

論 文

工業用純アルミニウムの延性に及ぼす Si の析出の影響\*

森 山 勉\*\* 吉 田 英 雄\*\*  
土 田 信\*\*

Effect of Precipitation of Si on Ductility in a  
Commercially Pure Aluminium

Tsutomu Moriyama, Hideo Yoshida  
and Shin Tsuchida

住友軽金属工業株式会社技術研究所

## 工業用純アルミニウムの延性に及ぼす Si の析出の影響\*

森 山 勉\*\* 吉 田 英 雄\*\*  
土 田 信\*\*

### Effect of Precipitation of Si on Ductility in a Commercially Pure Aluminium

Tsutomu Moriyama, Hideo Yoshida  
and Shin Tsuchida

In the annealing curve of a commercially pure aluminium (Fe:0.3wt%, Si:0.1wt%), the highest elongation of cold-rolled sheet followed by final annealing at 275 °C was obtained. While, this peak of elongation in the annealing curve was not observed in 99.99% high purity aluminium. The objective of this paper is to make clear the reason of the peak of elongation in connection with the precipitation of impurity.

As a result of microstructural investigation and electrical resistivity measurement, Si particles of 0.1~0.2 μm most precipitated and formed rings of about 1 μm in diameter in the sheet annealed at 275 °C. The diameter of rings was nearly equal to the dislocation cell and/or the subgrain in sheets annealed below 200 °C. These rings remained within the subgrain and/or recrystallized grain as the result of grain growth by increase of annealing temperature up to 275 °C. In case of annealing at 300~350 °C, these rings almost disappeared as the result of resolution of Si in matrix.

These facts suggest that the peak of elongation is due to the decrease of Si concentration on the grain boundary and the decrease of the soluted Si in matrix.

#### 1. 緒 言

JIS 1050, 1100 等の工業用純アルミニウムは、Fe, Siを主要な不純物として含んでいる。そして、それらの不純物による Al-Fe, Al-Fe-Si 系化合物や単体 Si 等が、鋳塊のもみの木組織、圧延板や押出材の陽極酸化後の色調、再結晶特性、加工性等に影響を与えることがよく知られている<sup>1)</sup>。

近年、電子顕微鏡による分析技術の発達に伴い、工業用純アルミニウムの鋳塊や加工熱処理時の Fe, Si の晶出や析出挙動が詳しく研究されている<sup>2)~7)</sup>。しかし、延性に関して、Fe, Si の析出挙動から研究されたものは少ない。

そこで、本研究では、工業用純アルミニウムの冷延板

の焼鈍軟化特性を調査し、延性に及ぼす焼鈍温度の影響を検討した。特に、250~300 °C 焼鈍材の伸びが最大になるという特異な現象が過去に見出されている<sup>8)~12)</sup>ものの、詳細な検討がなされていないので、まず、250~300 °C における伸びのピークの発生の再現性を調査し、次にそのピークの発生原因を不純物元素の析出の観点から考察した。

#### 2. 実験方法

Table 1 の化学成分を有する 1050 合金と 99.99% 高純度アルミニウムの DC 鋳塊を熱間圧延で 4.8 mm とした後、中間焼鈍の影響を調べるために、次の二通りの工程で冷間圧延板を製造した。第 1 の工程 (process I) では、50% の加工度で 2.4 mm まで冷間圧延した後、380 °C × 1 h の中間焼鈍を行い、0.115 mm に冷間圧延した。第 2 の工程 (process II) では、中間焼鈍を行わず、0.115 mm に冷間圧延した。最終焼鈍条件は、いずれの

\* 軽金属学会第68回春期大会（昭和60年5月、於・富山）にて一部発表、軽金属に投稿中

\*\* 技術研究所金属材料研究部

Table 1 Chemical composition

Alloy	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Al
1050 (wt%)	0.11	0.28	0.02	0.00	0.00	0.00	0.00	0.01	bal.
4NAI (ppm)	4	6	48	2	0	1	0	0	bal.

冷間圧延板も、150~350°C × 1 hとした。焼鈍時の加熱速度は50°C/h、冷却速度は25°C/hである。

これらの焼鈍材から、圧延方向に沿って引張試験片を採取した。試験片の形状はJIS 5号である。そして、2 mm/minの引張速度で引張試験を行い、引張強さ、耐力、破断伸びを求め、焼鈍軟化曲線を作成した。

化合物の析出状態は、光学顕微鏡、JSM-50A走査型電子顕微鏡(SEM)とJEM-200CX透過型電子顕微鏡(TEM)を用いて観察した。TEM試料は、過塩素酸エタノールの電解浴で窓枠法により作成した。化合物の同定は、エネルギー分散型分光器(EDS)による成分確認と、制限視野回折による構造解析により行った。また、化合物の固溶・析出の程度を知るために、電気抵抗を、スポット溶接による四端子法で液体窒素中で測定した。

### 3. 実験結果及び考察

#### 3.1 焼鈍軟化特性

Fig. 1にJIS 1050の焼鈍軟化特性を示す。中間焼鈍の有無にかかわらず、275°Cで伸びのピークを得ることが認められる。また、中間焼鈍により伸びは向上し、強度は低下する。

Fig. 2に99.99%高純度アルミニウムの焼鈍軟化特性を示す。JIS 1050で得られたような顕著な伸びのピークは認められない。図には、中間焼鈍なしのprocess IIの

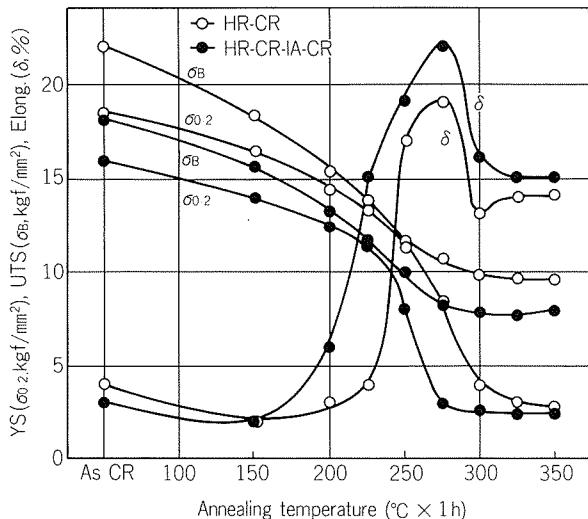


Fig. 1 Effect of final annealing temperature on the mechanical properties of 1050 alloy sheet.

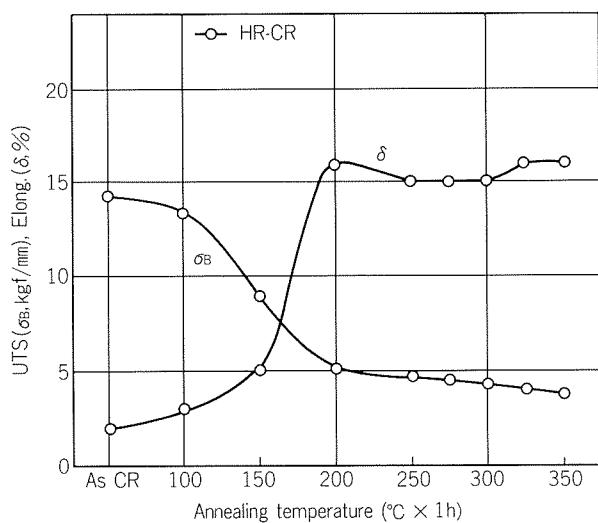


Fig. 2 Effect of final annealing temperature on the mechanical properties of 99.99% high purity aluminium sheet.

結果を示したが、中間焼鈍を行ったprocess Iの場合もほぼ同様の結果を得た。これらの結果から、伸びのピークの発生には、最終焼鈍における不純物元素の析出挙動が関係しているものと考えられる。

#### 3.2 金属組織学的調査

JIS 1050の中間焼鈍を行ったprocess Iの材料について、まず析出状態に関して調査し、次に回復、再結晶過程に関して調査した。

##### 3.2.1 析出状態

Fig. 3(次ページ)にミクロ組織を示す。また、ミクロ組織から板表面の微細粒子(約1μm以下)の分布密度を測定し、その結果をFig. 4に示す。伸びのピークの得られる275°C焼鈍材には、圧延のままや、300°C、350°C焼鈍材より微細粒子が多く分布している。そこで、275°C焼鈍材の

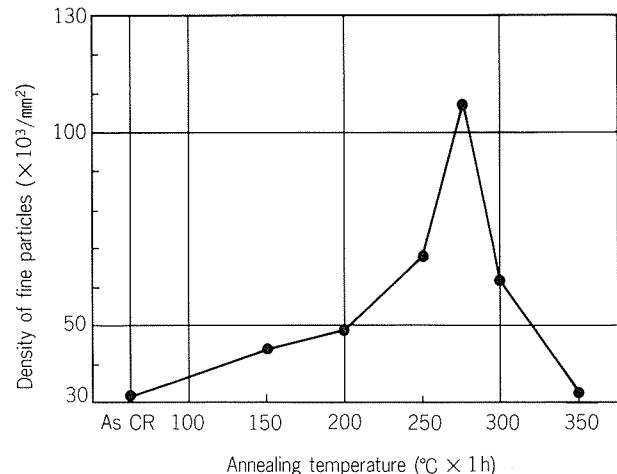
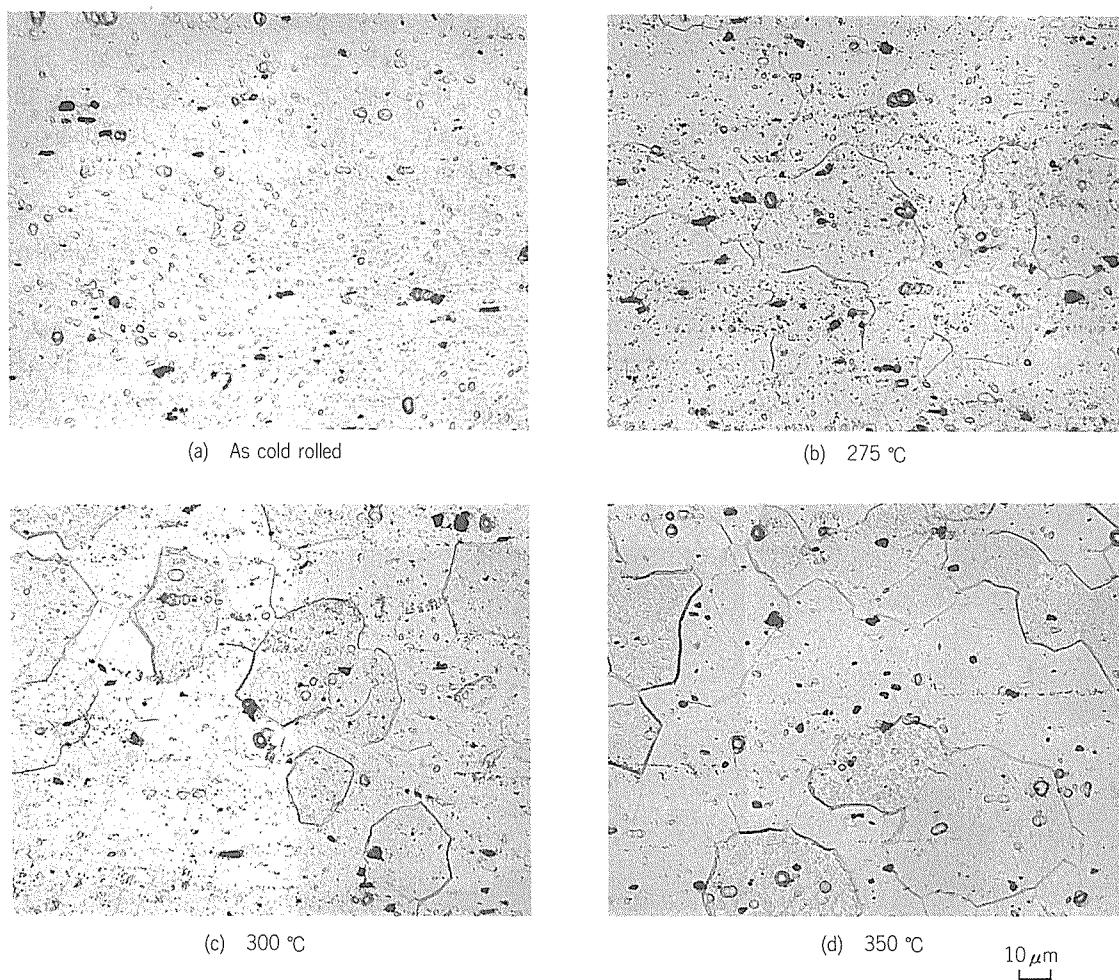
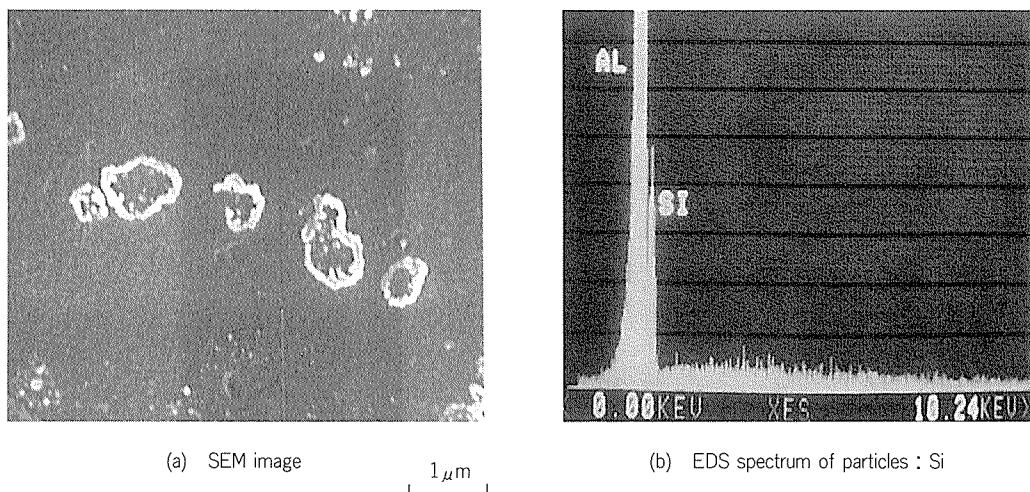


Fig. 4 Effect of final annealing temperature on the density of fine particles ( $\leq \sim 1\mu\text{m}$ ) of 1050 alloy sheet (process I : HR-CR-IA-CR).



**Fig. 3** Microstructures of cold-rolled 1050 alloy sheet followed by finally annealing (process I : HR-CR-IA-CR).



**Fig. 5** SEM image and EDS spectrum of 1050 alloy sheet finally annealed at 275 °C.

微細粒子をSEMでさらに拡大して観察し、EDS分析した結果をFig. 5に示した。微細粒子は、約1μmの径のリングであることがわかった。Siの存在が認められた。さらに、その組成と構造を明確にするために、TEM観察と制限視野回折による構造解析を行った結果をFig. 6に示す。0.1~0.2μmの径の単体Si(fcc,  $a=5.42\text{Å}$ )<sup>5)</sup>がリングを形成していることがわかる。

Fig. 7に、中間焼純前後のミクロ組織を示す。中間焼純後に微細粒子が認められる。Fig. 8に、この微細粒子のTEM観察と制限視野回折による構造解析の結果を示す。この粒子は、約0.2μmの径の $\alpha'$ -AlFeSi(hexagonal,  $a=12.30\text{Å}$ ,  $c=26.20\text{Å}$ ,  $P6_{3/mmc}$ )<sup>7)</sup>であることが明らかになった。

### 3.2.2 回復、再結晶過程

Fig. 9に偏光による結晶粒組織を示す。275°Cで再結晶粒が一部形成され、300~350°Cで20~30μmの径の再結晶粒が全面に認められる。さらに、Fig. 10にTEMによる結晶粒の観察結果を示す。圧延のままで約1μmの径の転位セルが生じており、275°Cではサブグレインと再結晶粒の混粒組織と粒内にリング状の単体Siが認められた。350°Cになると、リング状の単体Siは消失している。焼純温度による転位セル、サブグレイン、再結晶粒のサイズの変化をFig. 11に示す。単体Siのリングの約1μmの径は、転位セルサイズあるいは150~200°C焼純材のサブグレインサイズと同じであることがわかる。

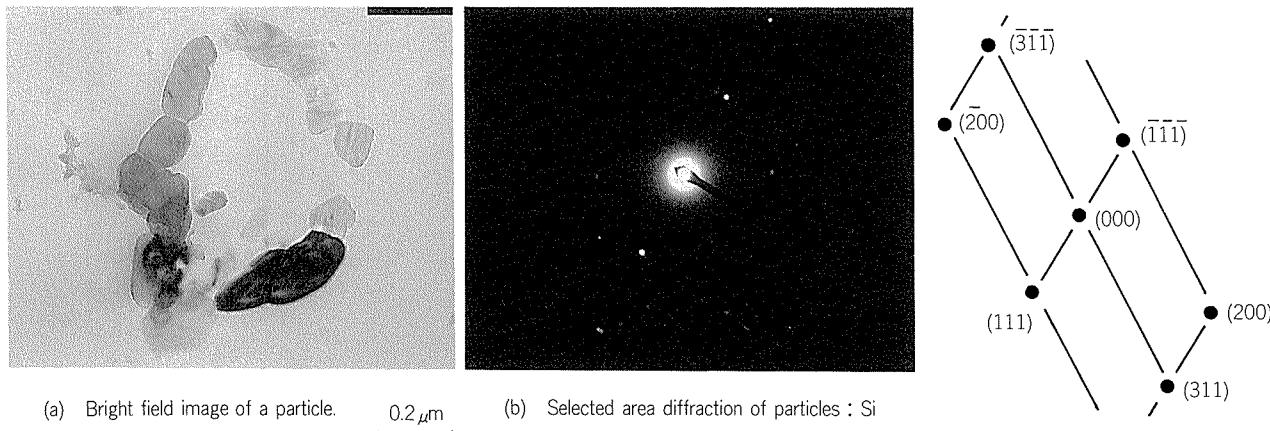


Fig. 6 Electron micrographs of 1050 alloy sheet finally annealed at 275 °C.

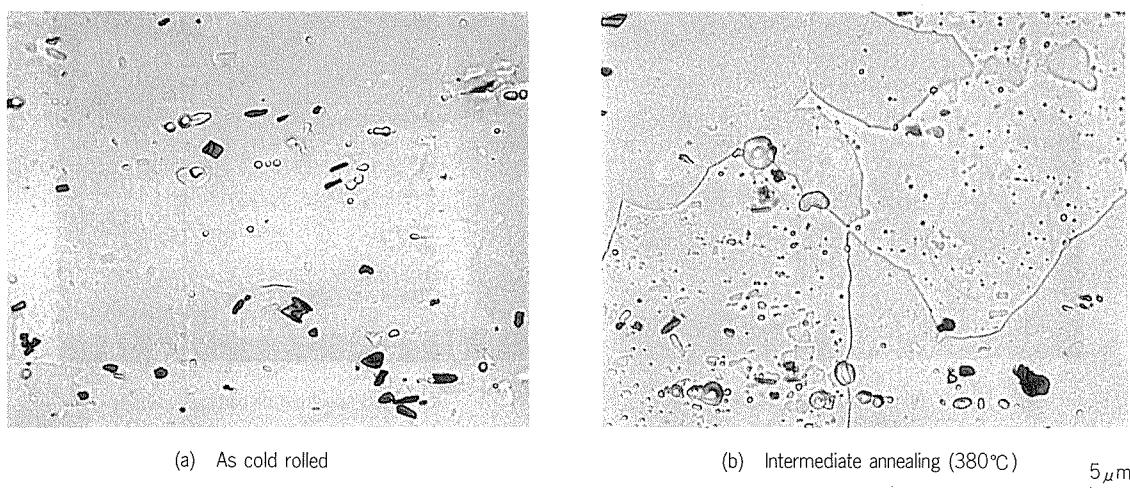


Fig. 7 Microstructures of cold-rolled 1050 alloy sheet followed by intermediately annealing.

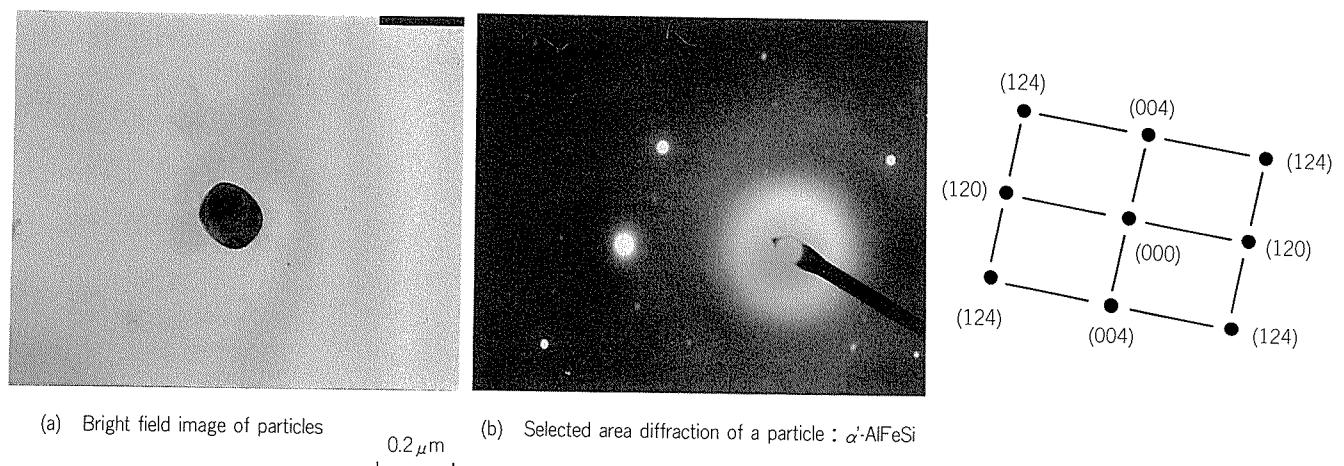


Fig. 8 Electron micrographs of 1050 alloy sheet intermediately annealed at 380 °C.

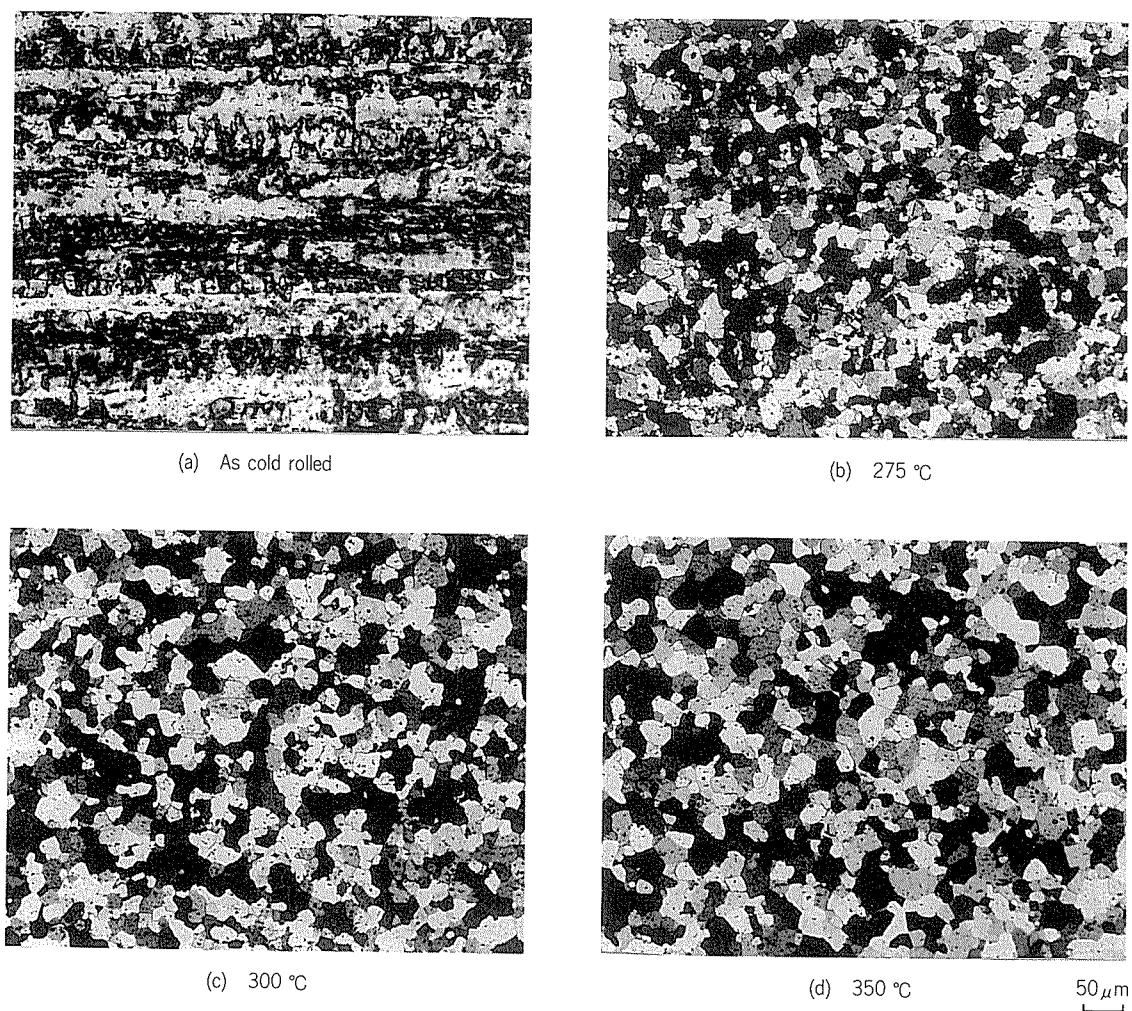
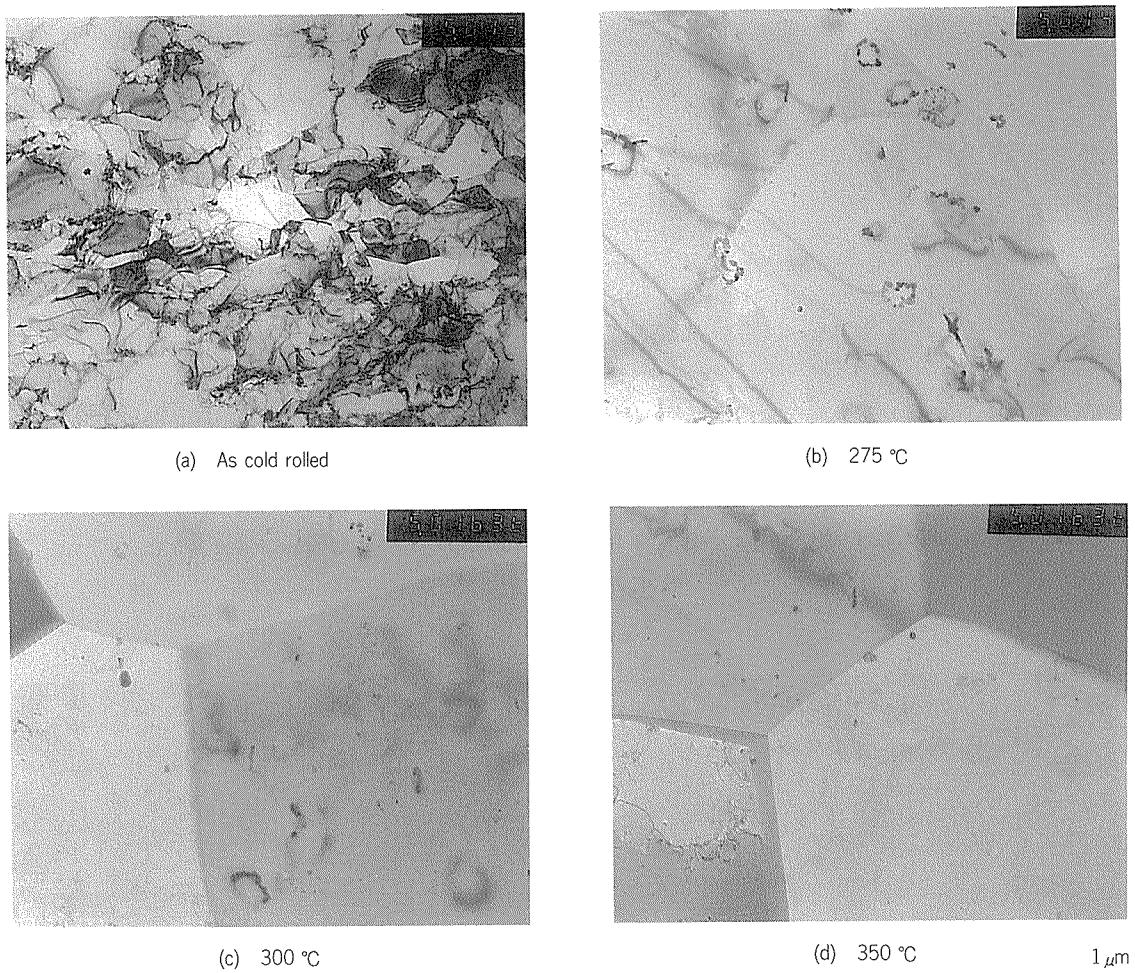
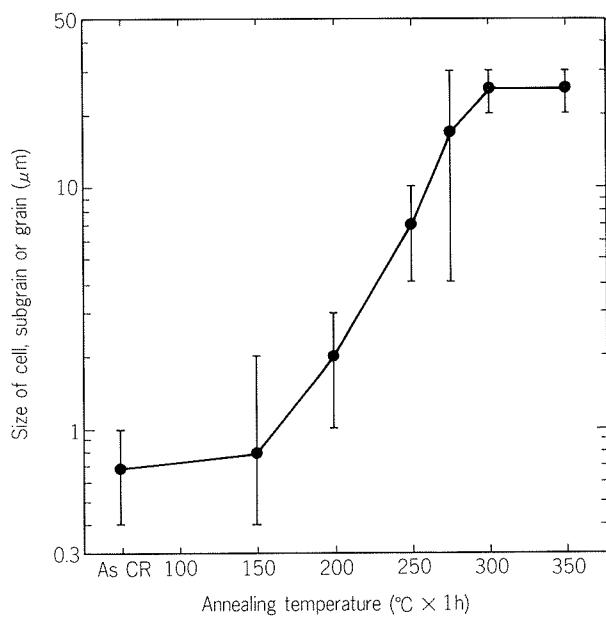


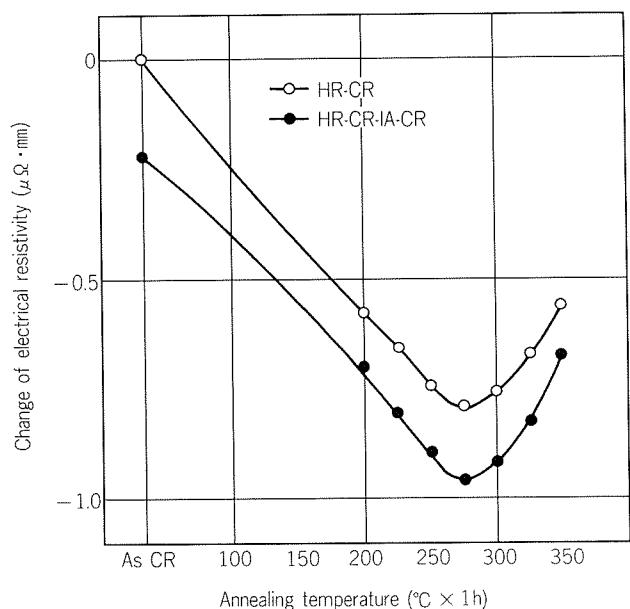
Fig. 9 Grain structures of cold-rolled 1050 alloy sheet followed by finally annealing (process I : HR-CR-IA-CR).



**Fig. 10** Electron micrographs of cold-rolled 1050 alloy sheet followed by finally annealing (process I : HR-CR-IA-CR).



**Fig. 11** Effect of final annealing temperature on the size of cell, subgrain or grain of 1050 alloy sheet (process I : HR-CR-IA-CR).



**Fig. 12** Effect of final annealing temperature on the electrical resistivity of 1050 alloy sheet.

### 3.3 電気抵抗

**Fig. 12**に最終焼鈍材の電気抵抗の変化を示した。中間焼鈍なしの材料の圧延のままの時の電気抵抗を0とし、それとの差で表示している。中間焼鈍の有無にかかわらず、275°Cで電気抵抗は最小となり、それ以上の温度で電気抵抗は増加する。また、中間焼鈍を行った材料の電気抵抗が約0.2 μΩ·mm小さい。この電気抵抗の結果と組織観察の結果から、最終焼鈍において、Siが275°Cまでで析出し、それ以上の温度で再固溶しているものと考えられる。また、中間焼鈍により $\alpha'$ -AlFeSiが析出しているため、中間焼鈍を行った材料の電気抵抗が小さくなるものと考えられる。

これらの結果から、275°Cでの伸びのピークは単体Siの析出と関係し、中間焼鈍での伸びの向上は、 $\alpha'$ -AlFeSiの析出と関係していると考えられる。

### 3.4 延性機構に関する考察

以上の実験結果によると、275°C焼鈍材の粒内に単体Siのリング状析出物が観察された。さらに、そのリングの径の約1μmという値は、転位セルあるいは焼鈍初期の150~200°Cでのサブグレインの径とほぼ同じであった。また275°Cでの電気抵抗は最小となった。これらの結果から、275°Cでの伸びのピークの発生原因は、次のように考えられる。

圧延のままで固溶していたSiが、焼鈍温度の上昇に伴い転位セル境界あるいはサブグレイン粒界に析出し凝集化する。さらに、275°Cまでの焼鈍温度の上昇により、十分に析出、凝集化しリング状になった単体Siは、結晶粒の成長に伴い、粒界からはずれて残存し、その結果、粒界のSi濃度が減少し、粒内の固溶Siが減少する。そのため、伸びが向上する。300°C、350°C焼鈍材では、275°C焼鈍材に比べ若干の伸びの低下がみられるが、この理由については今後検討する。

中間焼鈍により伸びが若干増加し、強度が低下しているが、これは、中間焼鈍時の $\alpha'$ -AlFeSiの析出による固溶Fe量の減少による強度の低下と、それに伴う伸びの増加と考えられる。

## 4. 結論

工業用純アルミニウム(JIS 1050)の焼鈍軟化特性を調査し、250~300°Cでの伸びのピークの発生を確認し、その原因を材料組織等から検討し、以下の結論を得た。

(1) JIS 1050の275°C焼鈍材は、中間焼鈍の有無にかかわらず、伸びのピークを得ることが確認された。99.99%高純度アルミニウムには伸びのピークは得られない。

(2) JIS 1050の中間焼鈍材の伸びは、中間焼鈍なしの場合より大きく、強度は低い。

(3) 伸びのピークを得る275°C焼鈍材には、0.1~0.2

μmの径の単体Siの粒子が、約1μm径のリング状に析出している。このリングの径は、転位セル、あるいは焼鈍初期のサブグレインの径と同じである。

(4) 単体Siの析出状態から、伸びのピークは、焼鈍温度の上昇に伴い、転位セル境界あるいは焼鈍初期のサブグレイン粒界に析出、凝集化したSiが、結晶粒成長につれて粒内に残存するため、粒界の不純物濃度が減少し、かつ、粒内の固溶不純物も減少することが原因で発生すると考えられる。

(5) 中間焼鈍時に、約0.2μmの径の $\alpha'$ -AlFeSiの析出が認められる。(2)項で述べた中間焼鈍材の伸びが大きいことは、 $\alpha'$ -AlFeSiの析出による固溶Fe量の減少が原因と考えられる。

## 文 献

- 1) 小菅張弓: 軽金属, 38 (1988), 292.
- 2) 浅見重則, 土公武宜: 軽金属, 38 (1988), 319.
- 3) 松尾 守, 村松俊樹, 浅沼 彰, 梶山 穀, 福田政志: 軽金属, 38 (1988), 401.
- 4) 松尾 守, 村松俊樹, 梶山 穀, 小松伸也, 立松一穂, 村上陽太郎: 軽金属, 37 (1987), 134.
- 5) H. Westengen: Z. Metallkde, 73 (1982), 360.
- 6) A. L. Dons: Z. Metallkde, 75 (1984), 170.
- 7) P. SKJERPE: Met. Trans. A, 18A (1987), 189.
- 8) V. Göler and G. Sachs: Z. Metallkde, 19 (1927), 90.
- 9) 幸田成康: アルミニウム, 2 (1942), 32.
- 10) Namio Kawashima and Yuzo Nakamura: 日本金属学会誌, B-15 (1951), 11.
- 11) Namio Kawashima and Yuzo Nakamura: 日本金属学会誌, B-15 (1951), 195.
- 12) 池野尚志, 横本定三, 野原 修: 日本金属学会誌, 17 (1953), 292.

論 文

ブレージングシートの腐食挙動に及ぼす板表層部の  
銅の濃度分布の影響\*

正 路 美 房\*\* 田 部 善 一\*\*\*

Effect of Distribution of Copper in Surface Layer  
on Corrosion Behavior of Brazing Sheets

Yoshifusa Shoji and Zen-ichi Tanabe

住友軽金属工業株式会社技術研究所

# ブレージングシートの腐食挙動に及ぼす板表層部の銅の濃度分布の影響\*

正路美房\*\* 田部善一\*\*\*

## Effect of Distribution of Copper in Surface Layer on Corrosion Behavior of Brazing Sheets

Yoshifusa Shoji and Zen-ichi Tanabe

The effect of distribution of alloying elements on the corrosion behavior of aluminum brazing sheets was studied from the viewpoint of improvement in the external corrosion resistance of aluminum heat exchanger as car air-conditioner and radiator. The brazing sheets of Al-1.2%Mn-0.16~0.52%Cu core alloys were heated under vacuum at 600 °C, and accelerated corrosion tests were carried out. Maximum corrosion depth of the brazing sheets decreased with increasing copper content of the core alloy. The mode of corrosion attack in the brazing sheets was dependent on copper content of the core alloy, and pitting corrosion occurred in the Al-1.2%Mn-0.16%Cu alloy while general corrosion occurred in the Al-1.2%Mn-0.52%Cu alloy. Copper concentration gradually decreased from core to the surface due to the diffusion of copper atoms. Corrosion potential in the surface layer of the brazing sheets shifted more noble with increasing the distance from the surface due to the distribution of copper concentration. The brazing sheet of Al-1.2%Mn-0.52%Cu core alloy exhibited excellent corrosion resistance owing to the sacrificial anode effect of the surface layer.

### 1. 緒 言

カーエアコンのコンデンサ及びエバポレータには、アルミニウム合金が多く用いられており<sup>1)</sup>、また、ラジエータのアルミ化も進められている<sup>2)~4)</sup>。自動車は様々な腐食環境で使用されるので、特にアルミニウム合金ではCl<sup>-</sup>による孔食発生が懸念される。

アルミニウム合金の耐孔食性を向上させる方法としては亜鉛拡散処理法<sup>5)~7)</sup>、7072合金を用いたクラッド法<sup>3)8)</sup>、及び犠牲陽極フィン材を使用する方法<sup>9)~13)</sup>等がある。しかし、真空ろう付法では、ろう付時の加熱によってZnが蒸発しやすいため、Znによる防食効果は期待できない<sup>12)</sup>。また、犠牲陽極フィン材として、Znに比べて蒸気圧の低いSn<sup>9)~11)</sup>、In<sup>13)</sup>等の元素をアルミニウムに添加することもあるが、フィン接合部から離れた部位ではフィンの犠

牲陽極効果は期待しにくい。したがって、冷媒管としてのアルミニウム合金自体の耐孔食性を向上させることが必要となる。

Al-Mn系合金は、冷媒管としてのブレージングシートの心材に多く用いられ、耐食性に関する研究も数多く行われているが<sup>14)~17)</sup>、クラッドしたブレージングシートとしての耐食性に関する研究は少ない<sup>18)19)</sup>。ブレージングシートは、その製造工程及びろう付過程において心材とろう材との間に拡散が生じるため、心材単体の場合とは異なる腐食挙動が予想される。しかし、ブレージングシートの耐食性に関する研究において、心材とろう材との相互反応を考慮したものはほとんどみられない。最近、ブレージングシートの強度を向上させるために、従来のAl-Mn系心材合金にCu及びMgを添加する傾向がみられる。ところで、アルミニウム中のCu及びMgの拡散係数はMn等に比べて著しく大きいため<sup>20)</sup>、心材一ろう材界面における拡散挙動が耐食性に与える影響も大きいものと考えられる。

本報では、Al-Mn-Cu系合金を心材とするブレージングシートの腐食挙動に及ぼす心材一ろう材間の拡散の影響

\* 軽金属学会第73回秋期大会で発表(1987年11月11日、於・日本大学会館)

\*\* 技術研究所金属材料研究部 工学博士

\*\*\* 技術研究所

Table 1 Chemical composition of alloy.

Alloy No.	Chemical composition (wt%)								
	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Zn	Ti	Bi	Al
core 1 <sup>(1)</sup>	0.32	0.53	0.16	1.16	0.00	0.00	0.01	0.00	Remainder
core 2	0.08	0.14	0.26	1.23	0.00	0.00	0.01	0.00	"
core 3	0.08	0.14	0.52	1.19	0.00	0.00	0.02	0.00	"
clad AA4104	9.33	0.11	0.01	0.01	1.42	0.00	0.03	0.09	"

(1) 3003 alloy

について研究し、プレージングシートの耐食性は板表層部におけるCuの濃度分布に大きく左右されることを見出した。

## 2. 実験方法

Table 1に本研究で用いた試料の化学組成を示す。試料No.1は、自動車熱交材料として一般的な3003合金である。試料No.2とNo.3は、強度を向上させるためにCu含有量を前者に比べて多くするとともに、耐食性を考慮してFe及びSi含有量を低くした合金である。プレージングシートの皮材には、真空ろう付用のAA4104合金を用いた。

各試料は溶解・鋳造後、均質化処理、熱間圧延、冷間圧延及び焼純し処理(450 °C × 3 h)の工程を経て、厚さ0.5 mmのプレージングシート(両面クラッド、片面クラッド率10%)とした。また、ろう材をクラッドしない心材単体の裸板(厚さ0.5 mm)も同様の製造工程で製作した。各試料は約1×10<sup>-5</sup> Torrの真空炉で600 °C × 5 minの加熱処理を行い、腐食試験及び電気化学的測定に供した。

腐食試験は酸性塩水噴霧試験、キャス試験及び乾湿交互浸漬試験を実施し、試料の孔食深さの測定及び腐食部断面の組織観察を行った。各腐食試験の条件を以下に示す。

す。

- (1) 酸性塩水噴霧試験 (AASS)<sup>21)</sup>  
溶液: 5% NaCl水溶液, pH 3  
条件: 35 °C, 連続噴霧
- (2) キャス試験 (CASS)<sup>22)</sup>  
溶液: (5% NaCl + 0.26 g/l CuCl<sub>2</sub>)水溶液, pH 3  
条件: 49 °C, 連続噴霧
- (3) 乾湿交互浸漬試験  
溶液: 3% NaCl水溶液, pH 3  
条件: 浸漬40 °C × 30 min → 乾燥50 °C × 30 min

真空加熱処理後の試料はEPMA線分析にて板表層部におけるCu, Mg, Si, Mn等の濃度分布を調べた。また、プレージングシートを板表面より約20 μm間隔で切削した試料を作成し、各切削面における電気化学的性質を調べた。

## 3. 実験結果及び考察

Fig. 1に真空加熱処理を行った裸板とプレージングシートの酸性塩水噴霧試験、キャス試験及び乾湿交互浸漬試験後における最大孔食深さをそれぞれ示す。プレージングシートの最大孔食深さは、裸板の場合に比べて浅い

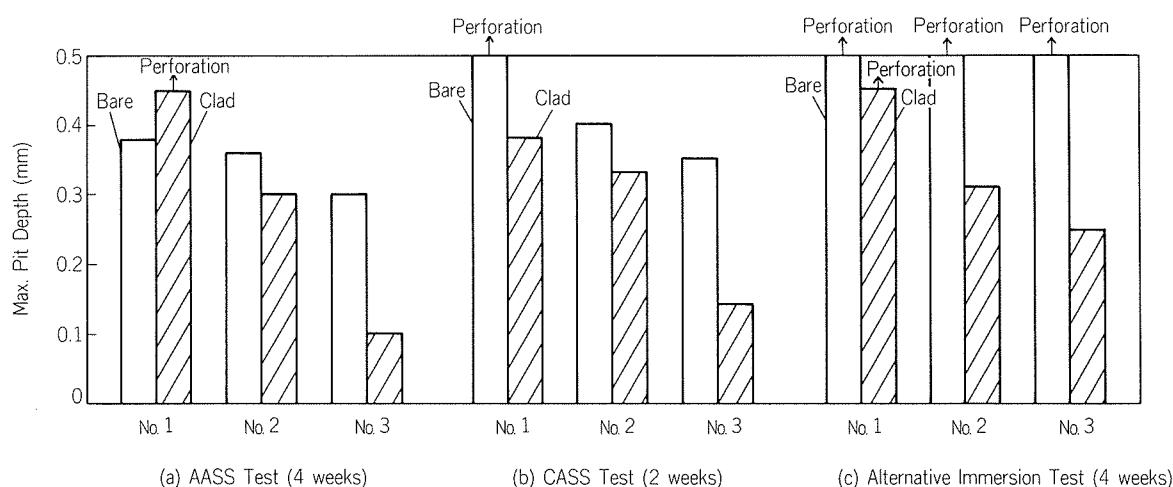


Fig. 1 Maximum pit depth of vacuum heated bare sheets and brazing sheets after corrosion test.  
(600 °C × 5 min, 1×10<sup>-5</sup> Torr)

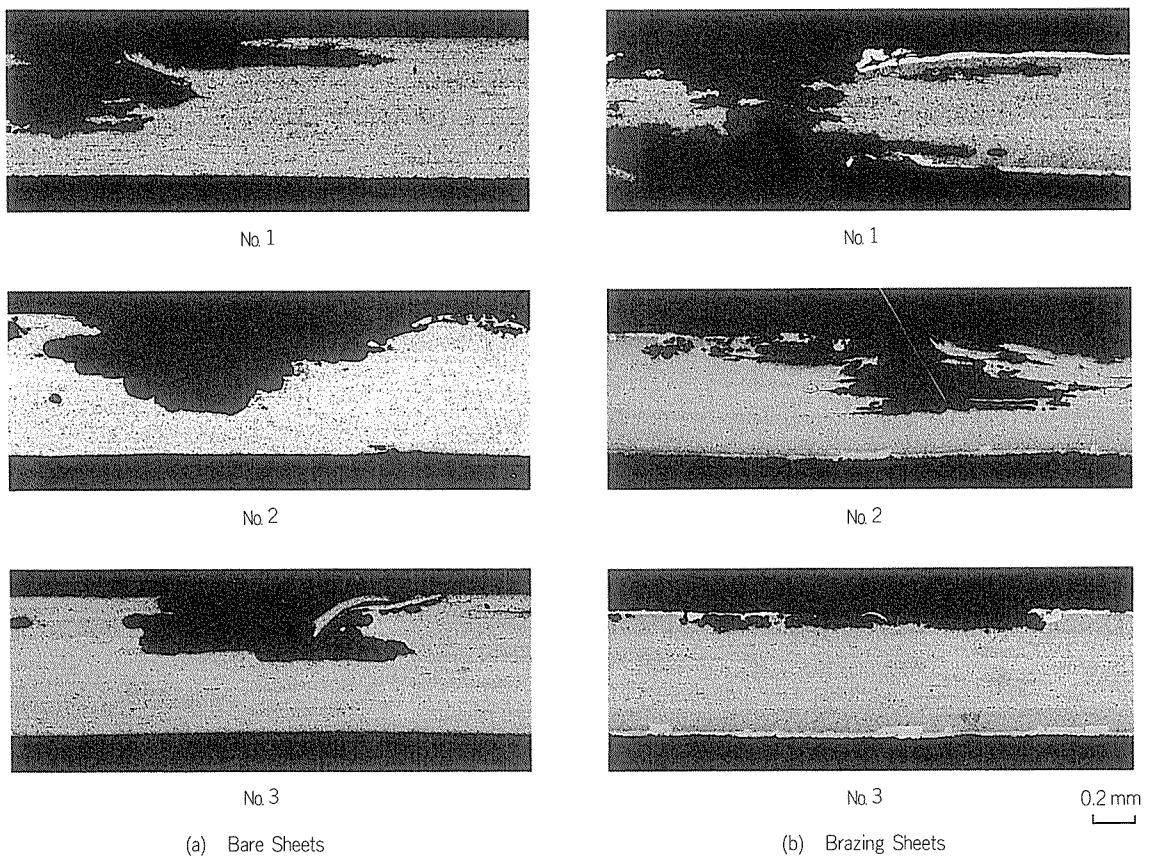


Fig. 2 Cross section of vacuum heated bare sheets and brazing sheets after AASS test for 4 weeks.

傾向を示している。裸板とブレーディングシートの最大孔食深さの差は、心材合金中のCu含有量が多い材料ほど大きく、例えばNo.3のブレーディングシートの最大孔食深さは裸板の場合の約1/3であった。

Fig. 2に裸板及びブレーディングシートの酸性塩水噴霧試験後における腐食部断面の顕微鏡組織を示す。裸板の腐食はNo.1, 2, 3すべてが孔食型である。一方、ブレーディングシートの腐食形態は心材合金中のCu含有量によって異なり、Cu含有量の低いNo.1は孔食型であるが、Cu含有量の多いNo.3は全面腐食型で板表層部が腐食しているのみである。No.2の腐食は、No.1とNo.3の中間である。なお、各試料の腐食形態は、キャス試験及び乾湿交互浸漬試験においても酸性塩水噴霧試験とはほぼ同様の傾向を示した。

Al-Mn系合金の耐食性は合金元素の固溶と析出状態に依存している<sup>14)15)</sup>。一方、ブレーディングシートの耐食性は裸板とは異なり、心材とろう材との間に合金元素の拡散が生じるため、心材とろう材の接合界面における合金元素の分布状態を考慮しなければならないであろう。ブレーディングシートの冷間圧延のまま(H18材)、焼鈍し材及びそれを真空加熱した材料について、Figs. 3~5に各試料の板表層部断面におけるCuのEMPA線分析の結果を示す。

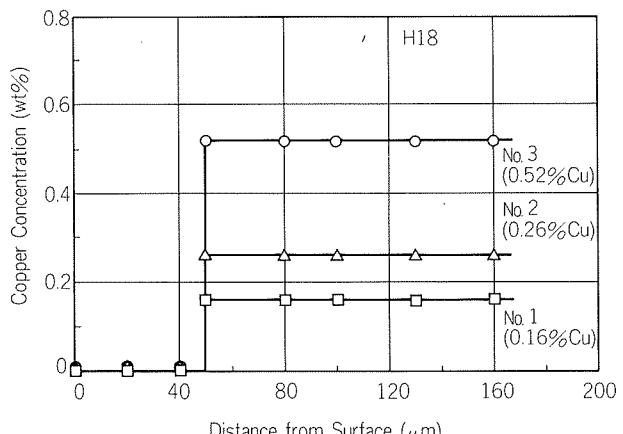


Fig. 3 Relation between copper concentration and distance from surface of H18 brazing sheets.

Fig. 3のH18材では、各試料共に心材中のCuはろう材側へほとんど拡散していない。Fig. 4の焼鈍し材では心材中のCuがろう材側へ拡散しており、ろう材中のCu濃度はNo.1で0.04wt%，No.2で0.07wt%，No.3では0.14wt%程度であった。

Fig. 5の真空加熱処理材では、Cuの拡散が焼鈍し材よ

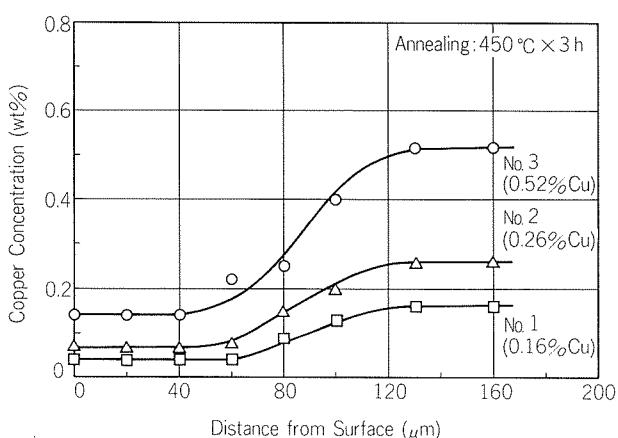


Fig. 4 Relation between copper concentration and distance from surface of annealed brazing sheets.

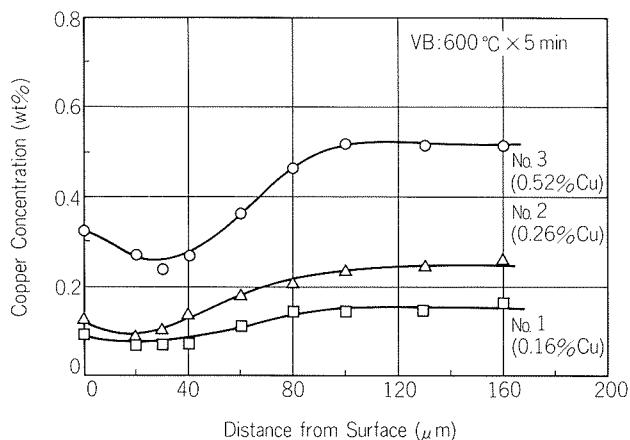


Fig. 5 Relation between copper concentration and distance from surface of vacuum heated brazing sheets.

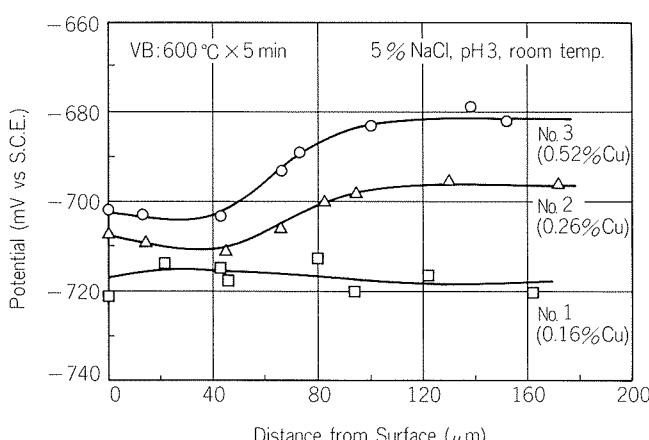


Fig. 6 Relation between natural electrode potential and distance from surface of vacuum heated brazing sheets.

りもさらに進行し、心材からろう材表面に順次Cu濃度が減少している拡散層が約110μm形成され、しかも、その濃度勾配は心材合金中のCu含有量の多い材料ほど大きい傾向にあった。

なお、ろう材成分のSiとMgはFig. 5のCuとは逆にろう材側から心材中へ拡散しており、その拡散距離は心材の合金組成には依存せず、各試料共にほぼ一定(約110μm)であった。また、心材中のMnはCuに比べて拡散係数が著しく小さいため、真空加熱処理によってもCuのような拡散層はほとんどみられなかった。

Fig. 6に真空加熱処理を行ったブレージングシートの各切削面における自然電極電位を示す。No.1の自然電極電位は、心材と板表面で大きな差はみられない。一方、No.2とNo.3の自然電極電位は、心材中心部から板表面に向って順次卑となっており、その自然電極電位の変化している領域はFig. 5のCuの拡散にほぼ対応している。すなわち、Fig. 6の自然電極電位の変化はFig. 5のCuの濃度分布によって支配されているといえる。Fig. 1における腐食試験後の最大孔食深さの結果とFig. 6の板表層部の自然電極電位の分布とを比較すると、Fig. 1において心材中のCu含有量の多いブレージングシートほど耐孔食性に優れているのは、Fig. 6でみられるように心材中のCu含有量の多い材料ほど心材中心部よりも板表層部の方がより卑な電位を示し、板表層部が中心部に比べて優先的に腐食したためと考えられる。

アルミニウム合金の孔食を防止する方法の一つとして、古くから亜鉛拡散処理が知られており、これはZnの濃度変化が連続的で、電位分布も連続的なため、孔食の防止効果もより長時間持続する<sup>6)</sup>。本研究におけるCuの拡散層は、従来よりのZnの拡散層と同様の効果を有しており、したがって各環境に対してCuの濃度分布を適正なものにすることにより、長時間孔食を防止できる。

#### 4. 結 言

Al-Mn-Cu系合金の裸板及びそれを心材としたブレージングシートの腐食挙動について研究し、以下の知見を得た。

(1) ブレージングシートの最大孔食深さは、裸板の場合に比べて浅い傾向を示し、また、その差は心材合金中のCu含有量が多い材料ほど大きい傾向にある。

(2) ブレージングシートの腐食形態は心材合金中のCu含有量によって異なり、Cu含有量が0.16wt%の材料では孔食型であるが、Cu含有量が0.52wt%の材料では全面腐食型である。

(3) 真空加熱処理すると、心材中のCu原子がろう材中へ優先的に拡散し、ブレージングシートの表層部において約110μmのCuの拡散層が形成される。それに対応して、自然電極電位は心材中心部から板表面に向って順次

貴から卑な状態になる。

(4) 心材合金中のCu濃度が0.52wt%のブレージングシートが優れた耐孔食性を示したのは、ブレージングシートの板表層部において形成されたCuの拡散層が、心材に対して犠牲陽極層として働いたことによるものと考えられる。

#### 参考文献

- 1) 石丸典生, 三浦達夫: 軽金属, 33 (1983), 157.
- 2) K.H. Park, J.M. Barkley and J.R. Woody : SAE Technical Paper, No. 860644, (1986).
- 3) Y. Ando, I. Nita, M. Uramoto, H. Ochiai and T. Fujiyoshi : SAE Technical Paper, No. 870180, (1987).
- 4) D.K. Creber, J. Ball and D. J. Field : SAE Technical Paper, No. 870185, (1987).
- 5) M.R. Bothwell : Metal Progress, (1965), 81.
- 6) 田部善一, 萩原理樹, 重永光治: 防食技術, 23 (1974), 485.
- 7) 池田 洋: 本誌, 21 (1980), 101.
- 8) H.P. Godard : *The Corrosion of Light Metals*, John Wiley & Sons Inc., (1967), 186.
- 9) 田部善一, 馬場義雄, 宇野照生, 萩原理樹: 本誌, 27 (1986), 1.
- 10) M. Hagiwara, Y. Baba, Z. Tanabe, T. Miura, Y. Hasegawa and K. Iijima : SAE Technical Paper, No. 860080, (1986).
- 11) K. Iijima, T. Miura, Y. Hasegawa, Y. Baba, Z. Tanabe and M. Hagiwara : SAE Technical Paper, No. 860081, (1986).
- 12) 福井利安, 入江 宏, 木村 聰, 田部善一: 軽金属, 29 (1979), 410.
- 13) 谷 尾真, 坂口雅司, 大塚達雄, 長谷川実, 金井富義: 軽金属学会第70回春期大会講演概要, (1986), 193.
- 14) M. Zamin : Corrosion, 37 (1981), 627.
- 15) 海部昌治, 藤本日出男, 竹本政男: 軽金属, 32 (1982), 135.
- 16) 池田 洋, 田部善一: 本誌, 23 (1982), 142.
- 17) 世利修美, 田頭孝介: 軽金属, 36 (1986), 806.
- 18) 山田一雄: 軽金属溶接, 17 (1979), 491.
- 19) 皆川一泰, 伊豆正弥, 佐藤栄一: 軽金属, 33 (1983), 96.
- 20) 平野賢一: 軽金属, 29 (1979), 249.
- 21) ASTM B287-74 (1974).
- 22) JIS D-0201 (1976).

論 文

Development of Thin Titanium Linings for  
Condenser Tubes\*

Shiro Sato\*\*, Koji Nagata\*\*\*,  
Tadashi Nisetani\*\*\*\*, Noritaka Umeda\*\*\*\*\*,  
Yusuf G. Mussalli\*\*\*\*\* and Samy R. Mikkail\*\*\*\*\*

住友軽金属工業株式会社技術研究所

# Development of Thin Titanium Linings for Condenser Tubes\*

Shiro Sato\*\*, Koji Nagata\*\*\*,  
Tadashi Nisetani\*\*\*\*, Noritaka Umeda\*\*\*\*\*,  
Yusuf G. Mussalli\*\*\*\*\* and Samy R. Mikkail\*\*\*\*\*

Duplex tubes, copper alloy outside and thin wall titanium inside, made by SLM's hydraulic expansion method have proved the following merits;

- (1) Perfect corrosion resistance against aggressive cooling water, equivalent to titanium tubes.
- (2) Excellent heat transfer performance due to good metal-to-metal contact, equivalent to 90 % of copper alloy tubes.
- (3) Compatibility for retubing with copper alloy condenser tubes, similar stiffness as copper alloy condenser tubes.
- (4) Possibility of in-situ lining onto the inside surface of existing copper alloy condenser tubes, in case copper alloy tubes are hard ~ medium hard temper, with an economical advantage over other alternatives.

## 1. Introduction

Copper-alloyed condenser tubes have been successfully used in Japanese saltwater-cooled condensers, with a failure rate of less than one tube per 10,000 tubes per one year of operation. This excellent result is due to several countermeasures<sup>1)</sup>, including :

- (1) Installation of protective equipment such as impressed cathodic protection, mussel filters, etc.
- (2) Operational expertise with ferrous sulfate injection, controlled sponge ball cleaning, manual off-line cleaning, etc.

- (3) Periodic diagnosis by eddy current inspection, metallurgical examination, etc.

Similarly, Admiralty brass tubes are the most commonly used tubes in freshwater service in the United States<sup>2)</sup>. Copper-alloyed tubes also are used in salt and brackish waters. The most common corrosion failures on the water side are due to sulfides, microbial corrosion, crevice corrosion, and inlet-end erosion/corrosion<sup>2)</sup>.

However, there is an increasing demand, worldwide, for development of more reliable and maintenance-free condenser tubes, especially for use in polluted seawater and in water with high sand concentrations.

Full-length APF-coated tubes have been used since 1976 at thermal power plants in Japan. Currently, about 256,000 APF tubes are performing satisfactorily in condensers around the world<sup>3)</sup>. Also, full-length coatings from Japan, Germany, England, and the United States were evaluated in the United States in 1985 and 1986. Although these coatings provide corrosion resistance while having little effect on heat transfer, they may have a limited life of about 10 years or less, especially in waters laden with abrasive sand<sup>4)</sup>.

Titanium condenser tubes have proven to be

\* This paper was presented at the EPRI Condenser Technology Symposium, Providence, Rhode Island, USA, Sept. 22-24, 1987.

\*\* Technical Research Laboratories, Dr. Eng.

\*\*\* Technical Research Laboratories,  
Metallurgical Technology Dept., Dr. Eng.

\*\*\*\* Technical Research Laboratories,  
Applied Technology Dept.

\*\*\*\*\* Copper Works, Production Dept.

\*\*\*\*\* Stone and Webster Engineering Corp., Ph. D.  
(Boston, Massachusetts, U.S.A.)

\*\*\*\*\* Potomac Electric Power Co. (Washington, D. C., U.S.A.)

corrosion resistant and are likely to be selected as standard material for nuclear-power-plant condensers<sup>5)</sup>. However, in cases of partial replacement of existing copper-alloyed tubes in fossil-fueled power plants, titanium tubes have been exclusively used in the air-removal zone where copper-alloyed tubes are likely to suffer from ammonia attack. The limited use of titanium tubes in fossil-fueled plants is due not only to economics but also to mechanical/metallurgical factors, including low joint strength to existing copper-alloyed tubesheets by roller expansion, tube vibration caused by a low Young's Modulus and the thickness of the titanium walls, and hydrogen pick-up and galvanic corrosion of copper-alloyed tubesheets due to improper cathodic protection.

Full-length lining, using ultra-thin (i.e., 0.2 to 0.3 mm) titanium tubes, of existing copper-alloyed condenser tubes is considered an economical and reliable alternative and a condenser life-extension technique without full retubing. The poor heat-transfer performance of conventional tube linings, due to poor metal-to-metal contact<sup>4)</sup>, was satisfactorily resolved by the hydraulic-expansion method developed by Sumitomo Light Metal Industries (SLM<sup>6)</sup>). As a result, the cleanliness factor is expected to be maintained at about 90 percent of the same gauge of existing copper-alloyed tubes<sup>7)</sup>. In 1982, sample tubes lined with 0.2 mm-thick titanium were installed at the Owase condenser of Chubu Electric Power Company. Based on 4 years of field test results, 2000 tubes lined with 0.3 mm-thick titanium have been commercially adopted as replacements since September 1986. In this case, titanium tubes were lined to new copper-alloyed tubes in the mill shop, rather than to existing tubes in situ. In-situ lining methods are currently being examined in SLM's laboratory.

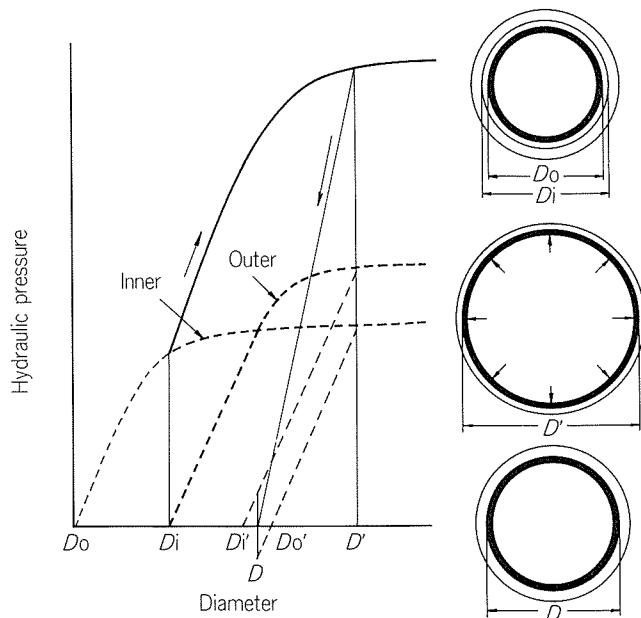
This paper describes the basic properties of thin titanium lining and provides a cost comparison for retubing with new duplex tubes versus in-situ lining.

## 2. SLM's hydraulic expansion method for lining.

The process to manufacture the duplex condenser tube, conventional copper alloy tube

outside and thin wall titanium tube inside, has been developed successfully and patented in 1976 by SLM. The most important merit of this process is to provide the excellent heat transfer performance for the duplex tubes due to good metal to metal contact between outside and inside tubes.

The process consists of tube preparation, insertion of the inside tube into the outside tube, sealing and hydraulic expansion. In preparing the outside and inside tubes, the temper of tubes should be favorable for duplex tubes, i.e., the outside tubes should be more elastic than the inside tubes, vice versa, the inside tubes should be more plastic than the outside tubes. After inserting the inside tube into the outside tube and sealing at the ends of inside tube, the hydraulic pressure is applied into the bore of inside tube. Tube expansion proceeds as shown in Fig. 1.



- $D_o$  : outside diameter of inner tube before expansion
- $D_i$  : inside diameter of outer tube before expansion
- $D'$  : outside diameter of inner tube under internal pressure, or inside diameter of outer tube under internal pressure
- $D_o'$  : outside diameter of inner tube after relieving internal pressure
- $D_i'$  : inside diameter of outer tube after relieving the internal pressure
- $D$  : outside and inside diameter of inner and outer tube of duplex tube after relieving the internal pressure

Fig. 1 Schematic illustration on the process of SLM's hydraulic expansion method for lining the copper tubes (outside) with thin wall titanium tubes (inside).

By applying hydraulic pressure, as the first step, inside tube expands from  $D_o$  to  $D_i$ , where both tubes contact, and, as the second step, by applying further increasing hydraulic pressure, both tubes expand simultaneously to  $D'$ , where the plastic deformation following to the elastic deformation occurs in both or, at least in inside tube. When the hydraulic pressure is relieved, the outside and inside tube tends to contract to  $D'_i$  and  $D'_o$  respectively due to difference of the elastic-plastic properties of both tubes. As the outside tube is more elastic,  $D'_i < D'_o$ , both tube will balance at  $D$ , resulting in the excellent metallic contact between the outside tube (copper alloy tube) and the inside tube (thin wall titanium tube).

### 3. Experiences in Japan

#### 3.1 Properties of new tube lining

Table 1 shows a comparison of the properties of titanium-lined tubes (composed of 0.3 mm-thick titanium liner inside and 0.94 mm-thick 90/10 Cu/Ni tube outside) which were fabricated by two different methods. Lined tubes made by the conventional metallic-ball-driving method are not suitable for condenser tubes because of poor thermal performance as a result of poor metal-to-metal contact. Lined tubes made by SLM's hydraulic expansion method show good metal-to-metal contact and high (90 percent) cleanliness factor in comparison with bare, 1.24 mm-thick 90/10 Cu/Ni tubes. Furthermore, joint strength, by roller expansion, to 28 mm-thick Naval brass tubesheet can reach 2000 to 2200 kgf. These values are similar to the joint strength of bare, 1.24 mm-thick 90/10 Cu/Ni tubes expanded into Naval brass tubesheets.

#### 3.2 Field application of new, lined duplex tubes as replacement

Six lined tubes, each composed of an aluminum brass tube (outside diameter : 25.4 mm, wall thickness : 1.15 mm, length : 12,200 mm) and a 0.2 mm-thick titanium liner, were installed in January 1982 on a trial basis at a condenser of Owase Thermal Plant (375 MW) of Chubu Electric Power Company. At this condenser, existing aluminum brass tubes suffered severely from erosion/corrosion by sand and by local turbulent flow around mussels settling in a tube bore. The lined tubes were expanded to the Muntz metal tubesheet by roller expansion and then bell-mouthed by punching. The once-through cooling water in this plant is clean salt or brackish water and is not chlorinated. Sponge ball cleaning has been done at the low frequency of only two applications per week, with four to five balls passing through each tube per each application. Impressed cathodic protection has been potentiostatically operated at -600 to -800 mV SCE.

During 4 years of field testing until February 1986, metallurgical examinations were made of removed sample tubes. Test results are summarized as follows :

- (1) The interior surface of each tube was covered over the full length of the tube with scale mixed with microbial material and mud. Cleanliness factors after 4 years of operation fell to 67 to 72 percent compared to new 1.24 mm-thick aluminum brass tubes.
- (2) Cleanliness factors recovered to 90 to 94 percent after two passes of a nylon brush; this value is nearly equal to that for a new lined tube, which indicates that the metal-

Table 1 Properties of titanium-lined tubes<sup>(1)</sup> fabricated by different methods.

Method	Contact strength (kgf/cm <sup>2</sup> )	Cleanliness factor (%) <sup>(2)</sup>	Tensile properties		
			Yield stress (kgf/mm <sup>2</sup> )	Tensile strength (kgf/mm <sup>2</sup> )	Elongation (%)
Metal ball driving	0.1~1 <sup>(3)</sup>	30~60 <sup>(3)</sup>	—	—	—
Hydraulic expansion	3~6	88~92	48	51	53

(1) Outside of Tube : 0.94 mm-thick 90/10 Cu/Ni of 1.125 in. OD, Inside of tube : 0.3 mm-thick welded titanium

(2) Comparison with bare 90/10 Cu/Ni tube of 1.125 in. OD and BWG 18 with a flow velocity of 2 m/s of 20 °C cooling water (2,960 kcal/m<sup>2</sup>h °C).

(3) Using silicon glue at the interface of both tubes.

- to-metal contact has not deteriorated.
- (3) Neither the inside nor the outside of each tube suffered from any damage over the full length of the lined tube.
  - (4) A low-level of hydrogen pick-up by cathodic protection was observed on a limited number of tubes within the tube outlet side of 15 mm length.

Based on this field test result, in September 1986 Owase Thermal Station decided to retube with 2000 lined tubes as replacement, and the retubing was made in January 1987.

#### 4. Feasibility study of in-situ lining

The hydraulic-expansion method of thin titanium tube is applicable only to half-hard or hard-tempered existing tubes because good metal-to-metal contact of the outer and inner tubes requires a wider range of elastic expansion in the outer tubes than in the inner tubes, as mentioned previously in this paper. The yield strength of existing tubes should be higher than that of titanium liners. In-situ lining has not been done in Japan, where all copper-alloyed condenser tubes are annealed brass; however, in the United States, power plants have used half-hard Cu/Ni tubes made by welding, and in-situ lining of titanium tubes to these existing tubes may be possible.

In-situ lining is accomplished as follows :

- (1) Manufacture of the soft (Grade 1), 0.2 to 0.3 mm-thick titanium tube at the mill shop.
- (2) Removal of the inside scale of existing tubes by sandblasting, water jet, etc.
- (3) Insertion of titanium tube, followed by full-length hydraulic expansion using a special sealing system.

An initial investigation of the existing tubes is important to evaluate the applicability of this system and confirm the feasibility of the operational plan. Tensile properties, dimensions, and inside conditions must be carefully examined.

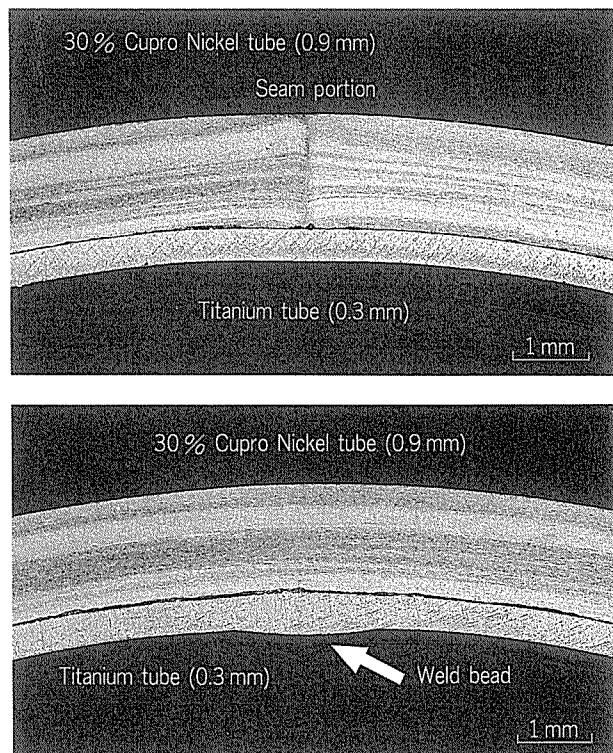
##### 4.1 Case study for Morgantown Station

A feasibility study for application of this system to existing 70/30 Cu/Ni tubes of Morgantown Station of Potomac Electric Power Corporation (PEPCO) was performed based on sample tubes removed from the condenser of

**Table 2** Specification of existing Cu/Ni condenser tubes at Morgantown Station.

Tube alloy	ASTM-B-543, C71500, 70/30 Cu/Ni made by high-frequency seam welding
Temper	Cold-drawn (HRB 86)
Tensile properties	Yield Stress : 49 kgf/mm <sup>2</sup> Tensile Strength : 58 kgf/mm <sup>2</sup> Elongation : 17 %
Tube size	Outside : 1.125 in. Thickness : 18 BWG Length : 470.625 in.
Number of tubes	27,464

Unit 1. **Table 2** shows the specification of the condenser tubes of Morgantown Station. The existing tubes, being cold-drawn hard-tempered, are suitable for in-situ lining. Sample tubes were covered with brown deposits (4 to 5 mg/cm<sup>2</sup>) containing iron oxide, silica, and alumina. These deposits were easily removed by sandblasting. Thin, welded titanium tubes (0.3 mm thick), having a soft temper (yield stress : 31 kgf/mm<sup>2</sup>; tensile strength : 45 kgf/mm<sup>2</sup>) were prepared. Utilizing the hydraulic-expansion method, tubes were lined as shown in **Fig. 2**. The cleanliness factor of the lined sample was 90 percent



**Fig. 2** Cross sections of duplex tube, copper alloy tube outside and thin wall titanium tube inside.

compared with that of new bare 18 BWG 70/30 Cu/Ni tubes.

#### 4.2 Cost comparison

Cost comparisons were made for retubing a 27,500-tube condenser. Only materials and installation costs were considered in this example; other costs, including outage cost, thermal performance penalties, and cathodic protection also should be considered for a specific application. The retubing options compared were :

- (1) Replacing existing 70/30 Cu/Ni tubes with new titanium tubes.
- (2) Retubing with new duplex tubes (90/10 Cu/Ni outside and 0.3 mm-thick titanium liner inside)
- (3) In-situ lining of existing 70/30 Cu/Ni tubes with a thin (0.3 mm) titanium liner.

Tube dimensions were as follows :

Outside diameter : 1 1/8 in.

Tube thickness : 18 BWG

Tube length : 470.6 in.

**Table 3** shows the cost comparisons for the three retubing options. The tube price may vary depending on the market situation and the exchange rate at the time of contract. The retubing costs in the United States were estimated by PEPCO. The cost of in-situ lining includes the cost of preparing the condenser (i.e., removing the waterbox, setting up scaffolding), the cost of removing the inside scale by sand blasting (dry or water jet cleaning), the cost of the installation and expansion of titanium, etc. The costs of in-situ lining could become lower as the technology

becomes Americanized by utilizing U.S. crews.

#### 5. Conclusion

(1) Titanium-lined tubes fabricated in the factory by the hydraulic-expansion method showed good properties as condenser tubes with no deterioration of contact strength during 4 years of operation in an actual plant.

(2) In-situ lining to existing tubes by hydraulic expansion is expected to be applicable to hard-tempered tubes. Test results for used 70/30 Cu/Ni tubes were satisfactory from the viewpoints of heat-transfer coefficient and mechanical properties.

#### References

- 1) S. Sato, K. Nagata and S. Yamauchi : "Evaluation of Various Preventive Measures Against Corrosion of Copper Alloy Condenser Tubes by Sea Water", Corrosion/81, Toronto, Paper No. 195, (1981).
- 2) Y. G. Mussalli and R. L. Coit : "U.S. Experience With Condenser Tubes", presented at Electro-Chemical Soc. Sympo., Tokyo, Japan, Jun. 10-11, 1985.
- 3) S. Sato and K. Nagata : "Experience of APF Coating Tubes", Condenser Biofouling Control Sympo., EPRI Rep. CS-4339, Nov. 1 1985.
- 4) Y. Mussalli, F. Roma and M. Hager : "Full-length Condenser Tube Coatings and Liners - An Innovative Life Extension Technique", Proc. of American Power Conf., 49th Annual Meeting, Apr. 27-29, 1987.
- 5) S. Sato, K. Nagata and M. Nagayama : "Experience of Welded Titanium Condenser Tubes in Japan", ASME, The 1984 Joint Power Generation Conf., 84-JPGC-Pwr-9, 1984.
- 6) S. Sato and T. Watanabe : Japanese Pat. No. 824895 (Aug, 1976).
- 7) T. Nosetani : Sumitomo Light Metal Tech. Rep. **24** (1983), 159.

**Table 3** Cost comparison of retubing vs. in-situ lining. (Million Dollar)

	Retubing with new 0.7 mm-thick titanium tubes	Retubing with new duplex tube (90/10 Cu/Ni outside, 0.3 mm-thick titanium inside)	In-situ titanium lining (0.3 mm-thick)
Material cost	1.90	2.83	1.38
Installation cost	0.83	0.70	1.20
Other costs	1.86 <sup>(1)</sup>	0.50 <sup>(2)</sup>	0.40 <sup>(3)</sup>
Total cost	4.59	4.03	2.88

Note : For a 27,500-tube condenser

Tube size : 1 1/8 in. OD × 18 BWG × 470.625 in.

Thickness of titanium liner : 0.3 mm

Exchange rate : 140 Yen per US dollar

(1) This includes : New tubesheet (\$0.57 M), extra support plate (\$0.65 M), tube removal cost (\$0.110 M), tube-to-tubesheet weld (\$0.13 M).

(2) This includes : Cathodic protection equipment cost.

(3) This includes : Cathodic protection equipment cost (\$0.3 M), eddy current test after lining (\$0.1 M).

論 文

---

フィン付き棒・フィン付き管の押出し時の形状予測\*  
非軸対称押出し・引抜きに関する数値  
シミュレーション（第2報）

飯 島 茂 男\*\* 木 内 学\*\*\*  
星 野 倫 彦\*\*\*\*

---

# 論 文

## フィン付き棒・フィン付き管の押出し時の形状予測\*

非軸対称押出し・引抜きに関する数値

シミュレーション（第2報）

飯島茂男\*\* 木内学\*\*\*  
星野倫彦\*\*\*\*

## Prediction of Geometry of Extruded Finned Bars and Finned Tubes

A Numerical Simulation of Geometry of Products in Non-Axisymmetric Extrusion and Drawing Processes (Rep. 2)

Shigeo Iijima, Manabu Kiuchi and Michihiko Hoshino

An analytical method based on the upper bound theory is developed for extrusion and drawing of finned tubes and finned bars which have straight radial fins on outside or inside surfaces. The generalized equations of the velocity field of workpiece in the die are formulated and the mathematical procedure of analysis is proposed. By this method, the power requirement, the extrusion pressure, the expectable geometry of extruded finned tubes and finned bars and the optimum geometry of die to build up fins as highly as possible are successfully calculated.

Through the analysis, effects of the working condition and the geometry of die on the geometry of extruded finned tubes and finned bars are clarified and knowledges which are helpful for the design of dies are systematically obtained.

### 1. はじめに

筆者らは、いわゆる上界法を応用し、非軸対称断面を有する棒材・線材・形材・管材の押出し・引抜き加工に関する総合的な解析手法の開発を目指して、一連の研究を進めてきた。その結果、汎用性の高い解析のアルゴリズムの開発に成功し、これを用いて、従来、理論的な解明が困難とされてきた問題に対して、多くの成果を得てきた。

この研究の一環として、前報<sup>1)</sup>ではダイス孔形への被加工材の充満限界の解析手法を示し、比較的簡単な矩形棒の押出し・引抜き加工時の被加工材の充満限界について

て詳細な検討を行い、提案した解析手法の妥当性を示した。

本報では、充満限界の予測が困難である複雑な断面形状の押出し・引抜きの代表例として、フィン付き棒及びフィン付き管に関する解析モデルを開発し、ダイス形状やリダクション等の各条件因子が充満限界に及ぼす影響について検討したので、その結果を報告する。

### 2. フィン付き棒の押出し・引抜きに関する充満限界の解析

#### 2.1 棒材の一般的三次元動的可容速度場

棒材の押出し・引抜き加工における一般的三次元動的可容速度場を円柱座標系( $r, \phi, y$ )を用いて表わすと式(1)(2), (3)となる。速度場の導出に関する詳細な条件、及び定式化の手順等については、既報<sup>2)3)</sup>に示したので、ここ

\* 塑性と加工, 29 (1988), 326に掲載

\*\* 伸銅所TK-3推進室

\*\*\* 東京大学生産技術研究所

\*\*\*\* 東京大学大学院

では省略する。

$$V_y(r, \phi, y) = V_y(y) = \frac{V_0 \int_0^{\phi_{f(n)}} RS^2(\phi, 0) d\phi}{\int_0^{\phi_{f(n)}} RS^2(\phi, y) d\phi} \quad (1)$$

$$V_\phi(r, \phi, y) = r \cdot \omega(\phi, y) = \frac{-r}{RS^2(\phi, y)} \int_0^\phi \frac{\partial}{\partial y} \{ V_y(y) RS^2(\phi, y) \} d\phi \quad (2)$$

$$V_r(r, \phi, y) = -\frac{r}{2} \left\{ \frac{\partial V_y(y)}{\partial y} + \frac{\partial \omega(\phi, y)}{\partial \phi} \right\} \quad (3)$$

ここで、 $V_0$ はダイス入口からの被加工材の流入速度、 $\phi_{f(0)}$ 及び $\phi_{f(n)}$ は、 $\phi$ 方向にみた被加工材の解析対象範囲であり、 $RS(\phi, y)$ は、ダイス面形状（または、ダイス内での被加工材の変形形状）を表わす関数である。また、加工に要する仕事率として、内部仕事率 $\dot{W}_i$ 、せん断仕事率 $\dot{W}_s$ 、摩擦仕事率 $\dot{W}_f$ があるが、それらはそれぞれ式(4)で表される。

$$\begin{aligned} \dot{W}_i &= \int_V \sigma_o \cdot \dot{\epsilon}_{eq} dV, \quad \dot{W}_s = \int_{\Gamma_s} \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \sigma_o \cdot \Delta V \Gamma_s dS, \\ \dot{W}_f &= \int_{\Gamma_f} \frac{m}{\sqrt{3}} \cdot \sigma_o \cdot \Delta V \Gamma_f dA \end{aligned} \quad (4)$$

ただし、 $\sigma_o$ は被加工材の変形抵抗、 $\dot{\epsilon}_{eq}$ は相当ひずみ速度、 $\Gamma_s \cdot \Gamma_f$ はせん断及び摩擦境界、 $\Delta V \Gamma_s \cdot \Delta V \Gamma_f$ は $\Gamma_s \cdot \Gamma_f$ 上での相対すべり速度、 $dS \cdot dA$ は $\Gamma_s \cdot \Gamma_f$ 上での微少面積、 $m$ は摩擦定数である。

なお、上述の速度場の特徴は、各速度がダイス面形状（または、被加工材の変形形状） $RS(\phi, y)$ の関数となっている点である。

## 2.2 充満限界の考え方

ダイス孔形への被加工材の充満限界を予測する手法は以下のとおりである。簡単な事例として、Fig. 1 に示す丸棒からフィン付き棒を押し出し、または引抜く場合について説明する。図中、一点鎖線はダイス面形状を表わす。

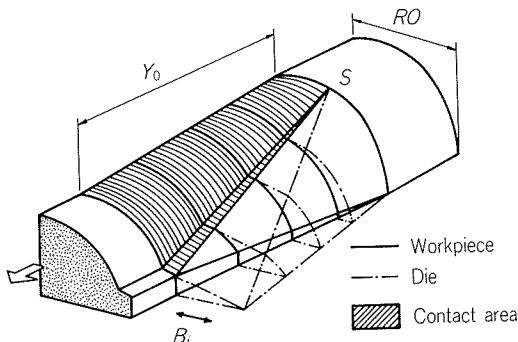


Fig. 1 Schematic illustration of extrusion (or drawing) of a finned bar which has two straight radial fins.

これに対し、被加工材の変形形状を実線で表わしてある。すなわち、この場合、被加工材はダイス孔形に充満していないことになる。被加工材の変形形状を表わすパラメータの一つとして、フィン高さ $B_i$ を探り上げ、これを変化させて、ダイス内での被加工材の変形形状を仮定し、その時の仕事率を計算する。ただし、ダイス面の摩擦仕事率は、ダイス面と被加工材が接触するであろう図中斜線部のみで考える。 $B_i$ の増加に伴い、一般的には、内部仕事率は減少し、摩擦仕事率及びせん断仕事率は増加していく、全仕事率としては、ある $B_i$ において最小値をとる。この時の $B_i$ が被加工材の充満限界であると考えられる。

## 2.3 フィン付き棒解析モデル

フィン付き棒の解析モデルの基本的考え方は、既に前報<sup>11</sup>で示したが、前報<sup>11</sup>のモデルにフィン数の影響を加えたフィン付き棒解析モデルを Fig. 2 に示す。このモデルでは、被加工材の解析対象範囲 $\phi_{f(n)}$ をパラメータとすることにより、Fig. 2 に示すような、複雑なフィン付き棒の解析も可能である。速度場を決定する被加工材の変

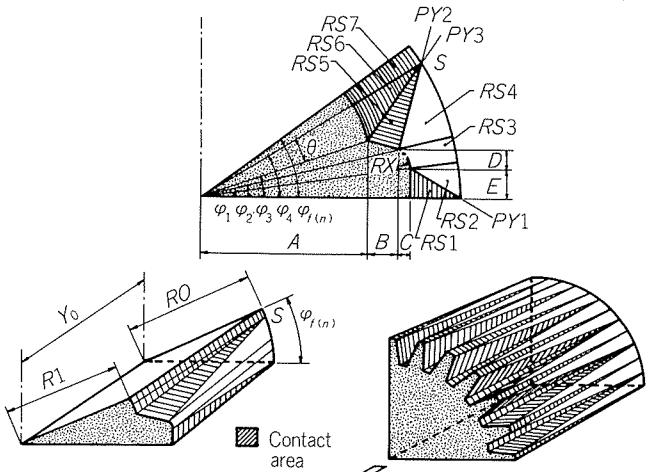


Fig. 2 An analytical model of extrusion of finned bars.

形（表面）形状（またはダイス面形状）を表わす関数 $RS(\phi, y)$ としては、平面モード領域の $RS1 \cdot RS5$ 、直線モード領域の $RS3 \cdot RS7$ 、及び特異直線モード領域の $RS2 \cdot RS4 \cdot RS6$ を表示する七つの関数を用いている。なお、ここで言う平面モード領域とは、ダイス入口から出口に向かう傾斜平面の一部として表現される面を意味し、直線モード領域とは、ダイス入口及び出口断面上の $\phi$ 方向に等角度にある点を互いに結んで得られる直線を母線として構成される曲面を意味し、また、特異直線モード領域とは、入口断面上の各点と、その各点の角度（ $\phi$ 座標の値）と等角度を有し、かつ、表面領域の境界線（図中、 $PY1, PY2, PY3$ ）上に存在する各点とを結んで得られる直線を母線として構成される曲面を意味する。この解析

モデルでは、摩擦面は斜線で示す  $RS1 \cdot RS5 \cdot RS6 \cdot RS7$  の4面であるとしており、また、被加工材の各表面領域の境界を含む内部せん断面 ( $\Gamma_{s1} \cdot \Gamma_{s2} \cdot \Gamma_{s3} \cdot \Gamma_{s4} \cdot \Gamma_{s5} \cdot \Gamma_{s6}$  の6面) が存在する。このモデルの特徴の一つは、入口断面上のS点が、 $\theta$ を変化させることにより移動可能であるように設定されており、ダイス面形状を変化させるパラメータの一つとなっている点である。

## 2.4 解析結果

### 2.4.1 充満限界値の算出

**Fig. 3**は、フィン数  $n=4$ 、相対ダイス長さ [ $Y_0/RO$ ] = 0.5、摩擦定数  $m=0.1$ を一定とし、フィン高さ  $B$ と、S点の位置を決定する  $\theta$ との二つをパラメータとし、各条件において、相対フィン高さ [ $B/R1$ ] と S点の位置 [ $\theta / (\phi_i - \phi_s)$ ] に対する全仕事率の変化を計算した結果である。各条件において、仕事率の最小となる破線で示す [ $B/R1$ ]、すなわち、フィン高さの充満限界値  $[B/R1]_c$  が得られる。以下、各計算条件で得られた  $[B/R1]_c$  に及ぼす各条件因子の影響についての解析結果を示す。ただし、ダイス出口における被加工材とダイスの断面形状は **Fig. 4** に示す状態を想定しており、フィンの先端部のバ

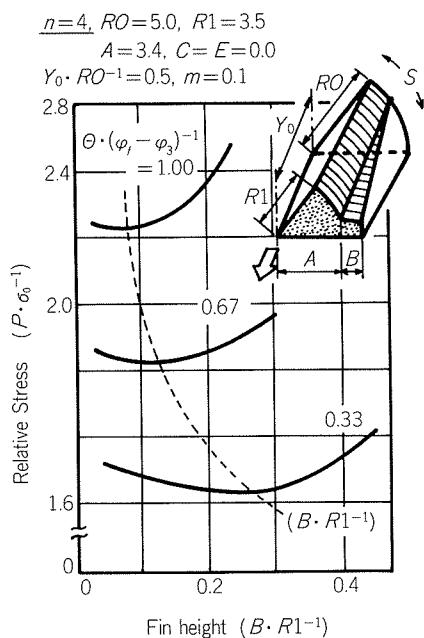


Fig. 3 Relationship between fin height and extrusion pressure.

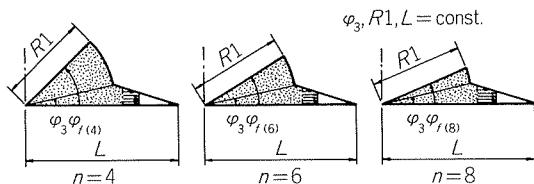


Fig. 4 Geometry of cross-section of product at die exit assumed for the numerical calculation.

Table 1 Values of parameters employed for simulation tests.

	$n$	$\frac{Y_0}{RO}$	$\frac{R_1}{RO}$	$m$	$\frac{\theta}{\phi_i - \phi_s}$
Case-1	4	0.5			0
	6	1.0			
	6	2.0	0.70	0.1	
	8	5.0			1.0
Case-2	4		0.70		0
	6	0.5	0.83	0.1	
	8		0.88		1.0
Case-3				0.01	
		0.5		0.05	
				0.10	
	4	2.0	0.70	0.20	0.33
				0.30	
		5.0		0.50	

ルジ変形は考慮していない。なお、各計算条件は、まとめて **Table 1** に示す。

### 2.4.2 ダイス長さ $Y_0$ と $\theta$ の影響

フィン数  $n=4$  の場合において、 $Y_0$  と  $\theta$  をパラメータとし、得られた  $[B/R1]_c$  を整理すると **Fig. 5 (a)** となる。同様にして、 $n=6, n=8$  の場合の計算結果を、それぞれ **Fig. 5** の(b)と(c)に示す。

これらの結果より、まず  $n=4, 6, 8$  いずれの場合においても、ダイス長さは短い方が、 $[B/R1]_c$  は大きくなっている。被加工材がダイス孔形に充満しやすい。すなわち、高いフィンを得易い傾向にあることが分かる。

一方、 $\theta$  の影響については次のことが分かる。すなわち、 $n=4$  の場合は、ある  $\theta$ において、 $[B/R1]_c$  は最大値を持つ。しかし、 $n=6, 8$  の場合は、 $\theta$  の増加に伴って、 $[B/R1]_c$  は増加していく。これらの傾向に差が生ずる原因の一つとして、S点の位置によって決定される被加工材内部のせん断仕事率、すなわち、この解析モデルで言えば内部せん断面  $\Gamma_{s3} \cdot \Gamma_{s4} \cdot \Gamma_{s5} \cdot \Gamma_{s6}$  面での内部せん断仕事率の影響が考えられる。 $\Gamma_{s4} \cdot \Gamma_{s5}$  面での内部せん断仕事率は、 $\theta$  が大きくなる程、大きくなるのに対し、 $\Gamma_{s3} \cdot \Gamma_{s6}$  面では、逆に  $\theta$  が大きくなる程、小さくなる。したがってどちらの内部せん断仕事率の影響が支配的になるかにより、前述の傾向に差が生じてくるものと考えられる。

### 2.4.3 素棒径と $\theta$ の影響

フィン数  $n=4$  の場合において、 $RO$  と  $\theta$  をパラメータとし、得られた  $[B/R1]_c$  を整理すると **Fig. 6 (a)** となる。同様にして、 $n=6, n=8$  の場合の計算結果を、それぞれ **Fig. 6 (b)**, **Fig. 6 (c)** に示す。

まず素棒径（すなわち、リダクションと等価）の影響についてみると、 $n=4, 6, 8$  いずれの場合においても、充満限界、すなわち、形成されるフィン高さの最大値は

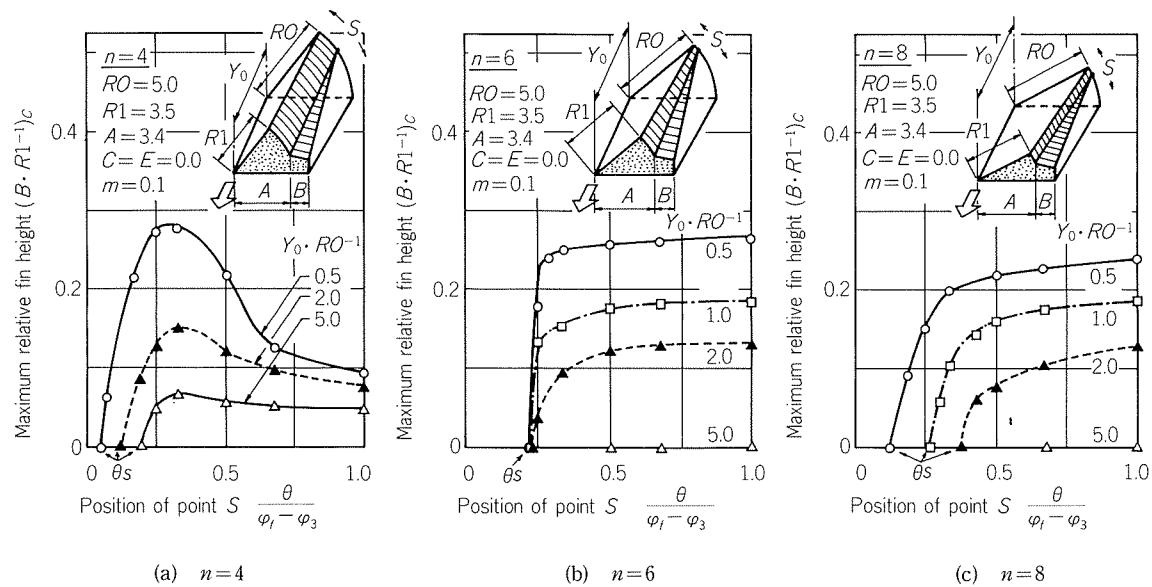


Fig. 5 Effect of geometry of die on maximum fin height.

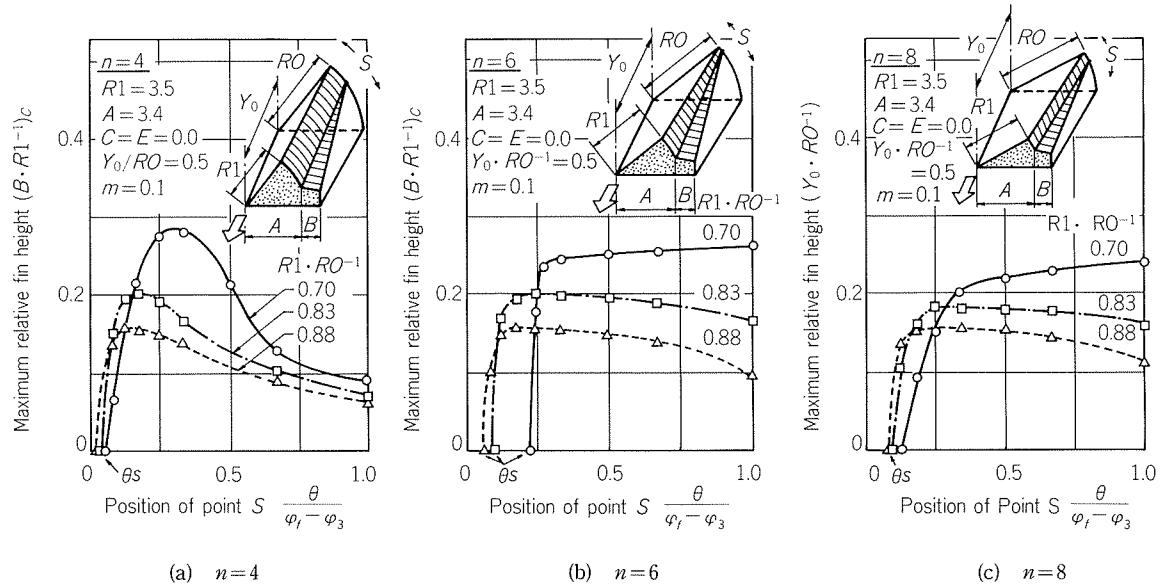


Fig. 6 Effects of geometry of die and dimension of billet on maximum fin height.

素棒径の大きい方が（リダクションが高い方が）大きな値となる傾向にある。

この場合の $\theta$ の影響についてみると、 $n=6$ ,  $n=8$ で $[R1/RO]=0.70$ の場合（リダクションが高い場合）と、それ以外の条件の場合とでは、 $\theta$ の及ぼす影響の傾向に差を生じているが、これは、前項で述べた内部せん断仕事率の大小関係に起因するものと考えられる。

#### 2.4.4 フィン部への被加工材の流動開始角度 ( $\theta_s$ )

Fig. 5 (a)～(c), Fig. 6 (a)～(c)の各図において、被加工材のフィン部への流動が発生しない限界角度 $\theta_s$ が存在す

ることが分かる。すなわち、 $\theta$ が或る限界値 $\theta_s$ 以下となると、ダイス内でフィンの形成が起こらないことが予測される。計算結果によると、ダイス長さは短い方が、また、素棒径は小さい方が（リダクションは低い方が）、この限界角度 $\theta_s$ は小さくなっているが、被加工材のフィン部への流動が起こり易い傾向にあることが分かる。

ただし、今回の計算では、フィン部への被加工材の流動をFig. 7 (a)に示すように仮定しており、Fig. 7 (b), (c)に示す様なモデルを用いれば、さらに精度の良い解析が可能であると考えられる。

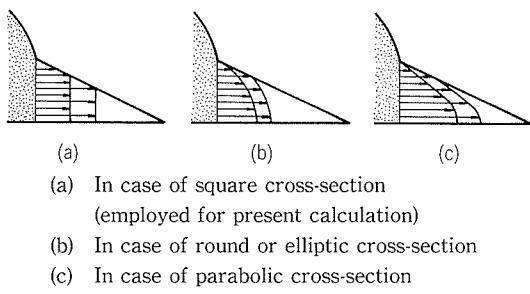


Fig. 7 Schematic illustrations of cross-sections of workpieces at die exit.

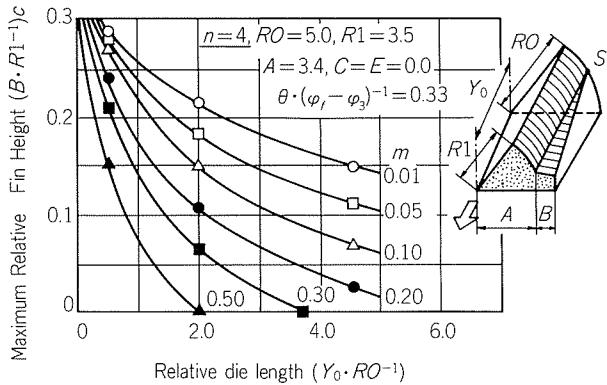


Fig. 8 Effects of die length and friction factor on maximum fin height.

#### 2.4.5 摩擦定数 $m$ と ダイス長さ $Y_0$ の影響

$n=4, RO, R1, \theta$  を固定し、 $m$  と  $Y_0$  をパラメータとして得られた  $[B/R1]_c$  を整理すると Fig. 8 となる。摩擦定数は小さい方が、 $[B/R1]_c$  は大きくなっている。これは、フィンが成長し易い傾向にある。これは、フィン高さ  $B$  の増加（リダクションの減少を伴う）による摩擦仕事率の減少と、 $B$  の増加（摩擦面の増加を伴う）による摩擦仕事率の増加との相対的な大小関係が影響していると考えられるが、これらを加味した摩擦仕事率の全仕事率に及ぼす影響が  $m$  の小さい場合の方が、総合的にみて小さいためであると考えられる。

### 3. フィン付き管の押出し・引抜きに関する充満限界の解析

#### 3.1 管材の一般的三次元動的可容速度場

棒材の押出し・引抜き加工における一般的三次元動的可容速度場と同様の手法で導かれる、管材の一般的三次元動的可容速度場を式(1)'、(2)'、(3)'に示す。

なお、これらの式の導出及び運用に関する詳細は既報<sup>4)</sup>を参照されたい。

$$V_y(r, \phi, y) = \frac{\int_0^{\phi_{f(y)}} \{RSO^2(\phi, 0) - RSI^2(\phi, 0)\} d\phi}{\int_0^{\phi_{f(y)}} \{RSO^2(\phi, y) - RSI^2(\phi, y)\} d\phi} \quad (1)'$$

$$V_\phi(r, \phi, y) = r \cdot \omega(\phi, y) = \frac{r}{RSO^2(\phi, y) - RSI^2(\phi, y)} \int_0^\phi \frac{\partial}{\partial y} \times \{(RSI^2(\phi, y) - RSO^2(\phi, y)) \cdot V_y(y)\} d\phi \quad (2)'$$

$$V_r(r, \phi, y) = -\frac{r}{2} \left\{ \frac{\partial V_y(y)}{\partial y} + \frac{\partial \omega(\phi, y)}{\partial \phi} \right\} + \frac{1}{r} \left[ \frac{RSO^2(\phi, y)}{2} \times \left\{ \frac{\partial V_y(y)}{\partial y} + \frac{\partial \omega(\phi, y)}{\partial \phi} \right\} + RSO(\phi, y) \cdot \omega(\phi, y) \cdot \frac{\partial RSO(\phi, y)}{\partial \phi} + RSO(\phi, y) \cdot V_y(y) \cdot V_y(y) \cdot \frac{\partial RSO(\phi, y)}{\partial y} \right] \quad (3)'$$

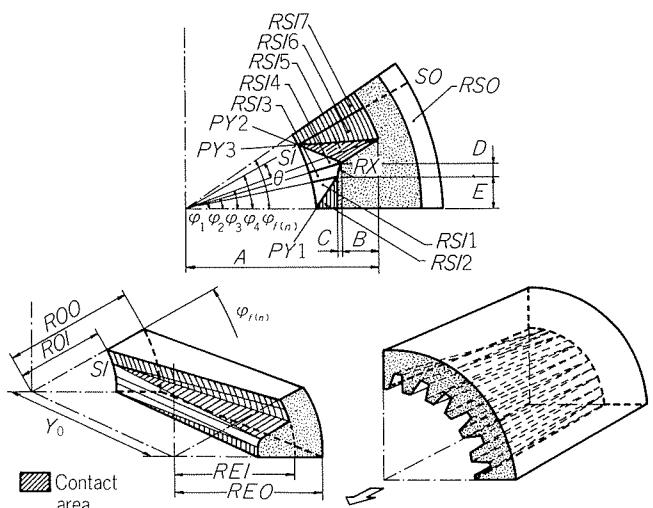


Fig. 9 An analytical model of extrusion of finned tube which has straight radial fins on outside surface.

#### 3.2 外面フィン付き管解析モデル

Fig. 9 に外面フィン付き管解析モデルを示す。図に示す解析モデルは、円管状の素材から内面が真円、外面上に放射状の直線フィンを持つフィン付き管を押し出し・引抜く場合を対象としている。なお、被加工材の外面の変形(面)形状を表わす関数  $RSO(\phi, y)$  は、前述のフィン付き棒解析モデルと同様であるとして以下の解析を行う。

#### 3.3 内面フィン付き管解析モデル

Fig. 10 に示す内面フィン付き管解析モデルは、円管から外表面が真円、内面上に放射状の直線フィンを持つフィン付き管を押し出し・引抜く場合を対象としている。ただし、被加工材の内面の変形(面)形状を表す関数  $RSI(\phi, y)$  は、基本的には、前述のフィン付き棒解析モデルと同様であるとして解析を行う。

#### 3.4 解析結果

解析結果の詳細は次報に示す予定であるが、一例として、外面フィン付き管に関する解析結果を示す。

##### 3.4.1 ダイス長さ $Y_0$ と 素管外半径 $RO$ の影響

フィン数  $n=6$ 、ダイス形状パラメータ  $\theta$ 、素管内半径  $ROI$ 、製品管外半径  $REO$ 、製品管内半径  $REI$ 、ダイス面上

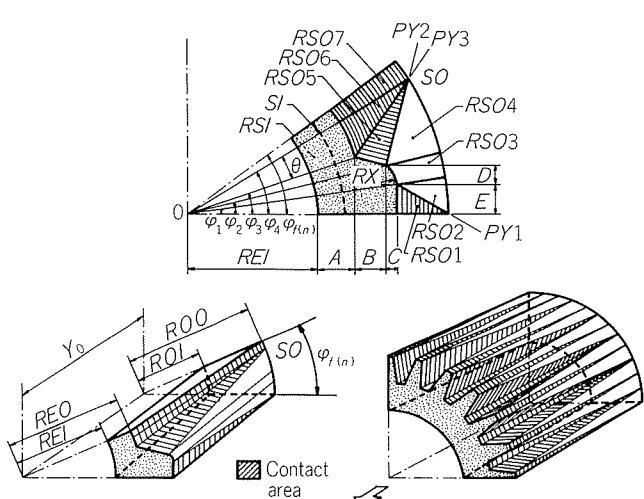


Fig. 10 An analytical model of extrusion of finned tube which has straight radial fins on inside surface.

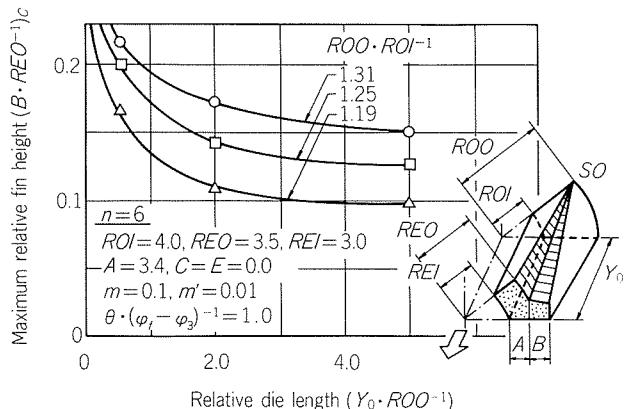


Fig. 11 Effects of geometry of die and dimension of billet on maximum fin height.

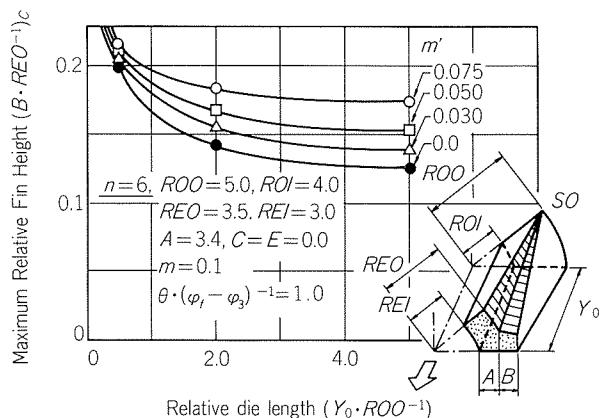


Fig. 12 Effects of geometry of die and friction factor of inside surface on maximum fin height.

の摩擦定数  $m$ 、プラグまたはマンドレル上の摩擦定数  $m'$  を固定し、素管外半径  $ROO$  とダイス長さ  $Y_0$  をパラメータとして計算し、得られた  $[B/REO]_c$  を整理すると Fig. 11 となる。これらの結果より、ダイス長さは短い程、また、素管外径は大きい程（リダクションが高い程）、被加工材はフィン部へ充満し易い傾向にある。

### 3.4.2 内面の摩擦定数 $m'$ の影響

棒と管の押出し・引抜きの大きな相違点は、マンドレル（あるいはプラグ）を用いるか、否かである。そこで、内面の摩擦定数が、充満限界に及ぼす影響について調べた。Fig. 12 は、 $m'$  と  $Y_0$  をパラメータとし、得られた  $[B/REO]_c$  を整理した結果である。これにより、 $m'$  が大きい程、被加工材はフィン部へ流入し易い傾向があることが分かる。すなわち、 $m'$  が大きい程、被加工材が軸方向へ流れるよりも、半径方向へ流れ易くなることを示しており、妥当性のある結果であると言える。

## 4. まとめ

本報では、非軸対称断面を有する棒材・管材の押出し・引抜き加工に関する一般的三次元動的可容速度場を用いて、フィン付き棒及びフィン付き管の解析モデルを開発し、ダイス孔形、特にフィン部への被加工材の充満限界に及ぼす、各条件因子の影響について検討した。新たに開発したこれらのモデルを用いることにより、フィン部への被加工材の充満限界、すなわち、形成されるフィン最大高さ及び各条件因子の影響を予測できることが明らかとなった。本解析に用いた一般的三次元動的可容速度場は汎用性が高いので、フィン付き材以外の複雑な形状を有する製品の押出し・引抜き加工時の充満限界も、同様な手法により、解析可能であると考えられる。なおフィン付き管に関する解析結果の詳細は次報に示す予定である。

## 参考文献

- 1) 木内 学、飯島茂男、星野倫彦：塑性と加工，29 (1988), 151. 及び本誌, 29 (1988), 266.
- 2) Kiuchi, M., Kishi, H. & Ishikawa, M.: Proc. 22nd Int. Mach. Tool Des. Res. Conf., (1981), 523.
- 3) 木内 学、岸 秀敏、石川政和：塑性と加工，24 (1983), 290.
- 4) 木内 学、石川政和：塑性と加工，25 (1984), 604.

論 文

Al-Si系粉末合金の押出性に及ぼす押出条件の影響\*

佐野秀男\*\* 安保満夫\*\*  
山内重徳\*\*\*

Effect of Extrusion Conditions on Extrudability  
of Al-Si P/M alloy

Hideo Sano, Mitsuo Abo and Shigenori Yamauchi

住友軽金属工業株式会社技術研究所

## Al-Si系粉末合金の押出性に及ぼす押出条件の影響\*

佐野秀男\*\* 安保満夫\*\*  
山内重徳\*\*\*

Effect of Extrusion Conditions on Extrudability  
of Al-Si P/M alloy

Hideo Sano, Mitsuo Abo and Shigenori Yamauchi

Al-20Si-2Cu-1Mg-5Fe-1Mn(wt%) alloy made by rapid solidification process was extruded by indirect hot extrusion at the temperature of 350~500 °C and at the strain rate of 0.05~5s<sup>-1</sup>, and then its flow stress and formability during extrusion were investigated in comparison with I/M alloy of the same composition and 4032 alloy.

Flow stress  $k$  of P/M alloy decreased with extrusion temperature  $t$  and increased with strain rate  $\dot{\varepsilon}$  as same as those of I/M alloy and 4032 alloy. The relationship between  $k$  and  $t$  was described as Shishokin and Pearson's experimental expression and the relationship between  $k$  and  $\dot{\varepsilon}$  was described as  $k=K \cdot \dot{\varepsilon}^m$  ( $K$ : const) respectively.

The  $k$  value of P/M alloy was almost equal to that of I/M alloy, and twice as large as that of 4032 alloy. The strain rate sensitivity exponent,  $m$ , increased with extrusion temperature, and the  $m$  value of P/M alloy was larger than that of I/M alloy.

Formability of P/M alloy could be evaluated by checking the cracking on the surface of extrusions. Surface cracking of P/M alloy tended to occur with higher temperature and higher strain rate. P/M alloy was superior in formability to I/M alloy.

## 1. はじめに

アルミニウム中にSiを添加すると、耐摩耗性を向上させ線膨脹係数を小さくできるので、過共晶Si合金が使用されている。しかし、溶解鋳造法の場合、凝固時に粗大な初晶Siが晶出するため、延性や韌性に乏しく、押出しや鍛造等の塑性加工が困難である。初晶Siを微細化する方法が検討された中<sup>1)~3)</sup>で、最近、急冷凝固法による粉末製造技術が注目されている。この場合、Si粒子は数μmであり、溶解鋳造法によるときの10分の1程度である。しかも、マトリックス中に均一に分散するため、塑性加工が容易となってSi添加量を増加することができる。しかし、添加元素の多い粉末合金の場合、熱間加工における変形抵抗は高く、また変形能も小さくなる。

本報では、過共晶Si粉末合金の押出条件に関する文献が少ないので、耐熱・耐摩耗性 Al-20Si-2Cu-1Mg-5Fe-1Mn(wt%)粉末合金の熱間における間接押出を行い、その変形抵抗及び表面割れに及ぼす温度、ひずみ速度の影響を検討した。

## 2. 実験方法

実験に用いた粉末はエアアトマイズ法により製造したAl-20Si-2Cu-1Mg-5Fe-1Mn(wt%)合金であり、粒径 297 μm以下のものを使用した。

この粉末を冷間でφ140 mmの圧縮体とし、アルミニウム円筒容器に封入後、加熱しながら真空排気した。真空排気は昇温と同時に開始し、495°Cに到達後6h保持した。このときの真空度は  $5 \times 10^{-2}$  mmHg以上とした。次いで、円筒容器のまま押出し、押出条件は温度430°Cで押出比12とした。この押出材を旋削により外径 23.8 mm、長さ30 mmの押出用ビレット（以下、粉末材と称する）として実験に供した。

\* 軽金属学会第74回春期大会(昭和63年5月17, 18日, 於・札幌市)にて発表。

\*\* 技術研究所プロセス研究部

\*\*\* 技術研究所金属材料研究部

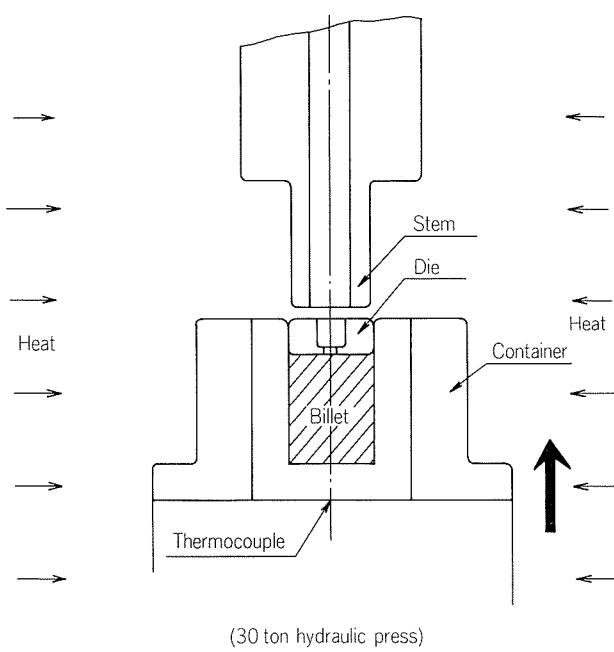


Fig. 1 Indirect extrusion equipment.

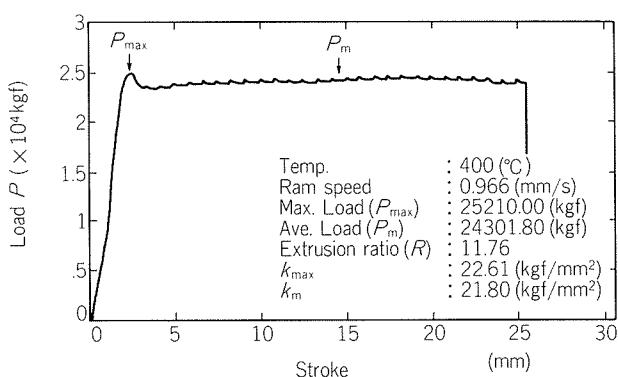


Fig. 2 Load-Stroke curve of Al-Si P/M alloy.

Fig. 1 に押出用の工具を示す。コンテナ内にビレット、ダイスの順に装入後、外熱式ヒータで工具全体を加熱した。所定の温度に到達後、30 ton 油圧プレスで押出荷重を負荷して間接押出を行った。押出温度は 350, 400, 450, 500°C の4条件、押出比は23~4.8（押出径5~11 mm）とした。ラム速度は0.1~10mm/sである。

各々の押出条件毎に、Fig. 2 に示すように押出時のダイスの移動変位-荷重線図を求め、最大荷重及び平均荷重を測定した。最大変形抵抗  $k_{\max}$  及び平均変形抵抗  $k_m$  は、それぞれ最大荷重  $P_{\max}$  または平均荷重  $P_m$  をコンテナの断面積と押出比  $R$  の対数値で除して求め、これらを式(1)及び(2)に示す。また、押し出しにおけるひずみ速度  $\dot{\epsilon}$  は式(3)に示す Feltham の式<sup>4)</sup>によった。

$$k_{\max} = 4P_{\max}/(\pi D^2 \ln R) \quad (1)$$

$$k_m = 4P_m / (\pi D^2 \ln R) \quad (2)$$

$$\dot{\epsilon} = 6V \ln R / D \quad (3)$$

ここで、 $D$  はコンテナ径、 $V$  はラム速度である。

なお、供試材の押出性を評価するため、合金組成の等しい溶解铸造材（以下、铸造材と称する）並びに Al-Si 系展伸合金である 4032 合金押出棒（以下、4032 合金と称する）についても同様な測定を行った。前者はホットトップ铸造法による直径 68mm のものであり、铸造に際しては、りんを 500 ppm 添加して初晶 Si 粒子を微細化した。後者の 4032 合金は押出比 63 で直径 24mm のものである。これらの各供試材の結晶粒径、初晶 Si 粒子径及び引張性質を Table 1 に示す。

Table 1 Grain size, Si particle size and tensile properties of test materials.

Material	Grain size ( $\mu\text{m}$ )	Si particle size ( $\mu\text{m}$ )	Tensile properties		
			Yield strength (kgf/mm <sup>2</sup> )	Tensile strength (kgf/mm <sup>2</sup> )	Elongation (%)
P/M alloy (Al-20%Si)	2.5	1.5	33.3	46.3	3
I/M alloy (Al-20%Si)	3.5	19	16.2	24.5	2
4032 alloy (Al-11.5%Si)	—	—	8.3	20.9	17

### 3. 実験結果

#### 3.1 押出比と変形抵抗の関係

粉末材の押出温度 400~500°C における  $R$  と  $k_{\max}$  並びに  $k_m$  の関係を、 $\dot{\epsilon} = 0.49\text{s}^{-1}$  の場合について Fig. 3 と 4 にそれぞれ示した。 $k_{\max}$  と  $k_m$  はいずれの温度においても、 $R = 4.8 \sim 23$  の範囲ではほぼ一定であった。

#### 3.2 温度と変形抵抗の関係

粉末材の温度と  $k_{\max}$  並びに  $k_m$  の関係を、 $R = 7.1$ 、 $\dot{\epsilon} = 0.049\text{s}^{-1}$  と  $4.9\text{s}^{-1}$  の場合についてそれぞれ Fig. 5 と 6 に示した。 $k_{\max}$  と  $k_m$  は温度の上昇にともなって小さくなり、各々の両者の関係は片対数目盛で直線となった。

同様に、铸造材及び 4032 合金の温度と  $k_{\max}$  並びに  $k_m$  の関係を Fig. 7~10 に示した。いずれも粉末材の場合と同様な傾向が得られた。铸造材の  $k_{\max}$  と  $k_m$  は粉末材の値と同程度であり、4032 合金の場合には粉末材よりもかなり小さかった。

#### 3.3 ひずみ速度と変形抵抗の関係

粉末材の  $\dot{\epsilon}$  と  $k_{\max}$  並びに  $k_m$  の関係を、押出温度をパラメータとして Fig. 11 と 12 にそれぞれ示した。なお、押出材表面に発生した割れの有無も図中に記号で示した。各温度において、 $k_{\max}$ 、 $k_m$  は  $\dot{\epsilon}$  の増加にともなっていずれも大きくなり、 $\dot{\epsilon}$  とそれらの関係は両対数目盛で直線であった。

铸造材及び 4032 合金の場合も同様に Fig. 13~16 にそ

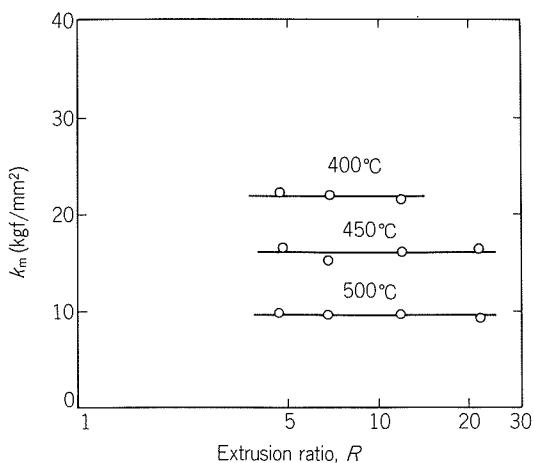


Fig. 3 Relationship between extrusion ratio,  $R$ , and  $k_{\max}$  of Al-Si P/M alloy.

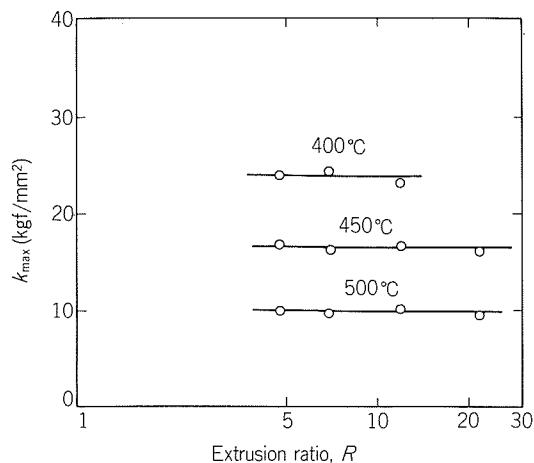


Fig. 4 Relationship between extrusion ratio,  $R$ , and  $k_m$  of Al-Si P/M alloy.

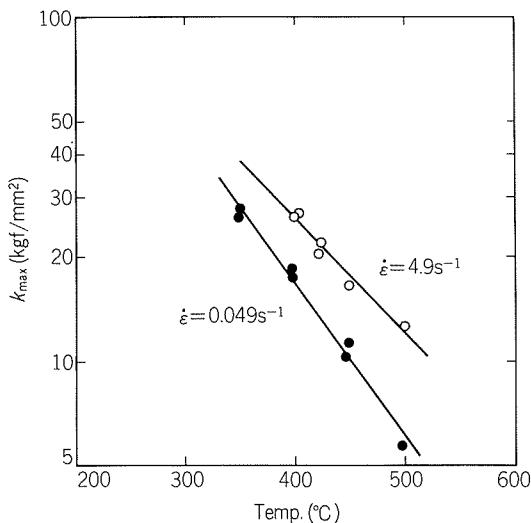


Fig. 5 Relationship between temperature and  $k_{\max}$  of Al-Si P/M alloy.

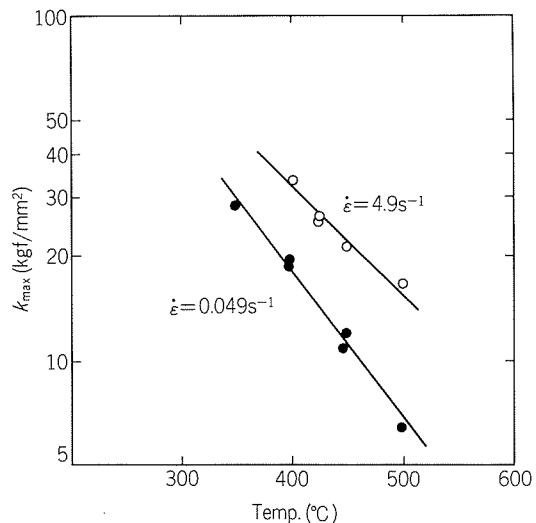


Fig. 6 Relationship between temperature and  $k_m$  of Al-Si P/M alloy.

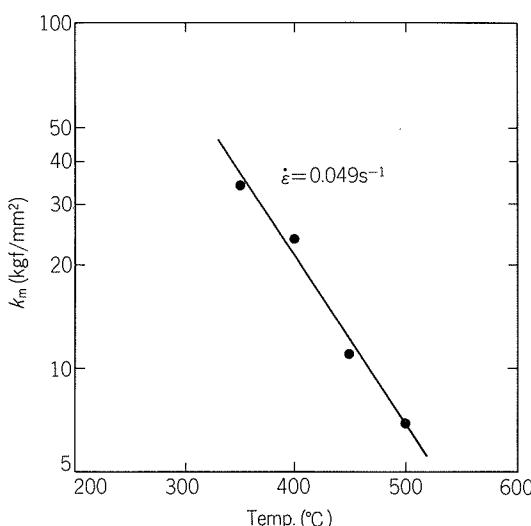


Fig. 7 Relationship between temperature and  $k_{\max}$  of Al-Si I/M alloy.

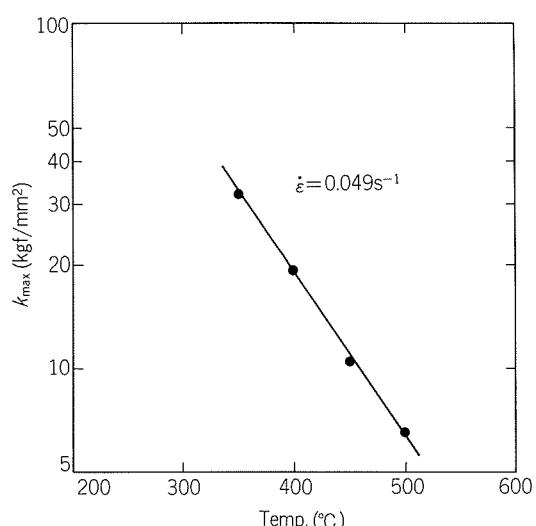


Fig. 8 Relationship between temperature and  $k_{\max}$  of Al-Si I/M alloy.

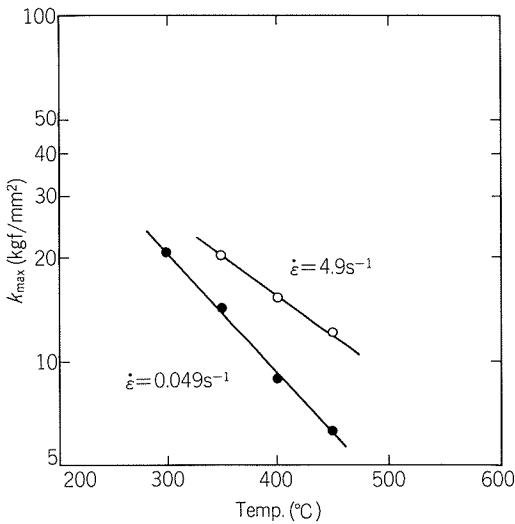


Fig. 9 Relationship between temperature and  $k_{\max}$  of 4032 alloy.

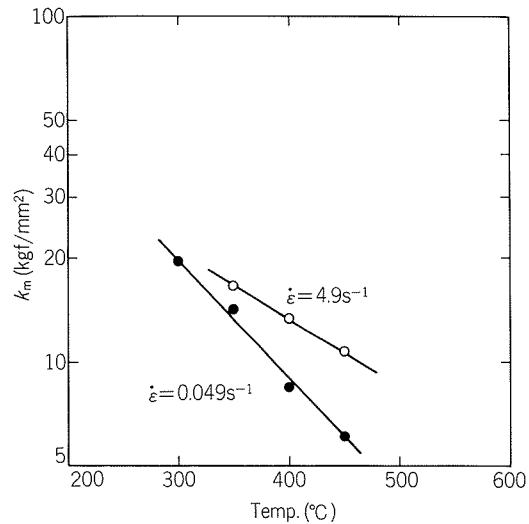


Fig. 10 Relationship between temperature and  $k_{\max}$  of 4032 alloy.

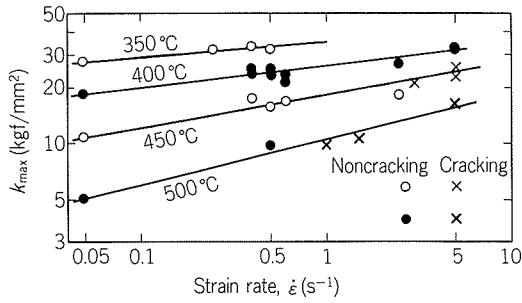


Fig. 11 Relationship between strain rate,  $\dot{\varepsilon}$ , and  $k_{\max}$  of Al-Si P/M alloy.

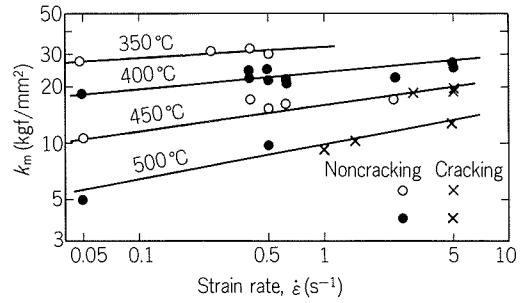


Fig. 12 Relationship between strain rate,  $\dot{\varepsilon}$ , and  $k_m$  of Al-Si P/M alloy.

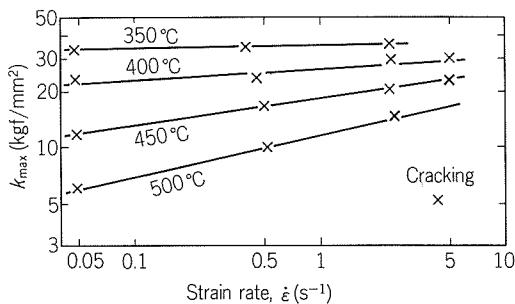


Fig. 13 Relationship between strain rate,  $\dot{\varepsilon}$ , and  $k_{\max}$  of Al-Si I/M alloy.

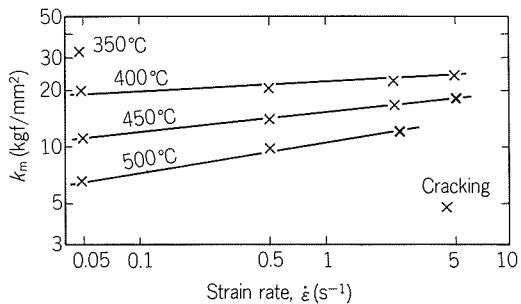


Fig. 14 Relationship between strain rate,  $\dot{\varepsilon}$ , and  $k_m$  of Al-Si I/M alloy.

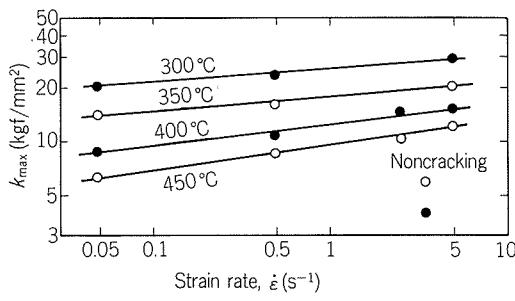


Fig. 15 Relationship between strain rate,  $\dot{\varepsilon}$ , and  $k_{\max}$  of 4032 alloy.

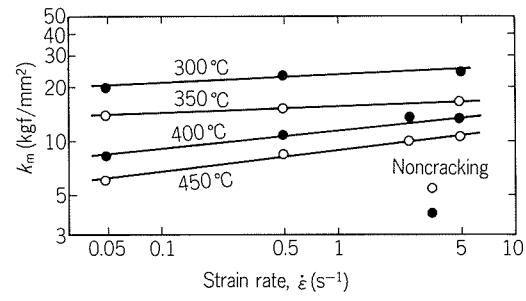


Fig. 16 Relationship between strain rate,  $\dot{\varepsilon}$ , and  $k_m$  of 4032 alloy.

れぞれ示した。 $\dot{\epsilon}$ と $k_{\max}$ ,  $k_m$ の関係は両試材とも粉末材の場合と全く同じ傾向が得られた。ただし、 $k_{\max}$ と $k_m$ は、 $\dot{\epsilon}$ が小さい場合、粉末材の方が鋳造材よりも若干低く、 $\dot{\epsilon}$ が大きいと逆に粉末材の方が鋳造材よりも若干高かった。また、4032合金の $k_{\max}$ 及び $k_m$ は粉末材の約 $\frac{1}{2}$ であった。

### 3.4 押出材の表面割れ

前項のFig. 12~16の図中に記したように、粉末材における表面割れは、押出温度450°Cでは $\dot{\epsilon}=3\text{s}^{-1}$ 以上、500°Cでは $\dot{\epsilon}=1\text{s}^{-1}$ 以上で発生した。鋳造材ではすべてのものに表面割れが発生したが、4032合金では全く発生しなかった。Fig. 17に代表例として粉末材の外観を示す。

表面割れの形態はティアリングと称されるものである。そのミクロ組織を割れの発生しなかったものと比較して、Fig. 18に示す。表面割れは表層のみに存在し、割れの先端並びにその周辺におけるSi粒子や化合物の粗大化は認められなかった。

なお、鋳造材の表面外観をFig. 19に示すが、鋳造材は粉末材の場合よりも表面割れが著しかった。

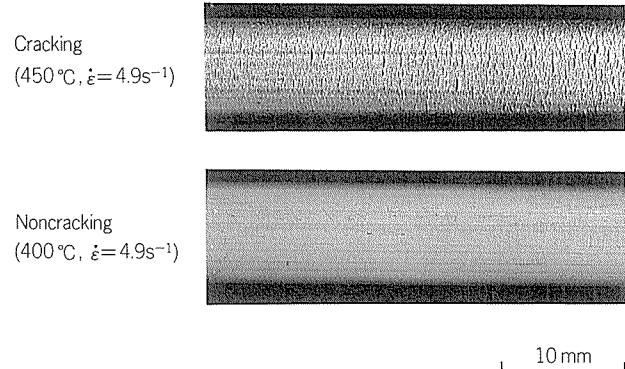


Fig. 17 Appearance of Al-Si P/M alloy extrusions.  
(Extrusion ratio,  $R=7.1$ )

## 4. 考察

### 4.1 温度と変形抵抗の関係

一般に、アルミニウム合金の押出圧力と押出温度との関係については、橋爪<sup>5)</sup>の反応速度論から求めたものもあるが、本報の実験結果はFig. 5~10からみると、式(4)に示すSchishokin<sup>6)</sup>やPearson<sup>7)</sup>の実験式に良く適合した。

$$P = Ge^{-\phi t} \quad (4)$$

ここで、 $P$ は押出圧力、 $t$ は押出温度、 $G$ 及び $\phi$ は定数である。 $k_{\max}$ の $\phi$ は、 $\dot{\epsilon}=0.049\text{s}^{-1}$ の場合、粉末材、鋳造材、4032合金それぞれにおいて0.0043, 0.0047, 0.0035となり、粉末材と鋳造材はほぼ同等、4032合金は小さかった。

### 4.2 ひずみ速度と変形抵抗の関係

$k_{\max}$ 及び $k_m$ を式(5), (6)で近似した場合のひずみ速度依存指数 $m$ 値及び $m'$ 値を、各材料ごとに比較して Table 2に示した。

$$k_{\max} = K \cdot \dot{\epsilon}^m \quad (5)$$

$$k_m = K' \cdot \dot{\epsilon}^{m'} \quad (6)$$

ここで、 $K$ 及び $K'$ は定数である。

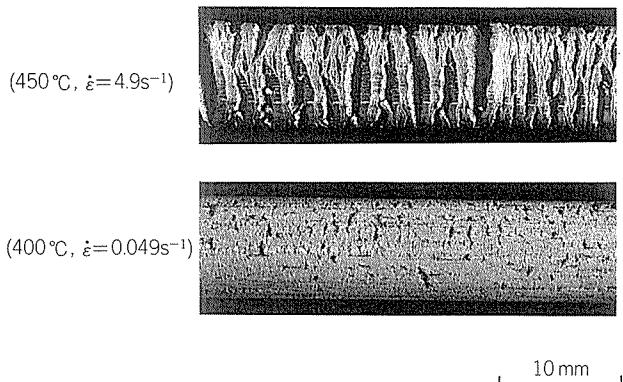


Fig. 19 Appearance of Al-Si I/M alloy extrusions.  
(Extrusion ratio,  $R=7.1$ )

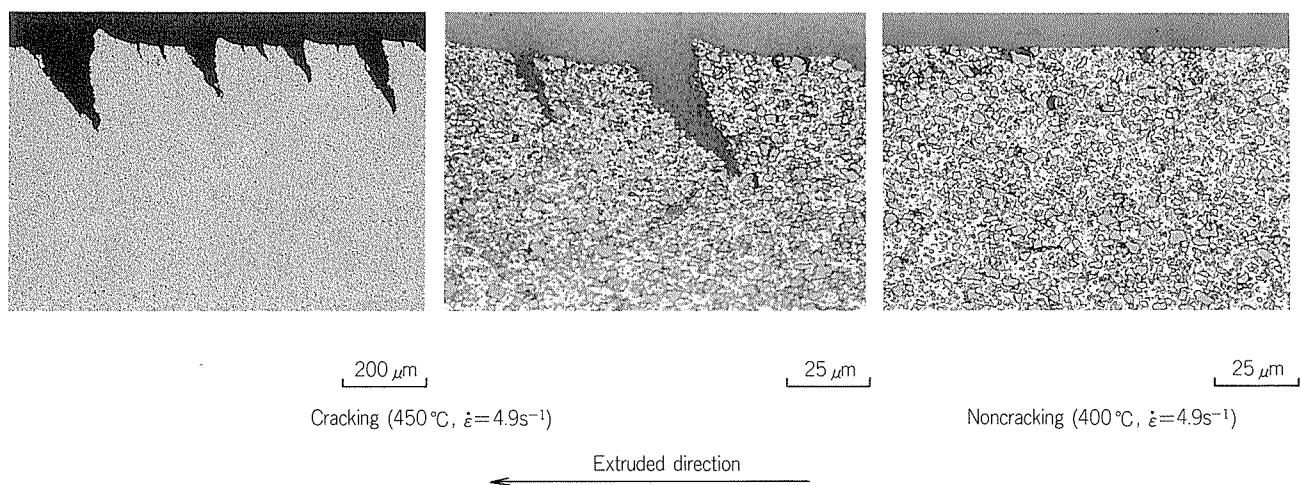


Fig. 18 Microstructures of Al-Si P/M alloy extrusions. (Extrusion ratio,  $R=7.1$ )

Table 2 Value of  $m$  and  $m'$ .

Material		Temp. (°C)				
		300	350	400	450	500
P/M alloy (Al-20%Si)	$m$	—	0.07	0.12	0.16	0.24
	$m'$	—	0.04	0.07	0.11	0.18
I/M alloy (Al-20%Si)	$m$	—	0.03	0.07	0.13	0.19
	$m'$	—	—	0.03	0.10	0.14
4032 alloy (Al-11.5%Si)	$m$	0.08	0.07	0.12	0.14	—
	$m'$	0.05	0.05	0.07	0.11	—

いずれの材料においても、温度が高いほど $m$ 値及び $m'$ 値は大きくなり、ひずみ速度依存性は強くなった。粉末材の $m$ 値および $m'$ 値は鋳造材の値よりも大きく、粉末材は鋳造材よりも高いひずみ速度依存性を示した。粉末材の場合、Table 1に示したように結晶粒径は約2.5μm、Si粒子径は約1.5μmであり、鋳造材の場合には、結晶粒径は約3.5μm、Si粒子径は19μmである。したがって、粉末材における単位体積当りのSi粒子の量が鋳造材よりも顕著に多く、このことがひずみ速度依存性の相違に関係しているのであろう。

竹内ら<sup>8)</sup>によれば、共晶Si組織を示す4043合金(Al-5.6%Si系)は他の展伸合金よりも高い $m$ 値を示し、420°Cにおいて0.107、470°Cにおいて0.145であった。本報の4032合金は4043合金よりSi量(12%)が多く、 $m$ 値も400°Cにおいて0.12、450°Cにおいて0.14といずれも4043合金より高い値を示した。これらの結果より、ひずみ速度依存性にはSi添加量及びSiの粒子径が影響していると考えられる。

## 5. 結 言

エアアトマイズ法にて製造したAl-20Si-2Cu-1Mg-5Fe-1Mn(wt%)合金において、温度350~500°C、ひずみ速度0.049~4.9s<sup>-1</sup>の条件で間接押出を行い、変形抵抗及び表面割れに及ぼす温度、ひずみ速度の影響を検討し、同一組成の鋳造材及び4032合金と比較した。得られた結果は次のようである。

(1) 粉末材の $k_{\max}$ 及び $k_m$ は、鋳造材、4032合金と同様に、温度の上昇とともに小さくなり、各々の両者の関係は片対数目盛で直線となった。このことから本実験の押出圧力 $P$ はSchishokinやPearsonの実験式で表わされた。粉末材の $k_{\max}$ 及び $k_m$ は鋳造材の値と同程度であり、4032合金の値の約2倍であった。

(2)  $k_{\max}$ 並びに $k_m$ と $\dot{\epsilon}$ の関係は各試材とも通常の $k = K \cdot \dot{\epsilon}^m$ ( $K$ は定数)で示された。粉末材の $m$ 値は鋳造材よりも高い値を示し、ひずみ速度依存性が強かった。

(3) 粉末材の押出表面割れは、高温あるいはひずみ速度が大きいほど発生しやすいが、鋳造材よりも著しく少

なかつた。

## 参 考 文 献

- 1) 鈴木 寿、川勝一郎、佐藤純一：軽金属、16(1966), 219,
- 2) 岡 一嘉、吉田政博：本誌、28(1987), 1.
- 3) 吉川昌範、大藤俊洋、浅枝敏夫：日本機械学会論文集、44(1978), 1763.
- 4) Feltham : P. Met. Treat. Drop Forge, 23 (1956).
- 5) 橋爪 伸：塑性と加工、3(1962), 587.
- 6) V.P. Shishokin: Zhur. Priklad. Khim., 2 (1929), 663.
- 7) C.E. Pearson : J. Inst. Metals, 64 (1939), 299.
- 8) 竹内寛司、草野拓男：軽金属、22(1972), 28.
- 9) 平井幸男、金山公三、中村 守、佐野秀男、久保勝司：軽金属、38(1988), 153.

## Appendix

### I. 最大変形抵抗 $k_{\max}$ のノモグラム

粉末材の $k_{\max}$ を式(5)で近似できると仮定して、任意の温度及びひずみ速度における $k_{\max}$ を図式的に求めるノモグラムを作成し、Fig. 20に示した。このノモグラムにおいて、各温度における $m$ 値と $K$ 値はFig. 11より求めた値をプロットしたものであり、各々の $\dot{\epsilon}$ における $\dot{\epsilon}^m$ 値は計算により算出したものである。

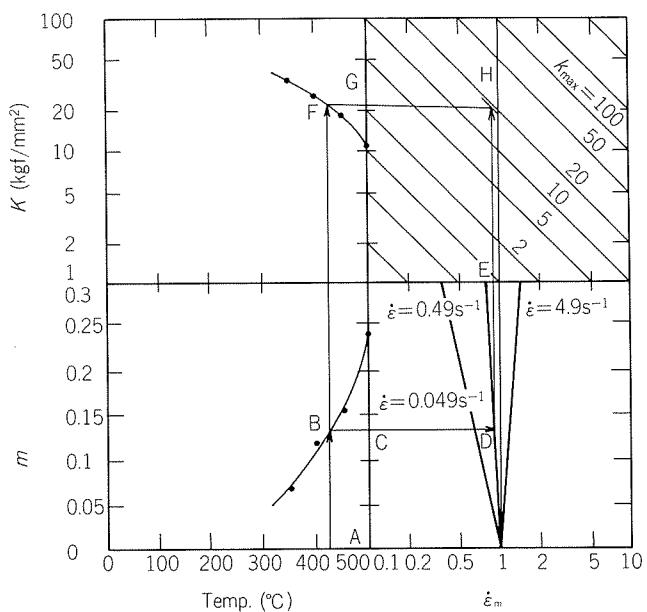


Fig. 20 Nomogram of  $k_{\max}$  of Al-Si P/M alloy.

425°C、 $\dot{\epsilon} = 0.49\text{s}^{-1}$ における $k_{\max}$ を求める場合、まず425°Cにおける $m$ 値を左下図内より0.13と読み取り、 $K$ 値を左上図内より22と読み取る。次に、 $\dot{\epsilon} = 0.49\text{s}^{-1}$ における $\dot{\epsilon}^m$ 値を右下図内に交点Dより0.9と読み取る。さらに、右上図内において水平線FGと垂直線DEの交点Hを求め、 $k_{\max} = 19\text{kgf/mm}^2$ を得ることができる。

## II. 押出条件の設定

前出の Fig. 11 を用いれば実操業における良好な押出条件の範囲を求めることができる。例えば、能力1,200tonの押出機において $\phi 153\text{mm}$ のビレットを $\phi 48\text{mm}$ (押出比10)に押出す場合の良好な条件範囲は Fig. 21 の斜線の領域で示される。図中の水平線は押出機の圧力限界を示し  $k_{\max}$  がこの圧力限界より高い条件の場合には押詰りを生ずる。また、破線は表面割れの限界を示し、破線の右側の条件では表面割れが発生する。したがって、斜線の領域内で押出条件を選択すれば、押詰りや表面割れが発生しない。

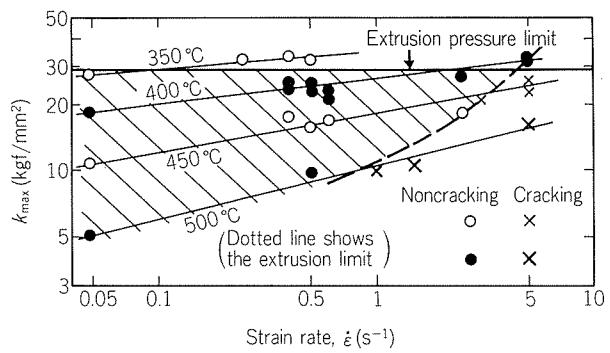


Fig. 21 Extrusion limit of Al-Si P/M alloy.

論文

空調機用フィン表面樹脂塗膜の親水性の変化について\*

清 谷 明 弘\*\* 今 井 正 也\*\*  
春 日 司\*\*

On the Wettability of Hydrophilic Polymer Coatings  
on Aluminium Fins in Air Conditioning Unit

Akihiro Kiyotani, Masaya Imai  
and Tsukasa Kasuga

# 空調機用フィン表面樹脂塗膜の親水性の変化について\*

清 谷 明 弘\*\* 今 井 正 也\*\*  
春 日 司\*\*

## On the Wettability of Hydrophilic Polymer Coatings on Aluminium Fins in Air Conditioning Unit

Akihiro Kiyotani, Masaya Imai  
and Tsukasa Kasuga

Recently hydrophilic polymer coatings are used on the surface of aluminium fins in evaporator to save the energy in air conditioning unit.

As the part of study on the wettability of hydrophilic polymer coatings, the effect on the wettability of carboxyl group in water soluble acrylic resin in the coatings has been made to clarify.

The carboxyl group in the hydrophilic acrylic resin polymer showed the cation exchange behaviour, and thus the wettability of the coatings has been influenced by the cation which exchanging with hydrogen ion in carboxyl radical.

### 1. はじめに

近年、空調機の高性能化、小型化が著しく進み、これらに組込まれるクロスフィン型熱交換器のアルミニウムフィン間隔は狭くなり、フィン形状も複雑化されている。

エバボレータの場合、アルミニウムフィン表面温度は空気の露点よりも低下するために、空気中の水分が凝縮してフィン表面に付着する。この付着凝縮水は空気通路をふさぐために、通風抵抗の増大、風量の減少をもたらし、空調機の性能低下の原因となる。

そこで、フィン表面には付着凝縮水を速やかに除去できる性能が求められ、現在では、フィン表面に水濡れ性の良い塗膜をつけ、付着凝縮水を薄い膜にして流下させることが多い。塗膜としては、シリカ入り有機無機複合塗膜、水ガラス系塗膜、親水性樹脂塗膜、ペーマイト皮膜等が実用に供されている<sup>1)~6)</sup>が、フィン成形機の金型摩耗防止の観点から、あらかじめアルミニウム条に塗料を塗布したプレコートフィン材には、樹脂のみの親水性塗膜が望ましい。

次に、空調機の性能を維持するためには、通風抵抗の

増大を防止し、その値を低く保つことが必要である。したがって、樹脂塗膜は、初期のみならず、持続性においても良好な親水性を有することが必要となる。ところが、その親水性は、空調機運転中に次第に劣化することが問題となっている。この原因把握は、親水性樹脂塗膜の開発における重要な課題の一つとなっているが、これについてはほとんど知見が見当たらない。親水性樹脂塗膜の劣化には種々の因子が考えられるが、そのうちの重要な一つとして、樹脂が持つ官能基の親水性に対する影響があげられる。

本報では、カルボキシル基を持つ親水性樹脂塗膜の場合について、カルボキシル基がイオン交換反応性を持つことから、陽イオン交換反応試験を行って、官能基が塗膜の親水性に及ぼす影響を赤外分光光度法、接触角の測定等によって検討した。

### 2. 実験方法

#### 2.1 供試材の作成

##### 2.1.1 素材と下地処理

素材として、純アルミニウム1050-H22条、厚さ0.12mm、幅500mmのものを使用した。

素材の脱脂処理は、市販の弱アルカリ脱脂剤リドリンRD322（日本ペイント株式会社）を用い、濃度2wt%，温度

\* 軽金属学会第75回秋期大会（昭和63年11月16日、於・東京都）にて一部発表

\*\* 技術研究所化学研究部

60°C, スプレー6sの条件で行った後, 水洗した。下地処理は、市販のアロジンAd401/45(日本ペイント㈱製)を用い、濃度は401/45=3vol%/0.5vol%として、温度50°C, スプレー5sの条件で行った。リン酸クロメート皮膜中のクロム量は20mg/m<sup>2</sup>であった。

### 2.1.2 塗装

塗料は、カルボキシル基を持つ親水性アクリル系樹脂を主成分とする水溶性塗料を用いた。

塗装は、ロールコータで塗工し、熱風循環加熱炉で240°C × 20s乾燥した。乾燥後の塗膜厚さはおよそ1μmであった。

### 2.2 陽イオン交換反応試験

カルボキシル基の親水性への影響を調べるために、Fig. 1に示すような陽イオン交換反応試験を行った。

供試材から幅50mm×長さ100mmの試片を採取し、2min純水浸漬、6min冷風乾燥を1サイクルとして、100回から1,500回まで乾湿交互サイクル試験に供した。

同様に採取した試片を、それぞれ上水の流水中及び純水、CaCl<sub>2</sub>水溶液、NaOH水溶液、HCl水溶液中の各浸

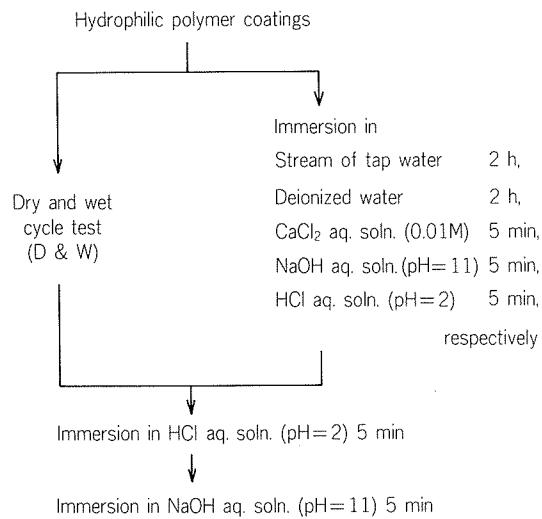


Fig. 1 Ion-exchange tests of hydrophilic polymer coatings with carboxyl groups.

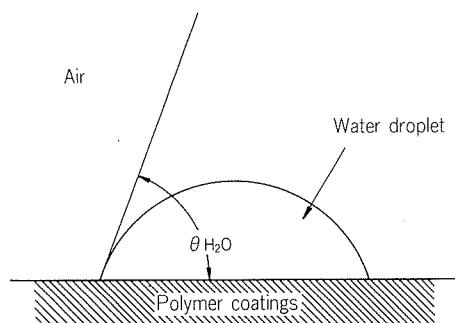


Fig. 2 Contact angle  $\theta_{\text{H}_2\text{O}}$  of water droplet on hydrophilic polymer coatings.

漬試験に供し、塗膜の持つカルボキシル基に種々の陽イオンを反応させた。

これらをHCl水溶液(pH=2)に5min浸漬し、反応した種々の陽イオンをH<sup>+</sup>に交換させた。続いて、NaOH水溶液(pH=11)に5min浸漬し、H<sup>+</sup>をNa<sup>+</sup>に交換させた。

### 2.3 親水性の評価方法

親水性の評価は、塗膜上に滴下した水滴の接触角を測定することにより行った。滴下量は2μlとし、接触角は、滴下後20s以内にゴニオメータで測定した。モデル図をFig. 2に示した。

### 2.4 赤外吸収スペクトルの測定

塗膜の赤外吸収スペクトルの測定は、フーリエ変換赤外分光光度計(FT-IR: 日本電子㈱製 JIR-40X, 角度可変反射装置付設)を用いて行った。測定条件は次の通りである。

入射角=72°, 分解能=4cm<sup>-1</sup>, 積分回数=200回

### 2.5 塗膜中の陽イオンの分析方法

塗装のまま及びイオン交換反応試験後の供試材を、希硝酸(pH=1)250ml中に室温で10min浸漬し、塗膜中のカルボキシル基と反応した陽イオンを抽出した。分析方法は、炎光分光分析及び原子吸光分析によった。

## 3. 実験結果及び考察

### 3.1 乾湿交互サイクル試験による接触角の変化

乾湿交互サイクル試験による塗膜の接触角の変化をFig. 3に示した。サイクル回数の増加と共に、接触角が高くなることが認められた。

### 3.2 赤外吸収スペクトルの変化

Fig. 4(a), (b)に、イオン交換反応試験による塗膜の赤外吸収スペクトルの変化を示した。図中に、矢印で指し

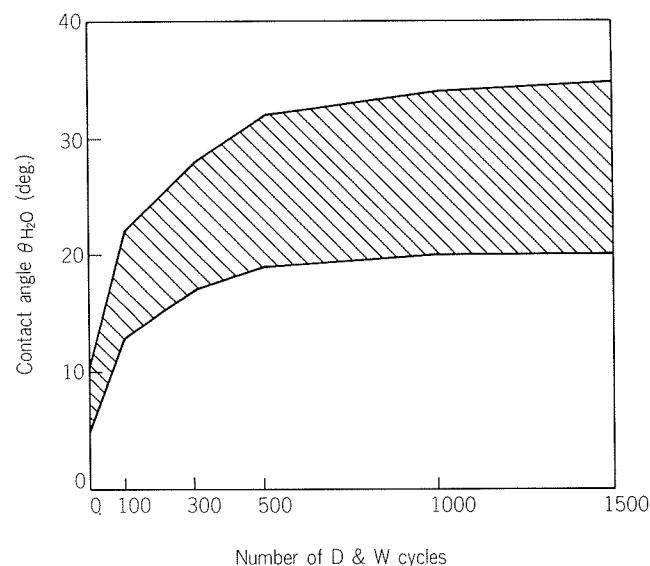


Fig. 3 Change in the contact angle  $\theta_{\text{H}_2\text{O}}$  by the dry and wet cycle test (D & W).

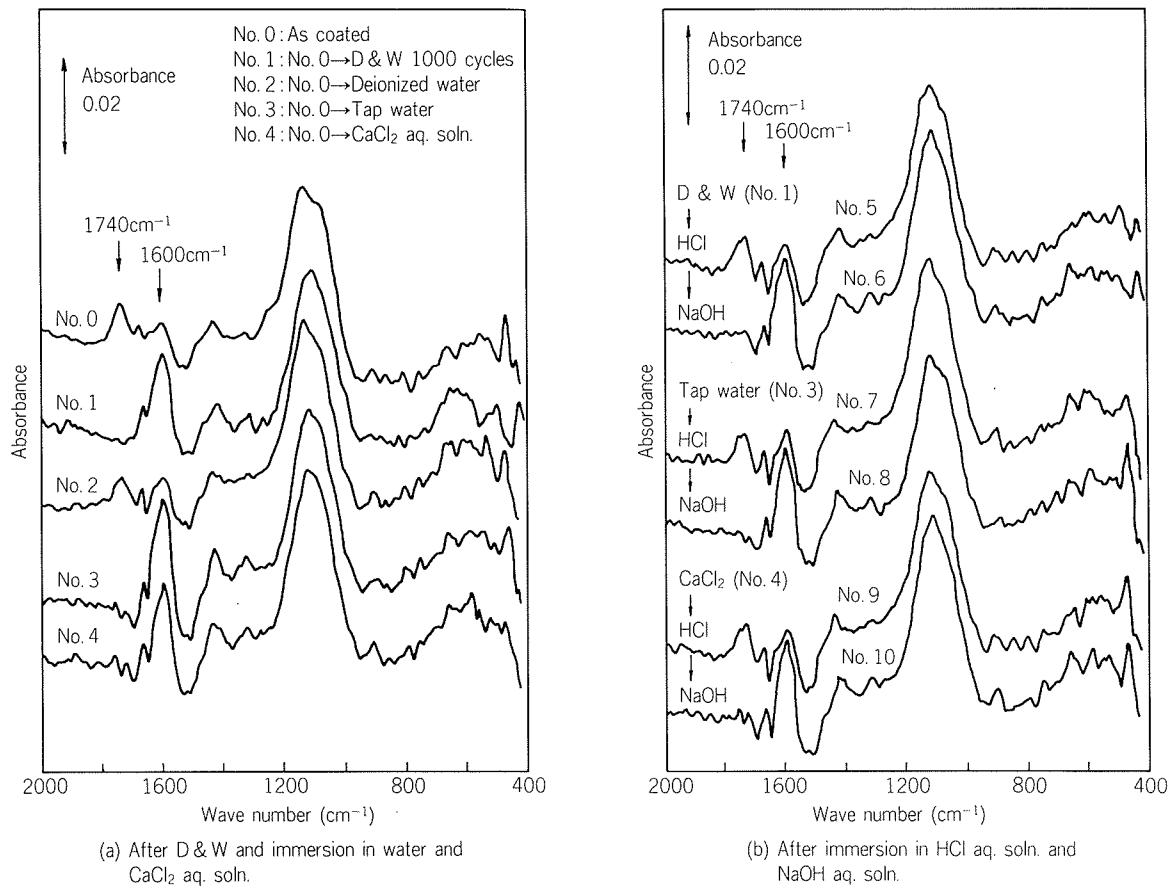


Fig. 4 Infra-red absorption spectra of hydrophilic polymer coatings.

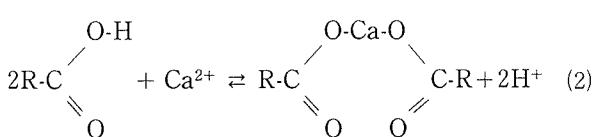
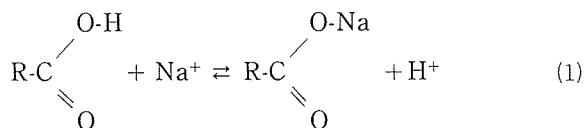
た $1740\text{cm}^{-1}$ の吸収はカルボニル ( $>\text{C}=\text{O}$ ) の伸縮振動に、また、 $1600\text{cm}^{-1}$  の吸収はカルボン酸イオン ( $-\text{COO}^-$ ) の伸縮振動によるものである<sup>7,8)</sup>。

Fig. 4 (a)は、乾湿交互サイクル試験及び上水の流水中、純水と $\text{CaCl}_2$ 水溶液に浸漬した場合である。前二者は $\text{CaCl}_2$ 水溶液浸漬をしたものと共に、塗装のままに見られる $1740\text{cm}^{-1}$ の吸収が消失し、 $1600\text{cm}^{-1}$ の吸収が強くなっていた。一方、純水浸漬した場合にはその変化が見られず、塗装のままと同じ吸収スペクトルを示した。これらから、乾湿交互サイクル試験及び上水の流水中においては、 $\text{CaCl}_2$ 水溶液中と同様のイオン交換反応が起きていることが分った。

Fig. 4 (b)の場合、乾湿交互サイクル試験及び上水の流水中浸漬をしたものはHCl水溶液に浸漬することにより $1600\text{cm}^{-1}$ の吸収が弱くなり、消失していた $1740\text{cm}^{-1}$ の吸収が現れた。これを $\text{NaOH}$ 水溶液に浸漬すると再び $1740\text{cm}^{-1}$ の吸収が消失し、 $1600\text{cm}^{-1}$ の吸収が高くなつた。 $\text{CaCl}_2$ 水溶液に浸漬した場合も同様の傾向が認められた。

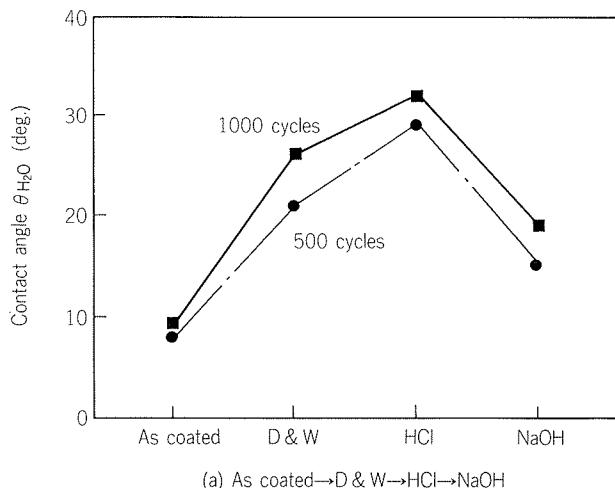
以上より、イオン交換反応試験による親水性樹脂塗膜の赤外吸収スペクトルの変化は、下記のようなイオン交

換反応によるものと考えられる。

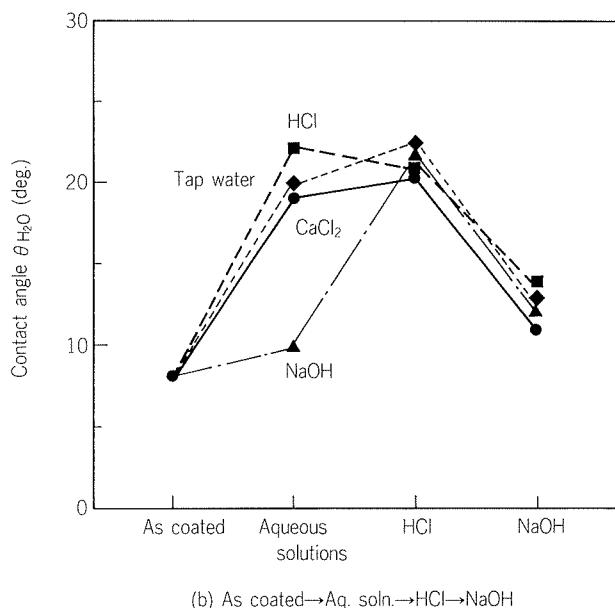


### 3.3 塗膜の接触角の変化

イオン交換反応試験による塗膜の接触角の変化を、乾湿交互サイクル試験の場合についてFig. 5 (a), (b)に示した。Fig. 5 (a)では、乾湿交互サイクル試験で塗装のまより高くなった接触角は、HCl水溶液浸漬により更に高くなるが、 $\text{Na}^+$ 交換で低い値となり、塗膜の親水性の回復が認められた。Fig. 5 (b)では、接触角はHCl水溶液、上水の流水中浸漬及び $\text{Ca}^{2+}$ 交換した場合には高くなつたが、 $\text{Na}^+$ 交換するとほとんど変化しなかつた。 $\text{Na}^+$ 交換したものをHCl水溶液に浸漬すると、接触角は再び高くなつたが、他の場合はほとんど変化しなかつた。これらを次に $\text{Na}^+$ 交換すると、接触角は全て低くなつて、親水性の回復が認め



(a) As coated→D &amp; W→HCl→NaOH



(b) As coated→Aq. soln.→HCl→NaOH

**Fig. 5** Change in the contact angle  $\theta_{H_2O}$  on hydrophilic polymer coatings with various ion-exchange tests.

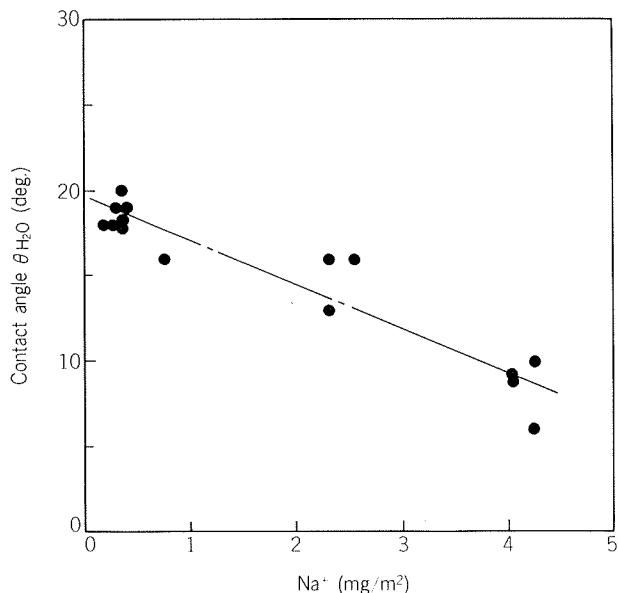
られた。すなわち、親水性は樹脂のカルボキシル基と反応する陽イオンの種類によって変化し、接触角は  $Ca^{2+}$ ,  $H^+$  の場合には高く、 $Na^+$  の場合には低い。

### 3.4 塗膜中の陽イオンの変化

**Table 1**に、イオン交換反応試験に供した供試材の塗膜中に存在する陽イオンを分析した結果を示した。この分析結果からも、塗膜においてイオン交換反応が行われていることが確認できた。

**Fig. 6**に、両者の接触角と塗膜中に存在する  $Na^+$ との関係を示した。両者の間には、かなり良い相関が認められ、塗膜中に存在する  $Na^+$ が多いほど、本報で定義した親水性は良くなっている。

供試材を切起しスリット形のフィンに成形し、クロスフィン型熱交換器(寸法: 43.3 mm 厚さ×250 mm 幅×400 mm 長さ、フィンピッチ: 2.0 mm、銅管外径:  $\phi$

**Fig. 6** Relationship between the contact angle and the sodium ion concentration in hydrophilic polymer coatings.**Table 1** Cations in hydrophilic polymer coatings with various ion-exchange tests.

No.	Ion-exchange treatment	$Ca^{2+}$	$Na^+$	$Mg^{2+}$	$K^+$
0	As coated	0.09	2.33	0.12	0.06
3	No.0→Tap water	4.35	0.31	0.24	0.20
4	No.0→ $CaCl_2$ soln.	4.14	0.24	0.03	0.06
7	No.3→HCl soln.	0.24	0.36	0.03	0.15
9	No.4→HCl soln.	0.18	0.20	0.03	0.03
8	No.7→NaOH soln.	0.22	4.05	0.06	0.09
10	No.9→NaOH soln.	0.14	4.25	0.03	0.03

**Table 2** Cations in hydrophilic polymer coatings on aluminium fin surfaces.

No.	Sample of fin	Cations (mg/m <sup>2</sup> )	
		$Ca^{2+}$	$Na^+$
0	As coated	0.03	4.48
1	Used in heat exchanger	1.54	0.65

9.52 mm、銅管間隔: 25 mm、銅管列数: 2列、銅管段数: 15段)に組立て、エバポレータを想定して、前面通気速度 1 m/s の条件で、1 h 乾き運転(乾球温度27.0°C、湿球温度19.5°C、銅管通水無し)、1 h 湿り運転(乾球温度27.0°C、湿球温度19.5°C、銅管5°C冷水通水)を1サイクルとして、100サイクル運転した後のフィン表面塗膜中の陽イオンの分析結果を**Table 2**に示した。運転後の塗膜には、塗装のままの供試材に無かつた  $Ca^{2+}$  が多く、一方、 $Na^+$  は減少したことが認められ、カルボキシル基のイオン交換反応が起きていた。

#### 4. ま と め

空調用熱交換器アルミニウムフィン表面塗膜にカルボキシル基を持つ親水性樹脂を用いてイオン交換反応試験を行い、塗膜の赤外吸収スペクトルの測定、塗膜中の陽イオンの分析及び接触角の測定をした。得られた結果は次のようにある。

- (1) 塗膜中のカルボキシル基と反応する陽イオンの種類によって、接触角、すなわち、親水性は変化する。
- (2) カルボキシル基と反応する陽イオンが $\text{Ca}^{2+}$ ,  $\text{H}^+$ の場合には接触角が高くなり、また、 $\text{Na}^+$ の場合は接触角が低くなる。

#### 文 献

- 1) 斎藤莞爾, 土田 信, 関谷仁司, 前田利徳: 本誌, 23 (1982), 42.
- 2) 野世溪精, 前田利徳, 竹島義雄, 知念武廣, 西野正男, 森山 勉: 本誌, 28 (1987), 102.
- 3) 三代沢良明: 実務表面技術, 34 (1987), 199.
- 4) 磯山永三: BOUNDARY, No. 2 (1988), 53.
- 5) 山口善吉, 桑原永治, 星 隆夫, 第19回空気調和・冷凍連合講演会論文集, (1985), 49.
- 6) 畑田敏夫, 中野一二, 田中達美: 冷凍, 57 (1982), 341.
- 7) A. D. Cross, R. A. Jones: 赤外吸収スペクトル入門 (第3版), 東京化学同人 (1972), 65.
- 8) A. D. Wilson: Chem. soc. Revs., 7-2 (1978), 265.

論 文

りん酸陽極酸化皮膜とエポキシポリマーの  
化学的相互作用\*

今井正也\*\* 西尾正浩\*\*  
宇佐見勉\*\* 長谷川義文\*\*

Chemical Interaction of Epoxy Polymer with  
Phosphoric Acid Anodized Aluminium

Masaya Imai, Masahiro Nishio, Tsutomu Usami  
and Yoshifumi Hasegawa

住友軽金属工業株式会社技術研究所

# りん酸陽極酸化皮膜とエポキシポリマーの 化学的相互作用\*

今井正也\*\* 西尾正浩\*\*  
宇佐見 勉\*\* 長谷川義文\*\*

## Chemical Interaction of Epoxy Polymer with Phosphoric Acid Anodized Aluminium

Masaya Imai, Masahiro Nishio, Tsutomu Usami  
and Yoshifumi Hasegawa

The chemical interaction between an epoxy polymer and a phosphoric acid anodized aluminium was surveyed using Fourier transform infrared spectroscopy (FT-IR). The residual amount of epoxy polymer on the phosphoric acid anodized aluminium after heating at 200 °C for 10 min was considerably larger than that on the other (just degreased or chromate phosphate conversion) pretreated aluminium. The epoxy polymer on the other almost evaporated after the heating. The reflection-absorption spectra of epoxy polymer on the phosphoric acid anodized aluminium changed after the heating. A band at 1150 cm<sup>-1</sup> possibly due to a formation of Al-O-C groups by the epoxy ring opening reaction was observed on phosphoric acid anodized aluminium. It was suggested that the chemical interaction between the epoxy polymer and the phosphoric acid anodized aluminium may yield the excellent durability of the adhesion of epoxy polymer/phosphoric acid anodized aluminium coating in wet environments.

リエ変換赤外分光(FT-IR)光度計を用いて調査した。

### 1. はじめに

アルミニウムの塗装または接着の下地処理として陽極酸化皮膜がしばしば用いられる<sup>1)</sup>が、特にりん酸陽極酸化皮膜は、湿潤環境においても優れた耐久性を示すことが知られている<sup>2)</sup>。

著者らが、前報<sup>3)</sup>で検討した高速処理によるりん酸陽極酸化皮膜もまた、エポキシポリマーを含む塗料と湿潤環境においても良好な耐久性を示した。すなわち、その皮膜上に塗布したエポキシポリマーを含む塗料は、煮沸水中に長時間放置しても高いピール強度をもつ。これらは、皮膜の微細孔に樹脂分が入り込み、機械的なアンカーレットがあることによると考えられている<sup>4)5)</sup>。

本報では、アルミニウム合金 A5052P-H38 板表面のりん酸陽極酸化皮膜とエポキシポリマーの良好な接着性にかかる化学的相互作用を、角度可変型反射装置付フー

### 2. 実験方法

#### 2.1 供試材

供試材は、アルミニウム合金 A5052P-H38、板厚 0.25 mm を用いた。

#### 2.2 下地処理

供試材の下地処理は、次の三種類の方法で行った。

(1) アルカリ脱脂 脱脂剤 (リドリン #322-N8) 3 wt% 水溶液を用い、温度 70 °C × 30 s 間浸漬後、流水で洗浄した。

(2) りん酸陽極酸化皮膜処理 次に、直流電解法により、270 g/l りん酸水溶液を用い、温度 70 °C、電流密度 10 または 20 A/dm<sup>2</sup> で、6 または 10 s 間行った後、流水で洗浄した。

(3) 化成処理 前項と同様に脱脂後、日本ペイント㈱製アロジン #401 と #45 をそれぞれ 3 vol% 及び 0.3 vol % (りん酸クロメート混合水溶液) を用い、温度 45 °C × 30 s 間浸漬後、流水で洗浄した。

\* 軽金属学会第74回春期大会(昭和63年5月、於・札幌市)にて発表  
\*\* 技術研究所化学研究部

### 2.3 エポキシポリマーの塗布

エポキシ樹脂としては、最も代表的なエピクロロヒドリンビスフェノール-A・エポキシポリマー(以下、エポキシポリマーと略す)を濃度1 wt%のキシレン溶液として用いた。各下地処理をした供試材は同溶液中に30 s間浸漬して塗布し、引上げた後、ただちに100 °C × 2 min間乾燥を行った。乾燥後の見かけ皮膜厚さは、いずれの下地処理においても約400 nmであった。

### 2.4 FT-IRスペクトルの測定

エポキシポリマーの特性吸収帯を確認するため、KRS-5結晶板に塗布したものを用いて、吸収スペクトルを測定した。また、エポキシポリマー／各種下地処理皮膜界面については、FT-IR反射スペクトルを測定した。

これらの測定に用いた装置は、フーリエ変換赤外分光光度計JIR-40X(日本電子製)で、FT-IR反射スペクトルの測定には角度可変型反射測定装置を付設した。

測定条件は、波長の分解が4 cm<sup>-1</sup>、積算回数200回、入射角は72度とした。測定中は、湿気の影響を避けるため、たえず乾燥空気を充填した。すべてのFT-IRスペクトルは、吸光度モードで示した。

## 3. 結 果

### 3.1 エポキシポリマーのFT-IR吸収スペクトル

エポキシポリマーのFT-IR吸収スペクトルを、Fig. 1に示す。波数2870～2950 cm<sup>-1</sup>の脂肪族C-H伸縮振動、波数910 cm<sup>-1</sup>の末端エポキシ環、波数1510～1610 cm<sup>-1</sup>のベンゼン環のC=C伸縮振動、波数1250 cm<sup>-1</sup>のフェニール基のC-O伸縮振動、波数1040 cm<sup>-1</sup>の脂肪族第2アルコールのC-O伸縮振動など、幾つかの特性吸収帯<sup>6),7)</sup>が観察された。

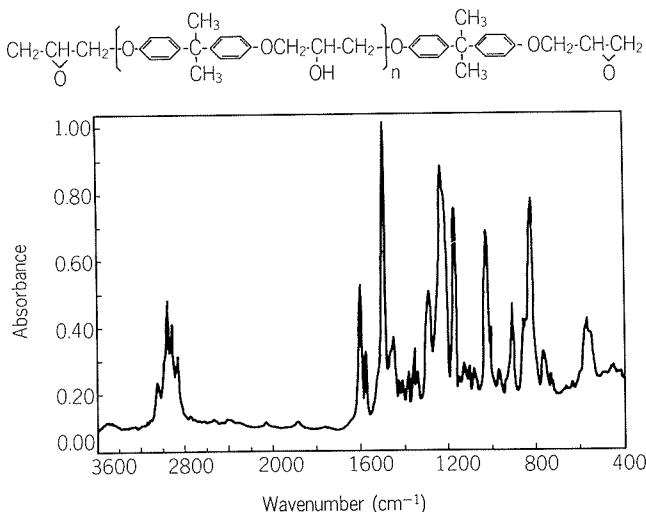


Fig. 1 Absorption spectrum of epichlorohydrin bisphenol-A epoxy polymer on a KRS-5 plate.

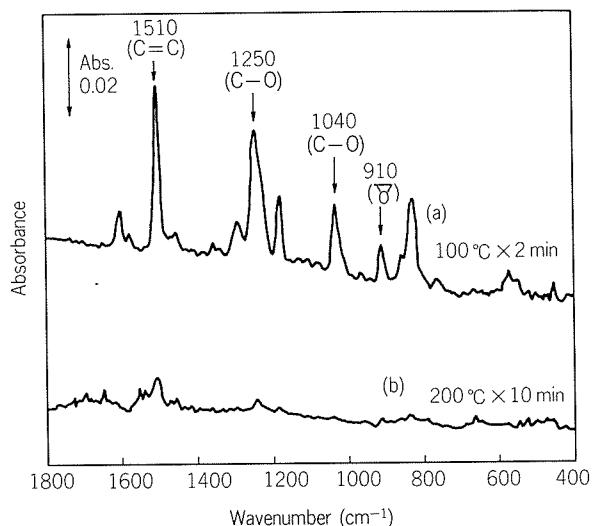


Fig. 2 Reflection-absorption spectrum of epoxy polymer on degreasing pretreated aluminium  
(a); after drying at 100 °C for 2 min and  
(b); after heating at 200 °C for 10 min.

### 3.2 エポキシポリマーのFT-IR反射スペクトル

Fig. 2は、2.2項(1)に示した脱脂処理材に塗布したエポキシポリマーの、乾燥後とそれを200 °C × 10 min間加熱処理後のそれぞれの反射スペクトルを示す。

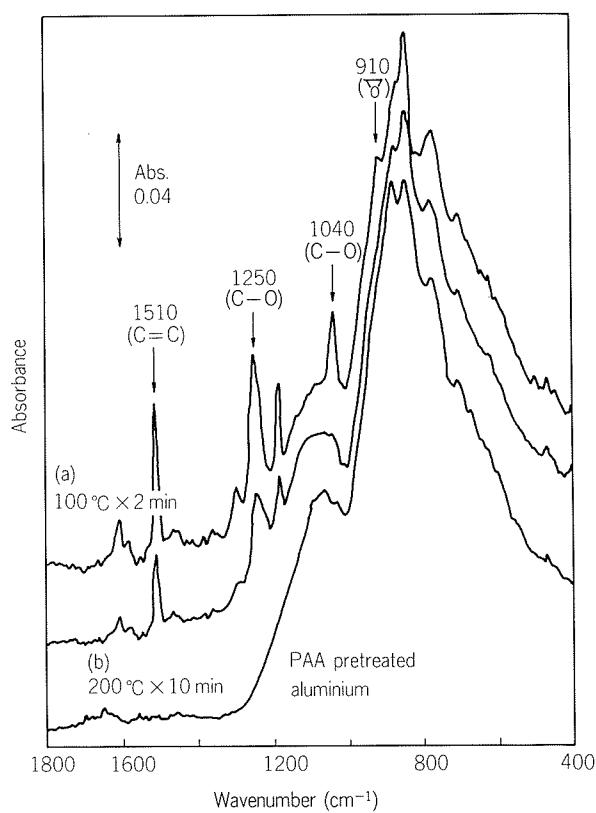
前者(Fig. 2 (a))には、Fig. 1に示されるエポキシポリマーの特性吸収帯がすべて観察された。しかしながら、後者の反射スペクトル(Fig. 2 (b))にはエポキシポリマーの特性吸収帯がほとんど認められなかった。

Fig. 3は、2.2項(2)に示したりん酸陽極酸化皮膜の場合について同様に示したものである。この場合の反射スペクトルには、波数700 cm<sup>-1</sup>から1100 cm<sup>-1</sup>に及ぶ非常に幅広い吸収帯が観察されたが、この詳細な解析は行わなかった。Fig. 3 (a)の乾燥後の反射スペクトルは、前出のFig. 2 (a)の場合と同じであったが、加熱処理後のFig. 3 (b)には、前者と比較して、幾つかの相違が認められた。すなわち、波数1510 cm<sup>-1</sup>(C=C)と1250 cm<sup>-1</sup>(C-O)の吸収の極くわずかな減少、波数910 cm<sup>-1</sup>(末端エポキシ環)の吸収の消失、波数約1150 cm<sup>-1</sup>での吸収の出現などが、わずかであるが認められた。

Fig. 4は、2.2項(3)に示した化成処理材に塗布したエポキシポリマーの、乾燥後と加熱処理後のそれぞれの反射スペクトルを示す。この処理の場合、二つの主な吸収帯が観察され、波数約1100 cm<sup>-1</sup>はP-O結合、波数620 cm<sup>-1</sup>はCr-O結合に同定される吸収とみなされた<sup>8)</sup>。加熱処理後のFig. 4 (b)には、エポキシポリマーの吸収特性がほとんど認められなかった。この変化は、Fig. 2におけるのと同様であった。

### 3.3 エポキシ残留率

エポキシポリマーと下地処理との化学的相互作用を調



**Fig. 3** Reflection-absorption spectrum of epoxy polymer on phosphoric acid anodizing pretreated aluminium; (a); after drying at 100 °C for 2 min and (b); after heating at 200 °C for 10 min. (PAA treatment; 20A/dm<sup>2</sup> for 10s)

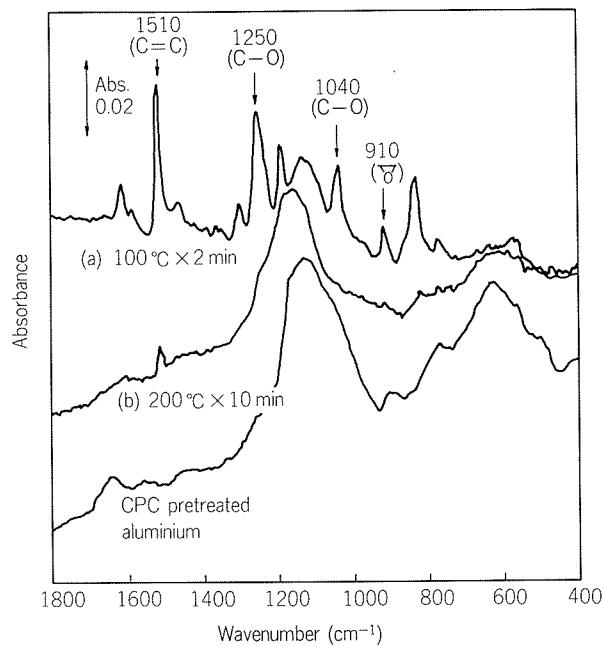
べるために、エポキシ残留率(RER)を次のように定義した。

$$\text{RER} = \frac{\text{(加熱処理後の波数 } 1510 \text{ cm}^{-1} \text{ の吸光度)}}{\text{(乾燥後の波数 } 1510 \text{ cm}^{-1} \text{ の吸光度)}}$$

**Fig. 2~4**の反射スペクトルから吸光度を測定し、RERと併せて、Table 1に示す。この結果によると、りん酸陽極酸化処理が最も大きなRERを示した。

#### 3.4 加熱温度の化学的相互作用への影響

りん酸陽極酸化皮膜に塗布したエポキシポリマーを50 °C, 110 °C, 170 °C, 200 °Cで、10 min間加熱処理した



**Fig. 4** Reflection-absorption spectrum of epoxy polymer on phosphate chromate conversion (CPC) pretreated aluminium; (a); after drying at 100 °C for 2 min and (b); after heating at 200 °C for 10 min.

後の反射スペクトルを、それぞれ**Fig. 5 (a)~(d)**に示す。これらの反射スペクトルは、それぞれ同じ温度で処理したりん酸陽極酸化皮膜との差スペクトルで示した。**Fig. 5 (a)**及び**(b)**では、エポキシポリマーの吸収特性が、**Fig. 3 (a)**の場合と同様に観察された。**Fig. 5 (c)**では、波数 910 cm<sup>-1</sup> での吸収の消失と同時に、極くわずかながら、約1150 cm<sup>-1</sup> での吸収帯の出現が認められた。これらの結果から、加熱処理による化学的相互作用がおそらく生じているものと考えられる。

#### 4. 考 察

加熱処理後の残留エポキシポリマーは、脱脂並びにりん酸クロメート化成皮膜に塗布した場合には、非常に少なかった。**Fig. 6**に示した熱分析結果によれば、200 °Cに

**Table 1** Absorbance at 1510 cm<sup>-1</sup> due to C=C stretching of benzene ring after drying and after heating treatments, and residual epoxide ratio (RER).

Pretreatment	After drying (100 °C × 2 min)		After heating (200 °C × 10 min)		RER (%)	
Degreasing	0.041	0.034	0.0043	0.0038	10.5	10.3
CPC pretreated	0.037	0.042	0.0051	0.0051	13.8	12.1
PAA pretreated						
10 A/dm <sup>2</sup> × 6 s	0.049	0.049	0.0302	0.0277	61.6	56.5
10 A/dm <sup>2</sup> × 10 s	0.042	0.046	0.0274	0.0291	65.2	63.3

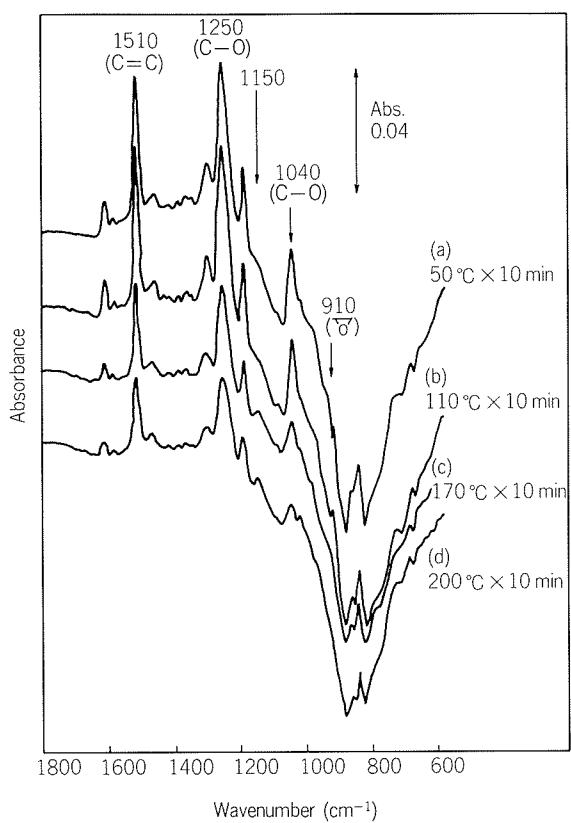
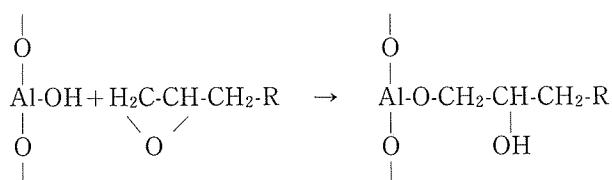


Fig. 5 Reflection-absorption spectrum of epoxy polymer on phosphoric acid anodizing pretreated aluminium after heating for 10 min at: (a); 50 °C, (b); 110 °C, (c); 170 °C and (d); 200 °C. (PAA treatment; 20 A/dm<sup>2</sup> for 10 s)

加熱されたエポキシポリマーは、分解することなく蒸発した。このことから、前述の場合には、エポキシポリマーの大部分は、ほとんど蒸発したと考えられる。

一方、Fig. 3 並びに Fig. 5 に示す反射スペクトルの変化は、エポキシポリマーがりん酸陽極酸化皮膜とは化学的な相互作用のあることを示唆している。末端エポキシ環の開環反応（波数 910 cm<sup>-1</sup> の吸収の消失）に伴う約 1150 cm<sup>-1</sup> での吸収の出現は、Яковлев らの報告<sup>9)</sup> した Al—O—C 結合の波数位置と一致している。彼らは種々アルミニウム酸化物との相互作用を調べて、下記のような Al—O—C 結合の生成機構を示しているが、りん酸陽極酸化皮膜との化学的相互作用も同様な機構であろう。



通常の金属表面に存在する水和酸化物層が、化学的相互作用に有効であることはよく知られている<sup>10)</sup>ので、大

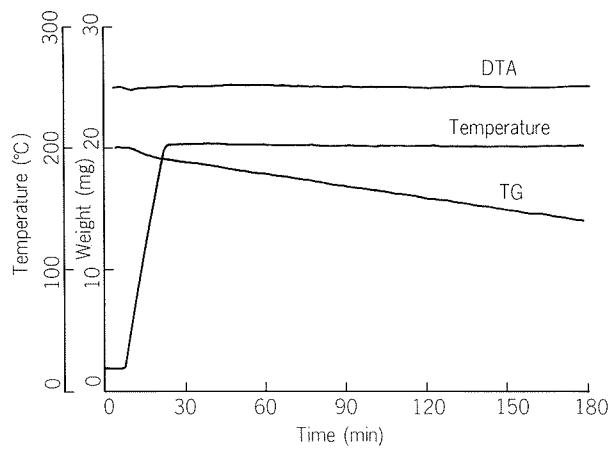


Fig. 6 Thermal Analysis of epoxy polymer.

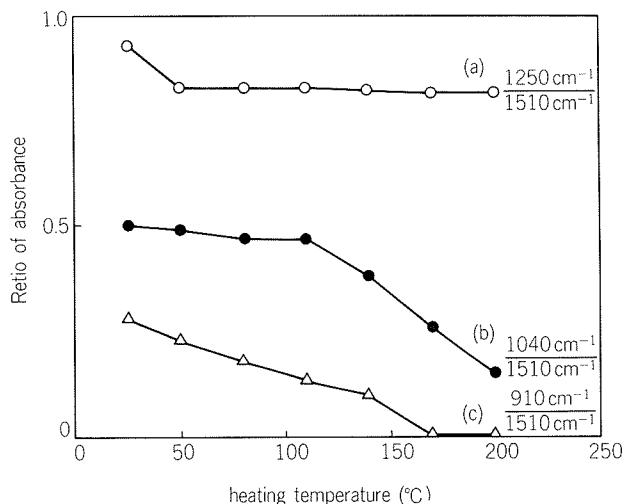


Fig. 7 Variation in absorbance ratio of characteristic band against heating temperature. (PAA treatment; 20 A/dm<sup>2</sup> for 10 s)

きな化学的相互作用を示すりん酸陽極酸化皮膜は、多くの活性な水酸基を有すると推定できる。さらに、Al—O—C 結合の生成機構からも、活性な水酸基の存在が期待されたが、りん酸陽極酸化皮膜の反射スペクトルからそれらを示唆するに十分な情報は得られなかった。

次に、化学的相互作用の加熱温度による影響を、Fig. 5 に示した反射スペクトルの変化から検討した。波数 1510 cm<sup>-1</sup> の吸光度に対する波数 910 cm<sup>-1</sup> と波数 1250 cm<sup>-1</sup>、そして波数 1040 cm<sup>-1</sup> の、それぞれ吸光度の比を求め、Fig. 7 に示す。波数 1510 cm<sup>-1</sup> のベンゼン環の C=C 伸縮振動は、化学的に安定であることとエポキシポリマーの骨格であることから、基準の吸収帯とした。波数 910 cm<sup>-1</sup> との吸光度比は、加熱温度の上昇に伴って減少した。波数 910 cm<sup>-1</sup> の末端エポキシ環の開環反応は 170 °C 未満でも起きているようであり、Яковлев らの 170 °C 未満では起きないと報告<sup>9)</sup> と異なるようである。完全なりん酸陽

極酸化皮膜とエポキシポリマーとの化学的相互作用は、170 °Cまたはそれ以上の温度で10 min間加熱処理すると、生ずるものと考察される。

波数1040 cm<sup>-1</sup>の吸光度比も同様に変化した。エポキシポリマーにおいて、末端エポキシ環のみならず脂肪族第2アルコール基も反応部位と言われており<sup>11)</sup>、同じような減少傾向は妥当であろう。

波数1250 cm<sup>-1</sup>の吸光度比は、初期にわずか減少するが、200 °Cまでほぼ一定であった。初期のわずかな減少は、りん酸陽極酸化皮膜界面から化学的相互作用の及ぶ範囲を越えた量のエポキシポリマーが、蒸発したことによると考えられる。

化学的相互作用の機構をより確実に解明するためには、りん酸陽極酸化皮膜が多く活性な水酸基を有することを明らかにする研究が更に必要である。

## 5. 結論

アルミニウム合金板表面におけるりん酸陽極酸化皮膜上のエポキシポリマーがもつ良好な接着性について、化学的相互作用の観点から、FT-IRにより検討した。

(1) りん酸陽極酸化皮膜上には、200 °C × 10 min の加熱でも多量のエポキシポリマーが残留した。しかしながら、脱脂のみりん酸クロメート化成皮膜上には、ほとんど残留しなかった。

(2) りん酸陽極酸化皮膜に塗布した場合には、末端エポキシ環の開環反応に伴う波数約1150 cm<sup>-1</sup>での吸収帶の出現を確認した。この吸収帶は、Al-O-C結合<sup>9)</sup>と見なされた。末端エポキシ環の開環反応は、170 °C未満でも観察された。

(3) りん酸陽極酸化皮膜上のエポキシ残留率は、脱脂のみりん酸クロメート化成皮膜の場合に比較すると大きかった。

## 文献

- 1) 軽金属学会研究委員会：研究部会報告，No. 8 (1983).
- 2) 例えば、Boeing Specification BAC5555.
- 3) 宇佐見 勉、長谷川義文：本誌，29 (1988), 8.
- 4) J.D. Venables, D.K. McNamara, J.M. Chen and T.S. Sun : Appl. Surf. Sci., 3 (1979), 88.
- 5) 小俣 欣司ら：軽金属，31 (1981), 174.
- 6) L.C. Afremow et al. Ed. : *Infrared spectroscopy-Its use in the coatings industry*, Federation of Societies for Paint Technology, Pennsylvania (1969), 33.
- 7) 日本塗料検査協会：塗料用樹脂の赤外吸収スペクトル集 (昭和62年2月)
- 8) 一柳 昭成：本誌，14 (1973), 7.
- 9) А.Д. Яковлев, Т.А. Шимова and Н.З. Евмюков : Высокомолекулярные Соединения : B24 (1982), 803.
- 10) R.G. Schmit and J.P. Bell : *Epoxy Resins and Composites*. II (ed. by K. Dusek), Springer-Verlag, Berlin (1986), 33.
- 11) 赤沢 茂：日本接着協会誌，13 (1977), 296.

Reprinted from SUMITOMO LIGHT METAL TECHNICAL REPORTS (Title No. R-348)

技術資料

$\pi$  (パイ) セクションの設計法

金子幸雄\*

A Proposal to Designing Method of Plating  
with Non-uniform Thickness

Yukio Kaneko

住友軽金属工業株式会社技術研究所

## π（パイ）セクションの設計法

金子幸雄\*

### A Proposal to Designing Method of Plating with Non-uniform Thickness

Yukio Kaneko

One of the most effective way to get suitable aluminium stiffened panels is to adopt integral extrusion panels combined with plating and stiffeners instead of fabricated panels with welded ones. The auther call these extruded panels with two stiffeners as  $\pi$ -shaped sections. There are several advantages to use  $\pi$ -shaped sections, i.e.,

- 1) to avoid possible stress concentration at the connection line between stiffeners and plating caused by unfairnes of fillet welding.
- 2) to eliminate unfavourable distortion due to fillet welding.
- 3) to get reduced weight by adoption of non-uniform thickness plating.

For the stiffener parts of the panel, usual beam theory can be easily applied, however, for the plating parts it seems to be rather complicated compared with for stiffeners. Then the auther would like to propose a design method of non-uniformly thick plating in order to get lighter panels.

An example is presented for a strip with thicker both ends clamped under uniform pressure which shows about 30 % weight saving compare with uniform thick plating of same material. Numerical example is also shown for calculating natural frequency and buckling strength.

#### 1. 緒 言

船舶等の構造物は、主として流体による荷重に対して所要の強度と剛性を備えるように設計される部材が少くない。これらの部材は、構造物の内部に流体の浸入を防ぐための皮材（外板、甲板、隔壁板等がこれに相当する）と、皮材を補強する防とう材（肋骨、梁等）とから成る補強板で構成される。構造物全体の強度（縦強度、横強度等）を問題にしなければ、流体による荷重等の局部荷重に対して安全であれば良いが、船舶の性能、あるいはコスト低減の要求から、この補強板を軽量化することが必要となる。もっとも、軽量化は必ずしもコスト低減に結びつくとは限らないから、ここでは、単に軽量化だけを対象にする。補強板の構造重量を軽量化する最も効果的な方法は、防とう材の間隔を減らして、板の厚さを薄くし、補強板の中に占める板の重量比率を低めるこ

とである。しかし、工作上の理由から板厚には限界があるから、余り小さくすることはできない。

一般に、板の部分は防とう材の個所で固定された板として、流体荷重（分布荷重）に対抗するように設計される。鋼やアルミニウム合金等のような金属材料によって構造物が形成される場合、この板材は等厚板としてロール圧延により製造されるのが一般的であるから、板の重量軽減は防とう材間隔の縮少以外にはない。しかし、もし板の厚さを応力に応じて変動させることができれば、少なくとも弾性限界内での強度を問題にする限り、さらに有効な重量軽減が図れることになる。アルミニウム合金は押出性能が優れているという特徴を有するから、防とう材を板と一緒に押出した防とう板の製作が容易なことに着目し、板の部分を応力に応じた不等厚とした形材の採用を試みた。我が国では、押出機の製造能力から防とう材2本を板と一緒にしたもののが限界であるから、この形材を $\pi$ 型押出材(Fig. 1参照)と名付けた<sup>1)</sup>。本報は、この型材の板の部分の設計法を実用上の見地より述べた

\* 技術研究所顧問、工学博士、長崎総合科学大学教授

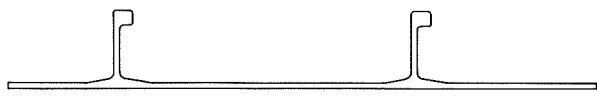
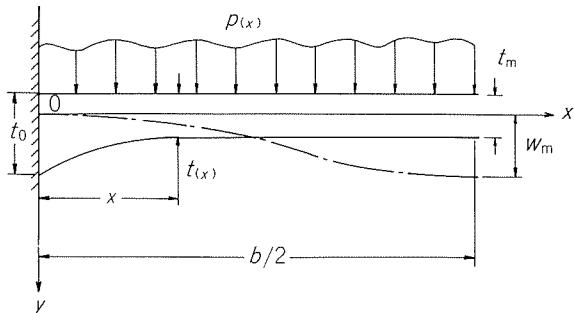
Fig. 1  $\pi$ 型押出形材 ( $\pi$ セクション)

Fig. 2

ものである。

## 2. 強度計算

### 2.1 基礎方程式

縦骨式船体構造（ロンジシステム）の場合、縦骨（ロンジ）と横骨（トランス）で囲まれた板は、縦横比（アスペクト比）が2.5～3.0以上のものが多いので、これを両端固定の無限帯板と考えて強度計算を行った。<sup>1)</sup>

Fig. 2に示すように、帯板のスパンを $b$ 、板厚を固定端で $t_0$ 、スパンの中央または最大たわみの個所で $t_m$ 、たわみを $w_{(x)}$ 、最大たわみを $w_m$ 、任意の個所での板厚を $t_{(x)}$ 、単位幅に加わる分布荷重を $p_{(x)}$ とし、座標軸、曲げモーメント $M$ を同図に示すとおりとする。帯板に生じる膜力を $T$ とすれば、板に生じる曲げモーメント $M_{(x)}$ は

$$M_{(x)} = M_0 + R_0 x - T \cdot w_{(x)} - \int_0^x p(x') (x - x') dx' \quad (1)$$

板の曲げとたわみの関係は  $EI = \frac{E}{1-\nu^2} \frac{t_{(x)}^3}{12}$  として

$$EI \frac{d^2 w}{dx^2} = -M_{(x)}, \quad (2)$$

ただし、 $\nu$ はポアソン比、 $E$ はヤング係数とする。 $w_{(x)}$ を与えられたものとすれば、式(2)に式(1)を代入して $x=0$ 、最大たわみを生じる個所の $x$ を $x_m$ として $x=x_m$ 及び $x=b$ において、それぞれたわみ角 $dw/dx=0$ という条件から、 $M_0, R_0, M_{(x_m)}$ がきまり、 $M_{(x)}$ を求めることができる。

次に、膜力 $T$ とたわみ $w_{(x)}$ との関係は、たわみによる板の伸びによって膜力が生じるから

$$\frac{1}{2} \int_0^b (\frac{dw}{dx})^2 dx = \frac{1-\nu^2}{E} T \int_0^b \frac{dx}{t_{(x)}},$$

$$\therefore T = \frac{\frac{1}{2} \frac{E}{1-\nu^2} \int_0^b (\frac{dw}{dx})^2 dx}{\int_0^b \frac{dx}{t_{(x)}}} \quad (3)$$

外力 $p_{(x)}$ のなす仕事が、板の曲げと膜力によるエネルギーに等しいことから

$$\int_0^b p_{(x)} w_{(x)} dx = \frac{E}{12(1-\nu^2)} \int_0^b t_{(x)}^3 (\frac{d^2 w}{dx^2})^2 dx + \frac{T^2 (1-\nu^2)}{E} \int_0^b \frac{dx}{t_{(x)}} \quad (4)$$

を得る。ここで

$$\left. \begin{aligned} I_1 &= \int_0^b t_{(x)}^3 (\frac{d^2 w}{dx^2})^2 dx \\ I_2 &= \int_0^b \frac{dx}{t_{(x)}} \\ I_3 &= \int_0^b p_{(x)} w_{(x)} dx \\ I_4 &= \int_0^b (\frac{dw}{dx})^2 dx \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

とおけば、式(4)は式(3)を考慮して次のようになる。

$$\frac{I_2^2}{I_2} + \frac{1}{3} I_1 = \frac{4(1-\nu^2)}{E} I_3 \quad (6)$$

ここで、両端条件を満足する $w_{(x)}$ を仮定すればよい。 $w_{(x)}$ を $w_m$ を係数とする式とすれば、 $I_1$ は $w_m^2$ 、 $I_4^2$ は $w_m^4$ 、 $I_3$ は $w_m$ にそれぞれ定数を乗じた形となるから、式(6)は $w_m$ の3次方程式となる。この $w_m$ が求まれば、式(3)より $T$ が求まり、式(1)より $M_{(x)}$ したがって、最大曲げモーメントを得、帯板の応力を決定することができる。

### 2.2 一様分布荷重を受ける対称断面形帯板の場合

外力 $p_{(x)}$ としてはスパン $b$ の間で一様分布荷重を受け、板厚 $t_{(x)}$ は $b$ の中央に対して左右対称の形状を有する場合を考える。船舶では、このような場合を取り上げることが多いからである。 $t_{(x)}$ の形としては余り急激な変化はないものとして、両端及び中央の条件を満足するたわみ形を次のように仮定する<sup>2)</sup>。

$$w = 16 w_m \left(\frac{x}{b}\right)^2 \left(1 - \frac{x}{b}\right)^2 \quad (7)$$

この場合、式(5)は次のようになる。

$$\begin{aligned} I_1 &= 32^2 \frac{w_m^2}{b^4} \int_0^{b/2} t_{(x)}^3 (1 - 6\frac{x}{b} + 6\frac{x^2}{b^2})^2 dx = 32^2 \frac{w_m^2}{b^4} I_1' \\ I_1' &= \int_0^{b/2} t_{(x)}^3 (1 - 6\frac{x}{b} + 6\frac{x^2}{b^2})^2 dx \\ I_2 &= \int_0^{b/2} \frac{dx}{t_{(x)}} \\ I_3 &= \frac{4}{15} w_m b \\ I_4 &= \frac{256}{105} \frac{w_m^2}{b} \end{aligned} \quad (8)$$

これを式(6)に代入すれば

\*1 般船の構造規程（例えば、軽構造船基準・案）も同様。

$$w_m^3 + 3 \times 70^2 \times I_1' \cdot I_2 \frac{w_m}{b^2} - \frac{7^2 \times 15(1-\nu^2)}{E} b^2 I_2 p = 0 \quad (9)$$

式(3)より

$$T = \frac{2^7}{7 \times 5^2} \frac{E}{1-\nu^2} \frac{w_m^2}{b I_2} \quad (10)$$

### 2.2.1 両端にテーパーを有する板の場合

$x=0$  より  $x=\gamma$  までテーパーを有し、中央部は一様板厚  $t_m$  を有する板の場合には Fig. 3 の記号を用い、 $\alpha = h/t_m$  とすれば、 $t_{(x)}$  は

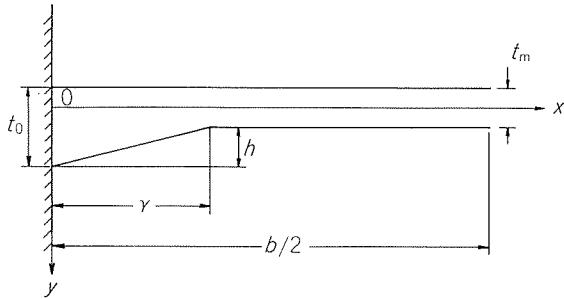


Fig. 3

$0 \leq x \leq \gamma$  に対して

$$t_{(x)} = t_m(1 + \alpha - \alpha \frac{x}{\gamma}) \quad (11)$$

$\gamma \leq x \leq b/2$  に対して

$$t_{(x)} = t_m$$

として式(8)の各項を算出し、式(9)の  $w_m$  を求めればよい。

ここに、板厚内の各部では梁の理論が成立つものと仮定し、 $w_m$  から  $T$  及び  $M_0$  が求まれば、各点の最大応力  $\sigma_{(x)}$  は、曲げと膜力による応力であるから

$$\sigma_{(x)} = \pm \frac{6M_{(x)}}{t_{(x)}^2} + \frac{T}{t_{(x)}} = \pm \frac{6}{t_{(x)}^2} \cdot \left\{ \frac{p}{2}x(b-x) - T(w_{(x)} + \frac{t_{(x)} - t_0}{2}) + M_0 \right\} + \frac{T}{t_{(x)}} \quad (12)$$

より求まる。 $t_{(x)}$  を式(11)によって解析的に求めることは可能であるが、算式はかなり複雑となる。したがって、 $t_{(x)}$  を含む項を数値積分で求める方がより簡単であるから、これらの計算をプログラムにまとめた方が便利である。BASIC で作製したものを Table 1 に示す。本プログラムはシャープ PC1600 用に作製したが、他機種への流用は簡単である。

Table 1

10 : LPRINT TAB 50 ; "1989" ; " " ; DATE\$; " " ; TIME\$	340 : NEXT N
20 : REM "X : PAISECT. #5"	350 : GOSUB 1710
30 : CLEAR	360 : Z1=U3*V
40 : DIM Y (20)	370 : FOR N=0TO 10
50 : LPRINT TAB 8 ; "CAL OF TAPERED PLATE"	380 : X=V+(B/2-V)/10*N
60 : INPUT "E kg/cm^2=" ; E	390 : J2=I*I*I*(1-6*X/B+6*X/B*X/B)^2
70 : INPUT "Poisson's ratio=" ; M	400 : Y(N)=J2
80 : INPUT "OK ?, Y/N", A\$ : IF A\$="N" THEN 60	410 : BEEP 1
90 : USING	420 : NEXT N
100 : LPRINT TAB 4 ; "E= ", E;"kg/cm^2"	430 : GOSUB 1710
110 : LPRINT TAB 4 ; "Poisson's ratio= " ; M	440 : Z2=U3*(B/2-V)
120 : INPUT "Pressure p kg/cm^2= " ; P	450 : I1=Z1+Z2
130 : LPRINT TAB 4 ; "pressure p kg/cm^2= " ; P ; "kg/cm^2"	460 : I2=A
140 : INPUT "OK ?, Y/N" ,A\$ : IF A\$="N" THEN 120	470 : FOR N=0TO 10
150 : INPUT "span B cm= " ; B	480 : X=B/2*N/10
160 : INPUT "end thick To cm= " ; H	490 : J5=(X/B)*(X/B)*(1-X/B)*(1-X/B)
170 : INPUT "mid thick Tm cm= " ; I	500 : Y(N)=J5
180 : INPUT "Taper span Br cm= " ; V	510 : BEEP 1
190 : INPUT "OK ?, Y/N", A\$ : IF A\$="N" THEN 160	520 : NEXT N
200 : LPRINT TAB 4 ; "span B= ", B ; "cm"	530 : GOSUB 1710
210 : LPRINT TAB 4 ; "end thick To= " ; H ; "cm"	540 : I3=U3*B/2
220 : LPRINT TAB 4 ; "mid thick Tm= " ; I ; "cm"	550 : P2=57.421875/(B*B)*I1*I2
230 : LPRINT TAB 4 ; "taper span Br= " ; V ; "cm"	560 : Q3=-0.179443359*(1-M*M)/E*B*B*B*B*P*I2
240 : COLOR 3 : WT=0.27*(B*I+(H-I)*V)	570 : Q4=SQR(Q3*Q3/4+P2*P2*P2/27)
250 : USING "# ##.##"	580 : WN=(-Q3/2+Q4)^(1/3)-(Q3/2+Q4)^(1/3)
260 : LPRINT TAB 4 ; "weight= ", WT ; "kg/m"	590 : USING "# ##.##"
270 : A=(0.5*B-V)/I-V/(H-I)*LN(I/H)	600 : BEEP 1
280 : C=128/105*E/((1-M*M)*A*B)	610 : FOR N=0TO 10
290 : FOR N=0 TO 10	620 : X=V/10*N
300 : X=V/10*N	630 : Y1=(1-X/B)*(1-X/B)/((H-(H-I)*X/V)*
310 : J1=(H-(H-I)*X/V)^3*(1-6*X/B+6*X/B*X/B)^2	*((H-(H-I)*X/V)*(H-(H-I)*X/V))
320 : Y(N)=J1	640 : Y(N)=Y1
330 : BEEP 1	650 : BEEP 1

(Table 1つづき)

660 : NEXT N	1240 : GOSUB 1710
670 : GOSUB 1710	1250 : W2=U3*(B-2*V)
680 : V1=U3*V	1260 : FOR N=0TO 10
690 : FOR N=0TO 10	1270 : X=B-V+V/10*N
700 : X=V+(B-2*V)/10*N	1280 : Y9=X*(1-X/B)^2/(I+(H-I)*(X-(B-V))/V)^3
710 : Y2=(1-X/B)*(1-X/B)/(I*I*I)	1290 : Y(N)=Y9
720 : Y(N)=Y2	1300 : BEEP 1
730 : BEEP 1	1310 : NEXT N
740 : NEXT N	1320 : GOSUB 1710
750 : GOSUB 1710	1330 : W3=U3*V
760 : V2=U3*(B-2*V)	1340 : WW=W1+W2+W3
770 : FOR N=0TO 10	1350 : MG=-(WW/VV*P*B)/2
780 : X=B-V+V/10*N	1360 : T1=C*WN*WN
790 : Y3=(1-X/B)*(1-X/B)/(I+(H-I)*(X-(B-V))/V)^3	1370 : MH=P*B*B/8-T1*(WN+(I-H)/2)+MG
800 : Y(N)=Y3	1380 : COLOR 1 : USING "# ##. ## #"
810 : BEEP 1	1390 : LPRINT TAB 4 ; "T=", T1; "kg/cm"
820 : NEXT N	1400 : S3=6*MG/(H*H)+T1/H
830 : GOSUB 1710	1410 : S4=-S3+2*T1/H
840 : V3=U3*V	1420 : S5=6*MH/(I*I)+T1/I
850 : FOR N=0TO 10	1430 : S6=-S5+2*T1/I
860 : X=V/10*N	1440 : USING "# ##. ## ## #"
870 : Y4=(1-X/B)*(-X/B)/(H-(H-I)*X/V)^3	1450 : LPRINT TAB 4 ; "wm=", WN ; "cm"
880 : Y(N)=Y4	1460 : USING "# ## ##. ## #"
890 : BEEP 1	1470 : LPRINT TAB 4 ; "Mo=", MG ; "kgcm/cm"
900 : NEXT N	1480 : LPRINT TAB 4 ; "Mm=", MH ; "kgcm/cm"
910 : GOSUB 1710	1490 : LPRINT TAB 4 ; "sig. o=", S3 ; "kg/cm^2" ; " " ; S4 ; "kg/cm^2"
920 : V4=U3*V	1500 : LPRINT TAB 4 ; "sig. m=", S5 ; "kg/cm^2" ; " " ; S6 ; "kg/cm^2"
930 : FOR N=0TO 10	1510 : FOR R=0TO 10 : X=V/10*R
940 : X=V+(B-2*V)/10*N	1520 : GOSUB 1570
950 : Y5=(1-X/B)*(-X/B)/I^3	1530 : FOR R=1TO 5
960 : Y(N)=Y5	1540 : X=V+(B/2-V)/5*R
970 : BEEP 1	1550 : GOSUB 1570
980 : NEXT N	1560 : GOTO 1670
990 : GOSUB 1710	1570 : IF V=0LET TX=H : GOTO 1610
1000 : V5=U3*(B-2*V)	1580 : IF X<=VLET TX=H-X/U*(H-I) : GOTO 1610
1010 : FOR N=0TO 10	1590 : IF X>VLET TX=I
1020 : X=B-V+V/10*N	1600 : WP=16*WN*(X*X/B^2)*(1-X/B)^2
1030 : Y6=(1-X/B)*(-X/B)/(I+(H-I)*(X-(B-V))/V)^3	1610 : MZ=P*X/2*(B-X)-T1*(WP+(TX-H)/2)+MG
1040 : Y(N)=Y6	1620 : S7=ABS(6*MZ/(TX*TX))+T1/TX
1050 : BEEP 1	1630 : COLOR 0
1060 : NEXT N	1640 : LPRINT TAB 4 ; "x=" ; X ; "cm" ; " " ; "M(x)=" ; MZ ; "kgcm/cm" ; " " ; sig(x)=" ; S7 ; "kg/cm^2"
1070 : GOSUB 1710	1650 : NEXT R
1080 : V6=U3*V	1660 : RETURN
1090 : VV=V1+V2+V3-V4-V5-V6	1670 : COLOR 0 : LF 2
1100 : FOR N=0TO 10	1680 : USING
1110 : X=V/10*N	1690 : GOTO 30
1120 : Y7=X*(1-X/B)^2/(H-(H-I)*I/V)^3	1700 : END
1130 : Y(N)=Y7	1710 : U1=0
1140 : BEEP 1	1720 : FOR N=1TO 4
1150 : NEXT N	1730 : U1=U1+4*Y(2*N+1)+2*Y(2*N)
1160 : GOSUB 1710	1740 : BEEP 1
1170 : W1=U3*V	1750 : NEXT N
1180 : FOR N=0TO 10	1760 : U2=Y(0)+Y(10)+U1+4*Y(1)
1190 : X=V+(B-2*V)*N/10	1770 : U3=U2/(3*10)
1200 : Y8=X*(1-X/B)^2/I^3	1780 : RETURN
1210 : Y(N)=Y8	
1220 : BEEP 1	
1230 : NEXT N	

注：本表の文字字体及び文字間隔は、印刷の都合上、実際のプリントと異なる。(後掲のTable 2, 3も同様)

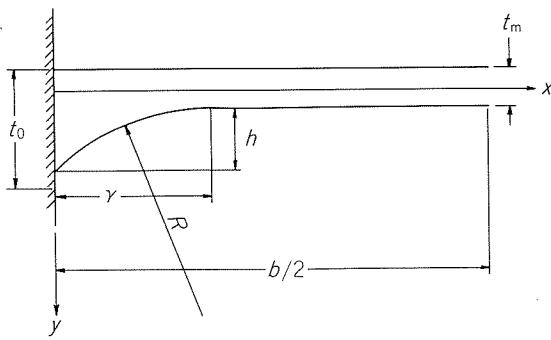


Fig. 4

### 2.2.2 両端を円弧型のテーパにした場合

両端の高さ、すなわち、端部板厚を  $t_0$ 、中央部の板厚を  $t_m$ 、端部より円の接点までの距離を  $r$  とすれば (Fig. 4 参照)

$0 \leq x \leq r$  に対して

$$t_{(x)} = \frac{\gamma^2 + (t_0 - t_m)^2}{2(t_0 - t_m)} - \sqrt{\left\{ \frac{\gamma^2 + (t_0 - t_m)^2}{2(t_0 - t_m)} \right\}^2 - (x - r)^2} + t_m \quad (13)$$

$r \leq x \leq b/2$  に対して

$$t_{(x)} = t_m$$

として前述の計算を行うことができる。本計算も解析的に行なうことは困難であるから、式(13)を用いた積分を数値的に行なうのが実用的である。

### 2.2.3 任意の板厚分布 $t_{(x)}$

板の重量軽減を図るために、板の各部、この場合に  $\pi$

$$M_o = \frac{-pb^2 \left[ \int_0^r \frac{x(1-\frac{x}{b})}{(1+\alpha-\frac{\alpha}{r}x)^3} dx + \int_r^{b/2} \frac{x(1-\frac{x}{b})}{b} dx \right]}{\int_0^r \frac{dx}{(1+\alpha-\frac{\alpha}{r}x)^3} + (\frac{b}{2}-r)} = \frac{-pb^2 \left[ \frac{1}{12} + \frac{\beta^2}{6}(2\beta-3) + (\frac{\beta}{\alpha})^2 \left\{ -\frac{\beta}{\alpha} \ln(1+\alpha) + \frac{\alpha^2(1-\beta)+\beta(2+\alpha)}{2(1+\alpha)} \right\} \right]}{\frac{1}{2}-\beta + \frac{\beta(2+\alpha)}{2(1+\alpha)^2}} \quad (15)$$

ここで

$$k = \frac{1+2\beta^2(2\beta-3)+12(\frac{\beta}{\alpha})^2 \left\{ -\frac{\beta}{\alpha} \ln(1+\alpha) + \frac{\alpha^2(1-\beta)+\beta(2+\alpha)}{2(1+\alpha)} \right\}}{1-2\beta + \frac{\beta(2+\alpha)}{(1+\alpha)^2}} \quad (16)$$

とおけば

$$M_o = -k \frac{pb^2}{12} \quad (17)$$

次に各点の曲げ応力  $\sigma_{(x)}$  は次の各式で与えられる。

(i) テーパ部  $0 \leq x \leq r$

$$\sigma_{(x)} = \frac{1}{2} p \left( \frac{b}{t_m} \right)^2 \frac{\{ k - 6(\frac{x}{b}) + 6(\frac{x}{b})^2 \}}{(1+\alpha-\frac{\alpha}{r}\frac{x}{b})^2} \quad (18)$$

(ii) 中央部  $r \leq x \leq b/2$

$$\sigma_{(x)} = \frac{1}{2} p \left( \frac{b}{t_m} \right)^2 \{ k - 6(\frac{x}{b}) + 6(\frac{x}{b})^2 \} \quad (19)$$

は帶板のスパン方向における応力が一様になるよう  $t_{(x)}$  の分布を行えばよいことになる。平等強さの梁の形状を求める問題となる。両端固定の梁が一様分布荷重を受ける場合、曲げモーメントはスパンの中央と両端で大きい値を取り中間では 0 になる点がある。したがって、中央部と両端部で増厚した波形の断面とすれば良いことが想像される。荷重が明確に定まっている場合にはその通りであるが、船舶のように荷重がそれ程明確でない場合に対しても、また、補強材を入れるなどの工作上の理由(外側を平坦にする必要がある)から、複雑な曲面の採用は実用的でない。端部の曲げモーメントが中央部のそれより大きいから、中央部の板厚を減らすと共に、端部の板厚を増すのが実用的である。

### 2.2.4 膜力を省略した場合<sup>\*2</sup>

両端部にテーパを付した場合の設計法は前述した通りであるが、実用例では膜力はそれ程大きくなない。したがって、膜力を無視した場合を検討する。膜力のない場合は変断面梁として計算すればよい。すなわち、式(1)で  $T = 0$  とき、 $p_{(x)} = p$  とし、 $x = b/2$  において  $d w / d x = 0$  の条件から、

$$M_o = \frac{-pb^2 \int_0^{b/2} \frac{x(1-\frac{x}{b})}{t_{(x)}^3} dx}{\int_0^{b/2} \frac{dx}{t_{(x)}^3}} \quad (14)$$

$0 \leq x \leq r$  に対して  $t_{(x)} = t_m(1+\alpha-\frac{\alpha}{r}x)$ 、 $r \leq x \leq b/2$  に対して  $t_{(x)} = t_m$  を式(14)に代入すれば

$$M_o = \frac{-pb^2 \left[ \frac{1}{12} + \frac{\beta^2}{6}(2\beta-3) + (\frac{\beta}{\alpha})^2 \left\{ -\frac{\beta}{\alpha} \ln(1+\alpha) + \frac{\alpha^2(1-\beta)+\beta(2+\alpha)}{2(1+\alpha)} \right\} \right]}{\frac{1}{2}-\beta + \frac{\beta(2+\alpha)}{2(1+\alpha)^2}} \quad (15)$$

等厚板の場合には、中央の応力は端部の  $1/2$  であるが、テーパ部での最大応力値を中央の応力に等しくなるように端部の厚さとテーパの長さ、すなわち、 $\alpha$  と  $\beta$  を選定することができる。よってテーパ部で最大応力の生じる位置を  $x_m$  として

$$|\sigma_{(x_m)}| = |\sigma(\frac{1}{2}b)| \quad (20)$$

<sup>\*2</sup> 構造設計便覧；産業図書刊、昭和36年、P1490の「変断面材の係数」を用いて簡単に計算できる。

を満足する $\alpha, \beta$ を求め、そのうち、重量最小の条件、すなわち、 $1 + \alpha\beta$ が最小になる組合せを見出せばよい。 $x_m$ の値は $\alpha$ と $\beta$ の値によって変化し、0から $\beta \cdot b$ の間に変化する。板の重量は同一材料を使用した場合、等厚の場合と同一の許容応力を採用するとして

$$k_m = \frac{k - 6(\frac{x_m}{b}) + 6(\frac{x_m}{b})^2}{(1 + \alpha - \frac{\alpha}{\beta} \frac{x_m}{b})^2} \quad (21)$$

とおけば、端部にテーパをつけた場合と、等厚の場合との重量比 $f$ 及び板厚 $t_m$ は、 $p$ を水圧、 $\sigma$ を設計応力として

$$f = \sqrt{k_m} (1 + \alpha\beta) \quad (22)$$

$$\frac{t_m}{b} = \sqrt{\frac{k_m p}{2\sigma}} \quad (23)$$

となる。 $\alpha$ と $\beta$ の組合せは $0 \leq \alpha \leq 1.0$ ,  $0 \leq \beta \leq 0.5$  の範囲内で無数に取り得るが、 $f$ を最小にする値の組合せは

$$\begin{aligned} \alpha &= 0.860, \quad \beta = 0.162, \quad x_m = 0.1206, \\ k &= 1.153, \quad k_m = 0.347 \quad \text{より} f = 0.671 \end{aligned}$$

となる。すなわち、テーパにより30%以上の重量軽減が

できる。なお、式(21)の記号を用いると式(20)は

$$|k_m| = |k - 1.5| \quad (24)$$

となる。

曲げ応力が0となる点を $x_0$ とすれば式(19)より

$$\frac{x_0}{b} = \frac{1}{2} - \frac{1}{2} \sqrt{1 - \frac{2}{3} k} \quad (25)$$

となる。最小重量の場合、上記の $k$ の値から

$$\frac{x_0}{b} = 0.260$$

となるから、 $x_0 = 0.26b$ 付近に溶接接手を持ってくれば、強度的にも楽になることが分かる。

### 3. 固有振動数の計算

板厚を可変にして重量軽減を図った場合、固有振動数が低下して局部振動を生じるおそれの有無を検証しておく必要がある。板としての固有振動数を算出すべきではあるが、比較の意味で帯板としての固有振動数を対象とする。空気中の最低次固有振動数を $n_a$ Hz、海水に片面を接している場合のそれを $n_w$ Hzとすれば、これらは次の各式で与えられる。なお、片面接水時の水の付加質量は $b$ を半径とした半円分布と仮定した。ここに、 $\rho$ を材料の密度、 $\rho_w$ を接する液体の密度とすると

( i ) 両端固定の場合

$$\left. \begin{aligned} \omega_a^2 &= \frac{gE}{3\rho(1-\nu^2)b^4} \frac{\int_0^{b/2} t_{(x)}^3 \{1 - 6(\frac{x}{b}) + 6(\frac{x}{b})^2\}^2 dx}{\int_0^{b/2} t_{(x)} \{(\frac{x}{b})^2(1 - \frac{x}{b})^2\}^2 dx} \\ n_a &= \frac{\omega_a}{2\pi} \\ \omega_w^2 &= \frac{gE}{3\rho(1-\nu^2)b^4} \frac{\int_0^{b/2} t_{(x)}^3 \{1 - 6(\frac{x}{b}) + 6(\frac{x}{b})^2\}^2 dx}{\int_0^{b/2} t_{(x)} \{(\frac{x}{b})^2(1 - \frac{x}{b})^2\}^2 dx + \frac{\rho_w}{\rho} \int_0^{b/2} \sqrt{(b-x)x} \{(\frac{x}{b})^2(1 - \frac{x}{b})^2\}^2 dx} \\ n_w &= \frac{\omega_w}{2\pi} \end{aligned} \right\} \quad (26)$$

( ii ) 両端支持の場合

$$\left. \begin{aligned} \omega_a^2 &= \frac{12gE}{\rho(1-\nu^2)b^4} \frac{\int_0^{b/2} t_{(x)}^3 \{-\frac{x}{b} + (\frac{x}{b})^2\}^2 dx}{\int_0^{b/2} t_{(x)} \{(\frac{x}{b}) - 2(\frac{x}{b})^3 + (\frac{x}{b})^4\}^2 dx} \\ n_a &= \frac{\omega_a}{2\pi} \\ \omega_w^2 &= \frac{12gE}{\rho(1-\nu^2)b^4} \frac{\int_0^{b/2} t_{(x)}^3 \{-\frac{x}{b} + (\frac{x}{b})^2\}^2 dx}{\int_0^{b/2} t_{(x)} \{(\frac{x}{b}) - 2(\frac{x}{b})^3 + (\frac{x}{b})^4\}^2 dx + \frac{\rho_w}{\rho} \int_0^{b/2} \sqrt{(b-x)x} \{(\frac{x}{b}) - 2(\frac{x}{b})^3 + (\frac{x}{b})^4\}^2 dx} \end{aligned} \right\} \quad (27)$$

#### 4. 座屈応力

パネルとしての座屈応力を算定する必要があるが、簡単に帯板としての座屈応力を比較する。パネルの長い方向の荷重に対しては、縦肋骨や縦梁等が対抗すればよいので、幅方向、すなわち、スパン（短辺）方向の圧縮を検討する。座屈を生じるとすれば、船底や甲板横柵の有効幅に影響がでてくる。

エネルギー法を用いると、座屈による曲げエネルギーが圧縮力による仕事に等しいとして座屈応力  $\sigma_{cr}$  が求まる。すなわち、

$$y_0 = \frac{\int_0^{b/2} \frac{y}{t_{(x)}} dx}{\int_0^{b/2} \frac{dx}{t_{(x)}^3}} \quad (28)$$

として

$$\sigma_{cr} = \frac{E}{12(1-\nu^2)} \left( \frac{t_m}{b} \right)^2 \frac{\int_0^{b/2} \left( \frac{dy}{dx} \right)^2 dx}{\int_0^{b/2} \frac{(y-y_0)^2}{t_{(x)}^3} dx} \quad (29)$$

両端固定として、式(7)のたわみ形を使用して近似的な値を得ることができる。

スパンの中央部の板厚を減らした場合には、剪断座屈の懸念が生じる。船舶では船側外板がこれに相当するが、一般に剪断座屈を問題にするほどの薄板を採用することはまれである。端部にテーパーを有する場合、テーパー端間をスパンとして検討すればよい<sup>3)</sup>。

#### 5. 数値計算例

高速艇や小型高速漁船に最も広く使われている場合の実例を示す。

##### (1) 設計条件

使用材料 アルミニウム合金 5083

(ヤング係数  $E=7.2 \times 10^5 \text{ kgf/cm}^2$ ,

ポアソン比  $\nu=0.33$ )

許容応力  $1,300 \text{ kgf/cm}^2$  (JIS規格による耐力)

設計水圧  $p=2.0 \text{ kgf/cm}^2$

スパン  $b=30 \text{ cm}$

##### (2) 計算結果

###### (i) 等厚の場合

$t_m=t_0=8.5 \text{ mm}$  (0.5mmとび) 重量  $6.88 \text{ kgf/m}$

###### (ii) 両端テーパーの場合

$t_m=6 \text{ mm}, t_0=9 \text{ mm}, \text{ テーパー}=\gamma=30 \text{ mm}$  重量  $5.10 \text{ kgf/m}$

###### (iii) 円弧端とした場合

$t_m=6 \text{ mm}, t_0=9.5 \text{ mm}$  重量  $5.10 \text{ kgf/m}$

これより (ii), (iii) の重量は (i) の 74% ですむことが分かる。

(i), (ii), (iii) の曲げモーメント及び応力の分布図を Fig. 5, 出力のプリント結果を Table 2 に示す。三者とも曲げモーメントの値には大差がないから形状の変化を無視して、板厚から応力を算定しても差支えないが、板厚が薄くなつて膜力が大きくなると注意を要する。

(ii) が実用的であるので、固有振動数と座屈応力の計算結果を Table 3 に示す。

固有振動数については、(i) は両端支持、(ii) は固定に近いと見るのが実状に近いであろう。仮に端部条件を同一と見ても、(ii) のように中央部を薄くすることによる固有振動数の低下は大きくないと見てよい。

座屈応力については(i) と(ii) で大きく異なり、(ii) の方がかなり低い。しかし、(i) は両端支持に近いと思われるから、この値は  $\frac{1}{4}$  近くになると推定されるので、

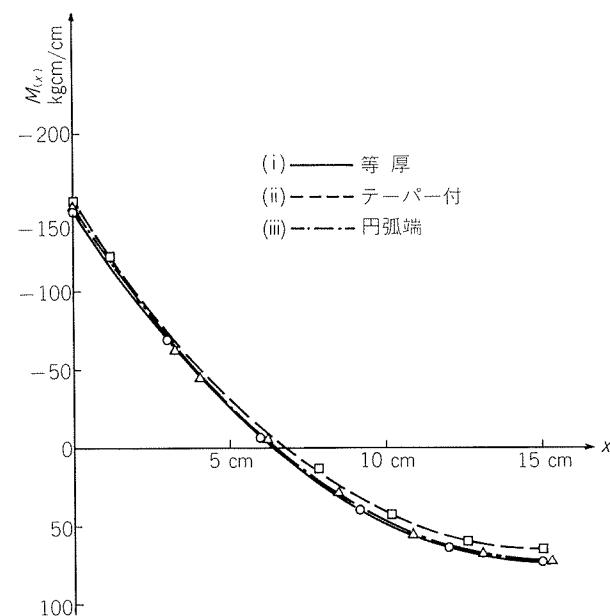


Fig. 5 (A) 曲げモーメント分布

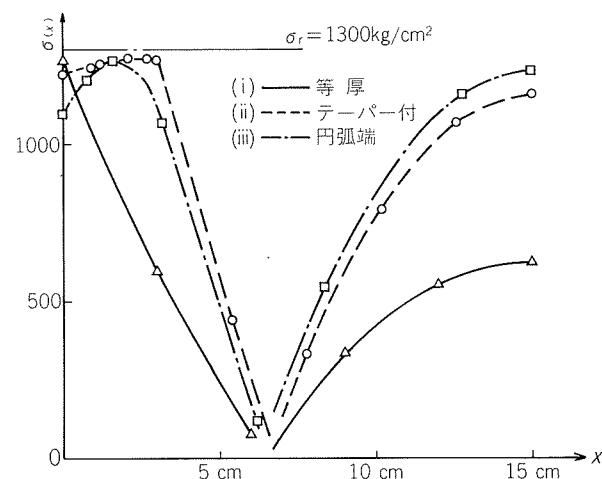


Fig. 5 (B) 応力分布

Table 2

(i) CAL OF UNIFORM PLATE		
E=	720000kg/cm <sup>2</sup>	
Poisson's ratio=	0.33	
pressure p=	2kg/cm <sup>2</sup>	
span B=	30.000cm	
end thick To=	0.850cm	
mid thick Tm=	0.850cm	
taper span Br=	0.000cm	
weight=	6.88kg/m	
T=	19.169kg/cm	
wm=	0.10150cm	
Mo=	-150.00kgcm/cm	
Mm=	73.05kgcm/cm	
sig.o=	-1223.12kg/cm <sup>2</sup>	1268.22kg/cm <sup>2</sup>
sig.m=	629.23kg/cm <sup>2</sup>	-584.12kg/cm <sup>2</sup>
x= 0.00cm	M(x)= -149.99kgcm/cm	sig(x)= 1268.22kg/cm <sup>2</sup>
x= 3.00cm	M(x)= -69.25kgcm/cm	sig(x)= 597.65kg/cm <sup>2</sup>
x= 6.00cm	M(x)= -6.79kgcm/cm	sig(x)= 78.99kg/cm <sup>2</sup>
x= 9.00cm	M(x)= 37.62kgcm/cm	sig(x)= 335.02kg/cm <sup>2</sup>
x=12.00cm	M(x)= 64.20kgcm/cm	sig(x)= 555.75kg/cm <sup>2</sup>
x=15.00cm	M(x)= 73.05kgcm/cm	sig(x)= 629.23kg/cm <sup>2</sup>
(ii) CAL OF TAPERED PLATE		
E=	720000kg/cm <sup>2</sup>	
Poisson's ratio=	0.33	
pressure P=	2kg/cm <sup>2</sup>	
span B=	30cm	
end thick To=	0.9cm	
mid thick Tm=	0.6cm	
taper span Br=	3cm	
weight=	5.10kg/m	
T=	37.781kg/cm	
wm=	0.16637cm	
Mo=	-158.99kgcm/cm	
Mm=	65.38kgcm/cm	
sig.o=	-1135.76kg/cm <sup>2</sup>	1219.72kg/cm <sup>2</sup>
sig.m=	1152.73kg/cm <sup>2</sup>	-1026.79kg/cm <sup>2</sup>
x= 0.00cm	M(x)= -158.99kgcm/cm	sig(x)= 1219.72kg/cm <sup>2</sup>
x= 0.30cm	M(x)= -149.51kgcm/cm	sig(x)= 1228.67kg/cm <sup>2</sup>
x= 0.60cm	M(x)= -140.22kgcm/cm	sig(x)= 1237.34kg/cm <sup>2</sup>
x= 0.90cm	M(x)= -131.10kgcm/cm	sig(x)= 1245.59kg/cm <sup>2</sup>
x= 1.20cm	M(x)= -122.16kgcm/cm	sig(x)= 1253.25kg/cm <sup>2</sup>
x= 1.50cm	M(x)= -113.41kgcm/cm	sig(x)= 1260.10kg/cm <sup>2</sup>
x= 1.80cm	M(x)= -104.83kgcm/cm	sig(x)= 1265.84kg/cm <sup>2</sup>
x= 2.10cm	M(x)= -96.43kgcm/cm	sig(x)= 1270.11kg/cm <sup>2</sup>
x= 2.40cm	M(x)= -88.22kgcm/cm	sig(x)= 1272.42kg/cm <sup>2</sup>
x= 2.70cm	M(x)= -80.18kgcm/cm	sig(x)= 1272.14kg/cm <sup>2</sup>
x= 3.00cm	M(x)= -72.32kgcm/cm	sig(x)= 1268.44kg/cm <sup>2</sup>
x= 5.40cm	M(x)= -22.67kgcm/cm	sig(x)= 440.96kg/cm <sup>2</sup>
x= 7.80cm	M(x)= 16.10kgcm/cm	sig(x)= 331.44kg/cm <sup>2</sup>
x=10.20cm	M(x)= 43.56kgcm/cm	sig(x)= 789.08kg/cm <sup>2</sup>
x=12.60cm	M(x)= 59.94kgcm/cm	sig(x)= 1062.02kg/cm <sup>2</sup>
x=15.00cm	M(x)= 65.38kgcm/cm	sig(x)= 1152.73kg/cm <sup>2</sup>

## (iii) CAL OF R-TAPERED PLATE

E=	720000kg/cm <sup>2</sup>	
Poisson's ratio=	0.33	
pressure P=	2kg/cm <sup>2</sup>	
span B=	30cm	
end thick To=	0.94cm	
mid thick Tm=	0.6cm	
taper span Br=	4cm	
r=	23.699cm	
weight=	5.10kg/m	
T=	35.569kg/cm	
wm=	0.16457cm	
Mo=	-154.75kgcm/cm	
Mm=	70.44kgcm/cm	
sig.o=	-1012.97kg/cm <sup>2</sup>	1088.65kg/cm <sup>2</sup>
sig.m=	1233.32kg/cm <sup>2</sup>	-1114.75kg/cm <sup>2</sup>
x= 0.00cm	M(x)= -154.75kgcm/cm	sig(x)= 1088.65kg/cm <sup>2</sup>
x= 0.80cm	M(x)= -129.20kgcm/cm	sig(x)= 1204.84kg/cm <sup>2</sup>
x= 1.60cm	M(x)= -105.43kgcm/cm	sig(x)= 1263.34kg/cm <sup>2</sup>
x= 2.40cm	M(x)= -83.42kgcm/cm	sig(x)= 1224.41kg/cm <sup>2</sup>
x= 3.20cm	M(x)= -63.18kgcm/cm	sig(x)= 1065.18kg/cm <sup>2</sup>
x= 4.00cm	M(x)= -44.70kgcm/cm	sig(x)= 804.34kg/cm <sup>2</sup>
x= 6.20cm	M(x)= -3.66kgcm/cm	sig(x)= 120.30kg/cm <sup>2</sup>
x= 8.40cm	M(x)= 28.92kgcm/cm	sig(x)= 541.44kg/cm <sup>2</sup>
x=10.60cm	M(x)= 52.04kgcm/cm	sig(x)= 926.72kg/cm <sup>2</sup>
x=12.80cm	M(x)= 65.85kgcm/cm	sig(x)= 1156.80kg/cm <sup>2</sup>
x=15.00cm	M(x)= 70.44kgcm/cm	sig(x)= 1233.32kg/cm <sup>2</sup>

Table 3

## FREQUENCY CAL OF UNIFORM &amp; TAPERED PLATES

## (i) UNIFORM PLATE

spec. weight of mat.=	2.7
E=	720000kg/cm <sup>2</sup>
Poisson's ratio=	0.33
span B=	30.00cm
end thick To=	0.85cm
mid thick Tm=	0.85cm
taper span Br=	0.00cm

## Fixed edges

Nat. freq. in air = 527.58cps

Nat. freq. on s.w. = 194.35cps

## Simply supported edges

Nat. freq. in air = 232.08cps

Nat. freq. on s.w. = 86.46cps

## (ii) TAPERED PLATE

span B=	30.00cm
end thick To=	0.90cm
mid thick Tm=	0.60cm
taper span Br=	3.00cm

## Fixed edges

Nat. freq. in air = 487.72cps

Nat. freq. on s.w. = 154.06cps

## Simply supported edges

Nat. freq. in air = 164.35cps

Nat. freq. on s.w. = 52.56cps

(Table 3つづき)

CAL OF BUCKLING OF UNIFORM & TAPERED PLATES	
(i) UNIFORM PLATE	
E=	720000kg/cm <sup>2</sup>
Poisson's ratio=	0.33
span B=	30cm
end thick To=	0.850001cm
mid thick Tm=	0.85cm
taper span Br=	0.0000001cm
sig.cr=	2179.71kg/cm <sup>2</sup>
(ii) TAPERED PLATE	
span B=	30.00cm
end thick To=	0.90cm
mid thick Tm=	0.60cm
taper span Br=	3.00cm
sig.cr=	1617.09kg/cm <sup>2</sup>

むしろ(ii)の方が大きいと見てよいであろう。なお、(ii)の値はテーパ間をスパンとした等厚板の座屈応力とほぼ同一のレベルとなる。

## 6. 結論

等分布荷重を受ける両端固定の帯板の計算から、防とう構造の板の部分(パネル板)の防とう材端にテーパをつけて増厚し、中央部の板厚を減らすことにより、中央と端部の応力を同一レベルに持って行けば、同一材料、同一許容応力の下で、30%程度の重量軽減が可能である

ことを示した。アルミニウム合金の場合、圧延板と押出形材とでは、耐力が若干異なるので、テーパ板を押出で製造する場合は耐力の違いを修正する必要があるから、この30%という値は若干下ることになる<sup>\*3</sup>。一方、圧延板に防とう材を溶接する構造が一般的であるが、この構造では隅肉溶接の不整により応力集中を生じ易いこと、溶接によるひずみが生じることなどの弱点がある。テーパ型の押出形材では、テーパの両端に丸味をつけることにより応力集中を大幅に減らすことが可能である。アルミニウム合金のように疲労強度に注意を要する材料では、この利点は大きい。

なお、当社では、幅600及び500mmのπセクション押出形材計10型の市販を計画中であり、これらが船殻重量の軽減とともに、溶接上の問題点をカバーして、アルミニウム合金船の構造の合理化に役立てば幸いである。また、詳細な実験との対比を行うべきではあるが、設計の目的からはレベルがわかれればよいので、後の機会にゆずることとした。

## 参考文献

- 1) 金子幸雄、土井裕司、木原和之：西部造船会会報 No.65, (1982-5).
- 2) 鶴田彰介、後藤大三、本間康之、藤井登喜男、内野和雄：造船協会論文集 No.109, (1961-6).
- 3) 例えは、関西造船協会編：造船設計便覧 第4版 (1983), P128.  
F. Bleich : *Buckling Strength of Metal Structures*, McGraw-Hill Book Co., (1952), P390.

<sup>\*3</sup> 5083合金の圧延板軟質と押出形材の耐力をそれぞれ13 kgf/mm<sup>2</sup>, 11 kgf/mm<sup>2</sup>とすれば、この平方根に反比例するとして30%は27.5%となる。