

Reprinted from SUMITOMO LIGHT METAL TECHNICAL REPORTS (Title No. P-365)

論 文

Application of Eddy Current Type Shapemeter
to Tandem Cold Mill of Aluminum Strip*

by Nobuyuki Mutoh**, Tadashi Nisetani**, Masahisa Naoe**
Yukiyasu Takeda*** and Masao Ohkubo****

住友軽金属工業株式会社技術研究所

Application of Eddy Current Type Shapemeter to Tandem Cold Mill of Aluminum Strip*

by Nobuyuki Mutoh**, Tadashi Nisetani**, Masahisa Naoe**
Yukiyasu Takeda*** and Masao Ohkubo****

Increasing demands for the thinner aluminum sheet lead to the higher rolling speed. A two tandem cold mill of aluminum strip after eleven years of use has been renovated with the installation of the eddy current type shapemeter in the interstand, resulting in a remarkable increase in the rolling speed and a very scarce strip rupture in the interstand.

In order to raise the rolling speed, firstly, it is required to avoid the strip rupture caused by higher tension in the edge portion. For this purpose, the interstand shape of the strip must be kept wavy edges by the shape control on the basis of shape monitoring.

The eddy current type shapemeter has met requirements of comparative flatness measurement and of compact, inexpensive and environmentally stable instrument.

1. Introduction

In order to meet the demand for high speed rolling of the two tandem cold mill of aluminum strip installed in Nagoya Works eleven years ago, monitoring of the interstand shape of the strip has become a great matter of interest.

In many cases, the interstand shape is controlled manually on the basis of operator's visual observation to avoid the strip rupture. In the routine operation of the mill, however it was difficult to observe the shape because of the interstand strip cooling equipment together with a lot of coolant splash and dense mist. Therefore, we had been obliged to roll at reduced speed. In order to increase the rolling speed moreover, the development of a shapemeter in the interstand was conducted.

The shapemeter must meet the next requirements,

- (1) Measurement of comparative flatness between center and edge.
- (2) Compactness because of the limited installation space of the interstand.
- (3) Cost advantage over commercial shapemeters¹⁻³⁾
- (4) Environmental stability in the interstand.

The purpose of this report is to describe about the application of the developed non-contact eddy current type shapemeter to the interstand of the

mill. This shapemeter uses sixteen eddy current distance sensors (E. C. D. sensors) to measure the strip waviness. As a result of the installation of the shapemeter, the rolling speed is remarkably increased, in addition to a significant decrease in the frequency of strip rupture.

2. Interstand shape of the strip

2.1 Description of the shape

An example of typical shape of the cut strip with wavy edges is shown in Fig. 1. The shape of such cut strip is termed "off-line shape". The elongation difference ε between the center and the edge portions is given by Eq. (1) under the sinusoidal approximation.

$$\varepsilon = \left(\frac{1}{2} \pi \lambda \right)^2 \quad \dots \dots \quad (1)$$

$$\lambda = \frac{H}{P} \quad \dots \dots \quad (2)$$

where, ε : Elongation difference

λ : Off-line steepness

H : Height

P : Pitch

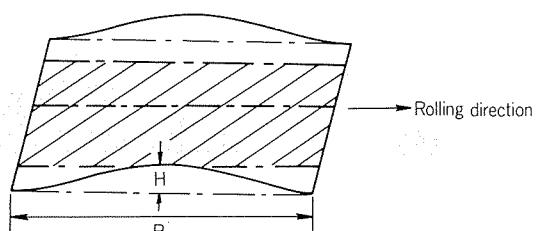


Fig. 1 Typical off-line shape with wavy edges.

* This paper has been presented at the 1st International Conference on Technology of Plasticity, 3-7 Sept., 1984, Tokyo, Japan.

** Technical Research Laboratories,

*** Engineering and Maintenance Department, Nagoya Works

**** Sheet and Plate Rolling Department, Nagoya Works

Fig. 2 illustrates typical two kinds of strip shapes during rolling which are termed "on-line shape". The shapes at crosshatched area in **Fig. 2** are flat or latent because of the tensile force. The on-line steepness λ^* is related to the off-line steepness λ by Eq. (3).

$$\lambda^* = \frac{2}{\pi} \left[\frac{1}{1 + \frac{\sigma}{E}} \left\{ \left(\frac{\pi}{2} \lambda \right)^2 - \frac{\sigma}{E} \right\} \right]^{\frac{1}{2}} \quad \dots \dots \quad (3)$$

where, σ : Unit tension

E : Young's modulus

In this study, we confine the on-line shape to the case with $\lambda^* > 0$, being not completely latent shape.

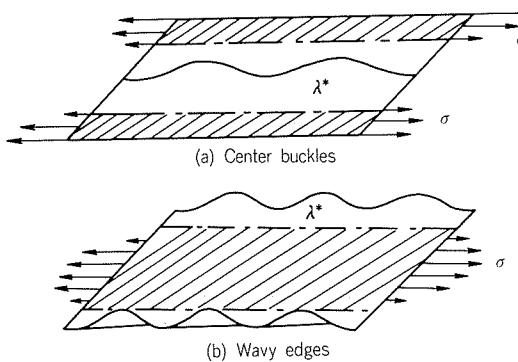


Fig. 2 Typical on-line shape of strip

2.2 Desirable shape of the strip in the inter-stand

In many cases, the strip rupture has occurred at the edge portion. If the strip is rolled with center buckles, the tensile force will be concentrated in the narrow edge portion, as shown on **Fig. 2 (a)**, and it will lead to the strip rupture by tiny edge cracks. In order to avoid strip rupture, it is effective to reduce the tension in the edge portions, that is,

to keep edge portions wavy to some extent. However, with rising up the steepness of the strip to a critical value, some wrinkles occur partially in the entrance of the stand nearby the work roll bite, resulting in folding up of the strip and rolling double. We call this phenomenon "the strip fold". **Fig. 3** shows an example of the strip fold. **Fig. 3 (a)** indicates the large center buckles of which off-line steepness is 5 to 7%. In this case, we can see the strip fold in the center of this strip. **Fig. 3 (b)** indicates the large wavy edges of which off-line steepness is 9 to 10%. In spite of the rather large steepness, the strip fold does not occur. This experiment gives that the critical steepness for the folding of wavy edges strip is larger than that for the folding of center buckles one. According to these experiences, 2 to 3% of on-line steepness is decided to be as a tentative safety rolling steepness.

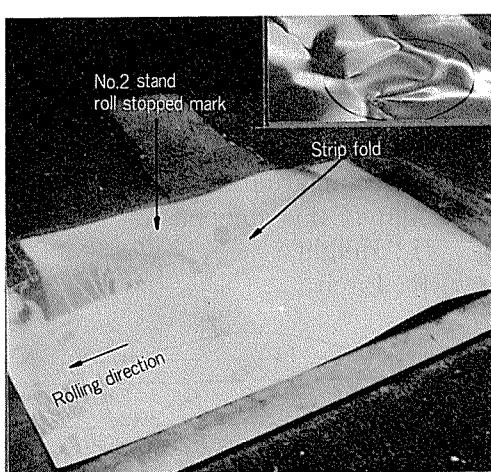
3. The eddy current type shapemeter

3.1 Principle of measurement

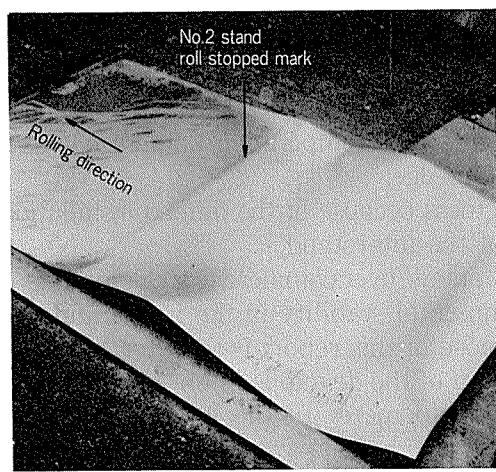
As a measuring method, we have adopted strip displacement measurement to which E.C.D. sensors have been applied. The on-line shape is detected as the displacement signal by these sensors arranged across the width. The signal is converted to the magnitude of the steepness at each point across the width by an appropriate processing, and then this magnitude is displayed in each section of a bar-graph monitor.

The displacement signal can be approximated to sinusoidal wave Y given by Eq. (4).

$$Y = \frac{H}{2} \sin \left(2\pi \frac{V}{P} t \right) \quad \dots \dots \quad (4)$$



(a) Large center buckles



(b) Large wavy edges

Entry/Exit thickness: 0.5/0.3mm Material: aluminum, Width: 1000mm

Fig. 3 Example of strip fold.

where, H : On-line wave height
 P : On-line wave pitch
 V : Rolling speed
 t : Time

The following signal processing is carried out to obtain the magnitude of steepness. Taking the differentiation of both side of Eq. (4) gives Eq. (5).

$$\frac{dY}{dt} = \pi \left(\frac{H}{P} \right) V \cos \left(2\pi \frac{V}{P} t \right) \dots\dots (5)$$

Dividing the root mean square (R.M.S.) of dY/dt by the rolling speed V , we obtain a value Z , which is proportional to the steepness λ^* ⁴⁾.

$$Z = \frac{\pi \lambda^*}{\sqrt{2}} \dots\dots (6)$$

3.2 Eddy current distance sensor

E.C.D. sensor gives us a precise and non-contact measurement of distance by using the detecting coil impedance change depending on the gap between the coil and the target. The sensor consists of sensor probes, transducers and an oscillator. Its measuring range is 50mm and the diameter of the probe is 73mm.

E.C.D. sensor's measuring range is generally limited depending on the probe diameter. In the case of the wavy strip, the measured value is the average distance in the viewing area of the sensor probe. Especially, during rolling, the detecting ability of the wave height (amplitude detecting modulus) varied depending upon (wave pitch)/(sensor probe diameter). According to an approximation referred to the moving average method, the sensor output Y_s is given by Eqs.(7) and (8).

$$Y_s = K \frac{H}{2} \sin \left(2\pi \frac{V}{P} t \right) \dots\dots (7)$$

$$K = \frac{1}{\pi \frac{P}{D}} \sin \left(\pi \frac{P}{D} \right) \dots\dots (8)$$

where, D : Sensor probe diameter

K : Amplitude detecting modulus

The relationship between the ratio P/D and the amplitude detecting modulus is shown in Fig. 4. Maximum pitch of the on-line wave obtained empirically is more than about 4 times of the probe diameter. Therefore, the amplitude detecting modulus is more than about 90% as shown in Fig. 4, so that Y_s is nearly equal to Y .

In the vicinity of the strip edge portion, the probe viewing area is reduced, resulting in the change of the sensor sensitivity. Fig. 5 shows an influence of the sensor probe position L on the sensor output characteristics. In the range of L from 0mm to 10mm, the sensitivity of the sensor changes slightly depending on L , but the measurement of the distance is possible by the optimum

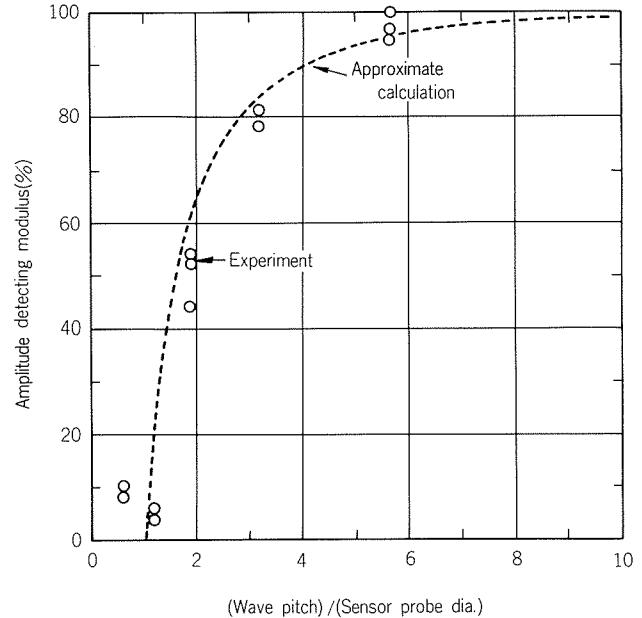


Fig. 4 Effect of wave pitch on amplitude detecting modulus.

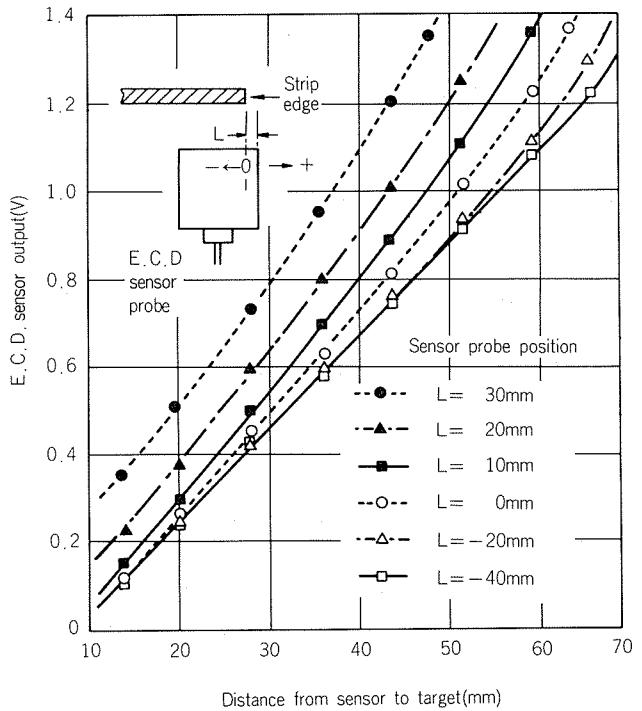


Fig. 5 Effect of sensor probe position on sensor output at the vicinity of the edge.

correction. In the range of more than 20mm, the correction is too sophisticated to be carried out. From this results and the interference between sensors described in the next section, the sensor probes of edge wave detection were arranged in stagger for the purpose of exact measurement without the correction.

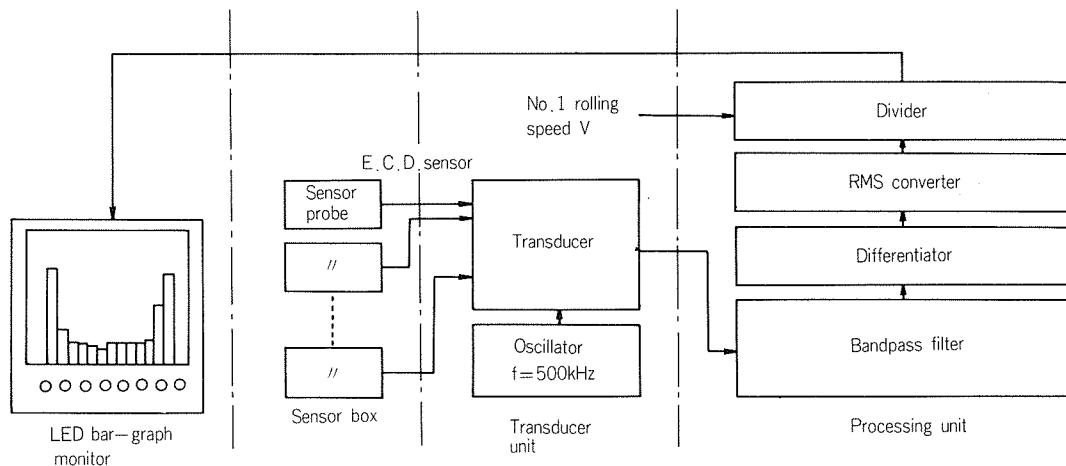


Fig. 6 Block diagram of eddy current type shapemeter.

3.3 Description of the shapemeter

The block diagram of the eddy current type shapemeter installed in the mill is shown in Fig. 6. The shapemeter consists of (1) sensor box, (2) transducer unit, (3) processing unit and (4) LED bar-graph monitor. Fig. 7 is a view of E.C.D. sensor probes in the sensor box from which the cover made of a shock-resistant plastics is removed.

Sixteen sensor probes are staggered across the width in the box. Twelve sensor probes are arranged at regular intervals of 85mm on both sides to detect wavy edges. The other probes are arranged in center portion to detect center buckles. Fig. 8 and Fig. 9 show the installation of the sensor box. The box is placed between No.2 and No.3 bridle rolls to make the detected signal almost free from the strip vibration.

In operation, the signal of the shape is converted to the distance-linear voltage through the transmitted to the processing unit. This signal is converted to the steepness through bandpass filter, differentiator, RMS converter and divider. These steepness signals are transmitted to the LED bar-graph monitor and displayed. The accuracy of the processing (steepness conversion) on the basis of calibration signals is shown in Fig. 10. The accuracy is $\pm 0.2\%$ in steepness.

In order to avoid the interference between the sensors, the induced current to each sensor is synchronized by one oscillator. But the interference is not completely suppressed, and makes the sensitivity decrease.

For the purpose of reducing the effect of the strip thickness on the sensor output due to skin effect, we choose 500kHz carrier frequency. It results in improved measurement of more than 0.1mm thickness target.

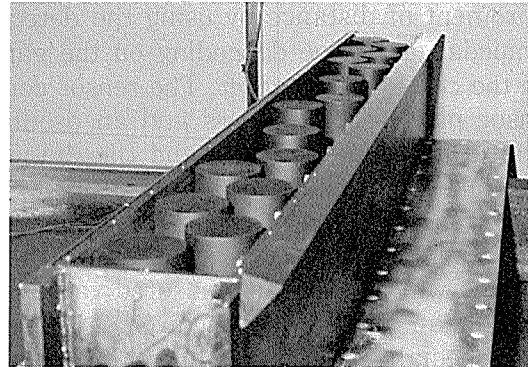


Fig. 7 Sensor probe arrangement in the sensor box.

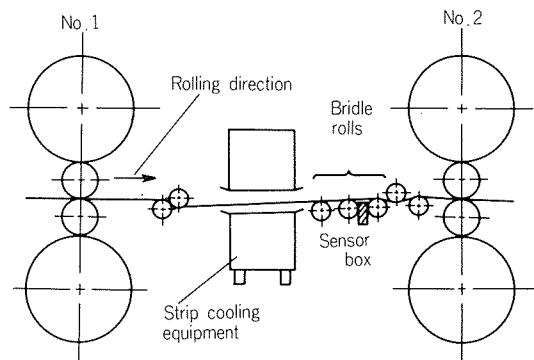


Fig. 8 Installation of the sensor box.

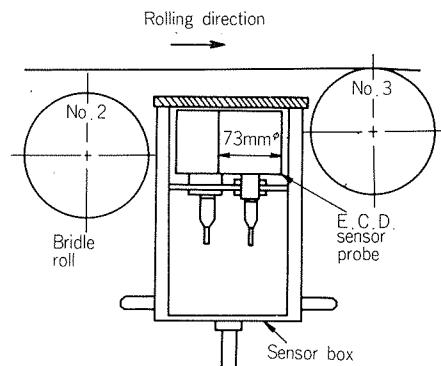


Fig. 9 Sectional view of the sensor box.

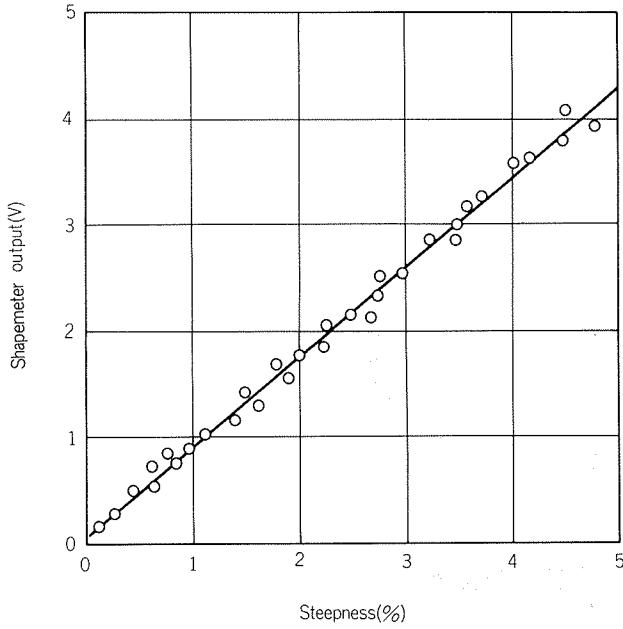


Fig. 10 Accuracy of steepness conversion by processing unit.

4. Results

4.1 Experiment

For the evaluation of the accuracy of the shapemeter, the experimental rolling with typical wavy edges and/or center buckles was carried out by operating the work roll bending system in the practical mill. **Table 1** shows the rolling condition at the experiments, in which the strip cooling equipment was not used for the observation of the shapes of strip.

Three typical sensing positions, 0% (center),

Table 1 Rolling condition

Material	aluminum alloy
No.1 entry thickness	0.65 mm
No.1 exit thickness	0.43 mm
Width	1000 mm
Rolling force	250 Tonf
Roll bending force	23 Tonf/chock
Interstand tension	2.4 kgf/mm ²
No.1 stand	
rolling speed	200 m/min
Work roll dia.	485 mm
Back up roll dia.	1230 mm
Barrel length	1620 mm
Chock span	2700 mm

40% (quarter) and 80% (edge), of the span from the center to the motor side edge of the strip were selected.

Fig. 11 shows that the on-line shape changes from flat to center buckles or wavy edges according to the change of the work roll bending force from flat rolling condition. When the change of work roll bending force ΔP_B reaches to -8 tonf/chock, the pattern of sensor outputs (left in **Fig. 11**) shows that the narrow edge portion of the strip becomes wavy. On the other hand, when ΔP_B reaches to 8 tonf/chock, the pattern of the outputs (right in **Fig. 11**) means that the wide center portion of the strip becomes wavy. By the frequency analysis of the sensor outputs, average pitch of the edge wave is about 240mm, and that of center wave is about 480mm.

Fig. 12 indicates plots of flatness index ($\lambda_C^* - \lambda_E^*$) against ΔP_B . As far as the experiments are

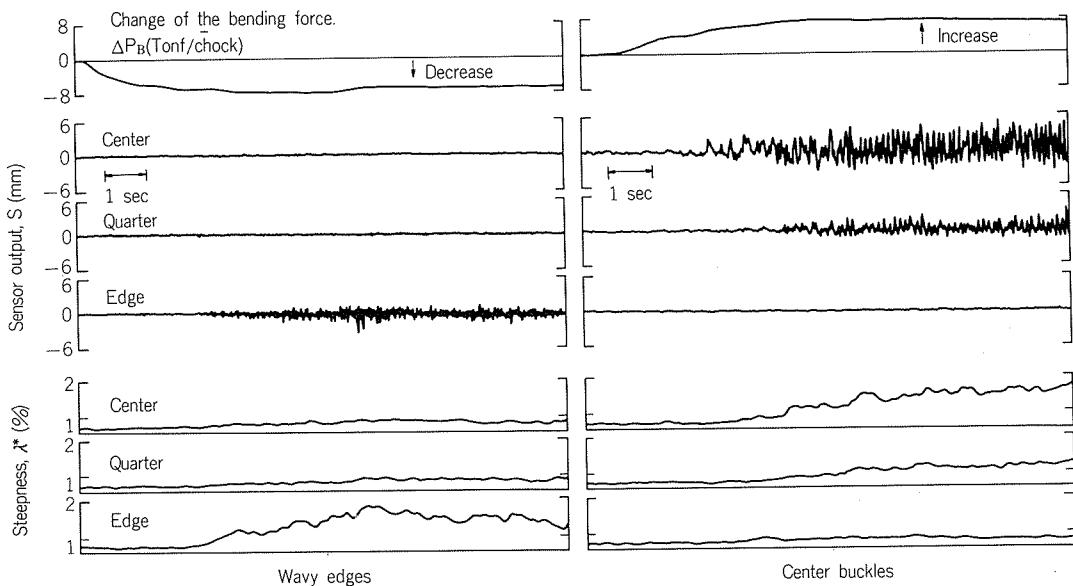


Fig. 11 Influence of work roll bending force on sensor output S and steepness λ^* .

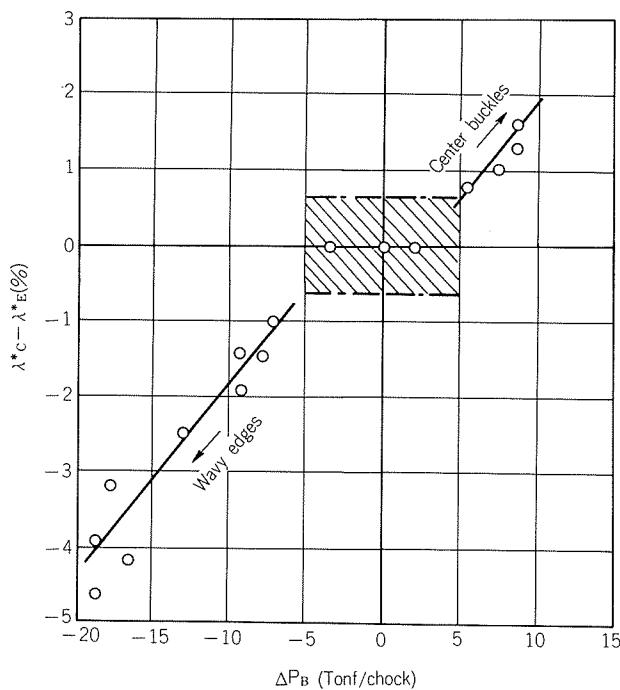


Fig. 12 Change of on-line shape $\lambda^*E - \lambda^*C$ by work roll bending force ΔP_B .

concerned, the shape sharply depends on ΔP_B . In the experiments, the steepness of less than 0.6% must be cut off as noises. It is suggested that there is insensitive region for on-line shape, as crosshatched in Fig. 12.

In order to estimate the accuracy of the shapemeter, the on-line shapes of the strips with varied edge steepness under a given constant rolling tension are compared with the off-line shapes of the cut samples from the strips. Firstly, the off-line steepness of edge λ_E was measured. Then, the calculated on-line steepness of edge $\lambda^*_{E(cal)}$ was obtained using Eq. (3) under the rolling condition with constant σ of 2.4kgf/mm^2 . As the off-line steepness of center λ_C was negligibly small, then $\lambda^*_{C(cal)} \approx 0$. In Fig. 13, the measured value of $(\lambda^*E - \lambda^*C)$ and $(\lambda^*_{E(cal)} - \lambda^*_{C(cal)})$ was tabulated. The result suggests the agreement between on-line shape and off-line shape was quite satisfactory with an error of 0.2% in steepness.

4.2 Practical operation

As the result of application of the eddy current type shapemeter, we succeeded in monitoring the shape of strip in the interstand, and we could use the work roll bending system more effectively. Hence, the frequency of the strip rupture was reduced to about one-fourth, and the rolling speed of the mill became higher by 15%

Shape of cut sample Actual shape	\bar{P}/H (mm/mm)	$\lambda_E - \lambda_C$ (%)	$\lambda^*_{E(cal)} - \lambda^*_{C(cal)}$ (%)	$\lambda^*E - \lambda^*C$ (%)
	299 4.3	1.5	0.9	0.8
	301 4.8	1.6	1.1	1.3
	305 9.5	3.1	2.7	2.9

\bar{P}/H : Average pitch/height
 $\lambda^*_{E(cal)} - \lambda^*_{C(cal)}$: Calculated on-line shape
 $\lambda^*E - \lambda^*C$: Measured on-line shape

Fig. 13 Comparison of on-line shape with off-line shape.

5. Conclusions

The application of the eddy current type shapemeter to our tandem cold mill of aluminum strip resulted in the remarkable increase of the rolling speed. The developed non-contact shapemeter is fairly useful as the comparative flatness monitor, and satisfies our requirements for compactness and inexpensiveness. As the next step, we have a schedule to reform this shapemeter as a sensing system for automatic interstand shape control in the mill.

Acknowledgement

We would like to acknowledge the contribution and encouragement we have received over the years from the late Dr. T. Okamoto.

References

- 1) A. Carlstedt : *Inter. Conf. on Steel Rolling*, Vol. 2, The Iron and Steel Institute of Japan, (1980), 737.
- 2) R. Oberhaus : *Control of Strip Flatness in Cold Rolling Mills*, Publication No. DIA 1440 80 E, Brown Boveri.
- 3) E. Neuschotz, B. Berger and H. Thies : *Inter. Conf. on Steel Rolling*, Vol. 2, The Iron and Steel Institute of Japan, (1980), 725.
- 4) T. Horiuchi, S. Tsurutani, S. Kawashima, K. Takisawa, Y. Koyama and C. Ueda : *Kobe Steel Engineering Report*, 30 [4] (1980), 75.

論文

Crown Control of Aluminum Strip in Hot Rolling*

by Akio Sugie**, Hiroshi Kimura**,
Takahisa Yamaguchi*** and Toyohiko Okamoto****

住友軽金属工業株式会社技術研究所

Crown Control of Aluminum Strip in Hot Rolling*

by Akio Sugie**, Hiroshi Kimura**,
Takahisa Yamaguchi*** and Toyohiko Okamoto****

On our three tandem hot strip mill of aluminum, strip crown control system is developed. By this newly developed system, reduction schedule and setting values of crown control equipment are determined for every coil on different thermal crown conditions to make the exit strip crown ratio closer to the aimed value.

The strip crown is calculated from a simplified linear model, and the thermal crown is estimated using "the calculated thermal crown" based on the measured strip crown ratio by the profile meter and the other measured values of every coil. Not to be beyond the limits corresponding to a good flatness, the allowable change in strip crown ratio from the entry to the exit of a stand is considered.

The average value of the strip crown ratio and its deviation are reduced by the application of the new system.

I. Introduction

Recent demand for strict thickness uniformity on aluminum strip requires to supply a flat strip with uniform thickness distributions not only along the rolling direction but also across the strip width.

Crown control of aluminum strip in hot rolling is rather a difficult task because of (1) the large difference of rolling force between non-alloyed aluminum (Al) and alloyed aluminum (Al-alloy) and (2) the wide range of the strip width.

In our hot strip mill, as for Al and Al-alloys, the thickness of the bar out of the roughing mill was different, but the same initial crown rolls were used in the finishing mill. Therefore, the average value of the strip crown ratio out of the finishing mill of Al strip was 0.5~0.8%, but that of Al-alloys strip was about 2.0% (too large), and each dispersion was large.

In order to attain the acceptable level of strip crown ratio (0.5%) for both Al and Al-alloys, the following three items should be considered.

(1) Determination of the different adequate ini-

tial roll crown for Al and Al-alloys.

(2) Determination of the adequate arrangement of the new crown control equipment to be installed.

(3) Development of on-line procedure to calculate the suitable rolling schedule and optimum setting values of work roll bending system on different thermal crown conditions.

In this paper, from the viewpoint of software, we deal with the third item, that is, crown control preset system.

The main specifications of the hot rolling line are shown in **Table.1**.

The finishing mill has roll bending system. At the exit of the finishing mill, the profile meter consisting of a fixed and a scanning X-ray thickness gauge is installed.

The definitions of strip crown and strip crown ratio are as follows.

Strip crown

$$S_C = h_c - h_e \text{ (mm)} \quad \dots\dots\dots(1)$$

Strip crown ratio

$$S_{CR} = (h_c - h_e) / h_c \times 100 (\%) \quad \dots\dots\dots(2)$$

h_c : Strip thickness at the center

h_e : Strip thickness at 40mm from the edge

* This paper has been presented at the 1st International Conference on Technology of Plasticity, 3-7 Sept., 1984, Tokyo, Japan.

** Technical Research Laboratories.

*** Sheet and Plate Rolling Dep., Nagoya Works.

**** Technical Research Laboratories, Dr. of Eng., died on 5 Nov. 1984.

Table 1 The main specifications of the hot rolling line.

	Roughing mill	Finishing mill
Type	Reversing mill	3 stand tandem mill
Rolls	950mm ϕ /1410mm ϕ \times 3300mm	733mm ϕ /1380mm ϕ \times 2286mm
Main motor	DC 2250kW \times 2	DC 2600kW (each stand)
Roll speed	Max. 180m/min	Max. 288m/min

2. Items to be considered

The strip crown is determined by 1) the rolling force dependent on the reduction schedule, 2) the work roll crown including the thermal crown, 3) the entry strip crown, and 4) the setting values of the crown control equipment such as the roll bending system.

Therefore, to calculate the strip crown, the following items should be taken into consideration.

- (a) Strip crown model,
- (b) Determination of the reduction schedule,
- (c) Estimation of the roll crown including the thermal crown, (in hot rolling of aluminum, the roll wear is small enough to be neglected.)
- (d) Required capacities of the crown control equipment and the determination of these setting values.

Moreover, the allowable change in strip crown ratio from the entry to the exit of a stand should be considered not to be beyond the limits corresponding to a good flatness.

3. Study of basic items

3.1 Strip crown model

A simplified linear model eq.(3) was deduced from the calculation results of the complete physical model of a strip profile with respect to the condition of our mill, and then the coefficients α of eq. (3) were corrected by the experiments.

$$S_C = \alpha_P P - \alpha_B P_B - \alpha_C C_{WR} - \alpha_{CB} \cdot C_{BuR} - \alpha_e S_{Ce} + \alpha_0 \quad \dots \dots (3)$$

$\alpha_P \sim \alpha_0$: Polynomials of strip width, thickness and work roll diameter

P : Rolling force

P_B : Roll bending force

C_{WR} : Work roll crown

C_{BuR} : Back up roll crown

S_{Ce} : Entry strip crown

According to the calculation results, the influence of the entry strip crown was to be neglected i.e. $\alpha_e = 0$.

3.2 Thermal crown

We use "the calculated thermal crown" C_{WR}^H based on the measured strip crown ratio by the profile meter and the other measured values of every coil as shown in eq. (4).

$$C_{WR}^H = \frac{1}{\alpha_C} (\alpha_P P_3^A - \alpha_B P_{B3}^A - \alpha_{CB} \cdot C_{BuR}^I + \alpha_0 - h_3^A \cdot S_{CT3}^A) - C_{WR}^I \quad \dots \dots (4)$$

suffix A : Measured value

suffix I : Initial roll crown

A thermal crown can not be directly measured in our mill, but "the calculated thermal crown" could be approximately regarded as the measured one.

Fig. 1 shows the relationship between the actual thermal crown measured by the aluminum bar method¹⁾ and "the calculated thermal crown" by eq. (4). In **Fig. 1**, "the calculated thermal crown" agrees well with the actual one.

In the following study and on-line control, estimated value based on "the calculated thermal crown" is used.

3.3 Relationship between a strip crown and a flatness

When the change in strip crown ratio exceeds the limit corresponding to a good flatness, edge waves or center buckles occur according to the sign plus or minus of the strip crown ratio change from the entry to the exit of a stand.

But, constant strip crown ratio at every stand is not always necessary. A strip crown ratio can be changed within the allowable range, and by the effective use of this range, the control range of a strip crown is increased.

In this study, the allowable change in the strip crown ratio (ΔS_{CT}) is given by eqs. (5), (6).

$$\Delta \varepsilon = \xi \Delta S_{CT} \quad \dots \dots (5)$$

$$\varepsilon_{min} \leq \Delta \varepsilon \leq \varepsilon_{max} \quad \dots \dots (6)$$

(considered $\varepsilon=0$ at the entry of a stand)

"Shape disturbance coefficient" ξ in eq. (5) is given in the reference 2). ε_{min} and ε_{max} are estimated from the usual operating results. **Table 2** shows the

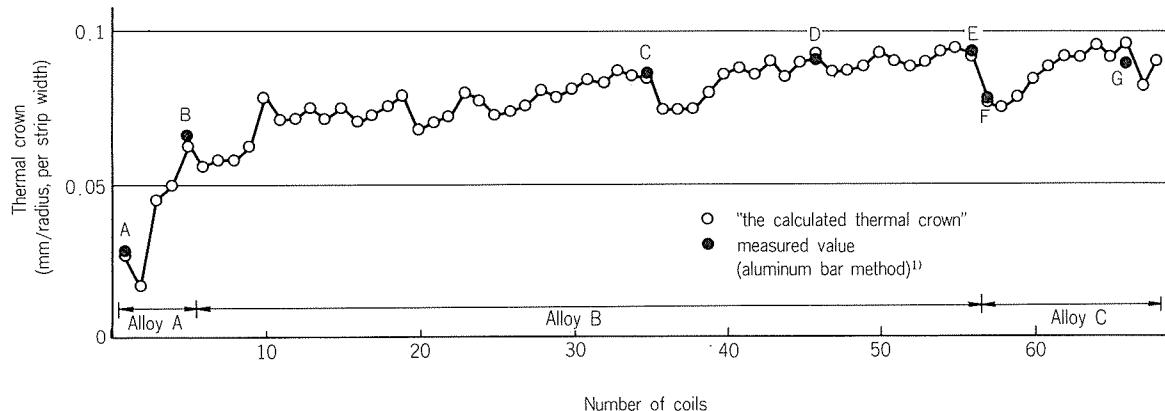


Fig. 1 Comparison of "the calculated thermal crown" and the measured thermal crown.

Table 2 An example of allowable range of strip crown ratio change ($3.0\text{mm} \times 1000\text{mm}$). (%)

Stand	F1	F2	F3
Edge wave	1.0	0.6	0.2
Center buckle	-0.4	-0.2	-0.05

calculated examples of the lower (center buckle) and upper (edge wave) limits of ΔS_{CT} .

4. On-line crown control

4.1 Outline of the crown control system

The on-line setup system of the finishing mill taking into account of the strip crown and the flatness has been developed. It has replaced a part

of the conventional setup system.

The schematic diagram of a whole system is shown in Fig. 2. The blocks bounded by a heavy border are newly developed system, that is, when the exit thickness of the roughing mill h_0 and the aimed thickness of the finishing mill h_3 are given, suitable reduction schedule and optimum settings of roll bending system are determined for every coil on different thermal crown conditions to make the exit strip crown ratio closer to the aimed value S_{CT3} . Unless S_{CT3} can be achieved, modified aimed value is calculated.

The flow diagram of the calculating procedure of newly developed system is described in Fig. 3. Considered restrictions ①~⑤ are shown in it.

On the operator's control desk, rotary switches are installed with which the operator can modify

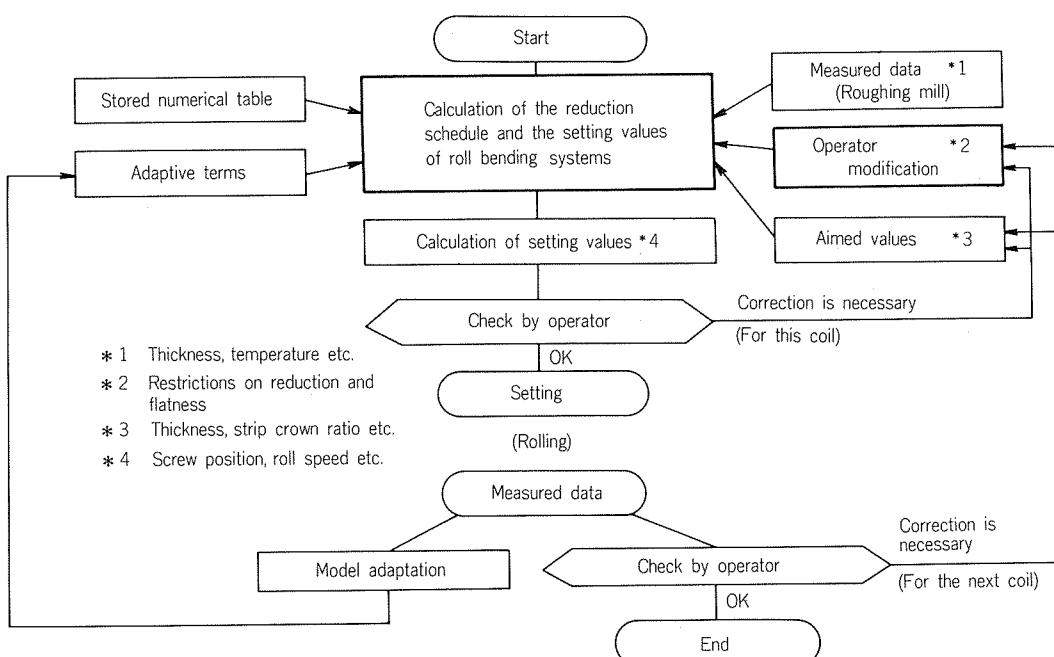


Fig. 2 Schematic diagram of the set up system.

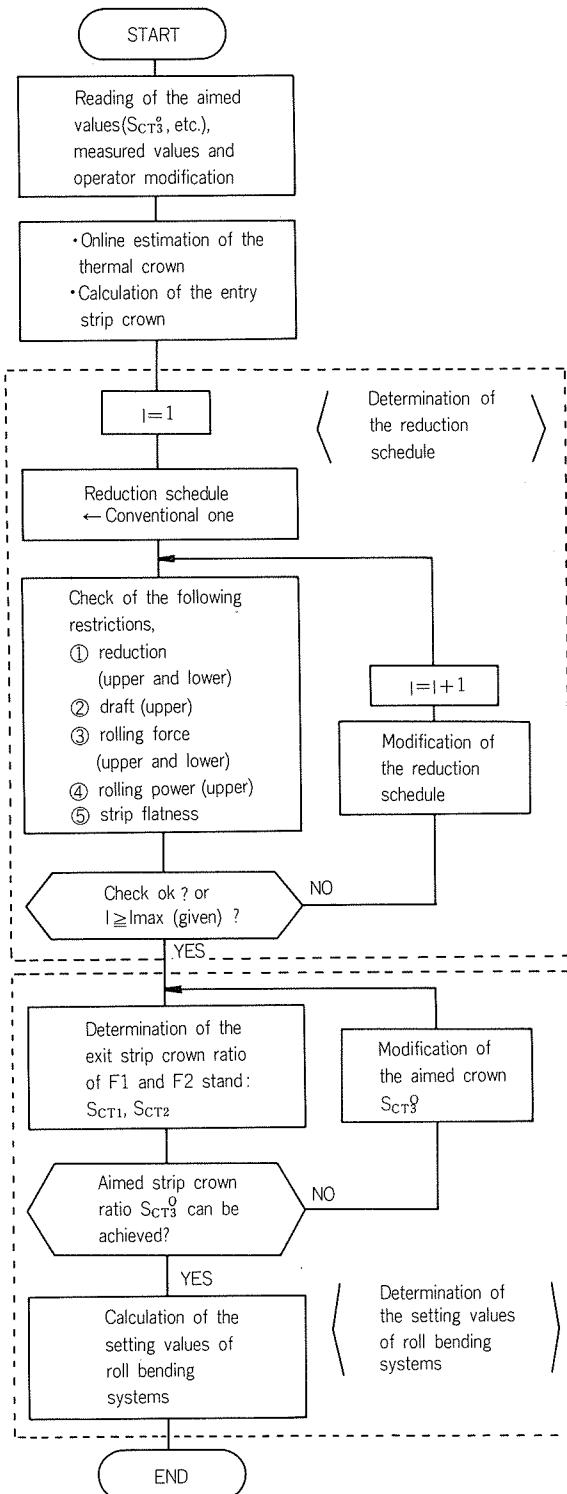


Fig. 3 Flow diagram of the calculating procedure.

① the reduction restrictions of each stand and ② calculated thermal crown of F1 and F2 stand according to the observation of strip flatness.

4.2 On-line estimation of the thermal crown

The thermal crown is estimated on-line by eq. (7), on the bases of "the calculated thermal crown".

$$C_{WR_3^*}(j) = \{C_{WR_3^*}(j-1) + g_1(C_{WR_3^H}(j-1) - C_{WR_3^*}(j-1)) + g_2 \sum_j (C_{WR_3^H}(j-1) - C_{WR_3^*}(j-1))\} \times \{\text{correction factor (in case of prolonged mill stoppage)}\} \dots\dots(7)$$

$$C_{WR_i^*}(j) = z_i C_{WR_3^*}(j) \quad (i=1,2) \dots\dots(8)$$

$C_{WR_i^*}(j)$: The estimated thermal crown of No. i stand, No. j coil

$C_{WR_3^H}(j)$: "The calculated thermal crown" of the last stand, No. j coil, (eq.(4))

g_1, g_2, z_1, z_2 : Constants

An example of the estimated roll crown by this method is given in Fig.4.

5 Application results

Fig. 5 shows an example of application results of newly developed system stated in chap. 4.

For No. 29~49 coils, the aimed strip crown ratio was intentionally increased by 0.2%. The obtained values of strip crown ratio are almost within $\pm 0.2\%$ deviation from the calculated values SCT_3^G before and after the change. (SCT_3^G is defined as the aimed or the modified aimed values of the strip crown ratio.)

Fig. 6 shows the distributions of the strip crown ratio for typical Al and Al-alloy, Case A (= Strip Crown Control: OFF) and case B (= Strip Crown Control: ON) were obtained by the conventional manual operation and by the strip crown control system respectively. For Al-alloy strip, case B differs little from case A. The main reasons are the insufficient capacity of the roll bending system and the little effect of changing reduction schedule (only small change is allowed to prevent defective strip surface and strip stagger). For Al strip, \bar{x} and σ are reduced by the new system.

A comparison between calculated (=predicted) and actual values of the strip crown ratio is shown in Fig. 7 for a certain number of coils from different rolling conditions. About 80% coils are involved within $\pm 0.2\%$ deviation lines. Agreement between calculated crown and actual one is almost satisfactory.

6. Conclusions

Crown control of aluminum hot rolled strip has been investigated from the viewpoint of software, and strip crown control system determining reduction schedule and setting values of crown control equipment was developed and applied to the actual mill.

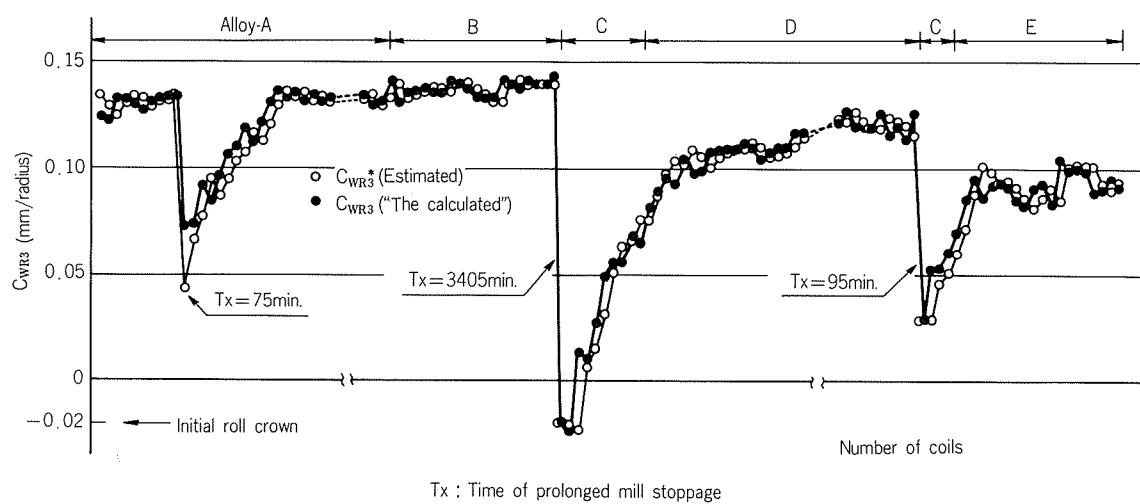


Fig. 4 Estimation of the roll crown.

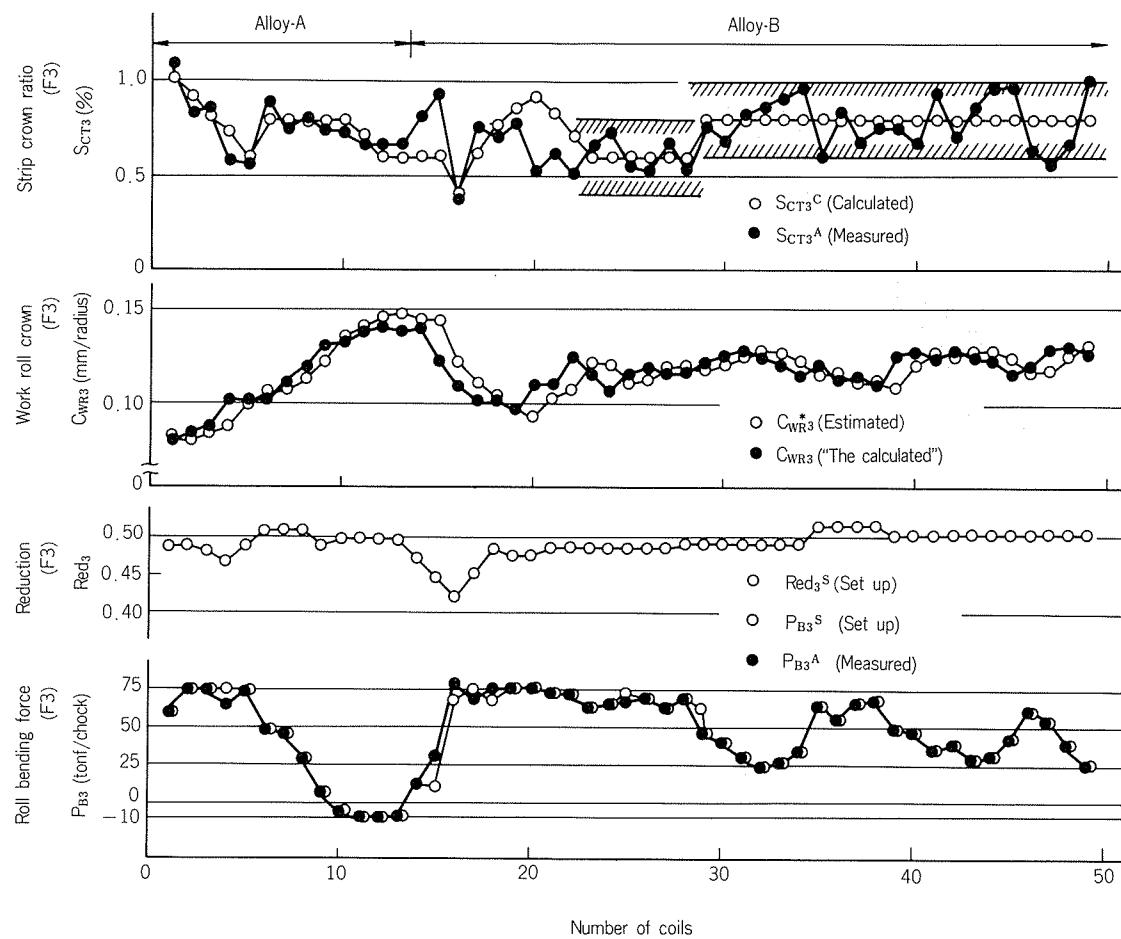


Fig. 5 Application results of strip crown control system.

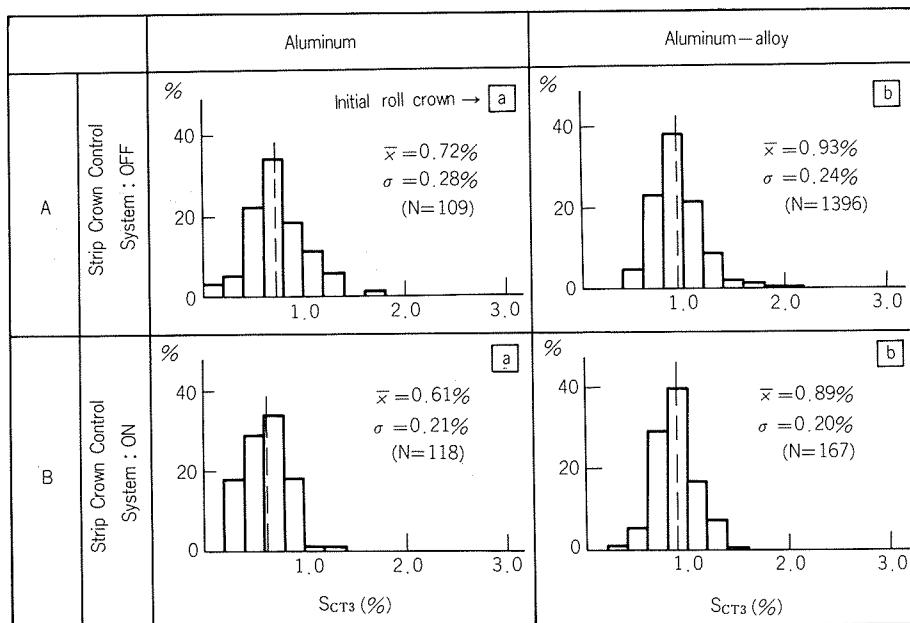


Fig. 6 Distributions of the strip crown ratio.

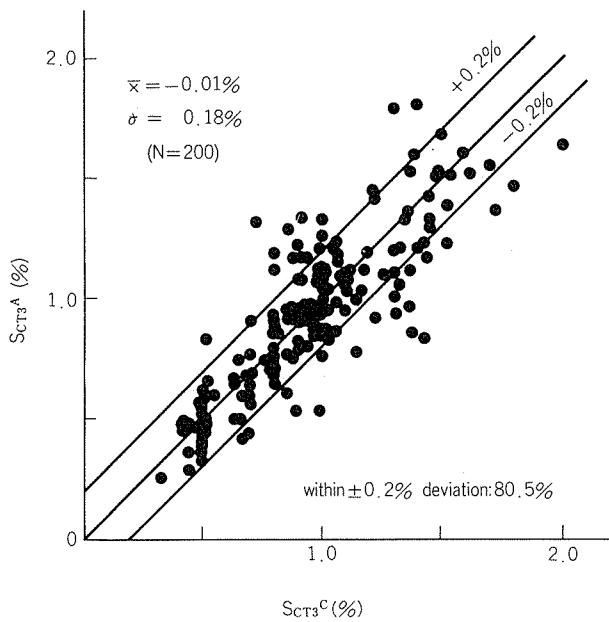


Fig. 7 Comparison between the calculated and measured values of the strip crown ratio.

Some good results are obtained such as the reducing of \bar{x} and σ of the strip crown ratio.

As the next step, we are concerned with the improvement of the eqs. (3) and (5) for more refined results.

Moreover, in order to obtain a smaller deviation of strip crown not only between coils but also within a coil, we are developing a feedback control system through the roll bending system using the profile meter.

On the other hand, as the new crown control equipment, the VC roll system has been recently installed on the finishing mill. As the result, the further reducing of \bar{x} and σ of the strip crown ratio is being obtained.

References

- 1) Kiyoshi Nakagawa: Sumitomo Light Metal Technical Reports, 21 (1980), 45.
- 2) Koue Nakajima, et al: J. of the Japan Society for Technology of Plasticity, 23 (1982), 1172.

論 文

4,4' オキシビス（ベンゼンスルホニルヒドラジッド）を用いたポリエチレンの押出し発泡技術

岩田多加志*

Direct Extrusion Expansion of Polyethylene with
4, 4' Oxybisbenzenesulphonylhydrazide as Chemical
Blowing Agent

by Takashi Iwata

住友軽金属工業株式会社技術研究所

論 文

4,4' オキシビス(ベンゼンスルホニルヒドラジッド)を用いたポリエチレンの押出し発泡技術

岩田多加志*

Direct Extrusion Expansion of Polyethylene with 4, 4' Oxybisbenzenesulphonylhydrazide as Chemical Blowing Agent

by Takashi Iwata

Since 1972, Sumitomo Light Metal Industries, LTD has been producing copper tube covered with expanded polyethylene whose commercial name is "Prisol Tube P".

In "Prisol Tube P", polyethylene is expanded by direct extrusion method with ADCA (azodicarbonamide) as chemical blowing agent and its expansion ratio is 2.

In this study, OBSH(4,4'oxybisbenzenesulphonylhydrazide) was examined as a substitute for ADCA to increase the expansion ratio up to 3, which mean better heat insulation.

Because of lower working temperature of OBSH, polyethylene is expected at the higher viscosity resulting the higher expansion ratio.

Results obtained were as follows;

- (1) The optimum resin temperature for the expansion is 160°C. Below 150°C, OBSH decomposes partially. On the other hand, skin faults occur by over blowing above 170°C.
- (2) In the range of 2.4-4.3wt% of OBSH content, expansion ratio attains 3.
- (3) Small amount of ADCA co-using remarkably refines cell structure of foams. The addition of 0.2 wt% ADCA reduced average cell size from 0.5mm to 0.2mm.

1. 緒 言

昭和47年以降、当社では銅管(軟質)に低発泡ポリエチレンを押し出し被覆した建築用配管材料「プリゾールチューブP」を販売している。その製造方法は被覆電線の場合と同様、あらかじめ樹脂に配合した発泡剤をスクリュー押出機内で熱分解させることにより銅管に直接被覆している¹⁾。発泡剤はアゾジカルボンアミド(以下、ADCAと略す)を使用し、その発泡倍率(発泡体見掛け体積/ポリエチレン体積)は2倍である。

銅管に発泡ポリエチレンを被覆する目的は、供給する温水を断熱することにあるが、2倍程度の発泡倍率では断熱効果が小さい²⁾。そこで、筆者は発泡ポリエチレンの断熱性を向上させるため、発泡倍率を3倍以上に引上げることを検討した。

たとえば、Marcianoらのキュービックアレイモデル³⁾によりポリエチレン発泡体の熱伝導度kを計算すると、発泡倍率を2倍から3倍にすることにより、kは0.066 kcal/m hr °Cから0.050 kcal/m hr °Cにまで向上することが期待される。しかしながら、発泡剤としてADCAを使用している限り、発泡倍率3倍を得ることは実質的に難しく、従来までの経験では最高2.3倍に達したにすぎない。この場合、発泡剤の添加量を増加させても、発生した過剰分のガスを溶融ポリエチレンが持堪えることができず、セルを破壊して発泡体外部へ逃げてしまい、結局、発泡倍率の向上には繋がらない。

一般に発泡体成形品を製造する場合は、樹脂を架橋させて溶融粘性を高めることにより、高発泡品を得ることがよく行われている⁴⁾。しかし、押し出し成形においては、架橋が樹脂の流動性(成形加工性)を奪うため、樹脂を架橋硬化させるという方法は採用できない。そこで、各

* 技術研究所

種発泡剤を検討し、ADCAより熱分解温度が低い4, 4'オキシビス(ベンゼンスルホニルヒドラジド)（以下、OBSHと略す）を選んだ。すなわち、ADCAの熱分解温度が190~200°Cであるのに対し、OBSHのそれは150~160°Cである⁵⁾。従って、発泡剤として後者を用いれば、樹脂の溶融粘性のより高い状態での発泡成形加工が可能となり、そのため高倍率の発泡体が得られるものと考えられる。そこで、本報は押し出し発泡加工における発泡剤OBSHの特性について実験結果をまとめたものである。

2. 実験方法

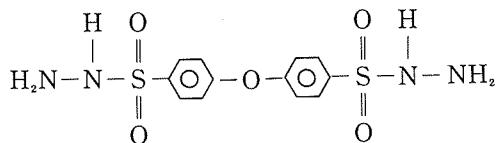
2.1 サンプルの作成

ロッド状発泡体サンプルは田辺プラスチックス機械㈱製30mmφ単軸スクリュー押出機（フルフライタタイプ、圧縮比2.5、2mmφロッドダイス使用）を用いて作成し、スクリュー回転数は40rpmとした。

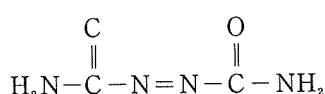
使用したポリエチレン樹脂は住友化学工業(株)製低密度ポリエチレン（商品名：スミカセン®）F404-1（比重：0.920、メルト・インデックス：3.5）である。

発泡剤OBSHおよびADCAとしては三協化成(株)製セルマイク®を用いた。両者の化学構造式を次に示す。

(1) OBSH (4, 4' oxybisbenzenesulphonylhydrazide)



(2) ADCA (azodicarbonamide)



実験は樹脂の加工温度および発泡剤添加量を次のように変えて行った。

樹脂加工温度の影響についての実験は、OBSH添加量を0.9wt%とし、加工温度を135~200°Cとした。OBSH添加量の影響は樹脂加工温度を150および160°Cに選び、OBSH添加量0.05~0.51wt%の範囲で実験した。また、ADCAの併用による気泡の微細化については、樹脂温度を160°Cとし、ADCA/OBSH比を0~1.1とした予備実験の結果からADCA添加量は0.2wt%とした。

2.2 測定方法

(1) 発泡倍率の測定 試作したロッド状サンプルを5cm長に切断し、メスシリンドーを用いて水中置換により測定した体積と、化学天秤により測定した重量から、比重 ρ_{foam} を求め、(1)式により発泡倍率を算出した。

$$[\text{発泡倍率}] = \rho_{PE} / \rho_{foam} \quad \dots\dots(1)$$

ここに、

ρ_{PE} : 原料ポリエチレンの比重

(2) 平均気泡径の測定 サンプル長手方向直角断面

の気泡直径を顕微鏡で測定した。すなわち、各気泡について直交する2方向に対し測定を行い、気泡10個の平均直径を用いた。

(3) 発生ガス効率の算出 発泡剤の熱分解ガスの発生量は、OBSHが120 mL/g、ADCAは280 mL/gである⁵⁾。従って、発生ガス効率(%)は発泡倍率から計算したサンプル中のガス部分の体積を、用いた発泡剤の発生ガス量で除して算出した。

3. 実験結果

3.1 樹脂温度の影響

OBSH 0.9wt%添加した場合における樹脂温度と発泡倍率の関係をFig. 1に、平均気泡径をFig. 2にそれぞれ示す。

発泡倍率、平均気泡径とともに、樹脂温度の上昇につれて増加する。樹脂温度140°C以下でも発泡が幾分認められ、わずかながらOBSHが熱分解している。

Fig. 3にOBSHの発生ガス効率を樹脂温度との関係

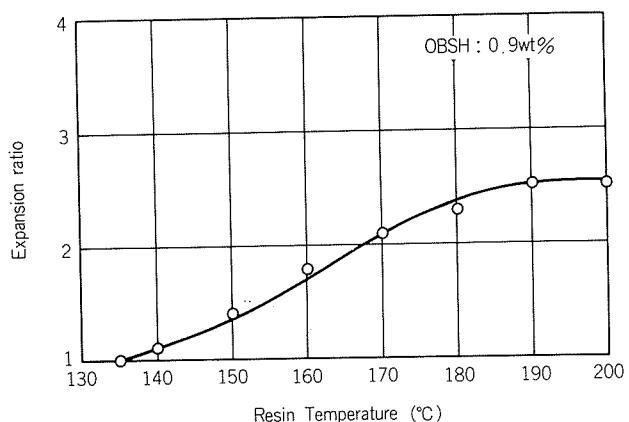


Fig. 1 Effect of resin temperature on expansion ratio.

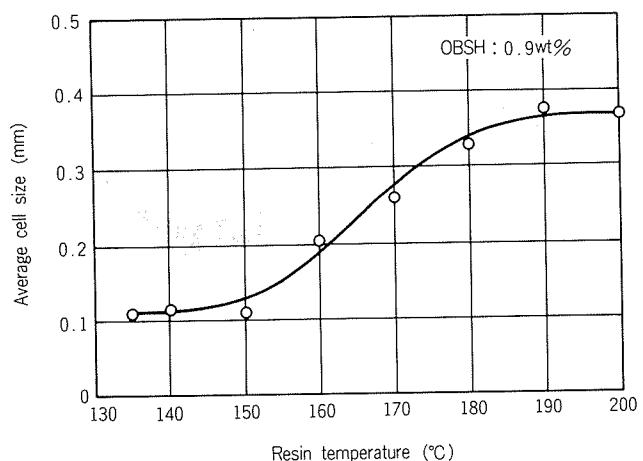


Fig. 2 Effect of resin temperature on average cell size.

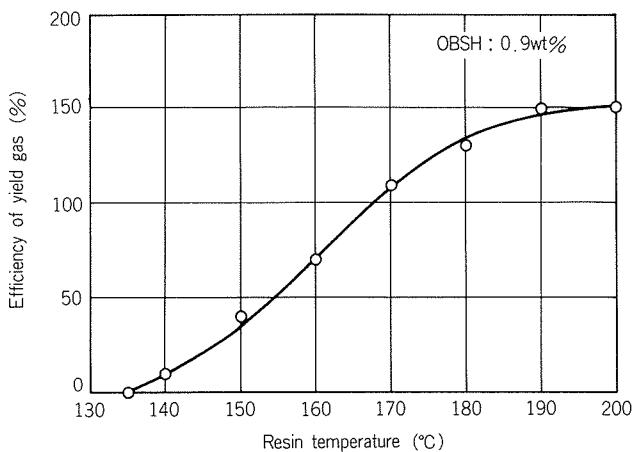


Fig. 3 Relation between resin temperature and efficiency of yield gas.

で示す。発生ガス効率は170°Cを越えると100%以上に達し過剰発泡となっている。熱膨張した発生ガスが気泡を突き破り、冷却される過程で外部の空気を逆に吸い込み、このような現象を生じている。そのため、樹脂温度170°C以上の加工では、気泡の破裂による肌荒れが生じていた。OBShを用いた押出し発泡の最適加工温度は、気泡が破壊されることなく、かつ、発泡倍率、発生ガス効率が高いことから樹脂温度160°C前後と判断できる。

3.2 OBSh添加量の影響

樹脂温度150°Cおよび160°CでのOBSh添加量と発泡倍率の関係をFig. 4に、平均気泡径をFig. 5に、発生ガス効率をFig. 6にそれぞれ示す。

樹脂温度150°Cでは、発泡倍率、発生ガス効率のいずれも低く、OBShの熱分解が不十分である。発泡倍率は最高でも2.2倍であり、ADCA使用の場合と同程度であった。これに対し樹脂温度160°Cでは、発泡倍率はOBSh添加量2.4~4.3wt%の範囲において3倍以上となりまた、発生ガス効率も高い値を示した。

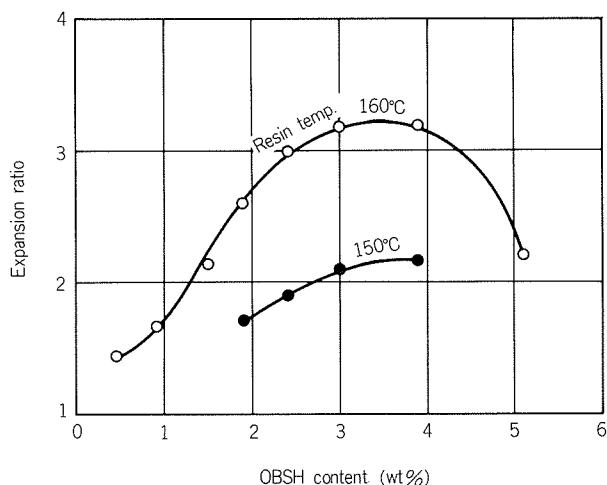


Fig. 4 Relation between OBSh content and expansion ratio.

ところで、樹脂温度160°Cでは、発泡倍率はOBSh添加量約3.5wt%で極大となる。すなわち、添加量3.5wt%がこの発泡剤の限界使用量であり、それ以上の添加は逆効果で、Fig. 6よりわかるように、発生ガス効率は添加量の増加につれて低下する。

また、Fig. 5に示したように、樹脂温度160°CではOBSh添加量が増加するにつれて平均気泡径が急激に大きくなり、0.5mm以上にも達する。ADCAの場合における平均気泡径は、従来の経験から0.1mm程度であることがわかっている。そこで、ADCAを添加剤として併用すれば、その相互作用によって発泡倍率が3以上で、かつ、気泡径が微細になることが考えられた。

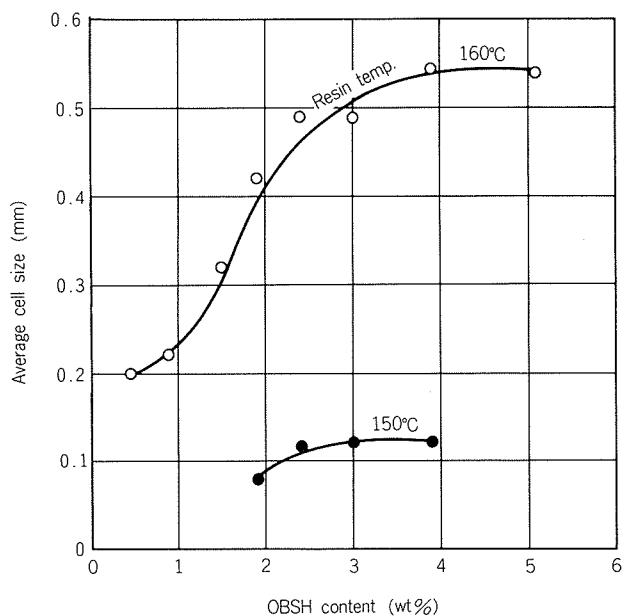


Fig. 5 Effect of OBSh content on average cell size.

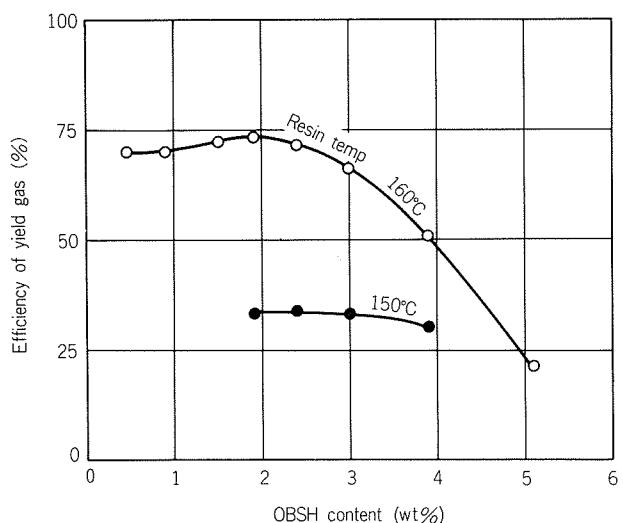


Fig. 6 Relation between OBSh content and efficiency of yield gas.

3.3 ADCAの併用による気泡の微細化

最初に予備実験として樹脂温度160°C, OBSH 添加量を0.9wt%としてADCAを併用し、気泡微細化のためのADCA最適添加量を検討した。Fig. 7に平均気泡径を示す。平均気泡径の縮小の程度は、ADCA添加量には依存せず、ADCA/OBSH=0.2程度の微量添加で十分な効果がある。また、このとき、ADCA/OBSHの増加につれて発生ガス効率は低下する傾向にあり、ADCA添加量は微量である方が望ましいことが判明した。

そこで、0.2wt%のADCA併用による、OBSH添加量と発泡倍率の関係をFig. 8に、平均気泡径をFig. 9にそれぞれ示す。Fig. 9中の破線は、ADCAを併用しない場合の平均気泡径である。

OBSH添加量2.4wt%で、発泡倍率は3倍に達しており、また、平均気泡径はADCAの併用により0.46mmから0.15mmにまで縮小している。

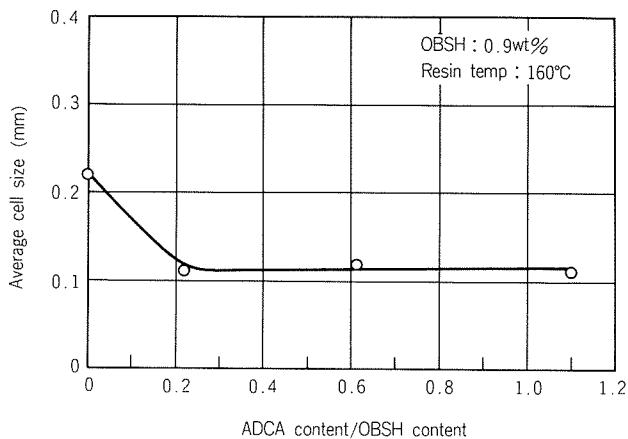


Fig. 7 Effect of ADCA adding on average cell size.

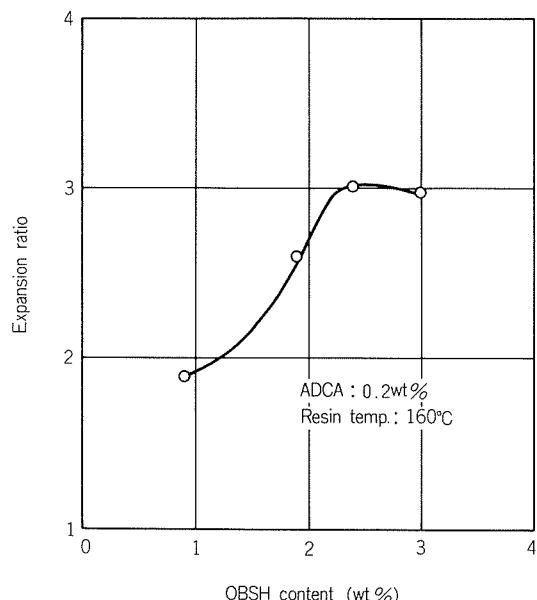


Fig. 8 Relation between OBSH content and expansion ratio.

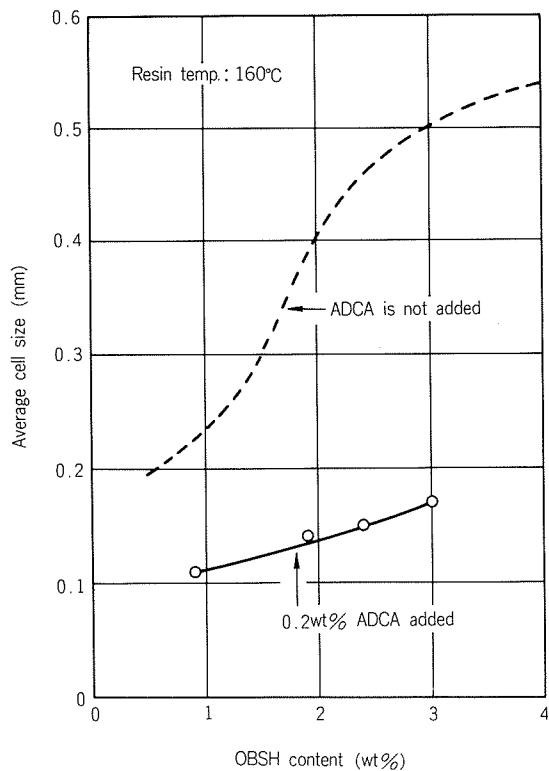


Fig. 9 Effect of OBSH content on average cell size.

4. 考察

Fig. 4及びFig. 8は発泡倍率の向上に対するOBSHの有効性を証明している。以前に、筆者が、90mmφ 単軸スクリュー押出機により発泡剤としてADCAを用いて行った実験結果をFig. 10に示す。ただし、ADCAの熱分

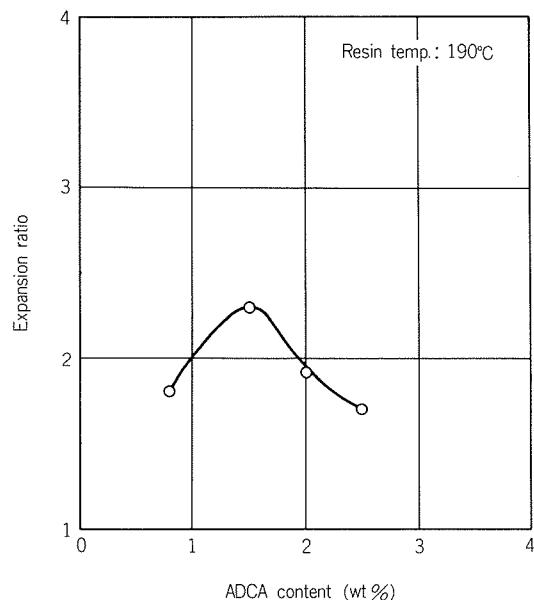


Fig. 10 Relation between ADCA content and expansion ratio.
(Result of extrusion with 90mmφ single screw extruder.)

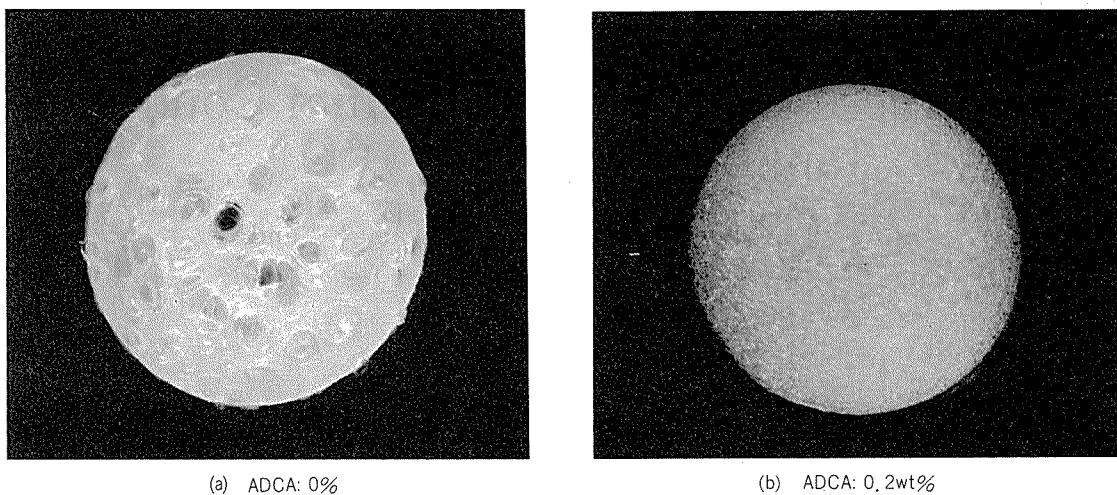


Fig. 11 Cross section of expanded polyethylene. ($\times 10$) (Resin temp. : 160°C) (OBSH : 2.4wt%)

解温度はOBSHよりも高いため、このときの加工温度は 190°C である。発生ガス量が多いという利点にもかかわらず、発泡倍率は最高2.3倍であり、前述したOBSHの場合よりも劣っている。

押出し発泡による発泡倍率は、発泡剤の発生ガス圧力と、その温度における樹脂の溶融粘性とのバランスによって定まる。従って、発泡剤を過剰に添加しても、発泡倍率は向上しない。過剰な発生ガスの一部は樹脂混練の過程で押出機ホッパーサイドへ逃げる。また、残りの過剰ガスはダイス内およびダイス出口付近で発泡体の気泡セルを破壊する。つまり、発泡倍率の向上よりも逆に減少しめる結果となる。

本研究のように押出機内で発泡剤を直接熱分解させて発泡体を製造する場合、発泡倍率を向上させるためには樹脂の加工温度を下げ、溶融粘性を高めてやる必要がある。そのためには、より低い熱分解温度を持つ適切な発泡剤が要求される。従って、 160°C という低い熱分解温度を持つ発泡剤OBSHは適したものであるといえる。

しかしながら、発泡剤OBSHにも欠点がある。OBSHはポリエチレン樹脂に対する分散性が悪く、そのため、発泡体の気泡構造はADCAと比較すると非常に粗い。気泡構造の粗さは局所荷重に対する発泡体の弱さを意味している。また、三平らの研究⁹⁾によれば、独立気泡からなる発泡体の圧縮弾性率は気泡の平均径に大きく依存し、気泡が微細であるほど圧縮弾性率は高くなる。従って、発泡体による内容物の保護を考えると、平均気泡径はより微細であることが望ましい。しかし、OBSHの欠点も、3.3項に述べたように、ADCAの微量添加によって解決することができた。ただし、ADCAの多量の添加は望ましくなく、気泡の微細化には、0.2wt%程度の添加で十分であると考えられた。

Fig. 9に示したように、ADCAの微量添加は、0.5mm以上に成長する平均気泡径を0.1~0.2mm程度に縮小することができた。Fig. 11は両サンプルの断面写真を示し、

(a) は前者、(b) は後者である。発泡倍率はいずれも3倍である。

5. 結 言

ポリエチレン樹脂に発泡剤としてOBSH (4,4' オキシビス (ベンゼンスルホニルヒドラジッド)) を用いた場合の、押出し発泡における諸特性を調査した。得られた結果は次のようなである。

(1) OBSHを用いた場合、最適樹脂温度は 160°C 前後である。 150°C 以下では発泡剤の熱分解が不十分であり、 170°C 以上では過剰発泡による肌荒れが生じる。

(2) OBSH添加量2.4~4.3wt%において、発泡倍率は3倍以上に達した。発泡剤としてADCAを用いた場合は発泡倍率は約2倍であり、OBSHの優位が明白となった。

(3) OBSHの欠点である気泡の粗さは、ADCAの微量添加により改善され、平均気泡径が0.5mmから0.2mmにまで縮小された。

本研究は昭和58年7月、住友化学工業㈱樹脂開発研究所において実施したものである。

適切なご指導を賜わった同所主任研究員 奥村拓造氏、同所主任研究員補 坂倉和明氏をはじめとする研究所各位に深く謝意を表する。

文 献

- 1) E. R. Dilley : Trans. J. Plastics Inst., Feb. (1966), 17.
- 2) プラスチックフォームハンドブック, 日刊工業新聞社(1973).
- 3) J. H. Marciano, A. J. Rojus and R. J. J. Williams : European J. Cellar Plastics, July (1980), 102.
- 4) 高分子特殊加工の最新技術, 株式会社シーエムシー (1981), 121.
- 5) 「プラスチック添加剤データー集」, 別冊化学工業, 12 (1968), 267.
- 6) 三平和雄, 大沢直志, 中山晃 : 高分子化学, 25 (1968), 80.

技術資料

Experiences of Welded Titanium Condenser Tubes in Japan*

by Koji Nagata**, Masaru Nagayama*** and
Shiro Sato**

住友軽金属工業株式会社技術研究所

Experiences of Welded Titanium Condenser Tubes in Japan*

by Koji Nagata**, Masaru Nagayama*** and
Shiro Sato**

Since 1970 thin wall welded titanium tubes 0.5mm thick have been widely used in the air removal sections of condensers utilized in Japanese thermal power plants. In 1981, two condensers with welded titanium tubes 0.5mm thick joined to solid titanium tube plate by seal welding started commercial operation for the first time in Japan. This paper describes the manufacturing and inspection techniques for welded titanium tubes: (1) chemical composition and mechanical properties of titanium strip, (2) roll forming and TIG welding, (3) annealing of tubes and (4) non-destructive tests. Also, problems and their solutions for application of titanium tubes to large surface condensers: (1) hydrogen absorption, (2) galvanic corrosion of copper alloy tube plate, (3) seal welding of tubes to tube plate, and (4) biofouling are discussed based on practical experiences in both model and actual condensers.

1. Introduction

It seems reasonable to select the condenser tube materials depending upon the evaluation of the cost and the performance of the tubes of each candidate material. The authors evaluated ten kinds of tubes in several cases of compatible combinations of tube materials with the requisite countermeasures¹⁾. It was considered that copper alloys as less expensive materials, are available using suitable countermeasures in a wide range of sea water conditions including clean, sand free and/or sand containing. A recent survey by the authors on the failures of copper alloy condenser tubes using sea water as coolant in thermal power plants of three major power companies in Japan, make it clear that the failure rate during 1970 to 1981 has been less than one tube leakage per 10,000 tubes per year; the main cause of leakage is erosion-corrosion due to the lodgement of foreign body obstruction, as shown in Fig. 1²⁾. In order to keep the failure rate of copper alloy condenser tubes at an acceptable level, it is also necessary to use countermeasures based on material, chemical, electrochemical and mechanical processes.³⁾.

As generating power capacity increases, the demands for condenser tube reliability and simple

maintenance are increasing, especially in nuclear power plants using sea water as a coolant. Titanium tubes are considered to be the most suitable material to satisfy these more rigorous requirements. In Japan, thin wall welded titanium tubes 0.5mm thick have been used in the air removal sections of thermal power plants since 1970. Thin wall welded titanium tubes have been used throughout the condenser in both thermal and nuclear power plants since 1981. At present, more than ten nuclear power plants with condensers entirely tubed with titanium are under construction or on order.

This paper describes the technology used for manufacturing welded titanium tubes and the characteristics of these tubes using sea water cooling, based upon practical experiences.

2. Improvement of manufacturing welded titanium tube and tube plate

2.1 Tube

Several kinds of specifications are applied for the manufacture of thin wall welded titanium tubes and are a function of the manufacturing country. For domestic use in Japan customer specifications are based on JIS (Japanese Industrial Standard). This specification does not require the annealing of titanium tubes after welding. Titanium tubes, 25.4mm OD × 0.5mm wall or 31.75mm OD × 0.5mm wall are employed in BWR type nuclear

* Presented at the 1984 Joint Power Generation Conference held at Toronto, Ontario, Canada, in October 1984 organized by the ASME, the IEEE and the ASCE.

** Technical Research Laboratories, Dr. of Eng.

*** Sumikai Copper Ind., Titanium Tube Plant.

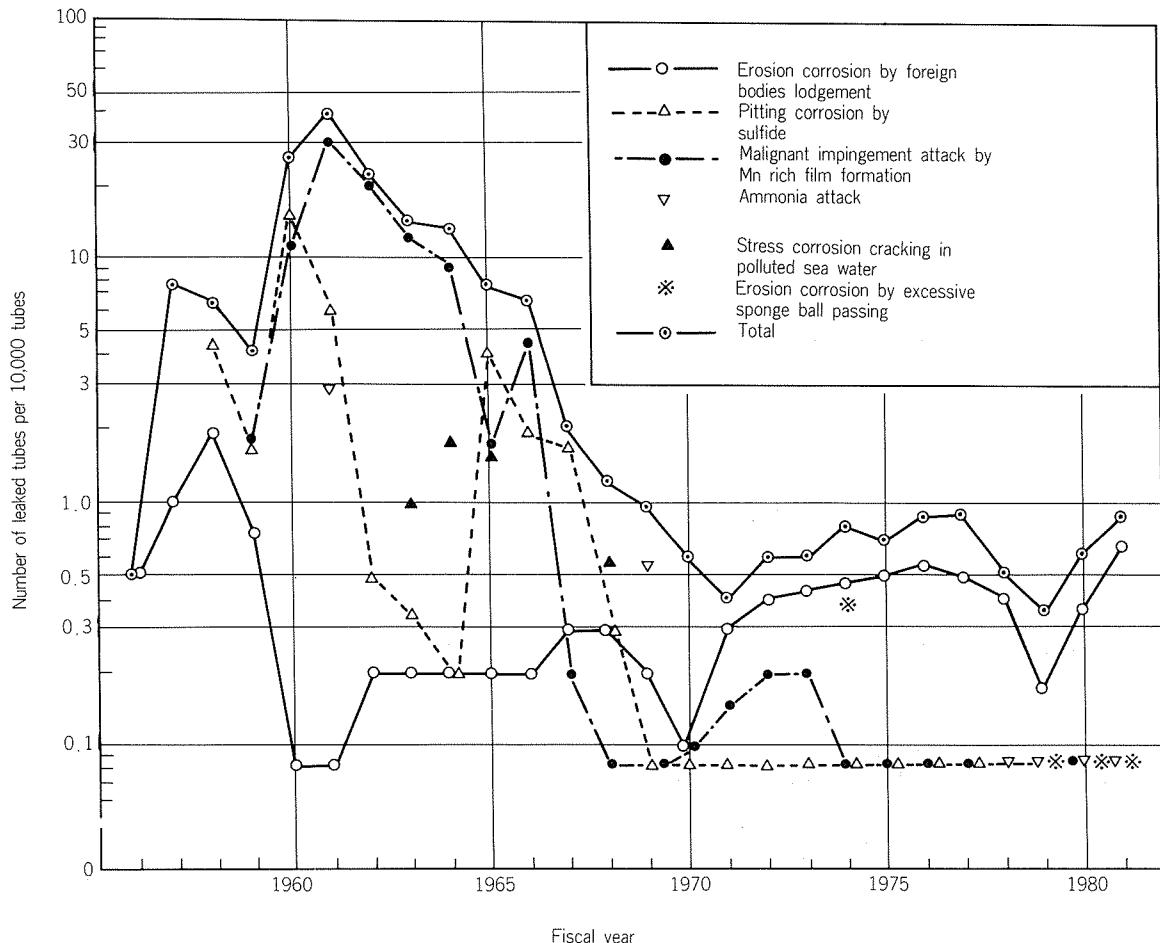


Fig. 1 Changes of failure rate of copper alloy condenser tubes in three major Japanese power companies in 1956 to 1981. Number of power stations is max. 111. Total tube number (N) × operational duration in years (Y) is 23, 117, 394 tube years.

power plants as well as fossil fueled plants. In PWR plants the bulk of the tubing has been 25.4mm OD × 0.7mm wall until recently. It is now anticipated that tubing 25.4mm OD × 0.5mm wall will be widely used in the near future. Some technical points related to the manufacture of thin wall titanium tubes, primarily 25.4mm OD × 0.5mm wall, are as follows:

2.1.1 Characteristics of titanium strip

Improvements have been made during the last ten years in the manufacturing process from sponge-melting through cold rolling of strip. There are now few serious problems related to strip quality.

Important characteristics for strip are chemical composition, mechanical properties and surface condition in the manufacture of high quality tubes. Chemical composition and mechanical properties are fixed at the sponge-melting process. In Japan, sponge titanium of high purity is used. Chemical content can be kept far below the spec-

ified value and mechanical properties may be controlled by oxygen content⁴⁾. This means that strip can be kept sufficiently ductile so that tubes meeting the specification ductility requirements can be manufactured without post weld annealing.

The surface condition may depend on the type of final strip annealing. Strip is annealed using two techniques; either a batch type vacuum annealing furnace or by annealing the strip in air followed by descaling and pickling. The surface roughness (R_{max}) will be less than 5 micrometers in both vacuum annealed and air annealed strip. However, vacuum annealed strip is preferred over air annealed product because of a more scratch resistant surface during the tube forming process. The difference is explained by the nature of the surface oxide which is a function of the annealing process.

2.1.2 Manufacturing techniques of welded tube

There are many methods by which thin walled

tube are formed from tube skelp, including the guide-shoe method, the template method and so forth. When the ratio of the wall thickness to the diameter of the tube is greater than 1%, conventional roll forming methods should be selected. The roll forming equipment usually consists of six (6) vertical roll stands for forming, four (4) vertical stands for sizing and two (2) horizontal punch roll stands. When forming thin wall tubes, additional sizing rolls may be installed adjacent to the forming rolls to prevent edge buckling of the strip. These rolls are operated by a hydraulic motor and provide longitudinal tension stress to the strip.

Regarding the roll flower, edge-forming type should be adopted. It is necessary for better welding and less ovality of tube that strip has been formed heavily on the part of edge at 1st and 2nd roll stands and then it may have similar radius as tube after spring back.

Selection of roll material is also important for obtaining a fine surface product. As titanium is subjected to galling and scratches by friction with another metal, copper alloy rolls are widely used for non-lubrication forming. The soft copper alloy rolls are gradually worn away during the forming process without scratching skelp. Local wear of rolls, caused by contact with the edge of the strip or by the slippage between the strip and the roll due to velocity differences between the roll and strip must be kept as small as possible in order to maintain uniform forming. For this reason, brass rolls may be preferable to aluminum-bronze rolls, which are also widely used. In some instances, composite rolls may be useful, such as pinch rolls exposed to elevated temperatures in the welding box; however, these should be cooled by water to extend service life.

After forming, tubes are welded by TIG welding,

utilizing a high frequency pulse current in an argon gas atmosphere. A selection of current and torch angle determines a smooth weld bead without undercut. Nevertheless, some bead defects, such as arrow marks (darts), may be caused by current fluctuation. These can be eliminated by utilizing current stabilization techniques.

2.1.3 Annealing of tube

In Japan, titanium tubes are generally supplied, without annealing, to domestic customers. However, ASTM B338 requires it be annealed after welding. As shown in **Table 1**, the Japanese product meets the ASTM B338 mechanical property requirements without annealing. This is obtained by careful control of the chemical and mechanical properties of the strip. The Japanese tube producers also produce annealed product to meet the requirements of foreign customers. Facilities are available for annealing the tubes in air or in an argon gas atmosphere, depending upon the customer's requirements. Tubes have been annealed in the temperature range of 400° to 700°C. By proper control of mechanical properties of the strip, these tubes will meet the customer's requirement, regardless of annealing temperature or condition. In addition, a hydrogen analysis is always conducted on the finished tube.

2.1.4 Inspection and tests of tubes

Test procedures may include X-ray, ultrasonic, eddy current, pneumatic and visual inspections. Tubes intended for nuclear power plant applications are required to meet all of the above tests, generally to meet standard more severe than that specified in JIS H4631 and ASTM B338. The ultrasonic test is effective for detecting longitudinal defects, such as an undesirable weld bead geometry. Eddy current testing is effective

Table 1 An example of properties of welded titanium tubes commercially supplied.

Tube		Chemical composition (%)					Mechanical properties		
		H	O	N	Fe	C	Yield strength (MPa)	Tensile strength (MPa)	Elongation (%)
ASTM B338, Grade 2		≤0.015	≤0.25	≤0.03	≤0.30	≤0.10	275 415	≥345	20
Sumitomo tube	As weld	0.0022	0.095	0.006	0.058	0.004	380	449	38
Imported tube	As weld	0.0046	0.12	0.020	0.11	0.005	473	569	33
	Annealed 550°C × 20min	The same as above					377	546	38

for detecting local defects, such as arrow marks or dents. Currently, customer tubes are inspected after installation in the condenser by inner probe eddy current testing techniques. In the test, multi-frequency type equipment is used so that any defects located under the baffle plates can also be detected. Using this technique, it has been possible to inspect 70,000 tubes in 30 days, utilizing four(4)probes.

2.1.5 Past records

Since 1970, 1,000 tons of welded titanium tubes for Japanese power plants and 1,400 tons for overseas plants have been produced by Sumitomo Light Metal Industries. Of this quantity, 430 tons of 0.5mm wall tubes have been shipped to Japanese power plants and 170 tons of 0.5mm wall to foreign customers.

2.2 Tube plate

Recently, in some power plants in Japan, all-titanium condensers have been put into service. In these condensers, titanium tubes are joined to a solid titanium tube plate by a seal weld. The titanium tube plate are approximately 2,000 to 4,000mm wide, 4,000 to 7,000mm long and 28 to 35mm thick. Each tube plate weighs from two(2) to three(3)tons. These have been successfully manufactured by utilizing plate mills and finishing facilities normally used for the production of steel products.

The manufacturing processes for making slabs are similar to those used for manufacturing strip slabs. The slabs are hot rolled to plate, then leveled and annealed at about 700°C. Plates may be cut and machined to the required shape and size by large milling machines. The machined plates have extremely good flatness and low surface roughness and have been acceptable as tube plates for nuclear power plant customers. Some customers require that the tube plates be polished by belt grinding. However, belt polishing can remove the oxide layer of hot rolled plates uniformly and cannot improve flatness.

All tube plates are ultra sonic tested, dye penetrated and visually inspected.

Since 1978, Sumitomo Light Metal Industries has supplied 48 plates over two(2)tons per piece. More than one half of these were with the machined surface.

3. Experiences of welded titanium tubes in condenser

Table 2 shows the history of research and de-

velopment of titanium tubes for condenser in Japan.

Table 2 Research and development of titanium condenser tubes in Japan.

1963	Beginning of field test in thermal plants using polluted sea water as coolant
1970	Application to air removal section in thermal plant
1974	Research on galvanic corrosion of copper alloy tube plate and hydrogen absorption by cathodic protection
1976	Research on marine biofouling at model condenser (Tanagawa)
1977	Development of seal welding for entire titanium condenser
1981	Entire titanium condenser in thermal power plant (Hirone)
1982	Entire titanium condenser in nuclear power plant (Fukushima)

3.1 Field test in thermal power plant

In December, 1963, ten(10)welded titanium tubes, 0.3mm wall, 9114mm long were installed in a condenser at the Osaka Thermal Power Plant # 1, Kansai Electric Power Company.⁵⁾ Aluminum brass tubes had suffered severe pitting corrosion by polluted sea water. In January, 1964, welded titanium tubes, 0.3mm and 0.5mm thick, were installed in Osaka # 3. Sample tubes were put in both the air cooling and periphery sections. The tubes were rolled into a Naval brass tube plate. A metallurgical examination of the sample tube have been made every two years.

Sample tubes, 0.5mm wall, installed at the periphery section show no sign of degradation in appearance or mechanical properties after 17 years. Hydrogen contents have been detected in both ends, as shown in **Table 3**. **Fig. 2** shows a cross section of a tube end absorbing hydrogen of 340ppm. The needle like precipitation was determined to be titanium hydride(TiH_2). However, tube ends are not brittle at this level of hydrogen content. Hydrogen absorption is due to the effect of cathodic protection by impressed current techniques. Sample tubes of 0.3mm thick were examined after ten years' operation. These samples also showed no

Table 3 Hydrogen absorption of welded titanium tubes installed at Osaka Power Station #3 for about 17 years. (1964.1 to 1982.8) (ppm)

No.	Inlet end	30mm from inlet	Center	30mm from outlet	Outlet end
1	70	21	16	16	116
2	67	38	35	86	93
3	85	33	23	268	340

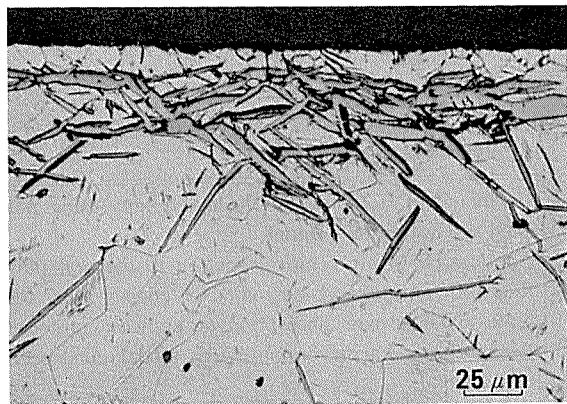


Fig. 2 Hydride formation of titanium tube end used at Osaka Power Station for about 17 years due to excessive cathodic protection.

sign of degradation or in mechanical properties. Since 1965, aluminum brass tubes at the Osaka Power Station have been successfully replaced with AP bronze tube which have excellent corrosion resistance in polluted sea water. Titanium tubes have not been commercially applied at this power station.

In 1978, small sample tubes, 350mm long, were installed in the steam side of a condenser at the Shimane Nuclear Power Plant (460MW, BWR) to investigate hydrogen pick-up. It was a matter of concern that hydrogen contamination might be a potential due to the small amount of hydrogen in the steam, which is generated at the core due to electrolysis. Five years' testing indicates that the titanium tube had no tendency to absorb hydrogen from the steam⁶⁾.

3.2 Application to air removal section of thermal power plant

Welded titanium tubes have been used in the air removal section of the Johban Power Station #7 since 1970. Thin wall, 0.5mm, welded titanium tube is now considered to be the standard material for the air removal section, either as a replacement for copper alloy tubes or as new installations. Titanium tubes have been joined to Naval brass by roller expanding. Japanese experience has shown that three(3)rolls are preferred to five(5)roll expanders to reduce the risk of cracks which is likely to occur if the clearance between the tube and tube hole is too large. To obtain more pull-out strength, anaerobic glue has been used at times. Impressed cathodic protection has been general equipment in the water box. In some cases, the tube sheet has been coated by epoxy resins.

3.3 Hydrogen absorption at tube end and galvanic corrosion of copper alloy tube plate

During the early stages of application of titanium tubes, problems with hydrogen absorption at the tube ends and galvanic corrosion of the Naval brass tube plate has been noted⁷⁾. Hydrogen absorption occurred at plants where ferrous sulfate injection was utilized, because cathodic potential of titanium tube ends and tube plate shifted to less noble potential than that required for hydrogen absorption (-600 to -700 mV SCE) due to high polarization of ferric hydroxide film formed on the tubes and tube plate. Fig. 3 shows the relationship between the hydrogen absorption and cathodic potential.

After 30 months' operation at the K-1 Power Station, titanium tubing exhibited hydrogen contents of 2,500ppm at the outlet end and showed the embrittlement by deformation. During this period the cathodic potential was observed to be -1100 to -1300 mV SCE. As a result of this problem, cathodic protection was controlled by reducing the cathodic current. During five(5)years' operation a sample of tube has been analyzed for hydrogen every year. No hydrogen absorption was observed for over three(3)years after the reduction in the cathodic current.

On the other hand, galvanic corrosion of copper alloy tube plate by titanium tube occurred in the inlet side of the condenser where ferrous sulfate injections was not used or where the cooling sea water was polluted. A corrosion depth of 1 to 3mm per year was observed. In these plants, cathodic potential was not polarized to the protective po-

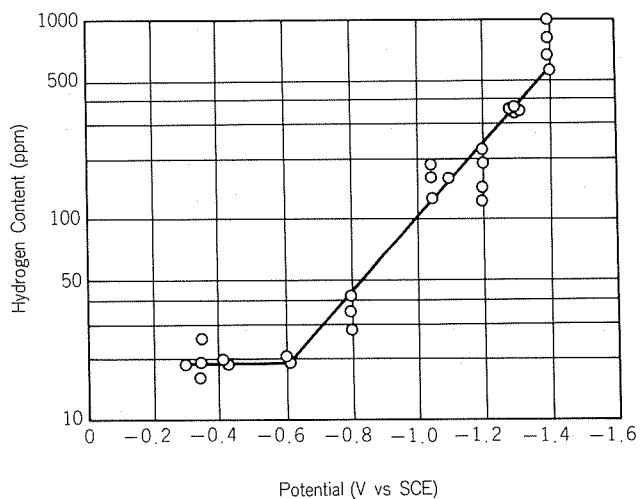


Fig. 3 Hydrogen content of titanium tube under cathodic protection as a function of cathodic potential tested for three months.⁷⁾

tential due to the insufficient protective film formation. Laboratory tests make it clear that (1) galvanic corrosion is directly related to both tube plate material and velocity of the sea water, (2) corrosion rate of aluminum bronze is about one third that of Naval brass, (3) corrosion rate increases with flow rate, as shown in **Fig. 4**.

Both hydrogen and galvanic corrosion due to inadequate operation of the impressed cathodic potentiostatic C.P. system and controlling the potential of the tube plate in the range of -450 to -700 mV SCE, compared to a referencial electrode attached to the tube plate. Pure zinc is also used as the reference electrode.

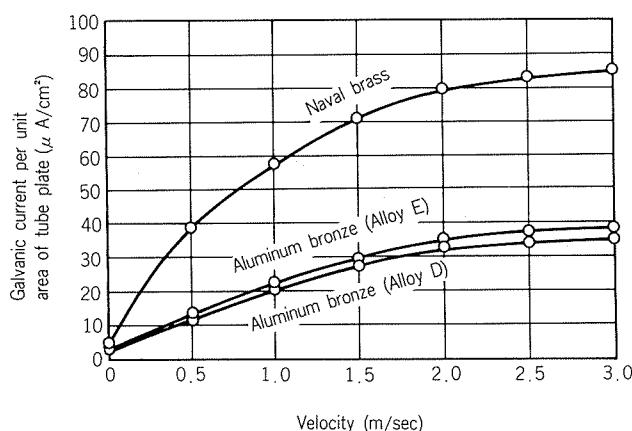


Fig. 4 Effect of flowing rate on the galvanic current between titanium tubes and copper alloy tube plate.⁷⁾

3.4 Macro and micro biofouling

Titanium tubes tend to suffer more macro and micro biofouling in sea water unless chlorination is used. **Fig. 5** shows the effect of flow rate on the macro-micro biofouling of titanium tubes tested at the Tanagawa model condenser using non-chlorinated sea water⁸⁾. Macrofouling of the titanium tubes by barnacles and mussels occurred when the flow rates were below 1.5 meter per second. It was also found that sponge ball cleaning of ten sponge balls of one chance per week prevented the macrofouling.

When titanium tubes were used in conjunction with aluminum brass tubes, sponge ball cleaning must be restricted to prevent erosion-corrosion of aluminum brass. It is known that the allowable maximum level is restricted to several hours per week in order to avoid the risk of erosion-corrosion by excessive sponge ball cleaning. Experience has shown that there is titanium tube blockage by barnacles/mussels and other macrofouling organisms when the titanium tubes were utilized with

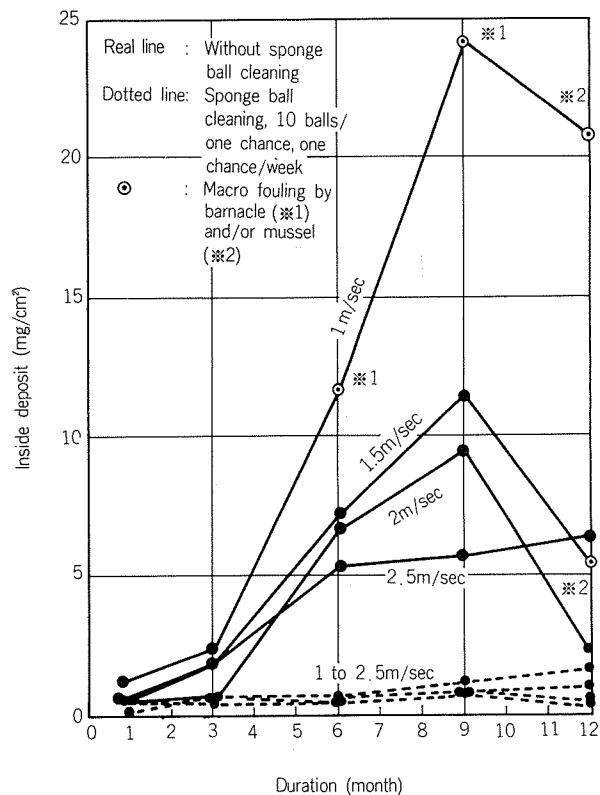


Fig. 5 Changes of inside deposit of titanium tubes with flowing rate of 1 to 2.5m/sec. Sea water is not treated by chlorine.⁸⁾

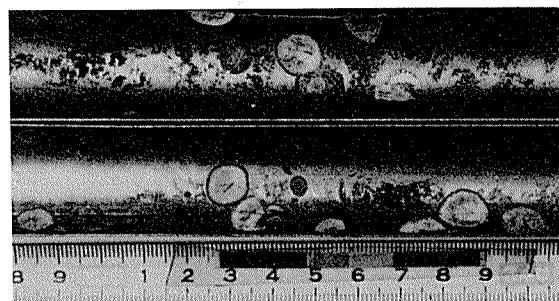


Fig. 6 Barnacles settled in titanium tube bore.

aluminum brass tubes, as shown in **Fig. 6**.

The most serious problem for titanium condensers using non-chlorinated sea water is considered to be a decrease in heat transfer rate due to the accumulation of microfouling organisms under continuous sponge ball cleaning. An Atsumi model condenser test showed that continuous cleaning by a carborundum ball was effective to prevent microbiofouling and recover heat transfer, as shown in **Fig. 7**⁹⁾.

4. Entire titanium condenser

In 1981, condensers of titanium tubes and tube plates, designed and manufactured by Toshiba,

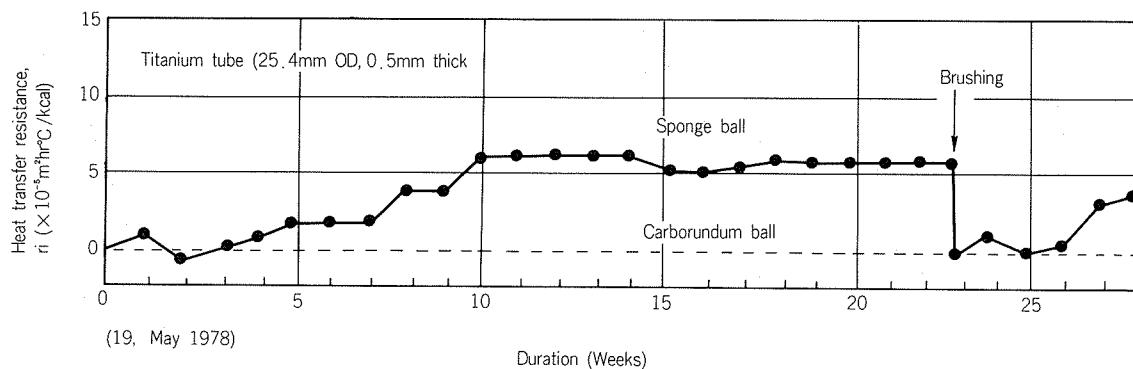


Fig. 7 Effect of ball cleaning on bio-fouling of titanium tube in clean sea water without chlorination.

Frequency of ball cleaning: one ball passing per every 2 hours.

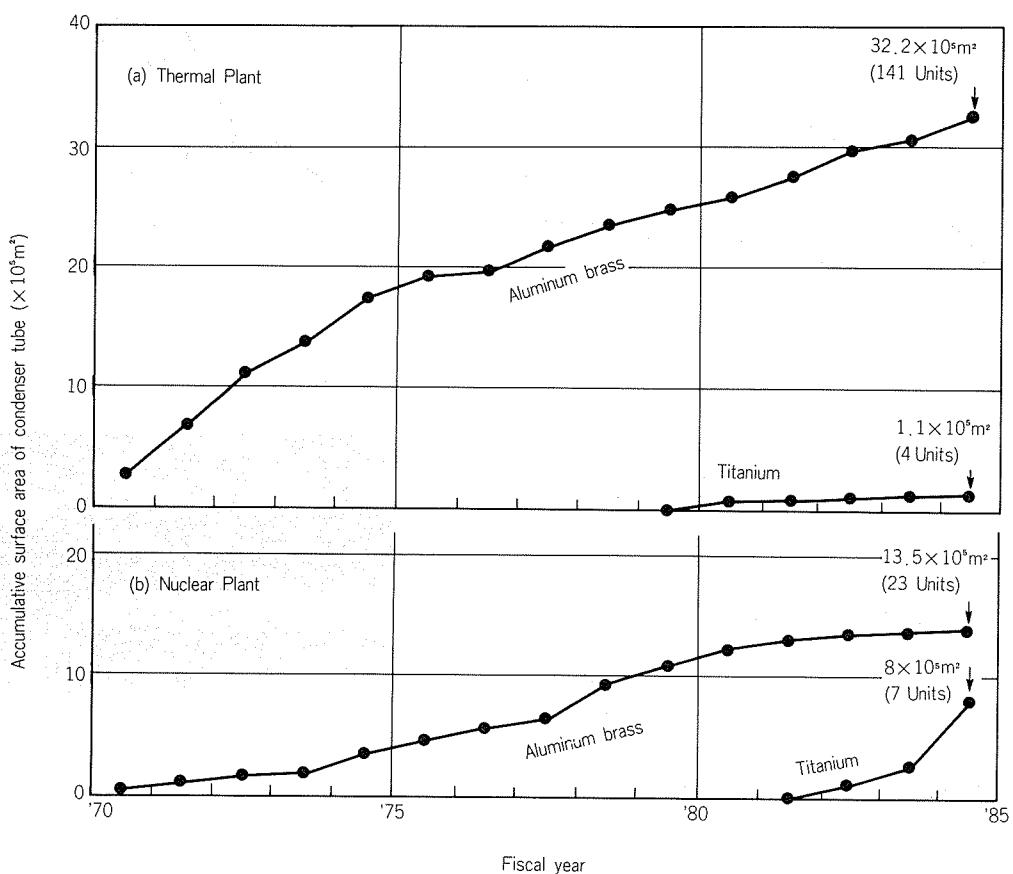


Fig. 8 Selection of condenser tubes in power stations in Japan since 1970.

started commercial operation at Hirono Power Plant (600MW)¹⁰. In 1982, Fukushima II-# 1, Tokyo Electric Company, 1100MW, BWR, a nuclear power plant entirely of titanium tubes and tube plates, designed and manufactured by Toshiba, started commercial operation.

By 1984, a total of 11 units of titanium condenser tubing is scheduled to begin operating

commercially. Seven of these units will be nuclear. Fig. 8 shows the selection of condenser tubes by power stations in Japan since 1970. This survey shows that (1) since 1975, condenser tube surface areas for nuclear plants is greater than that for thermal plants; (2) since 1980 titanium tubes have been used predominantly, in nuclear power plants, as the surface area of condenser tubes.

Titanium tubes at both Hirono and Fukushima were mainly 0.5mm thick and as-welded of JIS Grade 2. 0.7mm thick tubes, 10% of the total, were also installed at the periphery section.

At Takahama Nuclear Power Station of Kansai Electric Company(870MW, PWR), designed and manufactured by Mitsubishi, 0.7mm thick tubes were installed, JIS Grade 2.

For tube plates, large size, solid titanium has been used. A typical dimension is 38t × 2,851/4,200w × 4,670h (2,900kg) for Hirono, 35t × 3,000w × 6,500h (3,100kg) for Kashiwazaki(1,100MW, BWR), and 29t × 4,100w × 7,200h (3,500kg) for Tsuruga(1,100MW, PWR). Titanium tubes have been joined on site to titanium tube plates by seal welding, using TIG automatic pulse current welder under argon shielding gas after roller expansion^{10,11)}. Seal welds were inspected by visual, liquid penetrant and vacuum bubble tests. In addition, at Takahama Nuclear Power Station, pre-service inspection was made by multi-phase frequency ECT to detect defects during tube installation. 70,000 pieces of 17m long tubes were tested in one month, using four testers. Defects during installation, such as dent or deformation, have never been detected. A few tubes, however, embedded with small pieces of iron have been detected.

Performance at the Hirono Thermal Power Plant has been reported as satisfactory¹⁰⁾. Biofouling of titanium tubes has been prevented by an optimum flow rate of 2.3m/sec, a daily back wash and a daily sponge ball cleaning. Mechanical damage of outside tubes close to the inlet of the steam drain has never been observed. The Fukushima II - # 1 Power Plant (BWR) has operated continuously for one year.

5. Conclusion

At present, some problems peculiar to welded titanium condenser tubes using sea water as a coolant have been solved by various corrective

measures, based on research and experience. Problems/Corrective measures are as follows:

- * Reliability of tubes / Quality control of weld
- * Reliable joining of the tubes to tube plate / Seal welding after expansion
- * Hydrogen absorption from water side under cathodic protection / Control of cathodic potential
- * Galvanic corrosion of copper alloy tube plate contacted with titanium tubes / Proper cathodic protection
- * Biofouling in non-chlorinated sea water / Sponge and carborundum ball cleaning

The welded joint type titanium condenser is expected to have high reliability and high performance. In the future, it will be necessary to accumulate additional data concerning the operation, especially biofouling characteristics for long periods.

References

- 1) S. Sato: *International Colloquium, Choice of Material for Condenser Tubes and Plates and Tube Tightness Testing*, 73, Sept. 1982, Avignon.
- 2) K. Nagata, A. Ogiso and S. Sato: *The Thermal and Nuclear Power*, 34(1983), 1421.
- 3) S. Sato, K. Nagata and S. Yamauchi : *Corrosion 81* Paper No. 195, Apr. 1981.
- 4) M. Nagai et al: *Titanium '80, Science and Technology*, Vol. 2, 1110, May 1980, Kyoto.
- 5) S. Suzuki and M. Shimono: *Sumitomo Light Metal Technical Reports*, 16(1975), 55.
- 6) M. Fujiwara, et al: *The Thermal and Nuclear Power*, 31 (1980), 667.
- 7) T. Nosetani, Y. Yamaguchi, M. Shimono, Z. Tanabe, S. Sato, et al: *Sumitomo Light Metal Technical Reports*, 15(1974), 163.
- 8) A. Kawabe, Y. Ikushima, S. Iijima, S. Sato, K. Nagata and S. Yamauchi : *Sumitomo Light Metal Technical Reports*, 18(1977), 93.
- 9) Y. Yamaguchi, K. Onda, T. Nosetani and S. Sato: *EPRI Symposium on Condenser Macrofouling Control Technologies*, June 1983, Hyannis, Massachusetts.
- 10) K. Sakurai, Y. Itabashi and A. Komatsu: *American Power Conference, 42nd Annual Meeting*, Apr. 1980, Chicago, Illinois.
- 11) S. Sato, Y. Sugiyama, K. Nagata, K. Namba and M. Shimono: *Sumitomo Light Metal Technical Reports*, 19(1978), 12.

Reprinted from SUMITOMO LIGHT METAL TECHNICAL REPORTS (Title No. R-289)

技術資料

VTRテープ走行シリンダー用
アルミニウム合金の開発

宇野照生* 馬場義雄**

Development of aluminum alloy
for VTR tape guide Cylinder

by Teruo Uno and Yoshio Baba

住友軽金属工業株式会社技術研究所

VTRテープ走行シリンダー用 アルミニウム合金の開発

宇野照生* 馬場義雄**

Development of aluminum alloy for VTR tape guide Cylinder

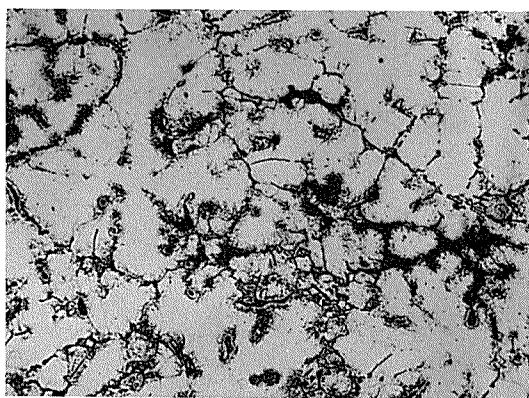
by Teruo Uno and Yoshio Baba

1. はじめに

近年、家電および電子機器分野におけるアルミニウム合金の需要の伸びは著しく、VTRテープ走行シリンダー、コンピュータ磁気ディスク、電解コンデンサー箔などを始めとして多量に使用されている。

とくに、VTRは昭和52年頃より生産台数が著しく増加し、昨年度の国内生産は2,500万台をこえた。このVTRのテープ走行用上・下シリンダーには、軽量、非磁性などの理由から主としてアルミニウム合金鋳物、すなわち、JIS H 5052 AC5A鋳物合金やJIS H 5302 ADC12ダイカスト合金（一部のものは黄銅）が開発当初より使用されていた。しかし、これらは巣、酸化物など鋳物特有の素材欠陥が存在するために品質上の問題があり、現在では高品質のアルミニウム合金鍛造素棒を用いた冷間鍛造品となっている。

本報では、耐摩耗性、切削性、冷間鍛造性などにすぐれたVTRシリンダー用新アルミニウム合金B18S^{1,2)}、S C80³⁾およびST80³⁾について、その開発経過と材料特性について述べる。



(a) AC5A

2. 従来合金の問題点と新合金の特徴

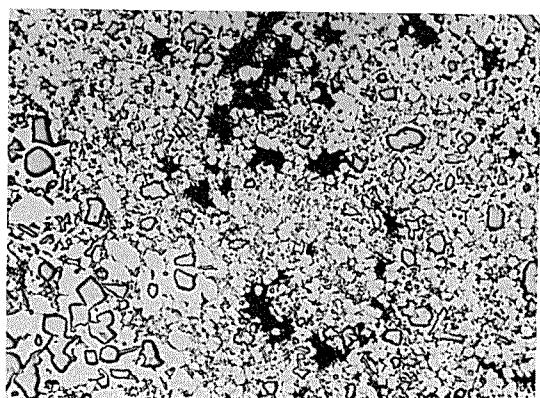
2.1 VTRシリンダーの要求特性と従来の問題点

一般に、VTRにはVHSタイプとベータタイプの二方式があり、さらに小型軽量の8ミリVTRの開発が進められている。VTRの最重要部品であるテープ走行シリンダーに要求される特性は各方式によって若干異なるが、一般には次のようにある。

- (1) 軽量で非磁性体であること。
- (2) 耐摩耗性にすぐれ、磁気テープによりシリンダーが摩耗されないこと。
- (3) 切削性が良好で、精密切削加工後に表面欠陥が存在しないこと。

従来、VTRシリンダー材として使用されていたAC5A鋳物やADC12ダイカスト品には以下のようないかだつた。

- (1) 巣、酸化物、粗大な晶出物など鋳物特有の不均一組織に起因して、精密切削加工後のシリンダー表面に欠陥が多い。
- (2) 上記に関連して歩留が悪く、価格が高くなる。



(b) ADC12

図1 従来合金の顕微鏡組織（黒色部は鋳造欠陥、×100）

* 技術研究所 **技術研究所 工学博士

(3) 硬さが低く、耐摩耗性の向上が望まれる。

図1にはこれらの顕微鏡組織を示した。巣などの素材欠陥がかなり存在するばかりでなく、組織も不均一である。このような素材を精密切削加工した場合には、図2に示すような表面欠陥が発生し、品質上の問題となる。また、図3には同じく表面の走査電顕写真を示す。粗大な晶出物や組織の不均一性に起因して表面状態が悪い。このような場合には、磁気テープとシリンダー間の摩擦係数が大きくなるため、テープ走行性が低下するとされている。

以上のような問題点を解消した高品質の素材の開発が望まれていた。

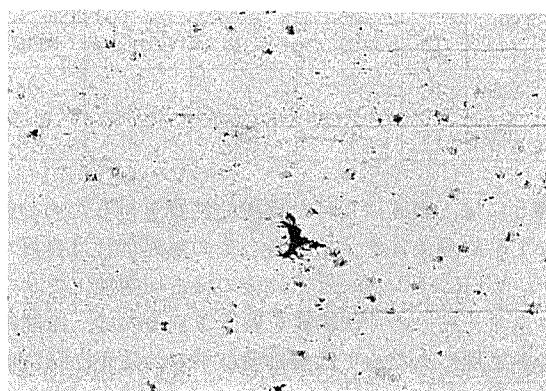


図2 AC5A鉄物の精密切削加工面に観察される欠陥 ($\times 100$)



図3 AC5A鉄物の精密切削加工面の走査電顕写真 ($\times 300$)

2.2 新合金の開発目標とその特徴

2.2.1 開発した新合金

従来の鉄物に代わる高品質シリンダーを得るには、冷間鍛造方式によるものが有望と考えられた。そこで、耐摩耗性、切削処理性および切削面の仕上り性、冷間鍛造性などにすぐれたVTRシリンダー用アルミニウム合金の開発を行い、VHS方式に最適な冷間鍛造用新アルミニウム合金B18Sを開発した。また、ベータ方式や8ミリVTRでは、機構や磁気テープの種類が異なるため、VHS方式に比べて一層耐摩耗性にすぐれたシリンダーが必要となる。

そのため、B18Sより耐摩耗性にすぐれ、しかもVTRシリンダーばかりでなく、OA機器などの回転部材やギヤ、シャフト材などにも適用可能な新合金SC80およびST80を開発した。

表1に、これら3種類の新合金の合金系、製品形状、特徴、表2には化学成分の一例を示す。

表1 新合金の合金系とその特徴

合 金	合 金 系	製品形状	特 徵
B18S	Al-Cu-Ni-Mg-Si系	棒, 管	適度な耐摩耗性、切削性、冷間鍛造性を有し、すでに5,000 ton以上の製造実績を持つ(VHS方式用)
SC80	Al-Si-Cu-Mg系	棒	B18Sより耐摩耗性が良好(ベータ方式用)
ST80	Al-Si-Cu-Mg系	棒	B18Sより耐摩耗性および切削性が良好(ベータ方式用)

表2 新合金の化学成分実績値 (%)

合 金	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Ni	Al
B18S	0.65	0.28	4.1	0.01	1.46	<0.01	0.01	0.02	1.95	残
SC80	8.3	0.18	1.95	0.54	0.75	<0.01	0.01	0.01	—	残
ST80*	8.1	0.17	2.1	0.55	0.87	<0.01	0.01	0.01	—	残

* 快削成分添加

2.2.2 B18S合金

B18SはCu, Ni, Mg, Siなどを主成分とする合金である。一般にVTRシリンダー材は耐摩耗性の点からビックアース硬さ130前後の性能が要求され、この合金はCu, MgおよびSiの適量添加と時効硬化により所定の硬さを得ている。また、耐摩耗性は基地の硬さを向上させることに加えて硬質第2相粒子を均一微細に分散させることが極めて有効で、必要に応じて第2相粒子の種類や量を制御する必要がある。B18Sは時効硬化による硬さの向上と共に第2相粒子による耐摩耗性の向上を試みたが、切削性や鍛造性を考慮してNi系の第2相粒子を均一微細に分散させることとした。Niはアルミニウム中に殆ど固溶せず、鋳造時にNi系の金属間化合物として晶出するが、金属間化合物が均一微細に分散していないと図3に示したように精密切削加工後の表面状態が悪くなるという問題がある。従って、B18Sでは金属間化合物の平均粒子径が5 μm 以下、平均粒子間距離が10 μm 以下となるように製造条件を制御して第2相粒子を均一分散させている。

B18Sは耐摩耗性に加えて冷間鍛造性、切削性、熱処理性などにすぐれているばかりでなく、巣、非金属介在物などの内部欠陥が殆ど存在せず、VHS方式の冷間鍛造VTRシリンダー用合金としての必要特性を具備しているので実用に供されている。

2.2.3 SC 80合金及びST80合金

SC80はSi, Cu, Mgなどを主成分とするAl-Si系の合金であり、とくに耐摩耗性にすぐれた合金として開発した。一般に、アルミニウム合金のうちではAl-Si系合金が最も耐摩耗性にすぐれ、Si量の増加と共に耐摩耗性は著しく向上するが、これは基地中に硬いSi粒子が分散していることによる。Al-Si系では約12%のSiを含む4032合金が代表的な合金として知られているが、Si量が高いため切削時のバイト摩耗や冷間鍛造性の点で問題があった。そこで、4032合金より耐摩耗性を顕著に低下させない範囲でSi量を調整すると共にCuやMgを添加し、耐摩耗性、切削性、鍛造性などにすぐれた新合金SC80を開発した。

SC80は時効硬化により基地の硬さを向上させると共に、製造条件の制御によりSi粒子の平均粒径を5μm以下に微細化して基地中に均一分散させている。そのため、B18Sよりも耐摩耗性にすぐれ、しかも切削時のバイト摩耗は4032合金より著しく改良されている。

ST80はSC80の合金組成を調整して快削性を付与したAl-Si-Cu-Mg系合金である。この合金は材料特性はSC80とほぼ同じであるが、切削加工性にすぐれた快削合金であるため、耐摩耗性に加えて切削性を必要とする用途に適している。

SC80やST80はVHS方式のVTRよりも耐摩耗性の要求されるベータ方式のVTRや8ミリVTRのシリンダー材として実用化されている。

3. 新合金の諸性質

表2に示した新合金3種類の押出棒（直径62mm）を工場製作してVTRシリンダー材としての諸性能を調査した。

3.1 物理的性質

表3にT6処理後の密度、熱膨張係数、電気伝導度、熱伝導度等の物理的性質を示す。各合金ともに物理的性質に顕著な差はないが、Siを主成分とするSC80やST80はB18Sより熱膨張係数が小さい。

表3 新合金の物理的性質

合 金	密 度 (g/cm ³)	熱膨張係数 (×10 ⁻⁶)	電気伝導度 (IACS%)	熱伝導度 (cgs)
B18S	2.81	22.3	38	0.37
SC80	2.70	21	36	0.34
ST80	2.74	21	36	0.34
(参考) 4032	2.69	19.4	35	0.33

3.2 機械的性質

表4はO材およびT6材の機械的性質を示す。VTRシリンダーは冷間鍛造により成形するから、O材の硬さは低いことが必要である。また、耐摩耗性の点からビッカ

ス硬さ130程度の性能が必要とされるが、T6材はいずれもこれより若干高い。

表4 新合金の機械的性質（押出棒）

材 質		引張強さ (kgf/mm ²)	0.2%耐力 (kgf/mm ²)	伸 び (%)	硬 さ (Hv 5kg)
合 金	質別				
	O	20	9	20	60
B18S	T6	42	32	14	133
	O	18	8.5	18	58
SC80	T6	39	32	12	135
	O	18	8.5	18	56
ST80	T6	39	31	12	135
	O	—	—	—	—
(参考)	AC5A	—	—	—	120
(参考)	4032	T6	43	34	139

表5には、表4に掲げた機械的性質を得るための標準的なT6処理条件を示す。各合金の熱処理性は良好であるが、VTRシリンダーはその後の精密切削加工でサブミクロンオーダーの寸法精度を要求されるので、冷間鍛造後の熱処理にあたっては熱処理ひずみの防止に特に留意する必要がある。

表5 新合金の標準熱処理条件

合 金	質別	溶体化温度 (°C)	焼 入 れ	焼 戻 し
B18S	T6	505~515	水焼入れ	165~175°Cで 8~12hr時効
SC80	T6	500~520	水焼入れ	165~175°Cで 8~12hr時効
ST80	T6	500~520	水焼入れ	165~175°Cで 8~12hr時効

(参考) O材処理条件：360~420°C加熱→30°C/hr以下の冷却速度で炉冷軟化

3.3 冷間鍛造性

O材の冷間鍛造性を評価するため、直径40mm×高さ20mmの円柱状試片を採取し、これを冷間鍛造した場合の割れの生ずる限界冷間鍛造加工度を調査した。

限界加工度はB18Sでは約70%，SC80およびST80では約60%であった。図4には一例としてB18Sの冷間鍛造試験後の外観写真を示す。この程度の冷間鍛造性を有する場合には、VTRの上下シリンダーの冷間鍛造による成形は可能であり、3種類の新合金とも実際の加工上でとくに問題は生じなかった。

なお、冷間鍛造途上で必要に応じて中間焼鈍を施すこともあるが、焼鈍条件は表5に示したO材焼鈍条件を適用すればよい。

3.4 顕微鏡組織

図5にはT6材の顕微鏡組織を示す。B18Sでは図6に

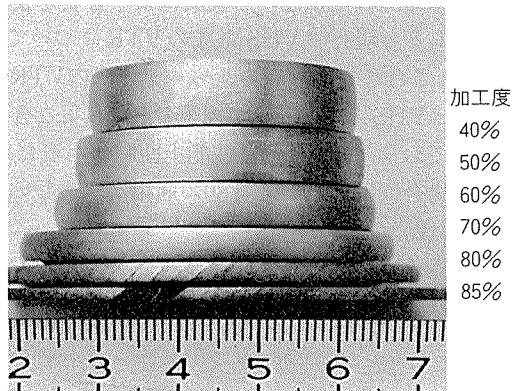
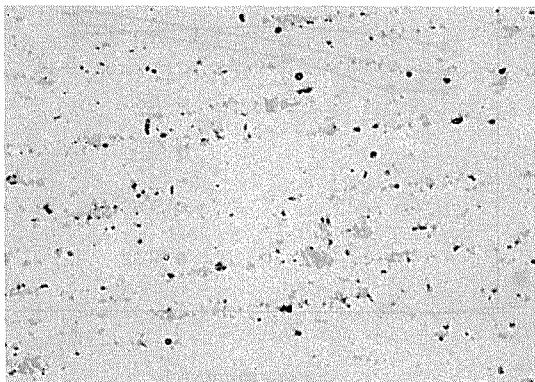
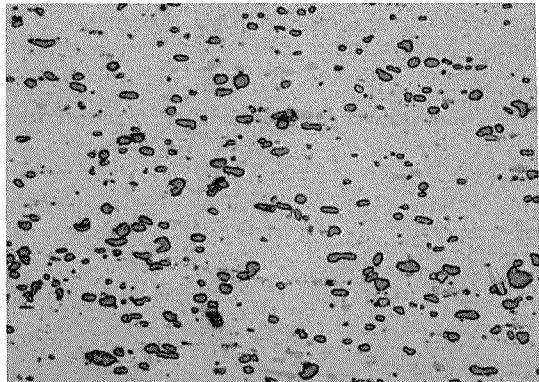


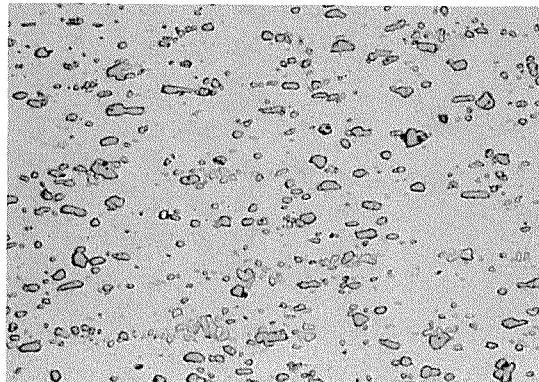
図4 B18S-O材の冷間鍛造試験後の外観



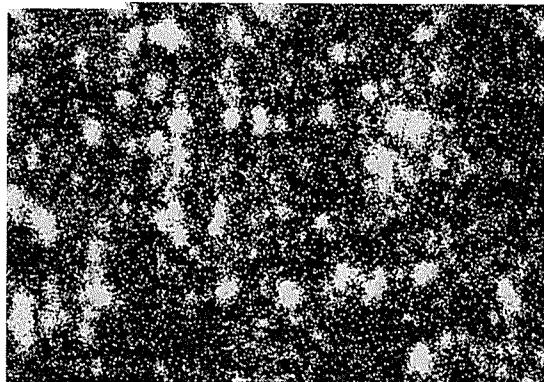
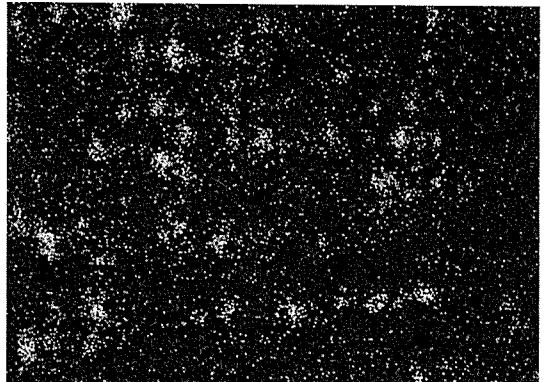
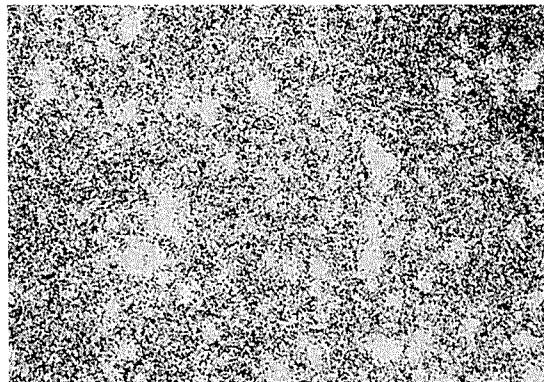
(a) B18S



(b) SC80



(c) ST80

図5 新合金押出棒の顕微鏡組織 ($\times 400$)(a) Ni k α (b) Fe k α (c) Cu k α 図6 B18Sの金属間化合物のEPMA分析結果
($\times 400 \times 9/10$)

示すように、主としてNi-Fe-Cu系の金属間化合物が、SC80やST80ではSi粒子が均一微細にそれぞれ分散している。

図1に示したように従来の鋳物は組織が不均一であるばかりでなく、素材欠陥がかなり存在しているが、新合金の押出棒には素材欠陥が全く存在せず、組織も均一である。従って、新合金の精密切削加工後の表面状態は従来の鋳物合金に比べて著しく優れている。図7には一例としてB18Sより製造されたVTRシリンダー表面の走査電顕写真を示したが、図3に示した鋳物合金と比べて表面状態はきわめて良好といえる。

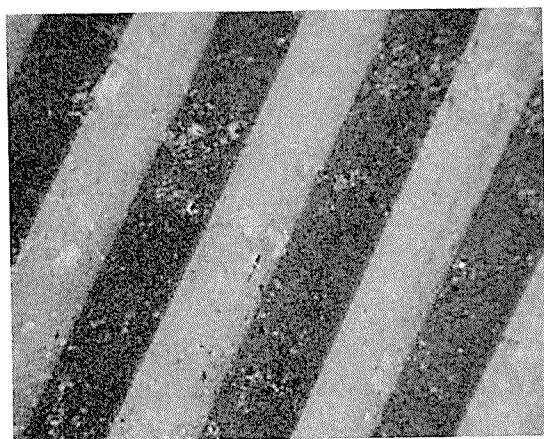


図7 B18Sにより製造されたVTRシリンダー表面の走査電顕写真（ $\times 300$ ）

3.5 耐摩耗性

VTRシリンダーは長時間の磁気テープ走行によっても摩耗されないことが必要とされる。図8には新合金の耐摩耗性を大越式摩耗試験機により評価した結果を示す。Siを主成分として含むSC80やST80はB18Sより摩耗量が小さく耐摩耗性にすぐれています。4032合金と同程度の耐摩耗性を有しています。

また、磁気テープ走行による耐摩耗性を評価するため、各合金よりVHS方式の上シリンダーに相当する部材を製作し、表面をダイヤモンド切削仕上げしてテープ摩耗試験を行った。磁気テープは市販の酸化鉄系テープを用い、1,000hrの走行試験後の表面の摩耗状況を調査した。

図9にはB18Sの摩耗状況を示したが、1,000hrの磁気テープ走行によっても摩耗量は1μm以下であり、良好な耐摩耗性を有することが確認された。また、SC80やST80の摩耗量はB18Sの50%以下となり、極めてすぐれた耐摩耗性をもつ。

以上のように、3種類の新合金はいずれも耐摩耗性にすぐれていることが確認されたが、合金により耐摩耗性

に差があるため、耐摩耗性の必要度により合金を使い分ける必要がある。現行のVHS方式のVTRについてはB18Sで十分とされている。一方、ベータ方式のVTRや8ミリVTRにはVHS方式に比べて耐摩耗性の良好な合金が必要とされており、B18Sでは性能上問題があるため、このような場合にはSC80やST80の適用が望ましい。

3.6 切削性

VTRシリンダーは切削加工により鏡面仕上げされるため、

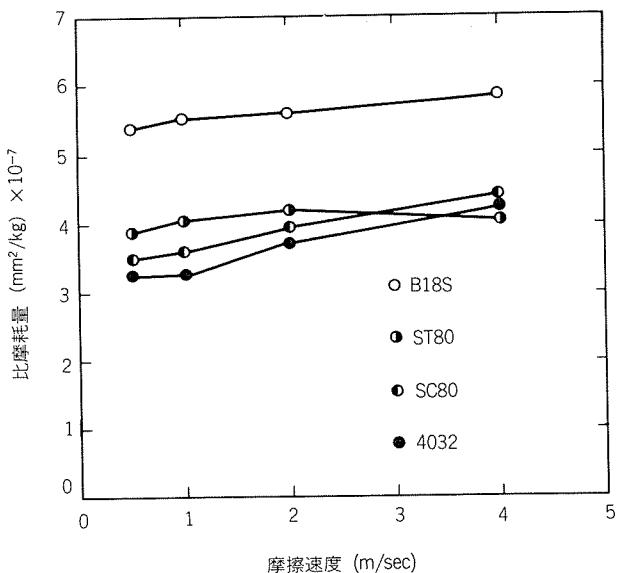


図8 新合金T6材の耐摩耗性比較結果
(荷重3.2kg, 摩擦距離200m, 対象材S50C, 乾式試験)

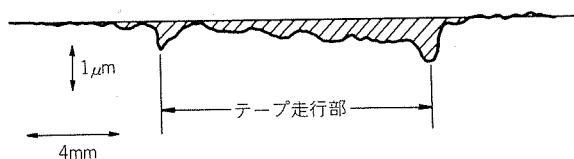
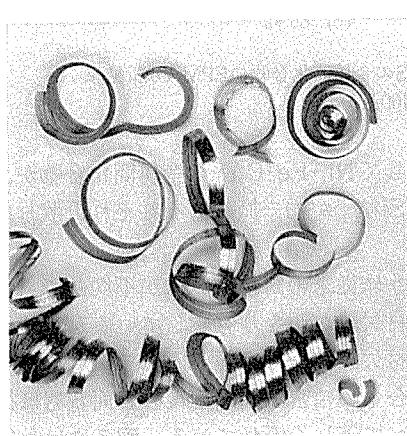
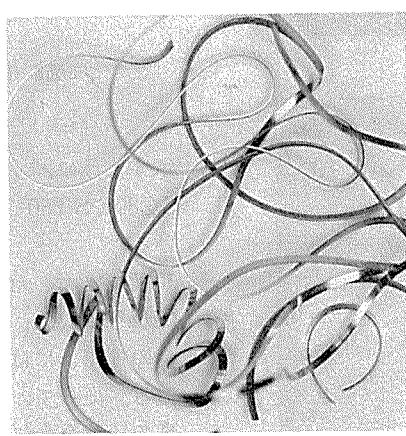


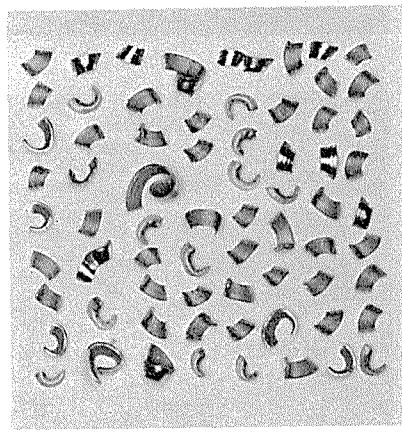
図9 1000hrの磁気テープ走行試験を行ったB18S表面の摩耗状況（斜線部が摩耗）



(a) B18S



(b) SC80



(c) ST80

図10 切削加工性比較結果
(すくい角5°, 送り0.1mm/rev, 切り込み1mm, 回転数2,000rpm)

生産性の向上をはかるには切削性、特に切削加工性がすぐれていることが必要とされる。B18SやSC80は実用上問題がなく、特にST80は切削加工性の向上を目的として開発したので、2011合金など快削合金なみの切削加工性を有している。

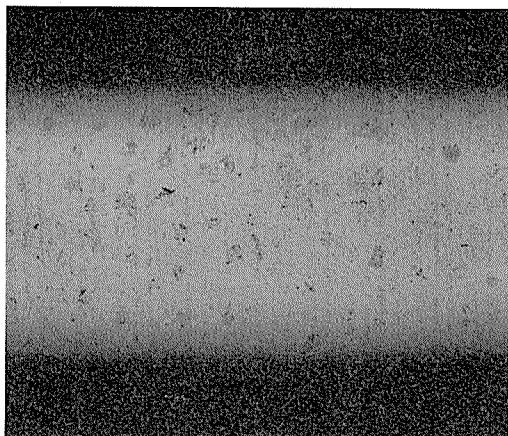
図10には新合金T6棒の切削試験における切削の外観写真の一例を示した。

また、SC80やST80は4032合金に比べてSi量が低いため、切削時のバイト摩耗は著しく改良されており、B18Sと同じく切削時のバイト摩耗は小さい。

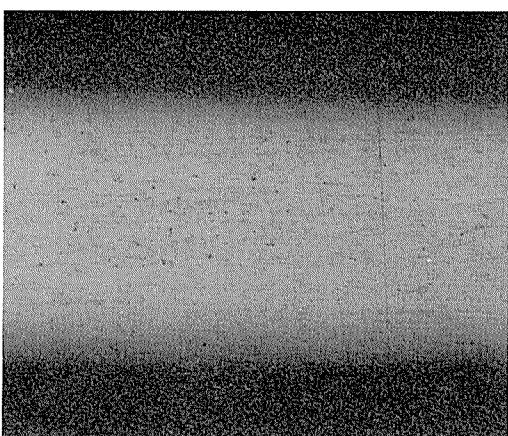
3.7 耐食性

VTRシリンダーとして長期間使用する場合には、耐食性にすぐれていることが必要とされる。VTRシリンダー材としての耐食性に関する明確な評価基準はないが、一つの評価法として恒温恒湿腐食試験を実施した。

図11には新合金T6棒を鏡面切削仕上げして200hr恒温恒湿腐食試験した場合の切削面の外観写真を示す。各合金共に軽微な腐食の傾向が観察されるが、新合金のうちではB18Sがやや耐食性に劣る。これはB18SのCu量がSC80やST80より高いためと考えられる。



(a) B18S



(b) SC80, ST80

試験期間200hr, 温度40°C, 湿度95%

図11 新合金鏡面切削材の恒温恒湿腐食試験後の外観 ($\times 10$)

また、新合金の内では耐食性にやや劣るB18Sでも、これまでVTRシリンダーとしての長期間の実機使用における腐食の問題は皆無であったことから、SC80およびST80の耐食性も実用上問題はないと考えられる。

以上に述べた結果を要約し、表6に新合金と従来合金の諸性質の相対比較を示す。新合金はVTRシリンダー用合金としての必要特性を全て具備している。

表6 新合金と従来合金の諸性能の比較

特 性 \ 合 金	B18S	SC80	ST80	4032	AC5A	ADC12
耐 摩 耗 性	○	◎	○	◎	△	△
巣などの素材欠陥	◎	◎	◎	◎	×	×
切 削 性	○	○	○	○	○	○
切削バイト摩耗	○	○	○	×	○	△
冷 間 鍛 造 性	○	○	○	△	—	—
耐 食 性	○	○	○	○	○	○

3.8 新合金铸造棒とその特性

前項に述べた結果は全て押出棒に関するものである。冷間鍛造用の素材としては押出棒のみならずホット・トップ铸造法による小径棒(铸造棒)も適用できる。

図12にはホット・トップ铸造法と従来のオープンモールド铸造法の概念図⁴⁾を示す。ホット・トップ铸造法によれば、従来のオープンモールド法では铸造困難な直径80mm以下の铸造棒の製造が可能となる。

当社では、铸造棒の製造に適した新ホット・トップ铸造プロセスを独自に開発し、数年前より実用化している。今回開発した3種類の新合金についても、ホット・トップ铸造法により高品質の铸造棒を効率よく製造することができ、図13にはホット・トップ铸造法により製造された新合金铸造棒の顕微鏡組織を示す。铸造棒では全面に铸造組織が存在するため、図5に示した押出棒に比べて組織が不均一であるが、図1に示した铸物やダイカスト品のような素材欠陥は存在しない。金属間化合物の粒子径については铸造棒が押出棒より微細であるが、これは铸造時の冷却速度の差に起因するものである。

表7には各合金铸造棒の機械的性質を示す。T6材の硬さは铸造棒でも押出棒とはほぼ同じである。O材の伸びについては、表4との比較から明らかのように、铸造棒は押出棒よりかなり劣っている。これは押出棒と铸造棒の組織の差によるものであり、铸造棒はその製造方式から考えて押出棒より伸びが著しく低下することは避けられない。

以上のように、铸造棒は押出棒に比べて組織が不均一であり、しかもO材の伸びが低いため、冷間鍛造性は押出棒よりやや劣るのが実状である。従って、冷間鍛造性の点からは押出棒の使用が望ましい。

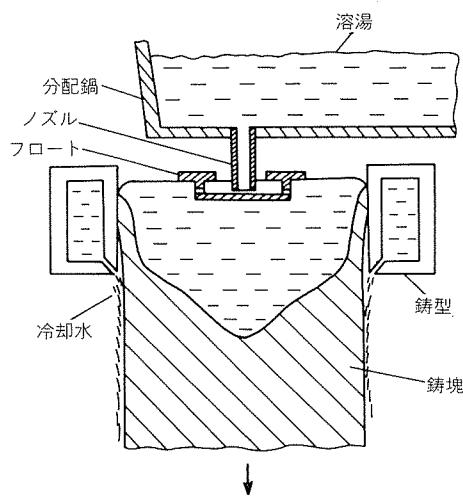
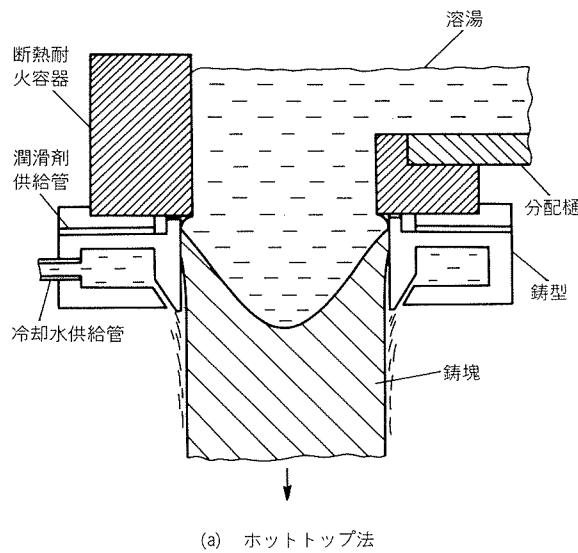


図12 ホットトップ鋳造法とオープンモールド鋳造法の概念図

切削性、耐摩耗性、耐食性などについては押出棒と铸造棒に顕著な差はみられず、VTRシリンダー材として適用可能と考えられた。

また、铸造棒の製造範囲に関して、直径50mm以下の細径铸造棒は生産性が低下し、押出棒よりも価格が高くなると考えられる。

4. 新合金の用途と使用実績

以上のように、新合金は従来の铸造合金に比べてすぐれた特性を有しているため、VTRシリンダー用合金として好評を得ている。特にB18SはVHS方式のVTRシリンダー用合金として広範囲に使用され、押出棒や铸造棒として累計5,000 ton以上の製造実績を有している。また、B18Sより耐摩耗性や切削性を向上させたSC80やST80はベータ方式のVTRシリンダーのみならず、そのすぐれた特性によりOA機器などのギヤ、シャフト材などにも

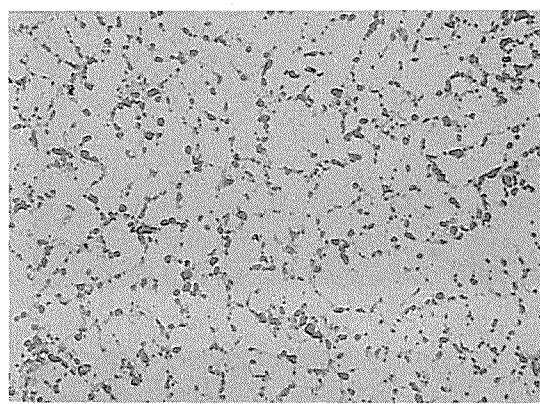
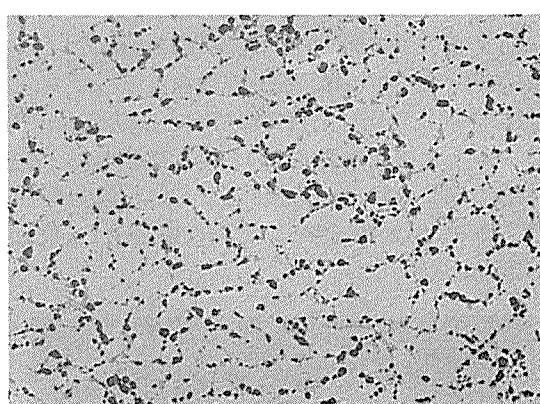
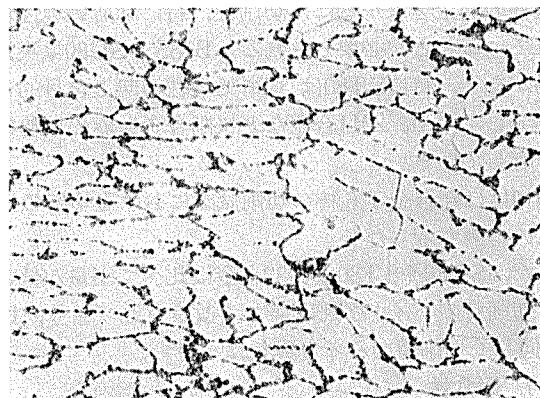


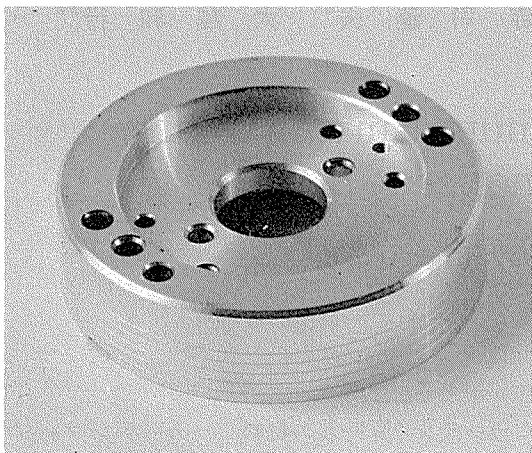
図13 新合金铸造棒の顕微鏡組織 ($\times 400$)

表7 铸造棒の機械的性質

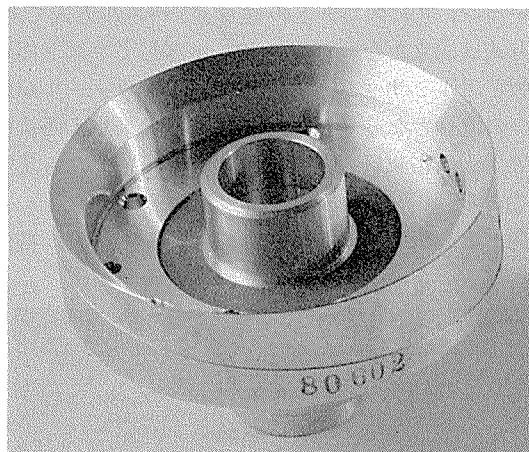
合 金	質別	引張強さ (kgf/mm ²)	0.2%耐力 (kgf/mm ²)	伸 び (%)	硬 さ (Hv 5kg)
B18S	O	20.9	9.6	12	62
	T6	—	—	—	130
SC80	O	18.4	9.0	10	60
	T6	—	—	—	132
ST80	O	18.5	9.1	10	60
	T6	—	—	—	132

使用されている。

図14および図15には、新合金B18Sによって冷間鍛造法により製造されたVTRシリンダーの外観を示す。



(a) 上シリンダー



(b) 下シリンダー

図14 B18Sにより製造されたVTRシリンダーの切削加工後の外観

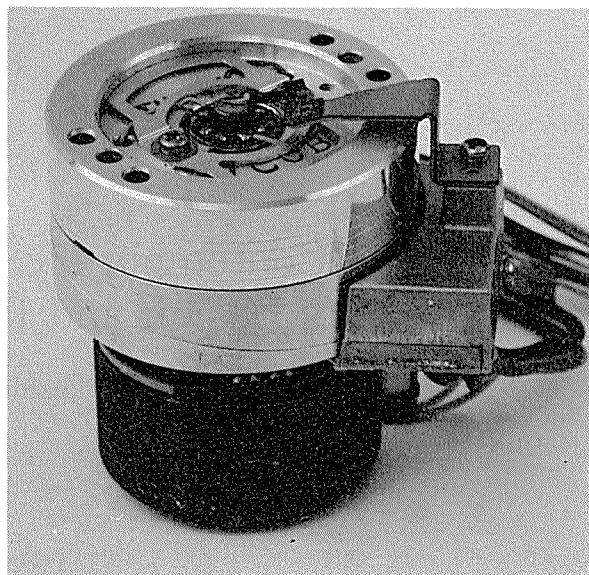


図15 B18Sにより製造されたVTRシリンダー

5. おわりに

VTRシリンダー用新アルミニウム合金B18S, SC80およびST80の開発経過、諸性能などについて紹介した。

新合金は冷間鍛造素材としてすぐれた特性を有するため、現在、VTRシリンダー材として広範囲に使用されているが、VTR以外の分野にも適用されている。今後、需要家各位の御指導と御協力を得てさらに品質の向上と安定化に努めたい。

文 献

- 1) 日本国特許 第1122668号 (1982).
- 2) 馬場義雄, 宇野照生: 本誌, 24 (1983), 157.
- 3) 馬場義雄, 宇野照生: アルトピア, No.6 (1984), 19.
- 4) 城谷正人, 犬丸晋, 中村春彦: 本誌, 22 (1981), 53.

Reprinted from SUMITOMO LIGHT METAL TECHNICAL REPORTS (Title No. R-289)

技術資料

VTRテープ走行シリンダー用
アルミニウム合金の開発

宇野照生* 馬場義雄**

Development of aluminum alloy
for VTR tape guide Cylinder

by Teruo Uno and Yoshio Baba

住友軽金属工業株式会社技術研究所

VTRテープ走行シリンダー用 アルミニウム合金の開発

宇野照生* 馬場義雄**

Development of aluminum alloy for VTR tape guide Cylinder

by Teruo Uno and Yoshio Baba

1. はじめに

近年、家電および電子機器分野におけるアルミニウム合金の需要の伸びは著しく、VTRテープ走行シリンダー、コンピュータ磁気ディスク、電解コンデンサー箔などを始めとして多量に使用されている。

とくに、VTRは昭和52年頃より生産台数が著しく増加し、昨年度の国内生産は2,500万台をこえた。このVTRのテープ走行用上・下シリンダーには、軽量、非磁性などの理由から主としてアルミニウム合金鋳物、すなわち、JIS H 5052 AC5A鋳物合金やJIS H 5302 ADC12ダイカスト合金（一部のものは黄銅）が開発当初より使用されていた。しかし、これらは巣、酸化物など鋳物特有の素材欠陥が存在するために品質上の問題があり、現在では高品質のアルミニウム合金鍛造素棒を用いた冷間鍛造品となっている。

本報では、耐摩耗性、切削性、冷間鍛造性などにすぐれたVTRシリンダー用新アルミニウム合金B18S^{1,2)}、SC80³⁾およびST80³⁾について、その開発経過と材料特性について述べる。

2. 従来合金の問題点と新合金の特徴

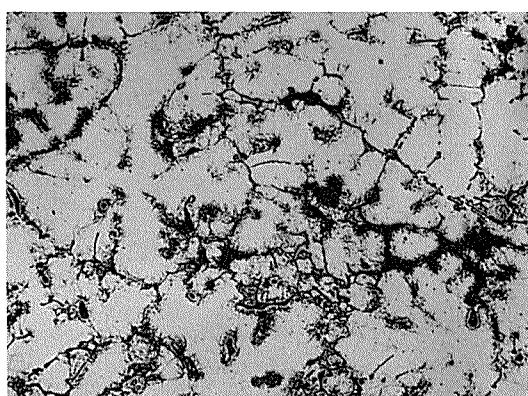
2.1 VTRシリンダーの要求特性と従来の問題点

一般に、VTRにはVHSタイプとベータタイプの二方式があり、さらに小型軽量の8ミリVTRの開発が進められている。VTRの最重要部品であるテープ走行シリンダーに要求される特性は各方式によって若干異なるが、一般には次のようにある。

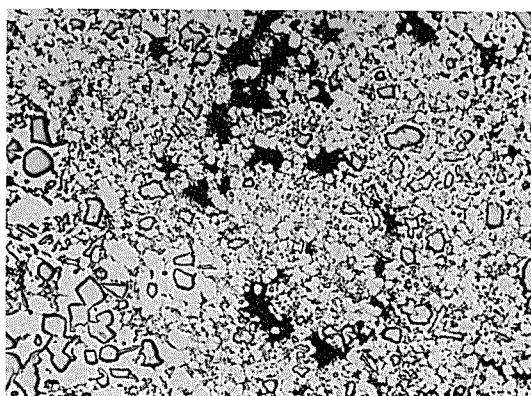
- (1) 軽量で非磁性体であること。
- (2) 耐摩耗性にすぐれ、磁気テープによりシリンダーが摩耗されないこと。
- (3) 切削性が良好で、精密切削加工後に表面欠陥が存在しないこと。

従来、VTRシリンダー材として使用されていたAC5A鋳物やADC12ダイカスト品には以下のようないくつかの問題があった。

- (1) 巢、酸化物、粗大な晶出物など鋳物特有の不均一組織に起因して、精密切削加工後のシリンダー表面に欠陥が多い。
- (2) 上記に関連して歩留が悪く、価格が高くなる。



(a) AC5A



(b) ADC12

図1 従来合金の顕微鏡組織（黒色部は鋳造欠陥、×100）

* 技術研究所 **技術研究所 工学博士

(3) 硬さが低く、耐摩耗性の向上が望まれる。

図1にはこれらの顕微鏡組織を示した。巣などの素材欠陥がかなり存在するばかりでなく、組織も不均一である。このような素材を精密切削加工した場合には、図2に示すような表面欠陥が発生し、品質上の問題となる。また、図3には同じく表面の走査電顕写真を示す。粗大な晶出物や組織の不均一性に起因して表面状態が悪い。このような場合には、磁気テープとシリンダー間の摩擦係数が大きくなるため、テープ走行性が低下するとされている。

以上のような問題点を解消した高品質の素材の開発が望まれていた。

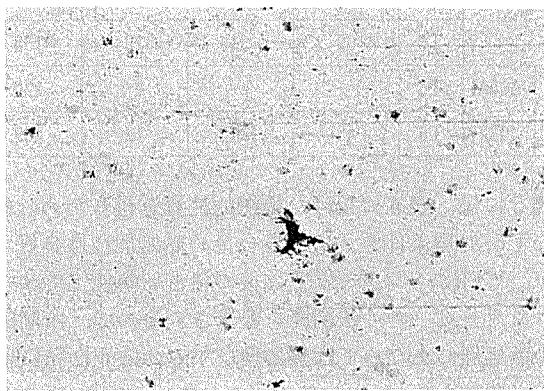


図2 AC5A鉄物の精密切削加工面に観察される欠陥 ($\times 100$)



図3 AC5A鉄物の精密切削加工面の走査電顕写真 ($\times 300$)

2.2 新合金の開発目標とその特徴

2.2.1 開発した新合金

従来の鉄物に代わる高品質シリンダーを得るには、冷間鍛造方式によるものが有望と考えられた。そこで、耐摩耗性、切削処理性および切削面の仕上り性、冷間鍛造性などにすぐれたVTRシリンダー用アルミニウム合金の開発を行い、VHS方式に最適な冷間鍛造用新アルミニウム合金B18Sを開発した。また、ベータ方式や8ミリVTRでは、機構や磁気テープの種類が異なるため、VHS方式に比べて一層耐摩耗性にすぐれたシリンダーが必要となる。

そのため、B18Sより耐摩耗性にすぐれ、しかもVTRシリンダーばかりでなく、OA機器などの回転部材やギヤ、シャフト材などにも適用可能な新合金SC80およびST80を開発した。

表1に、これら3種類の新合金の合金系、製品形状、特徴、表2には化学成分の一例を示す。

表1 新合金の合金系とその特徴

合 金	合 金 系	製品形状	特 徴
B18S	Al-Cu-Ni-Mg-Si系	棒、管	適度な耐摩耗性、切削性、冷間鍛造性を有し、すでに5,000 ton以上の製造実績を持つ(VHS方式用)
SC80	Al-Si-Cu-Mg系	棒	B18Sより耐摩耗性が良好(ベータ方式用)
ST80	Al-Si-Cu-Mg系	棒	B18Sより耐摩耗性および切削性が良好(ベータ方式用)

表2 新合金の化学成分実績値 (%)

合 金	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Ni	Al
B18S	0.65	0.28	4.1	0.01	1.46	<0.01	0.01	0.02	1.95	残
SC80	8.3	0.18	1.95	0.54	0.75	<0.01	0.01	0.01	—	残
ST80*	8.1	0.17	2.1	0.55	0.87	<0.01	0.01	0.01	—	残

* 快削成分添加

2.2.2 B18S合金

B18SはCu, Ni, Mg, Siなどを主成分とする合金である。一般にVTRシリンダー材は耐摩耗性の点からビックアース硬さ130前後の性能が要求され、この合金はCu, MgおよびSiの適量添加と時効硬化により所定の硬さを得ている。また、耐摩耗性は基地の硬さを向上させることに加えて硬質第2相粒子を均一微細に分散させることができて有効で、必要に応じて第2相粒子の種類や量を制御する必要がある。B18Sは時効硬化による硬さの向上と共に第2相粒子による耐摩耗性の向上を試みたが、切削性や鍛造性を考慮してNi系の第2相粒子を均一微細に分散させることとした。Niはアルミニウム中に殆ど固溶せず、鋳造時にNi系の金属間化合物として晶出するが、金属間化合物が均一微細に分散していないと図3に示したように精密切削加工後の表面状態が悪くなるという問題がある。従って、B18Sでは金属間化合物の平均粒子径が5μm以下、平均粒子間距離が10μm以下となるように製造条件を制御して第2相粒子を均一分散させている。

B18Sは耐摩耗性に加えて冷間鍛造性、切削性、熱処理性などにすぐれているばかりでなく、巣、非金属介在物などの内部欠陥が殆ど存在せず、VHS方式の冷間鍛造VTRシリンダー用合金としての必要特性を具備しているので実用に供されている。

2.2.3 SC 80合金及びST 80合金

SC80はSi, Cu, Mgなどを主成分とするAl-Si系の合金であり、とくに耐摩耗性にすぐれた合金として開発した。一般に、アルミニウム合金のうちではAl-Si系合金が最も耐摩耗性にすぐれ、Si量の増加と共に耐摩耗性は著しく向上するが、これは基地中に硬いSi粒子が分散していることによる。Al-Si系では約12%のSiを含む4032合金が代表的な合金として知られているが、Si量が高いため切削時のバイト摩耗や冷間鍛造性の点で問題があった。そこで、4032合金より耐摩耗性を顕著に低下させない範囲でSi量を調整すると共にCuやMgを添加し、耐摩耗性、切削性、鍛造性などにすぐれた新合金SC80を開発した。

SC80は時効硬化により基地の硬さを向上させると共に、製造条件の制御によりSi粒子の平均粒径を5μm以下に微細化して基地中に均一分散させている。そのため、B18Sよりも耐摩耗性にすぐれ、しかも切削時のバイト摩耗は4032合金より著しく改良されている。

ST80はSC80の合金組成を調整して快削性を付与したAl-Si-Cu-Mg系合金である。この合金は材料特性はSC80とほぼ同じであるが、切削加工性にすぐれた快削合金であるため、耐摩耗性に加えて切削性を必要とする用途に適している。

SC80やST80はVHS方式のVTRよりも耐摩耗性の要求されるベータ方式のVTRや8ミリVTRのシリンダー材として実用化されている。

3. 新合金の諸性質

表2に示した新合金3種類の押出棒（直径62mm）を工場製作してVTRシリンダー材としての諸性能を調査した。

3.1 物理的性質

表3にT6処理後の密度、熱膨張係数、電気伝導度、熱伝導度等の物理的性質を示す。各合金ともに物理的性質に顕著な差はないが、Siを主成分とするSC80やST80はB18Sより熱膨張係数が小さい。

表3 新合金の物理的性質

合金	密度 (g/cm ³)	熱膨張係数 (×10 ⁻⁶)	電気伝導度 (IACS%)	熱伝導度 (cgs)
B18S	2.81	22.3	38	0.37
SC80	2.70	21	36	0.34
ST80	2.74	21	36	0.34
(参考) 4032	2.69	19.4	35	0.33

3.2 機械的性質

表4はO材およびT6材の機械的性質を示す。VTRシリンダーは冷間鍛造により成形するから、O材の硬さは低いことが必要である。また、耐摩耗性の点からビッカ

ス硬さ130程度の性能が必要とされるが、T6材はいずれもこれより若干高い。

表4 新合金の機械的性質（押出棒）

材 質		引張強さ (kgf/mm ²)	0.2%耐力 (kgf/mm ²)	伸 び (%)	硬 さ (Hv 5kg)
合 金	質別				
B18S	O	20	9	20	60
	T6	42	32	14	133
SC80	O	18	8.5	18	58
	T6	39	32	12	135
ST80	O	18	8.5	18	56
	T6	39	31	12	135
(参考)	AC5A	T6	—	—	120
(参考)	4032	T6	43	34	139

表5には、表4に掲げた機械的性質を得るための標準的なT6処理条件を示す。各合金の熱処理性は良好であるが、VTRシリンダーはその後の精密切削加工でサブミクロンオーダーの寸法精度を要求されるので、冷間鍛造後の熱処理にあたっては熱処理ひずみの防止に特に留意する必要がある。

表5 新合金の標準熱処理条件

合 金	質別	溶体化温度 (°C)	焼入れ	焼戻し
B18S	T6	505~515	水焼入れ	165~175°Cで 8~12hr時効
SC80	T6	500~520	水焼入れ	165~175°Cで 8~12hr時効
ST80	T6	500~520	水焼入れ	165~175°Cで 8~12hr時効

(参考) O材処理条件：360~420°C加熱→30°C/hr以下の冷却速度で炉冷軟化

3.3 冷間鍛造性

O材の冷間鍛造性を評価するため、直径40mm×高さ20mmの円柱状試片を採取し、これを冷間鍛造した場合の割れの生ずる限界冷間鍛造加工度を調査した。

限界加工度はB18Sでは約70%，SC80およびST80では約60%であった。図4には一例としてB18Sの冷間鍛造試験後の外観写真を示す。この程度の冷間鍛造性を有する場合には、VTRの上下シリンダーの冷間鍛造による成形は可能であり、3種類の新合金とも実際の加工上でとくに問題は生じなかった。

なお、冷間鍛造途上で必要に応じて中間焼鈍を施すこともあるが、焼鈍条件は表5に示したO材焼鈍条件を適用すればよい。

3.4 顕微鏡組織

図5にはT6材の顕微鏡組織を示す。B18Sでは図6に

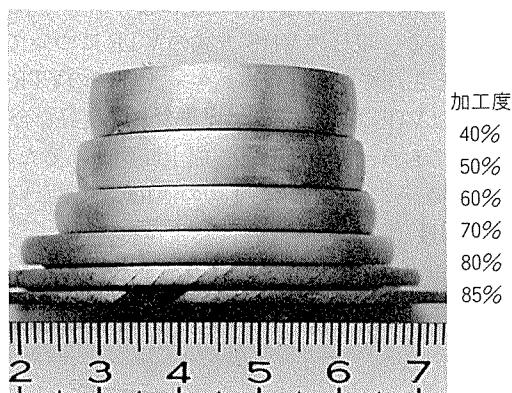
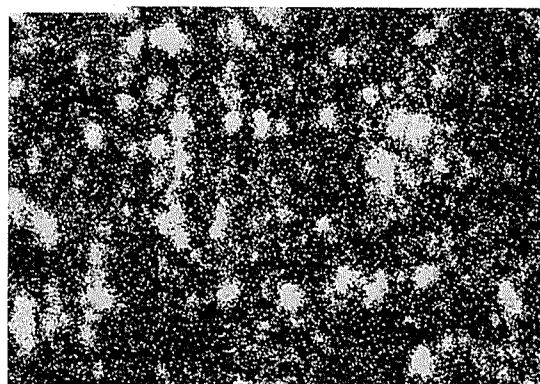
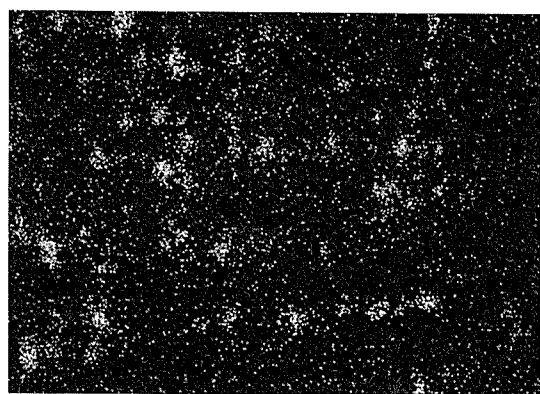
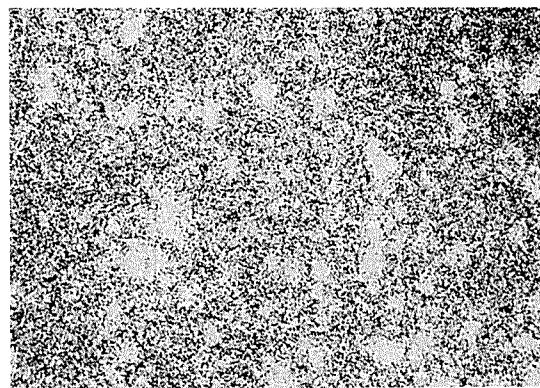
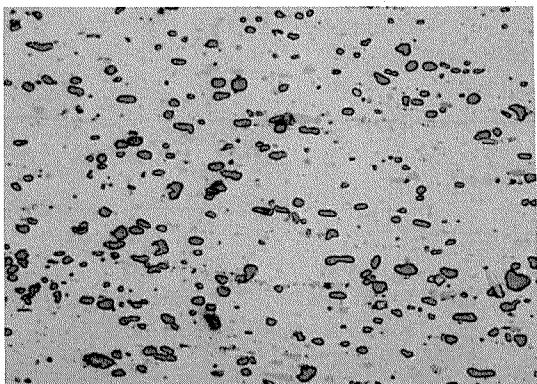
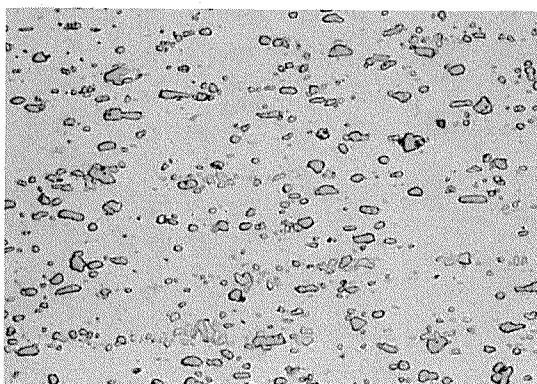


図4 B18S-O材の冷間鍛造試験後の外観

(a) Ni k α (b) Fe k α (c) Cu k α 図6 B18Sの金属間化合物のEPMA分析結果
($\times 400 \times 9/10$)

(a) B18S



(b) SC80

(c) ST80

図5 新合金押出棒の顕微鏡組織 ($\times 400$)

示すように、主としてNi-Fe-Cu系の金属間化合物が、SC80やST80ではSi粒子が均一微細にそれぞれ分散している。

図1に示したように従来の鋳物は組織が不均一であるばかりでなく、素材欠陥がかなり存在しているが、新合金の押出棒には素材欠陥が全く存在せず、組織も均一である。従って、新合金の精密切削加工後の表面状態は従来の鋳物合金に比べて著しく優れている。図7には一例としてB18Sより製造されたVTRシリンダー表面の走査電顕写真を示したが、図3に示した鋳物合金と比べて表面状態はきわめて良好といえる。

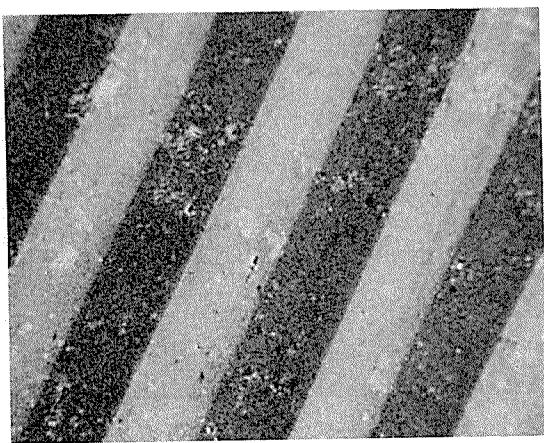


図7 B18Sにより製造されたVTRシリンダー表面の走査電顕写真 ($\times 300$)

3.5 耐摩耗性

VTRシリンダーは長時間の磁気テープ走行によっても摩耗されないことが必要とされる。図8には新合金の耐摩耗性を大越式摩耗試験機により評価した結果を示す。Siを主成分として含むSC80やST80はB18Sより摩耗量が小さく耐摩耗性にすぐれしており、4032合金と同程度の耐摩耗性を有している。

また、磁気テープ走行による耐摩耗性を評価するため、各合金よりVHS方式の上シリンダーに相当する部材を製作し、表面をダイヤモンド切削仕上げしてテープ摩耗試験を行った。磁気テープは市販の酸化鉄系テープを用い、1,000hrの走行試験後の表面の摩耗状況を調査した。

図9にはB18Sの摩耗状況を示したが、1,000hrの磁気テープ走行によっても摩耗量は1μm以下であり、良好な耐摩耗性を有することが確認された。また、SC80やST80の摩耗量はB18Sの50%以下となり、極めてすぐれた耐摩耗性をもつ。

以上のように、3種類の新合金はいずれも耐摩耗性にすぐれていることが確認されたが、合金により耐摩耗性

に差があるため、耐摩耗性の必要度により合金を使い分ける必要がある。現行のVHS方式のVTRについてはB18Sで十分とされている。一方、ベータ方式のVTRや8ミリVTRにはVHS方式に比べて耐摩耗性の良好な合金が必要とされており、B18Sでは性能上問題があるため、このような場合にはSC80やST80の適用が望ましい。

3.6 切削性

VTRシリンダーは切削加工により鏡面仕上げされるため、

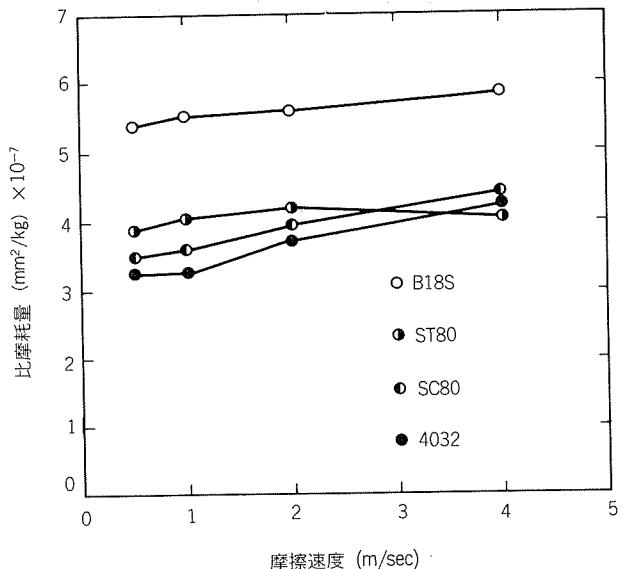


図8 新合金T6材の耐摩耗性比較結果
(荷重3.2kg, 摩擦距離200m, 対象材S50C, 乾式試験)

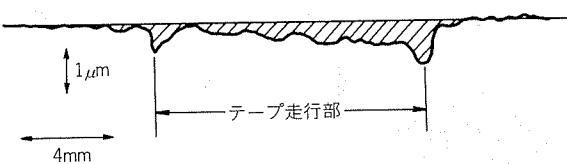


図9 1000hr の磁気テープ走行試験を行ったB18S表面の摩耗状況 (斜線部が摩耗)

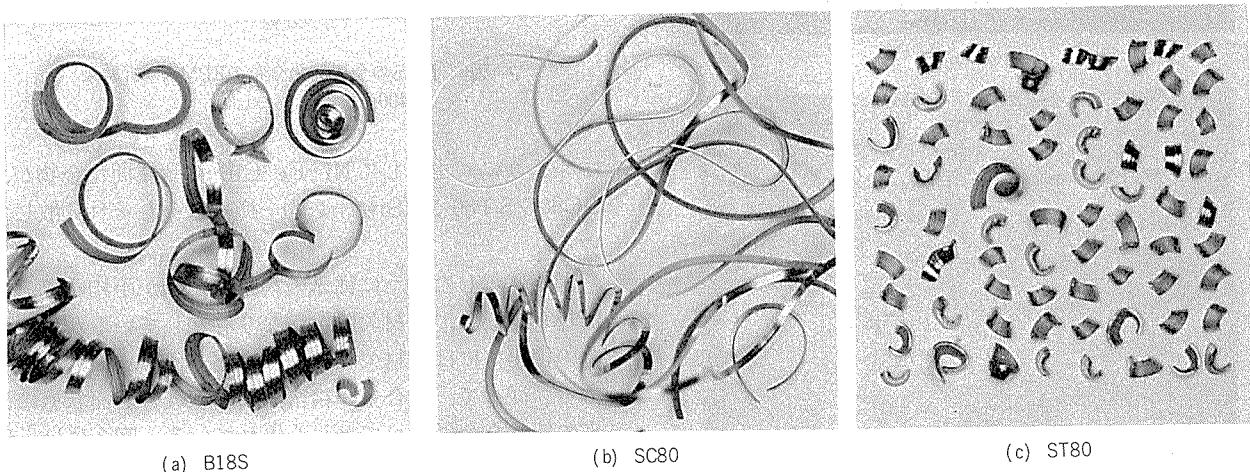


図10 切削処理性比較結果
(すくい角5°, 送り0.1mm/rev, 切り込み1mm, 回転数2,000rpm)

生産性の向上をはかるには切削性、特に切屑処理性がすぐれていることが必要とされる。B18SやSC80は実用上問題がなく、特にST80は切削処理性の向上を目的として開発したので、2011合金など快削合金なみの切削処理性を有している。

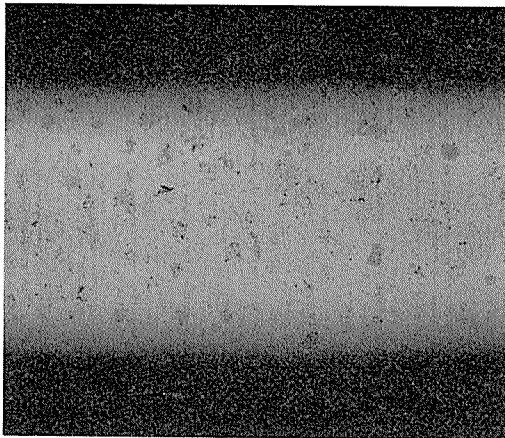
図10には新合金T6棒の切削試験における切屑の外観写真の一例を示した。

また、SC80やST80は4032合金に比べてSi量が低いため、切削時のバイト摩耗は著しく改良されており、B18Sと同じく切削時のバイト摩耗は小さい。

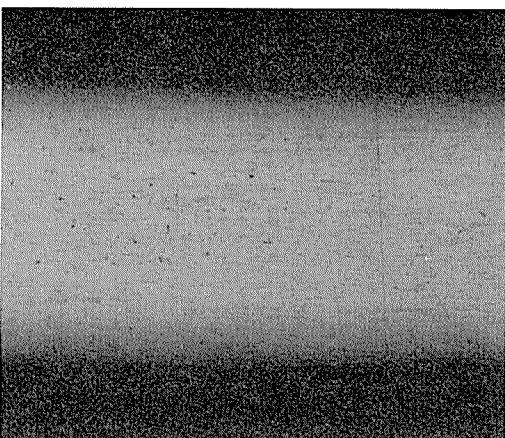
3.7 耐食性

VTRシリンダーとして長期間使用する場合には、耐食性にすぐれていることが必要とされる。VTRシリンダー材としての耐食性に関する明確な評価基準はないが、一つの評価法として恒温恒湿腐食試験を実施した。

図11には新合金T6棒を鏡面切削仕上げして200hr恒温恒湿腐食試験した場合の切削面の外観写真を示す。各合金共に軽微な腐食の傾向が観察されるが、新合金のうちではB18Sがやや耐食性に劣る。これはB18SのCu量がSC80やST80より高いためと考えられる。



(a) B18S



(b) SC80, ST80

試験期間200hr, 温度40°C, 湿度95%

図11 新合金鏡面切削材の恒温恒湿腐食試験後の外観 ($\times 10$)

また、新合金の内では耐食性にやや劣るB18Sでも、これまでVTRシリンダーとしての長期間の実機使用における腐食の問題は皆無であったことから、SC80およびST80の耐食性も実用上問題はないと考えられる。

以上に述べた結果を要約し、表6に新合金と従来合金の諸性質の相対比較を示す。新合金はVTRシリンダー用合金としての必要特性を全て具備している。

表6 新合金と従来合金の諸性能の比較

合 金 特 性	B18S	SC80	ST80	4032	AC5A	ADC12
耐 摩 耗 性	○	◎	◎	◎	△	△
巢などの素材欠陥	◎	◎	◎	◎	×	×
切 削 性	○	○	○	○	○	○
切削バイト摩耗	○	○	○	×	○	△
冷 間 鍛 造 性	○	○	○	△	—	—
耐 食 性	○	○	○	○	○	○

3.8 新合金铸造棒とその特性

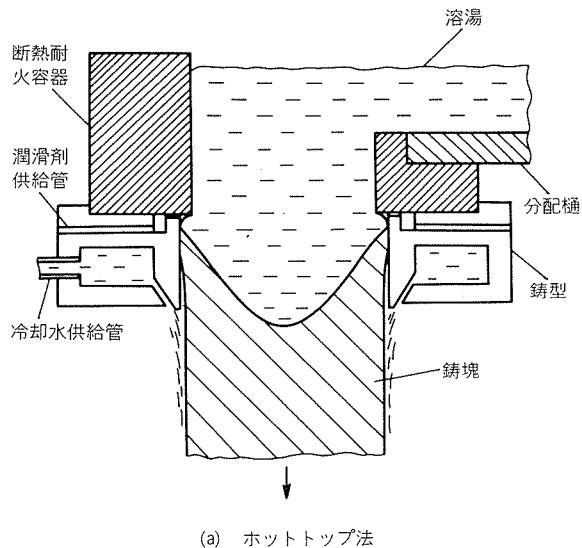
前項に述べた結果は全て押出棒に関するものである。冷間鍛造用の素材としては押出棒のみならずホット・トップ铸造法による小径棒(铸造棒)も適用できる。

図12にはホット・トップ铸造法と従来のオープンモールド铸造法の概念図⁴⁾を示す。ホット・トップ铸造法によれば、従来のオープンモールド法では铸造困難な直径80mm以下の铸造棒の製造が可能となる。

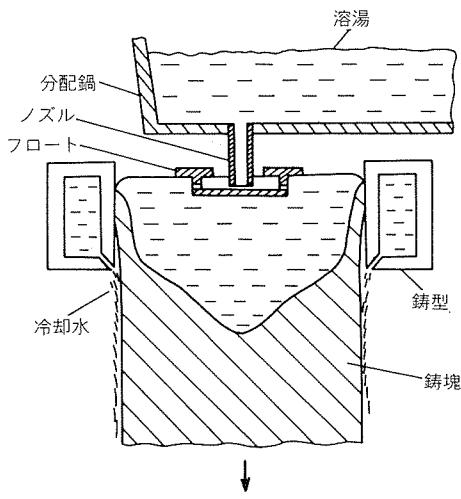
当社では、铸造棒の製造に適した新ホット・トップ铸造プロセスを独自に開発し、数年前より実用化している。今回開発した3種類の新合金についても、ホット・トップ铸造法により高品質の铸造棒を効率よく製造することができ、図13にはホット・トップ铸造法により製造された新合金铸造棒の顕微鏡組織を示す。铸造棒では全面に铸造組織が存在するため、図5に示した押出棒に比べて組織が不均一であるが、図1に示した铸造物やダイカスト品のような素材欠陥は存在しない。金属間化合物の粒子径については铸造棒が押出棒より微細であるが、これは铸造時の冷却速度の差に起因するものである。

表7には各合金铸造棒の機械的性質を示す。T6材の硬さは铸造棒でも押出棒とほぼ同じである。O材の伸びについては、表4との比較から明らかのように、铸造棒は押出棒よりかなり劣っている。これは押出棒と铸造棒の組織の差によるものであり、铸造棒はその製造方式から考えて押出棒より伸びが著しく低下することは避けられない。

以上のように、铸造棒は押出棒に比べて組織が不均一であり、しかもO材の伸びが低いため、冷間鍛造性は押出棒よりやや劣るのが実状である。従って、冷間鍛造性の点からは押出棒の使用が望ましい。



(a) ホットトップ法



(b) オープンモールド法

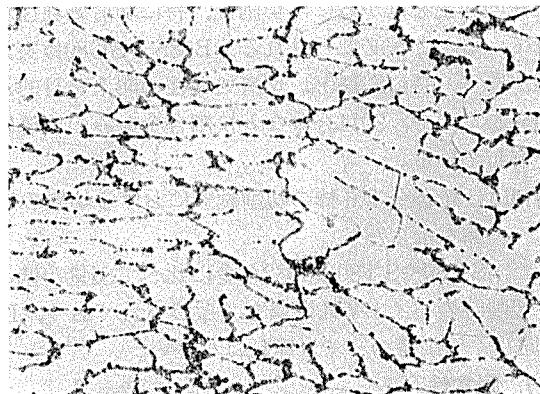
図12 ホットトップ鋳造法とオープンモールド鋳造法の概念図

切削性、耐摩耗性、耐食性などについては押出棒と鋳造棒に顕著な差はみられず、VTRシリンダー材として適用可能と考えられた。

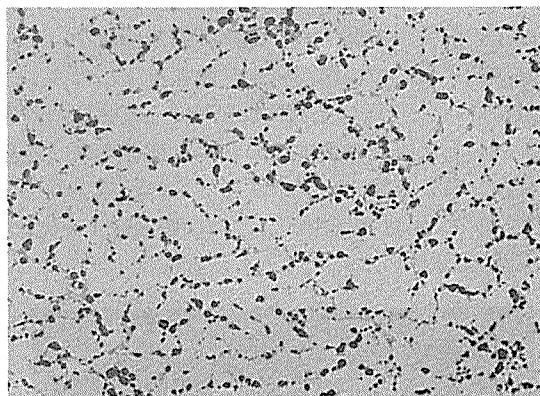
また、鋳造棒の製造範囲に関して、直径50mm以下の細径鋳造棒は生産性が低下し、押出棒よりも価格が高くなると考えられる。

4. 新合金の用途と使用実績

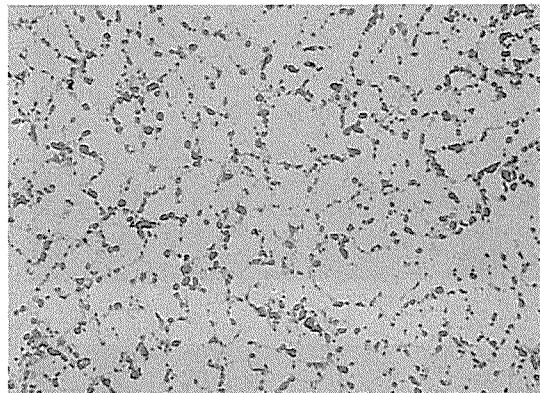
以上のように、新合金は従来の鋳物合金に比べてすぐれた特性を有しているため、VTRシリンダー用合金として好評を得ている。特にB18SはVHS方式のVTRシリンダー用合金として広範囲に使用され、押出棒や鋳造棒として累計5,000 ton以上の製造実績を有している。また、B18Sより耐摩耗性や切削性を向上させたSC80やST80はベータ方式のVTRシリンダーのみならず、そのすぐれた特性によりOA機器などのギヤ、シャフト材などにも



(a) B18S



(b) SC80



(c) ST80

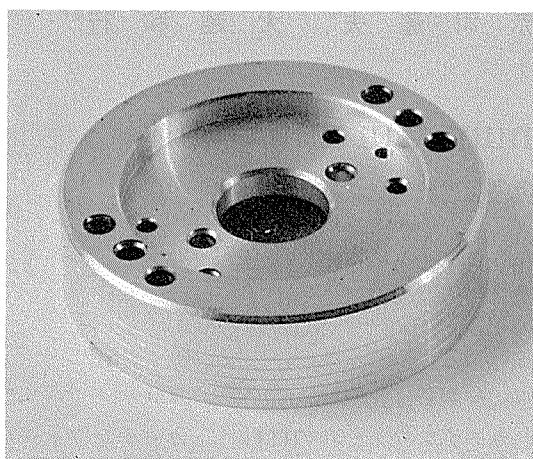
図13 新合金鋳造棒の顕微鏡組織 ($\times 400$)

表7 鋳造棒の機械的性質

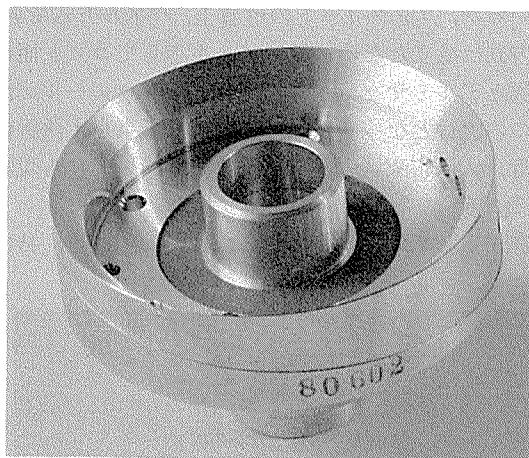
合 金	質 別	引張強さ (kgf/mm ²)	0.2%耐力 (kgf/mm ²)	伸 び (%)	硬 さ (Hv 5kg)
B18S	O	20.9	9.6	12	62
	T6	—	—	—	130
SC80	O	18.4	9.0	10	60
	T6	—	—	—	132
ST80	O	18.5	9.1	10	60
	T6	—	—	—	132

使用されている。

図14および図15には、新合金B18Sによって冷間鍛造法により製造されたVTRシリンドーの外観を示す。



(a) 上シリンドー



(b) 下シリンドー

図14 B18Sにより製造されたVTRシリンドーの切削加工後の外観

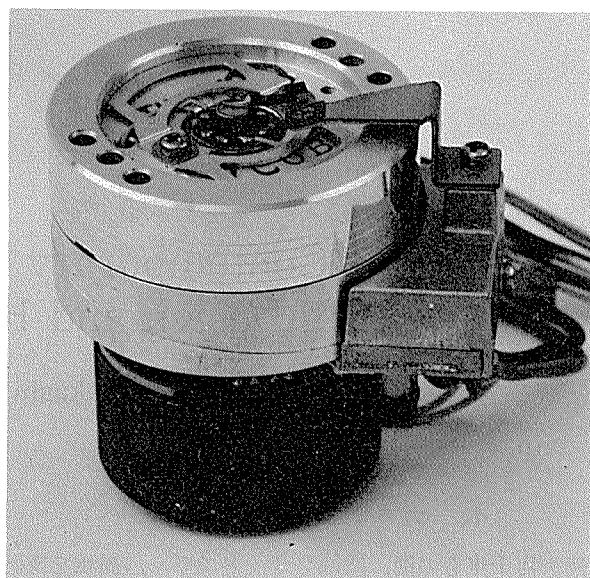


図15 B18Sにより製造されたVTRシリンドー

5. おわりに

VTRシリンドー用新アルミニウム合金B18S、SC80およびST80の開発経過、諸性能などについて紹介した。

新合金は冷間鍛造素材としてすぐれた特性を有するため、現在、VTRシリンドー材として広範囲に使用されているが、VTR以外の分野にも適用されている。今後、需要家各位の御指導と御協力を得てさらに品質の向上と安定化に努めたい。

文 献

- 1) 日本国特許 第1122668号 (1982).
- 2) 馬場義雄、宇野照生：本誌、24 (1983), 157.
- 3) 馬場義雄、宇野照生：アルトピア、No.6 (1984), 19.
- 4) 城谷正人、丸山晋、中村春彦：本誌、22 (1981), 53.

技術資料

アルミカーテンウォールの構造と性能

赤司達夫* 大越和行**

The Contemporary Aluminum Curtain Wall
—Its Design and Performance

by Tatsuo Akashi and Kazuyuki Ohkoshi

住友軽金属工業株式会社技術研究所

アルミカーテンウォールの構造と性能

赤司達夫* 大越和行**

The Contemporary Aluminum Curtain Wall —Its Design and Performance

by Tatsuo Akashi and Kazuyuki Ohkoshi

1. カーテンウォールとは

過去何千もの間、壁はソリッドで厚く、屋根を支える構造体の一部であり、窓は壁の強度を損なわない程度に光及び外気を取り入れるために取付けられたものであった。従って、壁は重く、例えば1891年、シカゴに建てられた16階建の煉瓦造りは一階の壁厚が1.8 mにもなったといわれている。

カーテンウォールは、このような従来の壁とは全く逆の性質を持つもので、壁と窓とを一体化し、薄く、軽く、構造的に独立した、建物の荷重を負担しない、非耐力壁である。Curtain wallという名称のよって来たるゆえんである。このようなカーテンウォールが発達するためには、建築構造としての製鋼技術の発達が必要であった。従って、その発生は19世紀後半で、大規模な発展は米国においても第二次大戦後であるといわれている。

カーテンウォールを建築基準法に基づいて取付型式により定義すれば、かなり広範囲なものとなるわけであるが、スラブ間に嵌め込むウインドウォールタイプ及び腰壁等の構造体を覆うだけのカバータイプは真のカーテンウォールとはいひ難い。

(1) カーテンウォールの分類 カーテンウォールをそれ自体の構造方式によって分類すると、パネル方式及び方立方式の二種類に大別される。他にパネルに方立を組込んだ中間的なものもある(例:新宿住友ビル)。パネル方式を採用した最近の施工例としては、東京・浜松町の東芝本社ビル、名古屋国際センタービル(図1及び図2参照)がある。方立方式には工場で組立をするユニット工法と、各部材をばらばらのまま建築施工現場に持込み、現場組立するノックダウン工法とがあり、このノックダウン工法による方式がカーテンウォールとしての一般的イメージであろう。この典型的な例として、東京・有楽町駅前に最近竣工した有楽町センタービル(図3及び図

4 参照)がある。

(2) カーテンウォールの材料 カーテンウォールの材料には、金属系とコンクリート系がある。後者は工場で色々な形に成型され、PC版あるいはプレコンと呼ばれているが、コンクリートの性質上、パネル方式であり、方立方式は成立たない。従って、主としてコスト面からPC版とアルミサッシとの複合カーテンウォールが最近の一つの流行となっている。一例として東京・西新宿の浄風寺、大阪市東区のTwin 21があり、いずれも現在建築中である。

金属系としてはアルミニウム以外に、①鋼材、特に耐

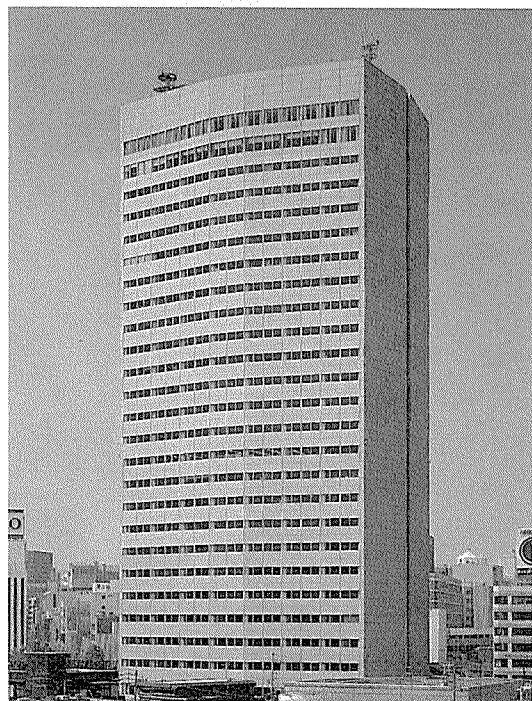


図1 名古屋国際センタービル

設計: (株)日建設計
施工: 清水建設(株)・大成建設(株) (J.V)
竣工: 1984年

* 住友ウォールシステム(株) 技術部長

** 同社 技術部技術課

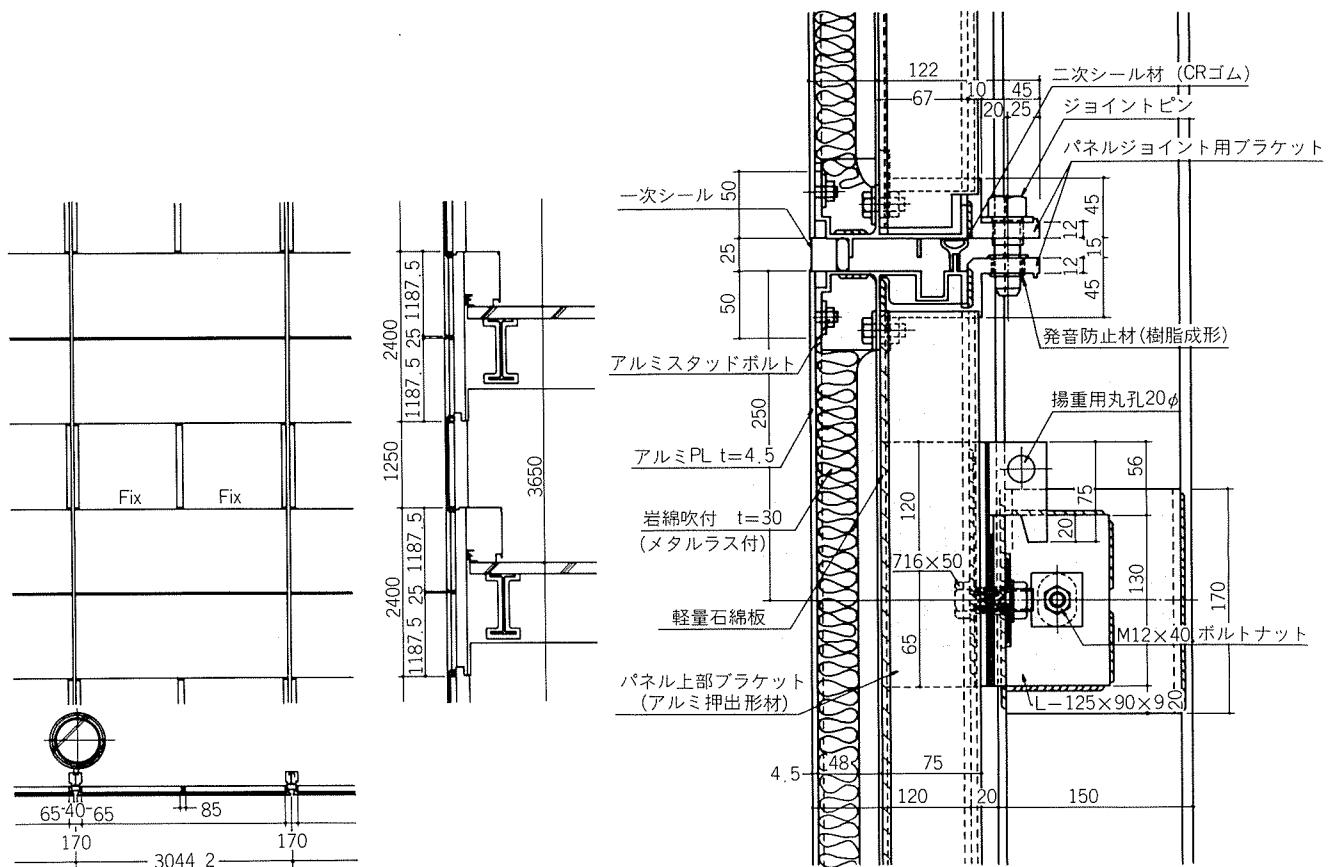


図2 名古屋国際センタービルのカーテンウォール構造



図3 有楽町センタービル

(設計・施工：株竹中工務店)
(竣工：1984年)

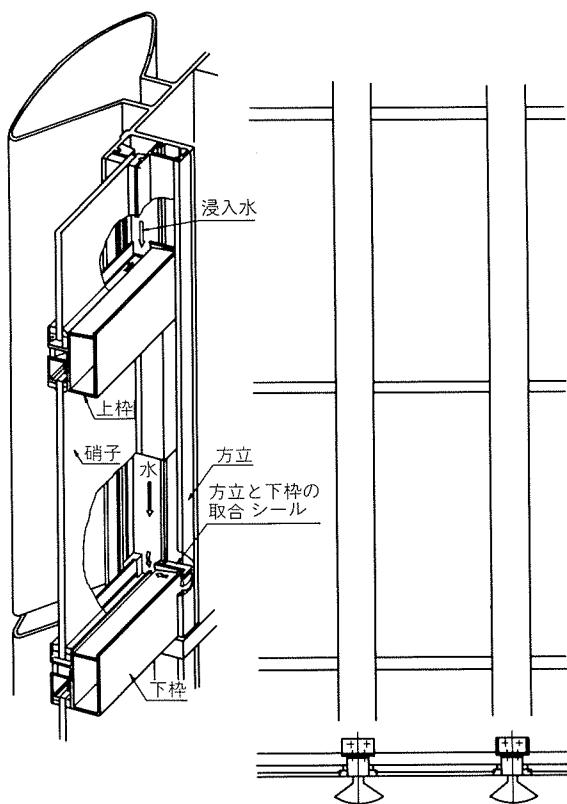


図4 有楽町センタービルのカーテンウォール構造

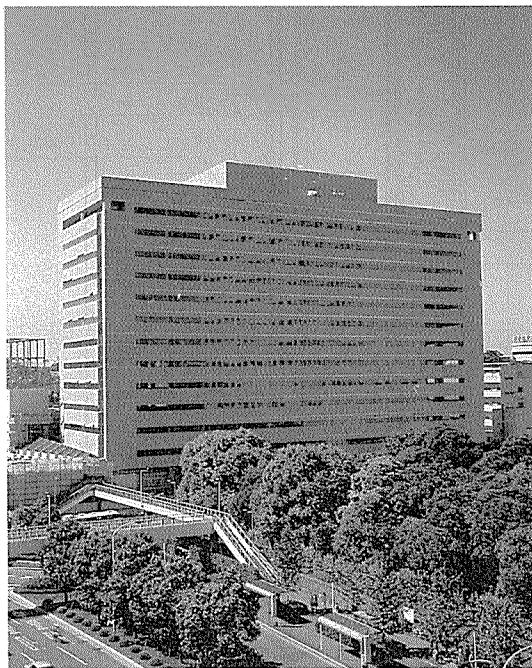
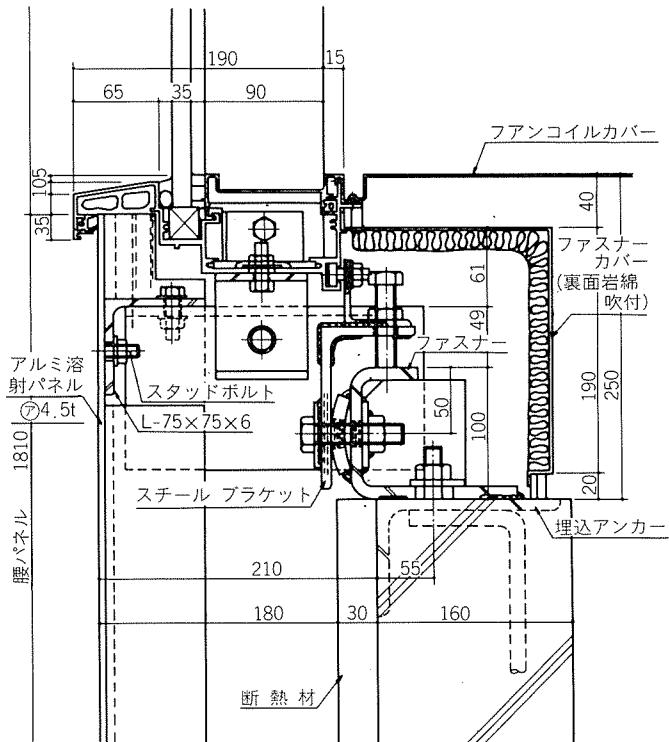


図5 京急第一ビル（アルミ溶射パネル使用）

設計：株式会社
施工：鹿島建設㈱・東急建設㈱
清水建設㈱・西武建業㈱
竣工：1983年

図6 京急第一ビルのカーテンウォール
(アルミ溶射パネル使用) の構造

候性鋼材、②ステンレス鋼材、③銅及びその合金等がある。最近の例として東京・品川駅前の京急第一ビル（図5及び図6参照）があり、アルミニウムを溶射した厚さ4.5mmの鋼板が外壁パネルとして使用された。しかし、これらの金属はパネル方式からの脱却が困難であり、従って現在のところ、金属系の材料としてはアルミニウムが最も使い易い材料ということになろう。アルミニウムのもつ特性を活かし、押出しによる多様な成形性を利用して、カーテンウォールの一構成要素であるガラス、気密材等の嵌合精度の高い要求に応じることができるからである。また、アルミニウムが建築家を引付けるもう一つの理由は、塗装によってではなく、それ自体の表面処理、及び特殊合金等によって彼等が探し求める微妙な色合を出せるところにある。アルミニウム系としては、他にアルミキャストがあるが、他の金属系と同じで施工例も少ない（例：東京・目黒区の千代田生命本社ビル、大阪市本町の伊藤忠商事本社ビル）。

2. カーテンウォールに要求される機能及び性能

建物の外壁として、当然ながら①外観上の美しさ、②耐久性、③経済性、④建築法規への適合等の条件を備えているべきであるが、その他に自然条件や都市空間環境からの様々な攻撃に対する制御機能を併せ持たねばなら

ない。JCMA（日本カーテンウォール工業会）の規準¹¹によれば、これらの性能として、耐風圧、面内変形、耐衝撃、断熱、遮音、水密、気密、耐久性等があげられているが、これ以外に熱変形、自重、発音防止、結露水の処理等も考慮されたものでなければならない。

上記の内、最も重要なものは耐風圧強度と水密である。いかに他の項目が完全であっても、台風により大きな変形を起こしたり、床が水びたしでは外壁としての役目は果し得ない。

3. カーテンウォールの受ける力

カーテンウォールの受ける力としては、風、地震、熱、自重の4要素を考えればよい。風が建物に当る場合、建物が高層になると建物のエッジ部に局部圧力が働く。カーテンウォールは建物の顔であるから外装意匠に重点がおかれ、従って意匠の統一をはかるために方立等の強度部材の断面は最大風圧力（負圧）によって決定され、それが全面に使用されることが多い。

上記の局部圧力は、建設省告示第109号によると(1)式の通りである。

$$P = C \cdot 120 \sqrt{H} \quad \dots\dots\dots(1)$$

ここに、P：風圧力 (kg/m²)

C：風力係数

H：地盤面からの高さ (m)

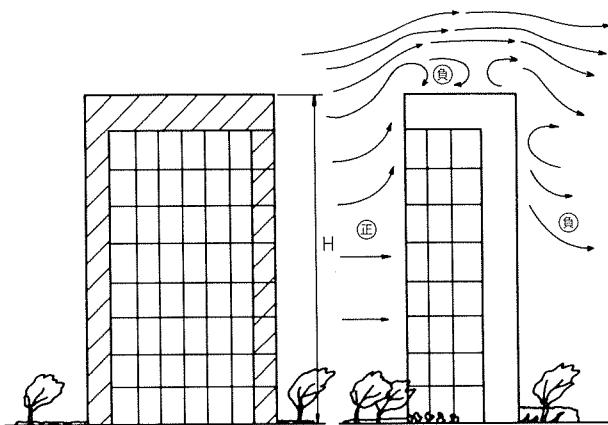


図7 建物に作用する風圧

図7の斜線部分は $C = -1.5$ で、例えば $H = 60\text{m}$ (17階建位) では、 $P = -1.5 \times 120\sqrt{60} \approx -500\text{kg/m}^2$ となる。従って方立には、かなりの強度が要求されるわけであるが、スラブ間で持たせると不利になるので、一般的には梁下でファスナーを取っている。

ファスナーとはカーテンウォールを建物に安全に取付けるための金具のことであり、コンクリートスラブか鉄骨にアンカーボルトか溶接によって固定される。カーテンウォールには、ファスナーに取合う部分にブラケットが取付けられており、現場において、ファスナーとボルトによって締付けられる。

ファスナーの取付位置は図8に示すが、A部とB部では、その性質に違いがある。カーテンウォールのファスナーとしては、あくまでもA部のスラブ部分、すなわち、カーテンウォールの構成材の上部に位置するものが主体である。このファスナーは風圧力、地震力、自重等に対して固定されたものである。これに対し、B部のファスナーは風圧力にのみ抵抗するもので、地震による変形に

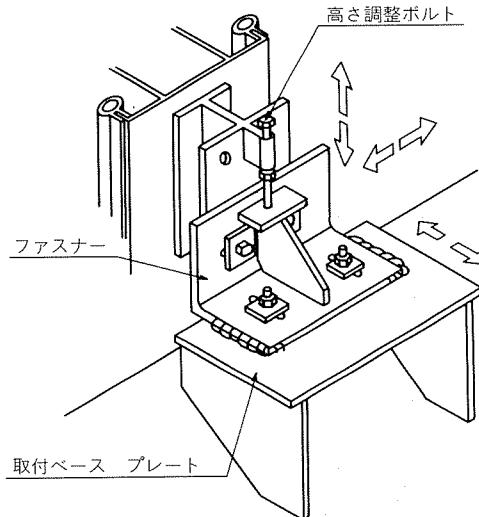


図9 ファスナーの取付

対してはカーテンウォールを拘束しないよう、ブラケットとの間で滑りが起るようになっている。すなわち、A部ファスナーは面外・面内共に固定され、B部ファスナーは面外のみ固定で面内にはフリーである。

さらに、A部ファスナーは現場での取付精度を上げるために一次ファスナー、二次ファスナー、三次ファスナーに分けられることもある。最近は、一次ファスナー及びカーテンウォール側のブラケットだけで前後、左右及び上下に調整できるように工夫されている(図9参照)。

方立方式の場合は、一般的には方立のたわみの絶対量を2 cm以内におさえるよう断面を設計している。

パネル方式の場合、窓部の風荷重は全てパネルにかかるため、アルミニウムパネルの補強材はかなり大きなものとなり、一枚当りの重量も150kgから650kgと重いものとなる。

近代建築は地震に対しては、変形しない剛構造として発展した。ところがこの理論によって建物を高層化していくと、柱は太く、梁背は高くなり、非現実的なものとなつた。そこで考えられたのが、ある程度建物を変形させようという柔構造である。植物でいえば、大木ではなく、竹のようなしなやかさを持った建物にしようというわけである。現在の高層建築は全てこの柔構造によって成立っている。従つて、高層建築のファサードをつかさどるカーテンウォールは、この建築物の変形に対応しなければならない。前述したように、カーテンウォールは構造体の力は分担しない。これは地震力に対しても同じで、カーテンウォールは構造体の変形に追従する構法をとっている。ただ、この追従の仕方に問題がないわけではない。一般的に、方立方式は単なる傾きであり(図10参照)、パネル方式は平行移動である(図11参照)。一部回転を与える場合もあるが、発生応力が大きくなるため、最近では少いようである。

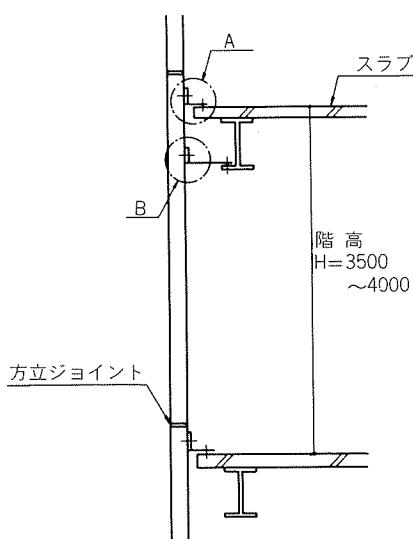


図8 カーテンウォールのファスナー位置

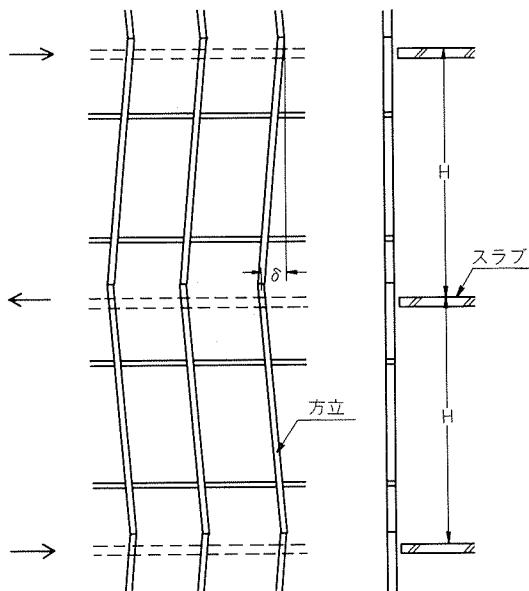


図10 方立方式の面内変形図

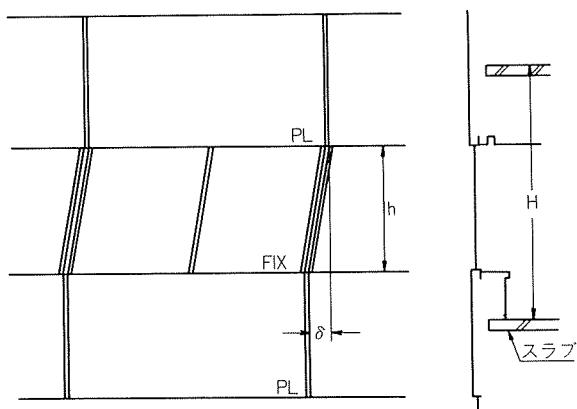


図11 パネル方式の面内変形図

なお、図10で δ を層間変位といい、 $H/300 \sim H/100$ 程度と考えられるが、例えば、階高 $H=4000\text{mm}$ とすると $\delta=13\sim40\text{mm}$ 位である。パネル方式は図11のように、中間の窓部分の変形で変位を吸収するが、方立方式にくらべて、窓の高さ h が小さいため、窓の受ける影響は大きい。

ガラスについては、一般的にはガラスの回転によって吸収しているが、最近のように横長の大きなガラスになると回転は起きない。物理的にはこうした動きに対してさして問題ないが、カーテンウォールとしての他の性能、特に水密性に大きな影響を与えるので、予想される大地震の場合にはジョイント部のシール等の補修を行うという立場をとっている。

自重については、ファスナー及びブラケットの強度を注意すれば、それ程問題がない。ただ、ガラスが大きい場合や厚いガラスを使用する場合は横材が変形し、意匠的に問題となる。特に、最近、省エネのためよく使用されるミラーガラス（熱線反射ガラス）は相当な熱線を反射すると同時に、ガラス面が鏡面となって周辺の建物を

映し出しが、建築家からは、まったく建物がそこに実在するかのように映し出されることが要求される。しかし、これは難しい問題といえる。

熱は漏水と共にカーテンウォールにとって、厄介な問題である。我々が通常経験する温度、すなわち、カーテンウォールの受ける温度は物理学的にいえばわずかな範囲のものであるにもかかわらず、これらによる影響が十分に大きい。特に、アルミニウムは熱容量が小さく、熱の良導体であるため、すぐに熱の変化の影響を受け、容易に反応するのである。

温度差といえば、年間の温度差を一般的には問題視されるが、夜明け、日没時の瞬間的温度差の方が、アルミニウムカーテンウォールに与える影響は大きいといえる。例えば、寒冷地においては朝日を受けると、温度差としては低いはずなのに一時間位でアルミニウムパネルにはらみが発生することがある。こういう膨張、収縮の繰返しが、カーテンウォールに大なり小なりのひずみを与えている。もちろん、ある種の対策は行っている。例えば、熱伸び量に対して目地幅は計算で25mm必要であるとか、ファスナーが複数の場合は一か所を固定し、他方はスライドするように滑り材を入れるとか、接合部分には動きやすく、かつ発音防止のために滑り材を入れてボルト止めする、という工夫がなされている。また、結露については、形材の中間部に断熱樹脂を注入して、断熱性能を高め、効果を上げる方法がある（図12参照）。それにもかかわらず、このような工夫が熱の与える影響に対して十分であるとはい难以難い。

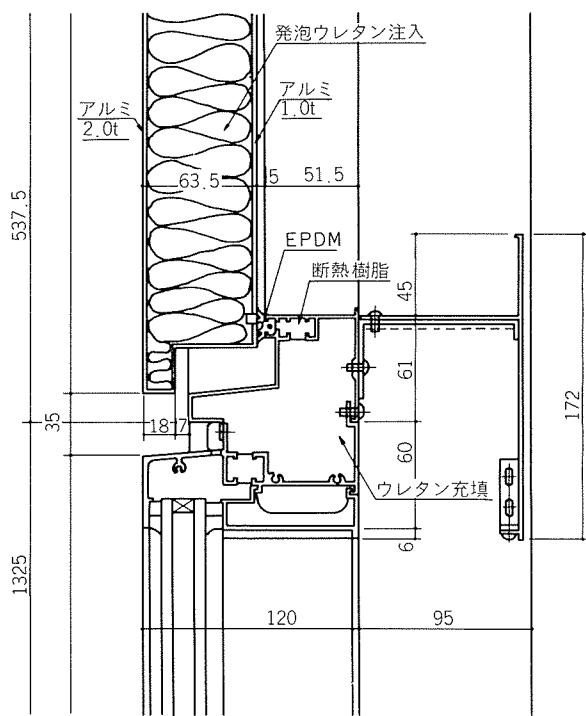


図12 断熱カーテンウォール

4. カーテンウォールの主として水 ・漏水の制御

水は他の自然力よりも多くのトラブルの原因となっている。風は雨を吹込んで、小さな隙間からでも浸入する。水蒸気になると、微細な孔にさえ入って寒冷時には凍結する。浸入した水は外気の不純物を含んでいるので、特に異種金属がある場合には、腐食を促進させる場合もある。水に関しては、漏水という現象が最大の問題である。金属系カーテンウォールの場合、漏水は部材のジョイント部分に必ず限定されるが、問題なのはこのジョイント部分が無数にあるということである。理論的には、このジョイント部を完全に処理しておけば良いわけであるが、現実に漏水の発生が見られるということは、これがいかに困難であるかを物語っている。

漏水は、水、隙間、力、の三要素が揃って、始めて起ると考えられる(図13参照)。この仮定に従えば、この三要素の一つを無くすことができれば漏水を防げるはずである。従来、この漏水を阻止するために、この隙間を完全に無くすことに全力が費された。また、隙間を二重に塞ぎ、中間部に入った水をパイプ等で外部に排水するという方式(図14参照)もとられている。

隙間を塞ぐシーリング材には不定形シーリング材(ウ

エットシール材ともいう)と定形シーリング材(ドライシールともいう)とがある。前者には、シリコン系とポリサルファイト系があるが、最近はシリコン系が使用されることが多い。後者では合成ゴムが使用されている。

このような努力にもかかわらず、漏水という現象は無くならない。これは建築現場で隙間を塞ぐ作業の確実性の問題や、風、地震による動き、及び熱による膨張収縮による影響をジョイント部が受け、我々が想定した性能を保ちえないからであろう。

そこで他の二要素を除去することが検討されたわけであるが、壁面における水の存在を除去することの可能性は考えられない。それでは、力についてはどうであろうか。このジョイント部分に働く力を除去する手段としては、等気圧システム(The Pressure Equalization System)と呼ばれるものがある(図15及び図16参照)。これについて、JCMAのレポート“雨仕切りの原理と等気圧壁の設計”²⁾より抜粋した文を以下に記して、本報を終ることとするが、その中にも記述されているように、真に等気圧にすることはきわめて難しいことである。

メタルカーテンウォールや窓の漏水を防ぐ良い方法の一つは、等気圧を作り出す“雨仕切りの原理(Rain Screen Principle)”を設計に取入れることである。この設

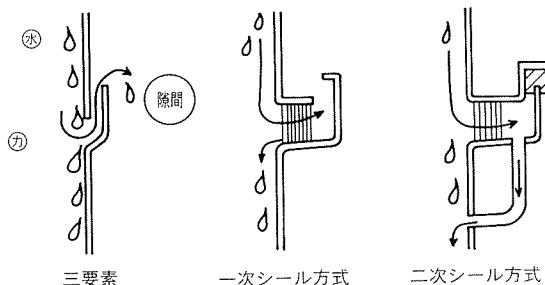


図13 雨水の浸入と処理

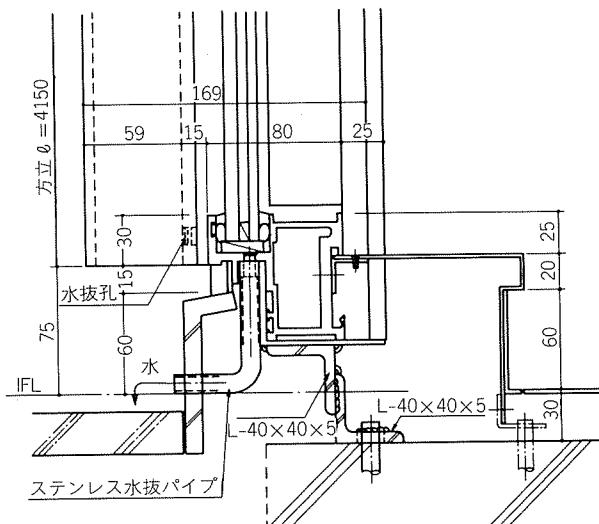


図14 水抜パイプを使用した例

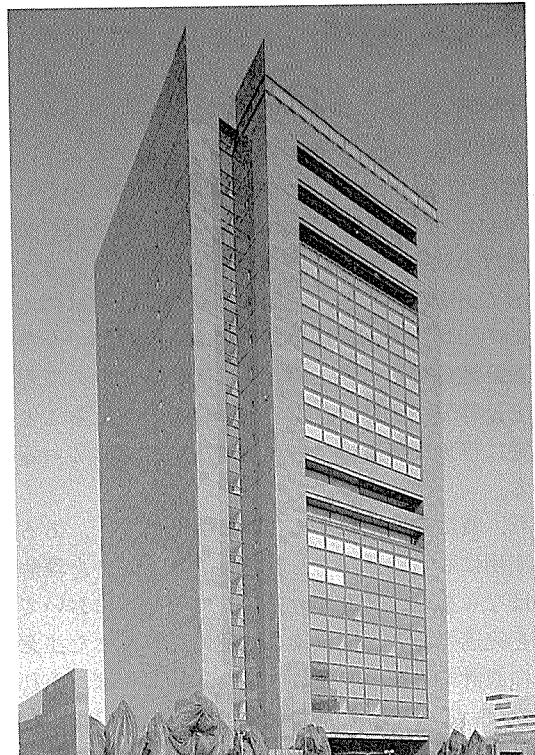


図15 トヨタ自動車㈱東京ビル

(設計:日建設計
施工:㈱大林組・㈱竹中工務店・
清水建設㈱(J.V)
竣工:1982年)

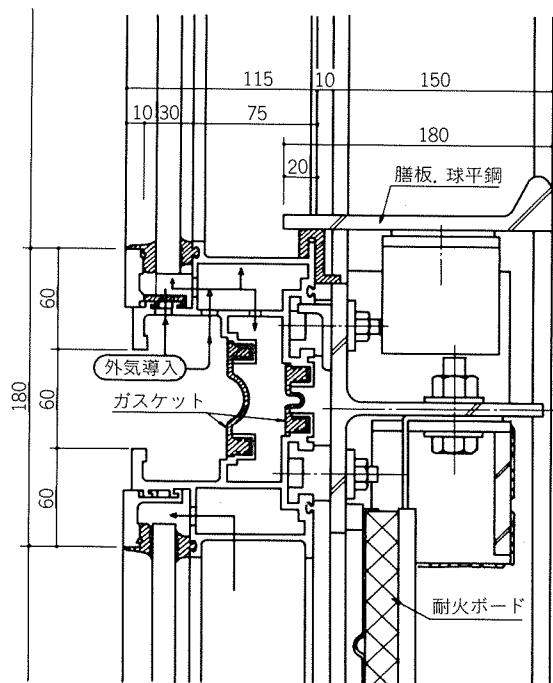


図16 等圧ドライガスケット工法
〔トヨタ自動車(株)東京ビルに採用〕の構造図

計理論のすべての意味を完全に理解している設計者はほんの僅かのようである。多分、大多数の建築家は、この言葉の一般的な概念だけを知っているにすぎないであろう。

まず最初に“雨仕切りの原理”と“等気圧デザイン”という用語は、密接な関係にあるにもかかわらず、また事実相互に関係しあうのだが、同義語ではないということを知るべきである。“雨仕切り”は単に外装材や壁や壁の構成の要素の表面、すなわち、外気にさらされている部分である。しかし、“雨仕切りの原理”は雨水によってこの仕切り面が浸透されるのをいかに防ぐかを規定した設計理論である。このように、雨仕切りの原理を使うことは等気圧デザインを実質的になしとげることになり、逆に等気圧設計はこの理論の上に成立っていることになる。

また、真に等気圧にすることは多分難しく、ある場合には実用にならないかもしれないということを理解しなければならない。メタルカーテンウォールにおいては、等圧を完遂することは複雑な問題になり、また注意深く、精巧に設計することを要し、また、しばしば、それは実行性のないことかもしれない。等圧は一部の設計者がするように、壁の中に設ける排水システムによるかなり“便宜的”な、また長い間受け入れられてきた“二重防護の理論 (Theory of Secondary Defense)”——その理論は、正しく適用されたときは信頼されうることを証明している——と混同してはならない。ヨーロッパにおいて、より一層厄介な、しかし、より一層記述的な言葉

の“雨仕舞の二段法 (Two-stage Method of Weather-tightening)”という言葉が“等圧法”という言葉の代りに広く使われていることは、また注目すべきである。1962年のノルウェーの出版物を引用すれば、“最も実際的な漏水防止のための解決策は、仕上材のジョイントまたはシーム上に大きな圧力が生じないように、外表面の耐雨性仕上材は開けておくように設計することである。この効果は、屋外の空気とつながっている空間を表面仕上材の内側に設けることにより達成される。それにより、突風により生ずる強い気圧は表面仕上げ材の両側において等しくなる。”

後に見られるように、これは単なる通気スペースではなく、その中では気圧差による空気の流れがその空間内において生じる。効果的にするために、それは屋外通気部以外は密閉されなければならない。そして雨仕切りの原理の適用において遭遇する多くの設計上の複雑さを加味することが必要である。

雨仕切り及び等圧壁方式の基本的概念は図式化し、図17A～Cに示し、左側が屋外である。Aは外部に大きな気圧があるとき、どのようにして水が一般に気圧差により表面材の隙間を通して導かれるかを示している。Bは壁面両側の気圧は等しくされ、重力、雨滴の運動エネルギー、表面張力、毛細管作用による漏水を予防するよう設計されており、水は壁を通抜けることができない。すべての水を移動させる力というものは取除かれ、制御されている。しかし、表面材の内側に気圧を生じさせ、それを維持させるためには、その内側の空気は保持されなければならない。そのためCに示すように内部に空気用の防壁（気密層）を設けなければならない。

凡例 [← : 高い(屋外)気圧, → : 低い(屋内)気圧]

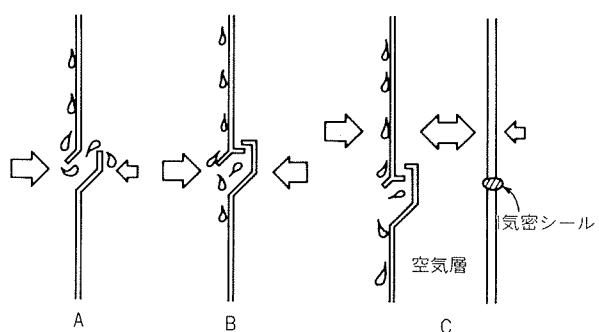


図17 雨仕切りと等気圧壁工法の基本概念

文 献

- 1) 日本カーテンウォール工業会：カーテンウォールの性能基準 (JCMA 規準), (1972).
- 2) 日本カーテンウォール工業会(訳)：雨仕切の原理と等気圧壁の設計, (1971).

技術資料

市販カークーラー・コンデンサについての
二、三の調査結果

萩原理樹* 若松千代治*

Materials and Performance of Some
Commercial Car Cooler Condensers

by Michiki Hagiwara
and Chiyoji Wakamatsu

住友軽金属工業株式会社技術研究所

市販カークーラー・コンデンサについての 二、三の調査結果

萩原理樹* 若松千代治*

Materials and Performance of Some Commercial Car Cooler Condensers

by Michiki Hagiwara
and Chiyoji Wakamatsu

1. はじめに

自動車用熱交換器のアルミニ化を推進する過程において、加工性、接合性、耐食性などについて数多くの検討がなされ、最近ではカーエアコンのコンデンサとエバボレータはほぼ100%のアルミニ化が完了した。また、遅れていたラジエータのアルミニ化も、技術的問題点が殆んど解決されたといわれており、米国におけるアルミニウム製ラジエータの採用台数は、1983年において約120万台、乗用車全体の約10%に達している¹⁾。

カーエアコンの国内における普及率は年々向上し、表1に示すように昭和58冷凍年度には乗用車で70%，トラックで23%に達し、総台数300万台に及んでいる²⁾。これら

のカーエアコン用熱交換器のアルミニウム材料は、当初は純アルミニウムが主体であったが、その構造形式によって種々のアルミニウム合金が使用されるようになって

表1 カーエアコン普及率(%) (冷凍年度)

	54年	55年	56年	57年	58年
乗用車	52	57	63	69	70
トラック	14	17	17	21	23
合計	42	46	49	54	55

注 普及率 = $\frac{\text{カーエアコン保有台数(9月末)}}{\text{車両保有台数(9月末)}} \times 100$
(軽自動車を含む)

表2 アルミニウム製コンデンサおよびエバボレータの構造と材料組合せ

区分	構造形式	接合方法	材料	
			フィン	冷媒管
コンデンサ	サーペンタイン型	フランクスろう付	純Al	純Al
		真空法	Al-Mn-Zn系	純Al, Al-Mn系
		VAW法	Al-Mn-Zn系	Al-Mn-Cu系
		ノコロック法	Al-Mn-Zn系	純Al
		アルフューズ法	純Al	純Al
	クロスフィン型	機械かしめ方式 ⁽¹⁾	純Al	純Al, Al-Mn系
	切削一体型	—	純Al	純Al
エバボレータ	ドロンカップ型	真空法	Al-Mn系	Al-Mn系
	サーペンタイン型	真空法	Al-Mn-Sn系, Al-Mn-Zn系	Al-Cu系, 純Al, Al-Mn系
		ノコロック法	Al-Mn-Zn系	純Al, Al-Mn系
		アルフューズ法	純Al	純Al
	クロスフィン型	機械かしめ方式	純Al	純Al, Al-Mn系

注(1) ソフィカ型も含む

* 技術研究所

きている。これらの形式と材料の組合せを大別すると表2のようになる。フラックスろう付によるものは、殆んど全てが塩化亜鉛を含有するフラックスを用い、多穴管表面に亜鉛拡散層を形成させて、耐食性を向上させていく。^{3~6)} また、サーペンタイン型熱交換器においてAl-Mn-Zn系、Al-Mn-Sn系合金フィンを用い、フィンを犠牲陽極として優先的に腐食させて、多穴管の腐食を防止しているものもある。この場合、フィンとの電位差を大きくする目的で、Al-Cu系あるいはAl-Mn系合金の多穴管を用いる傾向が近年かなり多くなってきている。

本報はこのような動向の中で、現在市販されている一部のアルミニウム製コンデンサについてその材質と伝熱性能を調査した結果をまとめたものである。なお、伝熱性能についてはサーペンタイン型だけでなく、当社のパイントリューブAを用いた市販コンデンサも測定に供した。

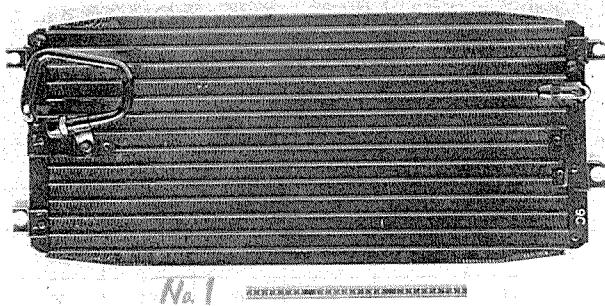


図1 No.1 コンデンサの外観

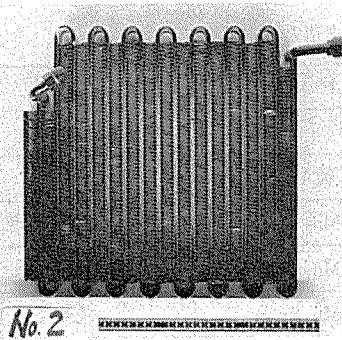


図2 No.2 コンデンサの外観

2. 調査したコンデンサの種類と材料

2.1 コンデンサの種類

表3に示す5種類の市販コンデンサを入手した。各コンデンサの外観は図1～5に示すように、いずれもコル

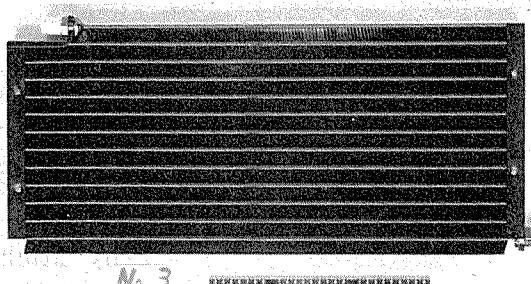


図3 No.3 コンデンサの外観

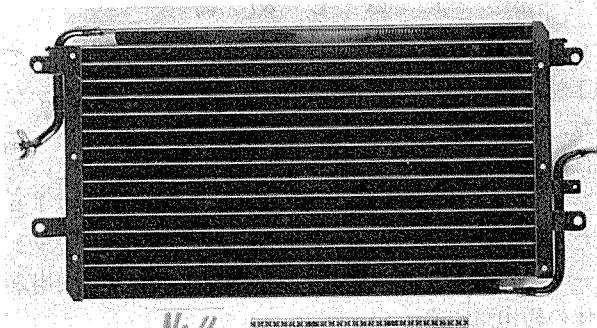


図4 No.4 コンデンサの外観

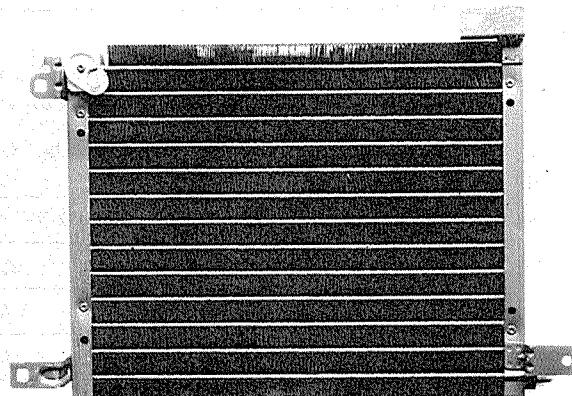


図5 No.5 コンデンサの外観

表3 調査コンデンサ

	No. 1	No. 2	No. 3	No. 4	No. 5
外 枠 尺 法 (mm)	314 ^H ×694 ^L ×22 ^W	335 ^H ×335 ^L ×44 ^W	287 ^H ×644 ^L ×22 ^W	340 ^H ×609 ^L ×26 ^W	331 ^H ×423 ^L ×26 ^W
形 式	サーペンタイン	サーペンタイン	サーペンタイン	サーペンタイン	サーペンタイン
接 合 方 法 (推定)	フラックスろう付	フラックスろう付	フラックスろう付	真空ろう付	アルフューズ法
搭 載 車 種	A 1	A 2	B	C	D

ゲートフィンと多穴管（押出偏平多穴冷媒管）の組合せによるサーペンタイン型であり、No.1～3はフラックスろう付品、No.4は真空ろう付品、No.5はアルフェューズ法によるものと推定された。なお、パインチューブAを用いたコンデンサは後述する。

2.2 材質分析結果

各コンデンサの多穴管、フィン、ハーフユニオン、配管およびサイドプレートについてのカントメータによる化学成分分析結果とそれに基づく推定材質を表4に示した。ただし、フィンについてはブレージングシートの皮材と芯材、さらには亜鉛拡散処理による亜鉛量などの混合された値として示した。

2.2.1 多穴管

多穴管はいずれも純アルミニウムが使用されていた。後述するようにNo.1～3とNo.5の多穴管は表層に亜鉛層をもつので、フィンとの電位差を考慮する必要がなく、押出性の良好な純アルミニウムを用いたものであろう。No.4は後述するようにAl-Zn系犠牲陽極フィンを用いた真空ろう付品である。最近の傾向としてフィンとの電位差を高める目的で、Al-Mn系あるいはAl-Cu系の多穴管を用いるものが多くなってきているが、本品では純アル

ミニウムであった。

2.2.2 フィン

分析結果から、No.1～3では芯材に3003合金、皮材にAl-Si系ろう材を用いたブレージングシートである。No.4ではAl-Mn-Zn合金を芯材に、Al-Si-Mg合金を皮材に用いた真空ろう付用のブレージングシートと推定される。

2.2.3 ハーフユニオン

ハーフユニオンの継手類にはすべてAl-Zn-Mg系の7N01合金が使用されていた。ハーフユニオンの接合については後述するが、7N01合金が冷却速度が遅くても焼入硬化されることから、溶接やろう付時の加熱による硬さの向上を目的として用いられたものであろう。

2.2.4 サイドプレート

No.1とNo.2は3004合金である。No.3は純アルミニウムであり、No.5は不純物が多い。

2.2.5 配管

No.1、No.2およびNo.4の配管はいずれも純アルミニウムであった。カークーラー用の配管材料としては3003合金が多いといわれているが、今回の調査品はすべて純アルミニウムであった。

表4 調査コンデンサ各部材の成分と推定材質

部材	コンデンサ	化 学 成 分 (wt%)											推定材質
		Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Zr	V	Al	
多穴管	No.1	0.11	0.28	0.00	0.00	0.00	0.00	0.01	0.005			99.60	1060
	No.2	0.09	0.25	0.02	0.00	0.01	0.00	0.01	0.009			99.61	"
	No.3	0.13	0.30	0.02	0.00	0.00	0.00	0.00	0.006			99.54	1050
	No.4	0.14	0.17	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.005			99.68	1070
	No.5	0.12	0.52	0.13	0.01	0.01	0.00	0.01	0.032			99.17	1100
フィン	No.1	1.38	0.65	0.13	1.03	0.02	0.01	0.77	0.018			残	芯材 3003
	No.2	1.10	0.77	0.13	1.11	0.02	0.01	0.61	0.024			残	"
	No.3	1.43	0.56	0.13	1.05	0.02	0.06	0.26	0.029			残	"
	No.4	1.52	0.25	0.02	0.94	0.25	0.01	0.68	0.021			残	芯材 3203+Zn
	No.5	0.09	0.70	0.10	0.01	0.04	0.00	0.02	0.013			残	1100
ハーフユニオン	No.1	0.11	0.19	0.03	0.37	1.04	0.15	4.41	0.07	0.15	0.01	残	7N01
	No.2	0.10	0.19	0.02	0.41	0.95	0.13	4.36	0.07	0.18	0.01	残	"
	No.3	0.12	0.22	0.05	0.44	1.12	0.12	4.33	0.06	0.16	0.01	残	"
	No.4	0.09	0.14	0.14	0.27	1.28	0.06	4.87	0.03	0.16	0.01	残	"
	No.5	0.11	0.19	0.08	0.39	1.25	0.21	4.49	0.03	0.14	0.01	残	"
	(No.5) ⁽¹⁾	(0.09)	(0.19)	(0.05)	(0.40)	(1.17)	(0.20)	(4.91)	(0.03)	(0.15)	(0.01)	(残)	"
配管	No.1	0.09	0.30	0.02	0.01	0.01	0.00	0.08	0.012			99.49	1050
	No.2	0.11	0.26	0.02	0.00	0.01	0.00	0.01	0.010			99.57	1060
	No.4	0.14	0.27	0.00	0.00	0.00	0.00	0.04	0.025			99.57	"
コアプレート	No.1	0.21	0.40	0.16	0.97	0.98	0.01	0.03	0.033			残	3004
	No.2	0.21	0.42	0.14	1.03	1.13	0.02	0.03	0.021			残	"
	No.3	0.21	0.19	0.00	0.00	0.00	0.00	0.04	0.017			99.54	1050
	No.5	0.15	0.48	0.10	0.23	0.17	0.03	0.04	0.026			残	(98.7%Al)

注(1) 図11(b)の継手金具

3. コンデンサ各部位の接合状況

3.1 フィン、多穴管およびサイドプレートの接合

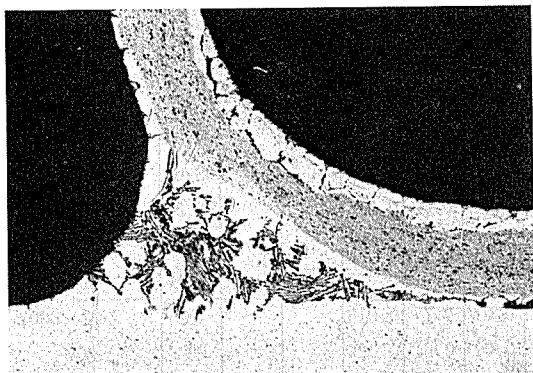
各コンデンサのフィンと多穴管およびフィンとサイドプレートの接合状況の代表例を図6～8に示した。

No.1, No.2(図6)およびNo.4はいずれもフィレットの形成が良好であったが、他のもの(図7, 8)はフィレット形成が不十分であった。また、No.5はアルフューズ法のためにフィレット部がきわめてエッチングされ易かった。

3.2 繼手部の接合

各コンデンサのハーフユニオンと配管、配管と多穴管ならびにハーフユニオンと多穴管の接合状況の代表例を図9～11に示した。

No.1(図9)とNo.2はすべての接合がろう付である。ただし、配管端部のキャップにブレージングシートを用いている以外はすべて置きろうによるトーチろう付である。No.3のハーフユニオンと多穴管の接合はミグ溶接である。No.4(図10)の多穴管と配管の接合もミグ溶接であるが、配管とハーフユニオンの接合は置きろうによるトーチろう付がなされている。No.5は図11に示すような複雑な継手方式を用いている。



(a) フィン/多穴管の接合部

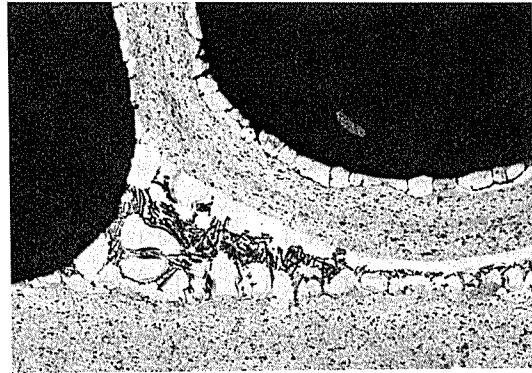
4. フィンと多穴管接合部のEPMA線分折結果

各コンデンサのフィンと多穴管の接合方法を確認するため、フィン断面ならびにフィンと多穴管接合部のフィレット直下管断面について亜鉛とけい素の分布をEPMA線分折により調査した。

結果の代表例を図12～14に示した。また、測定結果から算出した各フィンの表層と中心部および多穴管表層部の亜鉛濃度ならびにフィンと多穴管における亜鉛拡散層の深さをまとめて表5に示した。

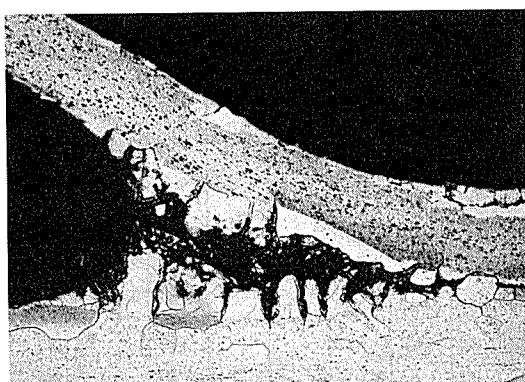
亜鉛とけい素の分布状況から各コンデンサの接合方法を推定すると、既に一部述べたようにNo.1～No.3は塩化亜鉛を用いたフラックスろう付による亜鉛拡散品であり、No.4はAl-Zn系フィンを用いた真空ろう付品、No.5はアルフューズ法によるもので、とくに拡散熱処理は施していないものと判断される。

No.3は図13にみられるようにフィン断面から亜鉛が殆んど検出されないことから、組立時にフラックス溶液中に浸漬するのではなく、接合部のみに限って部分的にフラックスを塗布したものと推定される。

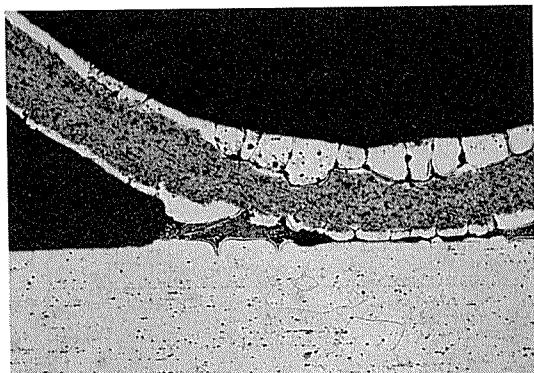


(b) フィン/サイドプレートの接合部

図6 No.2 コンデンサのフィン、多穴管、サイドプレート接合部の断面顕微鏡組織($\times 100 \times \%$)

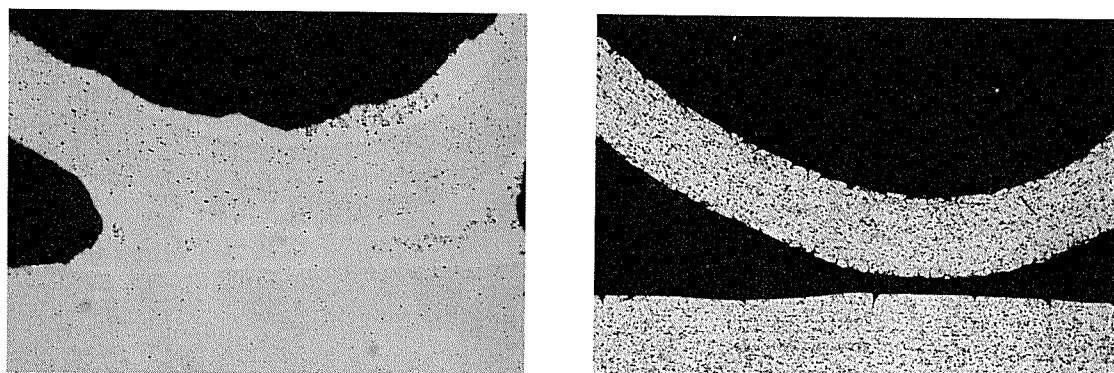


(a) フィン/多穴管の接合部

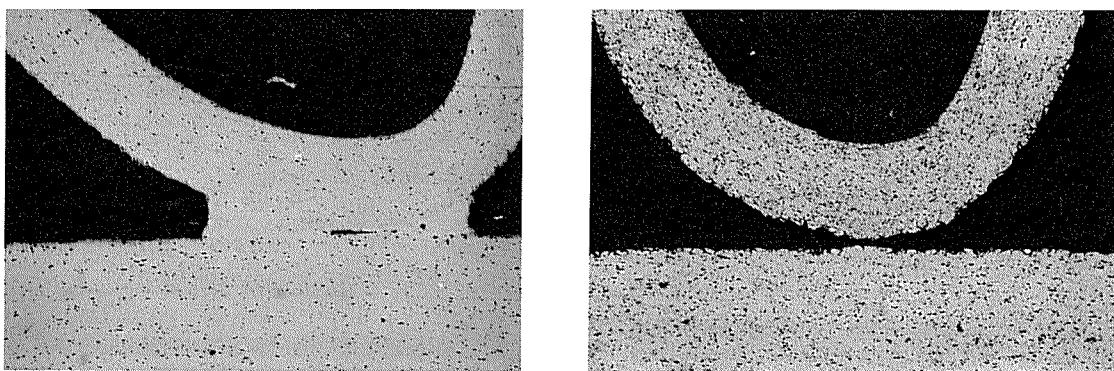


(b) フィン/サイドプレートの接合部

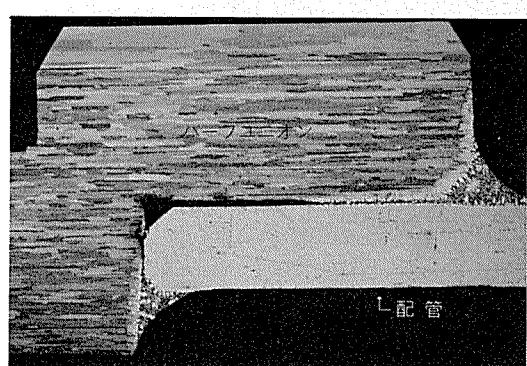
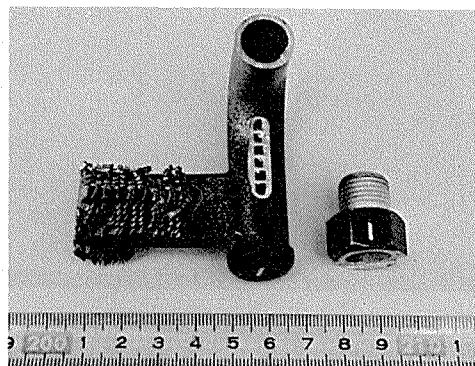
図7 No.3 コンデンサのフィン、多穴管、サイドプレート接合部の断面顕微鏡組織($\times 100 \times \%$)



(a) フィン/多穴管の接合部（左：エッティング前，右：エッティング後）

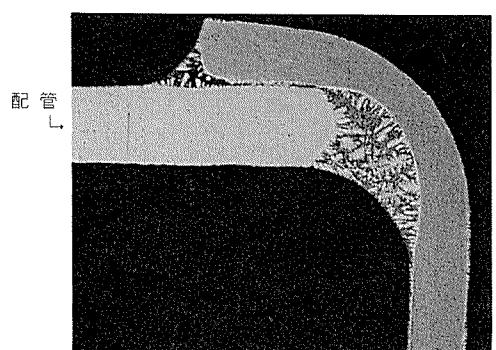
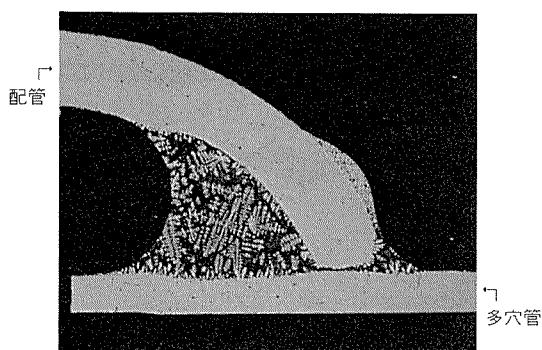


(b) フィン/サイドプレートの接合部（左：エッティング前，右：エッティング後）

図8 No.5 コンデンサのフィン，多穴管，サイドプレート接合部の断面顕微鏡組織 ($\times 100 \times \frac{7}{9}$)

(a) 外観

(b) ハーフユニオン/配管の接合部

図9 No.1コンデンサの多穴管，配管，ハーフユニオン接合部の外観と断面拡大組織 ($\times 7$)

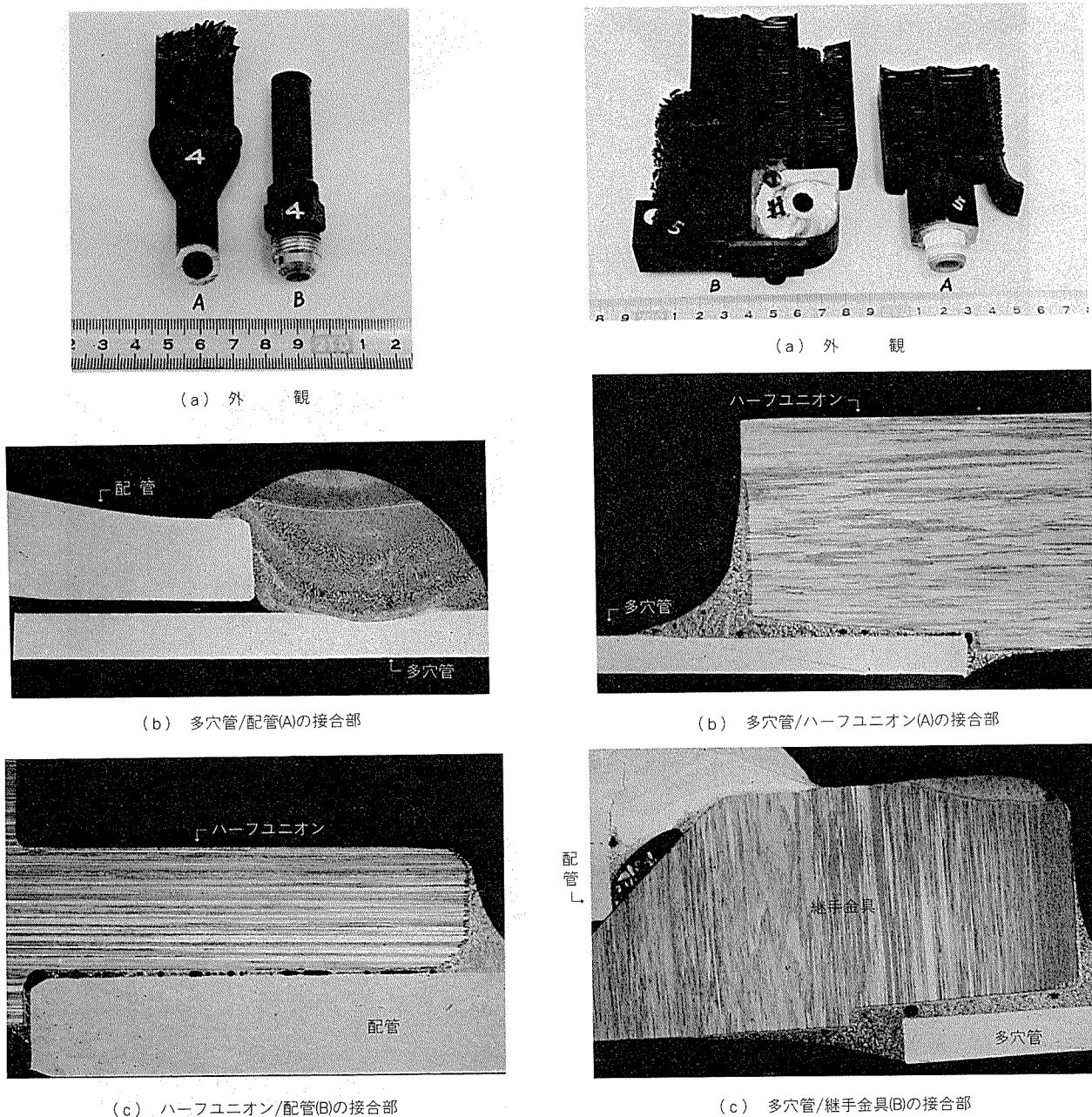


図10 No. 4 コンデンサの多穴管、配管、ハーフユニオン接合部の外観と断面拡大組織 ($\times 7$)

図11 No. 5 コンデンサの多穴管、ハーフユニオンの接合部断面拡大組織 ($\times 7$)

表5 コンデンサの亜鉛分布状況

コンデンサ	フイイン			多穴管	
	表層亜鉛濃度 (wt%)	中心部亜鉛濃度 (wt%)	拡散層深さ (μm)	表層亜鉛濃度 (wt%)	拡散層深さ (μm)
No. 1	1.0	0.1	60	1.2	70
No. 2	0.4	0.1	60	2.0	80
No. 3	<0.1	<0.1	—	>2.0	60
No. 4	<0.1	0.75	—	<0.1	—
No. 5	>2.0	<0.1	<10	>2.0	<10

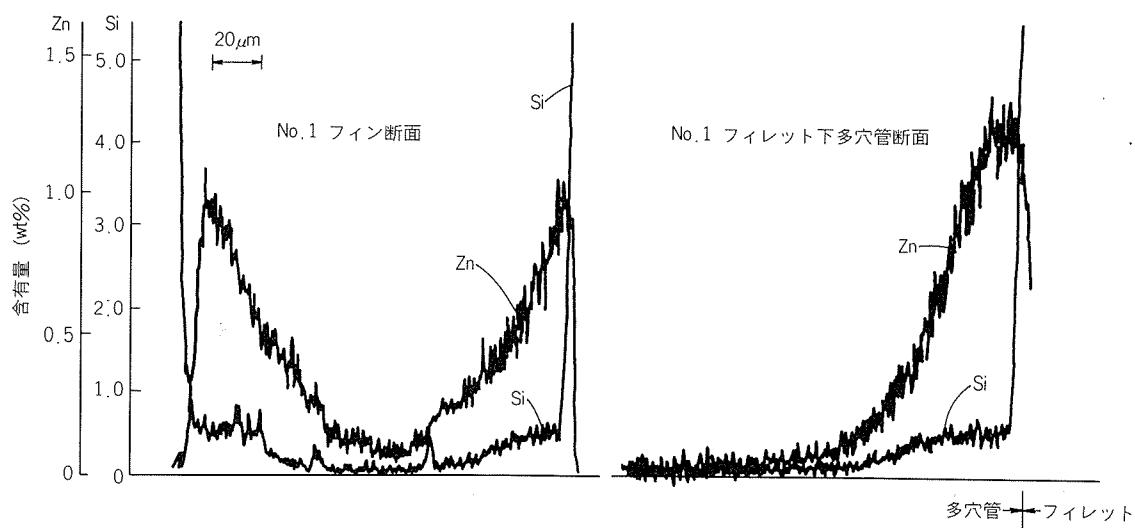


図12 No. 1 コンデンサのフィンおよびフィレット直下多穴管断面のSiとZnの分布

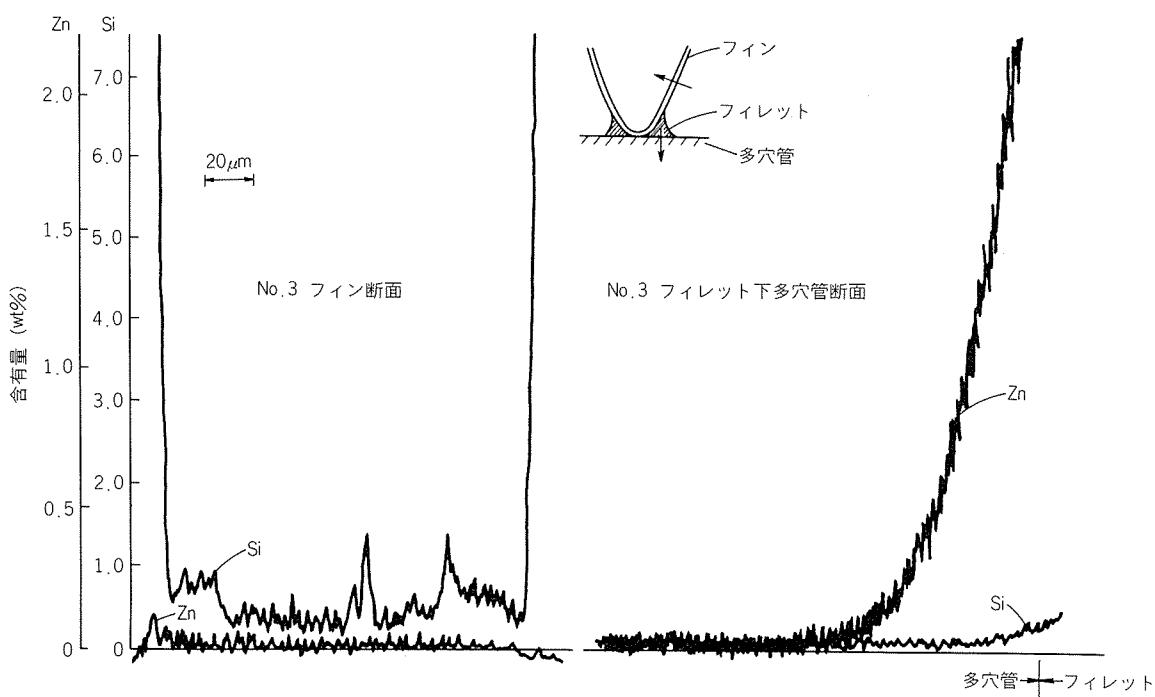


図13 No. 3 コンデンサのフィンおよびフィレット直下多穴管断面のSiとZnの分布

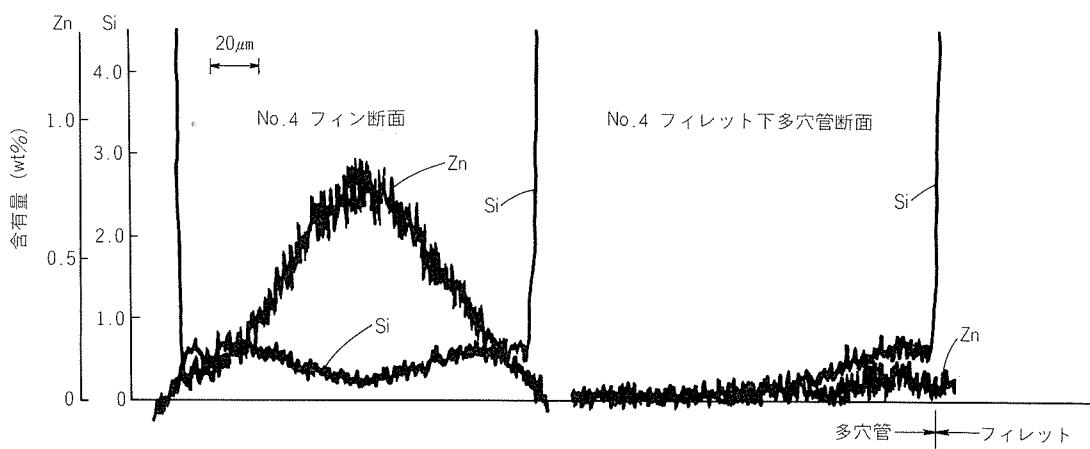


図14 No. 4 コンデンサのフィンおよびフィレット直下多穴管断面のSiとZnの分布

5. 耐食性

各コンデンサから図15に示すようなサンプルを採取し、8週間までの促進腐食試験を実施した。腐食試験としてはこれまでに種々のデータを蓄積している乾湿交互浸漬試験を主体に実施し、一部CASS試験も行った。試験条件は下記のようである。

(1) 乾湿交互浸漬試験¹⁰⁾

溶液: 3%NaCl水溶液, pH=3 (酢酸)
サイクル: 40°C × 30min 浸漬 ⇌ 50°C × 30min 乾燥

(2) CASS試験¹¹⁾

溶液: 5%NaCl + 0.26g/l CuCl₂ 水溶液,
pH=3 (酢酸)

条件: 50°C 連続噴霧

乾燥交互浸漬試験2, 4, 6 および8週間後のサンプル各部位における最大孔食深さを部位別に図16~19に示した。

各部位とも最大孔食深さは約0.4mm以下であり、問題

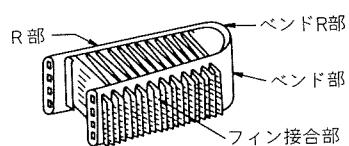


図15 腐食試験用サンプル

になるものはなかった。各部位別に詳細に比較すると、同一試料でも部位による差があり、傾向が一定していない。腐食のばらつきを考慮すると、各コンデンサ間に耐食性の大きな差はないようである。また、CASS試験結果は省略するが、いずれも700hrで問題はなかった。

なお、耐食性をラボテストで評価する場合、それぞれ独自の腐食試験が実施されており、中性塩溶液での乾湿交互試験で判定する場合や、CASS試験700hrで洩れないことを判定基準とすることもある。

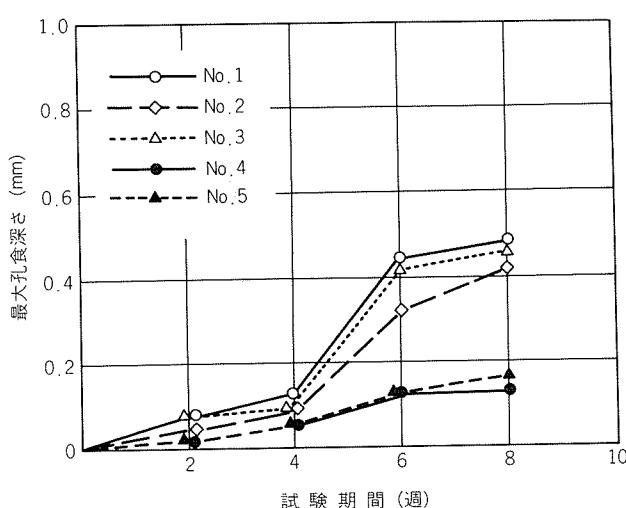


図16 フィン接合部の乾湿交互浸漬試験結果

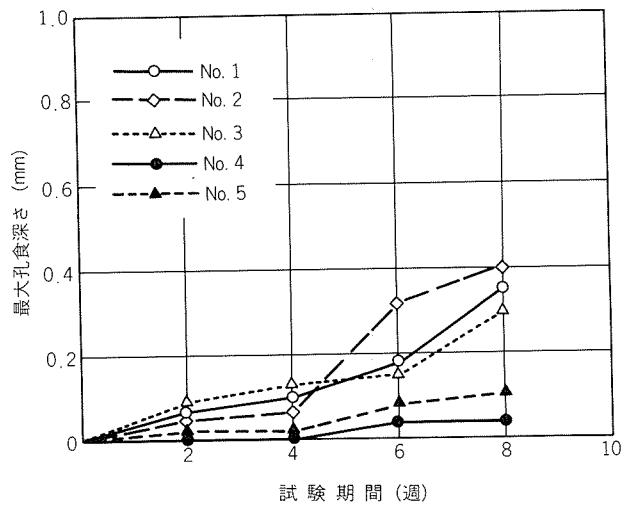


図17 多穴管R部の乾湿交互浸漬試験結果

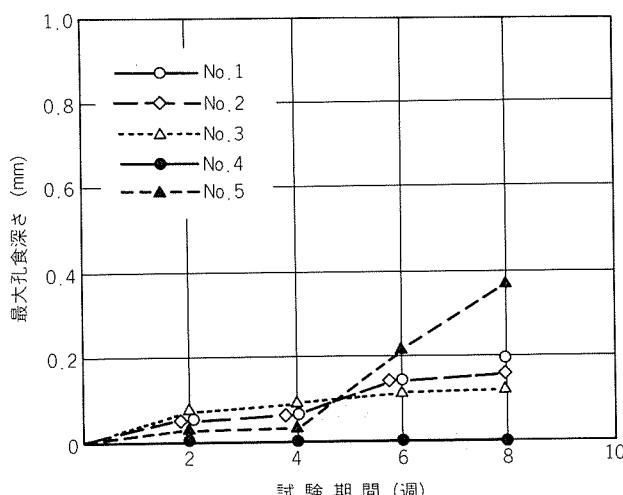


図18 多穴管ベンド部の乾湿交互浸漬試験結果

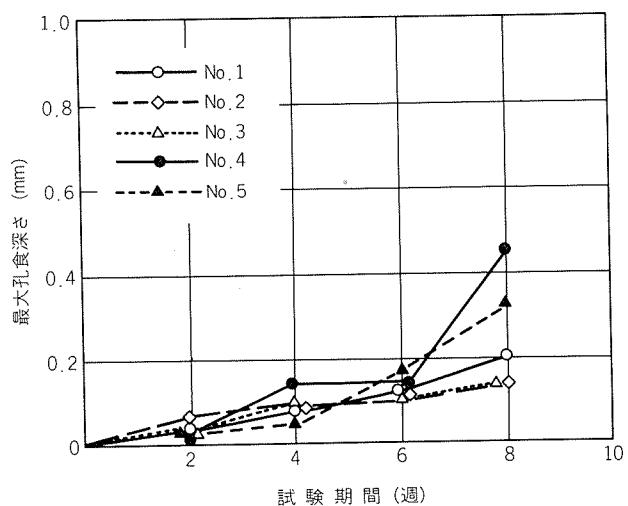


図19 多穴管ベンドR部の乾湿交互浸漬試験結果

表6 コンデンサ諸元

諸 元	No.1	No.3	No.6	No.7	No.4	No.5	No.2
	(ブラックスろう付)	(パインチューブA)	(真空ろう付)	(アルフューズ)	(ブラックスろう付)		
外 形 尺 法 (mm)	314 ^H ×694 ^L ×22 ^W	287 ^H ×644 ^L ×22 ^W	326 ^H ×450 ^L ×22 ^W	308 ^H ×449 ^L ×22 ^W	340 ^H ×609 ^L ×26 ^W	331 ^H ×423 ^L ×26 ^W	335 ^H ×335 ^L ×44 ^W
多 穴 管 の 幅 W(mm)		22				26	44
多 穴 管 の 穴 数 N _h	6	4	5			4	13
段 間 隔 P _t (mm)	21	22	22	24	21	24	21
段 数 N _t	14	13	14	12	17	13	16
管 内 流 路 パス数 N _p	2			1			
フ イ ン の 高 さ H _f (mm)	16.2	17.0	20.1	20.1	16.0	19.0	15.9
フ イ ン の 幅 W _f (mm)	22.0	21.9	3.2×5山	4×4山	25.9	25.9	43.9
フ イ ン ピ ッ チ P _f (mm)	2.00	2.18	1.40	1.41	2.05	1.79	2.29
フ イ ン の 厚 さ T _f (mm)	0.15	0.15	0.24	0.22	0.21	0.16	0.15
ル ー バ ー の 幅 W _r (mm)	9.8	13.8	—	—	12.8	16.2	9.8
ル ー バ ー 角 度 φ _r (°)	32	26	—	—	32	26	28
ル ー バ ー の 数 N _r		10	—	—	10	12	20
有 効 前 面 面 積 F _{fr} (m ²)	0.203	0.168	0.123	0.116	0.192	0.127	0.095
フ イ ン 側 全 伝 热 面 積 A _{ot} (m ²)	4.13	3.20	2.31	2.18	4.53	3.39	3.41
総 重 量 W _t (kg)	2.88	2.25	2.32	2.13	3.66	2.27	2.37
試 験 部 前 面 面 積 F _{fa} (m ²)	0.115	0.099	0.115	0.115	0.092	0.061	
試験部フ イ ン 側 伝 热 面 積 A _{oa} (m ²)	2.35	1.89	2.16	2.16	2.71	2.46	2.18

6. 伝 热 性 能

前述のNo.1~5に加えて、比較のために切出し一体フイン型のパインチューブA^{12, 13)}から製作した市販コンデンサ（No.6, 7）をも実験に供した。表6はそれらの諸元、図20にフイン部形状、図21にルーバー形状をそれぞれ示した。図22はパインチューブAコンデンサ（No.7）の外観を示した。

No.1~5は多穴管の幅W=22, 26, 44mm, 段間隔P_t=21, 22, 24mm, フインピッチP_f=1.8~2.3mm であり、一方、No.6および7（パインチューブA）はW=22mm, P_t=22または24mm, P_f=1.4mmである。

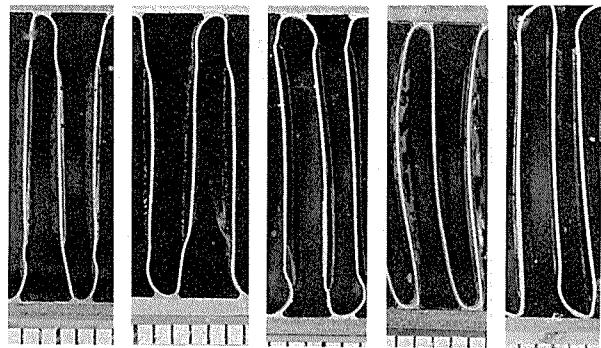
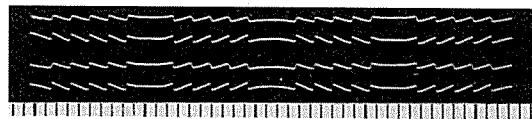


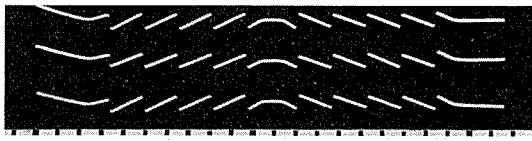
図20 フイン部形状 (1 目盛 = 1 mm)



(a) No.1



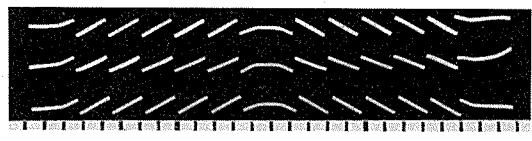
(b) No.2



(c) No.3



(d) No.4



(e) No.5

図21 ルーバー形状 (1 目盛 = 1 mm)

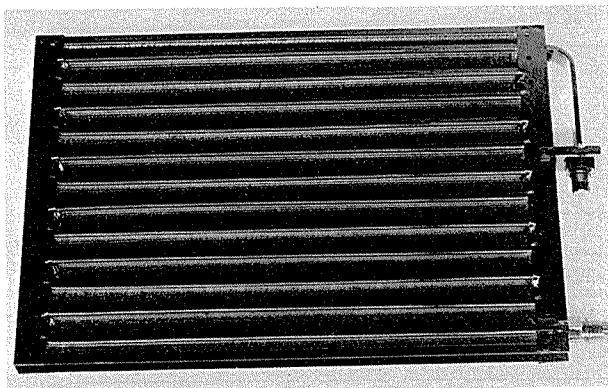
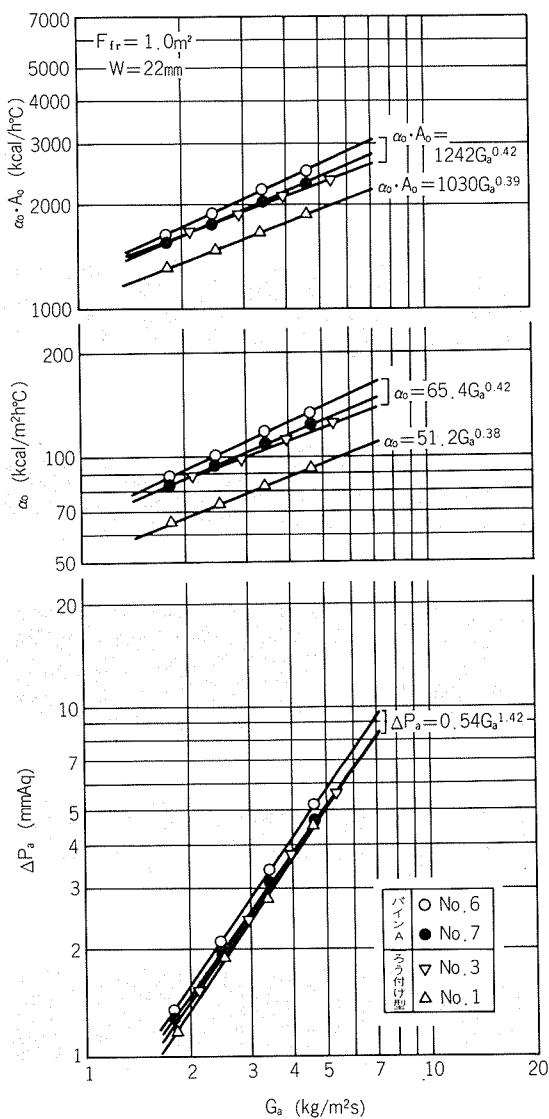


図22 No. 7コンデンサ(パインチューブA使用)

6.1 測定方法

伝熱性能測定はサタケ冷熱(株)製風洞試験装置を用いて行った。実験条件のうちの主なものを次に示す。

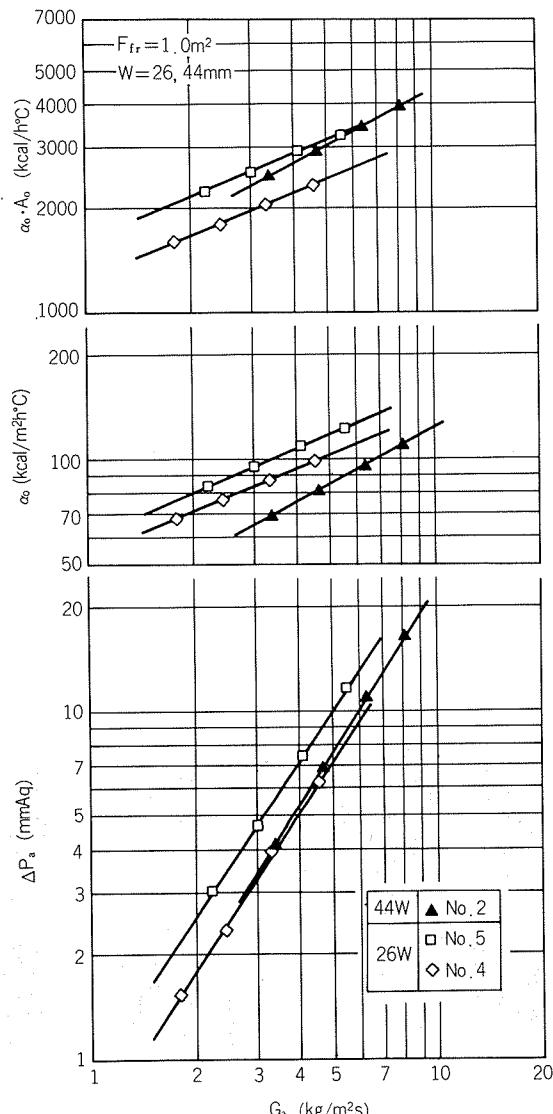
図23 W=22mmにおけるG_aとα_o、α_o・A_oおよびΔP_aの関係

- I) 水温 : コア入口で65°C ± 0.5°C
- II) 空気乾球温度 : コア入口で35°C ± 0.2°C
- III) 空気湿球温度 : コア入口で24°C ± 0.4°C
- IV) 空気流速 : 前面風速1.7~7m/sの範囲で4段階
- V) 水流速 : 乱流範囲で4段階

交換熱量Q、熱通過率K_o、フィン側熱伝達率α_o、空気側圧力損失ΔP_aその他の測定および算出方法は従来と同じである¹²⁾。

6.2 測定結果

α_o、前面面積1m²当りにおける単位平均温度差当りの交換熱量α_o・A_oおよびΔP_aとG_aの関係を図23、24に、ΔP_aとα_o・A_oの関係を図25、26に示す。表7は各コンデンサの伝熱性能を前面空気重量速度G_a=5kg/m²sおよびΔP_a=5mmHgの場合について示した。以下においては特に記さない限りG_a=5kg/m²sにおけるα_o、α_o・A_oおよびΔP_aの値を比較用いた。

図24 W=26.44mmにおけるG_aとα_o、α_o・A_oおよびΔP_aの関係

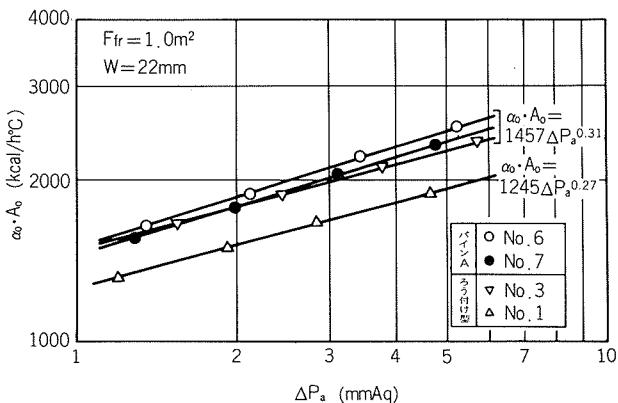
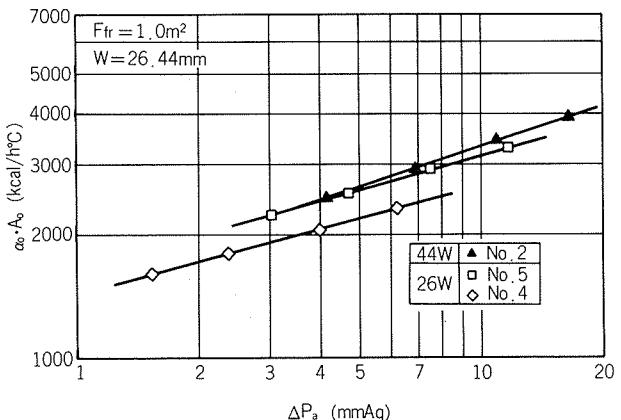
図25 W=22mmにおける ΔP_a と $\alpha_o \cdot A_o$ の関係図26 W=26, 44mmにおける ΔP_a と $\alpha_o \cdot A_o$ の関係

表7 伝熱性能

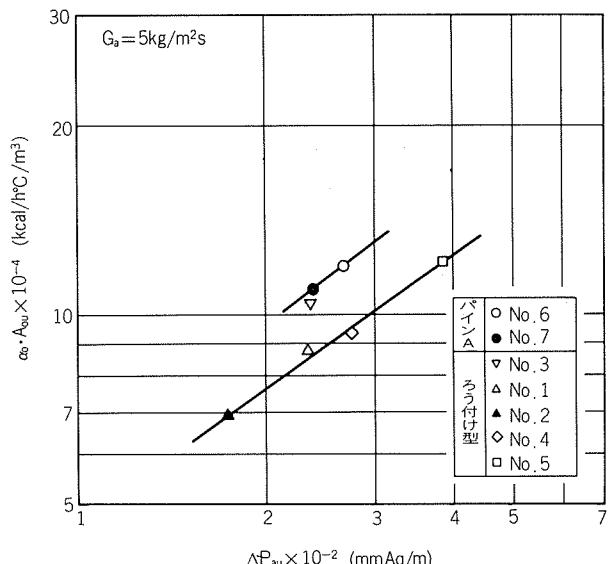
コンデンサ		前面空気重量速度 $G_a = 5\text{kg/m}^2\text{s}$			$\Delta P_a = 5\text{mmAq}$ における 単位平均温度差当り交換熱量 ($F_{fr}=1.0\text{m}^2$) $\alpha_o \cdot A_o (\text{kcal}/\text{h}^\circ\text{C})$
		単位平均温度差当り交換熱量 ($F_{fr}=1.0\text{m}^2$) $\alpha_o \cdot A_o (\text{kcal}/\text{h}^\circ\text{C})$	フィン側熱伝達率 $\alpha_o (\text{kcal}/\text{m}^2\text{h}^\circ\text{C})$	空気側圧力損失 $\Delta P_a (\text{mmAq})$	
ろう付型	No. 1 (22 ^W)	1,930	95	5.15	1,920
	No. 3 (22 ^W)	2,300	122	5.20	2,270
パイントューブA	No. 6 (22 ^W)	2,610	139	5.90	2,470
	No. 7 (22 ^W)	2,400	128	5.25	2,360
ろう付型	No. 4 (26 ^W)	2,430	104	7.20	2,200
	No. 5 (26 ^W)	3,160	118	10.00	2,590
	No. 2 (44 ^W)	3,050	85	7.65	2,650

(1) ろう付型コンデンサ多穴管幅W=22mmの場合：No. 3の α_o および $\alpha_o \cdot A_o$ はNo. 1に比較して、それぞれ28%および19%大きいが、 ΔP_a はほぼ同等であった。 $\Delta P_a = 5\text{mmAq}$ におけるNo. 3の $\alpha_o \cdot A_o$ はNo. 1に対して18%大きく、これは空気の通過する局所的なフィン間隙が図20(c)に見られるようにフィン高さ方向で比較的均一であり、ルーバーの配列(図21(c)参照)にも乱れが少ないとことによるのであろう。

(2) 同じくW=26, 44mmの場合：No. 5の α_o 、 $\alpha_o \cdot A_o$ および ΔP_a はNo. 2およびNo. 4に比較して大きかった。 $\Delta P_a = 5\text{mmAq}$ における $\alpha_o \cdot A_o$ を比較すると、No. 2およびNo. 5はNo. 4に対して20%程度大きい値を示した。

(3) パインチューブAのNo. 6およびNo. 7の場合：フィンが冷媒管路と一体化されており、かつ、空気流の方向にフィンが分割されているため、前縁効果が有効に利用され、大きな α_o をもち、ろう付型コンデンサと比較して何らそん色はなかった。参考までに、幅方向単位長さ当りの空気側圧力損失 ΔP_{au} と単位容積当りの単位平均温度差当り交換熱量 $\alpha_o \cdot A_{ou}$ の関係は図27に示すように、No. 6, 7およびNo. 3が優れた性能を有していた。

(4) Wと α_o 、 $\alpha_o \cdot A_o$ 、 ΔP_a それぞれの関係を G_a をパラ

図27 ΔP_{au} と $\alpha_o \cdot A_{ou}$ の関係

メータとして検討すると、多少の散らばりはあるが、 α_o は $W^{-0.54}$ 、 $\alpha_o \cdot A_o$ は $W^{0.36}$ 、 ΔP_a は $W^{0.47}$ にほぼ比例する。ただし、No. 5は $\alpha_o \cdot A_o$ および ΔP_a の場合には除いた。そこでWの影響を消去した $\alpha_o/W^{-0.54}$ 、 $\alpha_o \cdot A_o/W^{0.36}$ および

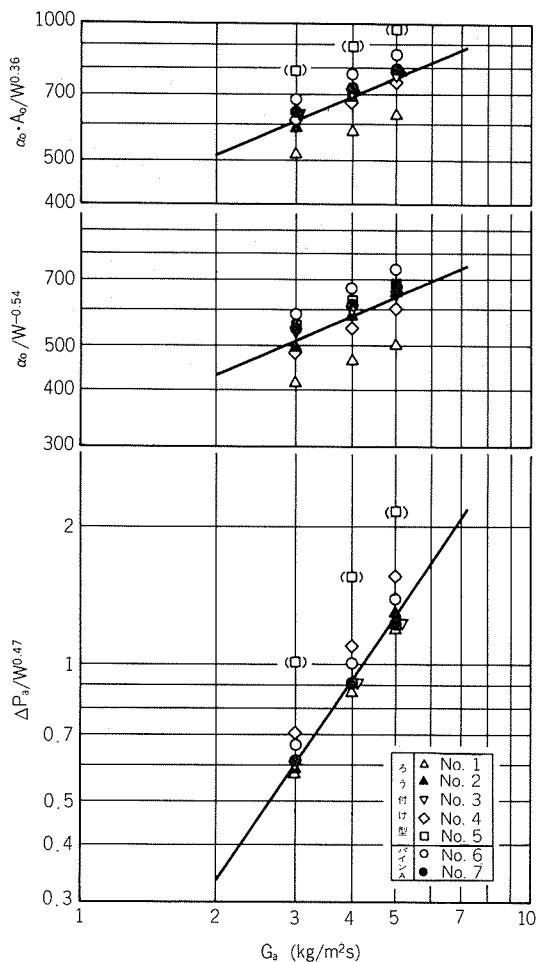


図28 G_a と $\alpha_o/W^{-0.54}$, $\alpha_o \cdot A_o/W^{0.36}$ および $\Delta P_a/W^{0.47}$ の関係

$\Delta P_a/W^{0.47}$ と G_a の関係を図28に示し、(1)～(3)式が得られた。

$$\alpha_o/W^{-0.54} = A_1 G_a^{0.43} \quad \dots \dots (1)$$

$$\alpha_o \cdot A_o/W^{0.36} = A_2 G_a^{0.43} \quad \dots \dots (2)$$

$$\Delta P_a/W^{0.47} = A_3 G_a^{1.47} \quad \dots \dots (3)$$

定数 A_1 , A_2 , A_3 は表8 参照

No. 5の A_2 , A_3 は比較的大きい値を持っていることは図28より推定されるが、これはフィンピッチ P_f がろう付型コンデンサの中で最も小さいためであろう。すなわち、No. 5の $P_f = 1.8\text{mm}$ であるのに対し、他は $P_f = 2 \sim 2.3$

表8 定数 A_1 , A_2 より A_3

コンデンサ		A_1	A_2	A_3
ろう付型	No. 1	256	320	0.113
	No. 2	319	379	0.119
	No. 3	325	384	0.116
	No. 4	302	375	0.144
	No. 5	344	—	—
パインチューブA	No. 6	367	425	0.130
	No. 7	339	395	0.117
合計		319	379	0.123

mmである。

7. おわりに

自動車用熱交換器には省資源、省エネルギーの観点から、今後より一層の高耐食性、小型・軽量化が要求されるものと考えられる。市販コンデンサは耐食性の点ではほとんど問題がないようであるが、沖縄のような高温多湿域で海塩粒子の多い環境においては腐食の進行がきわめて速いことが知られている。たとえば、中近東など沖縄よりもはるかに腐食しやすい地域が数多く確認されている¹⁴⁾。このような地域での使用に対しては、耐食性に関する慎重な配慮が必要で、我々アルミニウム材料製造業者は熱交換器製造業者に協力して陰極防食効果を高める材料の検討を行っている。

本報では、市販のカーカーラー・コンデンサの一部について、それらの材質と伝熱性能を報告した。調査したコンデンサはフラックスろう付品（亜鉛拡散処理品）3種、真空ろう付品1種、アルファーズ品1種ならびにパインチューブAを用いた2種である。これらは市販のものを適宜購入して調査、測定したもの故、本結果が市販品のすべてを代表するものではないかもしれない。

自動車の耐用年数に関する要求も年々厳しくなり、いわゆるカナダコードの米国内での採用の動きもある。これに伴って自動車用熱交換器の耐用年数に関する要求もより厳しくなることが予想される。従って、今のところ殆んど目立った問題の生じていないペンド部（サーペンタイン型における犠牲陽極フィンの防食範囲外の領域）の耐食性の向上方法が、今後の大きな課題になる可能性がある。このため、現行多穴管材料自体の耐食性の改良あるいはペンド部だけについての耐食性向上策も今後の課題であろう。

文 献

- 1) 軽金属協会：アルミニウム新素材と自動車のアルミ化調査報告，(1984)。
- 2) 日本冷凍空調工業会：冷凍と空調，No. 278 (1984-4), 8.
- 3) M. R. Bothwell : Metal Progress, March (1965), 81.
- 4) 田部善一, 萩原理樹, 重永光治：防食技術, 23 (1974), 485.
- 5) 池田洋：本誌, 21 (1981), 101.
- 6) 川瀬寛：軽金属学会第59回秋期大会講演概要, (1980), 77.
- 7) 特許公報：昭49-36864.
- 8) 例えは、小橋正道：実務表面技術, 23 (1983), 56; 松村正浩：塗装技術, (1984) 10月増刊, 233など。
- 9) 例えは、池田洋, 田部善一：本誌, 23 (1982), 142.
- 10) ASTM B 192-44T (1944).
- 11) JIS D-0201 (1983).
- 12) 平田勝彦, 竹内勝治：本誌, 14, (1973), 191.
- 13) 平田勝彦, 若松千代治, 中野功, 竹内勝治：本誌, 20 (1979), 99.
- 14) 三浦達雄：軽金属学会東海支部講演会, (1984).