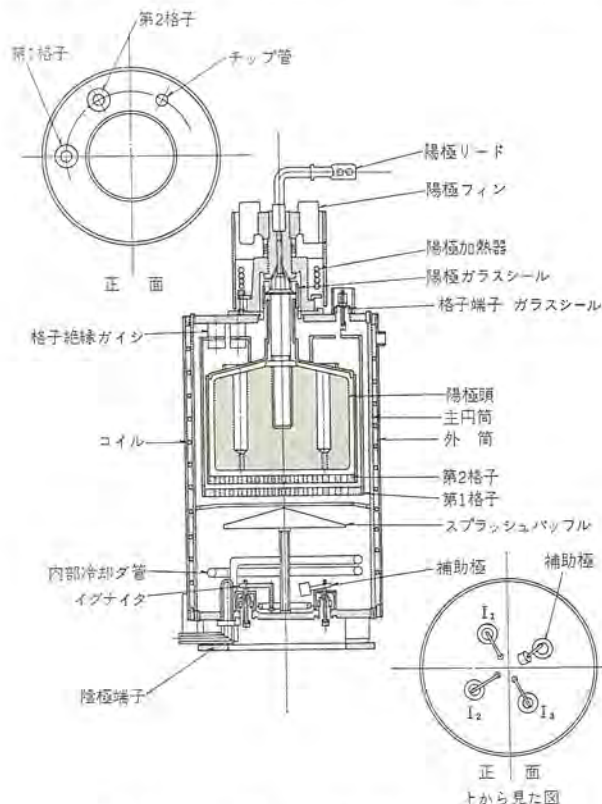


図 4. 1 GU 41 形 イグナイトロン 整流器
Fig. 4.1 Type GU 41 ignitron rectifier.



図 4. 2 静止レオナード用 イグナイトロン
Fig. 4.2 Rectifier cubicle.

しかし、単純な水冷式では、下記に示すような難点がないではない。

- (1) 電食がおこるおそれがある。
- (2) 水アカがたまる。
- (3) 多量の冷却水を要する。

上記の難点を解決するため、当社では循環水系を使用し、イオン交換器によって精整された $5 \times 10^5 \Omega \text{ cm}$ 以上の比抵抗を有する純水を循環せしめて イグナイトロンタンク を冷却し、電食および水アカのタイ 積を防止している。また循環水の熱交換は、風冷式再冷却器を使用しており、外部冷却水をなくしているので、大量の冷却水を要することもない。

イグナイトロン は、GU 41 形単極水冷式 イグナイトロン を使用しているが構造は図 4. 1 に示すとおりである。

タンク主円筒はステンレスを使用し主円筒と外筒との間をラセン状の案内 ロッド にしたがって冷却水が流れるが冷却水は、このタンク外壁を冷却する前に、内部冷却ダ管を流れてタンク 内の陰極周辺を冷却し、内部蒸気圧のコントロールに有効に寄与している。

陽極部はグラファイトの陽極および第 1、第 2 格子があるが、第 1 格子は半 サイクル 間の アーク 安定化に、また第 2 格子は点弧位相の制御に用いられる。

この GU 41 形 イグナイトロンタンク は 12 タンク ごとに 1 台のキュービクルに点弧制御回路とともに納められ、このキュービクル 2 台で 1 スタンドの直流電動機の静止レオナード電源となるわけであるが、速度制御回路は上記とは別のキュービクルに納められている。図 4. 2 はこの イグナイトロンキュービクル の外形写真である。

整流回路は並列 2 重星形結線であり、並列 4 タンク の 6 相整流回路であるが、並列 4 タンク の内、2 タンク は陽極 バランサによって変圧器の一巻線に接続され、他の 2 タンク は変圧器の同相の他巻線に同様に陽極 バランサを通して接続されている。変圧器の一次側には、URS 形負荷時 タップ 切換器が設けられており、基底速度以下の運転においては運転速度に対応した負荷時 タップ 切換器の タップ が選定され、イグナイトロン の過度の位相制御を防止している。

5. 制 御 製 置

一般に ダウンコイル が巻き取りうる ストリップ の最高速度は 550m/min 程度であるが、この圧延機は ダウンコイル に巻き取られる ストリップ の温度を一定に保つため、あるいは生産能力を向上させるために、ストリップ が ダウンコイル に巻き取られると ミル を加速していわゆる加速圧延を行なうようになっており、最高圧延速度 915m/min, 最高加速度 76m/min/sec という高性能を有している。

この圧延機は加速圧延を行なうために2台の基準励磁機を備えており、加速圧延を行なうときは2台の基準励磁機を交互に使用するようにになっている。図5.1に仕上圧延機の簡略結線図を示す。電動機はGD²を減少させるために2タンデム電機子構造になっており、2台の電機子は直列に接続し1,200Vの水銀整流器から給電される。図においてSSRHはスタンド速度設定器で基準励磁機電圧を分圧して速度基準電圧を速度制御系に与える。

従来の圧延機ではあらかじめ電動機の界磁電流を設定し、水銀整流器の電圧のみを制御して速度制御を行っていたが、この圧延機は加速圧延を行なうため従来の方式を採用すると水銀整流器の容量が大きくなり不経済であるので、電動機の基底速度までは水銀整流器の電圧制御、基底速度以上は電動機の逆起電圧制御により速度制御を行ない、加速幅は設定通板速度に対し最高2倍とし、加速は電動機の逆起電圧制御で行なっている。

SSRHは速度制御系に速度基準電圧を与えると同時に、タップ変圧器の電圧設定を行ない、電動機を基底速度以下で運転するばあいの力率低下を防ぎ、整流器の逆弧回数の減少をはかっている。

2台の基準励磁機は同時に通板速度と最高圧延速度があらかじめ設定できるようになっており、圧延機を起動するときは2台の基準励磁機が同時に通板速度電圧まで上昇する。このとき各スタンドのSSRHはNo.1基準励磁機に接続されており、加速圧延を行なうときはストリップがダウンコイルに巻き取られると自動的にNo.1基準励磁機の電圧が設定最高電圧まで上昇し、圧延機、ホットランテールおよびダウンコイルをいっせいに加速する。

このときNo.2基準励磁機の電圧は通板速度の電圧で待期している。ストリップの尾端がスタンドを通過するとそのスタンドのSSRHはNo.1基準励磁機から切り離されNo.2基準励磁機に接続される。速度基準電圧が急速に低下するため速度制御系が水銀整流器の電圧を低下し、整流器から電動機に電流を供給しなくなるが、また制動電流も流すことができない。

このために減速回路を別に設け、基準励磁機回路の切り換えと同時に減速用コンタクトを閉じて減速用抵抗器に減速電流を流すようにしてある。減速中は電動機逆起電圧制御系が動作して減速電流と電動機逆起電圧をほぼ一定に保ち、電動機を急速に減速するようにしてある。電動機速度が設定速度まで減速するとふたたび水銀整流器から給電されるので、これを電流検出回路で検出して減速用コンタクトを開路する。ストリップの尾端がF6スタンドを通過すると、F6スタンド、ホットランテールおよびダウンコイルが通板速度

まで減速する。つぎのストリップを圧延するときはNo.2基準励磁機が速度基準電圧を与える。以下静止レオナード制御系と電動機逆起電圧制御系について述べる。

5.1 静止レオナード制御系

当社の静止レオナード制御系は、確立した制御理論のもとに、最良の制御を行ないうるものであるが、この圧延機についても種々の最新の技術を使用して良好な制御特性が得られている。

5.1.1 制御器具

この制御系は、トランジスタ増幅器を使用した演算増幅器を速応性磁気増幅器を用いた位相回路と組合わせて必要な最良特性をうるよう構成されたものであるが、この回路方式は次に示すような特長を有している。

1. 計算値どおりの制御が可能である。
2. 安定度と精度を独立して調整できる。
3. 調整が容易である。
4. 可能な最良の制御を保証できる。

トランジスタ増幅器は、シリコントランジスタを用いた演算増幅器形の増幅器である。演算増幅器は周知のようにキーンランドインピーダンスおよび入力インピーダンスの組合わせによって微積分、加減算等、任意の演算が行なえるが、今回は次の2回路を用い、これを組合わせて制御回路を構成している。

(1) 加算器

図5.2は加算器としての演算増幅器の構成であるが、入力およびキーンランドインピーダンスを図示のような抵抗とすると出力は式(5.1)で表わされるようになり加算が行なわれる。

$$-E_0 = R_f \left(\frac{E_{i1}}{R_1} + \frac{E_{i2}}{R_2} + \dots + \frac{E_{in}}{R_n} \right) \dots \dots \dots (5.1)$$

(2) 特性補償器

特性補償器は図5.3に示すように構成された演算器であるが制御回路の特性を任意に設定することができる。たとえば P_1 の分圧比を変えることによって制御系の安定性には関係なく精度を調整でき、また P_2 の分圧比を変えることによって精度に関係なく安定性を変えることができる。

補償器の伝達関数は下記のようにになる。

$$E_0 = - \frac{R_1}{R_3 K_1} \frac{R_2 CS + 1}{K_2 R_1 CS + 1} E_i$$

位相制御回路はレーミ形の磁気増幅器を用いた半サイクル応答の速応性位相制御回路であり、図5.4に示す回路構成である。この位相制御回路は図5.5(a)に示すような波形を図5.4の点線でかかれたAの部分で作り、この波形の前半をレーミ形磁気増幅器で吸収し、レーミ形磁気増幅器が飽和した後結合変圧器 T_1 に加わる電圧をトランジスタで増幅してイグナイトロンの格子に加えて

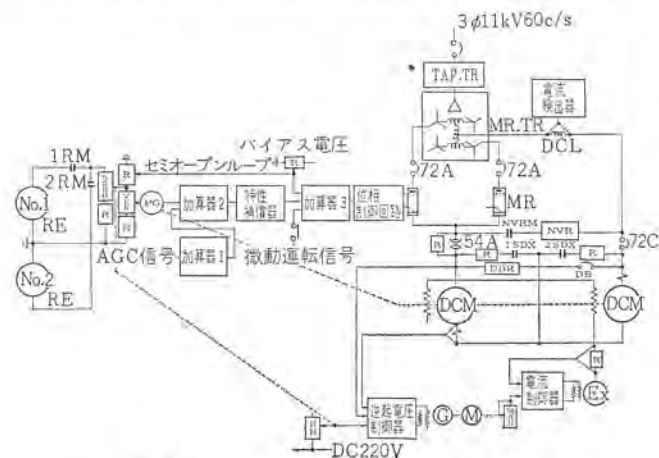


図 5.1 仕上圧延機制御簡略結線
Fig. 5.1 Schematic speed control system for finish stand motor.

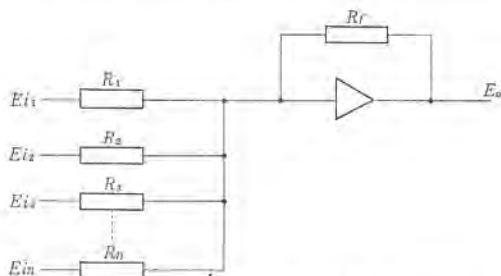


図 5.2 加算器原理図
Fig. 5.2 Principle of summing amplifier.

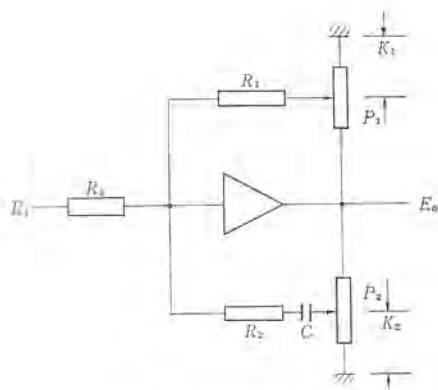


図 5.3 特性補償器
Fig. 5.3 Amplifier and stabilizer.

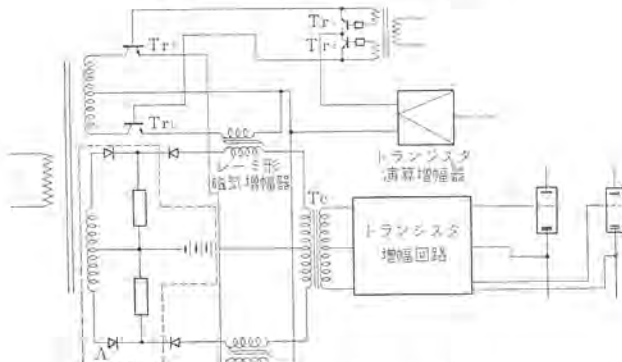


図 5.4 位相制御回路
Fig. 5.4 Phase control circuit.

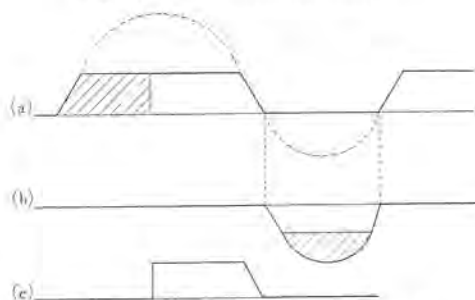


図 5.5 位相制御回路各部波形
Fig. 5.5 Wave form of phase control circuit.

いる。レーミ形磁気増幅器の飽和位相はリセット期間に磁気増幅器のリセット巻線に加わる電圧をトランジスタ T_{R1} , T_{R2} で制御することにより任意に変えられる。図 5.6 において (a) はレーミ形磁気増幅器のゲート巻線回路の電圧、(b) はリセット巻線回路の電圧、(c) は結合変圧器の出力電圧波形である。

5.1.2 速度制御回路

速度制御回路は図 5.1 に示すように圧延電動機を速度をパイロット発電機で検出し、これを速度基準と比較してその偏差を加算器および特性補償器からなる演算増幅器群に加え、増幅してイグナイトロンの位相を調整して直流電動機を速度基準に等しい一定値に制御するわけであるが、この速度制御ルーチにはセモータン制御という速度基準より直接オーランルーチでイグナイトロンの位相角を制御するルーチが追加されている。

このルーチは、まずこれによってイグナイトロンの位相角を目標値に近い一定値に設定し、この設定された値と、正確な目標値との偏差を閉回路の速度制御ルーチによって補正するべく構成されたものであり、このような回路構成をとることによって速度設定偏差をより少なくすることができる。特性補償器および加算器 2 に適当なリミッタをかけることによって、その前の回路に異常現

象が生じたばあいにも、運転の信頼性を増すことができるものである。

A, G, C (Automatic Gauge Control) よりくるスタンド間ルーチ信号は加算器 1 によって加え合わされ、加算器 2 において速度制御信号と加え合わされ、圧延電動機を速度基準を変えてルーチを適正値に制御するよう制御するが、ルーチ制御信号はいずれも加算器 1 に至るまでにリードラグネットワークを通して適当な制御特性を与えられている。加算器 1 には、各スタンド間ルーチよりのルーチ制御信号のほか、 F_1 , F_2 スタンドには F_3 スタンドの圧下を調整することにより、これを連動して速度を調整するルーチコレクション信号および F_5 , F_6 スタンドには張力制御信号、 F_6 には X 線厚み計よりの信号が加わり板厚を一定に制御するよう各スタンドの圧延速度を調整している。また、このほか、加算器 3 には微動運転時の微動電圧制御系が印加され、微動運転時の速度を一定に保つように考慮されている。

5.2 電動機逆起電圧制御系

2 台の電機子の界磁は直列に接続し 60 kW 励磁機より励磁される。励磁機の界磁はラッシュアルの 400 c/s 磁気増幅器より励磁され、電動機界磁電流が逆起電圧制御用電動操作界磁調整器より与えられる電流になるように定電流制御される。この界磁調整器の操作電動機は 1 kW 発電機より給電される。発電機の界磁はラッシュアルの 400 c/s 逆起電圧制御磁気増幅器より励磁される。総合して逆起電圧制御磁気増幅器により電動機の逆起電圧が設定値に保持されるように界磁電流を制御する。

通板速度が電動機の基底速度以上のばあいは、基底速度までは水銀整流器の電圧を上昇させて電動機を加速するが、電動機界磁電流は強め界磁電流に保たれている。電動機が基底速度に達すると、電機子電圧も定格電圧となり、さらに速度が上昇すると逆起電圧制御系により電動機の逆起電圧を定格電圧に保つように界磁電流を制御する。この圧延機は基底速度以下で通板することがあるために、逆起電圧制御用磁気増幅器の基準入力を SSRH と連動して変えるようにしてあり、基底速度以下で通板して加速するばあいには、電機子電圧は定格電圧以下の設定値に保たれ、電動機界磁電流を弱めて加速するようにしてある。

6. 通風冷却設備

幅 22 m、全長 420 m におよぶ大電気室(ダウンコイル 関係は別室)の通風は非循環 ダウンドラフト 通風方式を採用しており、押込み通風機により回転油膜式 エアフィルタを通して電気室に送りこまれた空気は主回転機の誘引通風機により機械を冷却したのち屋外に排出される。ダウンコイル 関係の電気室およびミルヤードの補助電動機の通風はアッパドラフトである(表 6.1 参照)。

なお熱源に応じて押込み通風機を図 6.1 のように配置して室内空気の平均化をはかった。

7. 軸受給油設備

仕上ロール取換え時のロールの寸動は主電動機を回転して行なうが、その際電動機の円滑な動きを助ける目的で主電動機的全軸受にオイルリフトを設置した(表 7.1 参照)。

8. む す び

八幡製鉄界製鉄所はわが国最高能率の製鉄所であり、その主要設備である連続式熱間圧延機の電機品一式を製作納入し、現在好

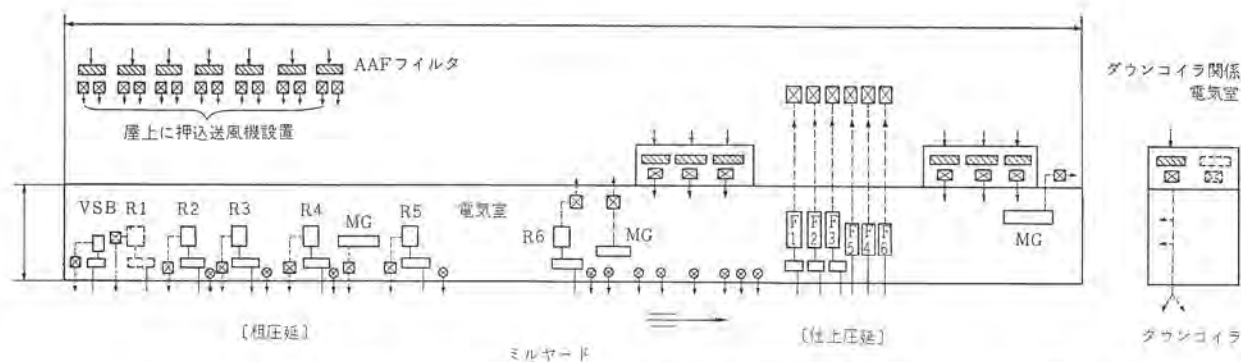


図 6.1 通風系統図 Fig. 6.1 Ventilation scheme.

⊗ は補助電動機用

表 6.1 通風設備

用途	台数	風量 (m^3/min)	風圧 (mm Aq)	電動機 (kW)	備考
V. S. B. 750 kW SYM	1	250	40	3.7	←(将来設置)
R ₁ 3,700 kW SYM	(1)	800	40	11	
R ₁ , R ₂ 3,700 kW SYM	2	"	"	"	
R ₄ ~R ₆ 5,200 kW SYM	3	1,100	"	15	
F ₁ ~F ₆ DCM	6	1,750	80	37	
補助 MG	エッジヤ	1	1,200	60	誘引用
	1	1,000	"	"	
	ホットランテーブル	1	1,500	"	
原動機地下室	1	1,200	"	30	
E ₂ 740 kW DCM	(1)	270	150	11	←(将来設置)
E _{2,4} 740 kW DCM	2	"	"	"	
E _{5,6} 410 kW DCM	2	150	"	7.5	
R ₆ ~C ₈ 間テーブル DCM	4	40	"	3.7	
ピンチローラ, スケールブレイカー DCM	1	"	"	"	
クロープシャ DCM	1	150	"	7.5	
仕上スタンド, スクリュウダウン DCM	2	200	"	11	
ダウンコイル関係 DCM	1	1,200	"	55	
電気室	粗圧延側	14	900	30	フィルタ AAF DD「11-120」1台
	仕上圧延側	6	3,200	40	フィルタ AAF DD「24-140」6台

注) フィルタはスラッジ除去装置付

表 7.1 軸受給油設備

用途	台数	ポンプ			備考
		油量 (l/min)	油圧 (kg/cm^2)	電動機 (kW)	
R ₁ ~R ₅ 3,700 kW SYM	2	80	3	2.2	うち1台は予備
R ₄ ~R ₅ 補助 MG	2	100	"	"	"
R ₆ 補助 MG	2	80	"	"	"
F ₁ ~F ₃	2	150	"	3.7	"
F ₄ ~F ₆	2	"	"	"	"
補助 MG	4	60	"	1.5	うち2台は予備
F ₁ ~F ₆ オイルリフト	16	8.5	100	"	—
デスケリングポンプ (IM)	2	20	2	"	うち1台は予備

調に実動中であることは当社の誇りとするところである。当社はさきに日新製鋼製鉄所、八幡製鉄戸畑製鉄所に熱間仕上圧延機用電機品を納入し、さらにこの圧延機について日新製鋼製鉄所に半連続式熱間圧延機電機品一式を納入し、いずれも好調に実動中である。

これらのことは、当社の確立された理論計算とすぐれた制御器具によるところが大きいと自負している。またこれら圧延機はいずれもイグナイトロン整流器による静止レオードであるが、将来新設される圧延機にはサイリスタレオードを採用するよう研究を進めている。

終わりにこの電気設備の製作、納入に際しては八幡製鉄建設本部、堺製鉄所整備部の関係各位より終始ご指導をいただいた。厚く感謝の意を表する次第である。

熱可塑性プラスチック成形品の インサート部の残留応力

村上 晃*・土方 明躬*・佐保 和生*

The Residual Stresses in Injection Molded Thermoplastics with Inserts

Central Research Laboratory Akira MURAKAMI・Akemi HIJIKATA・Kazuo SAHO

Residual stresses have been measured and compared with calculated values with cylindrical moldings of polymethyl methacrylate and acrylonitrile styrene copolymer having inserts. As a result assumption has been wellnigh proved true that the thermoplastics solidify at the deflection temperature, below which thermal shrinkage takes place. The calculation is considered practicable for thermoplastics, whose glass transition temperature is found between the molding and room temperature. The residual stresses are clarified affectible by thermal expansion coefficients and dimensions of plastic inserts in use. The employment of double inserts is also studied as one method of reducing the residual stresses in molding.

1. ま え が き

プラスチック射出成形品にネジ部や軸などがある場合、その部分の強度を増加する目的で、しばしば金属の埋め込みインサートが用いられる。インサートには通常トルクや引張圧縮などの外力が加わるが、それによってインサート回りのプラスチックが破損しないためには、外力による応力のほかに、インサートを埋め込んだことによってプラスチックに生じる残留応力の状態をはあくしておく必要がある。

一般に熱可塑性樹脂の射出成形品には残留応力として、(1)分子の形状による体積的なヒズミによるもの、(2)急冷による残留応力、(3)凍結された分子配向によるものなどが考えられる⁽¹⁾。成形品にインサートがあるときは、これらのほかに、成形時の冷却過程でのプラスチックとインサートの収縮差によって生じる残留応力が考えられる。前者はインサートの存在により多少その状況が変わるとしても射出成形プラスチック材には必然的に生じるものであり、これをその機械的性質に包含されるものと考え、この報告では後者のインサートがあるときに生じる巨視的な残留応力のみを取り扱う。この残留応力はインサートを保持するためにある程度は必要であるが、大きすぎるとインサート回りのプラスチックの破損の原因となるので注意しなければならない。

インサートの設計にあたって、その形状の選定、プラスチック部の肉厚に対する配慮、成形上の注意などの一般的な指針が与えられた例はある⁽²⁾。しかしプラスチック材とインサート材の物理的性質や寸法割合が残留応力の大きさに及ぼす効果や、さらに残留応力とプラスチック材の強度とを関連づけてインサートを使用する場合の強度上の設計指針となるような報告は筆者らの知る範囲では見あたらない。

この報告は、成形プラスチックとして一般によく用いられているポリメチルメタクリレート樹脂 (PMMA) とアクリロニトリルスチレン共重合体 (AS) を用い、インサートとしてアルミニウムを用いた円筒状射出成形品の残留応力を測定してその状況を考察するとともに、これをプラスチック材とインサート材の重ね円筒と考えた残留応力計算法の妥当性を検討し、プラスチック材の強度を勘案して適正な残留応力をインサート部に生ぜしめるための条件について検討したものである。

また残留応力適正化の一つの手段として、アルミニウムの外側にプラスチック材をモールドした複合インサートを用いた効果についても検討した。

2. 供 試 成 形 品

残留応力測定に用いたプラスチック成形品は図 2. 1 に示すような円筒状のものである。インサートとしてはアルミニウム (AIB 1-0) 単体のもの (図 2. 1, a) と、その外周にエポキシ樹脂のような熱硬化樹脂や AS, ポリカーボネート樹脂などの熱可塑性樹脂をあらかじめモールドしておいた複合インサート (図 2. 1, b) の 2 種である。それらの呼び名を表 2. 1 に示す。

この複合インサートのねらいは、成形時の冷却過程でのプラスチックの収縮を弾性係数の小さいプラスチックでうけることと、複合インサートの温度変化による変形が金属インサートに比べて大きくなり、プラスチックのそれに近づくことによって、残留応力が過大にならないことを期待したものである。

成形プラスチック材としては、PMMA, AS 樹脂を用いた。これらとインサートとの組み合わせを表 2. 2 に示す。

各供試材について 20~100°C の引張弾性係数を抵抗線ヒズミ計で測定した結果を図 2. 2 に、熱膨張係数を ASTM-D 696-44 に準じて測定した結果を図 2. 3 に示す。また成形プラスチック材に用いた PMMA, AS 樹脂の熱変形温度を ASTM-D 648-56 に準じて測定した結果も図 2. 2 に示す。

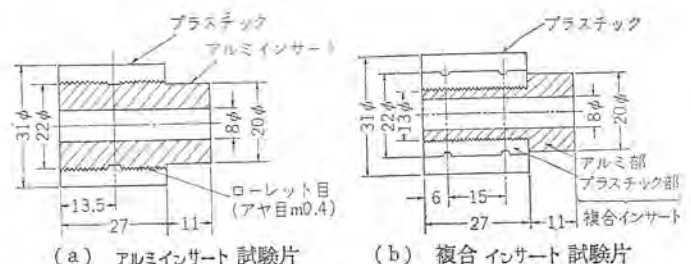


図 2.1 試験片形状
Fig. 2.1 Figures of test specimens.

表 2.1 供試インサートの種類

名 称	インサート材料	
	金 属 部	プラスチック部
アルミインサート	アルミニウム	—
複合インサート	EP インサート	エポキシ樹脂
	AS インサート	アクリロニトリルスチレン共重合体
	PC インサート	ポリカーボネート樹脂

表 2.2 試験片

名 称	成形プラスチック材料	インサート
1 A	ポリメチルメタクリレート	アルミインサート
1 E	*	EP インサート
2 E	アクリロニトリルスチレン共重合体	EP インサート
2 S	*	AS インサート
2 C	*	PC インサート

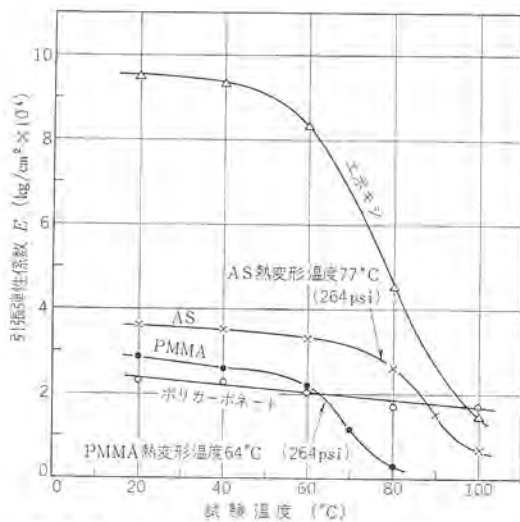


図 2.2 供試プラスチック材の引張弾性係数
Fig. 2.2 Tensile modulus of tested plastics.

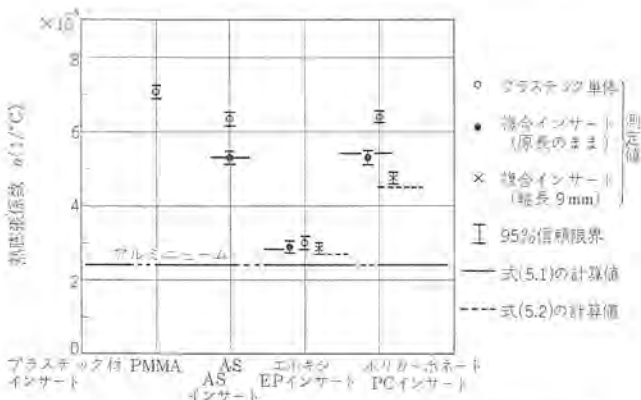


図 2.3 供試プラスチック材および複合インサートの熱膨張係数
Fig. 2.3 Thermal expansion coefficient of tested plastics and double inserts.

3. 試 験

3.1 残留応力測定

プラスチック成形品の残留応力測定法の一つとして、プラスチック材の溶剤クレイジング性を応用したいわゆる溶剤クレイジング法⁽²⁾は簡便で、複雑な形状のものに適用する。しかし供試材の PMMA、AS 樹脂などは比較的耐溶剤性に富んでおり、その適用にやや難点が

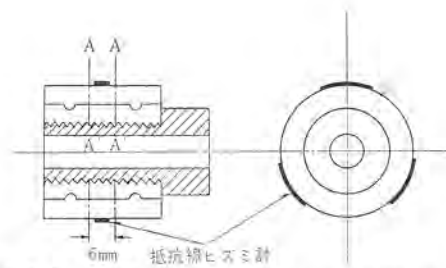


図 3.1 抵抗線ヒズミ計はりつけ位置
Fig. 3.1 Position of wire strain gauges attached.

表 3.1 抵抗線ヒズミ計の温度係数 (0~30°C)

はりつけ材料	温度係数 (1/°C)
純 鉄	3.5×10 ⁻⁵
	3.8
	3.7
タフビッチ銅	3.6
	3.8
	3.6
石英ガラス	3.6
	3.6
	3.6
平 均	3.7

ある。そこでこの試験では、残留応力を拘束しているインサートを取り除いたときに、成形プラスチックに生じる変形を抵抗線ヒズミ計で測定して残留応力を知る方法を試みた。抵抗線ヒズミ計は図 3.1 に示すように、残留応力の主応力方向の一つである外周中央部の接線方向にはりつけた。

測定の順序はまず、成形プラスチックに加わっている軸方向の拘束の状況を調べるため、抵抗線ヒズミ計の両側に図 3.1 の AA' で示すようなミジを入れて、プラスチック部の軸方向の拘束を取り除き、そのときのヒズミ変化を測定した。(このときの軸方向長さ約 6 mm)。続いてインサートの中ぐりによって取り除き、半径方向の拘束を除去したときのヒズミ変化を測定した。切削は旋盤で行なったが、そのさい切削熱によりプラスチックが変形したり、抵抗線ヒズミ計が被害をうけたりすることのないよう、温度には十分注意して徐々に切削し、切削後のヒズミ測定は成形品の温度が室温に下がるまで十分な時間放置したのち行なった。

3.2 複合インサートの見かけの熱膨張係数

残留応力の大きさを決定する因子の一つとして、成形プラスチックとインサートの温度変化による変形の差が考えられる。この点を検討するために、複合インサート外周部接線方向の単位温度変化あたりのヒズミ変化(以下見かけの熱膨張係数とよぶ)を測定した。試験片は原長のままの円筒状のものと、これを 9 mm 長さに切断した円輪状のもの 2 種類である。測定は抵抗線ヒズミ計を応用した次のような方法で行なった。すなわち外周中央部接線方向に抵抗線ヒズミ計をはった複合インサートをポリエチレンの袋で包み、0°と 30°C の水中に浸して温度変化を与え、そのときのヒズミ変化 ε を測定する。このとき表われる ε は式 (3.1) で示される値である。

$$\varepsilon = \{k(a-b) + C/GF\} \Delta t \quad (3.1)$$

ここに a : 供試材の熱膨張係数

b : 抵抗線ヒズミ計の熱膨張係数

c : 抵抗線ヒズミ計の抵抗温度係数

GF : 抵抗線ヒズミ計のゲージファクタ

k : ヒズミ伝達係数

Δt : 温度差

式 (3.1) でヒズミの伝達係数はきわめて 1 に近い値であるから、 $k=1$ とおくと、

$$\alpha = (b-c/GF)\varepsilon/\Delta t \quad \dots\dots\dots (3.2)$$

となる。ここに $(b-c/GF)$ は使用する抵抗線ヒズミ計固有の値で、これを抵抗線ヒズミ計の温度係数とよぶ。式 (3.2) から明らかなように抵抗線ヒズミ計の温度係数が既知であれば、与えた温度変化 Δt と表われるヒズミ変化 ε より熱膨張係数 α は求まる。この実験に使用した抵抗線ヒズミ計の温度係数は、それと同一ロットの抵抗線ヒズミ計を α が既知の純鉄、タピッチ銅、石英ガラスにはりつけ、供試材と同じように温度変化を与えたときのヒズミ変化から式 (3.2) により求めた。その結果を表 3.1 に示す。表 3.1 から明らかなように、熱膨張係数の異なった 3 種の材料にはった抵抗線ヒズミ計の温度係数は同じであり、温度係数としてこの平均値を用いた。上述のような抵抗線ヒズミ計による方法でプラスチック単体の熱膨張係数を測定して ASTM 法による方法と比較した結果、前者はややばらつきが大きかったが両者はよく一致したので、複合インサートの見かけの熱膨張係数の測定に抵抗線ヒズミ計による方法を適用した。

4. 試験結果

4.1 残留ヒズミ

3.1 節に述べたような切削過程での成形プラスチックの外周接線方向のヒズミ変化量を図 4.1 に示す。試験はそれぞれ 2～3 個の試験片について行なった。図 4.1 で (a) は円筒状の供試材にミジを入れて軸長 6 mm にしたときのヒズミ変化量を、(b) はそのうちインサートを取り除いて半径方向の拘束を除去することにより生じたヒズミ変化量を示す。図 4.1 (a) ではヒズミ変化が正になっている。これは成形プラスチックが軸方向の拘束を除去されることにより軸方向に収縮し、したがって半径方向に増大したためと考えられる。一方図 4.1 (b) ではヒズミ変化が負になっている。これはインサート除去により成形プラスチックが半径方向に収縮したためと考えられる。このように図 4.1 の結果は成形時の冷却過程における成形プラスチックの収縮がインサートによって拘束されたため

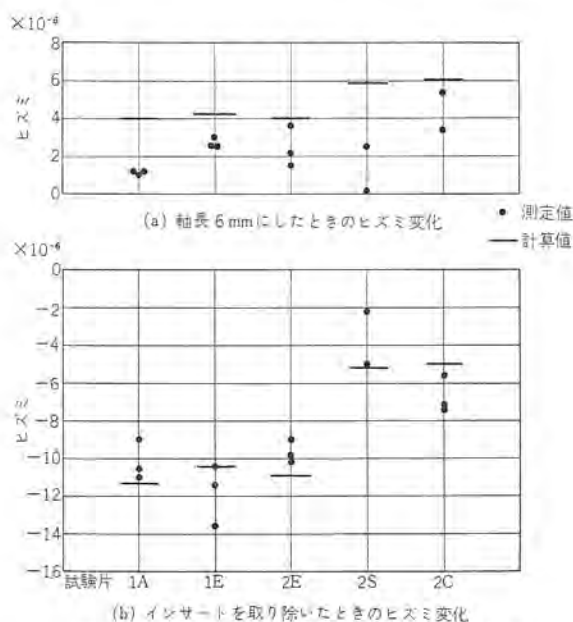


図 4.1 拘束除去によるヒズミ変化
Fig. 4.1 Measured strain changes with constraint removed.

に、成形プラスチックの軸方向、接線方向に引張応力が残留していることを示している。また図 4.1 (b) から明らかなように、測定値にはかなりのばらつきが認められるけれども、使用するインサートによって残留ヒズミ量は明らかに異なり、複合インサートのプラスチック部材に適当なものを選べば残留応力の軽減に効果のあることを示している。

4.2 複合インサートの見かけの熱膨張係数

温度範囲 0～30°C における複合インサートの見かけの熱膨張係数測定結果を、図 2.3 にプラスチック各材料単体の熱膨張係数とともに示す。図 2.3 より明らかなように、複合インサートの見かけの熱膨張係数はプラスチック部材によって異なるが、いずれもアルミニウム単体の熱膨張係数より大きく、プラスチック単体の熱膨張係数と比較すると、EP インサートではその差は明確でないが、AS, PC インサートなどではプラスチック単体の熱膨張係数より小さくなっている。このように複合インサートの見かけの熱膨張係数は、アルミニウムの熱膨張係数とプラスチックの熱膨張係数の間にある。またインサートの長さの影響をみると、原長のままのほうが軸長 9 mm の円筒より大きい見かけの熱膨張係数を示している。これは原長のままのものでは、プラスチック部の軸方向の膨張が金属部のローレット目によって拘束され、そのためプラスチック部の軸方向に圧縮応力を生じ、これが接線方向のヒズミの増加として表われるため、見かけの熱膨張係数が大きくなったものと考えられる。

5. 検討

供試成形品はプラスチックとインサートからなる 2 重あるいは 3 重の円筒形であるから、これを厚肉の重ね円筒と考えて見かけの熱膨張係数および残留ヒズミの計算方法を検討する。

5.1 複合インサートの見かけ熱膨張係数

複合インサートを図 5.1 に示すような 2 重円筒で表わす。外筒のプラスチックは一般に内筒の金属に比べて熱膨張係数が大きいので、複合インサートの成形過程で外筒は内筒に十分やきばめされたような状態にあると考え、内、外筒の間にすきまはないとする。また内筒であるアルミニウムの弾性係数が、外筒であるプラスチック材の数十倍であるから外力による内筒の変形は無視し、かつ外筒の軸方向の変形は内筒外周のローレット目によって拘束されて内筒の変形と等しいとする。このような重ね円筒における外周接線方向の見かけの熱膨張係数は式 (5.1) のようになる。

$$\alpha_a = \alpha_2 + \mu_2(\alpha_2 - \alpha_1) - \frac{2k_1^3(1 - \mu_2^2)}{1 + (1 - 2\mu_2)k_1^3}(\alpha_2 - \alpha_1) \quad \dots\dots\dots (5.1)$$

一方、軸長 9 mm の場合の見かけの熱膨張係数は軸方向の拘束がないと考えて式 (5.2) で求まる。

$$\alpha_a = \alpha_2 - \frac{2k_1^3}{(1 + \mu_2) + (1 - \mu_2)k_1^3}(\alpha_2 - \alpha_1) \quad \dots\dots\dots (5.2)$$

ここに α_a : 見かけの熱膨張係数

α : 熱膨張係数

μ : ポアソン比

α, μ の添字 1, 2 はそれぞれ内筒, 外筒を示す

$k_1 = b/c$

α に図 2.3 の値、 μ に実測値 (20°C において PMMA=0.36, AS=0.33, ポリカーボネート=0.34, エポキシ=0.25) および k_1 に各供試材の実測値を代入して計算した結果を図 2.3 に実線および点線で示す。図 2.3 より明らかなように式 (5.1) の計算値は原長のままと、式 (5.2) の計算値は軸長 9 mm の実測値とよく一致して

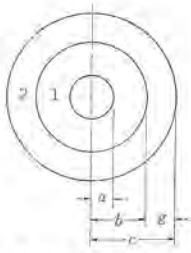


図 5.1 複合インサート
Fig. 5.1 Schematic diagram of double insert.

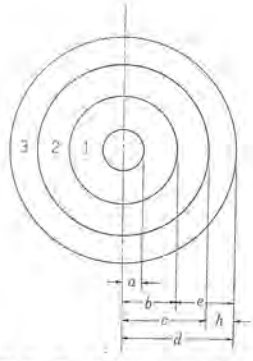


図 5.2 複合インサートを有する
プラスチック成形品
Fig. 5.2 Schematic diagram of molded plastics with double insert.

いる。

5.2 残留ヒズミ

(1) インサートを除去したときの残留ヒズミ

残留ヒズミ 試験結果の図 4. 1(b) は軸長 6 mm のときを 0 点として、インサートを除去したときのヒズミ 変化量を示したものである。5.1 節の検討で軸長 9 mm の複合 インサートの見かけの熱膨張係数が軸方向の拘束のないと仮定した式 (5.2) の計算値とよく一致したことから、軸長 6 mm にしたあとでは軸方向応力を無視してさしつかえないと考えられる。

成形時に生じる残留ヒズミを計算するにあたり、(1) 射出成形プラスチックはある温度で完全に固化する、(2) 固化後の収縮はプラスチック材の熱膨張係数によるもののみとし、冷却過程および冷却後の応力緩和は無視する、(3) インサートは軟化しないと仮定する。図 5.2 に示すような 3 重円筒において、5.1 節と同様外力による内筒の変形は無視して取り扱えば、成形プラスチックが固化温度 t_0 から t_1 まで温度変化 ($t=t_0-t_1$) したとき、成形プラスチックである外筒の外周接線方向の残留ヒズミ $(\epsilon_{\theta R})_b$ は式 (5.3) で求まる。

$$(\epsilon_{\theta R})_b(r=d) = -\frac{2k_2^2}{(1-k_2^2)} P_1 \dots\dots\dots (5.3)$$

ここに

$$P_1 = -\frac{\alpha_2 - \frac{2k_1^2}{(1+\mu_2) + (1-\mu_2)k_1^2}(\alpha_2 - \alpha_1) - \alpha_3}{\frac{(1-\mu_2^2)(1-k_1^2)}{E_2\{1+(\mu_2) + (1-\mu_2)k_1^2\}} + \frac{(1+\mu_3) + (1-\mu_3)k_2^2}{E_3(1-k_2^2)}} t \dots\dots\dots (5.4)$$

E : 弾性係数, α : 熱膨張係数, μ : ポアソン比

添字 1, 2, 3 はそれぞれ内筒, 中筒, 外筒を示す。

$$k_1 = b/c, k_2 = c/d$$

金属インサートの場合は、2 重円筒となり式 (5.3), (5.4) において、 $\alpha_1 = \alpha_3$, $E_3 = \infty$ として求まる。

成形プラスチックの固化温度として、図 2. 2 に示す熱変形温度を用い、 E は図 2. 2 の 20°C における値、 α は図 2. 3 の値、 μ は前述の値を用いて、試験温度 (約 20°C) における $(\epsilon_{\theta R})_b$ を計算した結果を図 4. 1(b) に実線で示す。同図の実測値と比較すると両者はかなりよく一致している。

(2) 軸方向の拘束を取り除いたときのヒズミ 変化量

図 4. 1(a) の場合について検討する。5.1 節で原長のままの見かけの熱膨張係数が、軸方向の拘束ありとした式 (5.1) の計算値と一致した、このことから原長のままの中央部付近は、軸方向長さ l がプラスチック部厚さ e に比べ十分大きく、プラスチック部の変

形は内筒の変形に従うと近似的に考えて、(1) に述べたと同様の仮定で残留ヒズミ $(\epsilon_{\theta R})_c$ を求めると式 (5.5) となる。

$$(\epsilon_{\theta R})_c(r=d) = -\frac{2(1-\mu_2^2)k_1^2}{(1-k_2^2)E_3} P_1 + \mu_3(\alpha_3 - \alpha_1)t \dots\dots\dots (5.5)$$

ここに

$$P_1 = -\frac{\alpha_2 + \mu_2(\alpha_2 - \alpha_1) - \frac{2(1-\mu_2^2)k_1^2}{1+(1-2\mu_2)k_1^2}(\alpha_2 - \alpha_1) - \alpha_3 - \mu_3(\alpha_3 - \alpha_1)}{\frac{(1+\mu_2)(1-2\mu_2)(1-k_1^2)}{E_2\{1+(1-2\mu_2)k_1^2\}} + \frac{(1+\mu_3)\{1+(1-2\mu_3)k_2^2\}}{E_3(1-k_2^2)}} t \dots\dots\dots (5.6)$$

図 4. 1(a) は円筒状のものを軸長 6 mm にしたときのヒズミ 変化量であり、前述のように軸長 6 mm では軸方向の拘束がないと考えられるから、図 4. 1(a) に示した変化 $(\epsilon_{\theta R})_a$ は軸方向の拘束ある場合の残留ヒズミ $(\epsilon_{\theta R})_c$ と、拘束のない場合の残留ヒズミ $(\epsilon_{\theta R})_b$ の差となり、式 (5.7) で求まる。

$$(\epsilon_{\theta R})_a = (\epsilon_{\theta R})_c - (\epsilon_{\theta R})_b \dots\dots\dots (5.7)$$

この計算結果を図 4. 1(a) に実線で示す。実測値と比較すると、ヒズミの符号が正であることは同じであるが、すべての実測値が計算値よりやや小さい。この原因としては、 $(\epsilon_{\theta R})_c$ の計算では固化後インサート回りの成形プラスチックの軸方向の収縮が複合インサートのアルミニウム部と同じとしたが、実際には成形プラスチックとインサートプラスチック部の間にはミゾがある程度で、軸方向に多少すべり得ると考えられ、軸方向の拘束状態がもっとゆるかったためではないかと考えられる。また計算式において $l \gg e$ としたが、 e は成形プラスチックとインサートプラスチック部の厚さの和であり、見かけの熱膨張係数の場合よりプラスチックの厚さが大きくなっているため $l \gg e$ の条件を満足しにくくなっており、そのため実際には内筒の変形が成形プラスチックの外筒までそのまま伝わっていないことも考えられる。

5.3 残留応力計算式の適用範囲

この試験の範囲では、前述の $(\epsilon_{\theta R})_a$ の計算値と実測値との一緻性がやや悪い。これは軸方向の拘束の不完全さや、供試材が $l \gg e$ の計算上の仮定を満足していないためと考えられた。しかしこれらはインサートと成形プラスチックの構造や形状で決まるものであり、計算にさいして拘束の度合、形状による影響をある程度推定すれば実用的にはとくに問題とならないと考えられる。むしろ 5.2 節にのべた残留ヒズミの計算式がかなり大膽な仮定、すなわち成形プラスチックはその熱変形温度で固化し、固化後の変形は熱膨張によるもののみとし、また応力緩和はないと仮定したにもかかわらず実測値とかなりよく一致し、このような方法で残留応力を求めてもたいした誤りがないことを示していると考えられる。ただ注意すべきことは、この試験に用いた PMMA, AS 樹脂は、図 2. 2 に示したように熱変形温度が弾性係数の急変する温度、すなわちガラス転移温度と比較的よく一致し、さらにそれより低い温度では弾性係数がほぼ一定である。このために前述のような仮定での計算式が実測値とよい一致をみたものと考えられる。以上のことから、PMMA, AS 樹脂あるいはポリカーボネート樹脂などのような、ガラス転移温度が射出成形温度と室温との間にあるような成形材料に対しては、上述のような計算式は適用できるものと考えられる。

しかしながらフッ素樹脂やポリエチレンのように、ガラス転移温度が室温もしくは室温以下であるようなプラスチック材に、前述の計算式をそのまま適用することは問題があるように思われる。また熱硬化性樹脂のように硬化時に重合、縮合反応による変形の大き

いものに対しては、その収縮量を考慮した取り扱いが必要であろう。そのほか成形後いわゆる焼なましをしたものなどは、応力緩和により残留応力が減少することが考えられる。

6. 残留応力の大きさに影響を及ぼす因子とその軽減法

以上より埋め込みインサートがあるときの残留ヒズミは、PMMA や AS のような材料に対しては成形プラスチックがその熱変形温度で固化し、それ以下では熱膨張係数に従って収縮するとして重ね円筒として求めても、実用上大過ないことがわかった。次にこの方法で残留応力を求め、その大きさに影響する因子を検討する。

成形プラスチックの最大応力は、インサートと接する内周の接線方向に生じ、その値は式 (6.1) で求まる。

$$\sigma_t(r=c) = \frac{1+k_3^2}{1-k_3^2} P_4 \dots\dots\dots (6.1)$$

ここに P_4 は式 (5.4), (5.6) で求まる値である。

式 (5.4) は成形品の軸方向長さ l が成形プラスチック厚さ $h=d-c$ に比し小さいときで、式 (5.6) は $l \gg h$ のときである。

(1) 金属インサートのとき

インサートが金属単体のときは式 (5.4), (5.6) で $\alpha_1 = \alpha_3$, $E_2 = \infty$, $k_1 = 1$ とし、式 (5.4), (5.6), (6.1) より

$l \ll h$ のとき

$$\sigma_t(r=c) = (\alpha_3 - \alpha_1) E_3 t \frac{1+k_3^2}{(1+\mu_3) + (1-\mu_3)k_3^2} \dots\dots\dots (6.2)$$

$l \gg h$ のとき

$$\sigma_t(r=c) = (\alpha_3 - \alpha_1) E_3 t \frac{1+k_3^2}{1 + (1-2\mu_3)k_3^2} \dots\dots\dots (6.3)$$

となる。

プラスチックのポアソン比は約 0.3 であるから $\mu_3 = 0.3$ とおいて式 (6.2), (6.3) を無次元化して図 6.1 に示す。式 (6.2), (6.3) より明らかなように、成形プラスチック材が与えられたときは、金属の熱膨張係数が成形プラスチックのそれに近いほど残留応力は小さくなる。また図 6.1 より明らかなように、成形プラスチックの厚さを増すことは残留応力を軽減させるが、その効果は金属インサートの外半径の 1~2 倍の範囲まで顕著であって、それ以上厚くしても効果は小さい。これらより金属インサートの残留応力軽減法としては、インサート材料に熱膨張係数が比較的大きいアルミニウムや亜鉛を用いることや、成形プラスチックの肉厚を有効な範囲まで厚くすることが考えられる。しかしながら、射出成形ではプラスチックの厚さを数 mm 以上に増すことは困難であるから、インサート径が大きい場合には、肉厚の増加による軽減法は実際上適用できない。このような場合には、次のような複合インサートを用いる方法などは有効な手段と考える。なお式 (6.2), (6.3) はプラスチックが固化するとき、金属インサートも同じ温度であるとして導いたものであるが、たとえばインサート温度が低いときは $\alpha_1 = 0$ に似た効果を生じ、残留応力が増加することが想像される。したがって固化温度の高いプラスチック材の場合には、よくいわれているように、成形時にインサートの温度を高めておくことも、この種の残留応力軽減に効果のある方法であろう。

(2) 複合インサートのとき

式 (5.4), (5.6), (6.1) より

$l \ll h$ のとき

$$\sigma_t(r=c) = (\alpha_3 - \alpha_a) E_3 t \frac{1+k_3^2}{(1+\mu_3) + (1-\mu_3)k_3^2} A \dots\dots\dots (6.4)$$

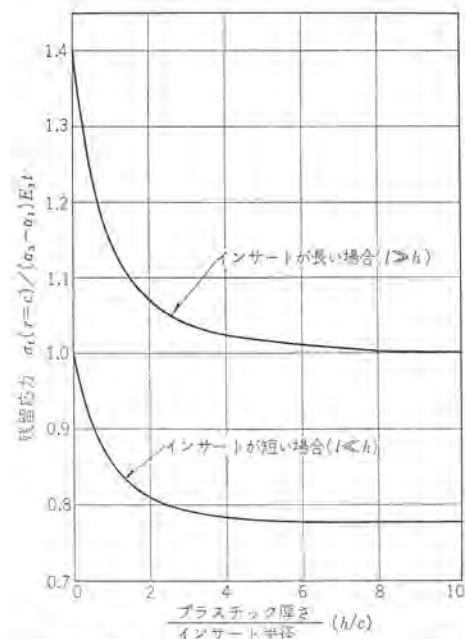


図 6.1 残留応力と寸法の関係
Fig. 6.1 Relation between residual stresses and dimensions.

ここに

$$A = \frac{1}{1 + \frac{E_3}{E_2} \left\{ \frac{(1-\mu_2^2)(1-k_1^2)(1-k_3^2)}{(1+\mu_2) + (1-\mu_2)k_1^2} \right\} \{1 + (1-\mu_3)k_3^2\}}}$$

α_a は式 (5.2) で求まる値

$l \gg h$ のとき

$$\sigma_t(r=c) = \left\{ (\alpha_3 - \alpha_a) + \frac{\mu_3}{1+\mu_3} (\alpha_a - \alpha_1) \right\} E_3 t \frac{1+k_3^2}{1 + (1-2\mu_3)k_3^2} A \dots\dots\dots (6.5)$$

ここに

$$A = \frac{1}{1 + \frac{E_3}{E_2} \left\{ \frac{(1-2\mu_2)(1-k_1^2)(1-k_3^2)}{1 + (1-2\mu_2)k_1^2} \right\} \{1 + (1-2\mu_3)k_3^2\}}}$$

α_a は式 (5.1) で求まる値

式 (6.2) と式 (6.4) を比べると式 (6.2) で金属インサートの熱膨張係数を示す α_1 が α_a におきかわり、さらに A が乗せられた形になっている。また式 (6.5) も式 (6.3) に対しほぼ同様な形になっている。 $\mu_2 = 0.3$ として、 α_a に及ぼす寸法効果を図 6.2 に示す。図 6.2 より、複合インサートのプラスチック部の厚さを増していくと、 α_a が急激にプラスチック部単体の熱膨張係数に近づき、使用するプラスチック部材の熱膨張係数が成形プラスチック材のそれに近いときは、残留応力の軽減に効果のあることがわかる。さらに式 (6.4), (6.5) の係数 A はインサート回りのプラスチック材料の収縮をやわらかい複合インサートでうけることの効果、すなわち見かけの弾性係数の影響を示している。この項を供試材寸法のもので計算してみると、複合インサートプラスチック部の弾性係数 E_2 が成形プラスチックの弾性係数 E_3 の 1/10 のとき、残留応力は約 50% 減少するが、 $E_2 = E_3$ あるいは $E_2 > E_3$ のときは たかだか 10% 以下となり、あまり影響を及ぼさないことがわかる。

供試材について式 (6.1) を用いて残留応力を計算した結果を表 6.1 に示す。表 6.1 より明らかなように EP インサートのようにその見かけの熱膨張係数がアルミインサートの熱膨張係数と大差ないときは、残留応力の軽減に効果はあまり期待できないが、AS、

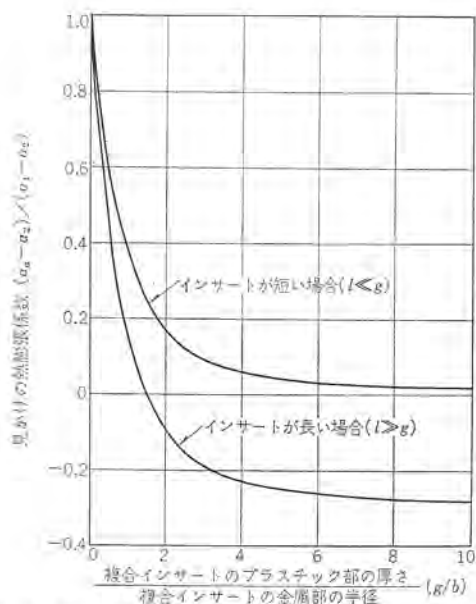


図 6.2 複合インサートの見かけの熱膨張係数と寸法の関係
Fig. 6.2 Relation between apparent thermal expansion coefficient and dimensions of double insert.

表 6.1 残 留 応 力 (計算値)

試 験 片	残 留 応 力 (kg/cm ²)	
	$l \geq h$	$l < h$
1 A	102	70
1 E	93	64
2 E	103	72
2 S	46	35
2 C	44	34

PC インサートの場合は EP インサートを用いた場合の半分以下になっており、複合インサートのプラスチック部に適当な材料を選べば残留応力の軽減に有効であることがわかる。なおこのように複合インサートを用いると成形プラスチックの残留応力は減少するが、複合インサートのプラスチック部自体はインサートが金属であるため、かなりの残留応力が生じる懸念が考えられる。成形プラスチックの収縮により複合インサート部にはいくらか外圧が加わることになるので、その残留応力は若干減少するが (AS インサートの場合約 6%)、その効果は小さい。しかし一般に熱可塑性プラスチックは接着性が悪いので、もし複合インサートのプラスチック部にクレを生じたとしても、それが成形プラスチックにまで伝達されない利点を有しているものと考えられる。

7. む す び

熱可塑性プラスチック成形品に埋め込みインサートがある場合の残

留応力を円筒状成形品について測定し、これを重ね円筒と考えて求めた残留応力の計算式の妥当性を検討した。その結果、成形プラスチックが熱変形温度で固化し、固化後の収縮は熱膨張によるもののみとし、そのほかの収縮や応力緩和などを無視したかなり大きな仮定でのたがばめの計算式が、実用的にさしつかえない程度で妥当であると考えられた。ただしこれは一般に射出成形プラスチックとして多く用いられている PMMA や AS 樹脂のように、熱変形温度がガラス転移温度に近く、それ以下の温度での弾性的性質があまり変化しないような材料には適用できるものであって、このような挙動を示さない材料や熱硬化性樹脂のような場合にはさらに別途の検討が必要であろうと考えられる。

この計算式より、残留応力の大きさに影響する因子として、この試験の範囲ではインサートと成形プラスチックの熱膨張係数の差および肉厚の寸法割合が考えられ、それらを単純化して図示した。

また、残留応力軽減の目的で金属インサートと成形プラスチックの間に、プラスチック部を設けた複合インサートは、使用するプラスチック材料を適当に選べばかなり効果のある方法であり、このプラスチック部の肉厚や弾性係数の残留応力に及ぼす影響についても検討した。

このような残留応力あるいは残留ヒズメが存在するプラスチック成形品の強度については、プラスチック材料の長時間強度を対象とする必要があり、伸びの大きい材料に対しては応力緩和あるいはクリープ強度を、応力クレイジング発生の懸念のあるものにはクレイジング臨界応力⁽⁴⁾を考慮すべきであろうと考える。そのさい、使用される雰囲気や温度、プラスチックの異方性なども考慮する必要がある。また適正なインサート設計という観点にたてば、インサートが成形プラスチックによってどの程度しめ込まれていなければならないかを外力との関連で検討することも必要であろう。これらの点については今後ともより定量的に検討し有効な埋め込みインサートの設計データとして集積されることが望まれる。

参 考 文 献

- (1) R. S. Spencer, G. D. Gilmore : Residual Strains in Injection Molded Polystyrene, Modern Plastics, 28, 27, 97~108+155 (Dec, 1950)
- (2) たとえば Plastics Engineering Handbook, SPI, 3rd ed. 1959, Reinhold Publ. Co., New York
- (3) E. E. Ziegler, W. E. Brown : Stress Cracking (Crazing) of Polystyrene, Dow Chemical Co., Plastic Technical Service, (Jan. 1954) (Feb. 1955)
- (4) 前田, 村上, 土方 : プラスチックの応力クレイジング, 「三菱電機」 36, 7, 927-931 (昭 37)

水道用無線集中監視記錄裝置

石井 用*・吉武 敏明*

室田 慎**・藤原 謙一**・柳沢 忍**・小村 明**

Radio Integrated Data Logging System for Water Supply

Kanagawa Prefecture

Yō ISHII • Toshiaki YOSHITAKA

Mitsubishi Electric Corp., Communication Equipment Works

Shin MUROTA • Kenichi FUJIWARA

Shinobu YANAGIZAWA • Akira ŌMURA

In the enterprise of the water supply of late years reinforcement of waterworks facilities and their central control have come to pose important problems with a rapid increase of demand for water. Under the circumstances the Kanagawa Prefectural authorities have taken up logical water distribution as a critical issue, completing a radio integrated data logging system with an aim of controlling the supply at the center. The telemetering is made by the analog telemetry system and the data collection is performed at every 15 min, through a time division scanning call system. The data at every regular hour are printed in the log, monitored in the center and at every substation. The circuits can be used by dividing one period into two and the telephone and telemetering are automatically changed over.

1. ま え が き

近年都市人口の急増と産業の発展とともに、水資源の需要は増加の一途をたどりつつある。水道事業においては、広域にわたる各給水需要家に対しその配水をいかに適切合理的に行なうかが重要な問題である。

神奈川県企業庁水道局においても、県中央および相模原地区人口の急増と、夏季におけるレジャー施設(海水浴場等)などによる水需要の急増のため、昭和36年ころから配水管理を重要な問題としてとりあげ、その中心施設として集中監視用無線テレメータ装置を計画した。この計画に基づき昭和38年6月第1期鎌倉地区7局、昭和39年6月第2期寒川地区8局、昭和40年3月第3期寒川地区3局、昭和41年3月第4期寒川、谷ヶ原地区7局、計25局の設置工事を行ない、わが国最大の水道用無線テレメータシステムをほぼ完了した⁽¹⁾。

このシステムは、神奈川県企業庁水道局と三菱電機との協力のもとに、データ収集、データ処理等にいろいろと工夫をこらしておりその概要を報告する。

2. 装置の概要

このシステムは 70 Mc 帯無線 1 波による無線回線を伝送路とし、各局時分割走査呼出し方式により全回線を構成している。

配水系統は 谷ヶ原浄水場系と寒川浄水場系の 2 系統ある。呼出し走査の統一上寒川を集中監視局とし、谷ヶ原は地区配水池のデータが傍受できる傍受局とした。また配水管理上、鎌倉ポンプ場・厚木ポンプ場も

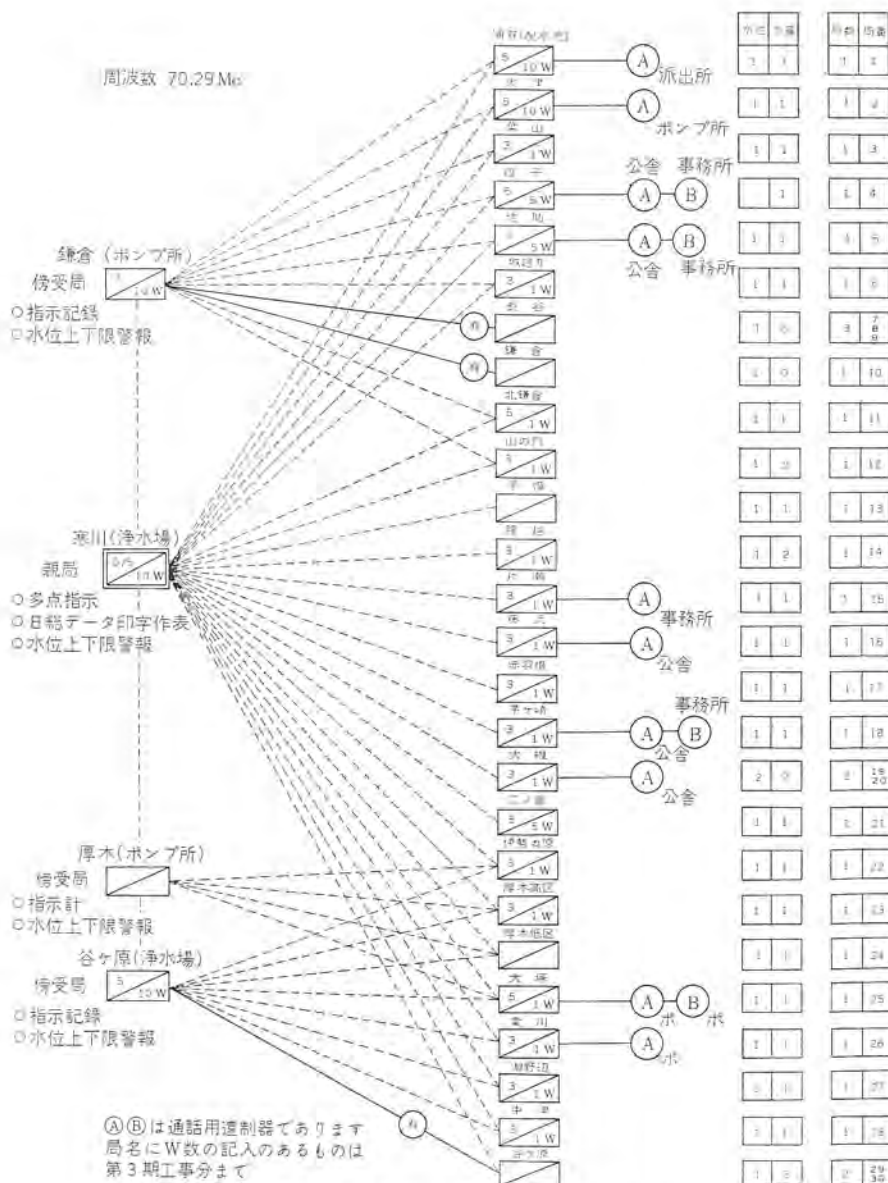


図 2.1 無線テレメータ監視系統図
Fig. 2.1 Radio telemetering system.

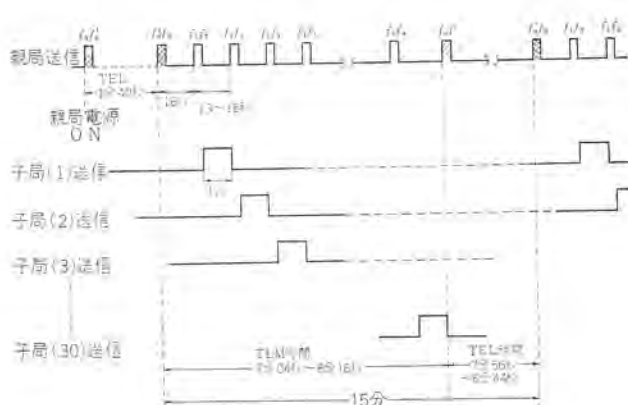


図 4.1 全局走査タイムチャート
Fig. 4.1 Scanning time chart of the system.

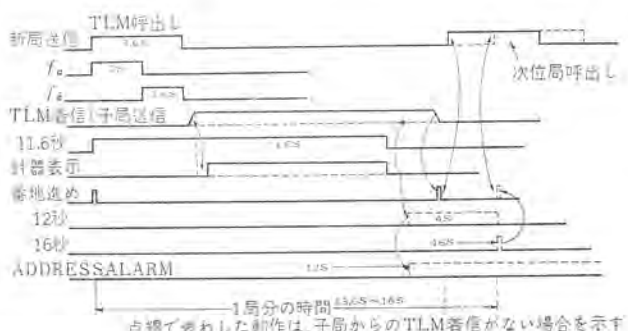


図 4.2 一局分走査タイムチャート
Fig. 4.2 Scanning time chart of a station.

次位局へと進む。

(2) 一局分走査順序 (図 4.2 参照)

- 子局は親局から f_a (2 秒), f_b (1.6 秒) の子局割当呼出し信号を受信すると約 10 秒テレメータを送信する。
- 親局で子局信号を受信してから約 1 秒後から計器表示を開始し、8 秒間計器動作後ふたたび計器をロックする。
- テレメータ受信が終わるとリングカウンタを進め次位局に移る。
- 子局呼出 8 秒後テレメータ着信ないときはアドレスアラームを出し 16 秒後に次位局へと進む。

(3) タイプ印字タイムチャート

親局でのタイプ印字はタイムチャートにより行なう。

- 0 番地で時刻印字を行なう。時刻印字のタイムチャートは、タイプ制御カウンタ TAB—リボン制御—XIOH—XIH—D, P—XIOM—XIM—TAB₃ の順序で行なう。
- 16 秒後 1 番地に進み子局を呼出し、8.4 秒後テレメータ信号が着信している場合は上下限のチェック (水位のみ) 後 A/D 変換する。デジタル化した値は、タイプ駆動回路を通して順次作表用紙に数値を打出す。
- 最終番地の子局のタイプ印字が終るとキャリッジリターンして駆動モータが停止する。

5. 構成機器

5.1 機器総合仕様

- 伝送方式 時分割走査呼出方式
- 呼出子局 30 局
- 伝送路 70 Mc 帯無線一波
- 伝送容量 3 量/1 局
- テレメータ方式 アナログテレメータ方式

- 総合精度 $\pm 2\%$, (伝送系 $\pm 1\%$)
- 伝送時間々隔 15 分
- 子局伝送時間 10 秒/局 約 8 分/30 局
- データ表示 親局 12 多点指示計
傍受局 指示記録計
- データ印字 毎正時, 30 吋 IBM
- 水位警報 上下限警報 (設定可能)
- 故障検出 子局からの返信ない場合警報
- 通話方式 プレストーク 通話
- 通話呼出方式 選択呼出しまたはスピーカ呼出し
- 選択呼出子局容量 12 局
- 傍受局傍受容量 9 局
- 停電時の動作 親局, タイムチャートのスタートから動作子局
テレメータ呼出受信状態となる

5.2 検出器

物理的な水情報を電気信号に変換するための一次変換器で、出力は 0~10 mV 電圧出力のものに統一した。

(1) 水位検出器

フロート式水位計を使用し、配水池の水位と電気出力の関係は 5 m フルスパン (0~10 mV) のものと 10 m フルスパン (0~10 mV) の 2 系統に統一した。

(2) 流量検出器

ベンチュリーと差圧発信器との組合わせにより 0~10 mV に変換している。この信号は 2 乗特性を持つので受信側にリニアライザを入れて直線化して A/D 変換を行なっている。

5.3 アナログテレメータ装置

検出器からの 0~10 mV を 15~30 c/s の FM 信号に変換して、安定な伝送を行なうための全トランジスタ化した TM 34 形アナログテレメータ装置⁽²⁾である。系統を図 5.1 に示す。

(1) 総合性能

- 精度 $\pm 1\%$ 以下
- 直線性 $\pm 1\%$ 以下
- 入力電圧 0~10 mV

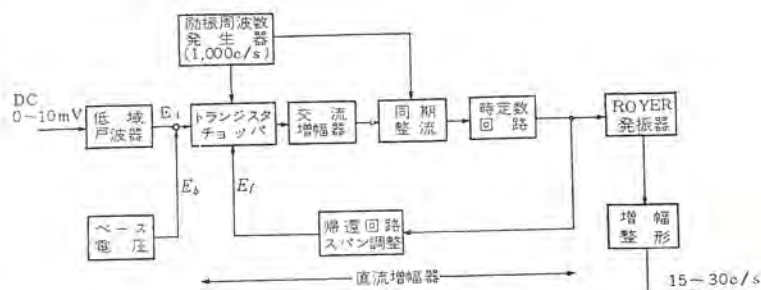


図 5.1 (a) TM-T3 形送量器回路系統図
Fig. 5.1 (a) Block diagram of type TM-T3 transmitter.



図 5.1 (b) TM-R4 形受量器回路系統図
Fig. 5.1 (b) Block diagram of type TM-R4 receiver.

- d. テレメータ周波数 15~30 c/s
- e. 受量器出力 指示計 (1mA, 1kΩ) を振らせる.
記録計には 0~10 mV の電圧を与える.
- f. 応答速度 最大変化量 1秒以下
- g. FS 変復調周波数 425 c/s + (n-1) 170 c/s の 3 周波
- h. FS 偏移周波数 ±35 c/s
- i. 周囲温度 -5~40°C

(2) 送量器

0~10 mV の直流入力を 15~30 c/s に変換する. その出力は FS 変調器にはいり FS 変調後無線送信機にそう入される.

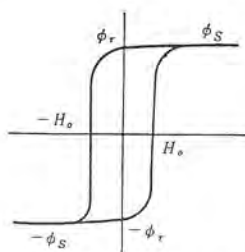


図 5.2 (a) 鉄心特性
Fig. 5.2 (a) Characteristics of saturate core.

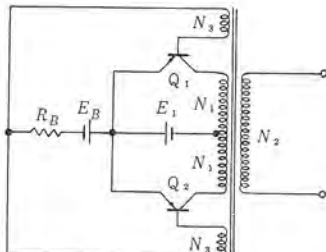


図 5.2 (b) Royer の発振回路
Fig. 5.2 (b) Royer's oscillator.

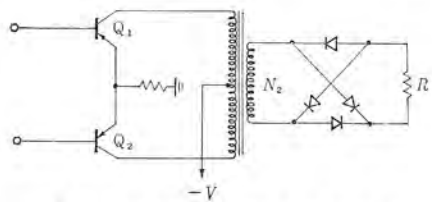


図 5.3 周波数-直流変換回路
Fig. 5.3 F-D converter.

a. CHOP 盤, AMP 盤, SR 盤

トランジスタチョップを使用しチョップ周波数は 1kc である. AC 増幅部の出力は同期整流回路により直流変換して出力を得ている. 直流増幅度は約 100 dB. 負帰還は 45~50 dB かけられており電圧変動, 温度変動に対する増幅度誤差は 0.2% 以下に押えられている.

b. D-F 盤

飽和トランスを用いたロイヤー発振器 (図 5.2 参照) により直流一周波数の変換を行なっている. (特許所有). CHOP 盤の 0~10 mV 入力 は 15~30 c/s に変換される.

入力電圧に対する出力周波数は下式で表わされる.

$$f = \frac{E}{4\phi_s N_1} \dots \dots \dots (5.1)$$

f: 出力周波数

ϕ_s : 飽和磁束密度

E: 入力電圧

N_1 : 巻回数

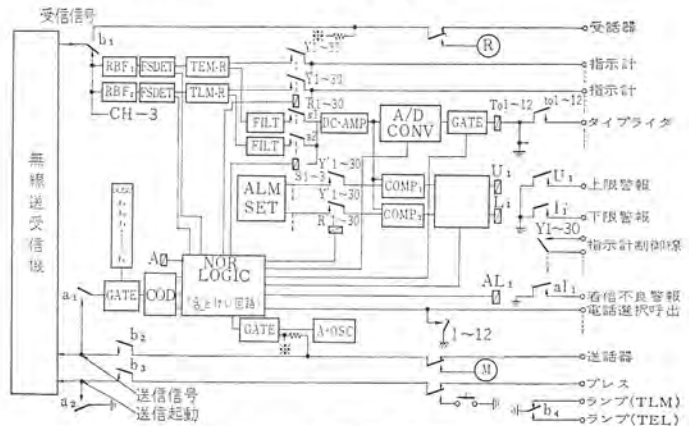


図 5.4 親局装置系統図 (寒川)
Fig. 5.4 Schematic diagram of central station.

テレメータ運転日誌

神奈川県企業庁水道局

神奈川河川排水計画																						
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
時刻	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17					

φ_s が温度により $-0.07\%/^{\circ}\text{C}$ 変化するため、サーミスタにより温度補償を行なっている。

c. FS, OSC 盤, TBF 盤

15~30 c/s の信号を音声周波数への変換と多重化のために副搬送波による FS 変調を行なうものである。同時伝送を 3 CH としたので変調中心周波数は 1445 c/s, 1785 c/s, 2125 c/s を選んでいる。

(3) 受量器

無線機からの FS 信号を復調後、15~30 c/s の周波数信号をさらに直流に変換する回路である。

a. FSDET 盤

FS 変調波をデイスクリにて検波し、15~30 c/s の衡流周波数に変換する。

b. SL 盤, F-D 盤

SL 盤で増幅後 F-D 盤にて衡流周波数を直流に変換する。周波数検出回路は飽和磁気鉄心を用いて直流に変換する。(図 5.3 参照)

$$I = \frac{4N_2\varphi_s}{R}f \dots\dots\dots (5.2)$$

N_2 : 出力巻線数

φ_s : 飽和磁束

R : 負荷抵抗

5.4 集中監視親局装置

寒川浄水場に設置した親局装置は、監視制御架(2架)・無線送信機1架・計器盤1面・操作器1台・タイプライタから構成されている。(装置外観は図 2.2 参照) 装置系統は図 5.4 に、装置の機能を次に列記する。2期工事までの作表データを図 5.5 に示す。

(1) 動作機能

- 正時、15分、30分、45分に、トケイ回路からのクロックパルスによりテレメータを行なうための一斉指令を出す。(TEL-TLM)
- 子局をあらかじめ定められた順序にしたがって走査する。
- 走査信号によってあらかじめ定められている符号周波数を送出する。
- 送信機へ送信指令(Aリレー動作)を出す。
- 計器盤へ計測データ表示指令を出し、計器ロックをはずしてデータを多点指示計に表示させる。
- 毎正時のデータはA/Dコンバータでデジタル化して測定値をタイプライタ印字する。
- 水位測定データを上下限設定値(ALM SET)と比較して警報表示を行なう。またタイプライタは赤字で印字する。
- 回線障害等により子局から返信なき場合、着信不良検出を行ない局警報を出す。
- データ収集が終了すると、回線をテレメータから通話に切替えるための一斉指令を出す。
- 通話時間中に、子局および傍受局との間でセレコール呼出し、スピーカ呼出しにより通話可能である。
- 通話時間終了40秒前に1kcの警報信号を送出する。

(2) 制御、試験機能

操作台、操作盤で次の制御、試験機能をもたせた。

a. テレメータ強制

通話時間中にテレメータ強制を行なう。

b. 通話強制

テレメータ時間中に通話強制を行なう。

c. タイプライタ印字強制

任意のときにタイプライタ印字を行なう。

d. 電話セレコール

通話時間中に子局を選択呼出しできる。

e. アラームリセット

個々のアラームセット、一斉アラームリセット、ブザー断。

f. 時刻の設定

手動で時刻設定ができる。

g. 手動リセット

クロックパルスの停止、アドレスカウンタのリセット。

h. 個別呼出し選択

特定の局のテレメータを選択。

i. 特定局の固定呼出し

任意の1局のテレメータを長短間連続して監視。

5.5 傍受局装置

一定地域内の子局のテレメータ信号を傍受して計器を振らせ、子局の状態を監視しようとするものである。鎌倉ポンプ場(傍受9局)・谷ヶ原浄水場(傍受7局)・原木ポンプ場(傍受3局)の3局がある。

また鎌倉、谷ヶ原は子局として寒川へ水位、流量を伝送する。外形写真を図 5.6、系統を図 5.7 に示す。

- 監視区域内のどの子局が呼出されたかを判別する。
- 呼出された子局のテレメータ信号を受信し、該当する計器を振らせる。また水位上下限警報を出すことができる。
- 通話時間中には区域内の特定子局を選択呼出しすることができる。
- 傍受局↔子局、傍受局↔親局の通話をすることができる。
- 親局からの呼出信号によりテレメータ伝送を行なう。
- 通話時間終了40秒前に警報を出す。

5.6 子局装置

各地に散在する配水池に設置する子局は次の機能を有する。外形写真を図 5.8 に、系統を図 5.9 に示す。

- 親局からテレメータ一斉指令により呼出受信状態となる。
- テレメータ選択呼出しを受けると、タイマにより10秒間テレメータ



図 5.6(a) 傍受局装置外観
(鎌倉、谷ヶ原)
Fig. 5.6(a) Bay assembly
of substation.



図 5.6(b) 傍受局計器盤
(谷ヶ原)
Fig. 5.6(b) Telemetering panel
of substation.

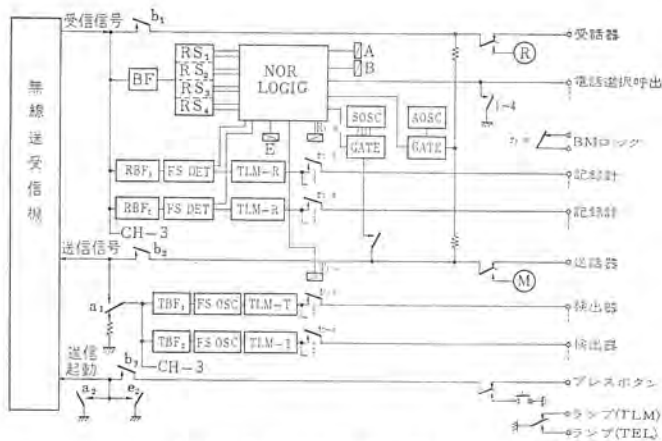


図 5.7 傍受局系統図 (鎌倉, 谷ヶ原)
Fig. 5.7 Schematic diagram of substation.

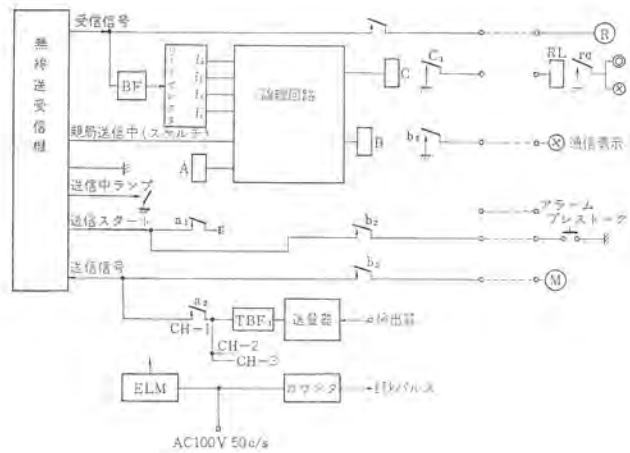


図 5.9 子局系統図
Fig. 5.9 Schematic diagram of measuring station.



図 5.8 子局装置外観
Fig. 5.8 Bay assembly of measuring station.



図 5.10 遠隔制御器外観
Fig. 5.10 Control box of radio equipment.

6. む す び

監視子局 30 局にわたる水道用無線テレメータシステムについて報告した。装置は昼夜配水施設の集中管理に使用されている。この装置の完成は比較的自動化の遅れている水道設備のパイオニアとして、その意義は大きい⁽³⁾。

最後にこの装置の計画・設計・工事にあたってご指導ご協力をいただいた神奈川県企業庁水道局野島課長・寒川水源事務所上田所長・木村課長・電気局市野主幹をはじめ水道局関係各位および工事にご協力いただいた清康社・大井電気・長野日無の関係各位にお礼申し上げる。
(昭 41-3-31 受付)

参 考 文 献

- (1) 市野, 丸浜, 室田, 藤原ほか: 水道用無線 テレメータ 方式, 昭 40 年電気四学会連合大会 (440)
- (2) 北垣, 上田, 室田, 今泉: “トランジスタ化遠隔測定装置” 「三菱電機」 35, 12 (昭 36)
- (3) 藤原: “テレメータおよびテレコントロールについて” 電気通信学会専門講習会テキスト (昭 40)。

一ツ信号を送信する。

- 親局から通話一斉指令で通話に切替える。
- スピーカ呼出しにて親局, 傍受局と通話することが可能である。

5. 7 業務電話用遠隔制御器

子無線局を通じて事務所と寒川親局と通話するためのものである。次の機能を有す。(図 5. 10 に制御器外観写真を示す。)

- 親局を呼出し, ラレストーク 通話可能
- 親局からの選択呼出し機能をもつ
- 無線機のスケルチ制御
- 電話とテレメータ時間の表示
- 自動無線機および子遠隔制御器と通話可能。呼出しは 2000 c/s を使用

自動血管撮影用注入装置

榊 原文 作*
酒 井 靖 夫**

An Automatic Injector for Angiography

Nagoya University

Bunsaku SAKAKIBARA

Mitsubishi Electric Corp., Nagoya Works

Yasuo SAKAI

In vascular roentgenology contrast medium is to be injected into a blood vessel and X ray photographs shall be taken with proper timing. For satisfactory radiographic visualization the injection speed must be kept constant though it is hard to realize with manual or pneumatic injectors. A new motor driven injection device has been developed to employ an injection syringe pushed by the feed of a ball screw. The motor operating on direct current is controlled by means of Thyristor circuit to hold the speed steady over a wide range with no mechanical change-over gear. The operation of the device can be interlocked with the X ray exposure. It is also practicable to have the unit coordinate with an electric cardio graph arrangement.

1. ま え が き

血管撮影法とは、血管の中へ造影剤を注入し適当なタイミングにおいてX線撮影を行なって血管を撮影する方法である。わが国における血管撮影法の研究は昭和4年、前名古屋大学教授斎藤氏によって始められて以来、顕著な発展をとげ広範な領域において実施され精細な読影が行なわれるようになり、診断的価値は非常に高いものとなった。この進歩に対してはX線装置と造影剤の発達が大きな要因となっているが、一方造影剤注入についてはカテーテル法の開発があった。

この間にあって造影剤注入の方法としては当初はもちろん用手法によって始められたが、用手法には種々の欠陥や制約があり、その解決を図るためにさまざまな注入用装置が考案されてきた。すなわちテコの原理を応用したものや圧縮気体の圧力を利用するものなどであるが、これらの装置は欠点もあり一部では用いられているが今日なお一般に広く用手法が行なわれている。このような現状から、従来の方法装置がもつ欠点を解決することを目的として、電動機を応用した自動血管撮影用注入装置を開発完成したのでここに紹介する。

2. 各種の注入装置

2.1 用手法

手で注射器を使用して造影剤を注入し、注入終了直前に口頭で合図してレントゲン技師がX線撮影ボタンを押すといういわゆる用手法は、血管撮影法における造影剤注入の方法として当初から用いられてきた。この用手法は必要な器具が簡単で準備や操作が容易である半面、いろいろな欠陥や制約がある。すなわち

(1) 手で注射器を操作して造影剤を注入するのであるから一定の注入速度を正確に保つことは不可能である。このために造影ムラができる。

(2) 心臓血管撮影法や大動脈撮影法および逆行性血管撮影法などで必要な高速注入(たとえば40 cc/s)に対しても用手法では約20 cc/sが限界である。また逆に長い時間をかけて一様に注入する場合の低速注入も困難である。

(3) 合図によってX線撮影を行なうためX線露出のタイミ

ングが不正確である。また注入終了後一定時間後のX線撮影を行なう場合には、通常腕とけいなどにより秒読みをしている。がもとより精密さは期待できない。

(4) 実施する医師は患者と接近して位置することになり、血管撮影法においては使用X線量が比較的大きく、同一患者に反復施行することもしばしばあり、また連続撮影も用いられることが多いなどのことから、種々のX線防御の手段を講じても若干の被曝は免れ得ないことになりX線障害の危険がある。

(5) 注射器を強く押す際、セン(穿)刺した注射針が血管からはずれやすい。また注射器の破損により医師が手に負傷することもある。

2.2 テコの原理を応用した装置

このような用手法の欠陥や制約を解決する目的で従来から種々の装置が考案されてきた。現在市販されているものも少なくないが、それらはいずれも上にあげた問題のうち一つまたはそれ以上の点に関して解決が図られている。テコの原理を応用した装置としてHINMAN(昭28)、LENTINO(昭32)⁽¹⁾、SUTTON(昭34)⁽²⁾などの簡単な注入装置があり、HINMANは造影剤50 ccを18ゲージの注射針を使用して注入する場合、用手法では8秒を要するのに対して3秒で注入しようと述べ、LENTINOは14ゲージの注射針で50 ccを2秒間で注入するのが用手法の限界であるのに対して、テコの機械的効率4:1によって1秒で注入しようとし、SUTTONは125 cmのF8 LEHMANカテーテルを通して90 ccを3秒間で注入しようと記載している。

いずれも原動力は人力であって不定要素を含み時間測定も秒単位で精密なものではないが、これらの装置はテコの原理によって力を強くすることは可能であって、高速注入という目的をある程度達成できるとはいえ、注入速度の正確な設定とか一定速度の注入とかは不可能であるのみならず、逆に装置に連結して使用される注射針またはカテーテルおよび適用される人力によっては過速となることもありうるので、このための危険性もある。

2.3 圧縮気体の圧力を利用した装置

原動力として圧縮気体の圧力を利用する注入装置としては古くから種々考案され、かつては空気ポンプを使用するDOS SANTOSの装置などがあったが、AMPLATZ(昭35)⁽³⁾、GIDL

表 2.1 造影剤の粘度

造 影 剤	IODINE 濃度 (mg/ml)	粘 度 (ポアズ)	
		温度 25°C	温度 37°C
CONRAY 60 %	280	0.061	0.040
UROGRAFIN 60 %	290	0.072	0.043
UROGRAFIN 76 %	372	0.162	0.085
TRIOSIL 75 %	440	0.106	0.066
ANGIO-CONRAY 80 %	480	0.144	0.084

UND (昭 31)⁽⁴⁾, PATTINSON (昭 33)⁽⁵⁾, SHIPPS (昭 33)⁽⁶⁾ などの注入装置はすべて ポンプに充てんされた窒素や空気などの 高圧 ガスを使用している。これらの装置の動作特性に関しては RODRIGUEZ-ALVAREZ (昭 30)⁽⁷⁾, SHIPPS (昭 33)⁽⁸⁾, FISCHER (昭 39)⁽⁹⁾らが分析している。あらかじめ設定するのは加圧圧力であって、装置によって 圧縮気体による加圧室と 注射器との機械的効率は異なるとしても、これによって事実上設定されるのは 注射器の内圧である。これと造影剤注入に使用される種々の注射針またはカテーテル およびその他の機構による注入抵抗との相関によって注入速度が決定される。したがって各種の注射針およびカテーテルに関して、圧力と注入速度との関係を 予備実験によってキャリブレーションし、そのカーブまたは1モグラム などから 注入速度を推定する必要がある。

今日造影剤には各種のものがあ、それぞれ種々の濃度のものが 目的によって選択使用されるが、これらは表 2.1 に示すようにおの粘度が異なり注入速度はこの粘度によって定まるからそれぞれについてキャリブレーションする必要がある。さらにこの粘度は 温度によって大きく変化し圧力、注入速度曲線には温度条件が必要となる。

このキャリブレーションに際しては、通常一定量 たとえば注射器全容量を何秒間に注入しようかという測定が行なわれるが、これによって得られる注入速度は平均速度であって、各瞬間ごとの流量 cc/s ではない。このために注入量によって平均速度が変化することになり、これは力の伝達に気体を介するために 流速の立ち上りが遅れるためであって、たとえば SHIPPS の注入器では注入量 20 cc 以上では 注入速度は注入量に関係なく実用上一定となるが、20 cc 以下の場合は注入量の減少にしたがって平均速度が急速に低下し、もしこれを脳血管撮影法など 6~8 cc の少量の造影剤注入の場合に使用するとすれば、注入量ごとに前記キャリブレーションをする必要がある。注入の経過中に流速が大きく変化することは、造影が一様でなくなることになり、心電図上のある位相だけ注入するような 短時間注入の場合には、とくに問題となる。また実際の注入で平均速度を上まわる流速を生じていることは、オーバースピードの点からも問題である。

一般にこのようなキャリブレーション方式においては、注入速度は予備実験に基づく指定注入速度であって、血管撮影が実際施行されたときの注入速度ではないことも注意すべきである。事実上 注射針やカテーテルの内径、その他内コウ(腔)形状等 注入抵抗に関する諸量には若干の差異は避けられないものである。

2.4 X線露出連動

X線露出のタイミングについては FLAX (昭 27) は、用手法で使用する注射器に電気接点を設置してX線撮影の連動を試み、SHIPPS (昭 33) はさらに遅延タイマを併用して 脳血管撮影法の際の遅延時限とこれによる造影剤使用量減少の利点について記載している。心電図と注入ならびに撮影を連動させる機構について

は、DAVIES (昭 35)⁽¹⁰⁾などの記載がある。

3. 電動機を応用した注入装置

3.1 必要とする性能

以上説明したように良好な血管撮影像を得るためには、血管の種類・部位・体格・病態その他によって造影剤の種類・注入量・注入速度・注入時期およびX線撮影時期に関し固有の条件が存在するのであって、この条件を正確に満足させることが必要である。ここで注入装置に必要とする性能をまとめると、次のようになる。

(1) 注入速度を指令値と正確に一致させること。

(2) 心臓血管あるいは大動脈撮影法に必要な高速度から、脳血管あるいは静脈撮影法の場合の低速度まで、任意の注入速度が正確に得られること。

(3) X線露出と種々のプログラムで連動すること。

(4) 遠隔操作が可能で医師のX線被曝を防ぎ得ること。

(5) 安全性の高い装置であること。

さらに取扱い、保守が容易であることも考慮されなければならない。今回開発した注入装置は、これらの諸点を満足するものである。

3.2 装置の構成

この装置は図 3.1 に示すように 動作器、電気制御装置およびこの間の連結コードからなる。注射器を押す駆動力として電動機回転力を利用し、遠隔操作指令あるいは心電図などからの連動指令によって所定量の造影剤を所定の速度で定速注入し、これと連



図 3.1 注入装置 (左、制御装置、右、動作器)
Fig. 3.1 Injector (left, control device, right, Injector)

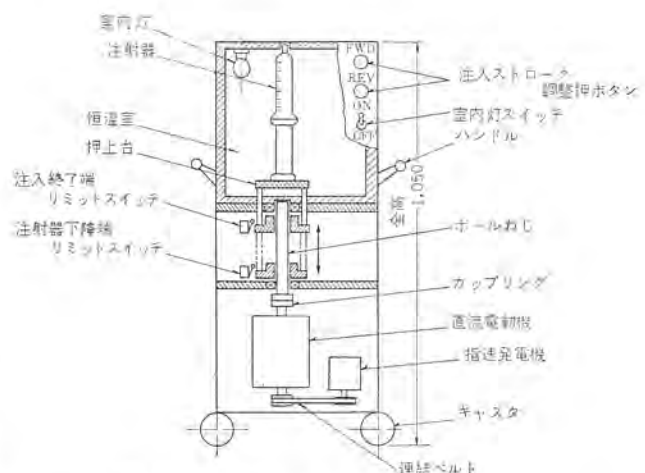


図 3.2 動作器 Fig. 3.2 Injector.

動してX線撮影を行なうことができる。

3.3 動作器

動作器の構造の要は図3.2に示すとおりである。下部に直流電動機を内蔵し、この回転出力をもってボールねじを駆動して直進力に変換し、注射器を押し上げる機構である。慣性の小さい直流電動機と伝達効率の高いボールねじは直接カップリングされ、この間にギヤ、クラッチなどはまったく使われていないので、簡単な構造でしかも効率がきわめて高い。さらに電動機の回転速度がそのまま押し上げ速度となるので、回転速度を自動制御することによって任意の注入速度が正確に得られる。また電動機とベルトでカップリングされた指速発電機によって回転速度を正確に検出して注入速度のメータ表示、あるいはオシログラム記録を可能にするとともに、過速を検知して安全装置を動作させる機能も持たせている。注射器を装着収納する箱内は37°C付近の恒温になるように自動温度調節装置を備え、造影剤の粘度を下げて一定に保つと同時に注入される血管側の温度差による影響を防ぐ。

動作器上部側面には注入量調整押しボタンを備え、これを低速インテング操作することによって注射器の目盛を見ながら注入ストローク調整設定ができる。注射器は垂直取り付けとしてあり気ほう(泡)除去を容易に行なうことができる。注射器室内にはランプを備え、ガラス製注射器内の気ほうやゴミの検出を容易にするほか、目盛を見やすくしている。インテング押しボタンは目盛合わせや気ほう除去の際に、従来の手動で注射器を扱う場合と同様の感覚で行なうことができる。

注入ストロークの終了点にはリミットスイッチを備え、X線撮影連動信号を得るとともに注射器押し上げを停止させている。図3.3は注射器室である。



図 3.3 注射器室
Fig. 3.3 Injector syringe box.



図 3.4 操作パネル
Fig. 3.4 Operation panel.

動作器にはキャスタを取り付けて移動を容易にし、ベッド近傍の任意の位置へ設置して使用することができる。また注射器の位置は患者の位置よりもやや高くなるように考慮されている。

3.4 制御装置

制御装置内部にはすべての電気制御装置を収納し、上部を操作パネルとして信号灯、注入速度設定ダイヤル、注入速度指示メータ、注入ならびにX線撮影タイミングプログラム設定ダイヤル、注入用押しボタンスイッチなどを備え、すべての操作をここから遠隔操作で行なうことができる。図3.4は操作パネル部分を示している。制御装置もキャスタ付きとして移動容易にしている。したがって制御装置をX線防御の施された部屋に設置すれば医師のX線被ばくを完全に防ぐことができる。

3.4.1 注入速度制御

注入速度すなわち直流電動機回転速度制御はサイリスタレオナード制御⁽¹⁾をしており、ダイヤルを設定するだけで無段階に広い範囲の任意の注入速度が得られる。機械的変速機構はまったく使用していない。図3.5は回路図である。

制御入力(速度設定値)に比例してサイリスタのゲート点弧パルスの位相を推移させることによって、直流電動機に可変直流電圧を供給して速度制御している。一方、電動機の電機子電圧と電機子電流を組み合わせ速度を近似的に検出し、これを負帰還し、自動制御しており、閉回路利得を大きくして常に設定速度に高精度で追従させている。負荷トルクすなわち注入に要する押し上げ力が大幅に変化した場合でも注入速度はほとんど変化しないようにしている。点弧制御回路は、コレクタ暗流の少ないシリコントランジスタとユニジャクシオントランジスタを用いており、周囲温度の変化に対しても安定である。負荷トルク0~100%の変動に対して速度変動はおよそ5%以内である。速度設定範囲は製作した一例では50cc注射器(28mm径×80mm長)を使用して1cc/sから40cc/sまでとした。

したがって、従来の方式たとえば圧縮気体の圧力を利用する方式においてキャリブレーションによって注入速度を推定するのとは異なり、注入速度そのものを一定にすることができる。この点は顕著な長所である。もちろん注入途中で速度を変えることもダイヤルによって容易に行なうことができる。さらに電動機回転数を指速発電機で検出し、注入速度単位でメータ表示する。なお指速発電機で検出した電圧を帰還して速度制御をしていないが、これは指速発電機を別系統の安全装置専用として考えているためである。

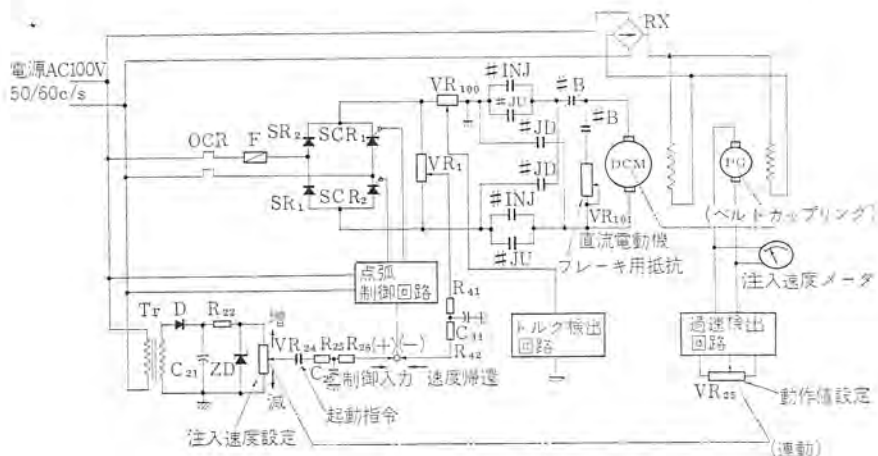


図 3.5 直流電動機サイリスタレオナード制御回路
Fig. 3.5 DC motor thyristor leonard control circuit.

注入は押しボタンをインチング方式にしているの、万ーの場合には押しボタンをはなせば瞬時に全停止するので安全である。安全については、注入速度監視（メータ表示）、注入速度変更可能、インチング注入押しボタンなどで万全を期しているが、さらに指速発電機によって検出した速度が設定値を一定幅以上越えた場合や押し上げ力が異常に増加した場合には、自動停止させて警報ラウで表示するようにしている。前者は指速発電機の電圧を速度設定と連動して設定された値と比較することにより、後者は直流電動機の電機子電流によって電動機のトルクを検出することによって行なっている。これらの電圧検出、電流検出には、トランジスタ電圧リレー、トランジスタ電流リレー⁽¹²⁾を使用している。サイリスタをはじめ半導体を応用した静止式制御回路として信頼性の向上をはかった。

注入速度の立ち上りすなわち注入開始から設定速度に達するまでの時間はサイリスタレオナード制御の高い応答性により、指令値の立ち上りをCR回路で調整することによって変化させることができる。また、切れすなわち注入終了指令から全停止までの時間も発電機動用抵抗値によって調整できる。急しゅんな立ち上り、切れは、とくに高速注入を行なう場合に鮮明なX線像を得るために重要である。しかし過度に急しゅんとすることはほかの問題もあり、立ち上り50 ms程度、切れ10 ms程度が適当であろう。

シーケンス制御回路のリレーはカバー付きプラグインリレー（三菱RP形）を使用して保守点検を容易にすると同時に、リレー動作時の音が小さいので注入時の騒音をきわめて小さくすることができた。

図3.6はサイリスタレオナード制御装置部分を、図3.7はプラグインリレーパネル部分を示すものである。

3.4.2 注入撮影連動

(1) X線撮影タイミングプログラム

注入開始は押しボタン指令により、終了は注入終了端リミットスイッチまたはタイミングによることとし、図3.8のNo.1、No.2、No.3の3方式を可能ならしめている。なおタイムはすべてトランジスタ式⁽¹²⁾とし、微小時間限のタイミングを正確に行なうことができる。図3.9はトランジスタタイマである。

図3.8においてPBは注入押しボタン、LS-Uは注入終了端リミットスイッチ、1TDは50~100 ms可変タイマ、2TDは0.5~10 s可変タイマである。造影剤注入終了と同時にX線撮影とする場合には、注入終了とX線露出の終了とが同時点であるのがよく、No.1またはNo.2方式で1TDタイマの設定時間限をX線露出時間と

する、(2TDは0)

キ（頸）動脈セン（穿）刺による脳動脈撮影の場合少量（4~6 cc）の造影剤を使用して短時間（4 ccの場合1 s、6 ccの場合0.5 s）後X線撮影をすれば良好な脳動脈像が得られるが、このような注入終了後一定時間後にX線撮影を行なう場合には、No.1方式で2TDを必要な時間に設定する。脳動脈および静脈を撮影するときなど、注入終了時にX線撮影をしたのち、さらに一定時間後撮影する場合にはNo.2の2TDを必要時間に設定する。注入継続時間のある値とする場合には、注入量と注入速度の設定を組み合わせればよいが、No.3方式で2TDを必要な時間に設定すればこの時間だけ注入され、注入終了と同時にX線撮影が行なわれる。脳血管撮影など比較的少量の造影剤を使用して反復注入する場合などにも用いられる。

(2) 心電図等連動プログラム

心電図または心臓血管内圧曲線と連動して造影剤を注入し、さらにX線撮影も連動させるもので選択的心臓血管撮影法、冠動脈撮影法などに必要である。図3.10はこの機構のブロックダイヤグラムを示す。図3.11は心電図と注入および撮影の関係を示すタイムチャートである。

ブロックダイヤグラムにしたがって動作を簡単に説明すると、まず患者から注入および撮影時期の基準として、適当な心電図または心臓血管内圧曲線などを誘導し、増幅したのち、基準信号として使

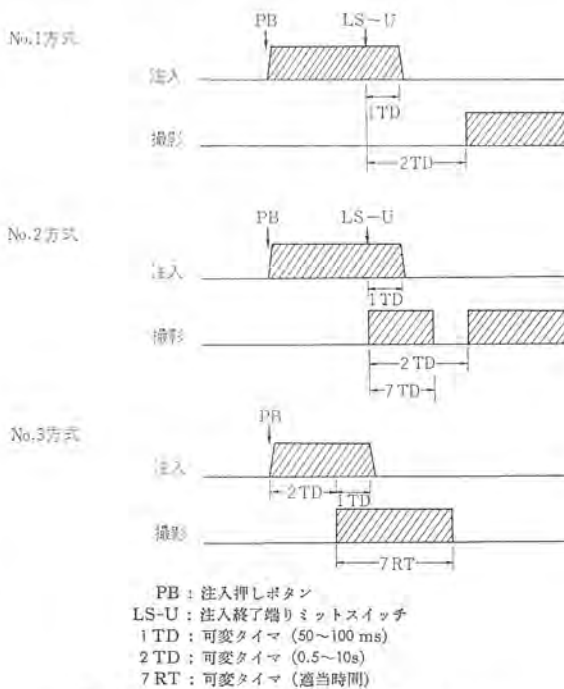


図3.8 X線撮影タイミングプログラム
Fig. 3.8 Timing program for X-ray exposure.



図3.9 トランジスタタイマ
Fig. 3.9 Transistor timer.



図3.6 サイリスタレオナード制御装置
Fig. 3.6 Thyristor leonard control panel.



図3.7 プラグインリレーパネル
Fig. 3.7 Plug in relay panel.

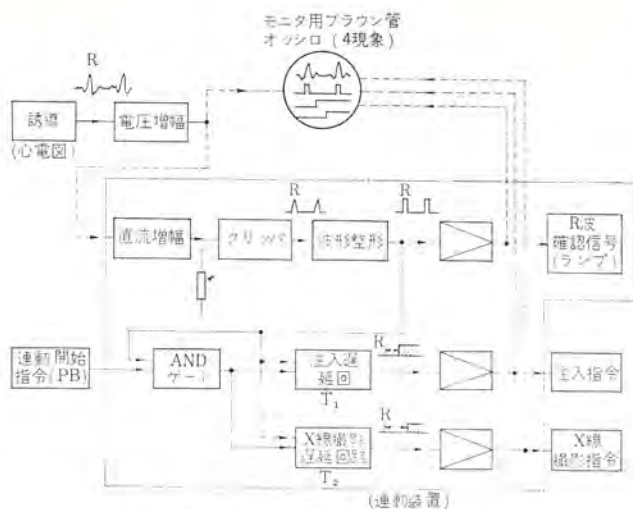


図 3.10 心電図連動ブロックダイヤグラム
Fig. 3.10 ECG inter operation block diagram.

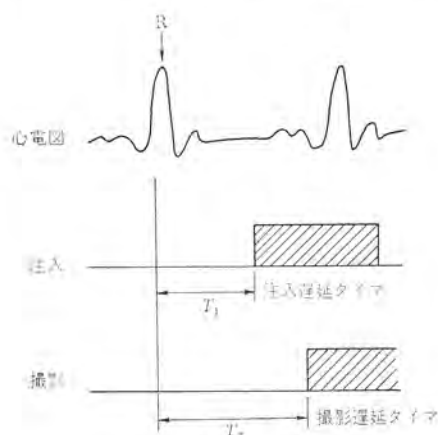


図 3.11 心電図連動タイムチャート
Fig. 3.11 ECG inter operation time chart.

う R 波等だけを リミッタ によって取り出しこれを波形整形する。注入および撮影遅延回路は、この R 波と押しボタンの連動指令の AND 指令によってゲートをとかれ、ゲート解放後の R 波からタイミングを開始して おののタイムアップによって注入、または撮影指令を出す。なお図に示すように心電図、R 波、注入指令、撮影指令をモニター用ブラウン管で観察しながら行なうほか、ペン書きオシロに記録する。

これらの連動用回路はすべてトランジスタ式とし、高精度の時限制御を行なっている。

3.5 使用法の概要

この注入装置を使用するにあたっては、電源 (100 V, 50/60 サイクル)、X線装置さらに必要ならば心電図誘導装置、監視用モニターなどと接続し、動作器に消毒した注射器およびテフロン製連結チューブなどを装着し、患者にそう入された注射針またはカテーテルと連結する。

この後の操作すなわち 速度設定、注入、X線撮影はすべて制御装置の操作パネルから遠隔操作することができる。

4. 使用結果

4.1 動作特性

図 4.1 は動作特性を測定した電磁オシログラムの一例である。注入速度は立ち上り、安定性、切れについて満足すべき特性を示している。注入指令から注入開始までは心電図連動の場合にはで

自動血管撮影用注入装置・榊原・酒井

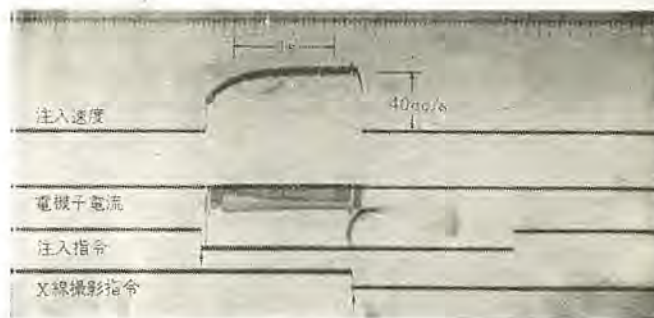


図 4.1 動作特性オシログラム
Fig. 4.1 Operation characteristic oscillogram.

きるだけ短いことが望ましいが、約 30 ms と満足な値を示している。またこのオシログラムでは X 線指令は注入完了前約 100 ms に設定された場合である。

4.2 押し上げ力

この注入装置では直流電動機を使用しているの、押し上げに要する電力を正確に測定でき、さらに注入速度を一定に制御できることから、押し上げ力を測定することができた。押し上げ力の計算式は次のようになる。

$$P = (W_I - W_L - W_E) \cdot \frac{t}{l} \cdot \frac{10^8}{9.8}$$

ただし P = 押し上げ力 (kg)

W_I = 電動機入力 (W)

W_L = 電動機、押し上げ機構機械損合計 (W)

W_E = 電動機電気損 (W)

t = 押し上げ時間 (s)

l = 押し上げストローク (mm)

表 4.1~4.3 は 50 cc 注射器 (28 mm 径×80 mm 長) の場合の押し上げ力測定結果である。注入速度、造影剤、注射針またはカテーテル等の押し上げ力に対する関係が明らかになった。押し上げ力測定については、押し上げ台と注射器吸子の間に働く力をストレインゲージを用いて測定することも行なったが、大体類似のデータを得た。

また注入部位の圧力によって、押し上げ力がどの程度影響を受けるかを確かめるために 水柱ヘッドの下部へ注入する実験を行なった。この結果、水柱ヘッド 5 mm (約 5 気圧) の下部へ注射針またはカテーテルの先端を設置した場合と、先端を空中へ開放した場合

表 4.1 注入速度と押し上げ力の関係

注入速度 (cc/s)	10	20	30	40
押し上げ力 (kg)	4.6	27	79	141

測定条件 NIH. 11 カテーテルにて水 (37°C) を注入した

表 4.2 造影剤と押し上げ力の関係

造影剤	(水)	UROGRAFIN -60%	UROGRAFIN -76%	ANGIO- CONRAY
押し上げ力 (kg)	27	74	95	99

測定条件 NIH. 11 カテーテルにて注入速度 20 cc/s で注入した
造影剤温度 37°C

表 4.3 注射針またはカテーテルと押し上げ力の関係

注射針または カテーテル	カテーテル NIH. 11	カテーテル NIH. 10	注射針 17 ゲージ	注射針 19 ゲージ カテーテル NIH. 8	カテーテル NIH. 7
押し上げ力 (kg)	52	70	71	137	153

測定条件 UROGRAFIN 76% (37°C) を注入速度 10 cc/s で注入した

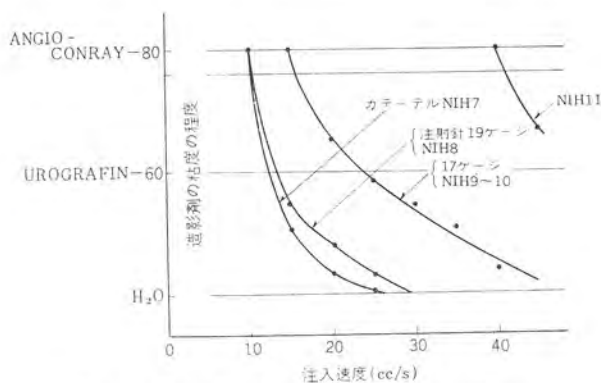


図 4.2 ガラス製注射器 (28 mm 径×80 mm 長) による注入可能範囲

Fig. 4.2 Range of injection by means of glass syringe (28 mm dia×80 mm).

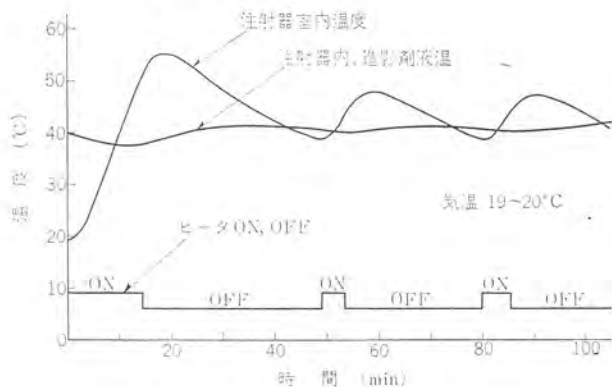
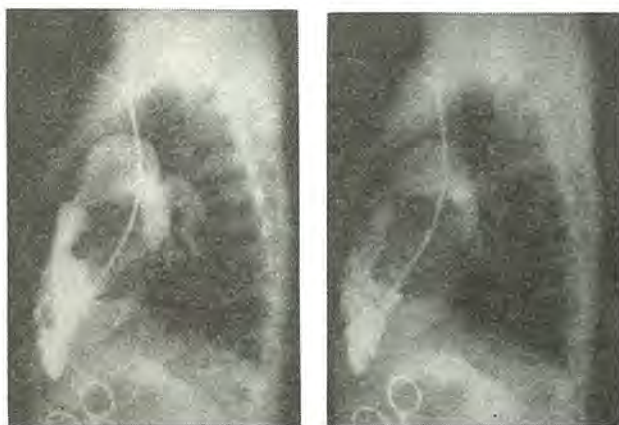


図 4.3 温度特性

Fig. 4.3 Temperature characteristic.



収縮期 拡張期

図 4.4 純形肺動脈狭窄症 (NIH. 10, 36 cc, 20 cc/s)

Fig. 4.4 Pure pulmonary stenosis.

との間に有意差が認められなかった。すなわち注入部位の圧力は、押上げ力にほとんど影響を与えない。しかしこのことを逆に見れば注射針、またはカテーテルの先端のジェット噴出圧力が、注入部位内部圧力に比べてケタ違いに大きいことを意味する。

ガラス製注射器がいかなる注入力にまで耐え得るかということも興味あることであるが、図 4.2 は実験的に求めた耐え得る範囲の一例である。ガラスの機械的強度にはかなりのバツキがあるが、一応の目安を与えるものである。この範囲について検討すれば実用上はまず十分といえる。すなわち 17 ゲージの注射針 (大動脈用または逆行性、内径 1.0 mm) の場合で 20 cc/s まで、19 ゲージ (頭用または大動脈用、内径 0.55 mm) の場合で 10 cc/s までが実用範囲と考えられるからである。カテーテルでは NIH 11 で 40 cc/s まで可能である。



図 4.5 大動脈弁狭窄兼閉鎖不全症 (NIH. 10, 20 cc, 40 cc/s)

Fig. 4.5 Aortic stenosis and regurgitation.

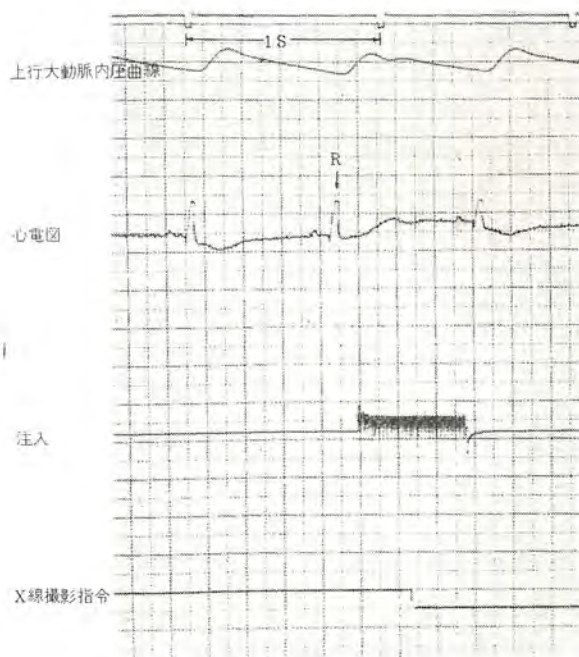


図 4.6 心電図連動オシログラム

Fig. 4.6 ECG inter operation oscillogram.

4.3 注射器室の温度特性

注射器を装着収納する部屋は自動温度調節を行なっているが、その温度特性を図 4.3 に示す。

この部屋の構造は、内張りには耐薬品性を考慮してステンレスとし、その外側をガラスウール材で断熱した。サーモスイッチは密閉形で応答の速い液体膨張式を使用している。

4.4 撮影 X 線像

図 4.4 は、この装置によって撮影した純形肺動脈狭窄症の収縮期および拡張期像を示す。

図 4.5 は大動脈弁狭窄兼閉鎖不全症に対し拡張期造影剤注入拡張末期撮影を行なったもので、逆流像が認められる。図 4.6 は心電図との連動を記録したペン書きオシログラムである。上から上行大動脈内圧曲線、心電図、注入、X線撮影指令を示している。心電図の R 波を検知し、この時点をもとにしてタイミングを行ない拡張期注入拡張末期撮影を行なったものである。弁の狭サク (窄) や逆流の位置など精細な解剖学的診断が得られる。

図 4.7 は左外腸骨動脈閉塞症の代用血管バイパス移植手術後における逆行性血管撮影であって、右大腿動脈を単径部でセン刺して容易に行なうことができる。



代用血管 バイパス 移植手術後

図 4.7 左外腸骨動脈閉塞症 (17ゲージ 40 cc, 20 cc s, 逆行性血管撮影)

Fig. 4.7 Left external femoral artery obstruction.

5. 安全性についての考察

この装置の機械装置としての安全性については、3. 4. 1 項において述べたが、安全性についてさらに2, 3の考察を加える。

血管撮影法は他に類を見ないほど大量の薬液を高速で血管系に注入する検査法であるから、安全性についてはとくに注意が必要である。注入装置はこの点 機構上および動作特性上万全なものとしなくてはならないが、とくに過大速度の問題が重要である。造影剤は近ごろ著しい進歩をとげ毒性はきわめて低くなったが、使用量を必要最少限にとどめる配慮はたいせつであって、固有の条件をみだす最少限を与えるべきであるが、この点から造影を常に確実に成功させて反復による大量投与を避けることは同じ意義を持つ。また同一量で最も有効な造影性を与えるのは、一定速度で立ち上りおよび切れの早い長方形波的注入である。造影失敗による反復を避けることはもちろん、操作性の容易な装置とすることによって血管撮影に要する時間および麻酔時間、さらにカテーテル等の体内留置時間、とくに心臓内留置時間等を短縮することもたいせつなことである。

造影剤注入に関し気泡および異物の混入は重大な問題で、これを避けるためには透明なガラス製注射器がよい。ガラスは機械的強度に問題があるが、特殊硬質ガラスを使用すれば、通常必要な注入速度は得ることができる。ガラスの機械的強度にはバラツキが多く、さらに注射器には構造上のヒズミの問題もあって破損する場合があるが、注射器の破損は患者に対して通常危険は発生しない。この装置では前述のように押上げ力の一定以上増大に対し全停止させる安全回路を採用している。

造影剤にはアレルギーその他による副作用は発生しうるものであ

り、また他の何らかの原因によるものであっても患者の状態、その他に異常を発見した場合は、注入はただちに全停止し得ることは重要なことで、この装置では注入はすべてインチング方式としている。医師側の安全性についてはX線障害の完全な予防のためには、まにあわせな手袋や防護衣によるべきではなく、X線に対して防御された操作室から遠隔操作するほかなんとも考えられる。

以上のように安全性について、この装置は十分に配慮されたものであるといえる。

6. む す び

血管撮影法の問題について考察を加え、開発した注入装置について説明した。この装置は現在、名古屋大学病院、国立名古屋病院などへ納入され、実際の検査に活用され、引続きその他の病院へも納入される予定である。

これらの実際の適用結果を十分に研究し、さらに改良を加えたいと考えている。近年いわゆるMEと称して医学と工学の結合互助によってすぐれた医療効果をあげているが、この装置もその一例として実際の診療により多く役立つことを願っている。

最後にこの装置を開発製作するにあたり、ご協力をいただいた名古屋大学第一外科学教室、放射線医学教室ならびに三菱電機名古屋製作所の各位に感謝の意を表明する。

参 考 文 献

- (1) W. Lentino, N. Lentino : AM. J. Roentgenol, 91, 1360 (1964)
- (2) G. C. Sutton, H. C. Burkhead : Radiology, 75, 292 (1960)
- (3) K. Amplatz : Radiology, 74, 79 (1960)
- (4) A. Gidlund : ACTA RADIOL, Suppl. 130 (1956)
- (5) J. N. Pattinson, W. Sommerville : BRIT. MED. J., 2, 1037 (1958)
- (6) F. C. Shipps, J. Raaf : AM. J. Roentgenol, 80, 340 (1958)
- (7) A. Rodriguez-Alvarez, N. Dorbecker : AM. Heart J., 49, 437 (1955)
- (8) F. C. Shipps : AM. J. Roentgenol, 80, 982 (1958)
- (9) H. W. Fischer, P. Hubbard : Radiology, 83, 399 (1964)
- (10) J. G. Davies, G. Michell : Clinical Radiology, 11, 214 (1960)
- (11) 吉田、梶野 : 「三菱電機技報」 37, 662 (昭38)
- (12) 吉田、篠原、三浦、宮崎 : 「三菱電機技報」 38, 1005 (昭39)



電子計算機による内部冷却タービン発電機 固定子コイル温度上昇の計算

速 水 和 夫*

1. ま え が き

戦後、めざましく躍進したエレクトロニクスに比較して、地道ではあるが、重電機器も着実に成果を上げてきた。

とくに、電力需要の増大とあいまって、電力運用方式が火主水従に移行するとともに、タービン発電機大容量化の傾向は著しく、10年前には、最大容量10万kW程度であったのが、冷却方式の改善、軸材製作限度の向上に伴い、近い将来、国産で単機容量100万kW機の出現も期待される情勢にある。

冷却方式を例にとれば、冷却媒体として、空気に代わって水素ガスが導入され、次いで巻線内部を水素ガスや水などの流体で直接に冷却する、いわゆる直接冷却方式が採用されるに至った。

このような大容量化に伴って、設計上では効果的な冷却法は、たとえば次のような諸問題の解明が必要になる。

- (1) 電気装荷の増加に伴う端部漂遊負荷損の増大
- (2) 磁気装荷の増加に伴う無負荷飽和特性および負荷飽和特性の検討
- (3) 固定子鉄心の磁氣的振動
- (4) 固定子コイル端部の支持法

これらの諸問題を解決するには、理論的解析と実験または実機による試験を並行して行なうことが要求されるが、この基本となる理論的解析に当たっては、電子計算機の有する正確、迅速、繰返し可能という三つの特質を最大限に利用せざるを得ない。

現在、大形タービン発電機の設計のため、多数の電子計算機プログラムが作成され、利用されているが、ここではその一例として、「内部冷却タービン発電機固定子コイル温度上昇の計算」を紹介する。

2. 理 論 式

内部冷却固定子巻線は図2.1に示した断面を有し、素線内に発生した熱損失の大半は熱抵抗の大きな主絶縁を経ないで、金属製の通風管を流れる水素ガスに吸収される。それゆえ、温度上昇の計算には、発生熱損失と通風管を流れる水素ガス量を正確につかむ必要がある。前者は「直流I²R損失」+「渦電流損失」で、かなり正確に計算可能であり、後者は通風管両端の差圧、通風管内抵抗ならびに水素ガスの諸性質を知れば、容易に計算できる。

このようにして導いた温度上昇の計算式はかなり簡単なもので、筆算でも可能であるが、ミミ寸法を与えた場合、通風管幅や素線段数をいかに選べば、最適であるかを決定するには、多くの繰返し計算を行なわねばならないため、計算式を機械化し、同時に、筆算では不可能な抵抗および渦流損の温度による影響も考慮に入れた。

2.1 直流損および渦流損

固定子巻線内に発生する単位長さ(1cm)当たりの直流損(W/

cm) q_{DC} は 導体断面積を S (cm²)、75°Cにおける銅の固有抵抗を ρ_0 (Ω・cm)、各相当りの電流を I (A、実効値)、並列回路数を C とすれば、

$$q_{DC} = \frac{\rho_0}{S} \left(\frac{I}{C} \right)^2$$

通風管数を n_r とすれば、任意温度 θ において、通風管1本当たりの直流損失は

$$q'_{DC} = \frac{\rho_0}{S \cdot n_r} \left(\frac{I}{C} \right)^2 \frac{234.5 + \theta}{309.5} \quad \dots\dots\dots (2.1)$$

で表わされる。

渦流損は次の仮定にしたがい求める⁽¹⁾⁽²⁾。

(1) スロット中の電流の1要素はその上部に一律な平行磁束を作り、その下方には磁界を作らない。

(2) 導体内ではスロットの底に平行な線に沿っては、電流密度は一定である。

(3) 局部的に他の所より多く発熱しても導体の固有抵抗は一定である。

(4) コイル端部に生じる漏れ磁束による誘起電圧は導体の各要素にすべて同一である。

ここで、電流密度を $\dot{C}$ (A/cm²)、周波数を ω (c/s)、ミミ幅を b_s (cm)、導体幅を W (cm)、問題としている素線より下のコイル平均電流を I_D (A) とし、図2.2の記号を用いれば、

$$\frac{\partial \dot{C}}{\partial x} - \frac{j4\pi\omega}{\rho_0 \cdot b_s} I_D - \frac{j4\pi\omega}{\rho_0 \cdot b_s} \int_0^x W \dot{C} dx = 0 \quad \dots\dots\dots (2.2)$$

が成立し、両辺を微分すれば、

$$\begin{aligned} \frac{\partial^2 \dot{C}}{\partial x^2} &= j \frac{4\pi\omega}{\rho_0 \cdot b_s} W \dot{C} \\ &= \alpha^2 \cdot \dot{C} \quad \dots\dots\dots (2.3) \end{aligned}$$

ただし $\alpha^2 = j8\pi^2 W f / (\rho_0 b_s)$

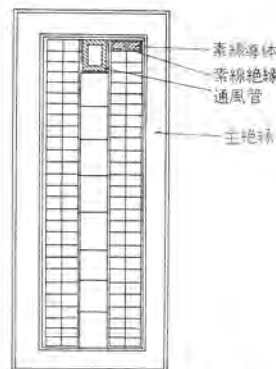


図 2.1 内部冷却固定子コイル断面図

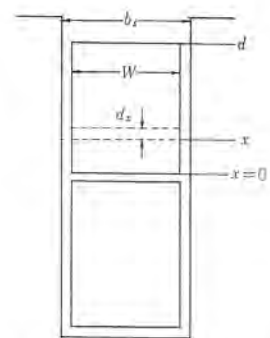


図 2.2 渦流係数を求める説明図

問題としている部分の電流を I_1 (A) とすれば、一般解は

$$\dot{C} = \frac{1}{Wd} \left\{ \frac{I_1 \cdot \alpha d \cdot \cos h(\alpha x)}{\sin h(\alpha d)} - I_0 \cdot \alpha d \cdot \tan \left(\frac{\alpha d}{2} \right) \cos h(\alpha x) + I_0 \alpha d \sin h(\alpha x) \right\} \quad (2.4)$$

素線最上層における $\dot{C}$ を $\dot{C}_d$ とすれば、

$$Cd = \{I_1 \cdot \alpha d \cot h(\alpha d) + I_0 \cdot \alpha d \tan h(\alpha d/2)\} \quad (2.5)$$

$$M = \alpha d \cot h(\alpha d) \quad (2.6)$$

$$N = 2\alpha d \tan h(\alpha d/2) \quad (2.7)$$

とおけば、式 (2.5) は

$$C_d = (I_1 M + I_0 N/2) Wd \quad (2.8)$$

したがって、最上層の抵抗降下による電位差は

$$l_{p0} C_d = R(I_1 M + I_0 N/2) \quad (2.9)$$

ただし l = 鉄心長 (cm)

最上層と下の素線の最上層との間にある磁束は

$$\varphi = \int_0^d \frac{4\pi}{S} \int_0^x W \dot{C} dx + \frac{4\pi d}{S} I_0 \quad (2.10)$$

で表わされ、この磁束により下の素線に生じる起電力は

$$lE = l \cdot j\omega\varphi = R\{I_1(2 + I_0)N - I_0\alpha^2 d^2\} \quad (2.11)$$

したがって、実際の熱損失は式 (2.9) と式 (2.11) とから、

$$I_1 R(I_1 M - I_0 N/2) + I_0 R\{I_1(2 + I_0)N - I_0\alpha^2 d^2\} \quad (2.12)$$

さらに式 (2.12) を書き直せば、

$$R\{I_1^2 M_r + (I_0^2 + I_1 I_0 \cos(\delta)) N_r\} \quad (2.13)$$

M_r , N_r はおののお式 (2.6), (2.7) の複素数 M , N の実数部を

表わし、 $\alpha d = (1+j)\xi$ と置けば、

$$M_r = \xi \frac{\sin h(2\xi) + \sin(2\xi)}{\cos h(2\xi) - \cos(2\xi)} = 1 + \frac{4}{45}\xi^4$$

$$N_r = 2\xi \frac{\sin h(\xi) - \sin(\xi)}{\cos h(\xi) + \cos(\xi)} = \frac{4}{3}\xi^4$$

ここで δ は I_1 と I_0 間の位相差である。

以上より交流損失の直流損失に対する比 K は次式で表現できる。

$$K = M_r + \left\{ \left| \frac{I_0}{I_1} \right|^2 + \left| \frac{I_0}{I_1} \right| \cos(\delta) \right\} N_r \quad (2.14)$$

式 (2.14) より、レベル 転位時に、直流分を除いた各コイル平均の渦流係数は

$$\text{下口コイル } k_L = \lambda \{M_r - 1 + (n^2 - 1)(N_r/3)\} \quad (2.15)$$

$$\text{上口コイル } k_U = \lambda \{M_r - 1 + [(4n^2 - 1)/3 + n^2 \cos(\theta)] N_r\} \quad (2.16)$$

ここで λ = 鉄心長 / ハーフコイル 長

n = 1 コイル 当たりの素線段数

θ = 上下コイル 間の位相差 (度)

を示す。

2.2 通風管による冷却⁽³⁾⁽⁴⁾

定格ガス圧、97%純度の水素ガス中における通風管両端間の差圧 P_f (kg/cm²・sec²) は次式で表わされる。

$$P_f = \mu V^3 L \frac{\rho U}{2 S_k} + G \frac{\rho}{2} V^2 \quad (2.17)$$

ここで μ = 通風管内摩擦損失係数

V = 通風管内風速 (cm/sec)

L = 通風管 1 本の長さ (cm)

ρ = 定格ガス圧、97%純度の水素密度 (kg/cm³)

U = 通風管内周長 (cm)

S_k = 通風管断面積 (cm²)

G = 通風管出入口と曲りの損失係数

さらに通風管内壁がなめらかであるとき

$$\mu = 0.046 (R_e)^{0.2} \quad (2.18)$$

$$R_e = 4\gamma_h V_f / \nu \quad (\text{レイノルズ数}) \quad (2.19)$$

$$\gamma_h = S_k / U \quad (\text{水力学等価半径}) \quad (2.20)$$

ここで ν = 定格ガス圧、97%純度水素の絶対粘性係数 (kg/cm・sec)

また

$$S_f (P_f)^{2/3} (\nu_s / \nu_w)^{0.14} = m (R_e)^{-0.2} \quad (2.21)$$

ν_s = 水素ガス平均温度における絶対粘性係数

ν_w = 通風管壁温度における絶対粘性係数

m の値は 0.02 ~ 0.03

通風管壁と平均水素ガス温度との差が小さい所では

$$(\nu_s / \nu_w)^{0.14} \approx 1$$

とおけるから式 (2.21) は

$$S_f (P_f)^{2/3} = m (R_e)^{-0.2} \quad (2.22)$$

$$S_f = \beta / (C_p V_f) \quad (2.23)$$

$$P_f = C_p \nu / \kappa \quad (2.24)$$

ここで S_f = スタットン 数

P_f = フラットル 数

β = 定格ガス圧、97%純度水素の熱伝達係数

C_p = 定格ガス圧、97%純度水素の定圧比熱 (W・sec/kg・°C)

κ = 定格ガス圧、97%純度水素の熱伝導率 (W/°C・cm)

2.3 温度上昇

温度 T において交流損失の直流損失に対する比の平均値は

$$\text{下口コイル } K_L = 1 + k_L n t \quad (2.25)$$

$$\text{上口コイル } K_U = 1 + k_U n t \quad (2.26)$$

$$t = 309.5 / (234.5 + T)$$

$$\eta = \frac{3y + 7q}{16q} \left(1 \geq \frac{y}{mb} \geq \frac{2}{3} \right)$$

$$\eta = \frac{6y + q}{16q} \left(\frac{2}{3} \geq \frac{y}{mq} \geq \frac{1}{3} \right)$$

$$\eta = \frac{3y + 4q}{16q} \left(\frac{1}{3} \geq \frac{y}{mq} \geq 0 \right)$$

m = 相 数

y = 巻線の ピッチ

q = 毎極・毎相の固定子 ミウ 数

以上より、1 通風管当たりの交流損失 q_L , q_U (W/cm) は

$$\text{下口コイル } q_L = K_L q'_{dc}$$

$$\text{上口コイル } q_U = K_U q'_{dc}$$

である。

ガスの温度上昇については、

$$\theta_g = \frac{q_L L}{C_p \rho V S_k} \quad (2.27)$$

q_L は上口および下口コイルの q_U , q_L に相当する。

表面温度上昇については

$$\theta_s = \frac{q' D_0}{B U} \dots\dots\dots (2.28)$$

絶縁中の温度上昇については

$$\theta_{st} = \frac{q' D_0 n \rho_g}{h_{st} (n+1)} \left(t_{st} + \frac{1}{2} t_g \right) \dots\dots\dots (2.29)$$

ここで h_{st} = 絶縁を含め 1 素線の高さ (cm)

ρ_g = 絶縁被覆の熱抵抗 ($^{\circ}\text{C} \cdot \text{cm} / \text{W}$)

t_{st} = 素線被覆の厚さ (cm)

t_g = 通風管絶縁の厚さ (cm)

式 (2.18), (2.19) を式 (2.17) に代入すれば,

$$P_f = \frac{0.023}{4.5} \frac{1}{\nu^{1/5}} \gamma_h^{-1/5} \rho_g^{-1/5} V^{9/5} L + \frac{G_p V^2}{2} \dots\dots\dots (2.30)$$

これより V が求まり式 (2.19), (2.23), (2.24) を式 (2.22) に代入すれば,

$$B = \frac{m}{4.5} \nu^{-7/15} C_p^{1/3} \kappa^{2/3} \gamma_h^{-1/5} (V \rho)^{4/5} \dots\dots\dots (2.31)$$

式 (2.31) を式 (2.28) に代入すれば,

$$\theta_s = q' D_0 \frac{1}{m} \nu^{-7/15} C_p^{1/3} \kappa^{2/3} S_k^{1/3} L^{-6/5} (V \rho)^{-4/5} \dots\dots\dots (2.32)$$

したがって、式 (2.30) から求めた V を式 (2.27), (2.32) に代入すれば、 θ_g , θ_s が求まる。

以上は定格ガス圧における温度上昇算式であるが、他のガス圧における算式も p , ν , B , C_p , κ の値として、相当ガスでの値を用いれば、同一式となる。

以上より、上下コイルが同相のときの上口コイル高温端の平均温度上昇は、

$$\theta = \theta_g + \theta_s + \theta_{st} \dots\dots\dots (2.33)$$

となる。

3. 計算機にかけるための規準およびフローチャート

前項の理論式をプログラム化するに際して、電子計算機の有する特長、すなわち

- (1) 精度が高く、正確である。
 - (2) 計算速度がきわめて早い。
 - (3) 繰り返し計算が容易に可能である。
- の諸点を考慮すれば、従来の設計計算で懸案となっていた項目
- (1) 筆算では計算不可能な詳細式の採用。
 - (2) 繰り返し計算させることによる最適化。
- が可能となるから、その点を十分織り込んだ次の規準にしたがってプログラム化した。

- (1) 与えられたガス圧における定格電機子電流値から、他の二種類のガス圧における電機子電流値を求める。
(内部冷却機の使用ガス圧は 2, 3 または 4 kg/cm²)
- (2) 主絶縁の厚さを入力として与えない場合には端子電圧に応じて計算させる。
- (3) 与えられたミジ寸法に対して、通風管幅をパラメータとして与え、素線幅を計算させる。
- (4) 入力で与えられた定数値で割り切れる素線段数を順次選り出し、素線高さを計算させる。
- (5) 通風管段数を入力として与え、これから通風管外側の高



図 3.1 計算機にかけるためのフローチャート

さを求め、内ノリ法を計算した上で通風管内周長および断面積を計算させる。

- (6) 渦流係数を求める。
- (7) 1 通風管当たりの直流損および交流損を求める。
- (8) 各ガス圧における θ_s , θ_g , θ_{st} を求め、上下同相のときの上口コイル高温端の平均温度上昇および上下コイルの平均温度上昇を求める。
- (9) 直流損および交流損は導体温度によって異なるから、(8)項の結果を(6), (7)項に入れて計算を繰り返し、温度上昇値が収束するまで続ける。

以上の過程のフローチャートを図 3.1 に示す。

4. 計算結果

既製作機の試験結果と計算結果の一例を比較したものが表 4.1 で、温度上昇値はかなりよく一致している。ほかの機械についても、わずかのばらつきはあるが、計算結果と試験結果はよく一致している。

図 4.1 および図 4.2 はミジ寸法が与えられたとき、コイル構成を変えることによって温度上昇や損失がどう変わるかを示したものである。図 4.1 では通風管幅の如何にかかわらず、温度上昇 1.0 P.U は素線段数をより減ずるにつれ、急激に増大することを示している。交流損失もほぼ同一傾向を示し、両者とも 1.5 P.U 付近で最小値を示す。これより素線段数最適値が求まる。

ミジ寸法、通風管幅を一定とすれば、通常使用している素線段数内では直流損はほぼ一定となり、素線を細分化するにしたがって、「交流損」と「直流損」の差、すなわち「渦流損」は減少するため、温度上昇が下がるが、細分化するとともに、素線絶縁の導体断面に占める割合が上昇し、ある一点を境として、直流損ひいては温度上昇が増大すると、理論的にも推定できる。しかしながら、前出の詳細式を使用して、筆算でこの最小点すなわち最適値を見つけ出すのはほとんど不可能に近い。

表 4.1 試験値と計算値の比較

	電機子電流 (P.U.)	ガス圧 (kg/cm ²)	低温ガス度 (°C)	高温端部度 (°C)	平均温度 (°C)
工場試験	1.0	3.1	34.0	76.0	42.0
計算値	1.0	3	45.0	90.2	45.2

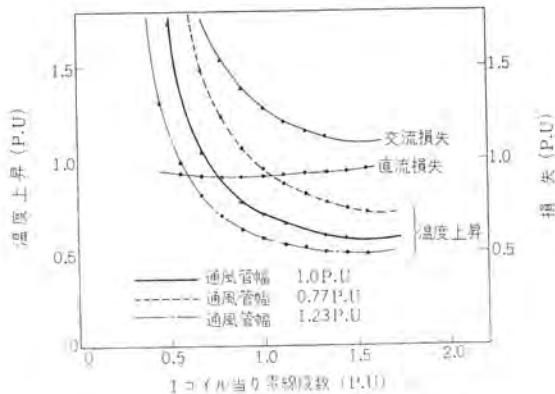


図 4.1 素線段数の影響

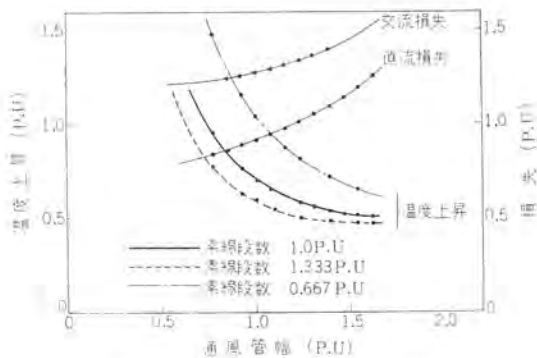


図 4.2 通風管幅の影響

図 4.2 は通風管幅を 1.0 P.U. より拡大しても、温度上昇がわずかしき減少しないのにひきかえ、交流損失は逆に急激に増大する傾向を示している。

る傾向を示している。

さらに図 4.1 の結果より得られた最適素線段数 (1.5 P.U. 付近) に近接するにつれ、通風管幅の 1.0 P.U. 以上における温度上昇値の飽和の傾向は著しく、通風管幅を 1.0 P.U. 近傍に選ぶのが妥当である。通風管幅に対して、交流損失と温度上昇は相反する傾向を示し、その兼ね合いから通風管寸法を決定せねばならないから素線段数選択より複雑な上、精度を要するので、筆算では計算できない。

以上のようにして得られた素線段数、通風管寸法は最適値で電子計算機を利用してはじめて算出可能である。

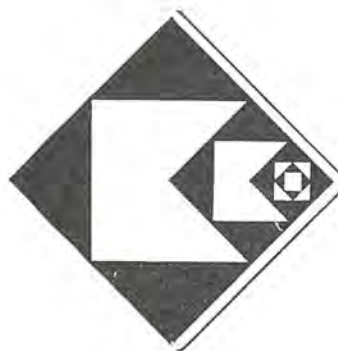
5. む す び

本文では内部冷却タービン発電機固定子コイルの温度上昇計算式を示し、電子計算機を利用して計算した結果の一例を示した、発電機が大容量化されるにしたがい、各現象を正確につかむことが一段と要求され、電子計算機の有する正確、急速、繰り返し可能という特長を生かして、前掲のように詳細計算式を導入するとともに、最適化可能なプログラムを作成した。

計算結果は試験結果ときわめてよく一致し、現在水素内部冷却の固定子コイル温度上昇計算に常時利用している。

参 考 文 献

- (1) W. V. Lyon : Heat Losses in the Conductors of Alternating-Current Machines, TAIEE, Vol. XL, p. 1361 ~1409 (1921)
- (2) I. H. Summers : Reduction of Armature Copper Losses, TAIEE, Vol. XLVI, p. 101~111 (1927)
- (3) J. Hak : Grundgleichungen der inneren Kühlung, ETZ-A, 80, H 2, 11.1, S 44~52 (1959)
- (4) D. S. Snell, R. H. Noris and B. O. Buckland : Surface heat-transfer coefficients for hydrogen-cooled rotating electric machines, TAIEE, 69, p. 174~185 (1950)



技術講座

車両用新形電気連結器

小倉 英雄*・土井 昭二*

1. ま え が き

従来車両を連結する場合は、車両間の制御回路は数個の手動連結センを入手をもって連結、開放を行っており、その操作に多くの時間をついやし、かつ保安問題、ジャンパー線の断線、接触不良など多くの問題があったが、ここに記す電気連結器は車両の連



図 1.1 CE 744 形電気連結器 (カバー閉)



図 1.2 CE 744 形電気連結器 (カバー開)

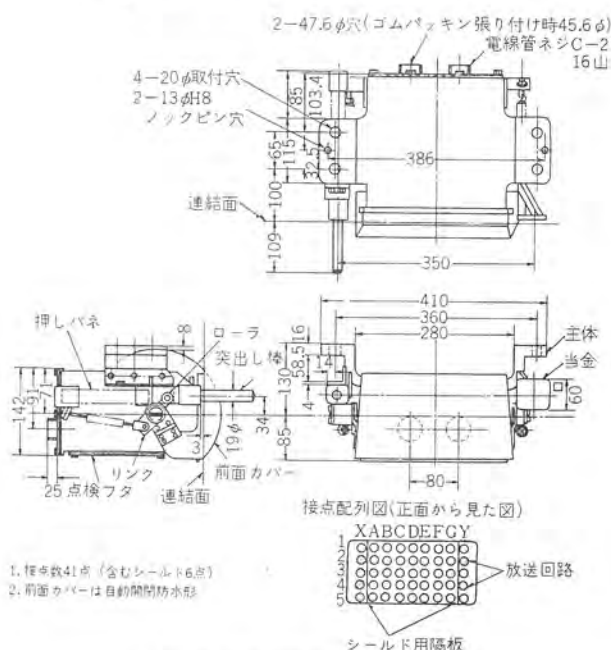


図 1.3 CE 744 形電気連結器外形

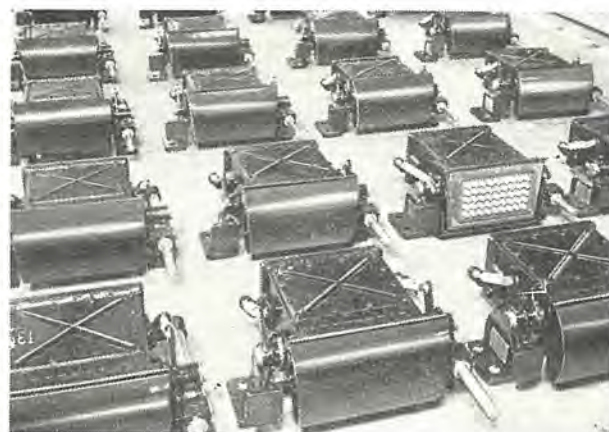


図 1.4 大量出荷まわりの CE 744 形電気連結器

結時の接近動力ならびに開放時の離行動力を利用して、自動的に電気回路を連結ならびに開放する電気連結器である。(図 1.1～1.4 に示す)。

2. 電気連結器のギ(簾)装取付け

機械式密着連結器の下部に取り付ける。その取り付けには、電気接点部を最良の状態で使用するため、機械式密着連結器下面の取付穴は図 2.1 に示す穴あけ治具で穴あけ加工を行なえば取付互換性ならびに性能がいっそう向上させられる。ギ装取り付けの要点は下記に示す。

- (1) 穴あけ治具は機械式密着連結器の前面、ならびに底面を案内として穴あけ治具をセットする。
- (2) 穴あけ治具の穴を案内として機械式密着連結器の底面に電気連結器との取付穴をあける。
- (3) 穴あけ治具を取りのぞき電気連結器を取り付ける。
- (4) 電線口出ツナならびに底面点検ツナを取りはずして、ギ装電線を取り付ける。
- (5) ギ装電線は振動などによる荷重が端子台取付部に加わら

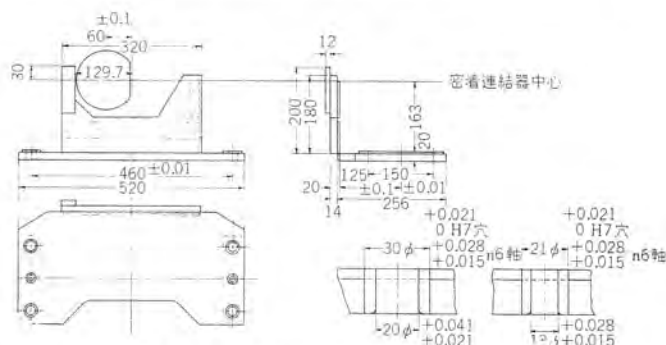


図 2.1 密着連結器用取付座穴あけ治具 (KE 9001 形電気連結器取付け用)

ないよう注意し、かつ電線口出穴からの浸水を考慮して完全にテープングを行なう。

3. 動作

連結器は車両前後の両端正面におのおの取り付けられているが、車両連結時は、その車両の接近動力を利用して自動的に連結せしめ制御電気回路を形成させる、すなわち、

- (1) 車両接近動力により車両前後の機械式密着連結器が連結する。
- (2) 機械式密着連結器の完全連結の約 100 mm 直前において、機械式密着連結器により車両間の連結面が完全垂直水平が保持される。
- (3) 完全連結直前約 100 mm から完全連結するまでの行程において、電気連結器外形図 (図 1. 3) に示す突出棒が相手側電気連結器の当金部をストップとして突出棒がうしろの押しバネに打ち勝って後退する。
- (4) 押棒の後退により前面カバー (電気接点部の前面部を保護している防じん防水カバー) が、リンクの回転により上部にあがり前面カバーが開く。
- (5) 前面カバーが開き終わると、図 3. 1 に示す銀接点群がそれぞれ後部の接触子パネに打ち勝って後部にたわみ、それぞれの接触圧力を保持する位置が完全連結面である。すなわち機械式密着連結器の連結面がそのストップとなっている。
- (6) 銀接点群の可動と同時に、接点群の外周をおおっている防水ゴムパッキン (図 3. 1) が、圧縮して連結した 2 台の電気連結器を密着させ、防じん防水の役をなしている。
- (7) 完全連結後車両振動による前後、上下、左右回転などのガタ発生による電気接点部その他連結器への支障は、機械式密着連結器の規定摩耗内であれば問題ない。
- (8) 連結を開放する場合は、車両離行動力を利用して機械式密着連結器が開放される。
- (9) 機械式密着連結器が開放されると、その下に取り付けてある電気連結器の連結も自動的に離行して連結が開放される。
- (10) 連結時の反対の条件で連結が開放されると、図 3. 1 に示す前面カバーが自動的にしまり、前面カバーの内面周囲をガスケットに当て電気接点群の防じん、防水の役をなしている。

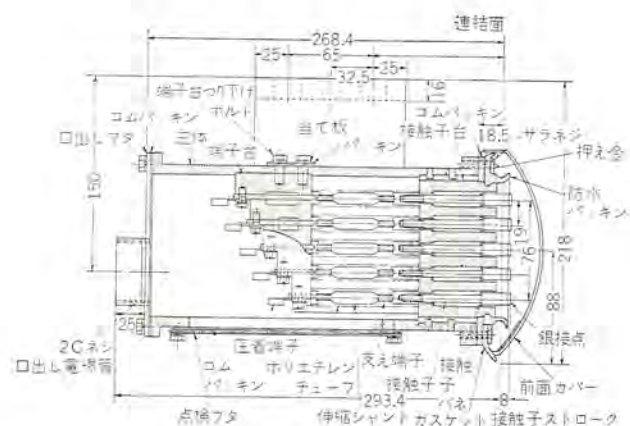


図 3. 1 CE 744 形 接 触 子 部

4. 構造

4. 1 本 体

本体は溶接構造でじょうぶにできており、下部に点検フタ、後部に配線用口出し部を設けており、前面には連結時または開放時防水構造となるよう防水パッキンを設けている。

4. 2 自動カバー装置

自動カバー装置に設けてある突き出し棒を押し、突き出し棒に連動して前面カバーを自動的に開放する構造となっている。連結が開放された場合には前面カバーが完全に電気連結器の前面をおおって、雨水およびじんアイの浸入を防止するようガスケットパッキンと前面カバーがシールされる。

4. 3 電気接触部

電気接触部は図 3. 1 および図 4. 1 に示すように接触部、シャント部、端子台にわかれ、これらはユニットとして組み合わせられている。取り付け、取りはずしはすべて図 4. 1 のようにユニットごとに行なう。ユニット取りはずしときは、前面のオス金および防水パッキンを取りはずし端子台上部のつり下げボルトをはずすことにより、前面に容易に引き出すことができる。

端子台つり下げボルトを取り付けるときはボルト穴からの浸水を防ぐため、ボルト頭部の取り付け部にペタ塗布する必要がある。接触面の前面には銀接点を使用し、シャントは特殊なパネ作用をもつ伸縮形シャントで端子は圧着式である。

ユニットとしての通電部締付箇所は、シャントと接触子間および外部電線取付用端子部の 2 個所で、接触の信頼度は非常に高い構造となっている。端子台は階段形で下部からの締め付けが容易な構造とし、端子は圧着端子を使用している。外部口出用端子の圧着には表 4. 1 の工具を使用する。

4. 4 シールド回路

放送回路を使用する場合には、ほかの回路を図 1. 3 に示すようにシールドする必要がある。この電気連結器ではユニットの両側をアルミ板で仕切り、かつ中間接触子をおのおのシールド回路として使用することにより、シールド回路を完全にとることができる。



図 4. 1 6 段式ユニット形電気接触部

表 4. 1 圧 着 工 具

圧着工具 (東洋端子製)	使 用 電 線
No. 59072	車両用 600 V 合成ゴムシース電線 WN 1-3.5 mm ²
No. 59239	車両用 220 V ビニール電線 WV 1-3.5 mm ²
No. 69062	車両用電線ビニール 220 V WV 1-14 mm ²

5. 標準形式と定格

表 5. 1 による。

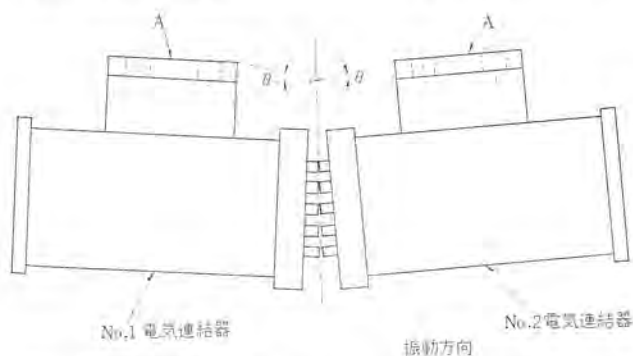
表 5.1 標準形式と定格

形 名		CE 744	CE 745	CF 747
ユニット形接 触 子		5 段 式	5 段 式	5 段 式
電 気 接 点 数		45	50	60
接 触 圧 力	ス ト ロ ー ク (mm)	8	8	8
	圧 力 (kg)	3±0.5	3±0.5	3±0.5
接 触 子 格	電 圧 (V)	DC-100	DC-100	DC-100
	電 流 (A)	15	15	15
耐 電 圧 (V) 分 間 接	接 触 子 間	AC-1,500	AC-1,500	AC-1,500
	接 地 間	AC-1,500	AC-1,500	AC-1,500
製 品 重 量 (kg)		25	28	33

6. 性能試験

6.1 接触子のチャタリング試験

現車の機械式密着連結器に取り付けた状態と同一条件として、



No.1 電気連結器を固定し、No.2 電気連結器を矢の方向に水平振動をあたえる
・傾斜角度 θ は $1^{\circ}30'$
・A 面は機械式密着連結器への取り付け面

図 6.1 接触子チャタリング試験用取付

表 6.1 接触子チャタリング測定

振 動 数 (c/s)	振 幅 (mm) P-P	振動加速度 (g) P-O	チャタリングの判定				
			A	B	C	D	E
6.0	2.0	0.145	なし	なし	なし	なし	なし
10.0	2.0	0.403	*	*	*	*	*
16.5	2.0	1.10	*	*	*	*	*
22.3	2.0	2.00	*	*	*	*	*

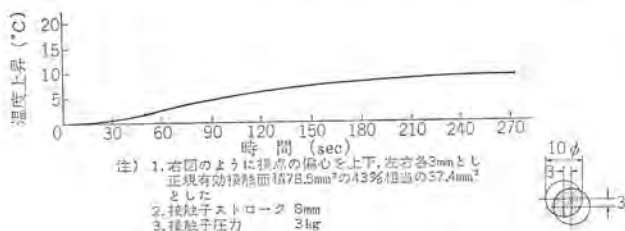


図 6.2 接点部温度上昇曲線

表 6.2 接触抵抗値

時 間 (sec)	接 触 抵 抗 (Ω)
0	0.00074
30	0.00075
60	0.00074
90	0.00074

注) 15 A 通電、電圧降下は 10.5~11.2 mV

機械式密着連結器が最大摩耗限度以上に達したときの電気連結器の状態は、図 6.1 に示すように、連結器の自重で下部に開く傾向となる。図 6.1 のなかで条件の悪い E 接触子では、規定の接触子ストローク 8mm 接触圧力 3kg±0.5 のものが、接触子ストローク 1.5mm 接触圧力 1.7kg となる。しかしこのような条件のもとにおいても、試験結果では表 6.1 に示すように、接触子のチャタリングはなく振動に対する接点の追従性は良好である。(図 6.1 は接触子の性能特性を測定するため行なった試験で、現車でこのような悪い取付状態で使用することは考えられない)。

6.2 温度上昇試験

接点が最大にずれて接触したときの状態における温度上昇曲線を図 6.2 に示す。

6.3 接触抵抗試験

6.2 節と同一条件で行なった。接触抵抗試験結果は、表 6.2 に示す。

6.4 絶縁破壊試験 (AC 60 c/s)

接触子を内蔵している絶縁物は衝撃に強いフェノール樹脂で成形しており、接触子相互間は AC 8,000 V まで支障なく、また端面接触子と本体間には AC 7,000 V の耐電圧性能を有している。

7. 特 長

以上から従来品に比べて大きな特長点は下記のとおりである。

- (1) 自動連結ならびに開放ができる。
- (2) 防水構造が完全である。
- (3) 多接点でしかも小形軽量である。
- (4) 接触部にユニット方式を採用のため、分解組み立てやユニットの取り換えが簡単にできる。
- (5) 接触部の構造が合理的であるため、電気信頼度は従来形よりいっそう高いものとなった。
- (6) 回路をモールドしてあるので放送回路の引き通しが可能である。
- (7) 保守、点検が容易である。

8. 特殊形電気連結器

以上に述べた標準形電気連結器のほかに、さらに標準形より小形ならびに大形の特殊電気連結器について簡単に紹介する。

表 8.1 特殊形電気連結器形式

形 名	CE 731	KE 9001	
ユニット形接触子	3段式	6段式	
電気接点数	33	90	
接触圧力	ストローク (mm)	78	12
	圧 力 (kg)	4	4
接触子定格	電 圧 (V)	3±0.5	4±0.5
	電 流 (A)	DC-100	DC-100
耐電圧 (V) 1分間	接 触 子 間	AC-220	AC-220
	接 地 間	AC-1,500	AC-1,500
製品重量 (kg)	15	50	50
記 事	自動連結式 ただし前面カバーは手動開閉式	手動連結式 前面カバーは手動ハメ込み式	



図 8.1 CE 731 形 小形電気連結器



図 8.2 KE 9001 形 電気連結器

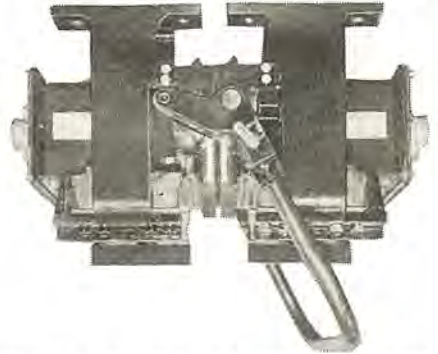


図 8.4 KE 9001 形 電気連結器の連結状態

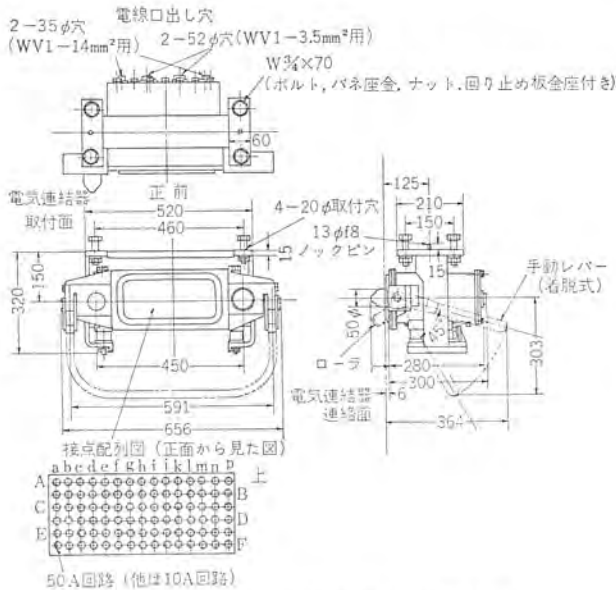


図 8.3 KE 9001 形 電気連結器外形

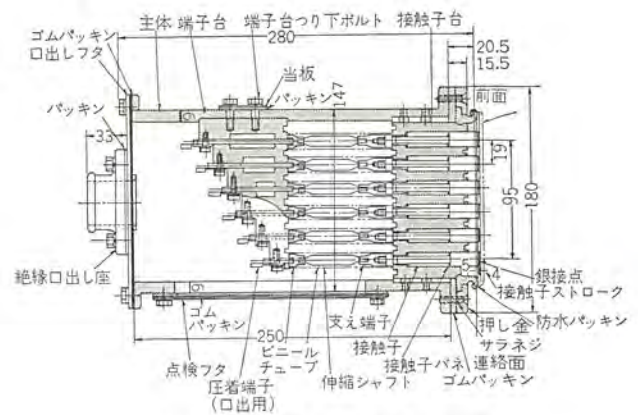


図 8.5 KE 9001 形 接 触 子 部

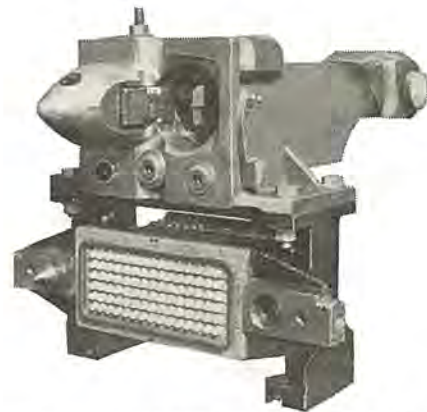


図 8.6 機械式密着連結器への取付状態

8.1 形式ならびに定格

表 8.1 による。

8.2 CE 731 形小形電気連結器(図 8.1)

市電などの低床式電車に使用され、接点数の少ない電気連結器で、機械式密着連結器の連結前に電気連結器の前面カバーを手動で下方に開いたあとに自動連結する方式である。

8.3 KE 9001 形大形電気連結器(図 8.2, 8.3)

機械式密着連結器の摩耗がはなはだしく、このため電気連結器の電気接点部に異常な、くいちがいが発生するおそれのある場合には、電気連結器は機械式密着連結器への取り付け固定部と本体を分離し、この間に防振ゴムを設け、これを防止し得る。

この構造は電気接触部を自動的に連結開放することはできないので、機械式密着連結器が連結後手動操作によって、図 8.4 のようにレバーで連結する必要がある。手動レバーを片側の電気連結器に取り付け、相手電気連結器のカム部にひっかけて手動レバーで引き寄せる。このとき電気連結器本体の左右にある案内ピンと、ピンのそう入穴が位置ぎめとなり電気連結器は正規の組み合わせ状態となり連結され、手動レバーの先端は相手電気連結器のカムの凹(凹)部にロックされ完全連結される。

連結後の機械式密着連結器のガタはすべて取り付け固定部と本体間の防振ゴムにより保護され、車両進行中の振動に対しても十

分な性能を有している。なお手動レバーの取手部は着脱可能式である。連結開放後は、電気接点部を保護するため図 8.5 に示すパッキン防水を手動で電気連結器の前面にハメ込むようになっている。図 8.6 は機械式密着連結器に取り付けた KE 9001 形電気連結器である。

9. む す び

電気連結器の構造仕様決定は、機械式密着連結器の性能により決定される。すなわち機械式密着連結器の完全連結直前における機械式密着連結器の動作、ならびに連結後のガタによる影響を考慮して電気連結器の構造仕様を決定しなければならない。



新製品紹介

超音波探傷機

金属組織内部の欠陥や材質良否を非破壊で検査し、欠陥の位置、大きさや組織の良否があらかじめ判明すれば、その金属素材の使用可否、使用目的による仕わけができて、品質管理や原価低減に役立てることができる。

超音波探傷機は超音波パルスを金属素材に伝え、その反射波や透過波の状態をブラウン管で観測し、素材中の欠陥や材質の良否を検出する装置である。

(1) 超音波探傷機の特長

- (a) 測定が簡単で可搬形装置なので移動が容易。
- (b) 透過能力が大きく大形材料の検出ができる。
- (c) 被測定物の材質にあまり制限がない。
- (d) 欠陥の大きさ、範囲を測定できる。
- (e) 人体にまったく無害である。
- (f) 被検査物を分解しないで測定できる。

当社ではトランジスタ式 (FD-170 形超音波探傷機) と真空管式 (FD-150 形超音波探傷機) の両方を製作している。

(2) FD-170 形超音波探傷機の特長

- (a) トランジスタ式のため小形で持ち運びが簡単。



FD-170 形 超音波探傷機

- (b) 消費電力が小さく真空管式の 1/10 である。(約 15 VA)
 - (c) 重量は約 7.5 kg で真空管式の 1/3 である。
 - (d) 繰返し周波数が 200, 400, 800 c/s の 3 段切換で、輝度が大きい。
 - (e) 直線掃引なので欠陥位置が直観的にわかる。
- ### (3) FD-150 形超音波探傷機の特長
- (a) ブラウン管が 133 mm (径) でエコーの高さが大きいので見やすい。
 - (b) 受信増幅度を各周波とも一定にし、波高値も一定に調整されているのでセットによる測定ムラがない。
 - (c) 可変抵抗減衰器により定量測定ができる。
 - (d) FD-170 形とどうよう直線掃引である。
 - (e) 送信管には高出力のサイクロンを使用して、透過能力の増大を図り、分解能力は、とくにすぐれている。
 - (f) 自動警報装置 (FD-202 形) との組合わせにより、簡易探傷やさらに自動探傷が可能である。



FD-150 形 超音波探傷機

HN-D 形 1/4 t, 1/2 t 電気ホイスト

1/4 t, 1/2 t 電気ホイストは、現在 HN-B 形で販売中であるが、これに変わり、バランスの安定化、高ひん度・重負荷使用に耐える各種の構造、小回りがきき (屈曲半径 1.2 m) 使いやすく長寿命で、保守点検の容易な HN-D 形 1/4 t 1/2 t 電気ホイストを開発した。

■ 特 長

- (1) 走行 2 モータ方式を採用しているのでバランスがよい。
小さな曲線をらくに走行でき、左右および前後方向のバランスは大変よいので、安全な運転ができる。

- (2) 高性能の電磁ブレーキを使用
高ひん度・重負荷使用に適し、かつ調整回数の少ない高性能電磁ブレーキを使用している。
- (3) ラスチック製押しボタンを使用
衝撃に強く、絶縁性にもすぐれた小形軽量のラスチック製押しボタンを使用しているので、取扱いが簡単である。
- (4) 保守・点検がいちだんと容易
各部に採り入れられた豊富な経験、三菱の技術は保守・点検をいちだんと容易にした。



NEWS FLASH

■ スペイン国鉄向け電気機関車用 75 kW 超高压 電動発電機完成

日本製機関車のヨーロッパへの初輸出として注目されている スペイン国鉄向け直流電気機関車用の電動発電機が、このほど神戸製作所において完成した。この電動発電機は、直流 3,000 V/1,500 V の架線電圧から直流 120 V に変換するもので、送風機や圧縮機などの補機駆動用直流電動機、制御装置および蓄電池充電の電源として使用される。

直流 3,000 V の区間で使用される電動発電機であるため、沿面距離のとり方や絶縁方式にはとくに注意が払われているほかに、次のような特長を有している。

(1) 3,000 V 用の電動発電機としては、わが国最大容量の記録品である。

(2) 3,000 V と 1,500 V の両区間で運転されるので、電動機は複整流子構造とし、直並列の切換えを行なっている。

(3) 架線電圧が 3,600 V から 2,000 V (または 1,800 V から 1,000 V) まで広範囲に変化するため、磁気外わくを積層するなど電圧の急変化に対する過渡整流の改善を図っている。

なお、この電動発電機は、8,750 V の耐圧試験など IEC 規格 101 に規定されたきびしい工場試験にも合格し、現在、三菱重工三原製作所においてぎ装中で、第 1 両目は今年度末に納入される予定である。

おもな定格事項は次のとおり。

	電動機	発電機
形 名	MG-151-F	
出 力(kW)	100(入力)	75
電 圧(V)	3,000/1,500	120
電 流(A)	33.4/66.7	625
回 転 数(rpm)	1,500	1,500
極 数	4	4
方 式	補極巻線付複巻	補極巻線付分巻
絶 縁	B	B



スペイン国鉄向け 75 kW 電動発電機

時間定格	連 続
形 式	開放保護自己通風形
重 量(kg)	2,270

■ 東京大学海洋研究船用電気推進電機品完成

かねてより製作中であった三菱重工下関造船所建造の東京大学海洋研究所向け 3,200 トン 電気推進海洋研究船の推進用電機品がこのほど完成し、客先、関係者多数立会いのもとに工場組合わせ試験が行なわれ、好評のうちに完了した。

本船は海洋に関する物理学、化学、生物学、地質学、水産学などの各分野の基礎研究のために建造されるもので、遠洋、近海を問わず航海する動く実験室といえることができる。このため操縦しやすい船とする必要があり、同一地点で観測が容易にできるには潮流に流されないようにするため超低速での操船が可能でなければならない。この要求をみたすために電気推進方式が採用され、プロペラを低速で回転させることができるようになっている。

主要推進用機器の定格は次のとおりである。

ディーゼル 機関	4 台	1,100 ps, 600 rpm
----------	-----	-------------------



図 1 東京大学海洋研究所向け海洋研究船用推進電動機

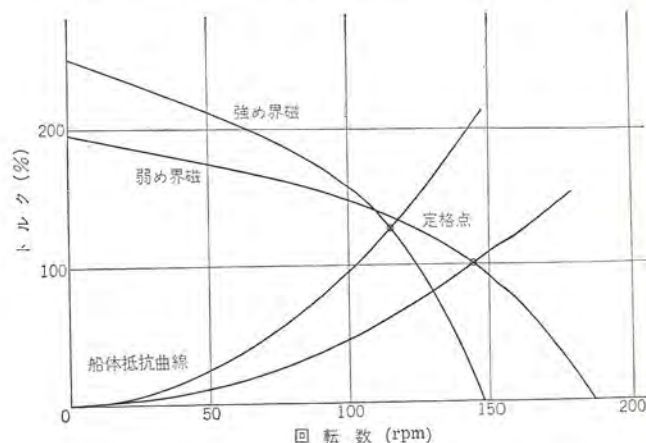


図 2 推進電動機特性曲線

推進用直流発電機 4台 750 kW, 550 V, 600 rpm
 推進用直流電動機 2基 (4台)
 700 kW, 550 V, 115/145 rpm

推進回路は直流ワードレオード方式で、ディーゼル機関によって駆動される推進発電機を三界磁として過電流に対して特別な装置を用いることなく保護するようになっている。プロペラは2軸で、推進電動機はプロペラ1軸に対し2台がタンデムに結合されている。この2台の電動機およびその電源の2台の発電機は、それぞれ1台ずつ交互に直列に接続されているが、主回路切換開閉器により発電機1台、電動機1台の減機運転も可能である。また本船においては、バウスラスターおよび深海海底泥土採取などの用途に用いられる第1ウインチをそれぞれ直流電動機によって駆動しているが、これらの電動機の電源としても推進発電機を切り換えて使用する。これらの制御操作は機関室および操舵室より行なうことができる。電動機はその界磁を主回路電流が一定となるように制御することにより、海面の状況が変化してもプロペラ回転数 115 rpm と 145 rpm の間において一定出力で運転することができる。また減機運転時にも定格出力で運転することが可能である。

なお電動機、発電機とも形式は全閉内冷形で、それぞれ空気冷却器を有している。電動機の軸受は低速での連続運転を考慮して高圧強制給油をおこなっている。また各機器とも研究の妨げとならぬよう振動には細心の注意を払っている。

試験の結果は各機器単独試験、本船の使用目的および航海時の種々の運転状態を考慮した各種組合せ試験とも予期どりの良好な成績を収めた。

■ 小形、高性能の X バンド ESR 装置を開発

磁気的な不純物原子を含んだ物質を静磁界中におき、高周波磁界をあて、磁界強度あるいは周波数を掃引すると、共鳴的に高周波エネルギーの吸収を行なう。これが ESR (Electron Spin Resonance, 電子スピン共鳴) で、共鳴吸収の位置、幅および構造を解析することにより、固体材料や化学合成の研究に有用な知識がえられる。ESR は感度が高く、 10^{-12} モルの不純物の検出が可能ことから、最近では医学の研究にも用いられるようになり、応用範囲が拡大している。

わが社においても磁気共鳴の研究を進め、測定装置の試作およびその応用として絶縁材料、ケイ光体および半導体などについて測定を行ってきたが、このほど、小形で従来の大形装置と同等の性能をもち、しかも低価格の X バンド (10 Gc 帯) 電子スピン共鳴装置を開発した。おもな仕様は次のとおりである。

検出感度	1×10^{11} スピン/エルステッド
分解能	1×10^{-5}
基準周波数	9,200 Mc
使用 クライストロン	2 k 25
磁極間隔	6 cm
最大磁場	4,500 エルステッド

この装置の特長はマイクロ波の電力が有効に利用されるよう空胴を製作したので、小形のクライストロンで十分な感度がえられるよ

うになったこと、および最大磁場を実験に必要な値に押えて最適に近い設計を行ない、従来の 3t 級電磁石の性能を 600 kg の小形のもので実現したことである。



X バンド ESR 装置

■ 小形瞬時圧力変換器を開発

当社中央研究所では高感度の小形瞬時圧力変換器を開発した。核融合やプラズマの研究をはじめとして、極超音速流や電磁流を取り扱う宇宙工学の研究には、一般に高エンタルピーのガスが必要でいろいろの形式の衝撃波管が専用の実験装置として数多く用いられている。

このような装置の特長は、測定が瞬間的にしか許されないことで測定器はとくに応答の速い確実なものが求められている。この方向にそって瞬時圧力変換器が開発されたのである。

これはインピーダンス整合器と検圧素子で構成され図には大小2



図1 瞬時圧力変換器

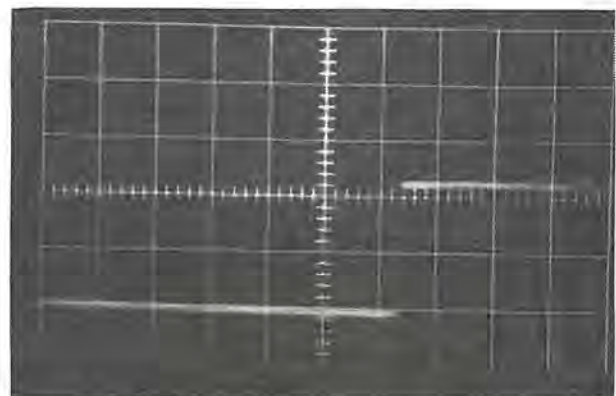


図2 感圧面に衝撃波と垂直に突当てたときの出力波形
 掃引速度 $1 \mu \text{sec/div}$

個の検圧素子が表示されている。各素子の受圧面直径は 8 mm, 6 mm で衝撃波管内圧力測定用およびピストンエンジンのシリンダ圧力測定用として大阪大学に納入されたものである。特長および仕様は次のとおりである。

■ 特 長

(1) 固有振動が非常に高くきわめて速い変動圧力に追従でき、たとえば図示のように衝撃波による階段状圧力変化にも 0.1 マイクロ秒以下で追従できる。また低域周波数も毎秒数サイクルまで使用できる。

(2) 圧力測定範囲が広く、また直線的な応答が得られる。

(3) 検圧素子は受圧面直径が 6 ミリ、最大直径 10 ミリ、高さ 10 ミリ 程度の小形で、被測定部への取り付けはネジ止め方式でスペースをとらず簡単である。

■ 仕 様

感 度	1.6×10^{-6} volt/dyne/cm ²
分解能	200 μ Hg
固有振動数	550 kc/s
低域周波数	10 c/s
測定圧力範囲	0~50 ata
使用温度範囲	-50°C~200°C

■ ジャパンウェルディングショー・非破壊検査機器展開かる。



1966 年 ジャパンウェルディングショー および非破壊検査機器展は、LPG 産業総合展とあわせて、8 月 24 日~28 日までの 5 日間、東京・晴海の国際貿易センターで盛況裡に開催された。

近年発展するわが国産業界にあって、溶接・非破壊検査の占める位置はきわめて大きく、展示会社も 61 社を数え、各社とも実演に相当のウェイトをおくなど量・質とも充実、業界の発展を反映した展示会となった。

当社も長年の経験と研究を生かした最新の技術力を駆使して開発した多くの溶接装置、超音波探傷機を出品し好評を博した。



アーク溶接機



実演中の溶接機



FD-170 形超音波探傷機



SCR 式スポットウェルダ

次号予定

三菱電機技報 Vol. 40 No. 11

発電機器特集

特集論文

- 揚水発電所における発電電動機の低周波同期起動方式
- 大容量水車発電機の問題点
- 事業用タービン発電機のさう勢
- 大容量タービン発電機の機械的問題
- 大容量タービン発電機運転上の諸問題
- 事業用タービン発電機のラシス励磁方式
- スラスト軸受の諸問題
- 高圧発電機絶縁の機能試験
- 台湾電力格樹発電所 2,700 kW 誘導発電機
- 自家用タービン発電機の最近の動向
- 交流発電機の整流励磁方式

普通論文

- PHR 形可搬式送電線保護継電装置
- レーザ測距装置
- 電機子切換開閉器
- MELDAS 2200 形連続二、三次元ナライ制御装置
- 強磁性蒸着薄膜記憶装置
- 動力炉用磁気ジャック形制御棒駆動装置

電子計算機利用シリーズ

- 電子計算機による回転機コイルの設計とその図面化

三菱電機技報編集委員会

委員長	小倉弘毅
副委員長	片岡高示
常任委員	明石精
〃	安藤安二
〃	石川理一
〃	宇佐見重夫
〃	大野寛孝
〃	北川和人
〃	小堀富次雄
〃	鈴木正材
〃	祖父江晴秋
〃	馬場文夫
〃	山田栄一
〃	横山茂
委員	出雲義人
〃	尾畑喜行
〃	神崎邇
〃	林昇
〃	堀真幸
〃	松元雄蔵
	(以上 50 音順)

昭和 41 年 10 月 22 日印刷 昭和 41 年 10 月 25 日発行
「禁無断転載」定価 1 部 金 100 円(送料別)

編集兼発行人

東京都千代田区丸の内 2 丁目 12 番地 小倉弘毅
印刷所
東京都新宿区市谷加賀町 1 丁目 大日本印刷株式会社
印刷者
東京都新宿区市谷加賀町 1 丁目 高橋武夫
発行所

三菱電機株式会社内 「三菱電機技報社」
東京都千代田区丸の内 2 丁目 12 番地 (三菱電機ビル内)
(電) 東京 (212) 大代表 6111

発売元

東京都千代田区神田錦町 3 の 1 株式会社オーム社書店
電話 (291) 0912 振替東京 20018

本社・営業所・研究所・製作所・工場 所在地

本 社	東京都千代田区丸の内 2 丁目 12 番地 (三菱電機ビル内) (電) 東京 (212) 大代表 6111
大阪営業所	大阪市区堂島北町 8 の 1 (電) 大阪 (312) 大代表 1231
名古屋営業所	名古屋市中村区広井町 3 の 88・名古屋ビル (電) 名古屋 (561) 大代表 5311
福岡営業所	福岡市天神 2 丁目 12 番地 1 号 天神ビル 5 階 (電) 福岡 (75) 代表 6231
札幌営業所	札幌市北二条西 4 の 1・北海道ビル(電)札幌(26)大代表 9111
仙台営業所	仙台市大町 4 の 175・新仙台ビル (電) 仙台(21)代表 1211
富山営業所	富山市桜木町 1 番 29 号・明治生命館(電)富山(31)代表 3151
広島営業所	広島市中町 7 番 32 号・日本生命ビル(電)広島(47)大代表 5111
高松営業所	高松市鶴屋町 5 番地の 1 (電) 高松 (51) 代表 0001
東京商品営業所	東京都千代田区丸の内 2 の 12・三菱電機ビル (電) 東京 (212) 大代表 6111
大阪商品営業所	大阪市北区堂島北町 8 の 1 (電) 大阪 (312) 大代表 1231
名古屋商品営業所	名古屋市中村区広井町 3 の 88・名古屋ビル (電) 名古屋 (561) 大代表 5311
福岡商品営業所	福岡市天神 2 丁目 12 番地 1 号・天神ビル 5 階 (電) 福岡 (75) 代表 6231
札幌商品営業所	札幌市北二条西 4 の 1・北海道ビル(電)札幌(26)大代表 9111
仙台商品営業所	仙台市大町 4 の 175・新仙台ビル (電) 仙台(21)代表 1211
富山商品営業所	富山市桜木町 1 番 29 号・明治生命館(電)富山(31)代表 3151
広島商品営業所	広島市中町 7 番 32 号・日本生命ビル(電)広島(47)大代表 5111
高松商品営業所	高松市鶴屋町 5 番地の 1 (電) 高松 (51) 代表 0001
新潟営業所	新潟市万代町 69 番地 (電) 新潟 (45) 1378
北九州出張所	北九州市小倉区京町 10 の 281・五十鈴ビル (電) 小倉 (52) 代表 8234
長崎出張所	長崎市大黒町 3 番 1 号・長崎交通産業ビル (電) 長崎 (3) 代表 6101
横浜出張所	横浜市中区富士見町 2 の 12 (電) 横浜 (65) 2691~3
長野出張所	松本市白坂 212 番地 (電) 松本 (3) 1453
京都出張所	京都市中京区王生坊城町 5 (古橋ビル) (電) 京都(82)1245
神戸出張所	神戸市生田区西町 36(三菱信託ビル) (電) 神戸(33)0606~7
静岡出張所	静岡市七間町 9 の 19・池田ビル (電) 静岡(53)代表 9186
岡山出張所	岡山市西長瀬字村北 122 の 1 (電) 岡山 (24) 代表 0331
中央研究所	尼崎市南清水字中野 80 番地 (電) 大阪(481)大代表 8021
商品研究所	鎌倉市大船 782 番地 (電) 鎌倉 (6) 代表 6111
神戸製作所	神戸市兵庫区和田崎町 3 丁目 (電) 神戸(67)大代表 5041
伊丹製作所	尼崎市南清水字中野 80 番地 (電) 大阪 (481) 大代表 8021
長崎製作所	長崎市丸尾町 6 番 14 号 (電) 長崎 (3) 大代表 6211
稲沢製作所	稲沢市井之口町 1100 番地 (電) 稲沢 (32) 代表 4121
和歌山製作所	和歌山市岡町 91 番地 (電) 和歌山 (23) 代表 1275
鎌倉製作所	鎌倉市上町屋 325 番地 (電) 鎌倉 (6) 大代表 1111
通信機製作所	尼崎市南清水字中野 80 番地 (電) 大阪 (481) 大代表 8021
北伊丹製作所	伊丹市大鹿字主ヶ池 1 番地 (電) 伊丹 (72) 大代表 5131
名古屋製作所	名古屋市中区矢田町 18 丁目 1 番地 (電) 名古屋 (721) 大代表 2111
福岡製作所	福岡市今宿青木 690 番地 (電) 福岡 (88) 代表 0431
福山製作所	福山市緑町 1 番 8 号 (電) 福山 (2) 代表 2800
姫路製作所	姫路市千代田町 840 番地 (電) 姫路 (23) 大代表 1251
相模製作所	相模原市小山字久保 224 (電) 相模原 (72) 大代表 5131
静岡製作所	静岡市小島 110 番地 (電) 静岡 (85) 大代表 1111
中津川製作所	中津川市駒場町 1 番 3 号 (電) 中津川 (5) 大代表 2121
大船製作所	鎌倉市大船 800 番地 (電) 鎌倉 (6) 代表 6111
郡山製作所	郡山市宇境橋町 1 番地 (電) 郡山 (2) 1220~3
群馬製作所	群馬県新田郡尾島町大字岩松 800 番地 (電) 太田 代表 4311
無線機製作所	尼崎市南清水字中野 80 番地 (電) 大阪(481)大代表 8021
京都製作所	京都府乙訓郡長岡町大字馬場小字岡所 1 (電) 京都 西山 (92) 大代表 4171
伊丹製作所	三田市三輪町字父々部 85 番地 (電) 三田 4371~4375
相模製作所	東京都世田谷区池尻町 3 丁目 1 番 15 号 (電) 東京 (414) 代表 8111
世田谷工場	札幌市北二条東 12 丁目 98 番地 (電) 札幌 代表 3976