

論 文

真空ろう付用アルミニウム犠牲陽極フィン材の開発*

田 部 善 一** 馬 場 義 雄***
宇 野 照 生*** 萩 原 理 樹****

Development of Sacrificial Anodic Aluminum Fin
for Vacuum Brazing System

by Zen-ichi Tanabe, Yoshio Baba,
Teruo Uno and Michiki Hagiwara

真空ろう付用アルミニウム犠牲陽極フィン材の開発*

田部善一** 馬場義雄***
宇野照生*** 萩原理樹****

Development of Sacrificial Anodic Aluminum Fin
for Vacuum Brazing System

by Zen-ichi Tanabe, Yoshio Baba,
Teruo Uno and Michiki Hagiwara

Recently aluminium alloy is commercially used for condenser and evaporator of car-airconditioning system. In this application, however, there exist some technical problems to be solved, especially, protection of corrosion in severe field. From the standpoint of electrochemistry, cathodic protection of tube with anodic fin is effective to protect the corrosion.

A new sacrificial anodic fin whose core alloy contains small amount of tin has been developed for vacuum brazing system.

The successful results have been obtained in field test even in severe corrosion conditions, such as Middle East, South Asia and Snow Belt Zone of America.

The new alloy is successfully mass-produced and applied to practical use of more than 15 million car-airconditioning systems.

1. 緒言

自動車用熱交換器のアルミ化は十数年前より研究され、カーエアコンの熱交換部は完全にアルミ化された。

この際、最も懸念されるることは耐食性の問題である。自動車は、極めて多数が広範囲に走行するものであるので、地球上の一部の地方（中近東、東南アジア、スノーベルト地帯など）における激しい腐食環境でも、需要家の満足する高水準のものでなければならない。

この熱交換部は、大部分、ろう付法によって製造されているが、現在のところ、生産性の面から真空ろう付法が最もひろく使用されている。

通常使用される1050管-3003フィンで組立てられたものは、Fig. 1のようなガルバニック挙動を示して腐食するので、これを防止するために真空ろう付法によって製

造されても有効な犠牲陽極フィンを開発した。

フィン材を犠牲陽極として作用させる場合、その電位を如何にして卑にするか問題になる。アルミニウムの電極電位に対する添加元素の影響は Reding と Newport が調査しており、その結果を Fig. 2 のように示している。これらの中で、アルミニウムを大巾に卑にするのは Ga, In, Sn, Hg, Bi であり、Zn, Cd, Mg, Ba が若干の作用があると報じている¹⁾。

また、熱交換器製造工程中に真空ろう付があるので、その工程で添加元素が飛散しないことが必要である。真

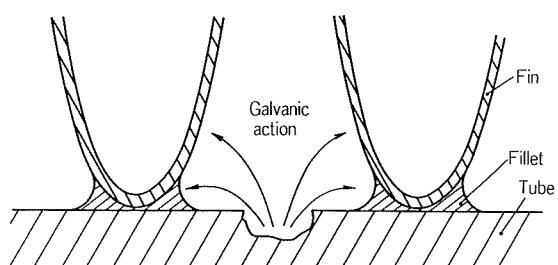


Fig. 1 Schematic figure of the corrosion action in non protective-type condenser.

* 第32回腐食防食討論会に一部発表（1985年8月、
於・北海道大学）

** 技術研究所金属材料研究部

*** 技術研究所金属材料研究部 工学博士

**** 技術研究所開発室

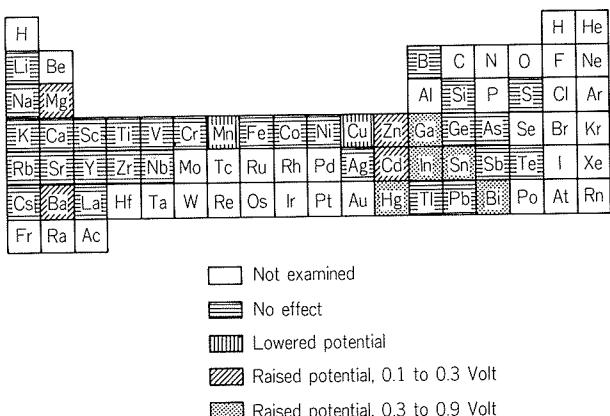


Fig. 2 Effect of added element on the potential of aluminum.

空ろう付は 10^{-5} Torr. 程度の真空中で約600°Cに加熱して行われるので、このような条件に曝されても、蒸発しない低い蒸気圧を有していなければならぬ。そこで、前述の電位を卑にする元素の各種条件下での蒸気圧をFig. 3に示す²⁾。これによると、上記9種類の元素のうち、In, Ga及びSnが2つの条件を満足することが判る。このうち、価格的に有利なSnを検討した。

AlにSnを添加して電位を卑にすることは、それほど新しいことではない³⁾。1961年、Pryorらはアルミニウムのバリヤー皮膜の挙動に関する一連の研究の中で、食塩水中におけるバリヤー皮膜がAlへのSnの固溶によって、イオン伝導性が増加することを報告している⁴⁾。LennoxらはAl-Zn-Snアノードを実験⁵⁾し、信頼性のないことを報告し、熱処理が重要であることを見出した。

その後、犠牲陽極はAl-In系に移行し、重野らによって開発された^{6,7)}。Al-In系は熱処理に敏感でなく、かつ信頼性が高いので、Al-Sn系は顧みられなくなった。しかし、熱交換器のフィン材の場合には、熱処理に敏感なことはそれほど欠点ではなく、厚さが0.1~0.2mmであるのでその制御は容易であり、安定した電位が期待できると考えられる。

しかしながら、Snは低融点金属であり、Fig. 4に示すようにアルミニウム中に僅かしか固溶しない⁸⁾。従って、Snを含むブレーティング・フィン材は熱間加工性やろう付性が低下すると考えられるため、その改良が必要である。熱間加工性が低下するのは、固溶限以上のSnが熱間加工時に粒界に溶融状態で存在するためと考えられ、これを改良するにはSnと化合物を形成する元素を添加して、粒界へのSnの析出を抑制すればよい。また、ろう付性の改良には、芯材の結晶粒が大きいことが必要であり⁹⁾、微細結晶粒の場合には、ろう付時に皮材のSiが芯材に粒界拡散し、ろう付性の低下やフィンの座屈が生じることがある。芯材にSnを含む場合には、Snが粒界に析出してろう付性を促進するものと考えられる。この防止には、鋳塊の均質化処理条件、中間焼純温度、最終冷間加工度等の製造条件を制御し、結晶粒を粗大化し

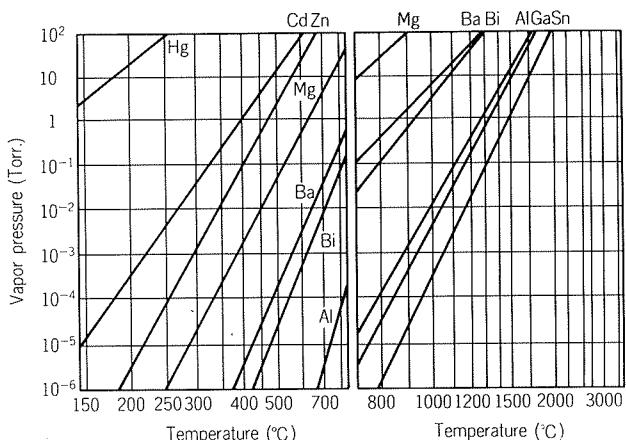


Fig. 3 Vapor pressure of some elements.

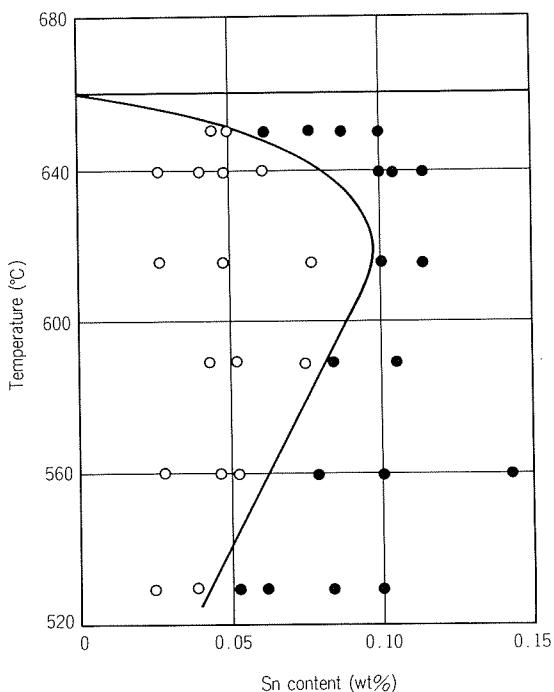


Fig. 4 Solid solubility relationship for Al-Sn alloy.

てSnの粒界析出を防止すればよいと考えられる。

本報はSnを含むアルミニウム・ブレーティング・フィン材について、犠牲陽極性能、フィン材の製造条件、真空ろう付後の耐食性ならびにろう付性を検討した。

2. 試料ならびに実験方法

腐食試験の試料はTable 1に示す。

試験はpH=3の3%NaCl水溶液中における電位測定、ならびに乾湿交互試験(40°C×30min浸漬↔50°C×30min乾燥)、CASS試験、400μΩ/cmのNaCl+10ppm Na₂SiO₃水溶液中における腐食試験を行って防食範囲を測定した。冷媒管を想定した陰極には3003板を使用し、Fig. 5に示すように組合せた。

次に、ブレーティング・フィンの製造条件を検討した。

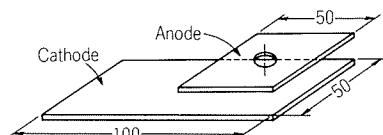


Fig. 5 Modified galvanic couple.

Table 1 Chemical compositions of tested alloys.

No.	Chemical composition (wt%)						alloy
	Si	Fe	Cu	Mn	Zn	Sn	
1	0.10	0.15	—	—	—	—	1050
2	"	"	—	—	—	0.01	Al-Sn
3	"	"	—	—	—	0.02	"
4	"	"	—	—	—	0.04	"
5	"	"	—	—	—	0.05	"
6	"	"	—	—	—	0.06	"
7	"	"	—	—	—	0.07	"
8	"	"	—	—	—	0.10	"
9	"	"	—	—	—	0.15	"
10	"	"	—	—	—	0.20	"
11	"	"	—	1.0	—	0.01	Al-Mn-Sn
12	"	"	—	"	—	0.02	"
13	"	"	—	"	—	0.03	"
14	"	"	—	"	—	0.04	"
15	"	"	—	"	—	0.05	"
16	"	"	—	"	—	0.06	"
17	"	"	—	"	—	0.07	"
18	"	"	—	—	1.0	—	7072
19	0.27	0.6	0.15	1.2	—	—	3003

Thickness of test piece : 0.8mm

Table 2 Chemical composition of tested alloy.

	Chemical composition (wt%)									
	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Sn	Al
Core	0.11	0.25	<0.01	1.0	0.14	<0.01	0.43	0.01	0.05	bal.
Cladding	9.8	0.23	0.01	0.01	0.62	<0.01	0.01	0.01	—	bal.

熱間加工性の評価は、Table 1 に示した試料No.11～17の製作に用いた鋳塊から円筒状試料（φ40mm×10mm）を採取し、480°Cで80%熱間鍛造し、側面の割れ発生を目視により判定した。

ブレージング・フィン材の製造条件は、Table 2 に示す化学組成のもの（片面13%の両面クラッド）を用い、均質化処理条件を変えて480°Cで3.5mmまで熱間圧延を行った。その後の冷間圧延度を変えて中間焼純を施し、最終厚さ0.16mmとして最終圧延度35%までのものを実験に供した。ただし、中間焼純は、30°C/hr の徐熱により440°Cまで焼純温度を変えた。

ろう付性は、板厚0.16mmのフィン材についてFig. 6 に示したろう溜り性試験と耐垂下性試験により評価した。前者は、試験片（50×100mm）を 1.2×10^{-5} Torr. 中で垂直に保持し、600°Cで3 min間加熱した場合の、試験

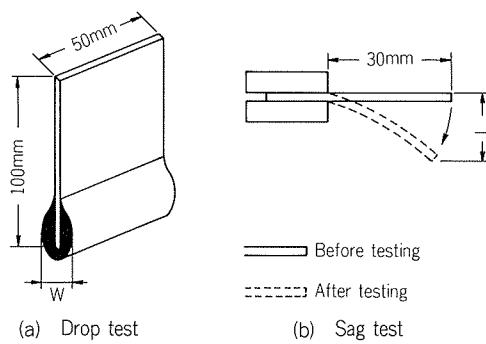
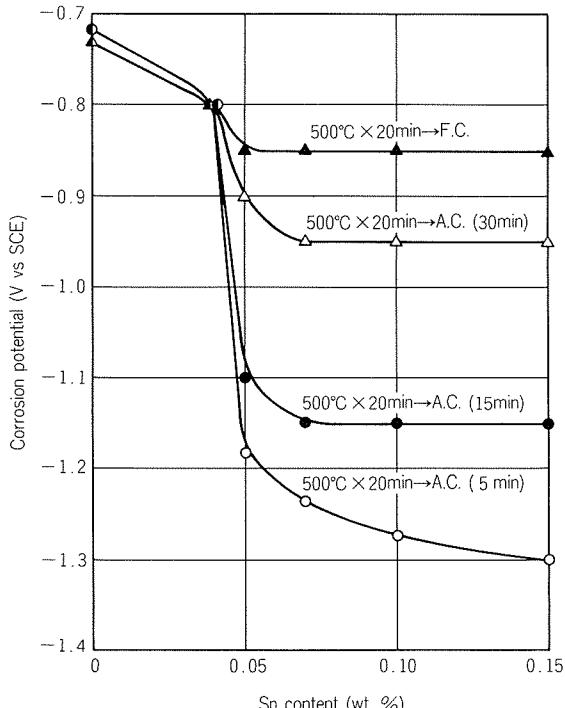


Fig. 6 Test method of brazing fin.

(600°C × 3 min, 1.2×10^{-5} Torr.)Fig. 7 Effect of cooling rate on the corrosion potential of Al-Sn alloy.
(3% NaCl aq. pH = 3 (CH₃COOH), room temp.)

片下部に形成されるろう溜り幅Wを測定した。この試験では、ろう付性が良好な場合には、試験片表面のろう材が試験片下部に流れてWが大となり、ろう付性が悪く、ろう材が芯材に拡散する場合にはWは小となる。後者は板幅20mmの試験片をFig. 6 (b) に示した要領で水平に固定し、前者と同様に加熱し、その後の垂下量Lを測定した。Lが小さいほど実機ろう付時のフィンの耐座屈性が優れている。

3. 実験結果ならびに考察

3.1 電位測定結果

Al-Sn系における自然電極電位に及ぼすSn量ならびに熱処理の影響をFig. 7に示す。このようにSnを0.05%以上添加すると急激に卑となり、冷却速度が大きいほど

ど著しい。Al-Sn合金では、このように非常に卑になりますし、急激な変化をするので電位の制御が難しくなる。また、この二元素のみでは、ろう付後の引張強さが数kgf/mm²と低いので、フイン材に要求される引張強さ11kgf/mm²にするためには、他の元素を添加する必要がある。アルミニウム合金で強度を高める添加元素は、Cu, Mn, Mg, Zn等あるが、蒸気圧の点からMgとZnは効果がなく、Cu, Mnが有効である。しかしながら、これらは、いずれも電位を貴にする元素である(Fig. 2参照)。このうち、MnはCuに比し貴にする割合が小さいので、Mnを1%添加して強度を満足させ、これにSnを添加した場合の電位の変化を検討した。その結果をFig. 8に示す。これは500°C×20min加熱後空冷(20min)後のもので、Al-Snのみの電位(Fig. 7参照)よりも若干貴になっている。しかし、0.05%程度のSnの添加によって200mV以上卑にすることことができ、犠牲陽極フィンとして充分使用できるものと考えられる。

3.2 CASS試験ならびに乾湿交互試験結果

以上のような電位測定の後、3003を冷媒管に使用した場合の防食に、Al-1%Mn-Sn合金が犠牲陽極として使用し得るかどうかを確認するため、Fig. 5に示す試験片についてCASS試験ならびに乾湿交互試験を行った。なお、比較のため、7072板も試験に供した。この場合、7072板は真空ろう付時にZnが蒸発して犠牲陽極効果が失われる所以、実用価値に乏しい。そこで、真空ろう付条件に加熱しないものを用いた。

腐食試験0.5, 1, 2か月後の有効防食距離ならびに、その範囲内における最大孔食深さと、その範囲外、すなわち防食電流が到達しないところの最大孔食深さをFig. 9に示す。従来のカーエアコン用合金の試験においては、CASS試験200~300hr程度で1mm以上の孔食を

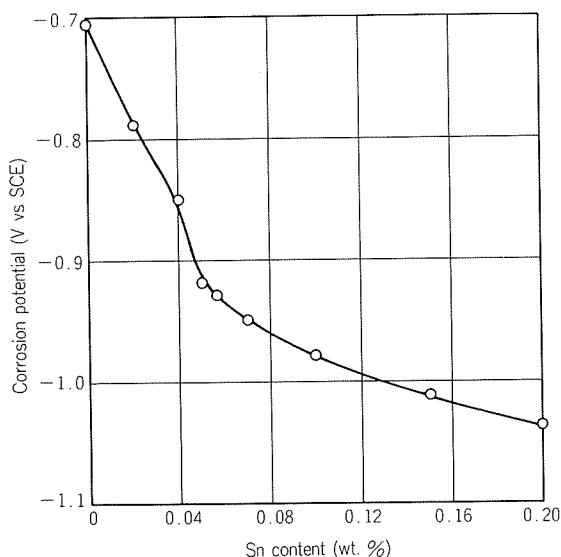


Fig. 8 Effect of Sn content on the corrosion potential of Al-Mn alloy.
(3% NaCl aq. pH = 3 (CH₃COOH), room temp.)

生じたが、これに比べると、本合金は非常に耐食性が優れている。

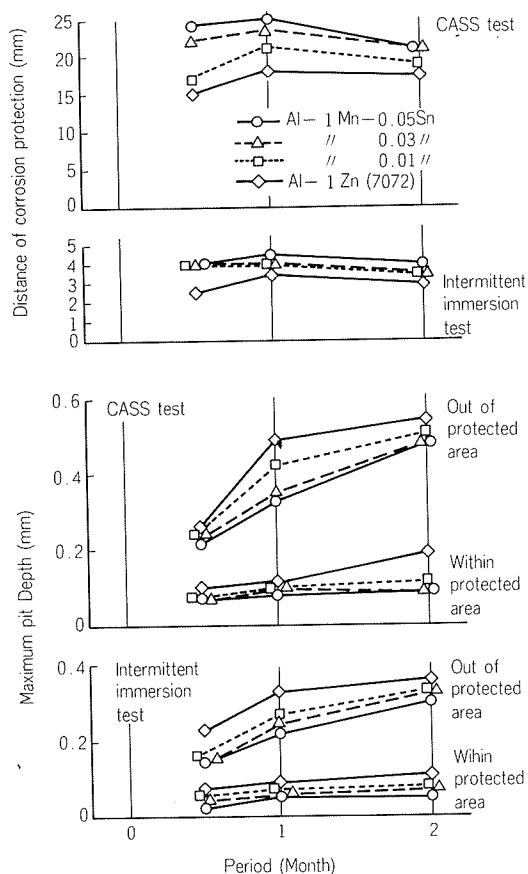


Fig. 9 Corrosion test results of some galvanic couples.

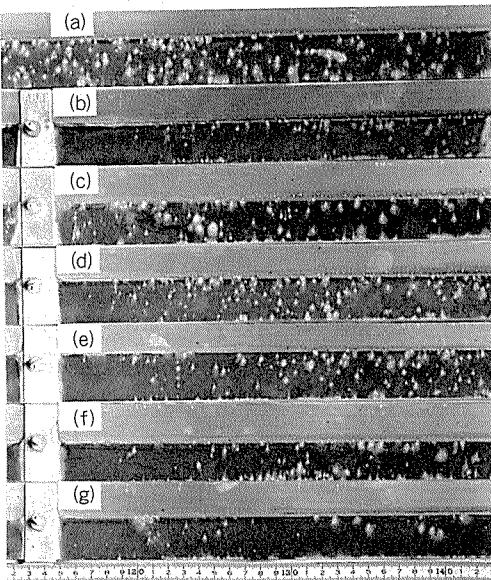


Fig. 10 Effects of Sn-Content on the cathodic protection of Al-Mn-Sn alloys.

- a : 3003 only
- b : 3003-7072
- c : 3003-Al-1Mn-0.01Sn
- d : 3003-Al-1Mn-0.02Sn
- e : 3003-Al-1Mn-0.03Sn
- f : 3003-Al-1Mn-0.05Sn
- g : 3003-Al-1Mn-0.07Sn

実際のフィールドにおいては、乾湿交互試験の方が対応性があるが、これに対しても本合金系は良好であった。特に現在のカーエアコンのフィンピッチが2mm以下であるから、この防食範囲が3mm以上あることは熱交換部が全て防食されることを意味している。

3.3 低電気伝導度水溶液中における防食電流到達距離

CASSや乾湿交互試験のような激しい腐食試験とは別に、低い電気伝導度の腐食媒中でも、この合金の防食電流が作用するかどうかを浸漬試験で判定した。溶液は、10ppm Na₂SiO₃を含み、残りをNaClで、400μS/cmに調整したもの用いた。前項の試験片（カソード部は到

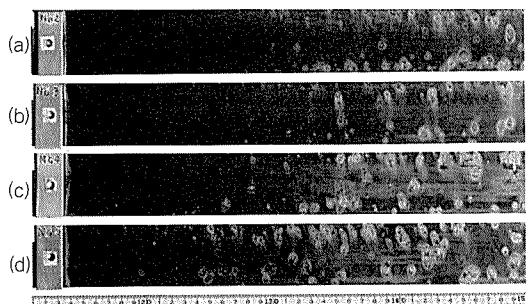
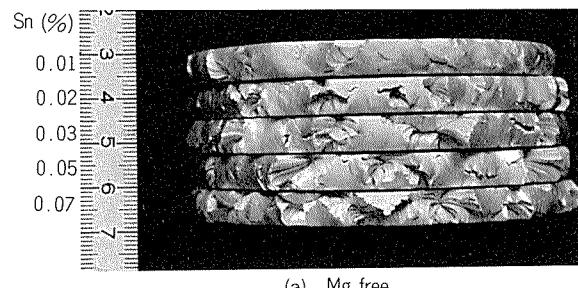


Fig. 11 Effects of cooling rate on the cathodic protection of Al-1 Mn-0.05Sn alloy.

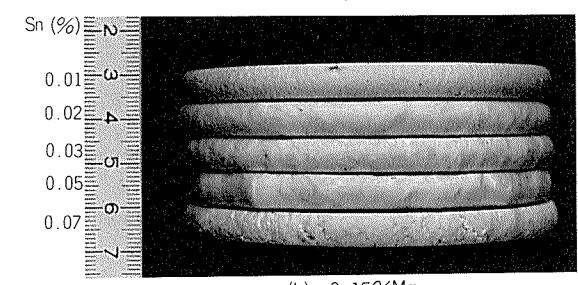
- a : 500°C × 20min → A.C. (5min)
- b : 500°C × 20min → A.C. (15min)
- c : 500°C × 20min → A.C. (30min)
- d : 500°C × 20min → F.C.

達距離が不明のため500mmとした。）を深さ60mmの槽中に浸漬し、2週間後のもので観察した。その結果をFig. 10および11に示す。

これによれば、このような低電気電導度水溶液中でも十分作用し、しかも、Sn量と熱処理の影響がよくあらわれている。



(a) Mg free

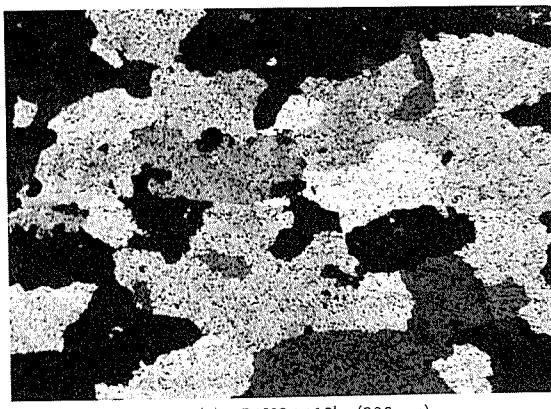


(b) 0.15%Mg

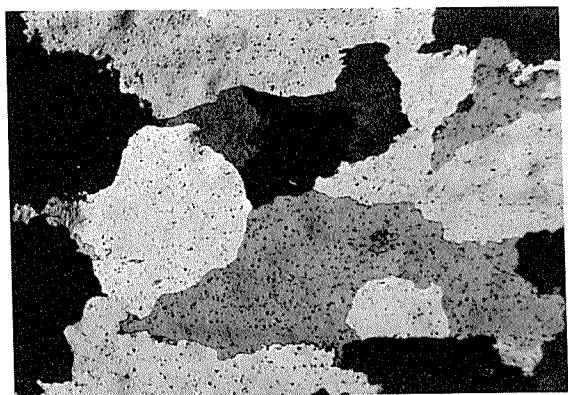
Fig. 12 Effect of Mg addition on hot workability of Al-1.0%Mn-Sn alloy.



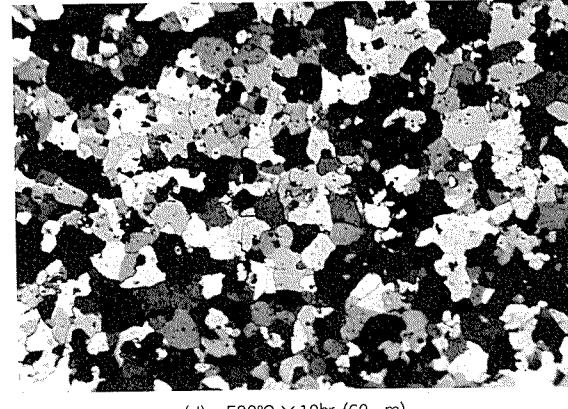
(a) none (>300μm)



(c) 540°C × 10hr (200μm)



(b) 500°C × 10hr (>300μm)



(d) 580°C × 10hr (60μm)

Fig. 13 Effect of homogenized condition on grain size of brazing fin stock. (×50)

3.4 熱間加工性

Fig. 12(a)は、Sn量の異なる試料No.11～17について、480°Cで80%熱間鍛造した場合の割れ発生状況を示す。Snを含まない合金すなわち、3003または3203合金の熱間加工性は良好であるが、Snを含む本合金の熱間加工性は極めて悪い。**Fig. 12(b)**は微量のMg(0.14%)を添加したTable 2の芯材を同様に熱間鍛造した場合の割れ発生状況を示す。Mgの添加により熱間加工性が著しく改良されるのは、MgとSnが金属間化合物Mg₂Snを形成し、粒界へのSnの析出が抑制されたためと考えられる。

3.5 結晶粒度に及ぼす均質化処理条件の影響

Fig. 13は、Table 2に示した芯材合金の鋳塊を、500～580°Cで均質化処理後、480°Cで3.5mmにクラッド圧延し、0.25mmに冷間圧延後、360°Cに徐熱して1hr保持した場合の芯材の顕微鏡組織を示す。均質化処理温度が高い場合には、結晶粒は微細化されるが、均質化処理温度が低い場合や無処理の場合には300μm以上の粗大結晶粒となる。結晶粒が均質化処理条件により大きく変化するのを、以下のように説明される。

3003合金のようなAl-Mn系合金の再結晶粒度はMnの固溶析出状態により大きく変化することが知られている¹⁰⁾。鋳塊を高温均質化処理する場合には、粗大粒子が析出して再結晶核として作用し、再結晶粒を微細化する。再結晶時の加熱速度については、再結晶中にMnの析出

の起らない急熱は再結晶粒を微細化するが、再結晶とMnの析出が同時に進行する徐熱の場合には再結晶粒は粗大化する。上述の考えが本実験結果にも適用可能であり、低温均質化処理と徐熱の併用により結晶粒が粗大化したと考えられる。

3.6 ろう付けに及ぼす中間焼純温度の影響

Fig. 14は、板厚3.5mmの熱間圧延板(均質化処理なし)を0.25mmに冷間圧延し、440°Cまでの各温度に徐熱して1hr保持した場合の軟化特性、**Fig. 15**は顕微鏡組織をそれぞれ示す。焼純温度が320°C以上の場合には、芯材

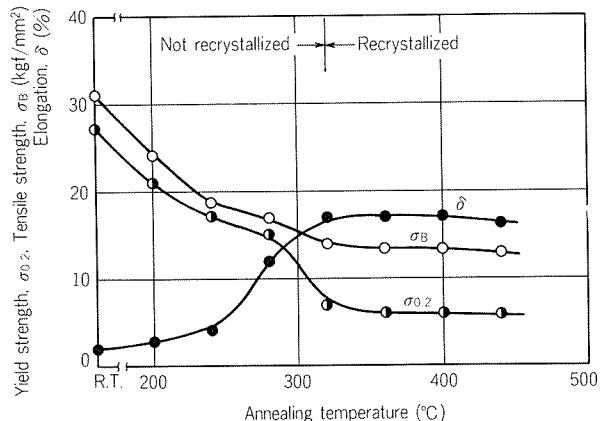


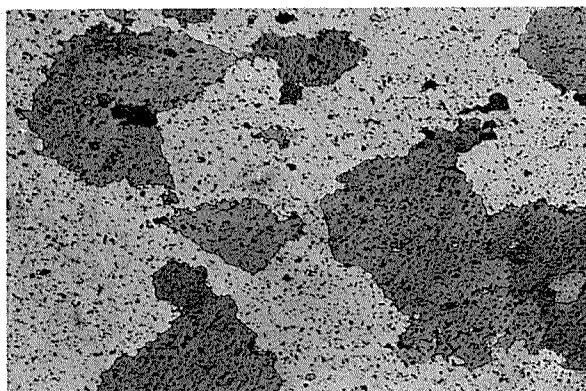
Fig. 14 Effect of intermediate annealing temperature on tensile properties of brazing fin stock.
(0.25mm in thickness)



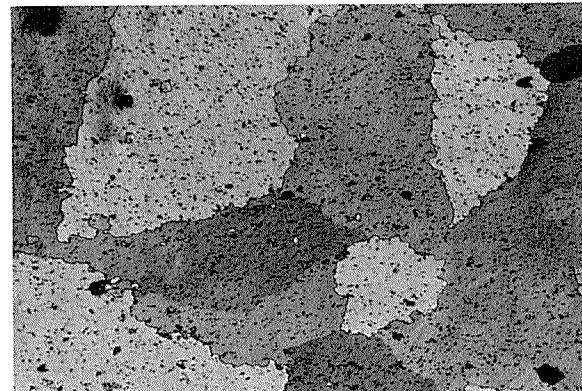
(a) 260°C



(b) 300°C



(c) 340°C (>300μm)



(d) 380°C (>300μm)

Fig. 15 Effect of annealing temperature on grain size of core metal. (×50)

は完全に再結晶し、 $300\mu\text{m}$ 以上の粗大結晶粒となる。

Fig. 16は、さらに 0.16mm に冷間圧延したものについて、ろう付性と焼鈍温度の関係を示す。焼鈍温度が 400°C 以下の場合には、ろう溜り幅Wはほぼ一定で約 0.7mm と大きいが、 400°C を越えるとWは急激に小さくなる。垂下量Lは、焼鈍温度が 300°C 以下の場合には大きいが、焼鈍温度が高くなると小さくなり、 400°C 以上の場合に再び大きくなる。従って、焼鈍温度が $320\sim 400^{\circ}\text{C}$ の範囲では、Wが大きく、Lも小さいため、ろう付性は良好と考えられる。

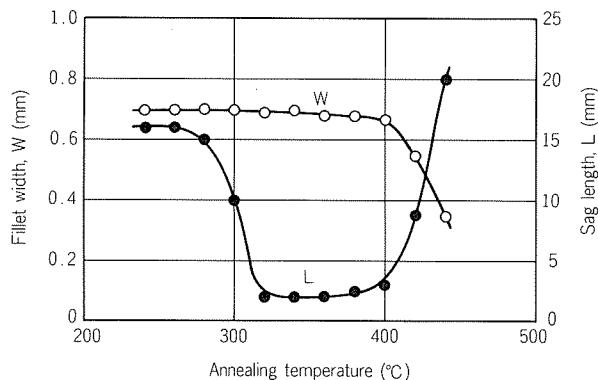
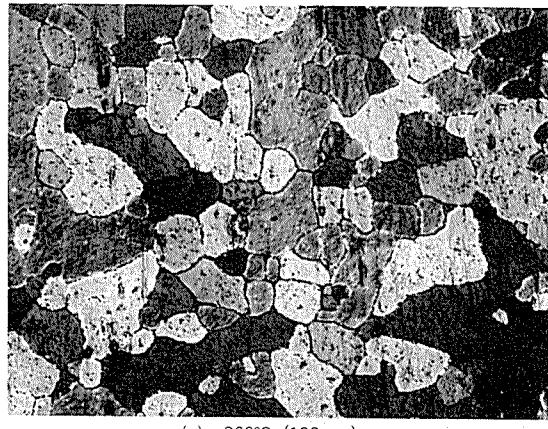
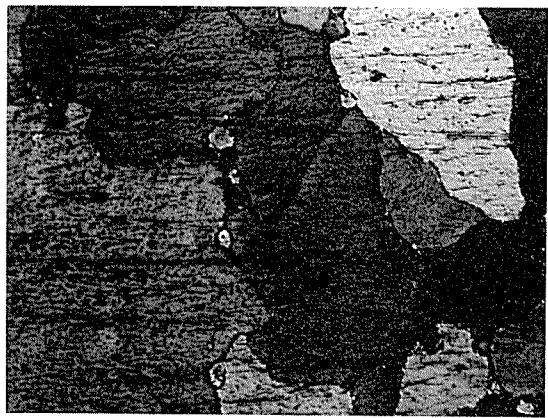


Fig. 16 Effect of annealing temperature on brazability of tested alloy (0.16mm in thickness).



(a) 260°C ($130\mu\text{m}$)



(c) 340°C ($>400\mu\text{m}$)

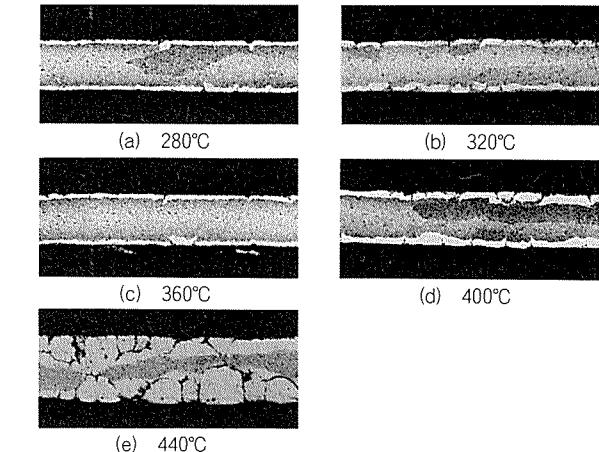
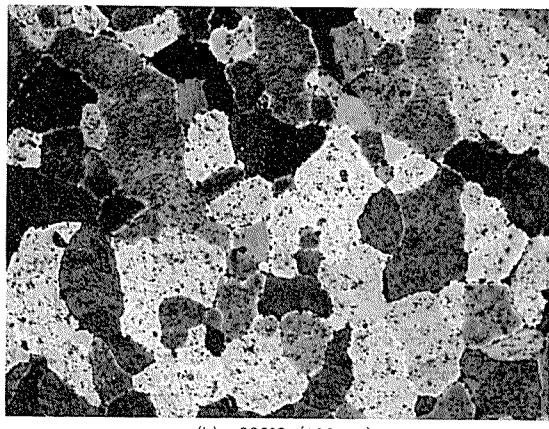


Fig. 17 Effect of annealing temperature on clad diffusion into core metal after brazing.



(b) 300°C ($180\mu\text{m}$)



(d) 380°C ($>400\mu\text{m}$)

Fig. 18 Effect of annealing temperature on grain size of core metal after brazing.

織であるため、ろう材Siの芯材への粒界拡散が抑制されたと考えられる。

Fig. 18は耐垂下性試験後の芯材の顕微鏡組織を示す。Lと結晶粒の関係は前述のろう溜り試験の場合と同様の傾向を持つので省略する。

3.7 ろう付性に及ぼす最終冷間圧延度の影響

Fig. 19は、前項と同様に3.5mmの熱間圧延板を0.25mmに冷間圧延し、370°Cに徐熱して1hr保持した後、最終冷間圧延を施した場合の加工硬化特性を示す。

Fig. 20は、3.5mmの熱間圧延板を冷間圧延後、370°Cに徐熱して1hr保持し、その後、0.16mmに最終冷間圧延した場合の最終冷間圧延度とろう付性の関係を示す。Wは圧延度が低い場合には小さく、圧延度が高くなるに従って著しく大きくなる。Lは圧延度が低い場合には大きく、圧延度が高くなるに従って小さくなる。

Fig. 21はろう溜り試験後の断面顕微鏡組織を示す。圧延度が高い場合には、ろう材Siの芯材への拡散はほとんど起こらないが、圧延度が低い場合には顕著となる。

本試験片のろう付試験前の芯材結晶粒は圧延度によらず約350μmとほぼ一定であったが、ろう材Siの芯材への拡散には顕著な差がみられた理由を検討するため、ろう溜り試験後の芯材のTEM観察を行い、**Fig. 22**に示した。

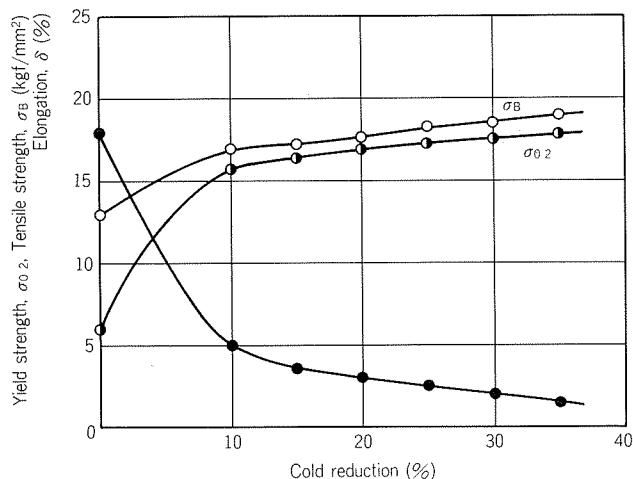


Fig. 19 Effect of cold reduction on tensile properties of brazing fin stock.

圧延度が低い場合には、サブグレインが存在し、完全に再結晶しないが、圧延度が高くなると完全に再結晶している。このことから、皮材Siの芯材への粒界拡散の程度が圧延度により著しく異なるのは以下のように考えられる。

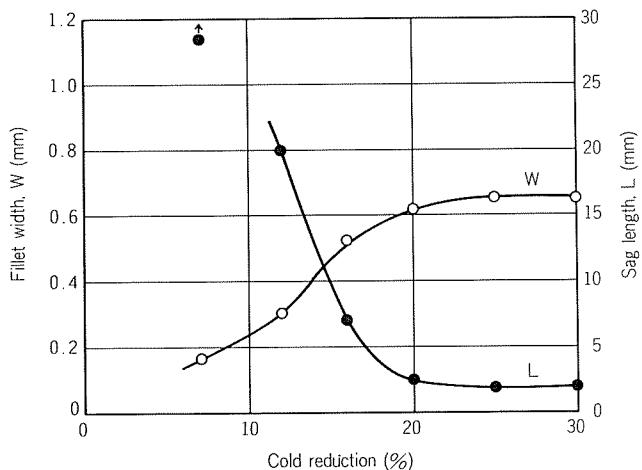


Fig. 20 Effect of cold reduction on brazability of brazing fin stock (0.16mm thickness).

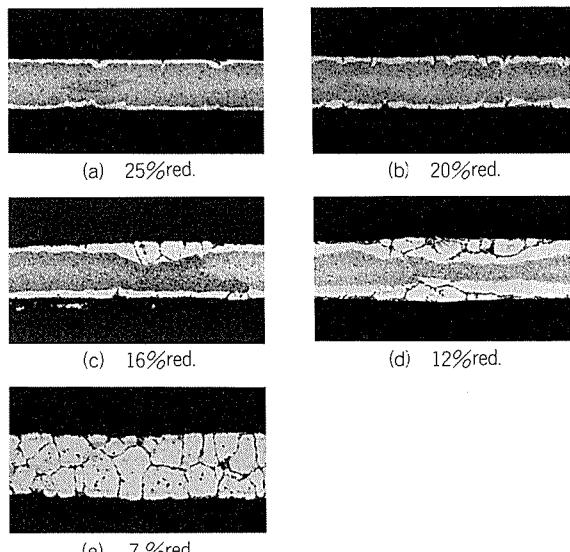


Fig. 21 Effect of cold reduction on clad diffusion into core metal after brazing. ($\times 100$)

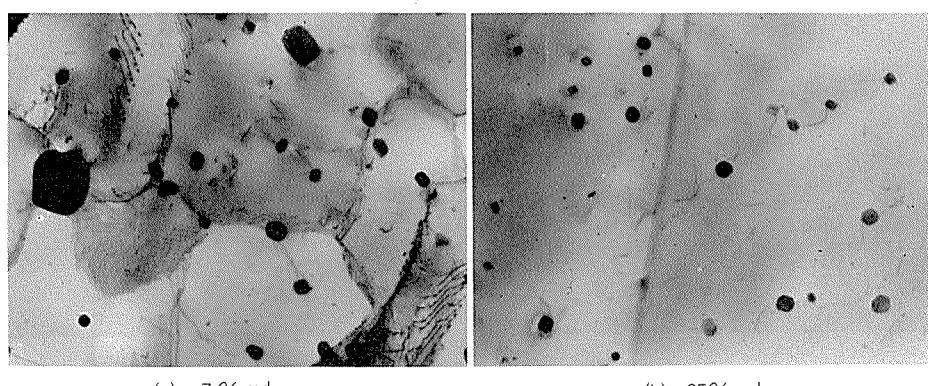


Fig. 22 TEM structure of core metal after brazing. ($\times 20000 \times 1/2$)

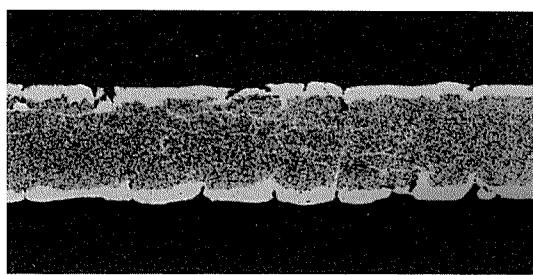
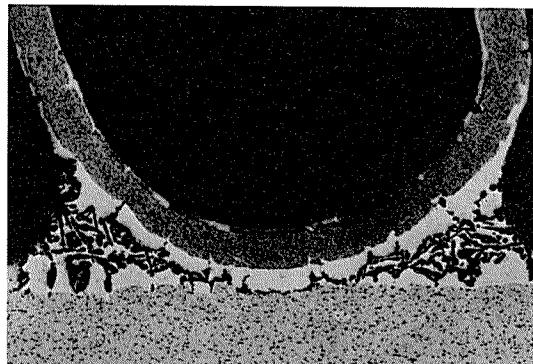


Fig. 23 Diffusion of Si into core metal after brazing.

最終冷間圧延前の焼鈍時には、芯材は完全に再結晶して結晶粒が粗大化するが、焼鈍時に Sn が粒界に析出すると考えられる。最終冷間圧延度が低い場合には、ろう付温度に加熱しても芯材は完全に再結晶しないため、焼鈍時に形成された結晶粒がろう付温度加熱時にそのまま残留する。そのため、粒界に析出した Sn がろう付温度加熱時に溶融し、皮材 Si の芯材への粒界拡散が急速に進行するのであろう。これに対し、最終冷間圧延度が高い場合には、ろう付温度加熱時に完全に再結晶し、焼鈍時に形成された Sn の析出した粒界が消失して新しい結晶粒が形成されるため、ろう材の芯材への粒界拡散が抑制されたと考えられる。

4. 結 言

真空ろう付法によるカーエアコン用の犠牲陽極フィン材として、Al-Mn-Sn 系合金を芯材とし、Al-Si 系ろう合金を皮材とした新しいフィン材の開発に成功した。

本フィン材は、従来の犠牲陽極材として知られている Al-Zn 系合金と異なり、真空ろう付後の犠牲陽極効果が優れている。低溶融金属としての Sn を含有しているものの、製造条件の厳密な管理により、0.16mm 程度の

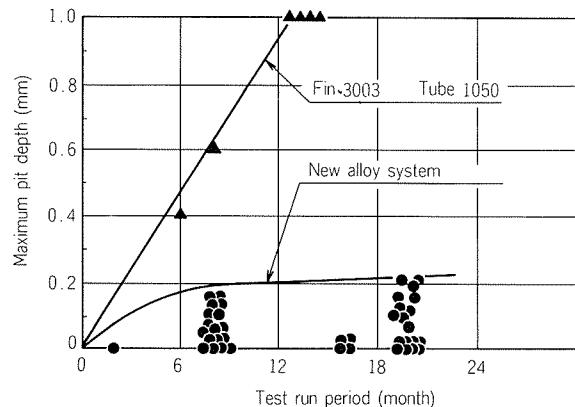


Fig. 24 Maximum pit depth of evaporator tubes after Field Test Run in Okinawa, Japan.

フィン材料として十分に実用に供するに至ったものである。このフィン材は需要家のろう付工程においても、Fig. 23 に示されるように、ろう材 Si の芯材への拡散やフィンの座屈がほとんど生じない健全なろう付継手の得られることが確認された。また、実車走行試験においても Fig. 24 に示すように優れた耐食性をもつ。

なお、このフィン材は既に 7 年の実績があり^{11~13)}、カーエアコン 1,500 万台以上に採用されて好結果を得ている。

最後に、本研究に際して種々ご指導いただいた日本電装㈱生産技術部関係各位に対し深く感謝する。

参考文献

- 1) J. T. Reding and J. J. Newport : Material Protection, 5 (1966), 15.
- 2) 日本金属学会編：金属データブック，丸善，(1974)，22.
- 3) 久松，小玉：軽金属，19 (1969)，352.
- 4) M. J. Pryor, et al. : Proc. 1st Int'l. Congress Metallic Corrosion, (1961), 52.
M. J. Pryor, et al. : Corrosion Science, 2 (1962), 133.
" : J. Electrochem. Soc., 110 (1963), 1205.
- 5) T. J. Lennox, et al. : Material Protection, 7 (1968), 33.
- 6) 重野，吉野：防食技術，6 (1957)，281 及び 7 (1958)，338.
- 7) 坂野，戸田：防食技術，11 (1962)，486 及び：Material Protection, 5 (1966), 45.
- 8) H. K. Hardy : J. Inst. Metals, 80 (1951/52), 431.
- 9) 今泉：軽金属，29 (1979), 115.
- 10) 軽金属学会：第18回シンポジウム予稿集，(1981), 30.
- 11) 日本特許，1,128,153号，1,128,154号，1260623号
- 12) 米国特許，No.4,203,490, No.4,317,484, No.4,244,756
- 13) 西独特許，DE2911295C2 .

Reprinted from SUMITOMO LIGHT METAL TECHNICAL REPORTS (Title No. P-381)

論 文

アルミニウム薄板の板波探傷*

林 典 史** 直 江 正 久**

Plate Wave Detection of Aluminium Sheet

by Norifumi Hayashi and
Masahisa Naoe

住友軽金属工業株式会社技術研究所

アルミニウム薄板の板波探傷*

林 典 史** 直 江 正 久**

Plate Wave Detection of Aluminium Sheet

by Norifumi Hayashi and
Masahisa Naoe

A plate wave technique is one of continuous and automatic nondestructive testing methods for metal sheets. This method has been utilized for an inspection of steel sheets. However, it is said that its flaw detection sensitivity is no longer suitable for recent high quality steel sheets. Because of the low sensitivity, this method has not been applied to an inspection of aluminum sheets. Recently, the improvement of sensitivity is expected by using a new plate wave technique in which sine wave pulses are used. In this paper, it is determined that working conditions and sensitivity of the technique were studied to be applied to the automatic inspection of aluminium sheets. The results can be summarized as follows.

- (1) It was recognized that the best inspection mode was a first symmetrical mode (S_0) for the sheet's thickness of less than 0.8mm. The angle of incidence against the product of frequency and thickness corresponded with the theoretical result.
- (2) For the plate wave technique by the beam of vertical direction to the sheet's edge, the pulse repetition frequency was limited within approx. 125Hz, because of the ghost echos of pre-pulses. For the technique by the incline direction beam to the sheet's edge, the pulse repetition frequency was able to raise till 500Hz, because to the ghost echo disappeared.
- (3) It was obtained that the sensitivity for flaw was improved to use sine wave pulses in artificial flaw sensitivity tests and a discontinuity in the thickness could be detected.

1. はじめに

缶材等のアルミニウム薄板の品質管理の一つとして、主に光学的な手法による表面傷やピンホールの検査が、従来から行われている。しかし、この検査方法では、板表面に現われない欠陥の検出が困難である。板内部の欠陥を含めた品質管理の要求に応えられる欠陥検出法としては、原理的には放射線透過、渦流探傷、超音波探傷法等の非破壊検査法があるが、前2者は走行する板のオンライン検査では、実用化は困難である。後者の超音波による板波探傷法は、走行する板の自動探傷が可能るために鉄鋼では十数年前から実用化が進められている¹⁾。

鉄鋼ではその品質向上とともに従来の板波探傷装置では、

探傷能力が不足し、欠陥検出が困難となった。このため、今日では種々の改良が加えられて高感度・高分解能をもつ装置が開発されている^{2),3)}。本報では、改良された探傷装置を用い、これまで適用例のほとんどない板波探傷によるアルミニウム薄板の欠陥検出について、探傷条件及び検出感度等を調査したので報告する。

2. 板 波 探 傷 法^{4),5)}

固体中の超音波には、縦波（P波）と横波（S波）がある。S波は、更に、その振動方向が板面に水平なSH波と垂直なSV波に分類される。板波は、このP波とSV波が一体となった波で、Lambが最初に解析⁶⁾し、ラム波とも呼ばれている。板波は振動の形態の違いにより、Fig.1のように対称モード（Sモード）、斜対称モード（Aモード）がある。また、これらのモード中でも、振動の

* 非破壊検査協会秋季大会にて一部発表（昭和60年10月、
於・仙台）

** 技術研究所プロセス研究部

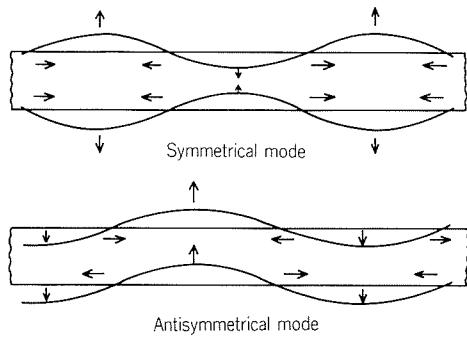


Fig. 1 Plate wave modes.

節の数により $S_0, S_1, S_2, \dots, A_0, A_1, A_2, \dots$ のような高次までのモードが生じる。板厚が大になると S_0 モード、 A_0 モードの波は、エネルギーが板表面に集中する表面波 (Rayleigh 波) となる。

板波は、探傷する周波数 f と板厚 d との積(以後、 $f \cdot d$ 積と呼ぶ)と接触媒質の音速によって決る入射角 θ_i で、縦波を板へ入射した時に発生する。Fig.2 に、タイヤ探触子を用いた場合の板波励振法を示す。入射角 θ_i は、位相速度 C と(1)式のような関係をもつ。

$$C = C_w / \sin \theta_i \quad \dots \dots (1)$$

ただし、 C_w ：充填水の音速

C は、板内の進行波が連続正弦波の伝播速度であるが、板波探傷では連続波ではなく、パルス波を発信するので、実際の音速は(2)式の群速度 C_g で示される⁷⁾。

$$C_g = C \cdot F(C, C_s, C_d, f \cdot d) \quad \dots \dots (2)$$

ただし、 C_s : S 波音速

C_d : P 波音速

C を求める条件式は Morse⁸⁾ により、S モードは(3)式、A モードは(4)式のように示されている。

$$4pq \tan \frac{\pi fd}{C} q + (p^2 - 1) \tan \frac{\pi fd}{C} p = 0 \quad \dots \dots (3)$$

$$(p^2 - 1) \tan \frac{\pi fd}{C} q + 4pq \tan \frac{\pi fd}{C} p = 0 \quad \dots \dots (4)$$

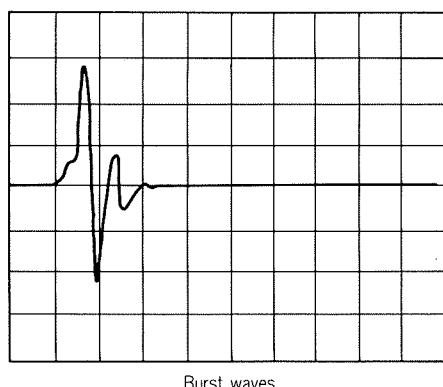


Fig. 3 Burst waves and sine waves as initial pulse.

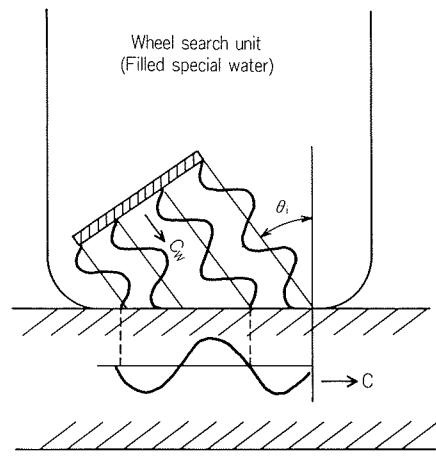


Fig. 2 The method of causing plate waves.

$$\text{ただし, } p^2 = (C/C_s)^2 - 1$$

$$q^2 = (C/C_d)^2 - 1$$

従って、 $f \cdot d$ 積を決定すれば、 C, C_g 並びに θ_i が求められる。

本報における探傷装置の超音波送信パルスは正弦波であり、Mansfield が用いたバースト波⁹⁾ ではない(Fig.3 参照)。従って、周波数分散が減少し、理論値に近い値の C, C_g, θ_i が得られる。また、 $f \cdot d$ 積に対する C_g 変化の割合が大きな条件においても速度分散が少く、感度が向上し、波形もシャープになる。更に、1 パルス中に多数の波数の発生が可能なため、励振エネルギーが増加する³⁾。

3. アルミニウム薄板の探傷条件

3.1 板波発生入射角 θ_i

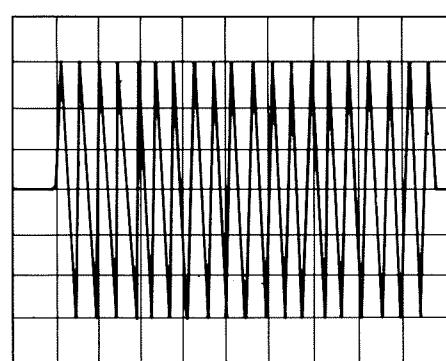
板厚 0.8mm 以下のアルミニウム薄板の探傷における最適入射角、及び入射角の変動による端面エコー高さの変化を調査するため、探傷実験を行った。使用した探傷装置(東京計器製)及び試験材は次のようにある。

探傷装置 送信部：サインパックパルサー

受信部：UM731

探触子：2.25Z25×25W-LR

試験板 材質：純アルミニウム板 (1050)



寸法 : $400 \times 1,200\text{mm}$

厚さ : 0.29, 0.50 及び 0.80mm の 3 種

実験方法を Fig.4 に示す。入射角を $0 \sim 45^\circ$ まで変化させ、端面エコーパルスの高さの変化及びエコーパルスの高さが最大となった時の A スコープを記録した。

結果を Fig.5 に示す。エコーパルス最大時の入射角は、(3), (4)式から求めた理論値 (Fig.6) とよく一致しており、発生している板波は $d=0.29\text{mm}$ の場合は S_0 , $d=0.50\text{mm}$ 及び 0.80mm では S_0 モードと A_0 モードであることがわかる。また、Fig.5 において端面エコーが $1/2$ 減衰 (-6 dB) す

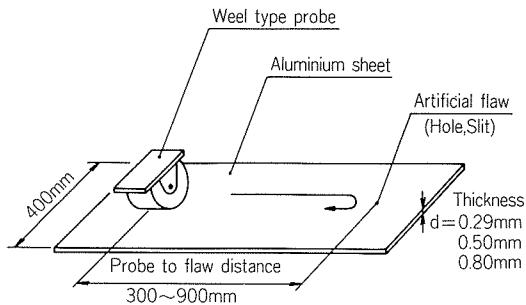


Fig. 4 The method of ultrasonic testing with the plate wave technique.

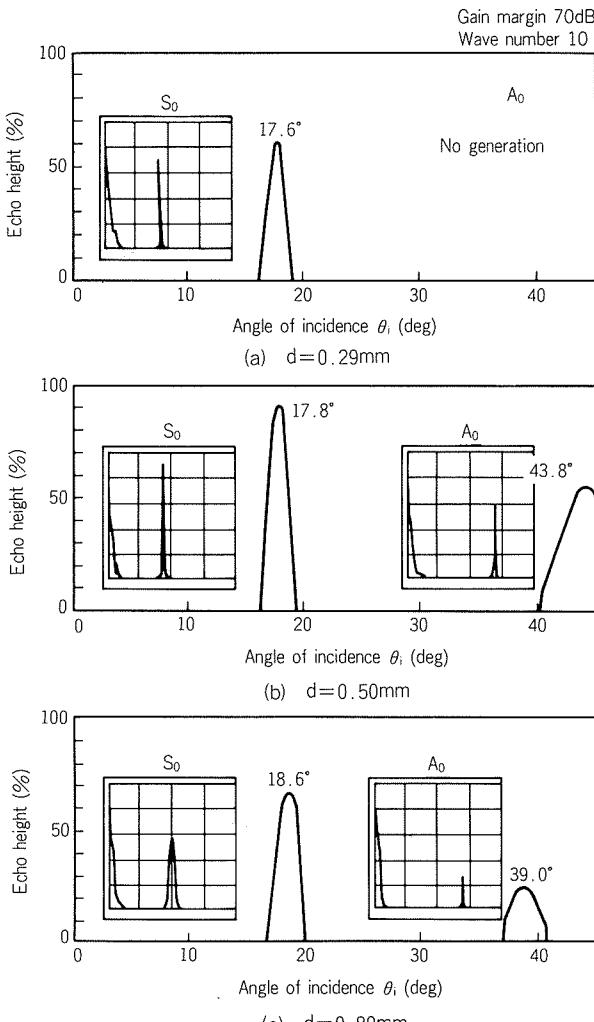


Fig. 5 Echo generation in changing angle of incidence.

る入射角変動は、 S_0 モードで $\pm 1^\circ$, A_0 モードで $\pm 1.5 \sim 2^\circ$ であり、 A_0 モードの方がやや入射角変動に対し安定している。しかし、 d の影響は、Fig.6 からもわかるように、入射角が S_0 モードでは一定しており、 A_0 モードでは大きく変化する。 $d = 0.29\text{mm}$ の場合には、 A_0 モードのための入射角の設定が困難となる。従って、板厚 0.5mm 以下では、入射角 17.7° 前後の S_0 モードで深傷すべきことがわかる。

この板厚条件以外に、入射角は充填水の温度の影響を受ける。すなわち、音速が変ると Fig.7 に示すように入射角が変化するので、温度等の外部環境の影響を受けることが少い充填水を使用する必要がある。Fig.8 は実験に用いた充填水の温度と音速の関係を示し、蒸留水の場合も併せて示した。

3.2 探傷周波数 f

超音波探触子の振動周波数 f としては、1 MHz, 2.25 MHz, 5 MHz が一般に用いられている。これらの f では、最適な θ_i が大幅に変化し、探傷に適した板波モードも異なってくる。Table. 1 は、試験板に設けた $\phi 0.2\text{mm}$ ドリル孔貫通欠陥を 1 MHz, 2.25 MHz, 5 MHz で Fig.4 に示したように探傷した結果を比較したものである。この探傷装置には、5 MHz 正弦波送信装置が無いため、各

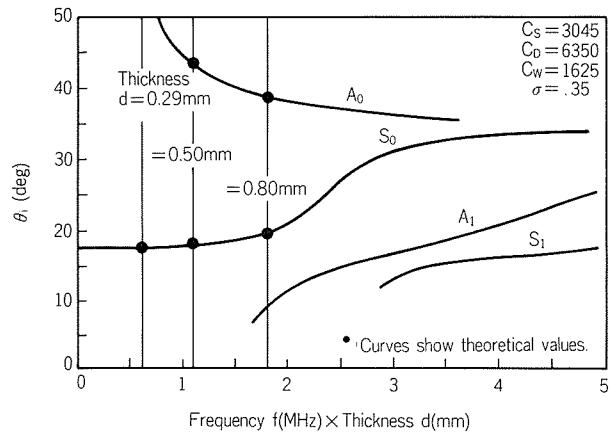


Fig. 6 Relation between $f \times d$ and angle of incidence in every plate wave mode in aluminium sheets.

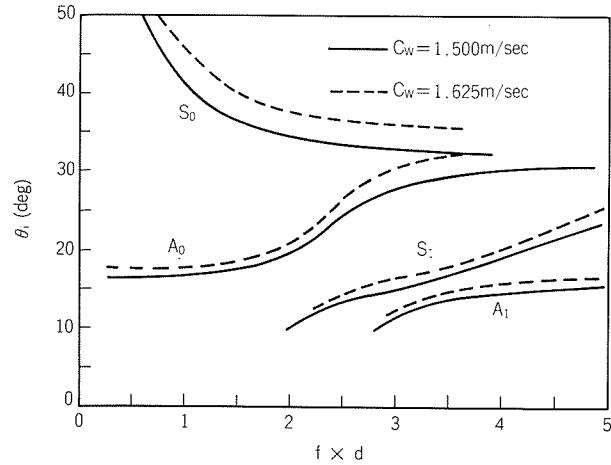


Fig. 7 Effect of sound velocity of filled water on angle of incidence.

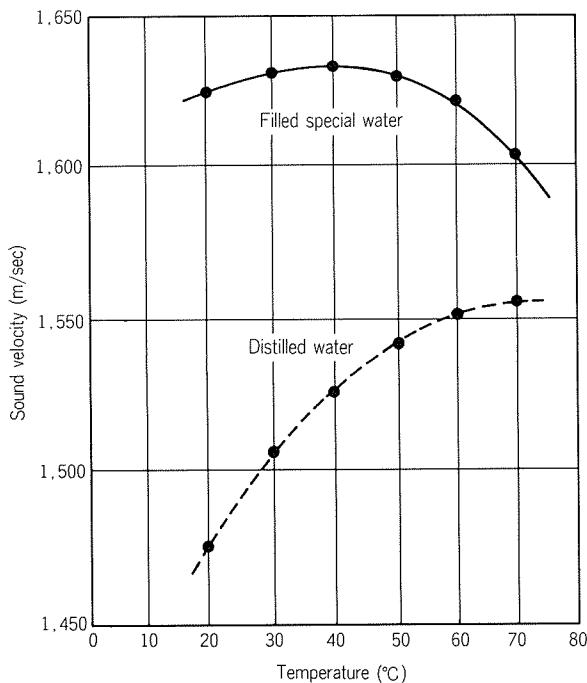


Fig. 8 Sound velocity of filled special water and distilled water by the temperature.

Table 1 $\phi 0.2\text{mm}$ hole artificial flaw sensitivity in test frequencies.

d (mm)	frequency (MHz)	Mode	Gain margin (dB)	S/N ratio	Wheel dead zone (mm)	Attenuation (dB/cm)
0.29	1	S_0	8	2	350	0.15
	2.25	S_0	10	20	220	0.15
	5	S_0	6	1	100	0.27
0.50	1	S_0	6	2	350	0.20
	2.25	S_0	12	20	220	0.20
	5	S_0	4	1	100	0.27
0.80	1	Unable	—	—	—	—
	2	Unable	—	—	—	—
	5	Unable	—	—	—	—

周波数とも従来のバースト波を用いた。1 MHzの場合は、不感帯が大きく、S/N比も低い。5 MHzではd=0.8mmで探傷不能となり、板厚がそれ以下の場合でもS/N比が低い。2.25MHzの場合は、d=0.8mmでは探傷不能であったが、それ以下の板厚では高いS/N比で探傷が可能であった。これは、1 MHzではタイヤ内での雑エコーの発生が多く、5 MHzではタイヤゴムでのエコー減衰が大きいことが原因と考えられる。d=0.8mmで探傷不能となるのは、バースト波を用いたためである。従って、d=0.5mm以下では探傷周波数としてf=2.25MHzを使用することが望ましい。

3.3 送信波数

$\phi 0.8\text{mm}$ ドリル貫通孔を人工欠陥として用い、送信波

数を変化させて探傷試験を行った。結果を Fig.9に示す。d=0.29及び0.50mmでは人工欠陥のエコーパルス高さは10波程度、d=0.80mmでは20波でそれぞれ飽和する。エコーパルス高さが飽和した後、エコーパルス幅は広くなり、分解能が低下して不感帯域も増加するので、飽和直前の波数を使用する必要がある。d=0.5mm以下では、最適波数は10波前後である。

3.4 繰返し周波数

高速で走行する板に追従させ探傷可能とするには、超音波パルス発信の繰返し周波数を高めることが必要である。しかし、アルミニウム薄板における探傷の場合は、板波の減衰が約0.2dB/cmと少いため、繰返し周波数を高めるとその直前に発信されたパルスによる端面のゴーストエコーがAスコープ上に現われ、S/N比を低下させる。Fig.10に、繰返し周波数62.5Hz, 125Hz, 250Hzを用いた場合の $\phi 0.4\text{mm}$ ドリル貫通孔欠陥探傷におけるAスコープを示す。繰返し周波数250Hzでは検出が不可能であった。従って、アルミニウムの板波探傷では繰返し周波数を125Hz程度までしか上げることができず、追従し探傷することができる板走行速度は、150m/minである^{*1}。これ以上の板走行速度に対処するには、Fig.11(a)

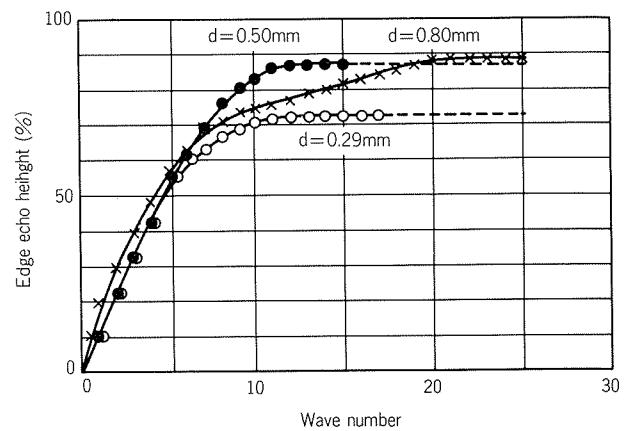


Fig. 9 The relation of edge echo height with pulse wave number.

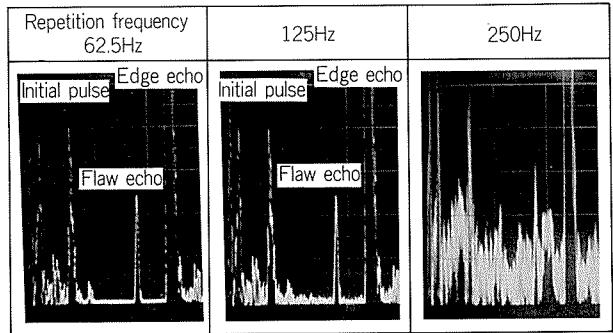


Fig. 10 Effect of the repetition frequency on edge echo noise.

* 1 板走行可能速度 = 繰返し周波数 × 探触子幅。本実験の場合には、125Hz × 20mm = 150m/minとなる。

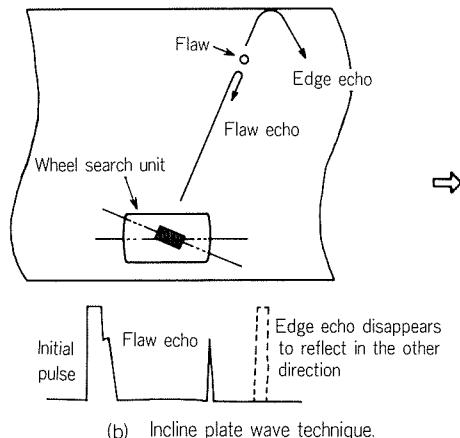
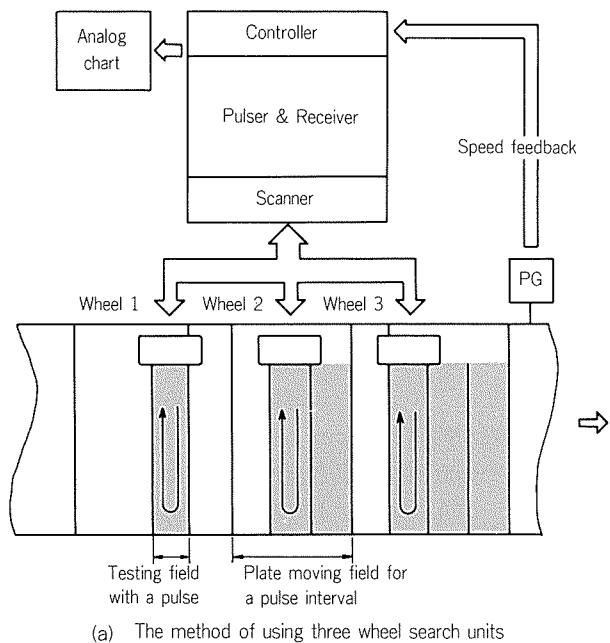


Fig. 11 Plate wave technique which can follow the high speed running.

のようにタイヤ探触子を多数個並べる方法、あるいは、探傷方向を Fig.11(b) のように斜めにする方法が考えられる。前者は設備費が高くなり、後者では板端面と平行な欠陥の検出が難しくなる欠点がある。Fig.12 は繰返し周波数 500Hz で $\phi 0.2\text{mm}$ ドリル孔貫通欠陥を検出した場合の、斜め探傷法と通常の探傷法を比較したものである。斜め探傷法ではゴーストエコーのないことがわかる。

3.5 板波ビームの広がり

S_0 モードにより、タイヤ探触子を人工欠陥のエコーパルス高さが最大になる位置から、その高さが半減するまで移動させ、探傷距離を変えて板波ビームの広がり（移動距離）を調査した。各板厚についての測定結果を Fig.13 に示す。 S_0 モードの板波ビームは、探傷距離 900 mm で 65~83mm に広がる。指向角に換算すると $2.5^\circ \sim 3.7^\circ$ となる。

3.6 接触媒質

アルミニウム薄板では、特に表面程度が問題となる。

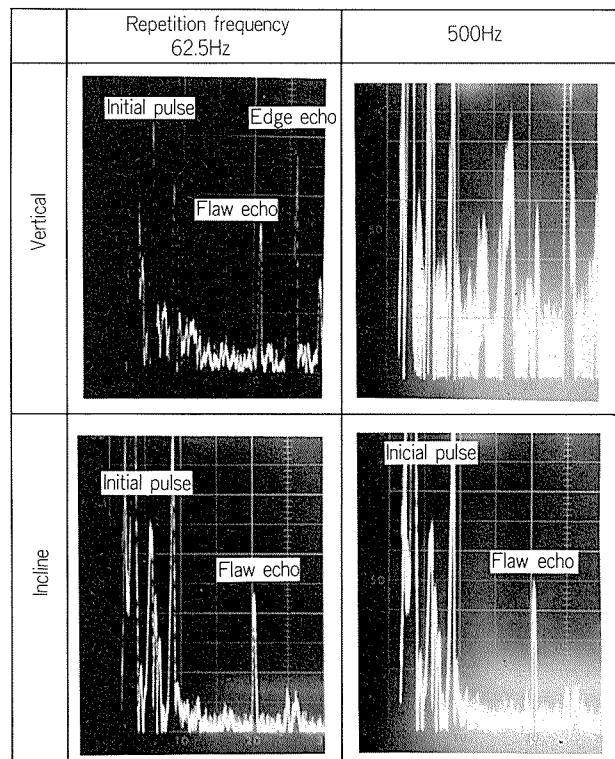


Fig. 12 A-scope in the $\phi 0.2\text{mm}$ hole.

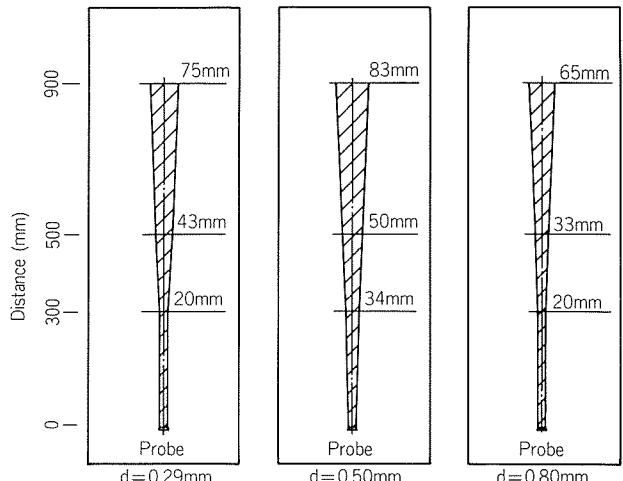


Fig. 13 6dB attenuation field of pulse amplitude.

従って、特別に接触媒質を塗布するのを避け、オンラインで、従来から使用されている。例えば、レベルー等で用いられる洗浄油を利用するのが望ましい。この場合には、タイヤとの接触面以外の部分に塗布されている油による減衰が考えられる。しかし、 S_0 モードの $f \cdot d$ 積が小さい場合の S 波成分変位 w と P 波成分変位 u との比 (w/u) は 0 に近く、 w は殆どない⁴⁾。このことは、塗布されている油による減衰のないことを示している。

3.7 タイヤ押付け量^{*2}

タイヤを押付けた時のタイヤたわみ量（押付け方向の半径減少量）によるエコーパルス高さの変化を Fig.14 に示す。エコー高さ最大値から 3dB 減衰する領域を適正と

* 2 タイヤ半径の押付けによる減少量をいう。

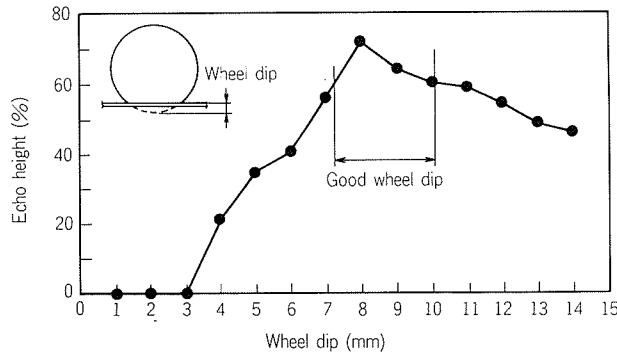


Fig. 14 Echo height in changing wheel dip.

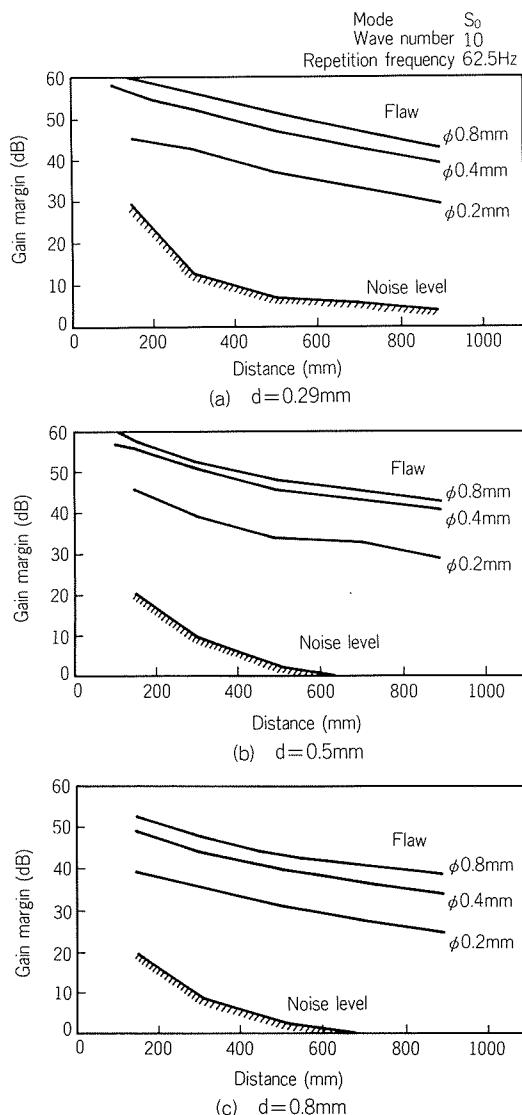


Fig. 15 Distance amplitude correction curves in artificial flaw holes.

みなすと、タイヤたわみ量は7~10mmの範囲にあることが望ましい。

4. 人工欠陥検出能

4.1 貫通孔の検出感度

$d = 0.29\text{mm}$, 0.50mm 及び 0.80mm の試験板について

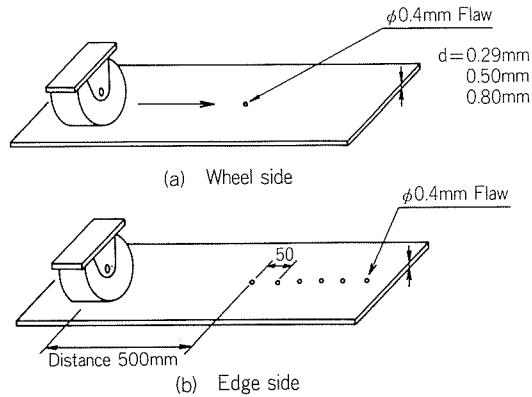
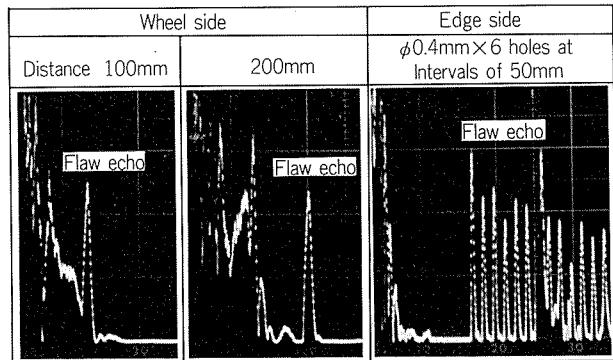


Fig. 16 Methods of inspecting the dead zone.

Fig. 17 Dead zone for $d = 0.29\text{mm}$.

$\phi 0.2\text{mm}$, $\phi 0.4\text{mm}$ 及び $\phi 0.8\text{mm}$ の各ドリル貫通孔を探傷した場合の距離振幅特性を調査した。このときの探傷条件は、次のようにある。

探傷周波数 $f : 2.25\text{MHz}$

繰返し周波数 : 62.5Hz

送信波数 : 10

結果をFig.15に示す。 $\phi 0.2\text{mm}$ 孔の場合においても、S/N比20~30dBで検出でき、0.1mm孔までの検出が可能と推定される。

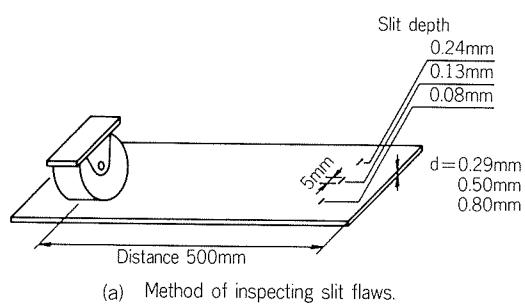
4.2 不感帯

タイヤ側不感帯は、Fig.16(a)のように、ドリル貫通孔にタイヤを近づけ、探傷距離を次第に短くすることにより調査した。また端面側の不感帯は、Fig.16(b)のように端面より50mm間隔で設けた $\phi 0.4\text{mm}$ 孔の検出の可否により調査した。

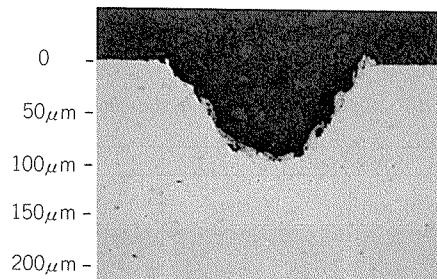
Fig.17に $d = 0.29\text{mm}$ の場合の調査結果を示す。タイヤ側不感帯は板厚の影響がなく、100mm程度と変わらないが、端面側不感帯は $d = 0.29\text{mm}$ で30mm、 $d = 0.50\text{mm}$ で50mm、 $d = 0.80\text{mm}$ では100~150mmとなり、不感帯は d とともに大きくなる。

4.3 スリット状疵の検出能

スリット状人工表面疵の検出能の調査をするため、各試験板の表面に、長さを5mm、深さをそれぞれ0.24mm、0.13mm、0.08mmと変えた、放電加工によるスリット状人工欠陥を作成して実験に供した(Fig.18(a), (b)参照)。結果をFig.19に示す。長さ5mm疵の場合、約50μm程



(a) Method of inspecting slit flaws.



(b) Cross section of a slit flaw (80 μm in depth)

Fig. 18 Slit flaw.

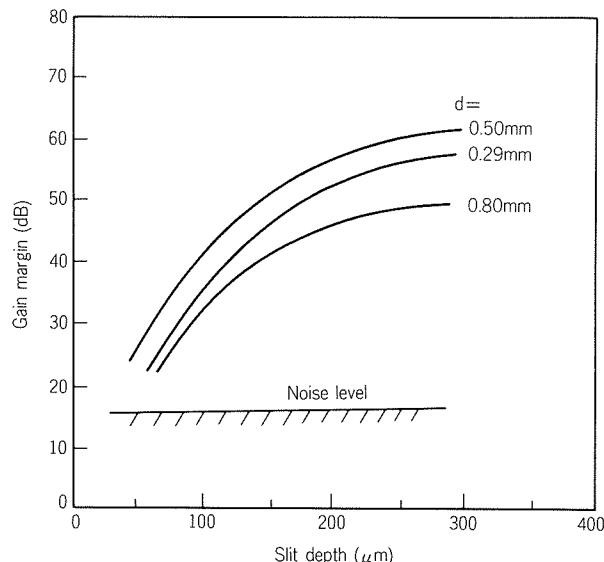


Fig. 19 Sensitivity of slit flaws.

度の深さ迄検出が可能であると推定される。一般的に検出能は、傷の投影面積に比例するので、疵長さが短い場合には深さの検出能が低下することが考えられる。

4.4 内部欠陥の検出感度

鋳造時に、まれに混入する小さい異物が薄板において欠陥の一つとなることがあるので薄板内部の混入異物に対する検出感度調査を行った。その試験板には、純アルミニウムの6 mm板を合せ、その間に各種耐火物を異物として挿入し、最終0.5 mm厚さまで圧延したものを用いた。その場合、試験板は、厚さ10mm、6 mm、2 mmの各段階で異物の分散状況を放射線透過試験で確認して圧延を行った。

耐火物としてマリナイトとコーナーライトを挿入した試験板の放射線透過試験結果、板波探傷試験結果をFig.20

	Cordierite	Marinite
Radiographic testing	Flaw	
Plate wave testing	Gain margin 36dB Initial pulse Edge echo Flaw echo	Gain margin 51dB Initial pulse Edge echo Flaw echo

Fig. 20 Inspection of discontinuity.

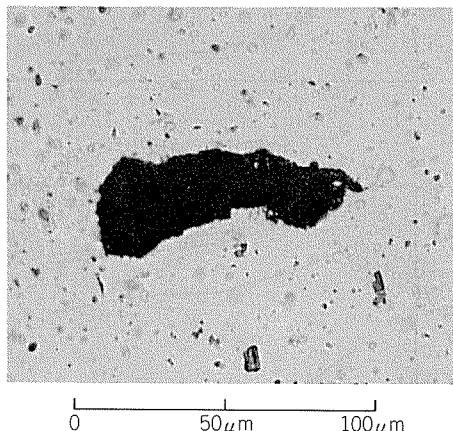


Fig. 21 The artificial marinite defect in the aluminium sheet.

に示す。また、検出されたマリナイトの大きさをFig.21に示す。

板波探傷法では、放射線透過試験で検出できない30 μm × 100 μmの欠陥 (Fig.21) がS/N比約4で検出可能であった。

4.5 湾曲部の影響

板波は板内部を伝わる波であるから、板の湾曲部などの変形のある個所において、板波は反射し、欠陥として検出される場合がある。d=0.37mmの5082板に曲げ加工を与え、調査した結果をFig.22に示す。

半径0.5mmの曲率では、その反射パルスのS/N比が20以上で検出され、半径5 mmになるとS/N比が3~4となる。しかし、これより大きな曲率半径では、板波は通過することがわかった。

5. まとめ

板厚0.8mm以下のアルミニウム薄板に、板波探傷を適

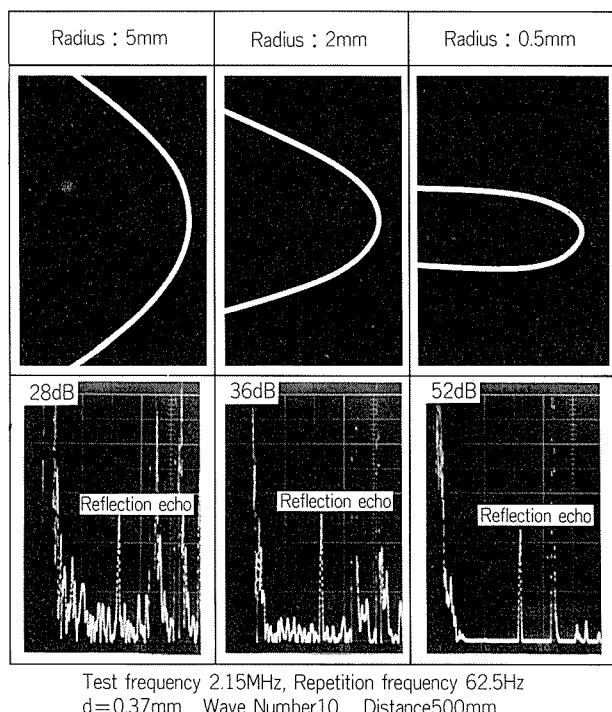


Fig. 22 Reflection echo in the bending part.

用する場合に必要な探傷条件及び人工欠陥の検出能について調査した。本報で使用した正弦波発生の探傷装置は、従来のバースト波発生のものより感度、S/N比とも大巾

に向上されている。特に、 $f \cdot d$ 積に対する群速度変化、すなわち、入射角変化が大きな板厚0.8mmの場合には、その効果が著しいことがわかった。また、人工欠陥調査結果からは、自然欠陥サイズの探傷も十分対応可能であることがわかった。更に、従来からの欠点であった高速な板走行速度に対応する方法も検討し、高い繰返し周波数における探傷が可能となった。

その後、行ったオンライン実験でも、0.3mmドリル貫通孔を板走行速度60m/minで検出可能なことが確認でき、実機への適用が十分に可能と考えられた。今後、更に高速でのテストや実ラインでの自然欠陥検出テスト、及び板厚1.0mm以上の探傷実験を予定しており、アルミニウム板材の品質向上に寄与したい。

文 献

- 1) 例えば、磯野英二、上野立：NDI, 22 (1973), 23,
山口久雄：同誌, 237.
- 2) 非破壊検査協会205(板波探傷)小委員会：NDI資料2698(1978),
52.
- 3) 東京計器技術資料：(1981), 1.
- 4) 学振製鋼第19委員会編：超音波探傷法 (1974).
- 5) 日本非破壊検査協会：超音波探傷試験B (1979).
- 6) H. Lamb : Proc. Roy. Soc. 93 (1917), 114.
- 7) 例えば、井元鑑二：電試研究報告542号 (1952), 222.
- 8) R. W. Morse : J. Acoustical Soc. Amer. 20 (1948), 833.
- 9) T. L. Mansfield : Mat. Eva., 33 (1975), 96.

Reprinted from SUMITOMO LIGHT METAL TECHNICAL REPORTS (Title No. R-304)

技術資料

Experiences of APF Condenser Tubes*

Koji Nagata** and Shiro Sato**

住友軽金属工業株式会社技術研究所

Experiences of APF Condenser Tubes*

Koji Nagata** and Shiro Sato**

To protect copper alloy condenser tubes from both sulfide attack and erosion corrosion, a technique of placing artificial protective film (APF) coated with organic resin onto a copper alloy tube inside has been established. Both laboratory tests and field tests have proved that APF condenser tubes have excellent corrosion resistance to flowing sea water. Since 1976, approximately 180,000 APF tubes have been delivered for condenser of power plants, heat exchangers of chemical plants, LNG vaporizer, heat rejection of desalination under various cooling water conditions.

Performance records are considered to be satisfactory from view point of corrosion resistance and heat transfer rate. For example, at Sakaiko Power Station using intermittently polluted sea water, 100 APF tubes have proved to solve corrosion problem during 7 years of operation since 1978. Also at Aioi Power Station using non-chlorinated clean sea water, where entire APF tubes condenser (20,904 tubes) was newly built, APF tubes have been successfully used since 1982. In future, we must develop the following properties of APF tube to get high reliability, namely one is anti-fouling properties against bio-organisms in non-chlorinated sea water and another is anti-blistering properties under cathodic protection. The former will be solved by anti-fouling resin containing copper powder and the latter will be alleviated by the combination of optimum substrate and resin.

1. Introduction

Most Japanese power plants have used sea water as coolant for their condensers. Copper alloy tubes, especially aluminum brass, have been exclusively applied to the main section of condensers in fossil power plants. Leakage problems on aluminum brass tubes caused by sea water have been satisfactorily solved by various countermeasures such as ferrous ion dosing, impressed cathodic protection, application of AP Bronze tubes (Cu-8%Sn-1%Al-0.1%Si) to polluted sea water and widespread use of eddy current testing. The survey results of copper alloy tube failures in power plants of three major power companies in Japan show that the failure rate has been less than 1 tube leakage per 10,000 tubes for 1 year during the 15 years from 1969, as shown in Fig. 1.¹⁾ Ferrous ion dosing has been remarkably effective in preventing malignant erosion corrosion which had been one of the major causes of leakage troubles of aluminum brass tubes^{2,3)}. Based on opera-

tional records and test results at our laboratories, ferrous ion dosing, however, has not always been effective in protecting aluminum brass tubes. For

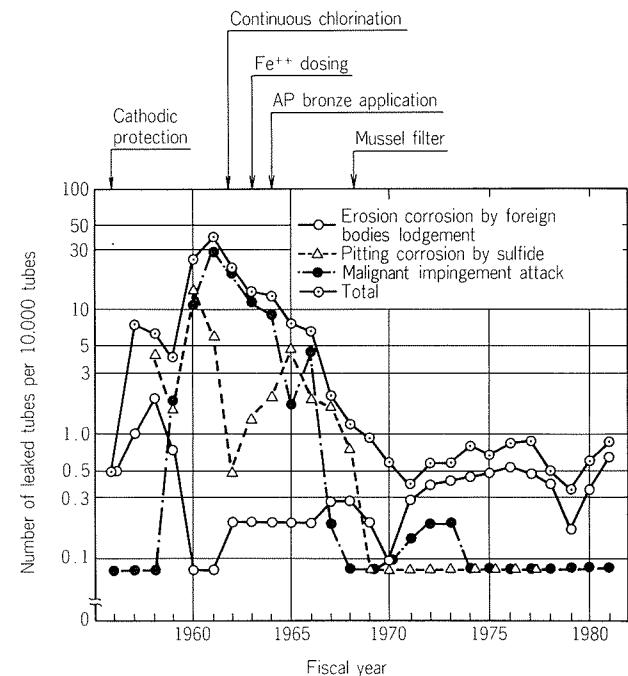


Fig. 1 Changes of failure rate and failure causes of copper alloy condenser tubes of 111 Japanese fossil condenser using salt water as coolant.

* This paper was presented at Condenser Biofouling Control Symposium "The State-of-the-Art" held at Orlando, Florida, USA, in June 1985 organized by Electric Power Research Institute.

** Technical Research Laboratories, Dr. of Eng.

example, if foreign bodies lodge in a tube bore, the protective film formed by ferrous ion dosing has inadequate resistance against the attack by turbulent flow caused around foreign bodies. Other cases where ferrous ion dosing is ineffective in forming protective film are sea water conditions such as continuous sulfide pollution, low temperature, low flowing rate in a tube, high residual chlorine and long distance from injection point. In addition, there have been some cases where ferrous ion dosing is not used because of environmental regulations or local public disagreement.

To cope with the difficulties experienced on copper alloy condenser tubes, an investigation has been conducted to develop the artificial protective film (APF) onto the inside surface of the condenser tube. As a result, the APF, which has high polarization resistance, small potential difference to base metal and good adhesion under various sea water quality, has been successfully developed by using some kinds of organic resin instead of ferric hydroxide film made by ferrous ion dosing^{4,5)}. For the most part, APF treatment has been applied to aluminum brass tubes. Film thickness of APF tube is controlled to keep the allowable heat transfer rate close to that of the condenser tube.

Tubes treated with APF have been tested in commercial power plants since the mid 1970s and the results show excellent corrosion resistance. APF film is corrosion protective but not anti-fouling protective. In non-chlorinated sea water, APF tubes have been likely to suffer from bio-fouling. To prevent macro- and micro- biofouling, countermeasures such as sponge ball cleaning and controlling flowing rate are effective. In addition, modified APF tubes coated by anti-biofouling resin containing copper powder are being developed. This paper provides results of the performance of APF tubes as well as APF service experience in Japanese fossil power plants.

2. Performance of APF tubes

2.1 Standard specification of APF tubes

Table 1 shows the standard specification of APF tubes. APF film is usually made by polyester resin or epoxy resin. Polyester resin has adequate heat conductivity and film formability, while epoxy resin has adequate resistance to water permeability, and to heat but poor heat conductivity.

For application to condenser tubes, due to the allowable limit of heat transfer performance, thickness of APF film is generally designed such that heat transfer resistance is not more than $3 \times 10^{-5} \text{ m}^2\text{h}^\circ\text{C}/\text{kcal}$. Consequently, film thickness is $22 \mu\text{m}$

Table 1 Standard specification of APF tube.

Item	Specification
Tube alloy	Aluminum brass, Cupronickel, AP Bronze
Tube size	Inside diameter : 13.5 to 33mm, Length : max. 25m
Kind of resin	Polyester for condenser, Epoxy for heat exchanger
Film thickness	$20 \mu\text{m}$
Heat transfer resistance	Less than $3 \times 10^{-5} \text{ m}^2\text{h}^\circ\text{C}/\text{kcal}$ for condenser Less than $10 \times 10^{-5} \text{ m}^2\text{h}^\circ\text{C}/\text{kcal}$ for heat exchanger
Polarization resistance	More than $15 \times 10^4 \Omega \text{ cm}^2$

and $7 \mu\text{m}$ for polyester and epoxy resins, respectively. For cooler tubes, epoxy resin film of $20 \mu\text{m}$ is applied after curing at 200°C . Allowable maximum heat transfer resistance of this film is $10 \times 10^{-5} \text{ m}^2\text{h}^\circ\text{C}/\text{Kcal}$ and drop of overall heat transfer rate is kept within 5 percent compared with usual tube without APF film.

One useful index in representing corrosion resistance of APF film is cathodic polarization resistance. Cathodic polarization resistance is measured under the conditions simulated to the operating condenser, 2 m/sec in flowing sea water, and defined by the following equation^{2,3)}:

$$R = \Delta E / i$$

where:

$$R = \text{cathodic polarization resistance } (\Omega \text{ cm}^2)$$

$$\Delta E = \text{cathodic polarization of } 0.2\text{V from natural potential}$$

$$i = \text{cathodic current per one tube (A)}$$

Polarization resistance of APF tubes is more than $15 \times 10^4 \Omega \text{ cm}^2$. Natural potential difference between base metal and portion coated with APF film is kept within 100 mV.

2.2 Corrosion resistance of APF tubes

The causes of leakage of copper alloy condenser tubes using sea water as coolant are pitting corrosion by sulfide, malignant erosion corrosion related to the formation of the manganese rich film, and local erosion corrosion from settlement of some foreign matters, as shown in **Table 2**¹⁾.

Both sulfide film (Cu_2S) and manganese rich film (MnO_2) have noble potential of about 200mV to base metal and also have a lower level of cathodic polarization resistance. Once those films are partially removed, pitting corrosion or malignant erosion corrosion will occur under active anode due to the large potential difference between the film formed on a tube surface and base metal.

Localized high velocities that are created by some foreign matters lodged in a tube erodes the protective film of copper alloy tubes and subsequently cor-

Table 2 Statistics on the number of condenser tube failures in three major Japanese power companies during 1956 to 1981 (Number of units : 111).

Cooling water			Clean sea water		Polluted sea water	
			Non Fe ²⁺ injection	Fe ²⁺ injection		
Tube alloy			Al - Brass		Al - Brass	AP Bronze
Total tube number (N) × Operational duration in years(Y), N × Y in tube-years			7,294,582 (~26years)	10,967,241 (~17years)	2,059,404 (~21years)	2,796,167 (~17years)
Total number of leaked tubes	Erosion-corrosion	inlet attack	0	1	0	37 ⁽¹⁾
		by foreign body lodgement	524	351	2	0
		by vibrating foreign bodies	0	0	0	0
		by sand	0	0	0	0
		by excessive passing balls	0	0	5	25
	Polluted sea water	malignant impingement attack (by Mn rich film formation)	2,435	17	5	0
		pitting by sulfide	0	0	838	0
	Stress corrosion cracking		38	1	225	0
	Fatigue cracking by vibration		0	1	0	0
	Ammonia attack		29	12	50	1
	Mishandling		2	3	0	10
	Unconfirmed		96	111	0	12
	Total		3,124	497	1,125	85
Failure rate (Number of leaked tubes per 10 ⁴ tubes per year)			4.82	0.45	5.46	0.30

(1) Excessive sponge ball cleaning.

rosion of tube proceeds at a much greater rate, because the rate of oxygen reduction reaction ($O_2 + 2H_2O + 4e^- \rightarrow 4(OH)^-$) which controls the corrosion rate of copper alloy is accelerated in high velocity. APF film is able to suppress remarkably this cathodic reaction as shown in Fig. 2⁶⁾.

APF film is considered a practical protective film, because it has high cathodic polarization resistance, small potential difference to base metal, and high adhesive force against turbulent flow around foreign matters, for example much more than 2600 dyne/cm² in adhesive force against fluid shear stress^{1,2)}. Several laboratory tests have proved that APF film has effective corrosion resistance against sulfide attack during a 492-day test containing 0.05ppm of sulfide ion and adequate resistance to local erosion corrosion at the maximum flowing rate of 7 meter per second around artificial foreign matters^{5,7)}.

Since APF film is composed of organic resin, there are concerns about the following adverse effects peculiar to this type of film, namely, (1) corrosion beneath the APF film, (2) accelerated galvanic corrosion at the portion where APF film peels locally

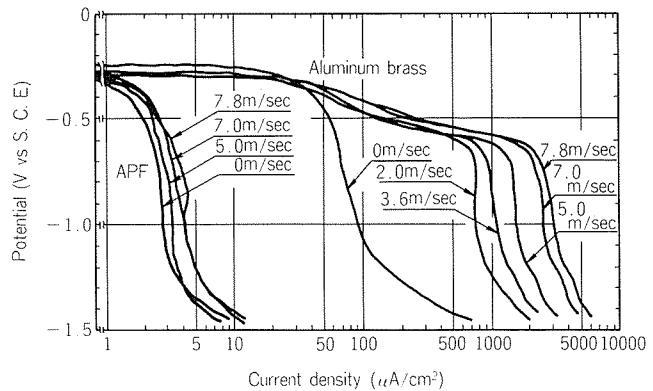


Fig. 2 Effect of flowing rate on the cathodic polarization curves of aluminum brass tube with/without APF film in synthetic sea water.

off, and (3) blistering of APF film due to alkaline generation under cathodic protection.

In practical applications corrosion beneath the APF film has rarely occurred under both sulfide polluted sea water and chlorinated sea water because APF film has enough resistance to permeation of H₂O and also has an excellent barrier to oxygen diffusion, as shown in Fig. 2.

Many laboratory tests have proved that the ac-

celerated galvanic corrosion never occurs at the portion where APF film is partially removed⁷⁾. This is due to the following two reasons. One is that the potential difference between APF film remained and base metal where APF film peeled off is within 30mV or less. Another is that base metal (anode) is surrounded with the APF film (cathode) of high polarization resistance. Basically, it is due to that surface characteristics of copper alloy are much different from those of passivation film type alloys, such as iron, aluminum and titanium. Namely, natural potential of copper alloy in sea water is stable whether cuprous oxide film grows or not. While natural potentials of passivation film type alloys show a violent variation according to formation, growth and/or break-down of oxide film. In the latter case, once organic resin film coated on those metals peels locally off, active galvanic corrosion is likely to occur at the damaged portion due to the large potential difference between coated portion and peeled portion.

Blistering of organic resin film coated on a steel in oxygen reduction reaction has been studied^{8,9)}. This phenomenon is known as cathodic delamination. Condenser water box of salt water system usually has cathodic protection system. APF tubes operated under cathodic protection are likely to become blistering due to the generation of alkaline as a result of oxygen reduction reaction beneath the APF film. In particular, APF film suffers rapid damage in the use of sacrificed zinc anode. The following countermeasures are effective in reducing cathodic delamination: (1) optimum treatment of substrate, for example, by chromate and/or by high temperature oxidation; (2) improvement of resistance to permeation of H₂O, and O₂, for example, curing of epoxy resin; (3) control of cathodic potential by potentiostatic system at the range of -450 to -550mV SCE. referring to the referential electrode in water box; (4) without coating at the tube ends of 50 to 100mm long so as to absorb impressed current. Cathodic delamination of APF tube has reached as much as one to two meters from tube end. However, corrosion here at tube end has never occurred due to the effectiveness of cathodic protection. To protect tube ends of APF, a tube plastic insert is advised in place of cathodic protection.

2.3 Fouling and cleaning of APF tubes

Fouling of inside condenser tubes using sea water as coolant is classified into three different types. They are corrosion fouling, biological fouling and fouling by deposition of suspended solids. For APF tube, no corrosion fouling in polluted sea water

should occur because APF tubes are free from corrosion. However, because APF film has no toxic nature against marine organisms, biological fouling is likely to occur in non-chlorinated clean sea water by the attachment of micro- and macro- organisms. In this circumstance, both APF tubes and copper alloy tubes suffer from fouling by deposition of suspended solids, such as silt, iron oxide, manganese oxide, and so on.

Biological fouling in clean sea water is the most serious fouling matter to APF tube. To remove the deposition on a APF tube and to recover heat transfer rate, sponge ball cleaning is effectively applicable. Laboratory tests have proved that no APF film wears away and/or peels off under severe sponge ball cleaning condition; namely, one is that 30,000 sponge balls continuously passed and another is that high frequent ball cleaning of 6 balls per time, 4 times per week was conducted at regular intervals during one year half. Moreover, carborundum ball cleaning or nylon brush cleaning is necessary if deposition on a tube becomes hard during a long period operation. However, number of passing of abrasive ball must be kept as small as possible because APF film is likely to suffer from scraping by carborundum.

The attachment of macro-organisms to tube inside is greatly affected by flowing rate of sea water. Barnacles are apt to attach to APF surface below the flowing rate of 1 meter per second in non-chlorinated clean sea water as shown in Fig.3. Barnacles attached are able to be easily removed by shooting rubber bullet leaving their basis on APF film. APF film with anti-biofouling property has been developed using polyester resin containing copper powder, 10% cupronickel powder, and cuprous oxide powder of 5 to 20 percent by weight. Addition of copper powder more than 15 percent is fairly effective to suppress macro- and micro-organisms as shown in Fig.4.

3. Service experience

3.1 Tube end APF coating

Since 1972, APF treatment to tube ends has been made as an auxiliary method of cathodic protection to prevent the existing copper alloy tubes of 22 plants from inlet attack. Condenser tubes of those plants suffered severe inlet attack although cathodic protection system was equipped in water boxes, because the protective film had not been effectively formed on tubes due to the pollution of cooling water or non use/cancellation of ferrous ion dosing. APF treatment at tube ends was an effective sup-

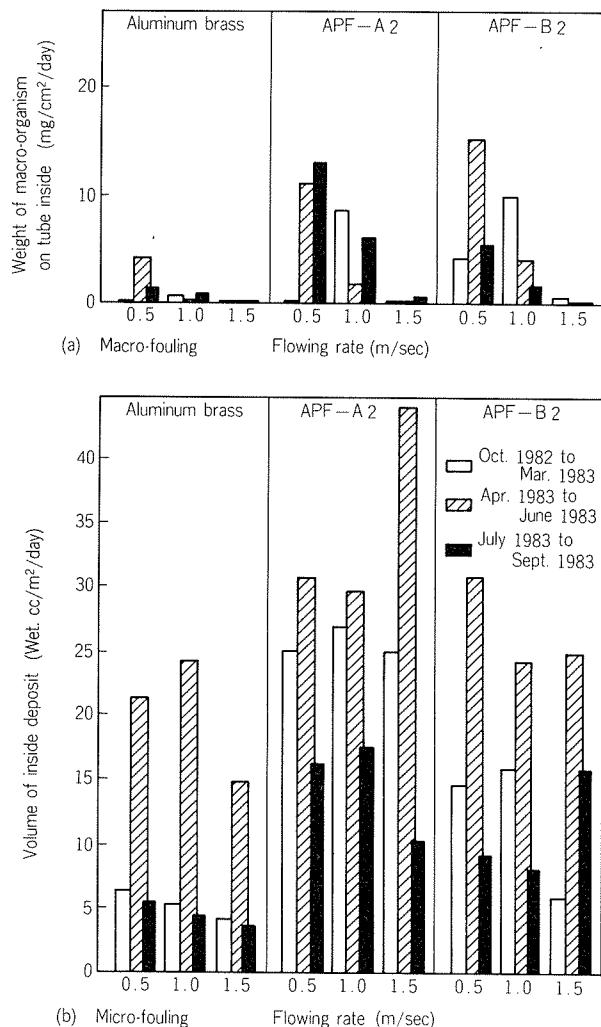


Fig. 3 Effect of flowing rate on biofouling of aluminum brass tubes with/without APF film in non-chlorinated sea water. Test was made at Model Condenser of Osaka Power Station for one year.

plement to cathodic protection, though long life of APF film could not be expected due to cathodic delamination of APF film.

3.2 APF coating of entire tube length

In 1973, testing began for coating entire tube length. Many APF tubes have been installed to the full range of service conditions including the condenser, the fresh water cooler of nuclear power plant, the chemical plant and the LNG vaporizer, as shown in **Tables 3(a) to 3(c)**, and they are also used for heat exchangers of ships and desalination plants. In 1976, commercial application began and in 1982 an entire APF tube condenser was implemented at newly built Aioi Power Station of Kansai Electric Power Company (375MW). By 1985 about 180,000 tubes, a total length of 1700km, have been delivered. Furthermore, APF treatment to existing tubes has

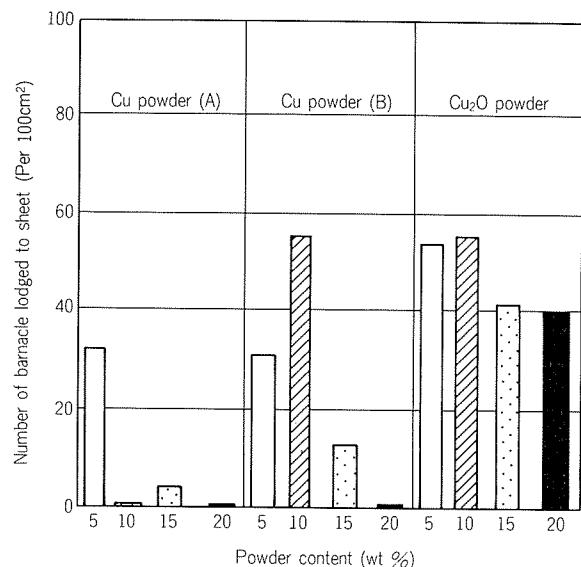


Fig. 4 Effect of amount of anti-fouling powders of APF resin on lodgement of barnacle. Immersion test of sheet sample (70mm length × 20mm width) was made for 37days at Model Condenser of Tanagawa Power Station.

been made on site after removing the scale by sand blasting, as shown in **Table 3(d)**. In 1984, APF treatment to existing tubes of one water box was made at Sakaiko Power Station of Kansai Electric Power Company, where existing aluminum brass tubes had decreased in heat transfer rate due to a lot of corrosion product¹⁰⁾.

4. Case histories

4.1 Sakaiko Power Station (Sulfide attack)

Sakaiko is located south of Osaka Bay where sea water becomes slightly polluted during the summer. As countermeasures for corrosion and fouling, chlorination of 8 hours per day, sponge ball cleaning of 30 minutes per week, backwash and cathodic protection have been made. Aluminum brass condenser tubes 15 meters long have suffered from pitting corrosion by sulfide ion; in particular, newly replaced tubes were severely attacked due to the instability of initial protective film formation although ferrous ion dosing 0.2ppm for 3 hours per day was made.

In April 1978, 100 APF tubes 15 meters long coated by polyester resin were installed at Unit 4 on a trial basis and at the same time, 100 aluminum brass tubes 15 meters long as controls were installed. Eddy current test (ECT) and performance tests of sample tubes have been made in every periodic overhaul.

Fig. 5 shows the changes of the ratio of classifi-

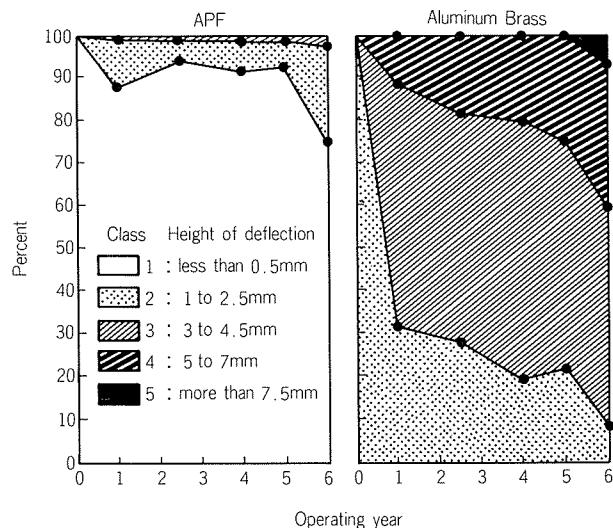
Table 3(a) Trial installations of APF tubes to condenser.

Utility		Date	No. of tubes
Sikoku Electric Power	Saijo	1	1973
	Sakaide	1	1980
		3	1980
		4	1979
	Anan	3	1980
	Ikata(PWR)	1	1979
Chubu Electric Power	Chita	1	1973
	Nagoya West	2	1979
Kansai Electric Power	Sakaiko	4	1978
	Kasugade	1	1983
	Ohi(Cooler)		1980
			1981
Tokyo Electric Power	Anegasaki	2	1980
	Ohi	3	1980
	Goi	5	1980
	New Tokyo	3	1981
			1982
Hokkaido Electric Power	Ebetsu	3	1980
Chugoku Electric Power	New Ube	3	1985
	New Onoda	1	1985
Mizushima Co Electric Power			1985
Electric Power Development	Isogo	2	1981
	Takasago		1984
NZE-New Zealand	New Plymouth	1	1980
EBES-Belgium	Doel	2	1980
ENEL-Italy	Fusina	1	1981
EGAT-Tailand	South Bangkok	1	1981
NPC-Philippines	Sucat	3	1983
	Batan		1983
ECNSW-Australia	Mummorah	1	1984
DWP-USA	Haynes	3	1985
NYSGP-USA	Goudey	7	1985

cation with operation period during 1979 to 1984. ECT results were arranged based on the classification of maximum deflection of each tube into five stages: class 1 to class 5. An increase in class number indicates an increase in the height of deflection. Deflection of class 1 is less than 0.5mm and tubes in this class are considered not to have suffered corrosion. Tubes in classes 3, 4, and 5 are considered to suffer severe corrosion. More than 90% of APF tubes have proved to belong to class 1 during 5 years of operation. After 6 years of operation, the percentage of class 1 tubes decreased to 75% and class 2 tubes increased from 5% to 23%. In addition, two tubes progressed to class 3. On the other hand, more than 70% of aluminum brass tubes have

Table 3(b) Commercial applications of APF tubes to power plant condenser.

Utility		Date	No. of tubes
Kyushu Electric Power	Sendai	1	1976
	Genkai 1 (PWR)	1980	2,613
	Sakaiko 1	1980	500
	3	1980	1,000
	6	1985	2,500
	8	1979	400
Kansai Electric Power	Himeji 1	1981	2,560
		1985	1,200
	Aioi 3	1982	20,904
Chubu Electric Power	Owase 1	1981	1,100
	2	1982	1,500
	Hamaoka1(BWR)	1984	100
Tokyo Electric Power	New Tokyo 1	1980	100
	South Yokohama 1	1985	1,200
	2	1985	2,000
Tohoku Electric Power	Akita 1	1981	860
	Sendai 3	1981	510
Sakata Co. Electric Power	2	1982	1,330
		1984	200
Sakai Co. Electric Power	1	1983	100
Onahama Domestic Electric Power	3	1982	1,120
		1983	100
NPC-Philippines	Malaya 2	1982	10,075
KEPCO-Korea	Honam 1	1984	11,385
Hong-Kong	Lamma 1	1985	100

**Fig. 5** ECT results of about 100 APF tubes and 100 aluminum brass tubes tested at Sakaiko Power Station No.4 Unit during 6 years.

belonged to class 3 to 5 after a year of operation and the percentage of class 4 & 5 tubes increased during operation.

Table 3(c) Commercial applications of APF tubes to power plant cooler and industrial heat exchangers.

Utility		Dete	No. of tubes
Kyushu Electric Power	Genkai 1 (PWR)	1980	855
Shikoku Electric Power	Ikata (PWR)	1984	1,000
Kansai Electric Power	Takahama (PWR) Ohi (PWR)	1982	2,048
		1983	2,048
		1982	90
		1984	4,180
		1985	4,434
Tokyo Electric Power	Ohi	1984	4,277
		1985	4,580
The Japan Atomic Power	Tsuruga (PWR)	1984	5,111
Tohnen Petrochemical	Kawasaki	1981	10,131
		1985	
Osaka Gas (LNG Vaperizer)	Wakayama	1982	4,199
		1985	
Asia Oil	Senboku 11	1982	5,214
	Himeji 1,2	1983	9,398
	3	1985	3,130
Mitsui Petrochemical	Yokohama	1983	390
	Chiba	1983	1,050

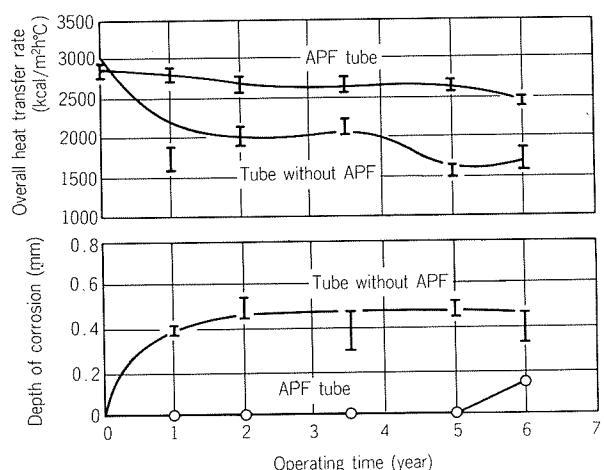


Fig. 6 Results of performance tests of removed tubes from Sakaiko Power Station No.4 Unit during 6 years.

In October 1985, after 7 years of operation, corrosion depth of APF tubes was estimated by means of phase angle evaluation method of multifrequency ECT. 94 APF tubes were examined. Test result showed that 70% APF tubes were free from corrosion, 24% APF tubes were slightly corroded (less than 20% reduction in tube wall), and 6% APF tubes were also localized corroded (20% to 40% reduction in tube wall). These ECT results suggest that a few tubes with APF film might be slightly

Table 3(d) On site treatment of APF to existing tubes.

Utility	Date	No. of tubes
Kyushu Electric Power	Sendai 1	1976 796
		1978 230
	Genkai 2 (PWR)	1980 2,032
	1 (PWR)	1980 50
		1981 328*
Shikoku Electric Power	Ikata 1 (PWR)	1979 150
	Sakaide 4	1979 40
Kansai Electric Power	Sakaiko 2	1984 6,620
	4	1978 100
	5	1981 100
	6	1979 54
	Amagasaki East 1	1983 100
Tokyo Electric Power	New-Tokyo 3	1981 2,063
Chubu Electric Power	Owase 2	1982 779
	Mie	1979 1,195*
Osaka Gas (LNG Vaperizer)	Senboku 9	1982 100
	8	1982 2,069
	11	1982 7,042
	11	1984 172
	10	1985 7,906
	9	1985 3,450
		588*
PZEM-Netherlands	Borssele 1	1980 5,654
EBES-Belgium	Doel 2	1980 60
ENEL-Italy	Monfalcone 1	1982 60

* Cooler

corroded after 5 years of operation due to the partially peeling off of APF film but 70% APF tubes are free from corrosion even after 7 years of operation.

Metallurgical examination showed that aluminum brass tubes without APF suffered severe pitting corrosion of 0.4 to 0.5mm deep over full tube length after a year of operation, while APF tube showed no sign of corrosion during 5 years of operation as shown in **Fig.6**.

Two APF tubes belonging to class 3 at periodical ECT inspection after 6 years of operation suffered slightly from erosion corrosion and pitting corrosion of 0.1 to 0.3mm deep at the distance of 1 to 2 meters long where APF film had peeled off on line, probably due to the passing of some hard foreign matters. At the residual portions APF film remained sound and APF tubes were free from corrosion. Regarding heat transfer rate, APF tubes were superior to aluminum brass tubes since the latter fouled by corrosion product and iron oxide scale.

Based on satisfactory performance at Unit 4, APF tube was chosen as a standard replacement

Table 4 Fouling and corrosion resistance of APF tubes removed from Himeji Power Station Unit 1.

Tube	Years in service	Inside deposit (mg/cm ²)	Depth of corrosion (mm)	Polarization resistance (Ω cm ²)	Heat transfer rate ⁽¹⁾		
					Overall (kcal/m ² h°C)	Drop compared with new tube ⁽²⁾ (%)	Fouling factor ⁽³⁾ (m ² h°C/kcal)
APF	1	1.5	0	230,000	2601	9	7.8×10^{-5}
	2	4.8	0	210,000	2650	7	5.6
	3	8.2	0	800,000	2290	20	11.5
Aluminum brass	5	12.2	0.76	160,000	2088	32.9	15.7
	5	16.8	0.30	150,000	1931	37.9	19.6

(1) Measurement was made at laboratory using model condenser.

(2) 3110 for aluminum brass, 2845 for APF.

(3) In case of APF tube, fouling factor includes both heat resistance of inside deposit and APF film.

material. At the present time, APF tubes have been partially replaced at Unit 1, 3, 6, and 8. Besides Sakaiko Power Station, APF tubes were partially or entirely installed at some power stations where cooling water is slightly polluted, for example, New Tokyo, Ohi, Malaya (Philippines), and Honam (Korea).

4.2 Himeji Power Station

(Malignant erosion corrosion)

Himeji is located west of Osaka Bay where sea water is usually clean. Aluminum brass condenser tubes suffered occasionally from malignant erosion corrosion related to the manganese oxide scale formed in chlorinated sea water. This type of corrosion has been successfully protected by ferrous ion dosing. However, aluminum brass tubes retubed failed prematurely by malignant erosion corrosion even under ferrous ion dosing of 0.5ppm for 1 hour, 4 frequencies per week. As a countermeasure of fouling, continuous chlorination of 0.1ppm as residual during the period from spring to the fall and sponge ball cleaning of 30 min per frequency, 2 frequencies per month have been made.

In 1981, 2,560 APF tubes 15 meters long coated with polyester resin were installed at Unit 1. Since then leakage problems have stopped. Periodical inspections of sample tubes for 3 years have indicated favorable results concerning corrosion resistance as shown in **Table 4**. Both APF tubes and aluminum brass tubes much fouled mainly by iron oxide and manganese oxide scale (Fe = 30%, Mn = 7% in deposit). Passing of abrasive balls is effective in recovering heat transfer rate. Laboratory tests have shown that 70% of deposits on tube inside was removed by passing 10 abrasive balls and heat transfer rate reached above design value of 85% of a new tube.

In 1985, 1,200 APF tubes were additionally installed

to Unit 1. Besides Himeji Power Station, APF tubes were partially retubed at some power stations where aluminum brass tubes without APF were known to suffer from malignant erosion corrosion, for example, Genkai, West Nagoya, Sakaide, Lamma (Hong Kong).

4.3 Owase Power Station (Local erosion corrosion around settlement of foreign bodies)

Owase faces south of Ise Bay where cooling water is clean sea water. Neither chlorination nor dosing of ferrous ion have been made since 1964. Aluminum brass tubes have functioned successfully. However, in 1980, many tubes suffered from local erosion corrosion around settlement of foreign bodies.

In 1981, 1,100 APF tubes 12 meters long for Unit 1 and in 1982, 1,500 APF tubes for Unit 2 were installed as replacements. In addition, in 1982, 779 existing aluminum brass tubes were treated on site by APF coating after sand blasting. To prevent the attachment of macro-organisms and the settlement of foreign bodies, sponge ball cleaning system was equipped and high frequent nylon brushing of 4 to 5 times per month during the summer season was made manually. By the end of 1984, the performance record of APF was satisfactory. While aluminum brass tubes without APF that were retubed in May 1984 failed prematurely due to the same corrosion causes during only half year's operation. In October 1985, power station people has decided to replace again corroded aluminum brass tube with APF. In early 1986, 1,100 APF tube for Unit 1, and 1,800 APF tubes for Unit 2 will be installed.

4.4 Sendai Power Station (Sand erosion)

Sendai located in Kyushu Island faces Sea of East China. Aluminum brass tubes suffered severely from erosion corrosion at the lower side due to sand sus-

Table 5 Fouling and corrosion resistance of APF tubes removed from Anegasaki Power Station Unit 2.

Years in service	Inside condition	Inside deposit (mg/cm ²)	Depth of corrosion (mm)	Polarization resistance (Ω cm ²)	Heat transfer rate ⁽¹⁾		
					Overall (kcal/m ² h°C)	Drop compared with new tube (%)	Fouling factor (m ² h°C/kcal)
1	As received	5.1	0	410,000	2540	11.0	7.2×10^{-5}
	Nylon brushing ⁽²⁾	—	—	280,000	2809	1.3	3.4
2	As received	1.4	0	250,000	2547	10.5	7.1
	Passing of 50 SB ⁽²⁾	—	—	150,000	2818	1.0	3.3
3.5	As received	1.8	0	310,000	2568	9.7	6.8
	Passing of SB ⁽²⁾ , 30 100	—	—	300,000 280,000	2669 2751	6.2 3.3	5.3 4.2

(1) At laboratory

(2) SB — Sponge Ball

pended in sea water, though high level of ferrous ion dosing had been made by both continuous dosing of 0.05 to 0.1ppm and intermittent dosing of 1 to 2ppm for 2 hours per day. Based on ECT results in 1976, 350 APF tubes 18 meters long were installed and 796 existing aluminum brass tubes were coated on site. Examination of sample tubes after 1 year's operation indicated that APF film was peeling off on line at the lower side and erosion corrosion occurred at the depth of 0.1mm. It was reported that many coarse sand entered the cooling water for 2 months of operation due to stormy weather at winter. Sand content was 100 to 1000ppm and particle size of 297 to 840 μ m occupied 35 percent. To solve sand erosion of condenser tubes, the improvement of intake water flow was made to prevent the inflow of large sand particles.

4.5 Anegasaki and Aioi Power Station (Biofouling)

Anegasaki is located east of Tokyo Bay where sea water is usually clean. Since chlorination to cooling sea water has not been made, heat transfer rate of aluminum brass tube has been reported to decrease severely due to the deposition of micro-organisms. To keep biofouling of condenser tube to a minimum, high frequency of sponge ball cleaning of 30 min per frequency, 4 frequencies per week and backwash have been made. Recently, carborundum ball cleaning was made on a trial basis.

In 1980, 15 APF tubes 18 meters long coated with polyester resin were installed on a trial basis. Periodic inspections of sample tubes for three and a half years have indicated that the drop of heat transfer rate was kept at about 10% compared with new tube and that the deposits composed of iron (30%), manganese (20%) and silicone (10%) were removed by nylon brushing and/or sponge ball cleaning, as

shown in Table 5.

Additional cases that support the application of APF tubes to condenser with non-chlorinated sea water is Aioi Power Station Unit 3, which locates near to Himeji. Condenser tubes of Aioi are entirely made of APF. There are three units of DSS (Daily Stop and Start) system. Condenser tubes of Units 1 & 2 are aluminum brass but those of Unit 3 are entirely made of APF tubes of 15 meter long, because there was assumption that cooling water for Unit 3 might become polluted due to the generation of sulfide at the initial circulation period of spring and /or summer season. Cooling water has not been treated by chlorine due to the local public disagreement. To prevent biofouling problems, mussel filter and sponge ball cleaning system were equipped by Taprogge. Ferrous sulfate was injected at low level of one frequency of 0.1ppm for 5 hours per week to protect naval brass tube sheet.

In May 1982, cooling sea water first circulated. In summer 1983, a lot of barnacles attached unusually to tube bore of few limited tubes which positioned at the lower side section of tube bundle. To removed barnacles in tube bores, station people shot rubber bullet during short shut-down, every week. They took some countermeasures to solve the attachment of barnacle, for example, keeping flowing velocity above 1.4m/sec, increasing frequency of sponge ball cleaning to 6 frequencies per week, coating an anti-fouling paint on tube sheet and so on. Since the fall of 1983 to end of 1985, biofouling due to macro-organisms has not been a problem.

Metallurgical investigations for removed tubes revealed that heat transfer rate of sample tubes decreased 5 to 15 per cent compared with new APF tube due to the deposition of slime, silt and iron oxide, although high frequency of sponge ball cleaning, 8 balls per tube per frequency and 6 frequencies

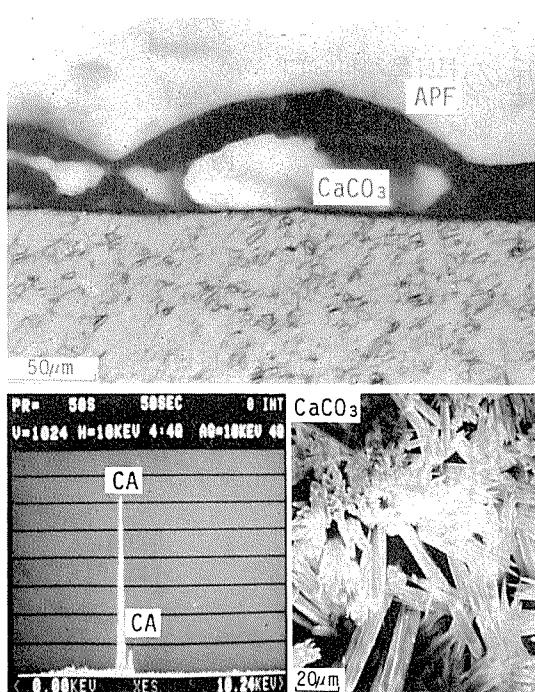


Fig. 7 Cross section of blister of APF film and precipitation of CaCO_3 beneath APF film operated under cathodic protection.

per week, has been made. At every periodical over-haul, every tube was cleaned by means of nylon brushing, and heat transfer rate recovered.

Almost all tubes have suffered small blister at the range of 1 to 2 meter from tube ends due to alkaline generation by cathodic protection as shown in **Fig.7**. Furthermore, some blisters became peeling off during nylone brushing at temporary and periodical cleaning to remove a barnacle.

However, ECT and metallurgical test after three years of operation showed that corrosion damage was considered to be negligible and superior to that of aluminum brass tubes used at Units 1 & 2.

5. Conclusion

To protect copper alloy condenser tubes from both sulfide attack and erosion corrosion, a technique of placing artificial protective film (APF) coated with organic resin onto a copper alloy tube inside has been established. Both laboratory tests and field

tests have proved that APF condenser tubes have excellent corrosion resistance to flowing sea water. Since 1976, approximately 180,000 APF tubes have been delivered for condenser of power plants, heat exchangers of chemical plants, LNG vaporizer, heat rejection of desalination under various cooling water conditions.

Performance records are considered to be satisfactory from view point of corrosion resistance and heat transfer rate. For example, at Sakaiko Power Station using intermittently polluted sea water, 100 APF tubes have proved to solve corrosion problem during 7 years of operation since 1978. Also at Aioi Power Station using non-chlorinated clean sea water, where entire APF tubes condenser (20,904 tubes) was newly built, APF tubes have been successfully used since 1982. In future, we must develop the following properties of APF tube to get high reliability, namely one is anti-fouling properties against bio-organisms in non-chlorinated sea water and another is anti-blistering properties under cathodic protection. The former will be solved by anti-fouling resin containing copper powder and the latter will be alleviated by the combination of optimum substrate and resin.

References

- 1) K. Nagata, A. Ogiso and S. Sato: The Thermal and Nuclear Power, 34 (1983), 1421.
- 2) S. Sato and K. Nagata: Sumitomo Light Metal Technical Reports, 19 (1978), 83.
- 3) S. Sato, K. Nagata and S. Yamauchi: Corrosion/81, April 6-10, 1981, Toronto, Ontario.
- 4) S. Sato, K. Nagata, A. Ogiso, and K. Sudo: Sumitomo Light Metal Technical Reports, 18 (1977), 81.
- 5) K. Nagata, A. Ogiso and S. Sato: The Thermal and Nuclear Power, 32 (1981), 577.
- 6) T. Atumi, K. Nagata and S. Sato: Sumitomo Light Metal Technical Reports, 25 (1984), 74.
- 7) K. Nagata, T. Atumi et al.: Sumitomo Light Metal Technical Reports, 25 (1984), 144.
- 8) H. Leidheiser, Jr.: Corrosion- NACE, 38 (1982), 374.
- 9) E. L. Koehler.: Corrosion- NACE, 40, (1984) 5.
- 10) T. Nosetani et al.: 1985 ASME Winter Annual Meeting, November 18-22, 1985, Florida.

技術資料

伝熱管における最近の開発状況

目 時 寛* 西 本 嘉 弘*
橋 本 博 實* 宮 田 勝 夫*
野 世 溪 精** 若 松 千代治**

Recent Development of Heat Transfer Tubes

by Hiroshi Metoki, Yoshihiro Nishimoto, Hiromi Hashimoto,
Katsuo Miyata, Tadashi Nosetani and Chiyoji Wakamatsu

住友軽金属工業株式会社技術研究所

伝熱管における最近の開発状況

目 時 寛* 西 本 嘉 弘*
 橋 本 博 實* 宮 田 勝 夫*
 野 世 溪 精** 若 松 千代治**

Recent Development of Heat Transfer Tubes

by Hiroshi Metoki, Yoshihiro Nishimoto, Hiromi Hashimoto,
 Katsuo Miyata, Tadashi Nosedani and Chiyoji Wakamatsu

1. はじめに

第一次石油危機以降、一般家庭用から産業用機器に至るまで省エネルギー、省資源の思想が普及してきた。空調・冷凍機の省エネルギー化においては、まず圧縮機やファンのような機械部品から改良が加えられ、その後、これらに組込まれたモータの電力使用量低減に大きく寄与する熱交換器の性能向上に、力が注がれるようになってきた。一方、軽薄短小化は時代の要請であり、省スペース及び軽量化の観点から、熱交換器の小型化も重要な課題となっている。このような背景のもとで、伝熱管の伝熱性能の向上は第一の目的であり、更に、コスト・パフォーマンスに優れた商品を開発することも肝要である。

当社における最近の伝熱管の開発品としては、在来の形状を改良して伝熱性能を向上したリップルフィンチューブ・FF タイプ及びトレッドフィンチューブ、転造加工技術の向上により商品化できたチタン・ローフィンチューブ並びに水道法に基づく漏洩検知溝を有する漏洩検知溝付管があげられる。本報は、これら 4 種類の開発品について、形状、製品寸法、伝熱性能、耐食性及び加工性等をまとめたものである。

2. 伝熱管の在来品種

従来から生産している伝熱管の品種と、形状及び用途を表 1 に総括した。これらの伝熱管は、使用条件に応じた伝熱機構に基づいて開発されたものである。

表 2 は、これら伝熱管の伝熱促進因子を示す。伝熱性能を促進するには、単に、表面積を増加するだけではなく、乱流の促進、凝縮液膜厚さの減少、沸騰気泡核の増加等があげられる。伝熱管はこれらの内、一つの因子のみによって伝熱を促進させるものばかりではなく、幾つ

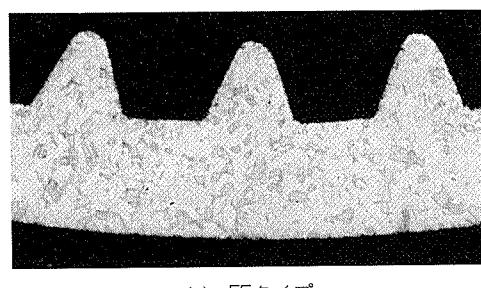
かの組合せによって達成されるものが多い。

3. リップルフィンチューブ・FF タイプ

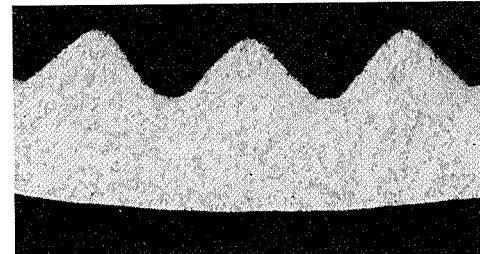
3.1 開発の目的

リップルフィンチューブは、内面に多数の螺旋状微小溝を有する銅管であり、昭和54年以降、空調機や冷凍機の熱交換器及びヒートパイプ等に多用されるようになってきた。

現在、空調機のクロスフィン型やスパインフィン型の空気式熱交換に使われているリップルフィンチューブの主流は、AA タイプ（図 1(b)参照）である。今回、新しく開発した FF タイプ（図 1(a)参照）は、冷暖房兼用のヒートポンプ式空調機の著しい増加に対応して、在来の AA タイプの優れた蒸発性能を損うことなく、凝縮性能



(a) FF タイプ



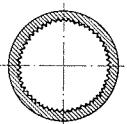
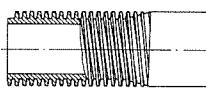
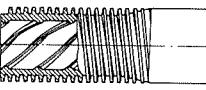
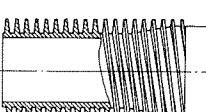
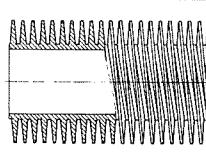
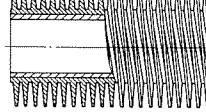
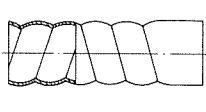
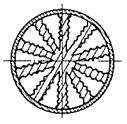
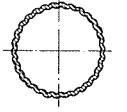
(b) AA タイプ

図 1 リップルフィンチューブの円周方向
断面形状(×50)

* 伸銅所製造部

** 技術研究所応用研究部

表1 伝熱管の在来品種

No.	品種	主な用途	材料	フィン部外径 (mm)	フィン高さ (mm)	山数	内外面積比	形状
1	リップルフィンチューブ (AA, AB, AD, (AE, FA, FB型)	空調・冷凍機の蒸 発器・凝縮器、ヒ ートパイプ等	銅	6.35 19.05	0.15 0.35	(山/円周) 50 75	1.2 1.5	(内表面積大) 
2	ローフィンチューブ (SL型)	空調・冷凍機の水 冷凝縮器、フロン 発電装置、圧縮機、 アフタクーラ、ソ ーラコレクタ等	銅、 銅合金	11.0 25.4	1.0 1.5	(山/インチ) 19 40	2.5 6.2	
3	ライフルフィンチューブ (SR型)	空調・冷凍機の水 冷凝縮器等	銅、 銅合金	15.88 25.4	1.0 1.5	(山/インチ) 19 40	3.2 5.4	
4	ミドルフィンチューブ (SM型)	オイルクーラ、ボ イラ給湯コイル、 ソーラシステム蓄 熱槽等	銅、 銅合金、 アルミ ニウム	16.5 25.4	2.5 3.0	(山/インチ) 11 14	6.3 7.0	
5	ハイフィンチューブ (SH型)	風呂釜、ヒートパ イプ、圧縮機のイ ンタクーラ・アフ タクーラ等	銅、 アルミ ニウム	24 70	5 16	(山/インチ) 4 11	7.7 24.0	
6	バイメタルフィンチューブ (SB型)	エアフィンクーラ、 ヒートパイプ、圧 縮機のインタクー ラ・アフタクーラ 等	アルミ ニウム (外面 フィン)	24 70	5 16	(山/インチ) 4 11	7.7 24.0	
7	スパイラルチューブ	温水器、海水淡水 化装置、ウォータ クーラ、オイルク ーラ、チラー等	銅、 銅合金、 チタン	12.7 50.8	溝深さ 最大1.2	軸方向溝 ピッチ 4~18 mm	—	
8	インナーフィンチューブ	チラー	銅(外管) + アルミ ニウム (フィン)	12 19	—	羽根枚数 5, 10	2.1 3.4	(内表面積大) 
9	ダブルフルーテッドチューブ	海水淡水化装置、 海洋温度差発電装 置等	銅合金	38.1 50.8	0.8	(山/円周) 38 50	—	

を一層向上させることに主眼をおいたものである。

3.2 形状

リップルフィンチューブ・FF タイプの形状を図 2 に示す。その形状に関する特長は、AA タイプと比較して次のようである。

(1) フィン間における溝の凝縮液取容量を増すため、フィン頂角 γ を狭くし、溝の底辺を長くした¹⁾。

(2) 内表面積を微増する一方で、単位長さ当たりの重量増を避けるため、条数は少なくした。この結果、フィン高さ H は少し増大したが、これにより冷媒の圧

表2 伝熱管と伝熱促進因子

No.	伝 热 管	管 内				管 外				主 要 流 体	
		伝 热 促 進 因 子				主 要 流 体	伝 热 促 進 因 子				
		表 面 積 の 増 加	乱 流 の 促 進	凝縮液 膜厚さ の 減 少	沸騰気 泡核の 增 加		表 面 積 の 增 加	乱 流 の 促 進	凝縮液 膜厚さ の 減 少	沸騰気 泡核の 增 加	
1	リップルフィンチューブ	○	○	○	○	フロン					空気、水
2	ローフィンチューブ					水	○		○	○	フロン
3	ライフルフィンチューブ	○	○			水	○		○	○	フロン
4	ミドルフィンチューブ					水	○				水、油
5	ハイフィンチューブ					水	○				空気
6	バイメタルフィンチューブ					水、油	○				空気
7	スパイラルチューブ		○			水			○		水蒸気
8	インナーフィンチューブ	○				フロン					水
9	フルーテッドチューブ	○			○	海水	○		○		水蒸気

注) ○印は適用を示す。

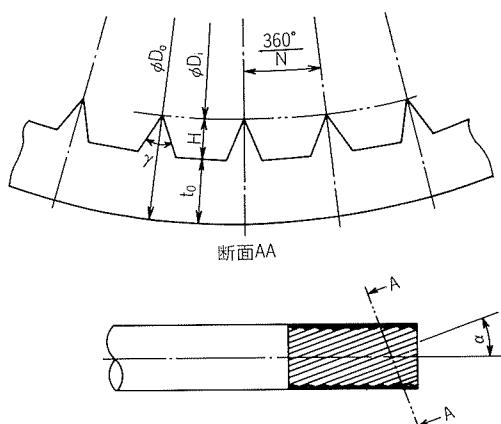


図2 リップルフィンチューブ・FFタイプの形状

力損失が増加することはない。外径9.52mm×底肉厚0.30mm管の場合、AA及びFFタイプの内外面積比はそれぞれ1.17及び1.38となり、重量は約95g/m及び約93g/mとなった。

(3) ねじれ角 α は、蒸発及び凝縮伝熱性能のバランスを考慮して、AAタイプの25°から18°に変更した。

3.3 製品寸法及び材質

リップルフィンチューブ・FFタイプの製品標準寸法を表3に示す。

レベルワンドコイルの外径は、950mm以下である(RF0930FFの場合、全長1200m、重量110kg)。直管は、長さ7500mm以下である。

リップルフィンチューブの材質は、レベルワンドコイルにつきJIS H3300 C1220T-OL、直管につき同一1/16H(スキンハード)を標準とする。

表3 リップルフィンチューブ・FFタイプの標準寸法

製品番号	外径 D _o (mm)	底肉厚 t ₀ (mm)	内径 D _i (mm)	フィン高さ H (mm)	ねじれ角 α (度)	条数 N (条/円周)	頂角 γ (度)
RF0728FF	7.94	0.28	6.98	0.20	18	50	53
RF0730FF	7.94	0.30	6.94				
RF0734FF	7.94	0.34	6.86				
RF0928FF	9.52	0.28	8.56	0.20	18	60	53
RF0930FF	9.52	0.30	8.52				
RF0934FF	9.52	0.34	8.44				
RF1243FF	12.7	0.43	11.34	0.25	18	65	
RF1250FF	12.7	0.50	11.20				
RF1260FF	12.7	0.60	11.00				

製品番号の見方: RF 07 28 FF

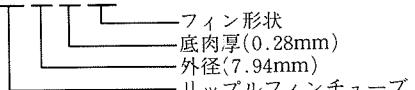


表4 供試管

製品番号	外径 D _o (mm)	底肉厚 t ₀ (mm)	内径 D _i (mm)	フィン高さ H (mm)	ねじれ角 α (度)	条数 N (条/円周)	頂角 γ (度)
RF0930FF	9.52	0.30	8.52	0.20	18	60	53
RF0928AA	9.52	0.28	8.66	0.15	25	65	90
平滑管	9.52	0.41	8.70	—	—	—	—

3.4 伝熱性能

3.4.1 供試管

供試管を表4に示す。比較のために、RF0928AA及び

平滑管も実験に供した。

3.4.2 測定方法

伝熱性能測定装置を図3に示す。テスト部は、水冷二重管構造となっている。冷媒としては、フロン22を用いた。管の有効長さは3.75mであり、外管の内径は19.05mmである。測定条件を表5に示す。

管内熱伝達率 h_i は(8)式から算出した。

$$Q = C_p W \times |T_2 - T_1| \quad \dots\dots(1)$$

$$K = \frac{Q}{S \Delta T} \quad \dots\dots(2)$$

$$S = \pi D_o L \quad \dots\dots(3)$$

$$\Delta T = \frac{|T_1 - T_2|}{\ln\left(\frac{T_o - T_1}{T_o - T_2}\right)} \quad \dots\dots(4)$$

$$h_o = 0.023 \frac{\lambda}{D_e} R_e^{0.8} P_r^{1/3} \quad \dots\dots(5)$$

$$D_e = \frac{d^2 - D_o^2}{D_o} \quad \dots\dots(6)$$

$$R_e = \frac{V D_e}{\nu} \quad \dots\dots(7)$$

$$h_i = \frac{1}{\frac{1}{K} - \frac{1}{h_o}} \quad \dots\dots(8)$$

ここで、

Q : 交換熱量(kcal/h)

K : 熱通過率(kcal/m²h°C)

h_o : 管外熱伝達率(kcal/m²h°C)

h_i : 管内熱伝達率(kcal/m²h°C)

ΔT : 対数平均温度差(°C)

T_1, T_2 : 冷却水入口、出口温度(°C)

T_o : 冷媒の飽和温度(°C)

C_p : 冷却水比熱(kcal/kg°C)

W : 冷却水量(kg/h)

λ : 冷却水熱伝導率(kcal/mh°C)

R_e : 冷却水レイノルズ数

P_r : 冷却水プラントル数

V : 冷却水流速(m/sec)

ν : 冷却水動粘性係数(m²/sec)

S : 管外表面積(m²)

L : 管有効長さ(m)

D_o : 内管外径(m)

d : 外管内径(m)

D_e : 環状部水力相当直径(m)

3.4.3 測定結果

管内蒸発熱伝達率を図4に、管内凝縮熱伝達率を図5に示す²⁾。FFタイプは、AAタイプに比較して、管内蒸発熱伝達率につき冷媒流量50kg/hにおいて5%，管内凝縮熱伝達率につき冷媒流量100kg/hにおいて50%，それぞれ高性能となった。特に凝縮伝熱性能の改良率が大きい。

管内蒸発圧力損失を図6に、管内凝縮圧力損失を図7にそれぞれ示す。圧力損失は、管の有効長さ3.75m当たりの値である。FFタイプの蒸発圧力損失は、AAタイプに比

表5 伝熱性能測定条件

区分	冷媒	蒸発飽和温度(°C)	過冷却度(°C)	凝縮飽和温度(°C)	過熱度(°C)	水入口温度(°C)
蒸発試験	R-22	5	5±0.5	—	5±0.5	15
凝縮試験	R-22	—	5±0.5	50	30±1	25

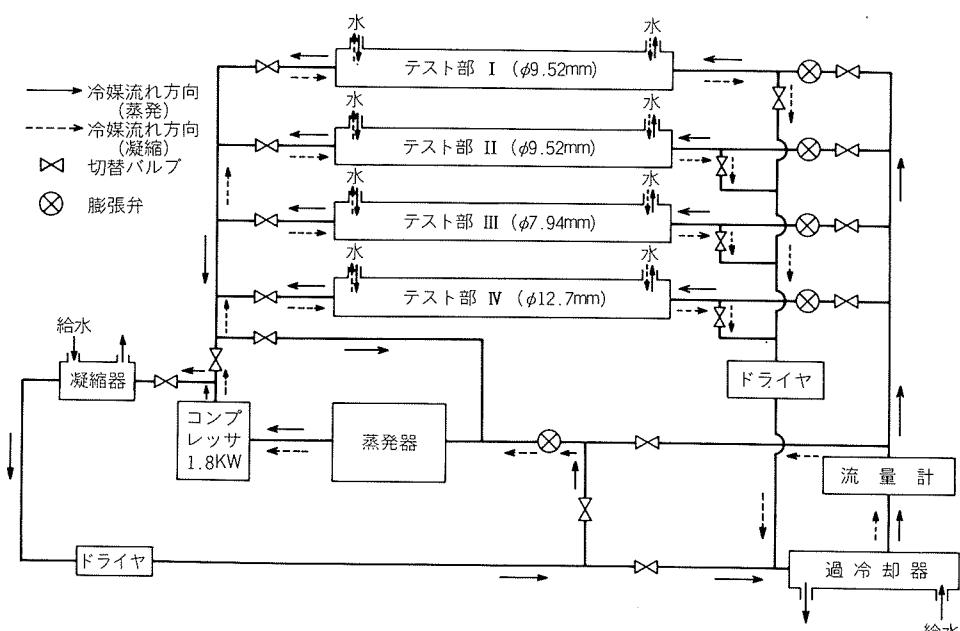


図3 伝熱性能測定装置

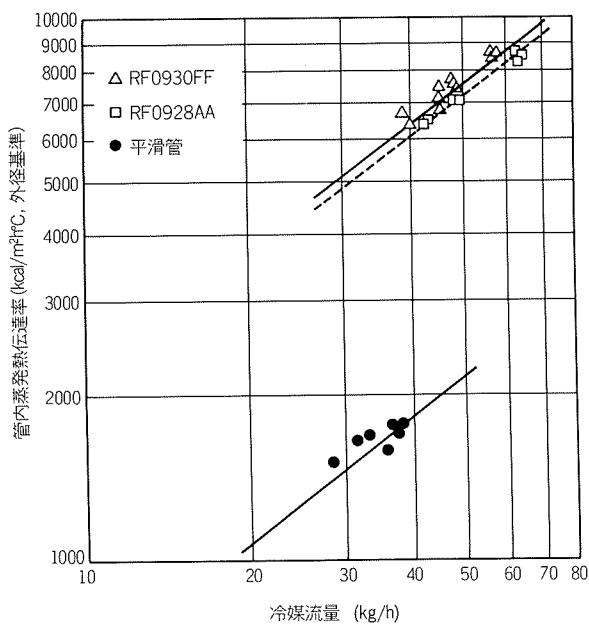


図4 蒸発伝熱性能

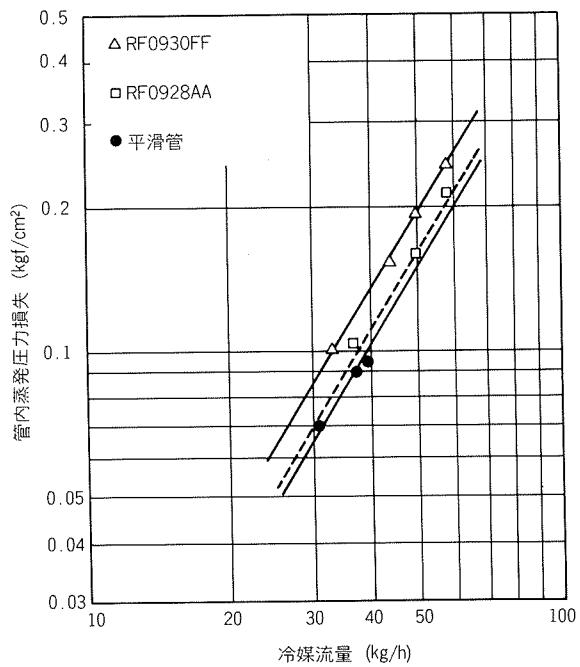


図6 管内蒸発圧力損失

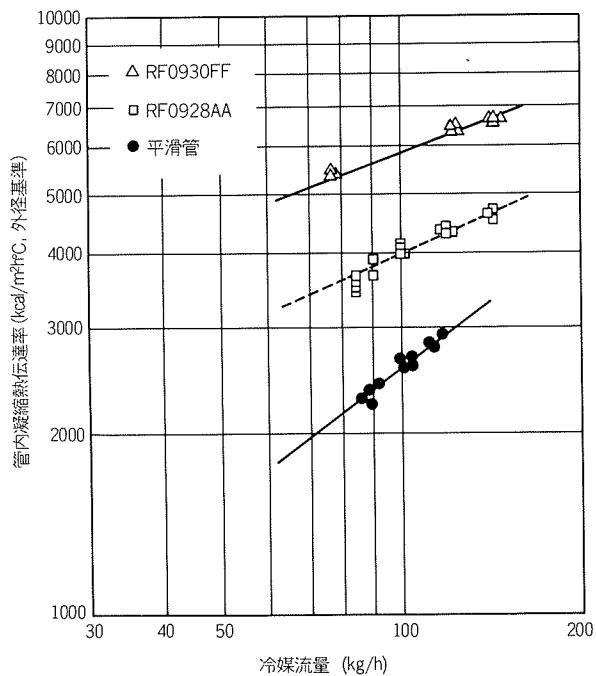


図5 凝縮伝熱性能

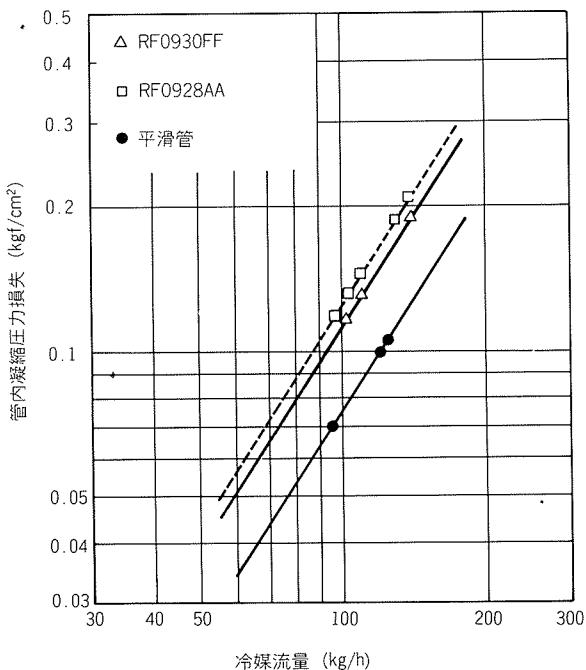


図7 管内凝縮圧力損失

較して約20%増加したが、実用上の影響は小さい。

3.5 加工性

リップルフィンチューブが最も多く使用されているのは、空調機のクロスフィン型熱交換器である。ここでは、外径9.52mm×底肉厚0.30mmのRF0930FF-1/16Hの加工性について述べる。

3.5.1 ヘアピン曲げ加工性

ヘアピン曲げ加工は、曲げ半径12.7mm、ポールマンドレル外径と加工前の管内径との差は0.20mmとした。ヘアピン曲げ加工後における外径及び肉厚の測定位置a～eを図8に示す。

ヘアピン曲げ加工後の肉厚変化率 φ_1 及び φ_2 並びに外径変化率 ψ を図9及び図10にそれぞれ示す。ここで、

$$\text{内側肉厚変化率 } \varphi_1 = \frac{t_1 - t_0}{t_0} \times 100 (\%) \quad \dots(9)$$

$$\text{外側肉厚変化率 } \varphi_2 = \frac{t_2 - t_0}{t_0} \times 100 (\%) \quad \dots(10)$$

$$\text{外径変化率 } \psi = \frac{D_1 - D_0}{D_0} \times 100 (\%) \quad \dots(11)$$

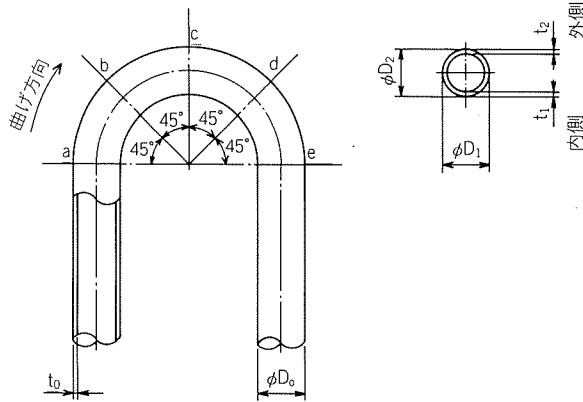


図8 ヘアピン形状と測定位置(中央曲げ半径1/2")

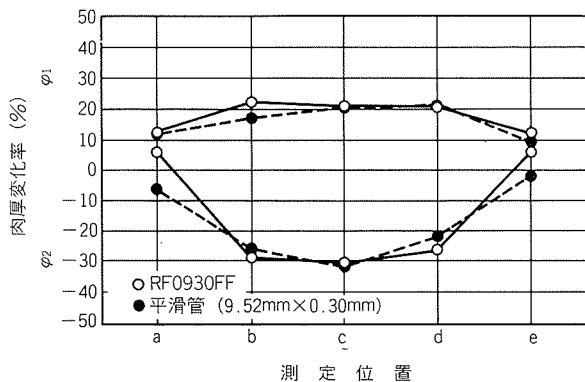


図9 ヘアピンの肉厚変化率

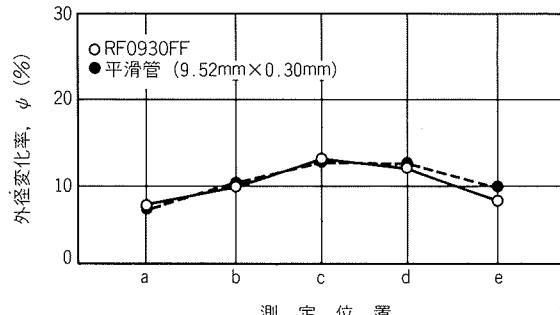


図10 ヘアピンの外径変化率

と定義した。

FF タイプの肉厚変化率と外径変化率は、平滑管とはほとんど同じである。

3.5.2 拡管加工性

垂直ガイド管に支持された長さ約 400mm の供試管を、図11に示す超硬製の拡管プラグを用いて、0.5m/min の速度で拡管した。管内面と拡管プラグには、加工前にコンプレッサオイルを塗布した。加工前の供試管内径は、拡管プラグ径に対して 0.53~0.63mm 小さくした。

内径拡管量と縮み率の関係を図12に示す。ここで、縮み率とは、加工前の管長に対する加工後の縮み量の比(%)である。FF タイプは平滑管よりやや縮み率が小さい。

3.5.3 押広げ加工性

熱交換器組立時には、フレア加工が行われるが、ここ

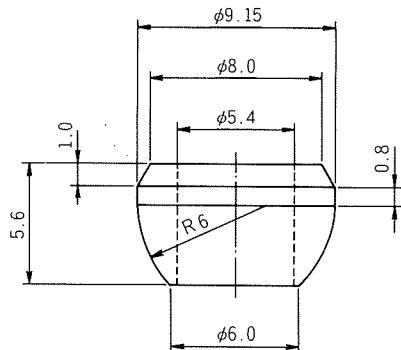


図11 拡管プラグ

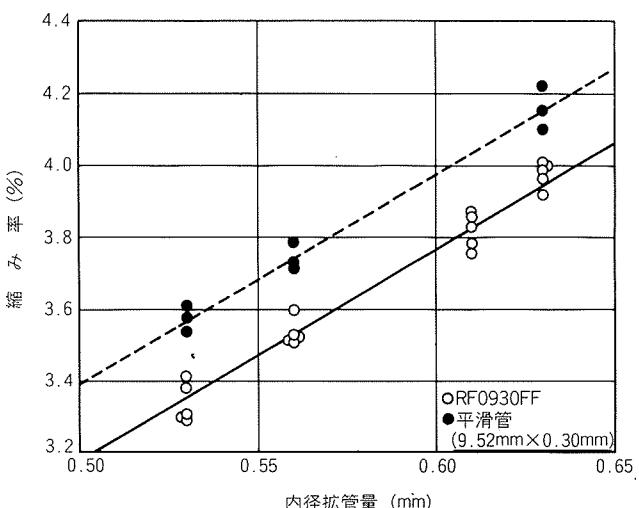


図12 内径拡管量と縮み率の関係

ではそれに代るものとして、90°押広げ試験を行った。その結果、限界押広げ量は FF タイプが $1.48D_o$ 、平滑管($\phi 9.52\text{mm} \times t 0.30\text{mm}$)は $1.50D_o$ であり、前者の押広げ加工性は後者より少し低いが、現実のフレア加工には十分耐えるものである。

3.5.4 内圧強度

管内水圧試験による破壊圧力を表6に示す。リップルフィンチューブの内圧強度はフィン形状の影響をほとんど受けず、底肉厚の最小値で決定されることがわかった。

破壊圧力の実測値は、(12)式とよく一致した。

$$P_B = \frac{200 \times \sigma_B \times t_{0\min}}{D_o + t_{0\min}} \quad \dots\dots(12)$$

ここで、

P_B : 破壊圧力(kgf/cm²)

表6 破壊圧力の実測値と計算値

製品番号	外径 D_o (mm)	最小底肉厚 $t_{0\min}$ (mm)	フィン高さ H (mm)	ねじれ角 α (度)	条数 N (条/円周)	破壊圧力 P_B (kgf/cm ²)	
						実測値	計算値 ⁽¹⁾
RF0930FF	9.52	0.28	0.20	18	60	147	144
平滑管	9.52	0.27	—	—	—	142	139

注(1) (12)式による。

σ_B : 引張強さ(kgf/mm²), 平滑管の実績値は
25.2kgf/mm²
 D_o : 外径(mm)
 t_{0min} : 最小底肉厚(mm), ただし, 公称値 t_0 に
対し, 偏肉を考慮した値である。

3.6 製造方法

リップルフィンチューブの製造工程を図13に、管内面に溝を加工する転造加工方法を図14にそれぞれ示す。管内には溝プラグが保持されており、転造ロールが管をこの溝プラグに押付けながら遊星運動をする。転造ロールの前方には溝プラグを保持するための装置が設けられており、後方には管の引出装置がある。

4. チタン・ローフィンチューブ

4.1 開発の目的

海水、酸化性酸、アルカリ溶液等に対して極めて優れた耐食性をもつチタン管は、近年、原子力発電所の復水器管、海水淡水化装置や化学装置の熱交換器などに多く使われるようになってきたので、チタンのローフィンチューブの製造を開始した。これは、銅及び銅合金ローフィンチューブの経験を生かして、ディスクの形状とその材質並びに配列に一層の改良と工夫を重ねることにより達成したものである。

4.2 形 状

チタン・ローフィンチューブの外観及び断面を図15に、形状を図16に示す。形状に関する特長は、次のようにある。

(1) 難加工材料であるため、フィン高さは銅ローフィ

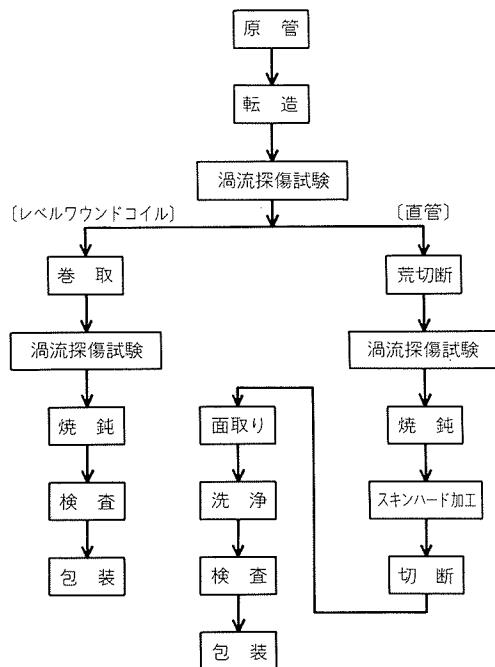


図13 リップルフィンチューブの製造工程

ンチューブの1.42mmより低い0.81mmとしたが、19山/インチの銅ローフィンチューブと同程度の外表面積を確保するため、山数は30山/インチとした。
(2) チタンの熱伝導率は低いが、フィンを低くしたことにより、フィン効率の低下が抑えられている。
(3) 他のローフィンチューブと同様に、フィンのない管端部及びランド部の製作が可能である。

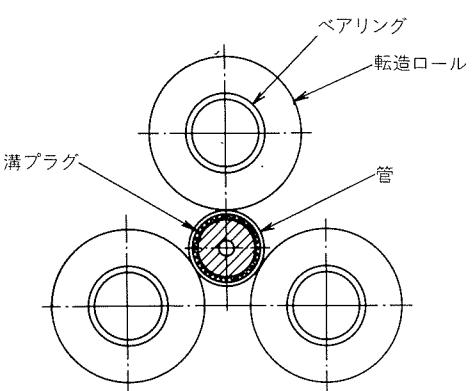


図14 転造加工方法

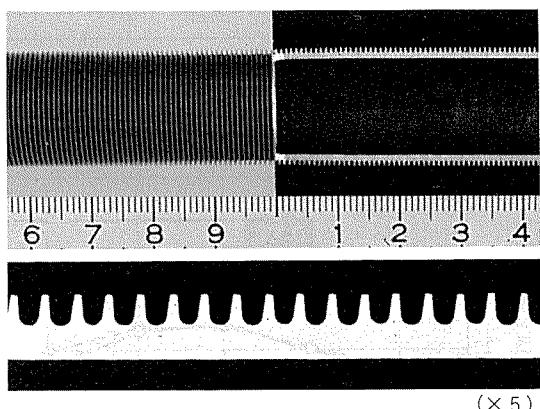


図15 チタン・ローフィンチューブの外観及び軸方向断面形状

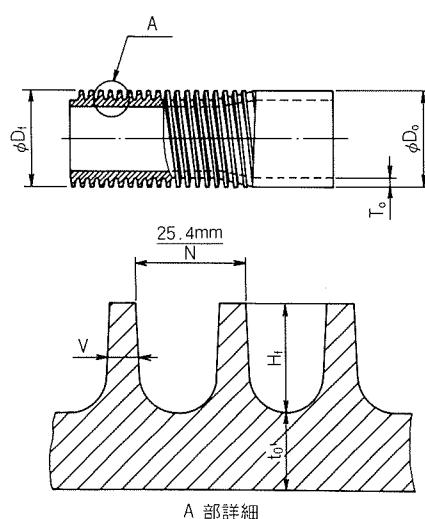


図16 チタン・ローフィンチューブの形状

4.3 製品寸法及び材質

チタン・ローフィンチューブの製品標準寸法を表7に示す。管の全長は24m以下である。

フィン加工前の原管は、JIS H4631 TTH35Wの溶接管を用いており、チタン・ローフィンチューブはフィン加工のままが標準である。

4.4 伝熱性能

4.4.1 供試管

供試管を表8に示す。比較管としては、19山/インチの銅ローフィンチューブを用いた。

4.4.2 測定方法

伝熱性能測定装置を図17に示す。供試管内は水を流し、管外は冷媒フロン12を用いて凝縮試験を行った。管の有効長さは2000mmである。外管の内径は6"であり、測定は標準管とテスト管の2本を同時に比較しながら行った。測定条件を表9に示す。

熱通過率Kは、3.4.2項と同様の式で算出した。外表面積Sは、フィン部外径D_f基準である。

4.4.3 測定結果

熱通過率Kの測定結果を図18に示す³⁾。管内流速を2.0

表7 チタン・ローフィンチューブの標準寸法

製品番号	管端部		フィン部			
	外径 D _o (mm)	肉厚 T _o (mm)	山数 N (山/インチ)	外径 D _f (mm)	フィン高さ H _f (mm)	底肉厚 t _o (mm)
TL-304028	15.88	1.24	30	15.88	0.81	0.71
304049	15.88	1.65	30	15.88	0.81	1.24
304065	15.88	2.11	30	15.88	0.81	1.65
304083	15.88	2.77	30	15.88	0.81	2.11
TL-305028	19.05	1.24	30	19.05	0.81	0.71
305049	19.05	1.65	30	19.05	0.81	1.24
305065	19.05	2.11	30	19.05	0.81	1.65
305083	19.05	2.77	30	19.05	0.81	2.11
TL-306028	22.22	1.24	30	22.22	0.81	0.71
306049	22.22	1.65	30	22.22	0.81	1.24
306065	22.22	2.11	30	22.22	0.81	1.65
306083	22.22	2.77	30	22.22	0.81	2.11
TL-307028	25.40	1.24	30	25.40	0.81	0.71
307049	25.40	1.65	30	25.40	0.81	1.24
307065	25.40	2.11	30	25.40	0.81	1.65
307083	25.40	2.77	30	25.40	0.81	2.11

製品番号の見方：TL - 30 4 028

底肉厚(0.028×25.4=0.71mm)
外径((4+1)×25.4/8=15.88mm)
山数(30山/インチ)
低フィンのローフィンチューブ

m/sec とすると、30山/インチのチタン・ローフィンチューブのKは、19山/インチの銅ローフィンチューブに比較して、約24%低い。これは、主としてチタンの熱伝導率が銅より低いことによる。

4.5 製造方法

チタン・ローフィンチューブの製造工程を図19に、転造加工方法を図20にそれぞれ示す。管内にはプラグが保持されており、ディスクが回転しながら管をこのプラグ

表8 供試管

名 称	山 数 N (山/インチ)	外 径 D _f (mm)	フィン高さ H _f (mm)	底肉厚 t _o (mm)	内 径 D _i (mm)
チタン・ローフィンチューブ	30	19.07	0.80	0.96	15.56
銅ローフィンチューブ ⁽¹⁾	19	18.56	1.44	0.70	14.30

注(1) 標準管とした。

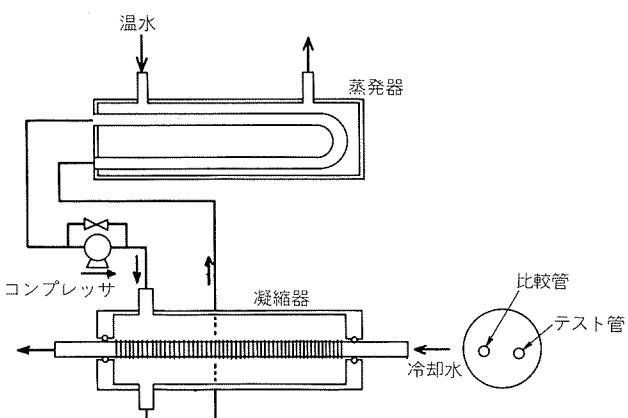


図17 伝熱性能測定装置

表9 伝熱性能測定条件

区分	冷媒	凝縮飽和温度 (°C)	入口加熱度 (°C)	冷却水入口温度 (°C)
凝縮試験	R-12	30±0.5	2~3	20±0.1

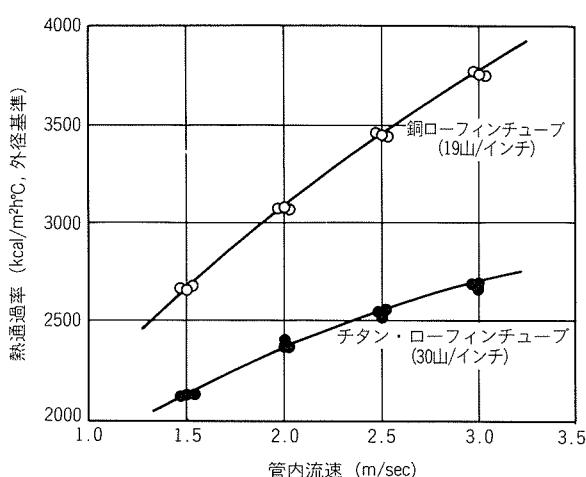


図18 チタン・ローフィンチューブの凝縮伝熱性能

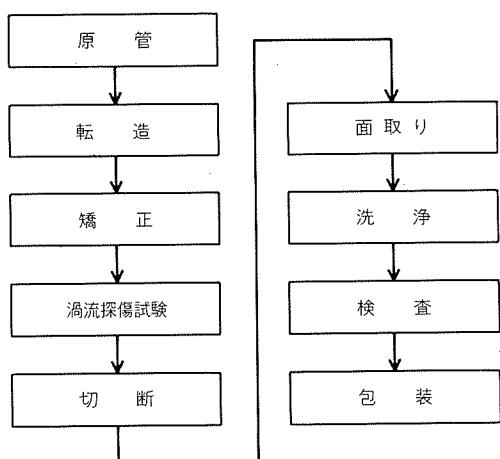


図19 チタン・ローフィンチューブの製造工程

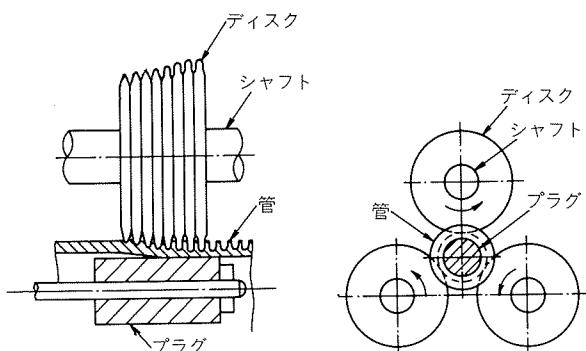
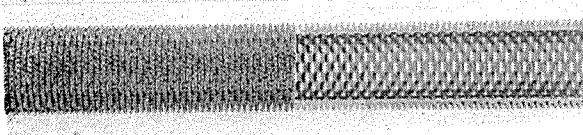
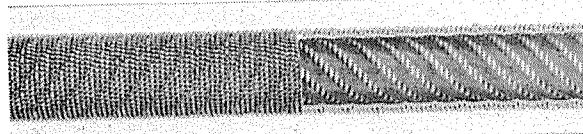


図20 転造加工方法

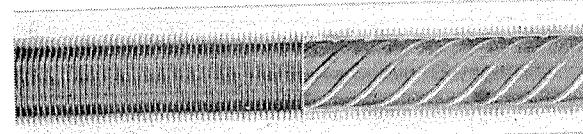
TR19 (19山/インチのトレッドフィンチューブ)



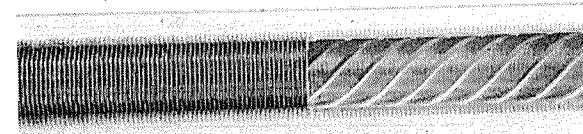
TR26 (26山/インチのトレッドフィンチューブ)



RL19 (19山/インチのライフルフィンチューブ)



RL26 (26山/インチのライフルフィンチューブ)



に押付けることにより、フィンが成形される。シャフトは管軸に対して傾斜角をもって取付けてあり、管は回転しながら後方に出てゆく。ディスクは、転造加工が進むに従って外径と先端の幅が大きくなつてゆき、フィンを段階的に高くする。難加工材であるチタン管の転造加工においては、ディスク配列は図よりかなり複雑なものとなっている。

5. トレッドフィンチューブ

5.1 開発の目的

ローフィンチューブは、主として空調・冷凍機などの水冷凝縮器に多く使用されているが、コスト・パフォーマンスの一層優れた伝熱管の開発が求められていた。この要請に応えるものの一つとして、管内に設けた螺旋状のリブによって、管内面の熱伝達を促進したライフルフィンチューブを8年前から生産してきた。

今回、開発したトレッドフィンチューブは、ローフィンチューブの管内面に突起状のディンプルを設け、管外面フィンの外周面をのこぎり歯状にローレット加工することにより、管内・外両面の熱伝達を向上させたものである。

5.2 形 状

トレッドフィンチューブの外観及び断面を図21に、形状を図22にそれぞれ示す。トレッドフィンチューブの特

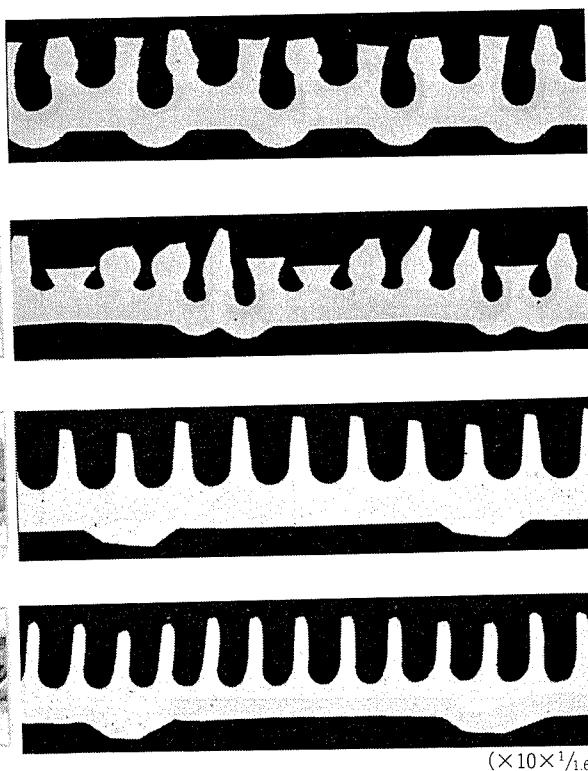


図21 トレッドフィンチューブ及びライフルフィンチューブの外観と軸方向断面形状

長は、次のようにある。

- (1) 管内面は、図23(a)に示すように、突起状のディンプルを多数有し、冷却水の二次流れが細分化して、強制対流熱伝達率が向上した。
- (2) 管外面は、図24(a)に示すように、フィンの外周面をローレット加工してある。この結果、フィン上部では凝縮液膜が常に薄く保たれて滴状凝縮に近い状態となり、フィン下部では冷媒の凝縮液の液切れが促進され、管外熱伝達率が向上した。
- (3) ライフルフィンチューブと同様に、フィンのない管端部及びランド部の製作が可能である。

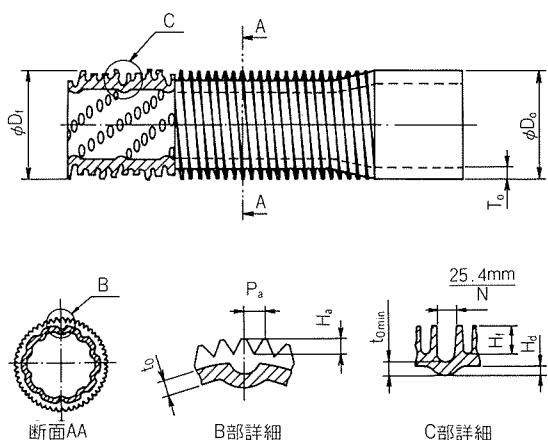
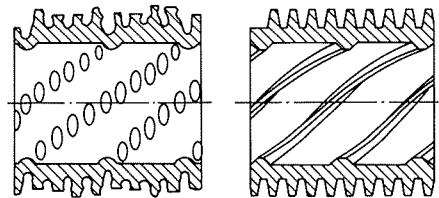


図22 トレッドフィンチューブの形状

5.3 製品寸法及び材質

トレッドフィンチューブの製品標準寸法を表10に示す。管の全長は24m以下である。

フィン加工前の原管の材質は、JIS H3300 C1220T-OLであり、トレッドフィンチューブの質別は、フィ



(a) トレッドフィンチューブ (b) ライフルフィンチューブ

図23 内面形状

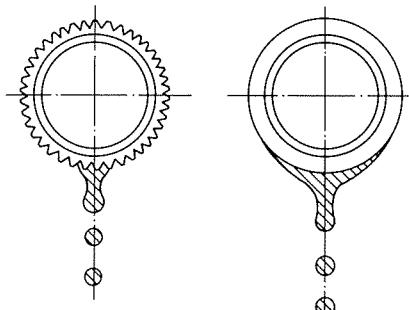
(a) トレッドフィンチューブ (b) ローフィンチューブ
図24 凝縮液の液切れ状態

表10 トレッドフィンチューブの標準寸法

製品番号	管端部		フィン部								
			外側フィン			外側ローレット			肉厚		内側ディンプル
	外径 D_o (mm)	肉厚 t_0 (mm)	山数 N (山/インチ)	外径 D_f (mm)	フィン高さ H_f (mm)	ピッチ P_a (mm)	深さ H_a (mm)	底肉厚 t_0 (mm)	最小底肉厚 t_{0min} (mm)	個数 M (個/円周)	高さ H_d (mm)
TRED19D-1414	14.0	1.4	19	14.4	1.3	1.1	0.7	0.78	0.68	7.6	0.35
1614	15.88	1.4	19	15.88	1.3	1.1	0.7	0.83	0.63	8.2	0.35
1915	19.05	1.45	19	19.05	1.3	1.1	0.7	0.83	0.63	10.2	0.35
2215	22.22	1.45	19	22.22	1.3	1.1	0.7	0.83	0.63	12.3	0.35
2515	25.4	1.45	19	25.4	1.3	1.1	0.7	0.83	0.63	14.3	0.35
TRED26D-1414	14.0	1.4	26	14.4	1.3	1.1	0.7	0.70	0.60	8.5	0.35
1614	15.88	1.4	26	15.88	1.3	1.1	0.7	0.75	0.60	9.1	0.35
1915	19.05	1.45	26	19.05	1.3	1.1	0.7	0.75	0.60	11.4	0.35
2215	22.22	1.45	26	22.22	1.3	1.1	0.7	0.75	0.60	13.6	0.35
2515	25.4	1.45	26	25.4	1.3	1.1	0.7	0.75	0.60	15.9	0.35

製品番号の見方 : TRED 19D-14 14

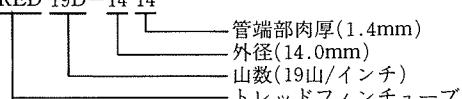


表11 供試管

区分		外面フィン			外面ローレット		底肉厚 t_0 (mm)	内径 D_i (mm)	内面ディンプル		内面リブ		
		山数 N (山/インチ)	外径 D_f (mm)	フィン高さ H_f (mm)	ピッチ P_a (mm)	深さ H_a (mm)			個数 M (個/円周)	高さ H_d (mm)	条数 (条/円周)	高さ (mm)	軸方向 ピッチ (mm)
トレッドフィンチューブ	TR19	19	18.84	1.35	1.1	0.35	0.87	14.39	10.2	0.35	—	—	—
ライフルフィンチューブ	RL19	19	18.98	1.43	—	—	0.87	14.36	—	—	6	0.35	7.5
ローフィンチューブ	LF19	19	18.65	1.42	—	—	0.77	14.30	—	—	—	—	—
トレッドフィンチューブ	TR26	26	18.37	1.29	1.1	0.35	0.68	14.45	11.4	0.35	—	—	—
ライフルフィンチューブ	RL26	26	18.89	1.38	—	—	0.67	14.82	—	—	6	0.35	7.7
ローフィンチューブ	LF26	26	18.98	1.43	—	—	0.80	14.50	—	—	—	—	—

表12 伝熱性能測定条件

区分	冷媒	凝縮飽和温度 (°C)	入口過熱度 (°C)	冷却水入口温度 (°C)
凝縮試験	R-22	40	1~3	30±1

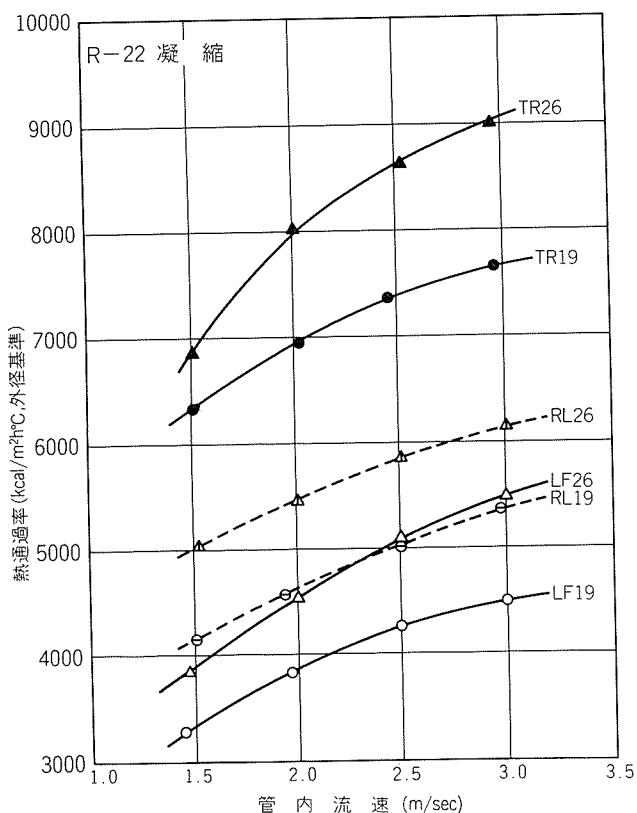


図25 トレッドフィンチューブの凝縮伝熱性能

ン加工のまま、または軟質である。

5.4 伝熱性能

5.4.1 供試管

供試管を表11に示す。比較管としては、ライフルフィンチューブ及びローフィンチューブを用いた。

5.4.2 測定方法

伝熱性能測定方法は、4.4.2項と同じである。ただし、

表13 Aと h_o の計算結果

供試管記号	A	h_o (kcal/m²h°C)
TR19	10370(2.60)	11410(1.30)
RL19	6740(1.69)	7900(0.90)
LF19	3990(1.00)	8810(1.00)

注) ()はLF19に対する比を示す。

冷媒はフロン22を用いた。測定条件を表12に示す。

5.4.3 測定結果

熱通過率の測定結果を図25に示す⁴⁾。管内流速2.0m/secにおいて、19山/インチのトレッドフィンチューブの熱通過率は、同ローフィンチューブの1.8倍、同ライフルフィンチューブの1.5倍である。26山/インチのトレッドフィンチューブは、19山/インチの同じものに対して、1.15倍である。

ウィルソン・プロット法に従って、熱通過率Kを管内熱伝達率 h_i 、管外熱伝達率 h_o 及び管内流速Vで表わすと、(13)式のようになる。

$$\frac{1}{K} = \frac{1}{h_i} + \frac{1}{h_o} \quad \dots\dots(8)$$

$$= \frac{1}{AV^{0.8}} + \frac{1}{h_o} \quad \dots\dots(13)$$

ここで、Aは定数である。

19山/インチの供試管の測定結果から、A及び h_o の値を表13に示す。トレッドフィンチューブの管内及び管外熱伝達率は、ライフルフィンチューブの1.54倍及び1.44倍にそれぞれ向上した。

管内の水頭損失の測定結果を図26に示す。トレッドフィンチューブの水頭損失は、ライフルフィンチューブに比較してやや大きい。

5.5 汚損管の伝熱性能

5.5.1 供試管

供試管は、前掲の表11におけるTR19とLF19を用いた。

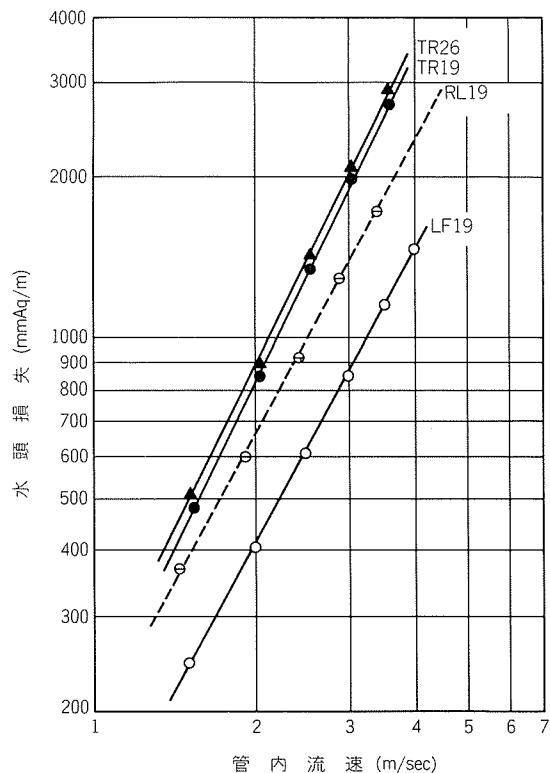


図26 トレッドフィンチューブの水頭損失

表14 供試管内部の付着物量(2点平均)

供試管記号	内面付着物量 (mg/cm ²)
TR19	0.52
LF19	0.56

管内の汚損特性は、後述する 5.6.2 項の試験方法により、管内に pH 5.5~6.5 の弱酸性の水を循環することにより試験した。ただし、管の全長は 2100mm、管内流速は 2.0 m/sec、通水期間は約 9 か月間とした。

供試管の内面付着物量を、表14に示す。これは、供試管出入口に装着した短管の、水洗前後の重量変化により測定したものである。

5.5.2 測定方法及び測定結果

伝熱性能測定装置及び測定条件は、5.4.2 項と同じである。

新管に対する汚損管の熱通過率 K の比を図27に示す³⁾。管内流速 2.0m/secにおいて、トレッドフィンチューブ (TR19) の熱通過率はその新管に比較して 86% に低下したが、その低下率はローフィンチューブ (LF19) の 83% とほぼ同様であった。従って、本実験の範囲では、トレッドフィンチューブがローフィンチューブより汚損されやすいということはなかった。

5.6 耐食性

5.6.1 供試管

供試管として、前掲の表11における TR26, TR19, RL

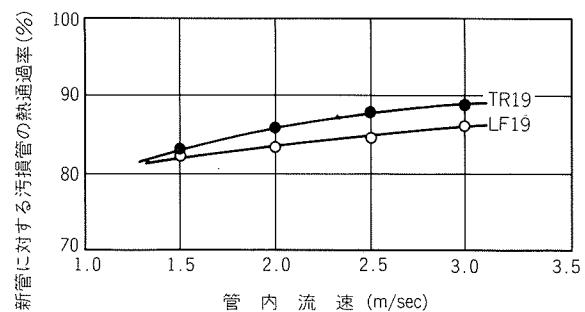


図27 トレッドフィンチューブの新管に対する汚損管の凝縮伝熱性能

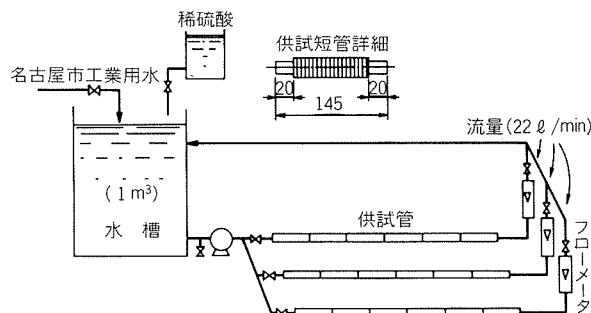


図28 腐食試験装置

19及びLF19を用いた。

5.6.2 試験方法

腐食試験装置を図28に示す。供試管は 145mm の短管とし、その両端各 20mm にわたって外面フィンを除去し、軟質ビニールホースで連結した。

管内試験水は、名古屋市工業用水に硫酸を添加し、pH を 5.5~6.5 の弱酸性とした。毎朝、pH を 5.5 に調整した水槽内の試験水を渦巻式ポンプによって直列に連結した供試管に通水した。通水量は、どの供試管においても 2.0 m/sec を越すよう、22 l/min とした。ブロードウンは毎週 1 回とした。通常、硫酸添加前の pH は 6.0~6.5 に上昇していた。通水期間は約 4 か月間とし、試験水の分析は毎月 1 回実施し、その結果を表15に示した。

5.6.3 試験結果

供試管の内面は、いずれも茶色の酸化鉄とみなされる粉末状の付着物で、薄く均一におおわれていた。

供試管は室内で十分乾燥し、重量を測定してから、ナイロンブラシで管内面を水洗した。洗浄後再び重量を測定し、管を半裁して、内面を観察した。管内面には、潰食や孔食の徵候は全く見られなかった。

腐食速度の測定結果を図29に示す³⁾。トレッドフィンチューブの腐食速度は、ライフルフィンチューブやローフィンチューブと比較して大差なく、内面突起のために腐食が著しくなるということはなかった。

5.7 製造方法

トレッドフィンチューブの製造工程を図30に、転造加工方法⁵⁾を図31にそれぞれ示す。まず、ローフィンディ

表15 試験水の水質分析結果

項目	開始時	1か月後	2か月後
pH	5.4	5.0	5.3
全蒸発残留物(ppm)	310	290	560
導電率($\mu\Omega/cm$)	640	590	740
全硬度(mg/CaCO ₃ /ℓ)	68	79	110
Ca-硬度(mg/CaCO ₃ /ℓ)	27	23	36
Cu ²⁺ (ppm)	<0.1	<0.1	<0.1
SiO ₂ (ppm)	11	10	14
全鉄(ppm)	1.2	1.0	1.8
Cl ⁻ (ppm)	140	68	130
SO ₄ ²⁻ (ppm)	120	160	140
NH ₄ ⁺ (ppm)	0.3	<0.1	<0.1
PO ₃ ³⁻ (ppm)	<0.1	<0.1	0.6

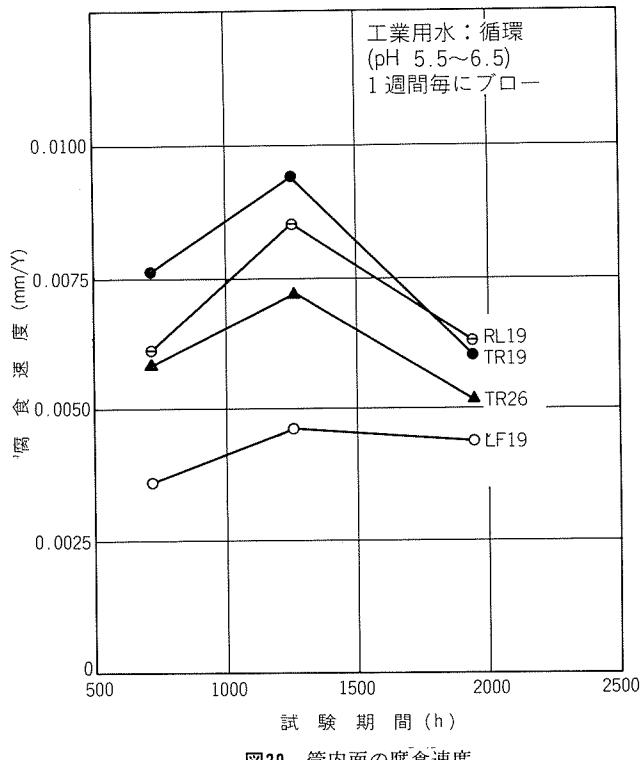


図29 管内面の腐食速度

スクでフィンを成形し、次に、ディンプルディスクを用いて、フィンとフィンの谷間に突起状のディンプルを成形する。最後に、ローレットディスクでフィン先端をのこぎり歯状に加工する。これら三つのプロセスを組合せて加工したものである。

6. 漏洩検知溝付管

6.1 開発の目的

漏洩検知溝付管は、熱交換器の漏れが発生した場合に、

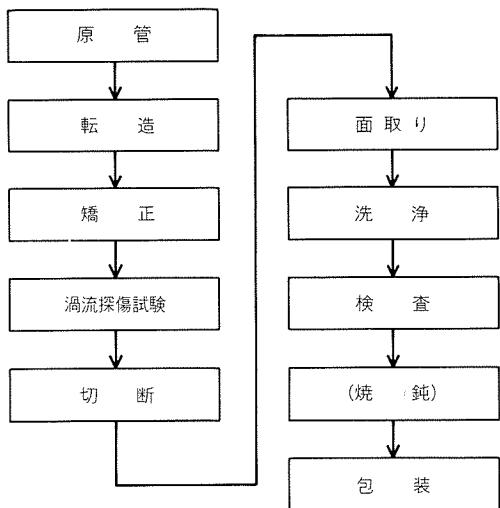


図30 トレッドフィンチューブの製造工程

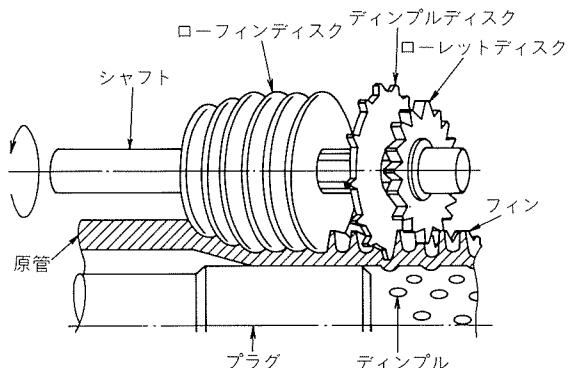


図31 転造加工方法

その溝から流出する液体を早期に検知して、事故を未然に防ぐために使用されるものである。従来は、原子力関係のプラント、潜水艦、船舶等の熱交換器に用いられてきた。最近では、人体に害を及ぼす不凍液や冷媒の漏れを早期に発見するため、水道法に基づいてソーラシステムの蓄熱槽やヒートポンプ式温水器等の熱交換器にも広く使用され、更に、本来の目的である安全性の確保に加えて、伝熱性能の向上が求められるようになってきた。このような背景のもとで、管の内面または外面にフィンをもつ漏洩検知溝付管の開発を行い、商品化した。

6.2 形状

漏洩検知溝付管の外観及び断面を図32に示す。型式の欄の記号は、次のようである。

PL : 平滑管

RF : リップルフィンチューブ

TK : トレッドフィンチューブと同様の外面形状

SP : スパイラルフィンチューブ

LF : ローフィンチューブ

MF : ミドルフィンチューブ

HF : ハイフィンチューブ

漏洩検知溝付管の型式及び材料・質別の選択は、流体の種類や使用条件によって決定される。

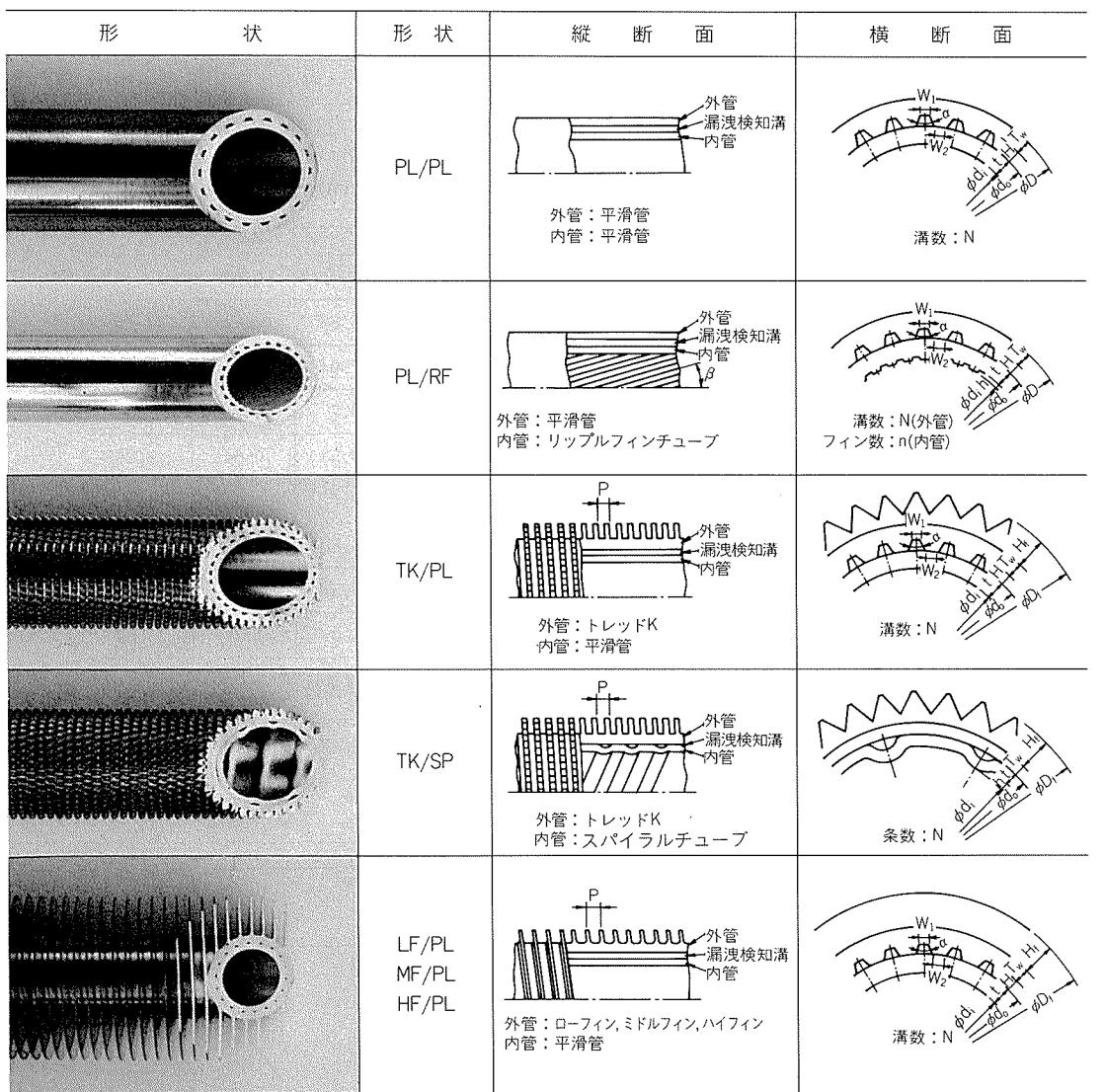


図32 漏洩検知溝付管の外観及び断面形状（記号は前章までのものと多少異なる）

表16 外面が平滑管型の漏洩検知溝付管標準寸法（記号は前章までのものと多少異なる）

型 式	公称寸法 (内管 (外径) (基準)	外 管				内 管		
		外 径 D (mm)	底肉厚 T _w (mm)	溝深さ H (mm)	溝 数 N (条/円周)	外 径 d _o (mm)	肉 厚 t (mm)	内 径 d _i (mm)
PL/PL	12.7	14.7	0.6	0.4	30	12.7	0.64	11.42
	15.88	18.1	0.6	0.5	30	15.88	0.71	14.46
PL/RF	9.53	11.6	0.64	0.4	25	9.53	0.6	8.33
	12.7	14.8	0.64	0.4	30	12.7	0.6	11.50

6.3 製品寸法及び材質

外面が平滑管型及びフィン付管型の漏洩検知溝付管の製品標準寸法を、表16及び表17にそれぞれ示す。管の全長は24m以下である。

外管は、すべて銅 (JIS H3300 C1220T) である。内管は、RFとSPが銅のみ、PLは銅及び銅合金(JIS H

3300 C6871, C7060等) である。質別は、加工のまま、応力除去焼純、または軟質である。

6.4 伝熱性能

6.4.1 供試管

供試管として、TK/PL ($\phi 9.52\text{mm}$)、TK/PL ($\phi 12.7\text{mm}$) 及びLF/PL ($\phi 12.7\text{mm}$)を用いた。()内は、内管

表17 外面がフィン付管型の漏洩検知溝付管標準寸法(記号は前章までのものと多少異なる)

型式	公称寸法 (内管 外径 基準)	外 管					内 管			
		底肉厚 T_w (mm)	溝深さ H (mm)	溝数 N (条/円周)	フィン外径 D_f (mm)	フィン高さ H_f (mm)	フィンピッチ P (mm)	外径 d_o (mm)	肉厚 t (mm)	内径 d_i (mm)
TK/PL	9.53	0.6	0.4	25	14.3	1.4	1.34	9.53	0.64	8.25
	12.7	0.6	0.4	30	17.5	1.4	1.34	12.7	0.64	11.42
	15.88	0.6	0.5	30	20.9	1.4	1.34	15.88	0.71	14.46
TK/SP	7.94	0.7	0.4	(3)	12.7	1.4	1.34	7.94	0.71	6.54
	12.7	0.7	0.5	(3)	17.9	1.4	1.34	12.7	0.75	11.02
LF/PL	9.53	0.6	0.4	25	14.5	1.5	1.34	9.53	0.64	8.25
	12.7	0.6	0.4	30	17.7	1.5	1.34	12.7	0.64	11.42
	15.88	0.6	0.5	30	21.1	1.5	1.34	15.88	0.71	14.46
MF/PL	10.5	1.0	0.4	30	19.05	3.0	2.31	10.5	0.64	9.22
HF/PL	16.0	1.5	0.5	18	40.0	10.0	2.82	16.0	1.24	13.52

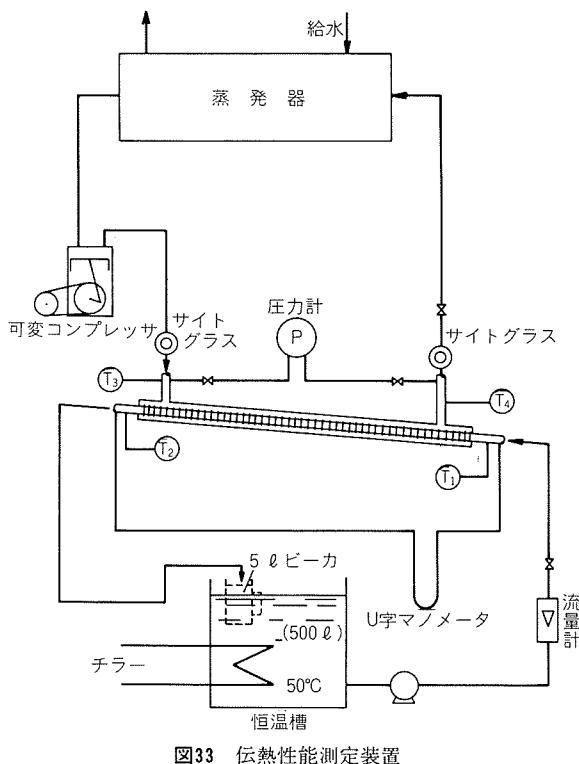


図33 伝熱性能測定装置

外径を示す。

6.4.2 測定方法

伝熱性能測定装置を図33に示す。二重管式熱交換器において、冷媒フロン12を用いて凝縮試験を行った。管の有効長さは1600mmで、外管は外径22.22mm×肉厚1.2mmの銅管である。測定条件を表18に示す。熱通過率Kの計算方法は、4.4.2項と同じである。

6.4.3 測定結果

測定結果を図34に示す³⁾。同一冷却水量において、TK/PL(φ12.7mm)の熱通過率がLF/PL(φ12.7mm)より大

表18 伝熱性能測定条件

区分	冷媒	凝縮飽和温度 (°C)	入口加熱度 (°C)	冷却水入口温度 (°C)
凝縮試験	R-12	60	75±2	50

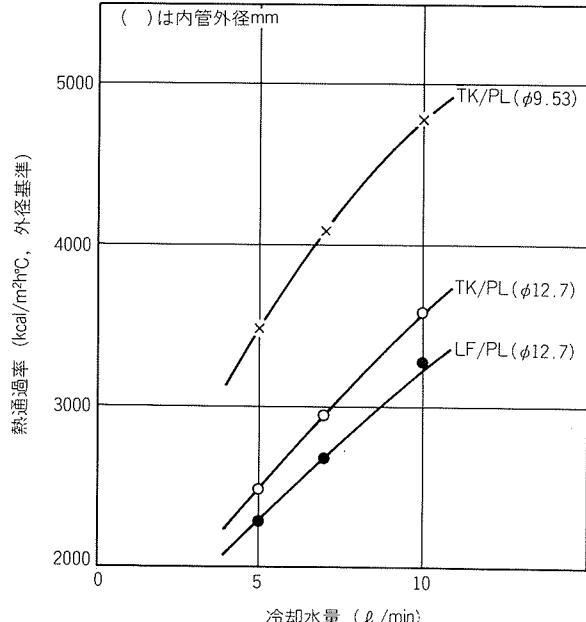


図34 漏洩検知溝付管の凝縮伝熱性能

きいのは、外面のローレット加工により、管外熱伝達率が上昇したためである。TK/PL(φ9.53mm)の熱通過率がTK/PL(φ12.7mm)より大きいのは、管内径が小さく、そのため、管内流速が大となって管内熱伝達率が増加したことによる。

6.5 漏洩検知能力

6.5.1 供試管及び測定方法

供試管として、TK/PL(内管外径9.53 mm)を用いた。

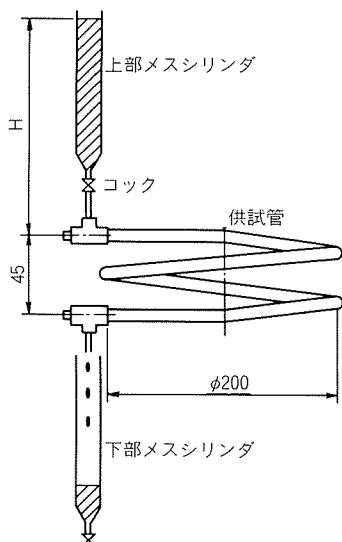


図35 試験管の形状及び測定方法

表19 漏洩検知能力測定結果

区分	測定回数		
	1回目	2回目	3回目
T _A (sec)	110	58	51
T _B (sec)	445	342	321

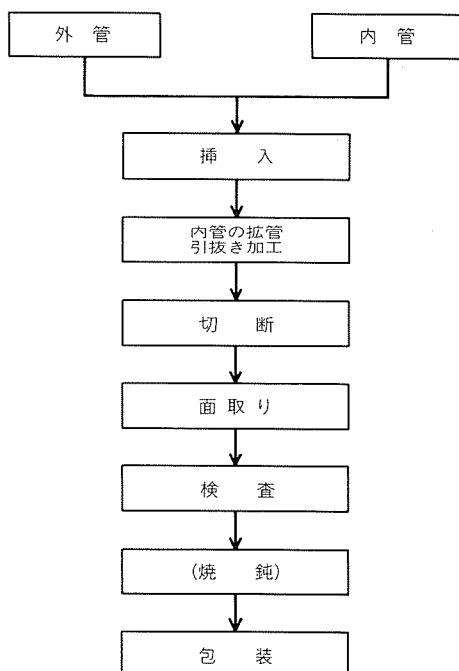


図36 漏洩検知溝付管(TK/PL)の製造工程

供試管の形状及び測定方法を図35に示す。供試管の全長は1080mmとし、両端各40mmは外管を除去した。供試管は直径200mmのコイル状とし、上端の検知溝部に水頭H=350mmAqの水を接続した。試験は、コックを開いてから、下部メスシリンダに水が流出するまでの時間T_A、流出量10ccに至るまでの時間T_Bを測定した。測定は3回行い、1回目は検知溝がドライな状態で通水し、2回目以降は通水前に4kgf/cm²Gのドライエアを20sec間検知溝に通気後、水頭を負荷した。

6.5.2 測定結果

測定結果を表19に示す。1回目の試験で、T_Aは110secを要し、T_Bは445secであった。

6.6 製造方法

漏洩検知溝付管の製造工程の一例を図36に示す。この場合は、拡管引抜加工によって製造する例であり、プラグにより内管を拡管して外管を密着させる方式である。

7. おわりに

伝熱管の伝熱性能及びコスト・パフォーマンスを向上させることを目的として、リップルフィンチューブ・FFタイプ、チタン・ローフィンチューブ、トレッドフィンチューブ及び漏洩検知溝付管を開発した。

今後の開発指向として、

- (1) 現状伝熱管の改良
- (2) 伝熱促進因子の新しい組合せによる伝熱管の開発
- (3) 平滑管を使用する熱交換器の場合、伝熱性能の低い、全体あるいは部分的な領域において、その流体に適した伝熱管の開発

があげられる。需要家各位のご要望に応える形で、積極的に開発に取組んでいきたい。

今回のリップルフィンチューブ・FFタイプの開発に当り、ダイキン工業(株)空調生産本部汎用空調設計部の方々から多大のご指導・ご鞭撻を賜った。ここに厚く謝意を表するしだいである。

文 献

- 1) 実開昭55-180186.
- 2) 野世溪精、若松千代治：未公表。
- 3) 野世溪精：未公表。
- 4) 野世溪精：本誌、25(1984), 70.
- 5) 特開昭60-29594.

Reprinted from SUMITOMO LIGHT METAL TECHNICAL REPORTS (Title No. R-306)

技術資料

アルミニウム系超塑性材料の最近の進歩

吉田英雄* 馬場義雄**

Trend of Superplastic aluminum alloys

by Hideo Yoshida and Yoshio Baba

住友軽金属工業株式会社技術研究所

アルミニウム系超塑性材料の最近の進歩

吉田 英雄* 馬場 義雄**

Trend of Superplastic aluminum alloys

by Hideo Yoshida and Yoshiro Baba

1. はじめに

超塑性に関する国際会議が近年活発になり、昨年(1985)においても、イギリスで“Superplasticity in Aerospace-Aluminum”が、フランスで“Superplasticity”が相次いで開催され、超塑性材料の研究開発が新たな段階に入ったように考えられる。これら、超塑性成形が従来技術に代る実現性の高い加工法であることが、航空宇宙産業及び航空機生産者に急速に認識され始めたからである¹⁾。さらに、7475のような既存合金においても超塑性現象の得られることがわかり、特殊な合金を採用するよりも容易であるという事情もあげられる。

さて、アルミニウム系超塑性材料の開発の歴史を振り返ってみると、欧米では1960年代に入って、主に共晶あるいは共析の二相合金で本格的な基礎研究が始った。この結果、米国のIBM社でAl-78%Zn共析合金がすぐれた超塑性を示すことが明らかにされ、工業化された。これは、今日SPZの名称で知られている合金である。しかしながら、この材料は亜鉛を多く含むために比重が高く、耐食性の劣る欠点がある。さらに、成形後、室温に放置しておくとクリープを生じる場合がある。このため、1970年代に入り、SPZに代る工業用材料が英国のTube Investment社とBritish Aluminum社(現British Alcan Aluminum Limited)の共同で模索された。このようにしてSupral 100の名称で知られるAl-Cu-Zr合金が開発された。このSupralは1974年以来、数千ton 製造されたといわれている^{2,3)}。

一方、1970年代は航空機の軽量化をはかり、かつ、安全性を高める必要から航空機用高力アルミニウム合金の加工熱処理法が研究された時期でもあった。このような研究の中から、特殊な加工熱処理法を用いると結晶粒が微細化されることが明らかになってきた^{4,5)}。1970年代後半から1980年代にかけて、米国のRockwell International社において10μmの結晶粒径を有する高力アルミニウム合金の製造法が確立され⁶⁾、航空機部品の一体化成形加

工に成功した。さらに最近では、1990年代の新しい航空機用アルミニウム合金として注目を浴びているAl-Li合金が高温ですぐれた超塑性を示すことがわかり、今後の新しい展開が期待されている。

わが国でも、共晶系アルミニウム合金やAl-Zn共析合金に関しては、古くから数多くの研究がなされてきたが、工業的規模で量産化の段階に入ったのはここ数年で、比較的新しい分野である。

ここでは、まずアルミニウム系超塑性材料の冶金学的特徴を述べ、次に工業的レベルで実用化の進んでいる超塑性合金の製造法とその特性をまとめてみる。さらに7475を用いた超塑性成形の応用について、筆者らの経験をもとに述べることにする。なお、超塑性の機構等については別のすぐれた解説があるので、それらを参照されたい^{7~10)}。

2. 超塑性材料の冶金学的特徴

通常の工業用アルミニウム合金は高温で引張変形させても、300%以上の伸びを得るのが困難である。この理由として、たとえ結晶粒が微細であっても高温で変形させると、図1(b)のように結晶粒の粗大化を生じて、伸びが急激に低下するからである。また、合金によっては、図1(a)にもみられるように、結晶粒界や金属間化合物の界面でキャビティが生じやすくなり、伸びの低下の原因となっている場合もある。

このような理由から、Lloydらはアルミニウム合金で超塑性を得るには、次のような諸点の満たされが必要であると述べている¹¹⁾。

- (1) 結晶粒径をできるだけ微細にする(10μm以下)。
- (2) 熱的に安定なミクロ組織にする。これには、結晶粒界をピンニングするものが必要である。
- (3) キャビティの生じにくいミクロ組織にする。このためには、粗大でかたい介在物は少くする必要がある。高純度の地金を用いるかどうかは、コストとの兼合で決る。

* 技術研究所金属材料研究部

** 技術研究所 工学博士

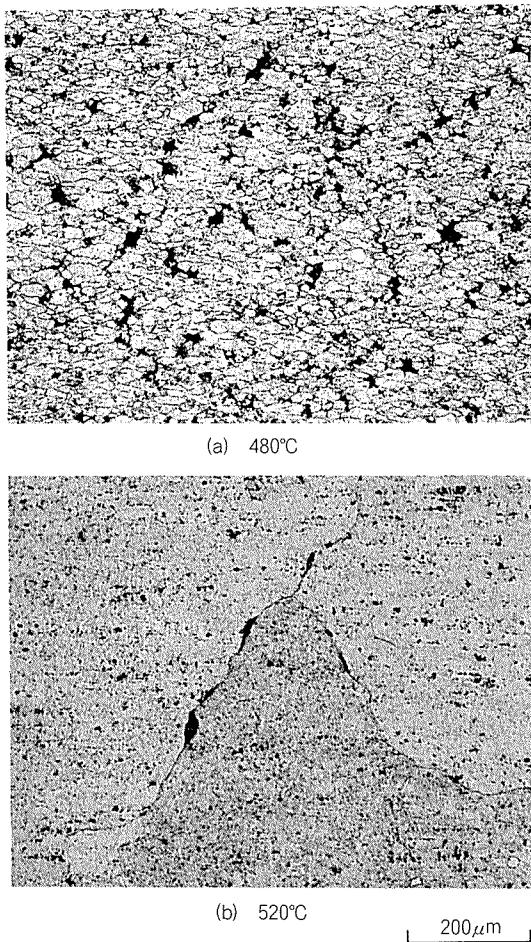


図1 Al-Mg系合金の高温変形後の断面ミクロ組織
(L-LT面)($\dot{\epsilon} = 4 \times 10^{-4} \text{sec}^{-1}$)

(4) 成形を容易にするために、変形応力はできるだけ小さくし、また、工業的に可能なひずみ速度 10^{-2}sec^{-1} で高いm値を得るようにするのがよい。

以上の諸点を満たすような超塑性材料の開発が、各種の合金系でなされてきた。前述のLloydらに従って、超塑性アルミニウム合金を分類すると、次の三つになる。

- (a) 二相 (Dual Phase) 合金
- (b) 粗大粒子で安定化された合金
- (c) 微細粒子で安定化された合金

(a)に属する合金には、Al-33%Cu, Al-78%Znなどがある。いすれも第二相の体積率が30~50%占める合金である。加工熱処理により、共晶あるいは共析組織はいすれの相とも数μmの粒径となる。

(b)に属する合金には、Al-6%Ni, Al-12%Si, Al-7.6%Ca, Al-13%Mg₂Si, Al-5%Zn-5%Caなどの共晶合金がある。凝固中に棒状の金属間化合物が形成され、その後の加工熱処理で0.2~0.5μm径の粒子としてマトリックスに分散される。これらの粒子は体積率で10~20%占め、微細粒を形成するのに役立っている。しかしながら、これらの粒子は主に凝固中に形成されるために、そのサイズは凝固速度に依存する。サイズを小さくするためには、速く冷却する必要があり、通常の大型の

DC鉄塊では製造の困難な場合が多い。

(c)に属する合金には、通常の実用アルミニウム合金あるいはそれに類似した合金、例えば、Al-2~10%Cu, Al-2~8%Zn, Al-5~8%Mg, Al-Mg-Si(6061), Al-Zn-Mg-Cu(7075, 7475)などがある。Cu, Zn, Mgなどの溶質原子は、加工によって導入された転位と反応して、転位の移動や再配列を妨げる働きをする。これらの溶質原子だけでは拡散が比較的早く、昇温中あるいは高温変形中に回復、再結晶し、結晶粒の成長を招きやすいために、通常、Mn, Cr, Zrなどの再結晶抑制元素が添加されている。急速凝固法を利用して、これらの添加元素の固溶量を増やし、超塑性変形中に再結晶させる場合もある。Supralなどはこれを利用している。

3. 各種の超塑性アルミニウム合金

3.1 Al-Zn系共析型合金

この合金は、むしろ亜鉛合金ともいえるが、成形温度も低く、かつ、すぐれた超塑性を示すために、数多くの研究がなされてきている⁹⁾。この合金に超塑性特性をもたらせるには、素材を溶体化処理後、急冷、あるいは急冷→冷間加工し、室温あるいは共析温度以下で焼なましにより($\alpha + \beta$)二相の共析分解させることが必要である。このような加工熱処理により α , β 相とともに1μm以下の粒子となる。この超塑性材を250°Cで変形させると 10^{-2}sec^{-1} で1,000%以上の伸びが得られる。しかしながら、微細粒のために室温でクリープを生じやすい。このため成形後、焼なまし焼冷することにより、粒成長を生じさせて、クリープ強度を向上させることが行われている。また、変態速度を制御したり、強度を向上させるためにCu, Mgなどの添加される場合がある。

3.2 Al-Zn-Ca系共晶合金^{11,12)}

この合金はAlcan社で開発された合金(Alcan 08050)で、Al-5%Zn-5%Caの組成をもつ共晶合金である。棒状のCaZnAl₃の第2相が凝固中に形成される(20%体積率)が、熱間・冷間加工により、0.2~0.5μm径の球状粒子となる。冷間加工によりセル組織が形成され、450°C以上に昇温させると核生成・成長機構よりも、むしろ連続再結晶により1~2μmの微細粒が形成されるといわれている。550°C, 10^{-2}sec^{-1} でm値は最大となり、600%の伸びを得る。この系の合金は、耐食性にすぐれている。しかしながら、微細な棒状の化合物を得るには、凝固速度を速くする必要があり、大型鉄塊では製造が困難なこと、またスクラップの再利用の面から利用しにくいなどの欠点がある¹³⁾。

3.3 Al-Cu, Al-Mg系合金

Supral 100(2004)で知られるAl-6%Cu-0.4%Zrが有名である。この合金は、組成からもわかるようにZrが0.4%添加されており、通常のDC鉄塊では冷却速度が遅

いため、 Al_3Zr の巨大化合物を晶出し、製造が困難である。このため、急速凝固法によりデンドライトセルを微細にし、かつ、 Zr を過飽和に固溶している^{2,14)}。このようにして得られた鋳塊を 400°C 以下で均質化処理して、 Zr を微細に析出させた後、300°C の温間圧延で強加工することにより超塑性材を製造している。圧延のままでは、ポリゴン化ないしは 1~2 μm の亜結晶粒を有する組織となっている。この圧延板を超塑性温度まで昇温させ、50% 变形させると、均一で等軸な結晶粒径が得られる。Watts ら¹⁴⁾、Grimes ら^{15,16)}はこの再結晶過程を動的再結晶と考えている。さらに、Bricknell ら¹⁷⁾、東ら¹⁸⁾は集合組織の観点から、連続再結晶（その場再結晶）により微細粒が形成されていると述べている。さらに、東らは、この合金を低温から昇温させながら变形させる昇温变形法あるいは二段階の温度で成形することにより、従来の恒温变形より伸びが向上することを報告している¹⁸⁾。

Supral 100 は耐食性が劣るため、耐食性が必要な場合には純アルミニウムをクラッドした Supral 150 がある。最近では、これらの合金の強度を向上させるために Mg, Si, さらに Ge が添加された Supral 210、並びに 220 が開発されている³⁾。

Al-Mg 系合金に関しても、5251 相当合金に Zr が 0.4% 添加された Supral 5000 が開発されている¹³⁾。この系合金に関しては、耐食性、表面処理性がすぐれているために、我が国でも独自の合金が開発されている^{19,20)}。

3.4 Al-Zn-Mg-Cu 系合金 (7075, 7475)

Rockwell International の Wert らは、高力アルミニウム合金である 7075、あるいはその不純物量を規制した 7475 でも適切な加工熱処理法を選べば、結晶粒径を 10 μm にできることを明らかにした²¹⁾。

従来の熱間圧延では、圧延温度が比較的高いために、熱間圧延後の熱処理でも再結晶しにくく、鋳造欠陥（不純物の偏析など）が結晶粒界に残存しやすい欠点があった。このため、Di Russo らは鋳塊を低温で均質化熱処理した後、300°C で温間加工を行い、その温度から急冷し、さらに高温へ急熱して再結晶させる加工法を開発した⁴⁾。この処理により、鋳造組織は完全に消失し、微細な再結晶粒の得られることが明らかになった。このようにして得られた圧延板を従来と同様な方法で熱間・冷間加工・熱処理すると、従来材より靱性・延性にすぐれた材料が得られた。一方、Waldman らは、鋳塊を高温で均質化熱処理後炉冷し、温間加工→急熱再結晶というプロセスを開発し、同じような微細再結晶組織を得ることに成功した⁵⁾。

Di Russo や Waldman の加工熱処理は中間加工熱処理 (ITMT) と呼ばれているが、この考え方をさらに発展させたのが Wert らである。彼らの結晶粒微細化工程を図 2 ならびに表 1 に示す²¹⁾。厚板をまず溶体化処理後水焼入れし、それを 400°C で過時効して 0.75~1 μm の第 2 相

表 1 7075 合金の加工熱処理法の最適条件²¹⁾

工 程	条 件
溶体化処理	482°C × 3 hr
時 効	400°C × 8 hr
圧 延	220°C
再 結 晶	482°C × 30min
	水冷 水冷 5~10 パスで 90% 加工 水冷

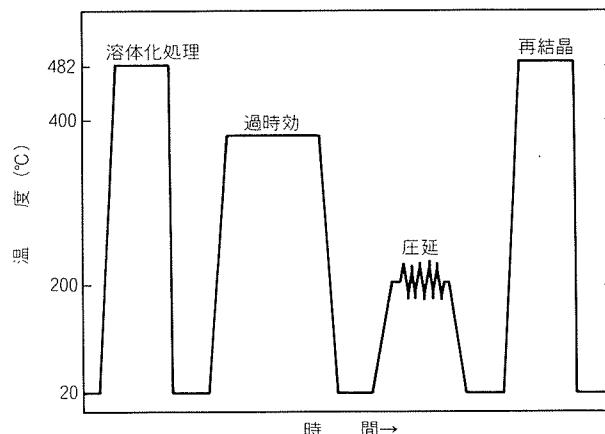


図 2 7075 合金の結晶粒微細化のための加工熱処理工程²¹⁾

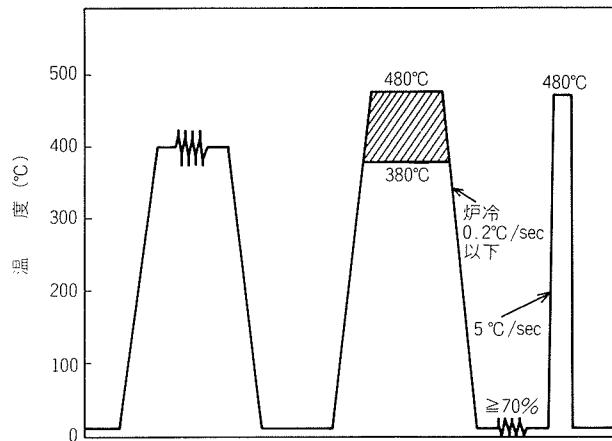
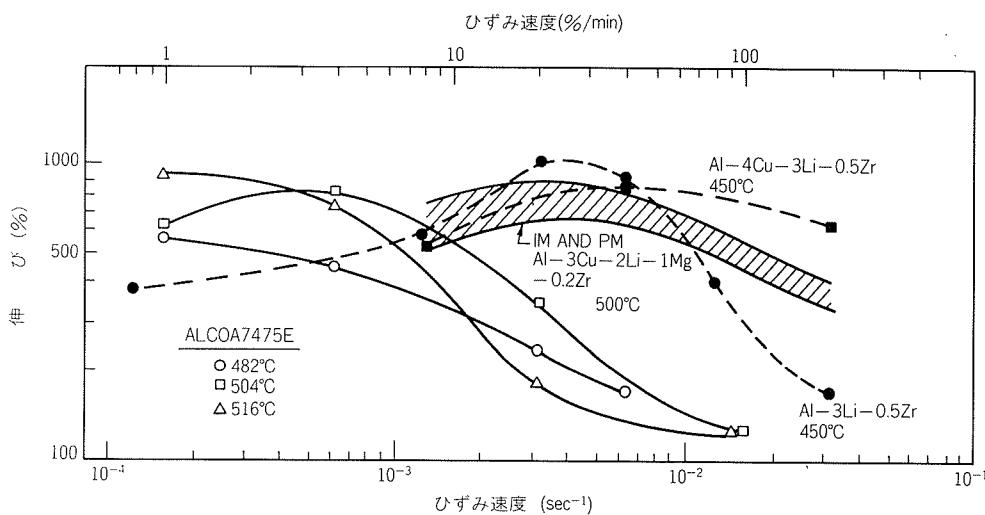


図 3 当社の加工熱処理法²²⁾

を析出させた後、水冷する。その後、220°C の温間圧延で 90% の強加工して急熱により再結晶させる方法である。しかしながら、この方法では、工業的量産化しようとすると温間圧延を含めて技術的に困難な面が多い。このため、著者らは図 3 に示すような、新たな加工熱処理法を開発した²²⁾。これは、圧延板を高温にまで加熱した後、炉冷することにより、約 1 μm の第 2 相粒子を析出させておいて、冷間加工・急熱再結晶させる方法で、10 μm あるいはそれ以下の結晶粒径を得ている。これに対し、後藤らは高温から空冷した後、25% の冷間加工を与えた材料を二段階の温度で成形することにより超塑性を得ている²³⁾。

7475 は、他の超塑性アルミニウム合金に比べ、熱処理によって高い強度が得られるが、後述するように焼入れにより成形体に熱処理ひずみが入りやすい。このため焼入れ方法に工夫をする。

図4 7475, Al-Li系合金のひずみ速度と破断伸びの関係¹⁾

3.5 Al-Li系合金

本系合金は、アルミニウム合金の中でも最も密度が低く、また弾性係数も高いため、将来の航空機用材料として期待されている。この系の合金は、室温では延性に乏しいにもかかわらず、高温では逆にすぐれた超塑性を示すことが明らかになってきた。Al-Li合金として、現在では、8090 (Al-2.5% Li-1.2% Cu-0.7% Mg-0.12% Zr), 8091 (Al-2.6% Li-1.9% Cu-0.7% Mg-0.12% Zr), 2090 (Al-2.7% Cu-2.3% Li-0.12% Zr) などが米国アルミナム協会に登録されている。この系合金の超塑性に関して Grimes らは変形中に再結晶する動的再結晶によって微細粒が生成されることを述べている²⁴⁾。この系合金は、図4に示すように7475よりも速い歪速度で高い伸びの得られるのが特徴である¹⁾。

3.6 アルミニウム-SiC系複合材料

SiC 強化アルミニウム複合材料は、高い比弾性係数と高温強度を有するために、先端材料として注目を浴びている。しかしながら、この材料は、成形加工の困難なことが欠点であった。これに対し、この系の高温変形特性を調べていた Nieh らは、SiC/2124 複合材料で 3.3×10^{-1} sec⁻¹ という比較的高いひずみ速度で、等温変形中に超塑性にいた挙動を示すことを明らかにした。破断までの伸びと変形応力に及ぼすひずみ速度の影響を図5に示す^{1,25)}。さらに、この SiC/Al 複合材において最高の成形性が得られるのは、Solidus line よりもわずかに上の温度の領域で生じることを明らかにしている。

この SiC 強化アルミニウム複合材料の製造に関しては、西村らは、3~5 μm の超塑性粉末を用い、ホットプレス等で製造する方法を考案している²⁶⁾。

なお、表2に各種のアルミニウム系超塑性材の性能比較を示す。

4. 7475合金超塑性成形の応用

超塑性成形について最も精力的に行われているのが航

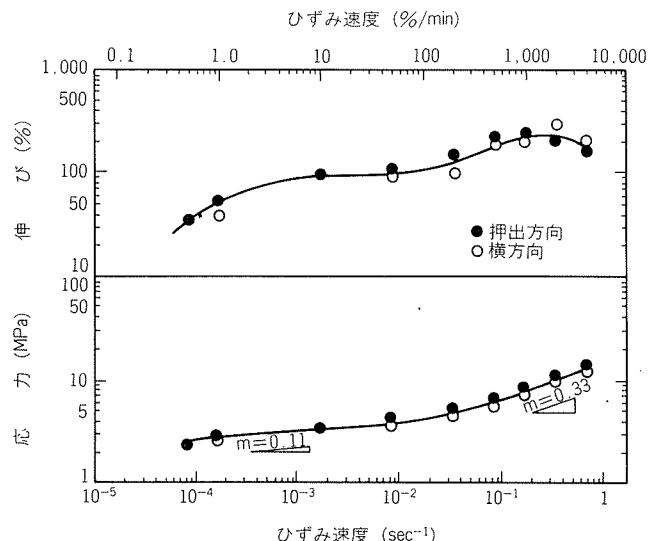
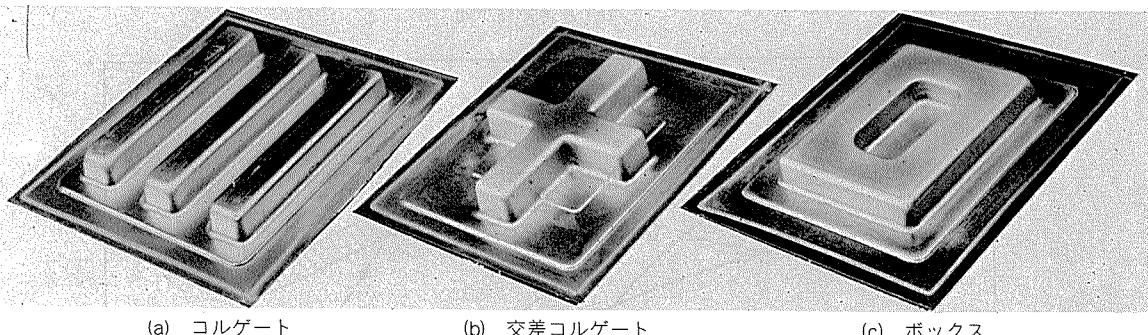
図5 SiC強化複合アルミニウム合金の525°Cでのひずみ速度と伸び、変形応力の関係¹⁾

表2 各種アルミニウム系超塑性材の性能比較

合 金	機械的性質(室温)			超塑性特性			文献
	耐力 (MPa)	引張 強さ (MPa)	伸び (%)	最適成 形温度 (°C)	最大 伸び (%)	ひずみ 速度 (sec ⁻¹)	
Al-78%Zn	200	250	60	250	1500	10^{-2}	9)
Al-5%Zn-5%Ca	158	180	12	550	600	10^{-2}	11)
2004(T6)	300	420	8	470	1600	10^{-3}	3)
Supral 220 (T6)	450	510	6	450	1100	10^{-3}	3)
7475 (T6)	470	550	15	516	1000	10^{-4}	11)
8090(Al-Li)	367	441	5	500	875	10^{-3}	24)
SiC/2124	—	—	—	525	300	10^{-1}	25)
Neopral	334	172	25	500	800	10^{-3}	19)

空機の分野である。その他、電気機器のケースやカバー、自動車のパネル、建材パネルなどに応用例がある。ここでは特に7475の航空機への応用について述べることにする。

図6 基本形状サンプルの超塑性成形例²²⁾

4.1 航空機構造体の一体化加工法

航空機機体は、他の工業製品と比べて非常に多くの部品から構成されており、それはリベットなどの機械的結合法によって組立てられている。この方式では、部品製作工数、組立工数及び作業の管理工数や工具費が部品点数に比例して増加する宿命にあり、潜在的コストアップの要因にもなっている。したがって、構造物を一体化して部品点数を減らすことができれば、大幅な軽量化ならびにコスト低減の可能性があるといわれている²²⁾。

超塑性成形は、このような航空機の複雑部品の一体化加工に寄与するだけでなく、極めて低い変形応力のため、雄型または雌型のいずれか一方を用いるガス圧成形が可能となり、型費低減にも寄与する。Ti合金を用いた加工試作例については、井上らの解説があるので参考されたい²⁷⁾。

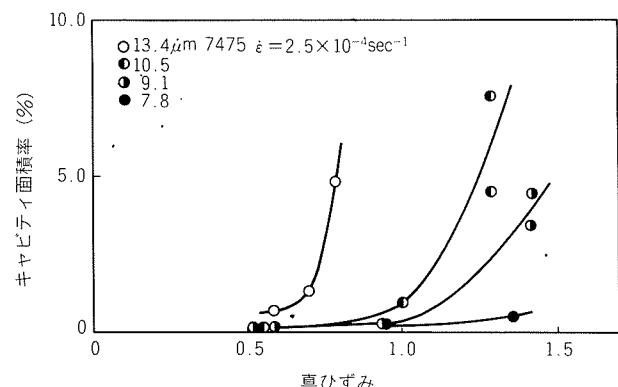
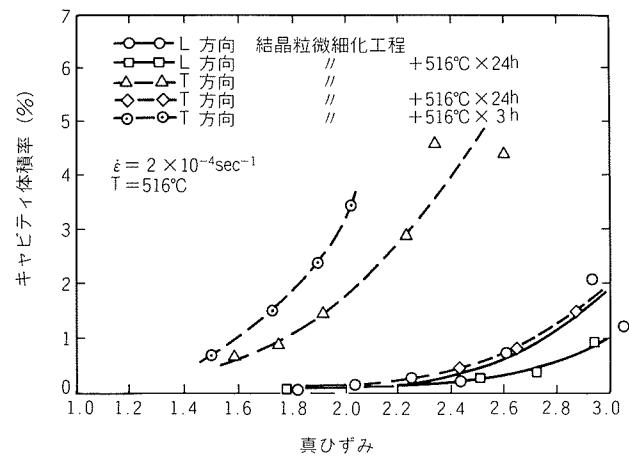
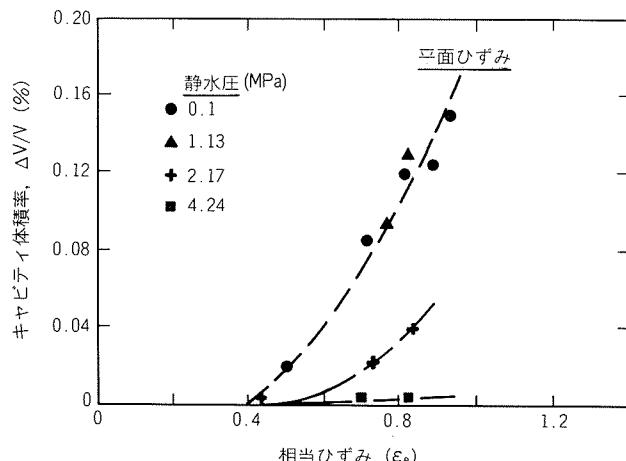
超塑性7475合金の実機適用は、まだ行われていないが、その前段階のデモンストレーション・テストがRockwell社において精力的に押進められている。著者らも航空宇宙工業会の委託により三菱重工業㈱と共同で超塑性高力アルミニウム合金の開発及び一体化加工法の研究を進めている。図6は、その研究成果で、7475超塑性材を用いた基本形状サンプルの例である。

4.2 成形における問題点

(1) キャビティ生成

7475超塑性材の場合、高温変形でのひずみ量の増加とともにキャビティ生成量の増加していくことが知られている。キャビティは鋳造時に晶出した金属間化合物の界面や、結晶粒界に生成しやすい。この防止策としては、第一に結晶粒径をできるだけ微細にすることである。図7は、7475における結晶粒径のキャビティ生成量に及ぼす影響を調べた結果である^{22,28)}。第二に、超塑性成形前に高温加熱処理をすることである。図8は、Bamptonらの試験結果である²⁹⁾。第三は静水圧を付加することである。図9は同じくBamptonらの結果で、直方体の形状にブローニングした時の静水圧付加の影響を示している³⁰⁾。4.24 MPaの静水圧を付加することにより、キャビティの生成量が著しく低減しているのがわかる。しかしながら、静水圧の付加はコスト高の原因となるであろう¹¹⁾。

(2) 热処理ひずみ

図7 キャビティ生成に及ぼす結晶粒径の影響^{22,28)}図8 微細粒7475の超塑性キャビティに及ぼす高温予備焼鈍の影響²⁹⁾図9 キャビティ生成に及ぼす静水圧付加の影響³⁰⁾

高力アルミニウム合金の場合、その強度を高めるためには焼入れ・焼戻しの熱処理が必要になる。問題は超塑性成形した製品をどのように焼入れして、熱処理ひずみを軽減あるいは防止できるかにある。一体成形品はそれ自体、剛性が高まることから焼入れ時の熱処理ひずみを抑制する作用があるが、焼入れ媒体としてポリアルキレングリコール浴との組合せにより、焼入れひずみはかなり低レベルに抑えられる。その他、熱処理治具などを用いて抱束することも必要になる。

なお、超塑性成形体の接合に関しては、チタン合金の一体化加工法では、超塑性現象と拡散接合現象が同じ温度範囲で生じることからSPF/DB加工法が研究され、一部実用化されている。しかしながら、アルミニウム合金の場合には、強固な酸化皮膜を有するために拡散接合は難しい。またろう付けを行うにしても通常のアルミニウムろう材では融点が高すぎるため、シンケート処理等による拡散ろう付けとなる。さらに、高力アルミニウム合金では拡散接合やろう付等を利用するとしても、最終的に組立て構造全体を熱処理しなければならないためにコストメリットがない。他の接合方法としては接着や、スポット溶接法などが考えられる。

5. おわりに

アルミニウム系の超塑性材料は、英国でSupralが開発されてから約10年になるが、飛躍的に伸びるという段階には至っていない。これは、一般の成形品はプレス加工と接合の組合せで可能なため、超塑性のような成形速度が遅く、かつ高温で加工しなければならない用途が少いからであろう。また、航空機品のように、高度に複雑な部品についてはコストメリットがあるが、通常の建材や車両、事務機器の場合には、他の材料との競合あるいはプレス成形や鋳物などとのコスト競争に勝てないことが考えられる。

しかしながら、今後は少量ながらも個性がまとめられる商品の伸びていくことが予想される。こうした少量多品種の生産に対応するには超塑性成形の方が型費低減等によりコストメリットが生ずる。また、付加価値の高い商品も作ることが可能になるであろう。今後、超塑性のメリットを需要家にさらに認識を深めて頂くことが必要になってきた。また、7475のように通常の合金でも超塑性が得られることが明らかになり、今後ますますこの分野の研究が進み、新しい超塑性材料が開発されることが期待される。

最後に、永年TI社で超塑性の研究開発に携ったStowellの言葉³¹⁾を揚げてまとめとしたい。

The industrial Metallurgists have altered their basic questions from "How do we make superplastic alloys ?" to "How can we make useful superplastic alloys ?" to "How do one make useful alloys superplastic ?"

参考文献

- C. A. Henshall, T. G. Nieh and J. Wadsworth : 30th National SAMPE Symposium, (1995), 994.
- D. W. Pashley : Metall., 34 (1980), 307.
- R. Sawle : *Superplastic Forming of Structural Alloys*, ed. by N. E. Paton et al., TMS-AIME, (1982), 307.
- E. Di Russo, M. Conserva, M. Buratti and F. Gatto : Mat. Sci. Eng., 14, (1974), 23.
- J. Waldman, H. Sulinski and H. Markus : Met. Trans., 5 (1974), 573.
- U. S. Patent : 4,092,181, (1978).
- 大塚正久, 堀内 良 : 軽金属, 27 (1977), 85.
- 井口信洋 : 軽金属, 32 (1982), 421.
- 超塑性研究会 : 超塑性と金属加工技術, 日刊工業新聞社, (1980).
- 松木賢司 : 機能性アルミニウム材料, 軽金属学会シンポジウムテキスト, (1982), 10.
- D. J. Lloyd and D. M. Moore : *Superplastic Forming of Structural Alloys*, ed. by N. E. Paton et al., TMS-AIME, (1982), 147.
- D. M. Moore and L. R. Morris : Mat. Sci. Eng., 43 (1980), 185.
- R. Sawle : Sheet Metal Industries, 61 (1984), 447.
- B. M. Watts, M. J. Stowell, B. L. Baikie and D. G. E. Owen : Met. Sci., 10 (1976), 189, 198.
- R. G. Grimes and C. Baker : Aluminium, 51 (1975), 720.
- R. G. Grimes, M. J. Stowell and B. M. Watts : Met. Tech., 3 (1976), 154.
- R. H. Bricknell and J. W. Edington : Acta Met., 27 (1979), 1303.
- 東 健司, 大西忠一, 中谷義三 : 超塑性研究会報告IV昭59, 5, 47.
- 大塚紘一, 向尾三男, 渡辺英雄, 遠藤幸雄 : Alある, (1984), 7月, 14.
- 三島良治, 宮本 仁, 松添信行 : 軽金属, 35 (1985), 455.
- J. W. Wert, N. E. Paton, C. H. Hamilton and M. W. Mahoney : Met. Trans., 12A (1981), 1267.
- 革新航空機技術開発に関する研究調査, 成果報告書, No.802 (1984), No.901 (1985), 日本航空宇宙工業会.
- 後藤博己, 小林保夫, 竹内 康 : 軽金属学会第67回秋期大会講演概要, (1984), 45.
- R. Grimes and W. S. Miller : *Aluminum-Lithium Alloys II*, ed. by T. H. Sanders, Jr. et al., AIME, (1984), 153.
- T. G. Nieh, C. A. Henshall and J. Wadsworth : Scripta Met., 18 (1984), 1405.
- 西村 尚, 山本弘圀 : 軽金属学会第68回春期大会講演概要, (1985), 9.
- 井上 稔, 高橋明男 : 塑性と加工, 26 (1985), 361.
- 吉田英雄, 宇野照生, 都筑隆之, 高橋明男 : 日本金属学会第97回秋期大会講演概要, (1985), 341.
- C. C. Bampton and J. W. Edington : Met. Trans., 13A (1982), 1721.
- C. C. Bampton, M. W. Mahoney, C. H. Hamilton, A. K. Ghosh and R. Raj : Met. Trans., 14A (1983), 1583.
- M. J. Stowell : *Deformation of Multi-Phase and Particle Containing Materials*, ed. by J. B. Bilde-Sørensen et al., 4th Risø International Symposium on Metallurgy and Materials Science, (1983), 119.

技術資料

アルミニウムハニカム及びハニカムサンドイッチ
パネルの基本強度について

竹島義雄* 平田勝彦*

On the Fundamental Strengths of Aluminium
Honeycomb and Honeycomb Sandwich Panel

by Yoshio Takeshima and Katsuhiko Hirata

住友軽金属工業株式会社技術研究所

アルミニウムハニカム及びハニカムサンドイッチパネルの基本強度について

竹島義雄* 平田勝彦*

On the Fundamental Strengths of Aluminium Honeycomb and Honeycomb Sandwich Panel

by Yoshio Takeshima and Katsuhiko Hirata

1. はじめに

ハニカムとは、アルミニウム箔、クラフト紙、プラスチック等の薄いシート状素材を、六角柱の集合体である蜂の巣形状に接着成形したものをいう。ハニカムは種々の特長を有しているが、その最たるものは、サンドイッチ構造用コア材として使用することによって、軽量で、かつ高強度、高剛性の構造体が得られることである。

ハニカムサンドイッチ構造体は、第二次世界大戦中に英国において初めて開発されたといわれ、その歴史は40年余であるが、戦後、米国において工業化されたことにより、重量軽減に対する要求の厳しい航空機関係では不可欠の材料となっている。一方、車両、船舶、産業機器、建築等の分野でも、徐々に用途が拡がりつつあるが、優れた特性の割には、それほど需要が伸びていないのが現状である。これは製造コストに關係があると考えられ、問題点としては、その製造工程に工数がかなりかかることと、サンドイッチ構造用接着剤が比較的割高であることが挙げられる。

当社はこれらの点を解決するべく、アルミニウムハニカムの合理的な製造方法の検討を開始した。本報では、アルミニウムハニカム及びハニカムサンドイッチパネルの基本強度を、アルミニウム箔の強度、箔厚、セルサイズ、ハニカム高さ、面板の強度、板厚等との関係で把握するために行った強度計算式の検討結果と、若干の強度試験結果について述べる。

2. 記号

本報において用いた記号の一覧を以下に示す。図1はその中のハニカム寸法に関する記号を図示したものである。また、ハニカムは方向性を有しており、図1に併せて示すように、アルミニウム箔の連続する方向をL方向、

それに直角な方向をW方向と呼ぶ習慣になっている。本報では、方向を区別する必要のある記号には、L又はWを添字として用いた。

A	ハニカムの単位部分の面積(mm^2)
a	セルの一辺の長さ(mm)
b	セルサイズ(mm)
D	パネル単位幅当たりの曲げ剛性($\text{kgf}\cdot\text{mm}^2/\text{mm}$)
E	縦弾性係数(kgf/mm^2)
e, e'	有効幅(mm)
G	横弾性係数(kgf/mm^2)

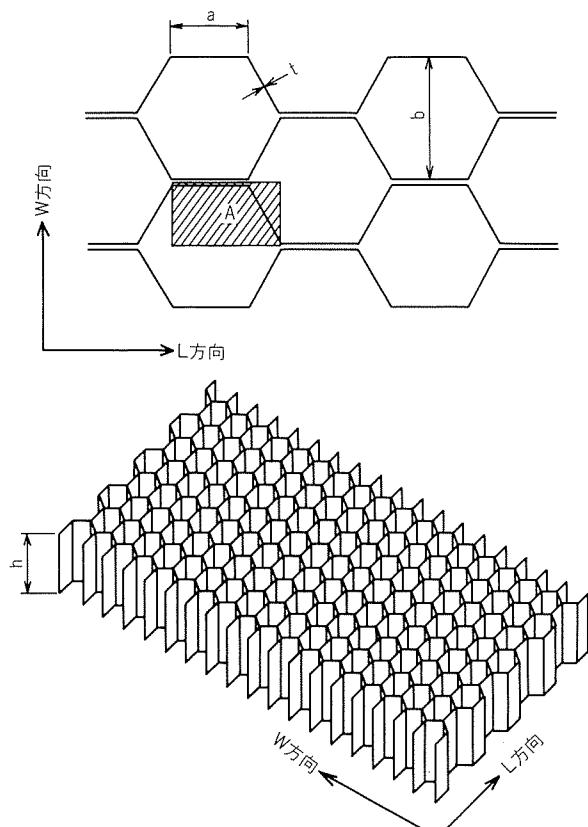


図1 ハニカム寸法に関する記号及びハニカムの方向

* 技術研究所応用研究部

G_c	：ハニカムのせん断弾性率(kgf/mm ²)
h	：ハニカム高さ(mm)
I	：パネル単位幅当りの断面二次モーメント (mm ⁴ /mm)
k, k'	：座屈応力係数
l	：パネル支点間隔(mm)
M	：パネル単位幅当りの曲げモーメント (kgf·mm/mm)
m	：座屈波形の半波数
P	：パネル単位幅当りの集中荷重(kgf/mm)
P_1	：パネル単位幅当りのハニカムコア破壊荷重 (kgf/mm)
P_2	：パネル単位幅当りの面板降伏荷重(kgf/mm)
P_u	：矩形板の耐えうる最大圧縮荷重(kgf)
Q	：ハニカムの単位部分に働くせん断力(kgf)
Q_u	：矩形板の耐えうる最大せん断荷重(kgf)
q	：パネル単位面積当りの等分布荷重(kgf/mm ²)
q_1	：パネル単位面積当りのハニカムコア破壊荷重 (kgf/mm ²)
q_2	：パネル単位面積当りの面板降伏荷重(kgf/mm ²)
t	：箔厚(mm)
t_f	：面板板厚(mm)
U	：パネル単位幅当りのせん断剛性(kgf/mm)
w_c	：単位面積当りのハニカム重量(kg/m ²)
w_f	：パネル単位面積当りの面板重量(kg/m ²)
Z	：パネル単位幅当りの断面係数(mm ³ /mm)
γ	：ハニカムのせん断ひずみ
δ_b	：パネルの曲げたわみ(mm)
δ_s	：パネルのせん断たわみ(mm)
ν	：ポアソン比
ρ	：材料の比重(g/cm ³)
ρ_c	：ハニカムの見かけ比重(g/cm ³)
σ	：応力(kgf/mm ²)
σ_c	：ハニカムの圧縮強さ(kgf/mm ²)
σ_k	：4辺単純支持矩形板の圧縮座屈応力(kgf/mm ²)
σ_y	：降伏応力(kgf/mm ²)

τ	：せん断応力(kgf/mm ²)
τ_c	：ハニカムのせん断強さ(kgf/mm ²)
τ_k	：4辺単純支持矩形板のせん断座屈応力 (kgf/mm ²)
τ_y	：せん断降伏応力(kgf/mm ²)

3. アルミニウム材料の強度

アルミニウムハニカム及びハニカムサンドイッチパネルの強度を計算するためには、材料定数として、アルミニウム箔及びアルミニウム面板の強度が必要である。設計の立場から強度計算を行う場合、材料強度は適用規格による下限値を用いるのが普通であるが、JIS H4160(1974)「アルミニウム及びアルミニウム合金はく」には、1070, 1N30, 3003の各O材並びにH18材について、化学成分、標準寸法及び寸法許容差が規定されているだけで、機械的性質に関する規定はない。また、強度部材としてのアルミニウムハニカムを想定すれば、当然H18材が使用されるが、アルミニウムハニカムは、通常、その製造工程において接着のための加熱を受けるので、それによる多少の強度低下は避けられない。

以上のような理由から、本報では材料強度の下限値ではなく、代表値を用いることとし、強度レベルの異なる材質として、ハニカム用アルミニウム箔に1N30-H18及び5052-H18、面板に1100-H14及び5052-H34の各2材質を選定した。

表1は厚さ50μmの1N30-H18及び5052-H18アルミニウム箔について行った引張試験の結果であり、ハニカムの製造工程における接着のための加熱条件として仮定した180°C×30min加熱後のアルミニウム箔についても実施した。予想されたとおり、両材質とも加熱による強度低下が認められる。

この結果より、ここで選定したハニカム用アルミニウム箔及びアルミニウム面板の材料強度と物理定数は、それぞれ表2に示す各値を用いることにした。アルミニウム箔の強度は表1に示した180°C×30min加熱後の値を

表1 アルミニウム箔の引張試験結果

材 質	前歴	方 向	耐 力 (kgf/mm ²)	引張強さ (kgf/mm ²)	伸 び (%)
1N30-H18	—	圧延方向	14.2	17.0	2
		直角方向	14.9	17.7	2
	180°C×30min加熱	圧延方向	11.4	13.5	2
		直角方向	11.9	13.8	3
5052-H18	—	圧延方向	26.6	28.0	3
		直角方向	26.8	29.8	5
	180°C×30min加熱	圧延方向	23.4	26.5	4
		直角方向	23.8	27.3	7

注) 箔厚50μm, JIS Z 2201 5号試験片。

表2 選定したアルミニウム材料の強度及び物理定数

区分	材質	耐力 (kgf/mm ²)	引張強さ (kgf/mm ²)	綫弾性係数 (kgf/mm ²)	ポアソン比	比重 (g/cm ³)
ハニカム用 アルミニウム箔	1N30-H18	12	14	7,000	1/3	2.7
	5052-H18	24	27			
面板	1100-H14 5052-H34	12 22	13 27			

丸めたものであり、面板の強度は加熱時間が比較的短いと考えられるので、一般展伸材の代表値を採用している。

なお、表1に示した加熱を行わないアルミニウム箔の強度は、一般展伸材の代表値とほとんど差がない。

4. アルミニウムハニカム及びサンドイッチパネルの重量

正六角形ハニカムセルの一辺の長さ a とセルサイズ b の関係は

$$a = \frac{b}{\sqrt{3}} \quad \dots\dots(1)$$

であり、ハニカムの単位部分として、図1に示した面積 A を考えると、

$$A = \frac{b}{2} \left(a + \frac{a}{2} \right) = \frac{\sqrt{3}}{4} b^2 \quad \dots\dots(2)$$

であるから、アルミニウムハニカムの見かけ比重 ρ_c は(3)式で表わされる。

$$\rho_c = \frac{2at\rho}{A} = \frac{8}{3} \left(\frac{t}{b} \right) \rho = 7.2 \left(\frac{t}{b} \right) \quad \dots\dots(3)$$

ここに、 t は箔厚、 ρ は材料の比重 (2.7 g/cm^3) である。 b をバラメータとする t と ρ_c の関係を図2に示す。なお、強度部材としてのアルミニウムハニカムでは、 $\rho_c = 0.02 \sim 0.03 \text{ g/cm}^3$ が実用上の下限である^{1,2)}。

次に、ハニカム高さを h とすると、 m^2 当りのハニカム重量 w_c は(4)式で表わされる。

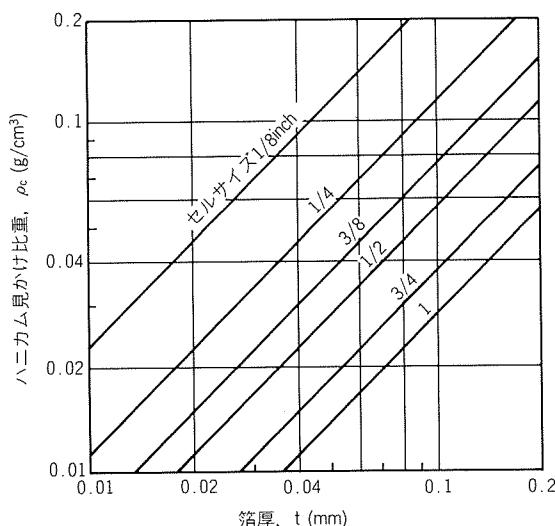


図2 箔厚とハニカム見かけ比重の関係

$$w_c = \rho_c h \quad \dots\dots(4)$$

サンドイッチパネルの両面板に同じ板厚のアルミニウム合金板を用いる場合、板厚を t_f とすると、パネル m^2 当りの面板重量 w_f は(5)式となる。

$$w_f = 2 \rho t_f = 5.4 t_f \quad \dots\dots(5)$$

ハニカムサンドイッチパネルの m^2 当りの重量は w_c と w_f の和として求まる。

なお、以上の重量計算式における各記号の単位は、2章に示したとおりであり、接着剤の重量は無視した。

5. アルミニウムハニカムの強度

5.1 ハニカムの圧縮強さ

ハニカムの圧縮強さとは、ハニカムが高さ方向から圧縮された場合に耐えうる最大荷重を、ハニカムの面積で除して得られる応力値である。最大圧縮荷重は、ハニカムを構成している各矩形板の周辺条件を4辺単純支持であると仮定し、矩形板の一方向一様圧縮荷重による座屈を考え、Kármánの有効幅を適用することによって算定する。

図3のように一方向から一様圧縮力を受ける4辺単純支持矩形板の座屈応力 σ_k は、(7)式の k を用いて(6)式で与えられる³⁾。

$$\sigma_k = k \cdot \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{a} \right)^2 \quad \dots\dots(6)$$

$$k = \left(\frac{ma}{h} + \frac{h}{ma} \right)^2 \quad \dots\dots(7)$$

(7)式における m は、荷重方向の座屈波形の半波数であり、 m の整数値に対する矩形板の縦横比 h/a と k の関係は図

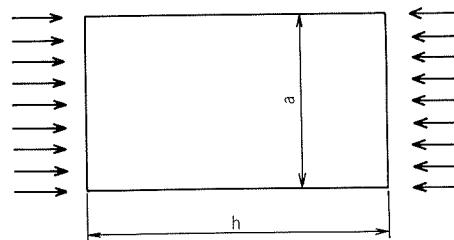


図3 一様圧縮力を受ける矩形板

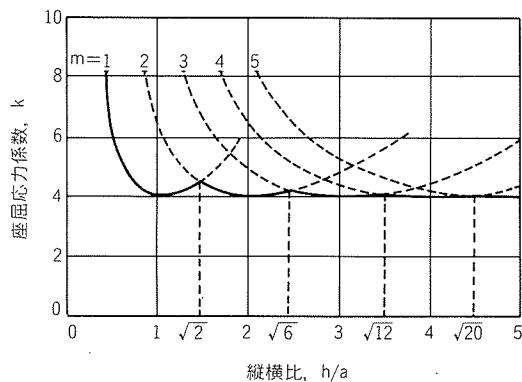


図4 矩形板の縦横比とkの関係

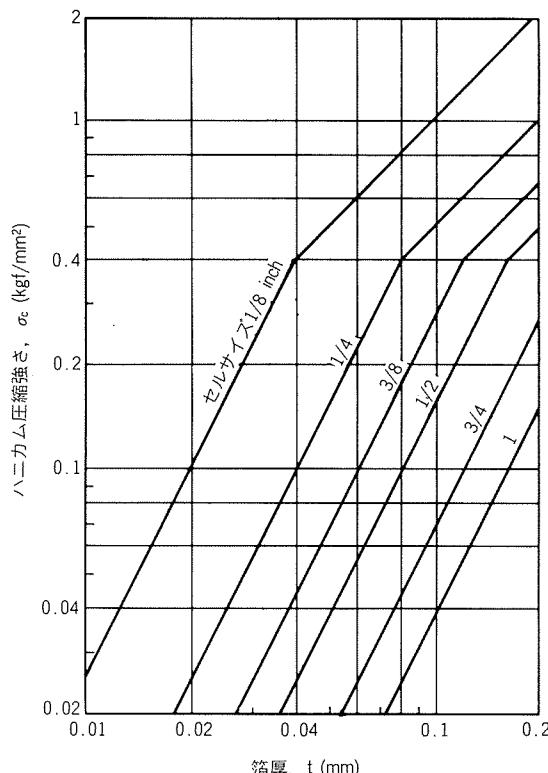
4のようになる。各 h/a に対する k の最小値、すなわち、図4の実線で示される k が座屈応力を決定する。

次に、耐えうる最大圧縮荷重を求めるため、Kármánの有効幅⁴⁾を適用する。有効幅 e は(8)式で与えられ、最大圧縮荷重 P_u は(9)式で表わされる。

$$e = a \sqrt{\frac{\sigma_k}{\sigma_y}} \quad \dots\dots(8)$$

$$P_u = e t \sigma_y = \pi \sqrt{\frac{k E \sigma_y}{12(1-\nu^2)}} t^2 \quad \dots\dots(9)$$

図4に示したように、 k の最小値は4であり、 $h/a \geq 1$ の範囲では $k \approx 4$ であるから、簡単のため $k = 4$ とおくことにする。この近似は P_u を小さめ（安全側）に算定することになり、 P_u は(9)'式となる。



(a) 1N30-H18製ハニカム

$$P_u = \pi \sqrt{\frac{E \sigma_y}{3(1-\nu^2)}} t^2 \quad \dots\dots(9)'$$

ハニカムの単位部分として、図1に示した面積 A を考えると、 A は(2)式で与えられるので、ハニカムの圧縮強さ σ_c は(10)式で表わされる。

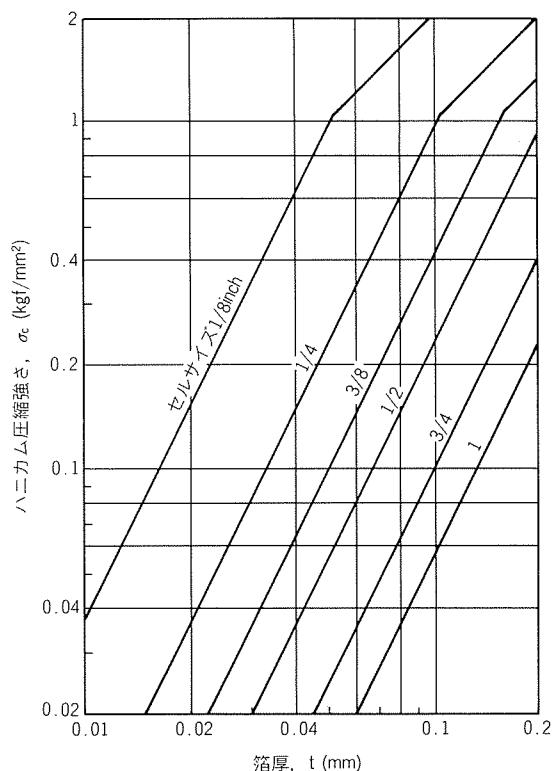
$$\sigma_c = \frac{2 P_u}{A} = \frac{8}{3} \pi \sqrt{\frac{E \sigma_y}{1-\nu^2}} \left(\frac{t}{b}\right)^2 \quad \dots\dots(10)$$

ただし、 t/a が大きく、(6)式から求まる σ_k が σ_y を越える場合には、矩形板は応力が σ_y に到達した時点で全面降伏する。したがって、この場合は $P_u = a t \sigma_y$ であり、 σ_c は(11)式となる。

$$\sigma_c = \frac{2 P_u}{A} = \frac{8}{3} \sigma_y \left(\frac{t}{b}\right) \quad \dots\dots(11)$$

すなわち、ハニカムの圧縮強さは(10)式と(11)式から求まる σ_c のうちの小さい方である。1N30-H18及び5052-H18製ハニカムについて、表2に示した耐力を σ_y とし、 $E = 7,000 \text{ kgf/mm}^2$ 、 $\nu = 1/3$ を代入して、 b をパラメータとする t と σ_c の関係を図5に示す。(a), (b)両図において、下方の傾き2の直線が(10)式から得られる σ_c であり、右上の傾き1の直線が(11)式から得られる σ_c である。

1N30-H18及び5052-H18製ハニカム計14種類について実測した圧縮強さと、(10)式及び(11)式による計算値との比較を図6に示す。供試ハニカムは箔厚35~110μm、セルサイズ1/4~3/4inch、ハニカム高さ10~60mmの範囲のものであり、試験はASTM C 365に準拠して行った。



(b) 5052-H18製ハニカム

図5 箔厚とハニカム圧縮強さの関係

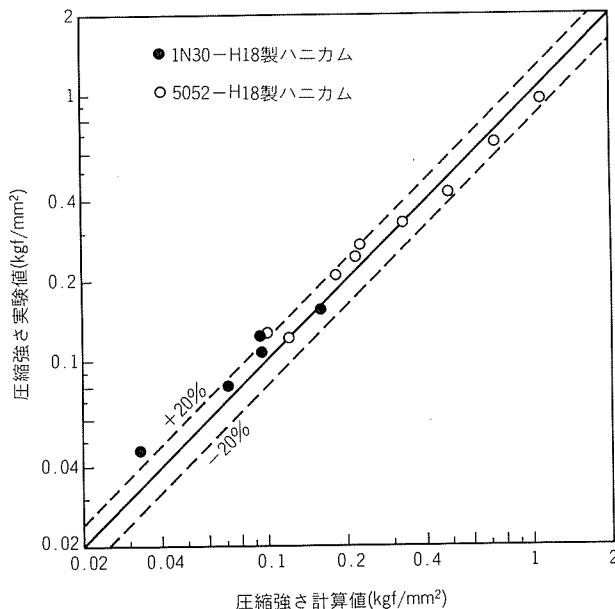


図6 ハニカム圧縮強さの実験値と計算値の比較

全体として、実験値と計算値はよく一致しているといえる。計算式の中では h/a に無関係に $k = 4$ としたが、圧縮試験の結果、ハニカム高さは圧縮強さにはほとんど影響しないことが確認された。

5.2 ハニカムのせん断強さ

ハニカムの耐えうる最大せん断荷重は、圧縮強さの場合と同様に、4辺単純支持矩形板のせん断荷重による座屈を考え、本来圧縮荷重を対象とした Kármán の有効幅をせん断荷重に準用して算定する。

図7のようにせん断力を受ける4辺単純支持矩形板の座屈応力 τ_k は(12)式で与えられ、 k' の値はエネルギー法を用いて表3のように求められている⁵⁾。

$$\tau_k = k' \cdot \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{a}\right)^2 \quad \dots\dots(12)$$

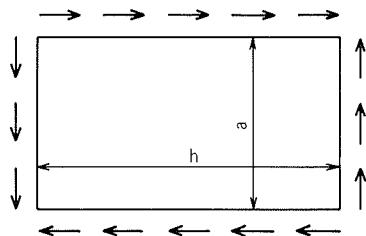


図7 せん断力を受ける矩形板

表3 矩形板の縦横比と k' の関係⁵⁾

h/a	1.0	1.2	1.4	1.5	1.6
k'	9.4	8.0	7.3	7.1	7.0
h/a	1.8	2.0	2.5	3.0	∞
k'	6.8	6.6	6.3	6.1	5.35

最大せん断荷重の算定を長辺 h について行うこととし、Kármán の有効幅を準用すると、有効幅 e' は(13)式で与えられ、最大せん断荷重 Q_u は(14)式で表わされる。

$$e' = h \sqrt{\frac{\tau_k}{\tau_y}} \quad \dots\dots(13)$$

$$Q_u = e' t \tau_y = \pi \sqrt{\frac{k' E \tau_y}{4(1-\nu^2)}} \left(\frac{h}{b}\right) t^2 \quad \dots\dots(14)$$

ここで、安全側の近似として $k' = 5.35$ とおき、 $\tau_y = \sigma_y / \sqrt{3}$ を代入すると、 Q_u は(14)'式となる。

$$Q_u = \pi \sqrt{\frac{3.09 E \sigma_y}{4(1-\nu^2)}} \left(\frac{h}{b}\right) t^2 \quad \dots\dots(14)'$$

矩形板一枚に対応するハニカムの断面積は、L方向： $bh/2$ 、W方向： $\sqrt{3}bh/2$ であるから、ハニカムのせん断強さ τ_{cL} 及び τ_{cW} は(15)式で表わされる。

$$\left. \begin{aligned} \tau_{cL} &= \frac{Q_u}{\frac{bh}{2}} = \pi \sqrt{\frac{3.09 E \sigma_y}{1-\nu^2}} \left(\frac{t}{b}\right)^2 \\ \tau_{cW} &= \frac{Q_u}{\frac{\sqrt{3}bh}{2}} = \frac{\pi}{\sqrt{3}} \sqrt{\frac{3.09 E \sigma_y}{1-\nu^2}} \left(\frac{t}{b}\right)^2 \end{aligned} \right\} \dots\dots(15)$$

ただし、 t/a が大きく、(12)式から求まる τ_k が τ_y を越える場合には、矩形板はせん断応力が τ_y に到達した時点でせん断降伏する。したがって、この場合は $Q_u = ht\tau_y$ であり、 τ_{cL} 及び τ_{cW} は(16)式となる。

$$\left. \begin{aligned} \tau_{cL} &= \frac{Q_u}{\frac{bh}{2}} = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_y \left(\frac{t}{b}\right) \\ \tau_{cW} &= \frac{Q_u}{\frac{\sqrt{3}bh}{2}} = \frac{2}{3} \sigma_y \left(\frac{t}{b}\right) \end{aligned} \right\} \dots\dots(16)$$

すなわち、ハニカムのせん断強さも圧縮強さと同様、(15)式と(16)式から求まる τ_{cL} 及び τ_{cW} それぞれのうちの小さい方である。両式からわかるように、ハニカムのせん断強さは、L方向がW方向よりも $\sqrt{3}$ 倍大きい。1N30-H18及び5052-H18製ハニカムについて、 b をパラメータとする t と τ_{cL} の関係を図8に、 t と τ_{cW} の関係を図9にそれぞれ示す。

以上の計算よりハニカムのせん断強さを圧縮強さと比較すると、L方向せん断強さは矩形板の座屈領域において圧縮強さの約1/1.5、降伏領域において約1/2.3であり、W方向せん断強さは座屈領域において圧縮強さの約1/2.6、降伏領域において約1/4である。ただし、座屈領域と降伏領域の境界となる t/b の値は、圧縮強さの場合とせん断強さの場合とで異なる。

なお、ハニカムのせん断強さはサンドイッチ構造用コア材としての重要な強度であり、その実験値については6.3項で述べることにする。

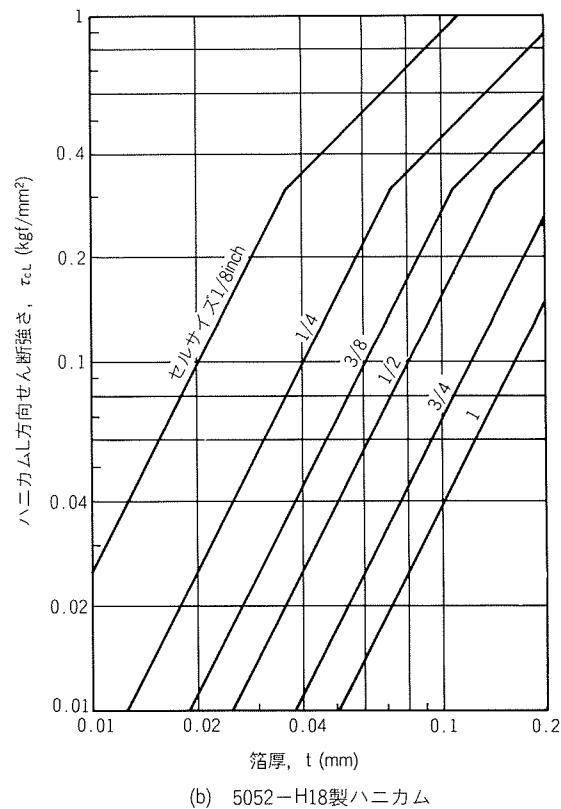
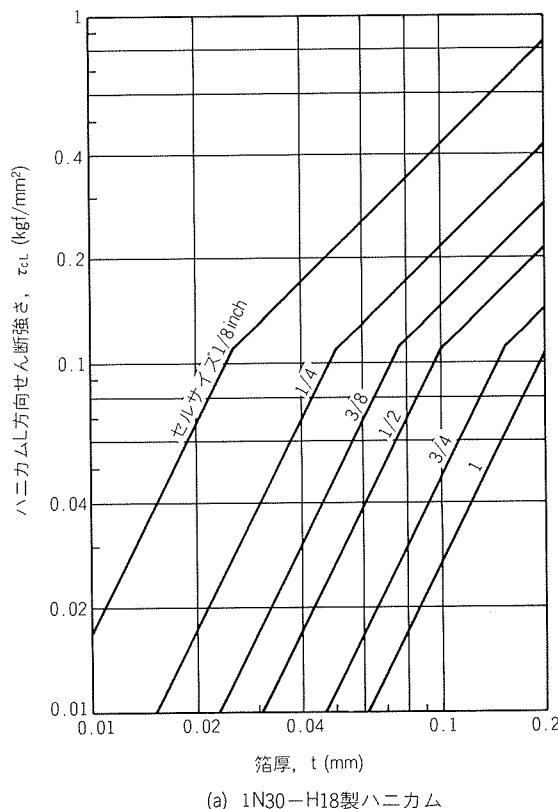


図 8 箔厚とハニカムL方向せん断強さの関係

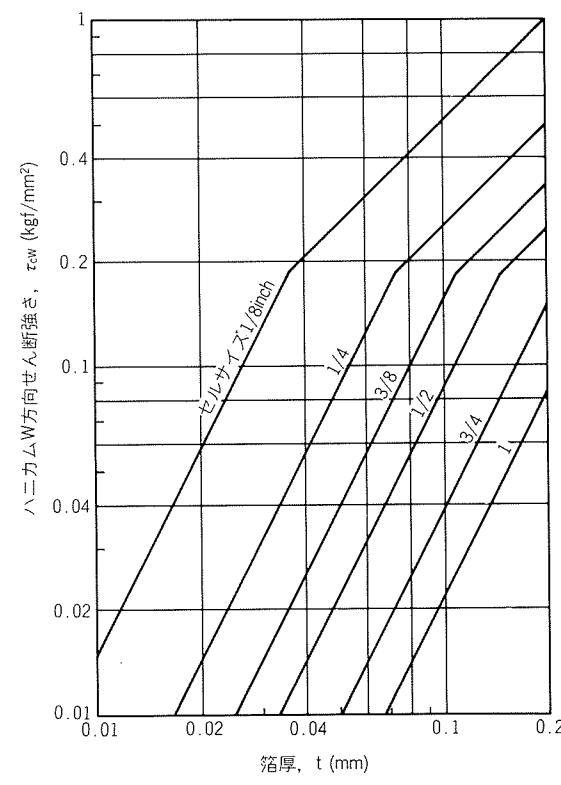
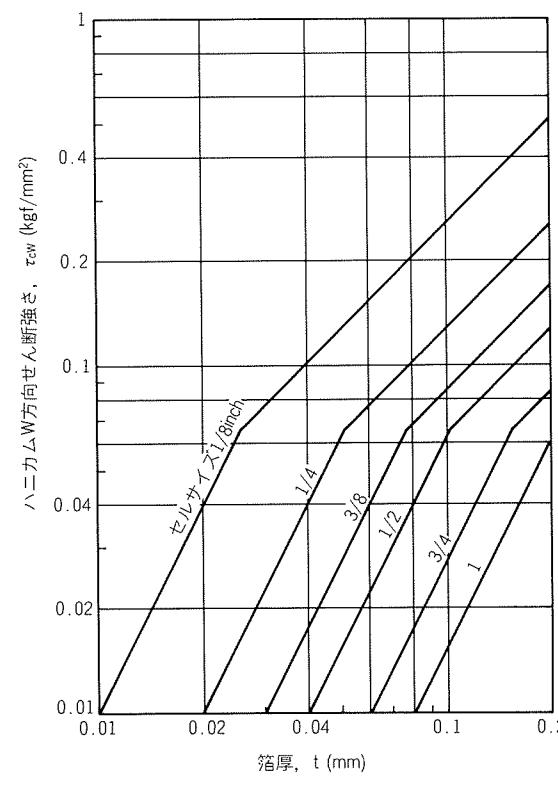


図 9 箔厚とハニカムW方向せん断強さの関係

5.3 ハニカムのせん断弾性率

ハニカムの単位部分として、図1に示した面積Aを考える。せん断力QがL方向に働く場合、箔材のせん断応力を τ とすると

$$Q = \frac{3}{2}at\tau = \frac{\sqrt{3}}{2}bt\tau \quad \dots(17)$$

であり、ハニカムのせん断応力 τ_L 及びせん断ひずみ γ_L はそれぞれ(18)式及び(19)式で表わされる。

$$\tau_L = \frac{Q}{A} = 2 \cdot \frac{t}{b} \tau \quad \dots(18)$$

$$\gamma_L = \frac{2a\tau}{G} / \frac{3}{2}a = \frac{4}{3} \frac{\tau}{G} \quad \dots(19)$$

したがって、ハニカムのL方向せん断弾性率 G_{cL} は(20)式となる。

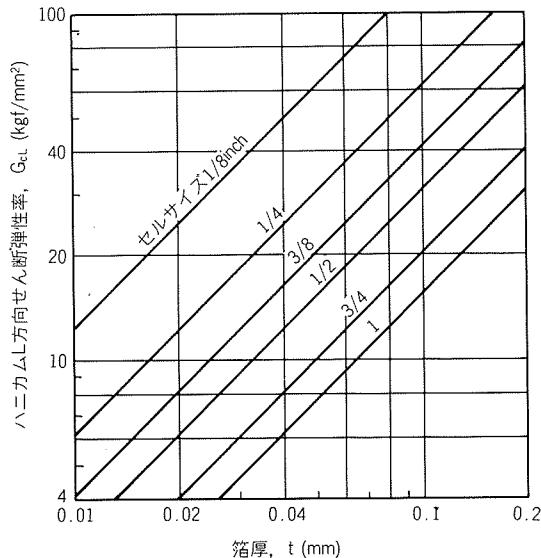


図10 箔厚とハニカムL方向せん断弾性率の関係

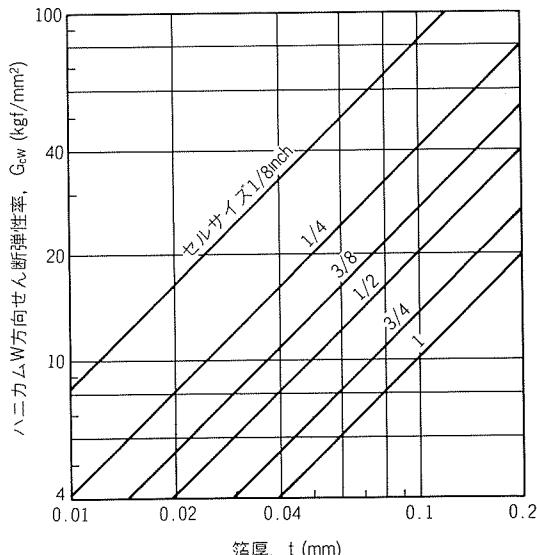


図11 箔厚とハニカムW方向せん断弾性率の関係

$$G_{cL} = \frac{\tau_L}{\gamma_L} = \frac{3}{2} \frac{t}{b} G \quad \dots(20)$$

一方、せん断力QがW方向に働く場合は、W方向に垂直な箔はQに対する抵抗力を持たないので

$$Q = \frac{bt}{2} \tau \quad \dots(21)$$

であり、ハニカムのせん断応力 τ_W 及びせん断ひずみ γ_W はそれぞれ(22)式及び(23)式で表わされる。

$$\tau_W = \frac{Q}{A} = \frac{2}{\sqrt{3}} \frac{t}{b} \tau \quad \dots(22)$$

$$\gamma_W = \frac{a\tau}{G} / \frac{b}{2} = \frac{2}{\sqrt{3}} \frac{\tau}{G} \quad \dots(23)$$

したがって、ハニカムのW方向せん断弾性率 G_{cW} は(24)式となる。

$$G_{cW} = \frac{\tau_W}{\gamma_W} = \frac{t}{b} G \quad \dots(24)$$

(20)式及び(24)式からわかるように、ハニカムのせん断弾性率はL方向がW方向よりも1.5倍大きい。両式に $G=E/(2(1+\nu))$ を代入し、bをパラメータとするtと G_{cL} 及び G_{cW} の関係を図10及び図11にそれぞれ示す。

6. ハニカムサンドイッチパネルの強度

6.1 パネルの曲げ強さ

ハニカムサンドイッチパネルの曲げ強さは、支持条件をもつとも一般的な2辺単純支持とし、図12に示すように、支点間の中央に全幅にわたって集中荷重（線荷重）がかかる場合、及び支点間の全面に等分布荷重がかかる場合の2条件について検討した。ここで、両面板の板厚は等しいとし、せん断力はすべてハニカムコアが、曲げモーメントはすべて面板が、それぞれ負担すると仮定する。

6.1.1 ハニカムコア破壊荷重

パネルの単位幅について考える。中央集中荷重Pによるせん断力は $P/2$ であるから、ハニカムコアに働くせん断応力 τ は(25)式で表わされる。

$$\tau = \frac{P}{2h} \quad \dots(25)$$

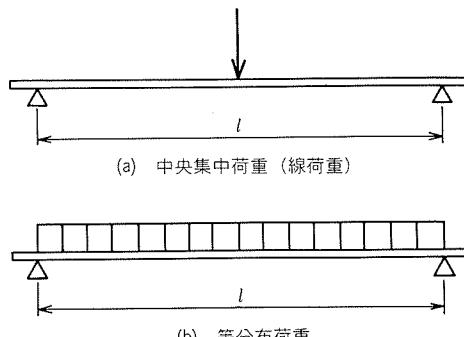


図12 ハニカムサンドイッチパネルの支持及び負荷条件

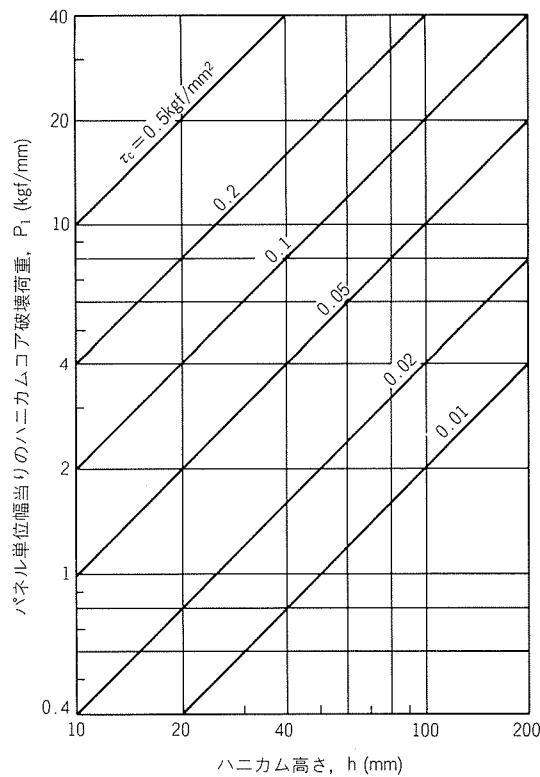


図13 中央集中荷重の場合のハニカム高さとハニカムコア破壊荷重の関係

$\tau = \tau_c$ になれば、ハニカムコアがせん断破壊するので、そのときの荷重 P_1 は(26)式で与えられる。

$$P_1 = 2h\tau_c \quad \dots \dots (26)$$

τ_c をパラメータとする h と P_1 の関係を図13に示す。中央集中荷重の場合のハニカムコア破壊荷重 P_1 は支点間隔 l と無関係である。

等分布荷重 q によるせん断力は支点で最大となり、その値は $ql/2$ である。したがって、ハニカムコアに働くせん断応力 τ は(27)式で表わされる。

$$\tau = \frac{ql}{2h} \quad \dots \dots (27)$$

この場合も $\tau = \tau_c$ になればハニカムコアがせん断破壊するので、そのときの等分布荷重 q_1 は(28)式で与えられる。

$$q_1 = \frac{2h\tau_c}{l} \quad \dots \dots (28)$$

τ_c をパラメータとする h/l と q_1 の関係を図14に示す。

なお、 τ_c は対象パネルのハニカムコアの方向によって、 τ_{cL} 又は τ_{cW} のいずれかとなる。

6.1.2 面板降伏荷重

面板は曲げモーメントによる引張及び圧縮の最大応力が降伏応力に到達した時点で、降伏破壊すると考える。そのためには、圧縮側の面板が降伏以前に座屈を起こしてはならないので、まずその条件を求める。

ハニカムコアの一セルで支持された面板の六角形部分

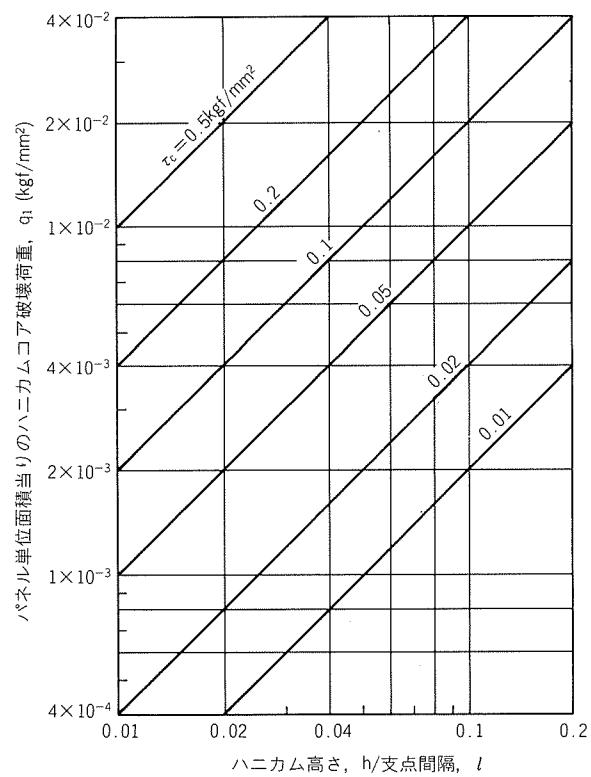


図14 等分布荷重の場合のハニカム高さ及び支点間隔とハニカムコア破壊荷重の関係

の座屈応力を、近似的に一边が b の4辺単純支持正方形板の座屈応力に等しいと仮定すると、前掲の(6)式及び(7)式より、座屈応力 σ_k は(29)式で表わされる。

$$\sigma_k = \frac{\pi^2 E}{3(1-\nu^2)} \left(\frac{t_f}{b} \right)^2 \quad \dots \dots (29)$$

降伏以前に座屈を起さないためには、 $\sigma_k \geq \sigma_y$ であればよいので、座屈を起さないための面板の板厚条件は(30)式で与えられる。

$$t_f \geq \frac{b}{\pi} \sqrt{\frac{3(1-\nu^2)\sigma_y}{E}} \quad \dots \dots (30)$$

表2に示した1100-H14及び5052-H34の耐力を σ_y に代入すると、両材質の面板の板厚条件は次のとおりとなる。

$$1100-H14 : t_f \geq 0.022b$$

$$5052-H34 : t_f \geq 0.029b$$

本論にもどって、パネル単位幅当たりの断面二次モーメント I は(31)式で表わされ、断面係数 Z は(32)式である。

$$I = \frac{(h+2t_f)^3 - h^3}{12} \quad \dots \dots (31)$$

$$Z = \frac{I}{h+2t_f} = \frac{(h+2t_f)^3 - h^3}{6(h+2t_f)} \quad \dots \dots (32)$$

t_f をパラメータとする h と Z の関係を図15に示す。

中央集中荷重 P による最大曲げモーメントは $M = Pl/4$ であり、曲げ応力 σ は(33)式で表わされる。

$$\sigma = \frac{M}{Z} = \frac{Pl}{4Z} \quad \dots \dots (33)$$

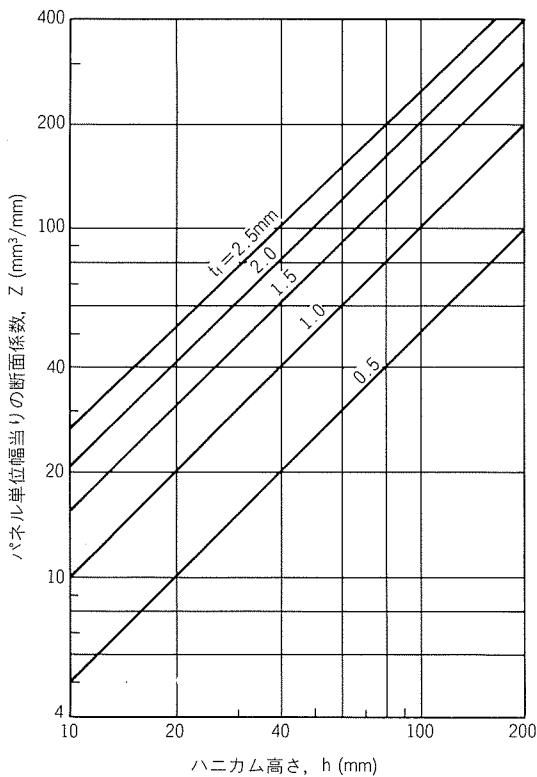
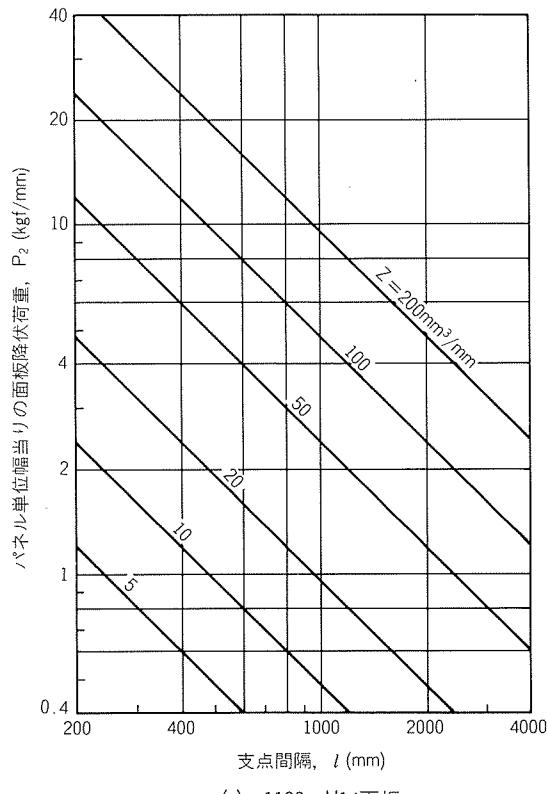


図15 ハニカム高さとパネル断面係数の関係

前述の板厚条件が満たされている場合、 $\sigma = \sigma_y$ になれば面板が降伏破壊するので、そのときの荷重 P_2 は(34)式で与えられる。



(a) 1100-H14面板

$$P_2 = \frac{4Z\sigma_y}{l} \quad \dots\dots(34)$$

1100-H14及び5052-H34面板について、 Z をパラメータとする l と P_2 の関係を図16に示す。

等分布荷重の場合は、最大曲げモーメントは $M = q l^2 / 8$ であり、曲げ応力 σ は(35)式で表わされる。

$$\sigma = \frac{M}{Z} = \frac{q l^2}{8Z} \quad \dots\dots(35)$$

この場合も $\sigma = \sigma_y$ になれば面板が降伏破壊するので、そのときの等分布荷重 q_2 は(36)式で与えられる。

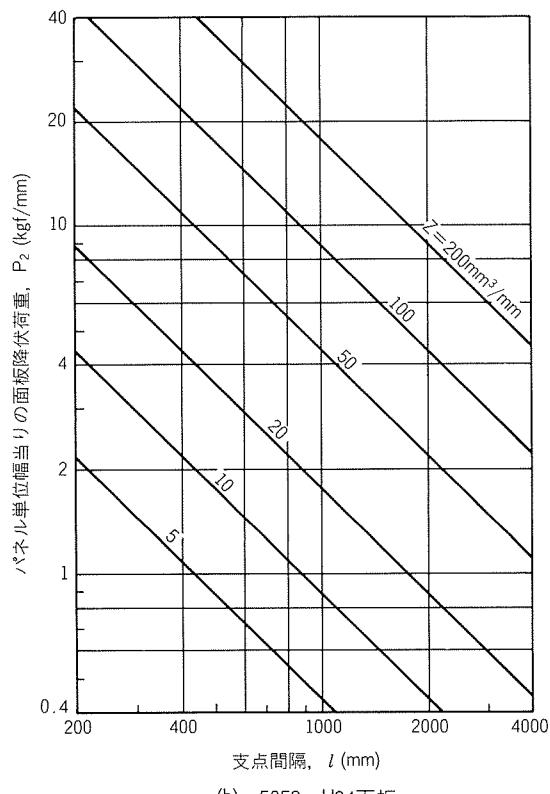
$$q_2 = \frac{8Z\sigma_y}{l^2} \quad \dots\dots(36)$$

1100-H14及び5052-H34面板について、 Z をパラメータとする l と q_2 の関係を図17に示す。

以上、ハニカムサンドイッチパネルの曲げ強さに関して、ハニカムコア破壊荷重 P_1 及び q_1 と、面板降伏荷重 P_2 及び q_2 を算定したが、パネルとしての破壊荷重は、中央集中荷重の場合は P_1 と P_2 の、等分布荷重の場合は q_1 と q_2 の、それぞれどちらか小さい方である。

6.2 パネルのたわみ

ハニカムサンドイッチパネルのたわみに関しても、図12に示した、2辺単純支持で中央集中荷重（線荷重）がかかる場合及び等分布荷重がかかる場合について検討した。



(b) 5052-H34面板

図16 中央集中荷重の場合の支点間隔と面板降伏荷重の関係

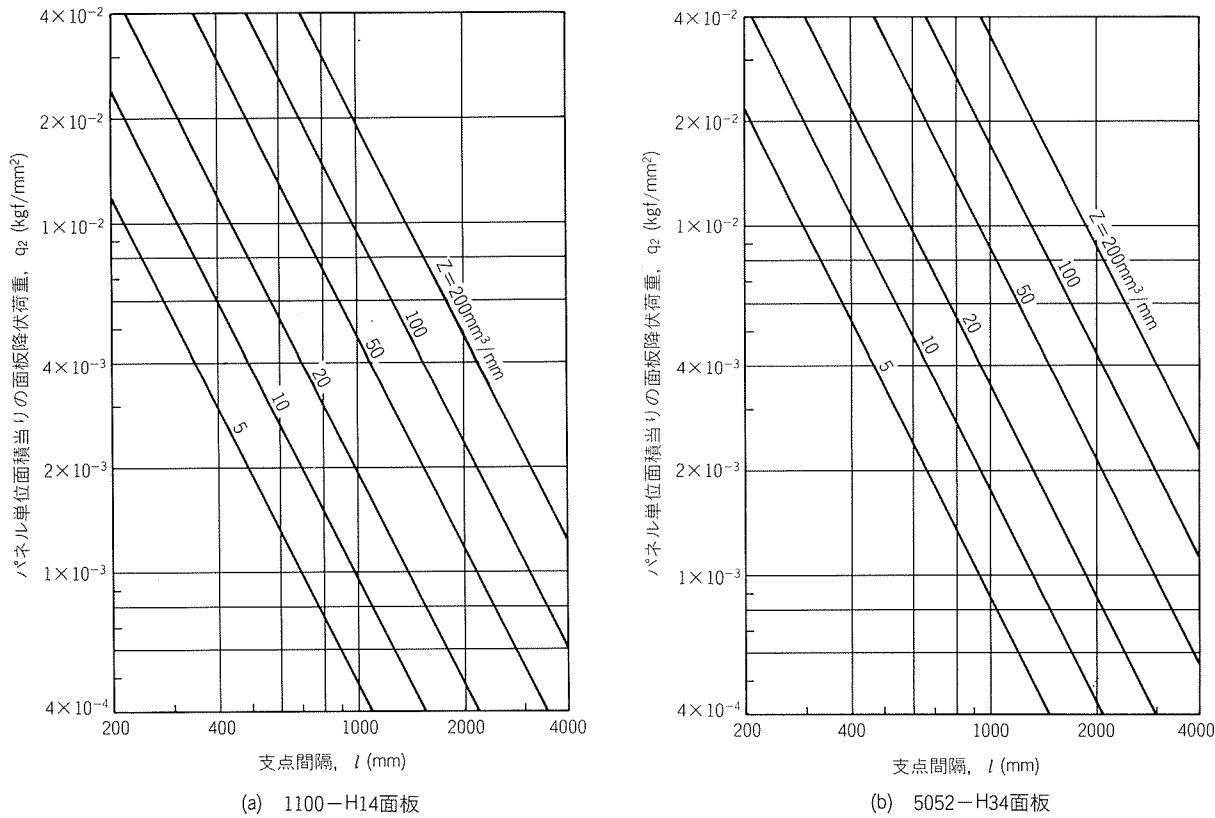


図17 等分布荷重の場合の支点間隔と面板降伏荷重の関係

パネル単位幅当りのせん断剛性U及び曲げ剛性Dは、それぞれ(37)式及び(38)式で表わされる。(37)式における G_c は対象パネルのハニカムコアの方向によって、 G_{cL} 又は G_{cW} のいずれかである。

$$U = hG_c \quad \dots \dots (37)$$

$$D = EI = \frac{E}{12} \{(h + 2t_f)^3 - h^3\} \quad \dots \dots (38)$$

G_c をパラメータとするhとUの関係を図18に、 t_f をパラメータとするhとDの関係を図19に、それぞれ示す。

パネルのたわみは、せん断たわみ δ_s と曲げたわみ δ_b の和として求まり、中央集中荷重の場合、 δ_s 及び δ_b はそれぞれ(39)式及び(40)式で表わされる。

$$\delta_s = \frac{Pl}{4U} \quad \dots \dots (39)$$

$$\delta_b = \frac{Pl^3}{48D} \quad \dots \dots (40)$$

等分布荷重の場合は、 δ_s 及び δ_b はそれぞれ(41)式及び(42)式で表わされる。

$$\delta_s = \frac{ql^2}{8U} \quad \dots \dots (41)$$

$$\delta_b = \frac{5qt^4}{384D} \quad \dots \dots (42)$$

なお、当然のことながら、これらのたわみ計算式はパネルが破壊しない範囲内でのみ有効である。特殊な寸法の場合を除けば、通常 δ_b の方が δ_s よりもはるかに大きい。

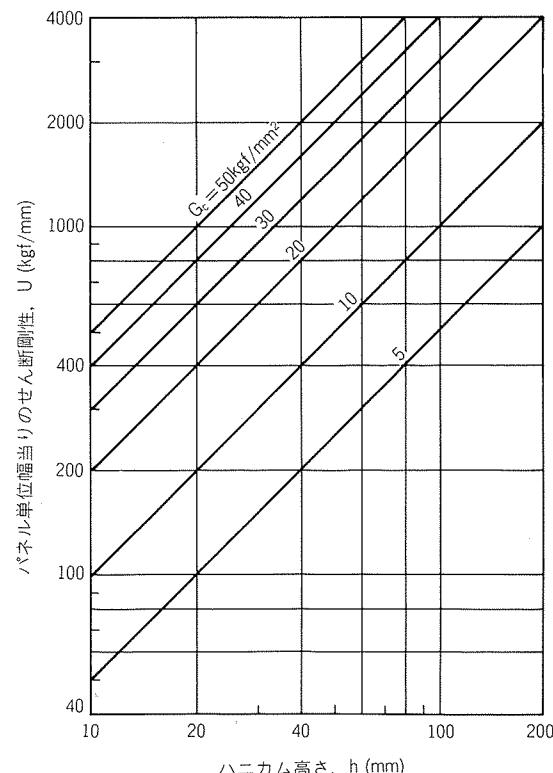


図18 ハニカム高さとパネルせん断剛性の関係

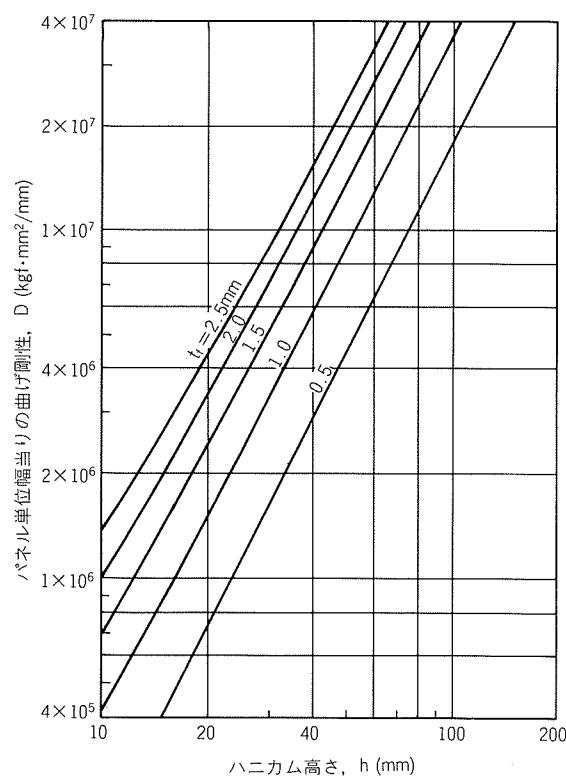


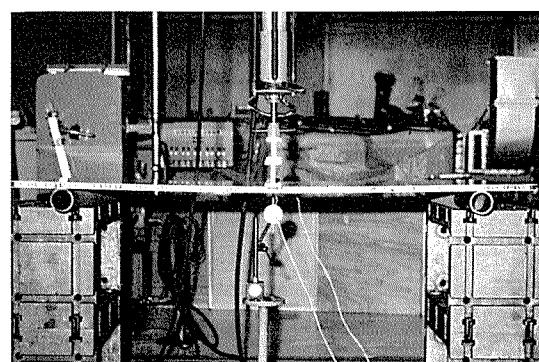
図19 ハニカム高さとパネル曲げ剛性の関係

6.3 パネルの曲げ試験

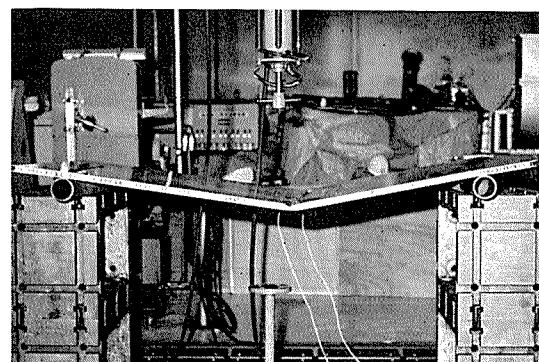
ハニカムサンドイッチパネルの曲げ試験からは、前項までに検討したアルミニウムハニカム及びハニカムサンドイッチパネルの基本強度のうち、ハニカムの圧縮強さ以外のすべてに関連する実験値が得られる。すなわち、曲げ試験で得られる破壊荷重は、計算によるハニカムコア破壊荷重と面板降伏荷重のどちらか小さい方に対応し、たわみは、計算によるせん断たわみと曲げたわみの和に対応する。さらに、ハニカムコア破壊荷重にはハニカムのせん断強さが、せん断たわみにはハニカムのせん断弾性率が、それぞれ関与している。そこで、表4に諸元を示すパネル①及び②について、表中の支点間隔で、中央集中荷重（線荷重）又は等分布荷重を載荷する曲げ試験を実施した。パネル②の試験状況を図20及び図21に示す。

表4 供試パネルの諸元及び支点間隔

項目	パネル①	パネル②
ハニカムコア	材質 箔厚 セルサイズ ハニカム高さ	1N30-H18 100μm 3/4inch 20mm
面板	材質 板厚	1100-H14 1.5mm
パネル寸法	$1,000^W \times 1,250^L$	$1,000^L \times 2,000^W$
支点間隔	1m(L方向)	1.6m(W方向)



(a) 載荷状況

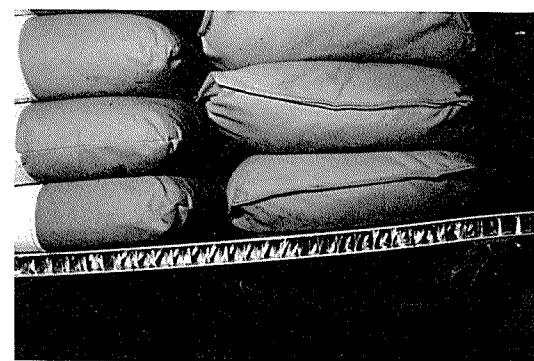


(b) 破壊

図20 ハニカムサンドイッチパネルの中央集中荷重曲げ試験状況（パネル②）



(a) 載荷状況



(b) 破壊

図21 ハニカムサンドイッチパネルの等分布荷重曲げ試験状況（パネル②）

表 5 曲げ試験結果及び計算強度

項目		パネル①		パネル②	
		中央集中荷重	等分布荷重	中央集中荷重	等分布荷重
計算	ハニカムコア破壊荷重 ⁽¹⁾ (kgf)	1,872	1,872	1,080	1,080
	面板降伏荷重 ⁽¹⁾ (kgf)	1,444	2,888	903	1,806
実験	破壊荷重 ⁽²⁾ (kgf)	1,500	(>1,200) ⁽²⁾	1,000	1,440

(1) いずれも全荷重。

(2) 1,200kgfで載荷打切り。

曲げ試験で得られた破壊荷重を、計算によるハニカムコア破壊荷重及び面板降伏荷重とともに表5に示す。

中央集中荷重の場合の計算強度は、両パネルとも面板降伏荷重の方がハニカムコア破壊荷重よりも低く、曲げ試験における破壊荷重は計算による面板降伏荷重に近い値である。破壊形態も図20(b)にみられるように、圧縮側面板の降伏座屈であった。

一方、等分布荷重の場合の計算強度は、両パネルともハニカムコア破壊荷重の方が面板降伏荷重よりも低い。パネル①の等分布荷重試験では途中で載荷を打切ったので、破壊荷重は得られなかったが、パネル②については全荷重1,440kgfで図21(b)にみられるように支点内側近傍のハニカムコアに45°方向のしわが発生し、ハニカムコアがせん断破壊したものと判断された。なお、図21(a)はこのときの載荷状況である。全荷重1,440kgfは計算によるハニカムコア破壊荷重をかなり上回っているが、この理由としては、5.2項におけるハニカムのせん断強さの計算過程で $k' = 5.35$ と安全側の値を用いたことが考えられる。供試パネルの場合 $h/a = 1$ であり、表3より $k' = 9.4$ を用いると、計算によるパネル②のハニカムコア破壊荷重は1,432kgfとなる。実験値はこの値とよく一致している。したがって、5.2項におけるハニカムのせん断強さの計算は、基本的には正しいと考えられる。実用的には、 $k' = 5.35$ として算定される安全側の値を用いれば十分であろう。

これらハニカムサンドイッチパネルの曲げ試験においては、引張側面板の応力とたわみを測定したが、いずれも計算値とよく一致した。面板応力の計算値との一致は、面板降伏荷重及び曲げたわみ計算式の信頼性を裏付けるものである。すでに述べたように、通常の寸法のハニカ

ムサンドイッチパネルでは、せん断たわみは曲げたわみに比較して小さいが、せん断たわみ及びそれに関与するハニカムのせん断弾性率についても、ほぼ妥当な値が算定されていると考えることができる。

7. おわりに

アルミニウムハニカム及びハニカムサンドイッチパネルの基本強度を、ハニカム諸元、またはパネル諸元との関係で把握するため、強度計算式の検討を行い、各強度をそれぞれのパラメータに対して図示した。

ハニカムは製造方法を合理化することによって大きな成長が期待できる、優れた構造用素材であり、ハニカム構造体の強度設計を行う上で、本報が多少なりとも参考となれば幸いである。

なお、本報は昭和58年度通商産業省重要技術研究開発費補助金による「省エネルギー型接着剤及び接着加工技術に関する応用研究」の一環として行ったものであり、関係各位に謝意を表する。

文 献

- 1) 林毅(編) : 軽構造の理論とその応用(下巻), (1966), 10.
- 2) MIL-C-7438F(1972).
- 3) 前出1), (上巻), 194.
- 4) Th. v. Kármán, E. E. Sechler and L.H. Donnell : Trans. ASME, 54(1932), 53.
- 5) 長柱研究委員会 : 弾性安定要覧, (1951), 407.

Reprinted from SUMITOMO LIGHT METAL TECHNICAL REPORTS (Title No. R-308)

技術資料

ティネン工業の金属製ファン

楯 清一* 小島 明洋*

Metallic Fans of Teinen Industries, Ltd.

by Seiichi Tate and Akihiro Kojima

住友軽金属工業株式会社技術研究所

テイネン工業の金属製ファン

楯 清一* 小島 明洋*

Metallic Fans of Teinen Industries, Ltd.

by Seiichi Tate and Akihiro Kojima

1. はじめに

近年、工業用・家庭用の空調・冷暖房機器の普及は著しく、また、各種送風機の利用に伴い、ファンの需要は年々増加している。当社では、その需要に応えるため、日々研究を重ね、需要家各位のご要望に応じた各種の金属製ファンを製造販売している。

本報は、当社における金属製ファンの生產品種、製造工程、特性と用途、並びにその試験方法等について述べ、需要家各位のご参考に供したい。

2. ファンの生產品種

ファンは、吐出圧力（ゲージ圧力）が1,000mm Aq未満のものであり、当社で生産している金属製ファンを大別すると次のようである。

- (1) 軸流ファン（図1参照） 吸込空気が羽根車に軸方向に流入・吐出するもので、一般には、プロペラファンと称する。
- (2) シロッコファン（図2参照） 遠心ファンの一種であり、吸込空気が軸方向から流入し、羽根車の半径方向に吐出するものである。

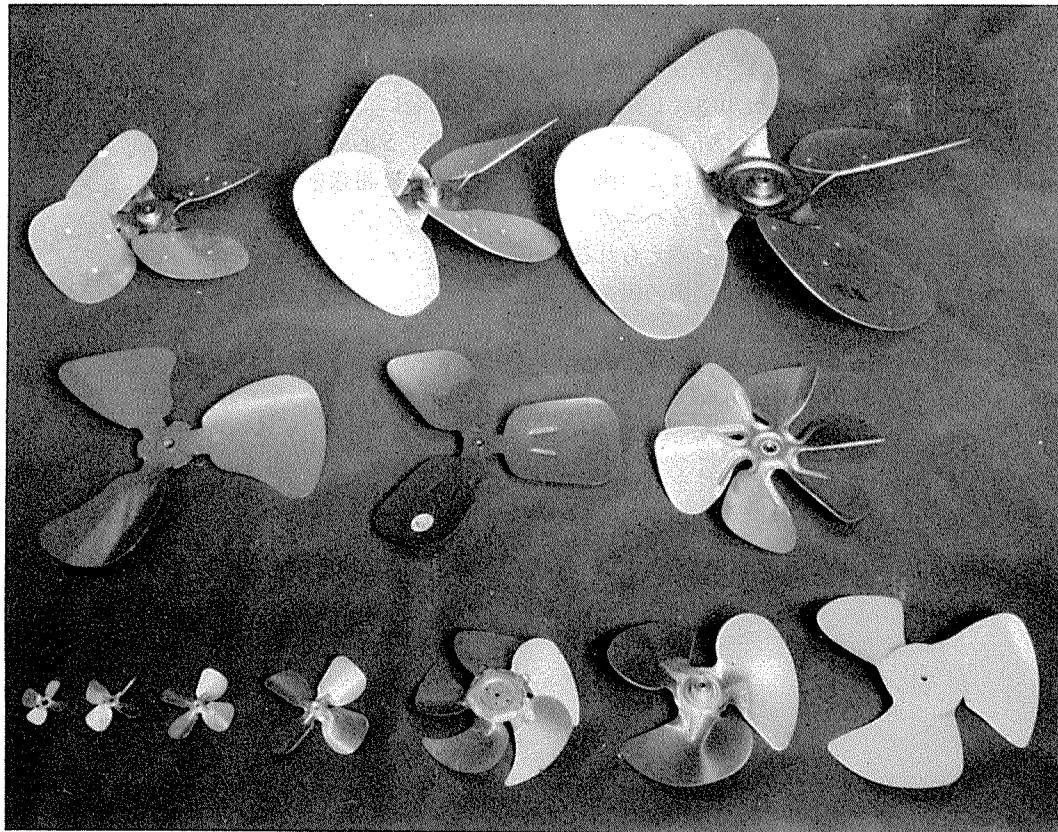


図1 軸流ファン

* テイネン工業(株) 製造部技術課

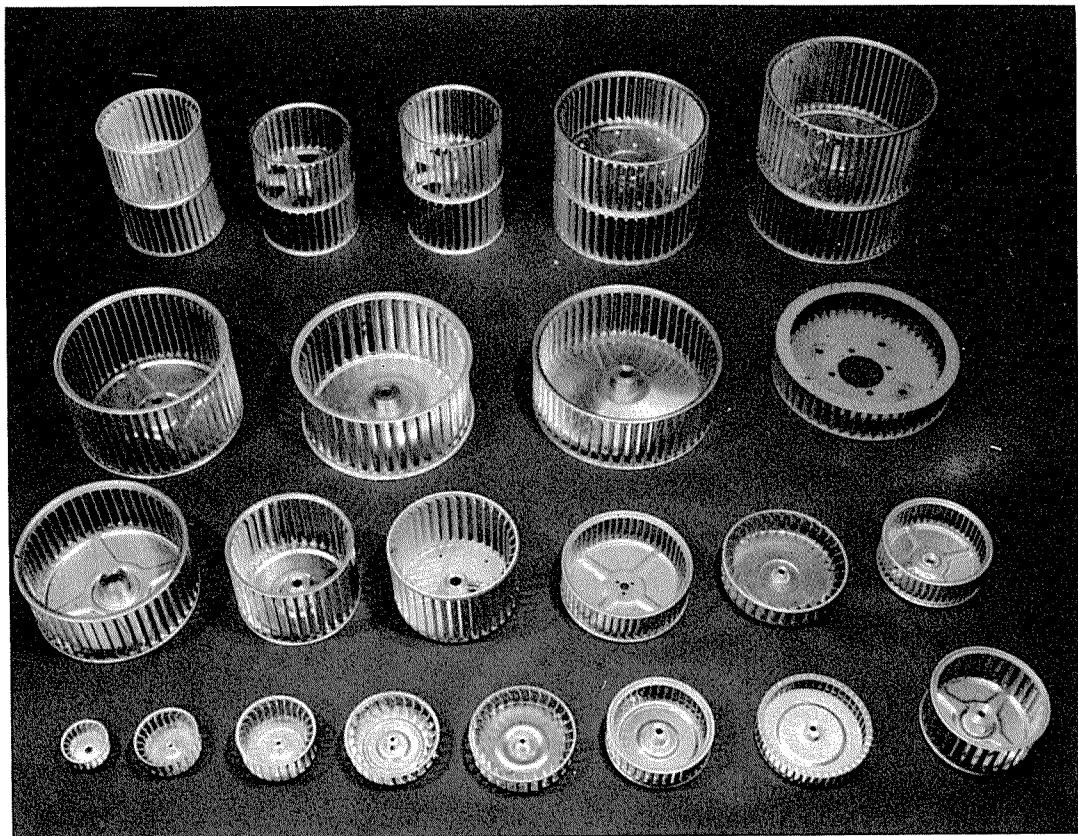


図2 シロッコファン

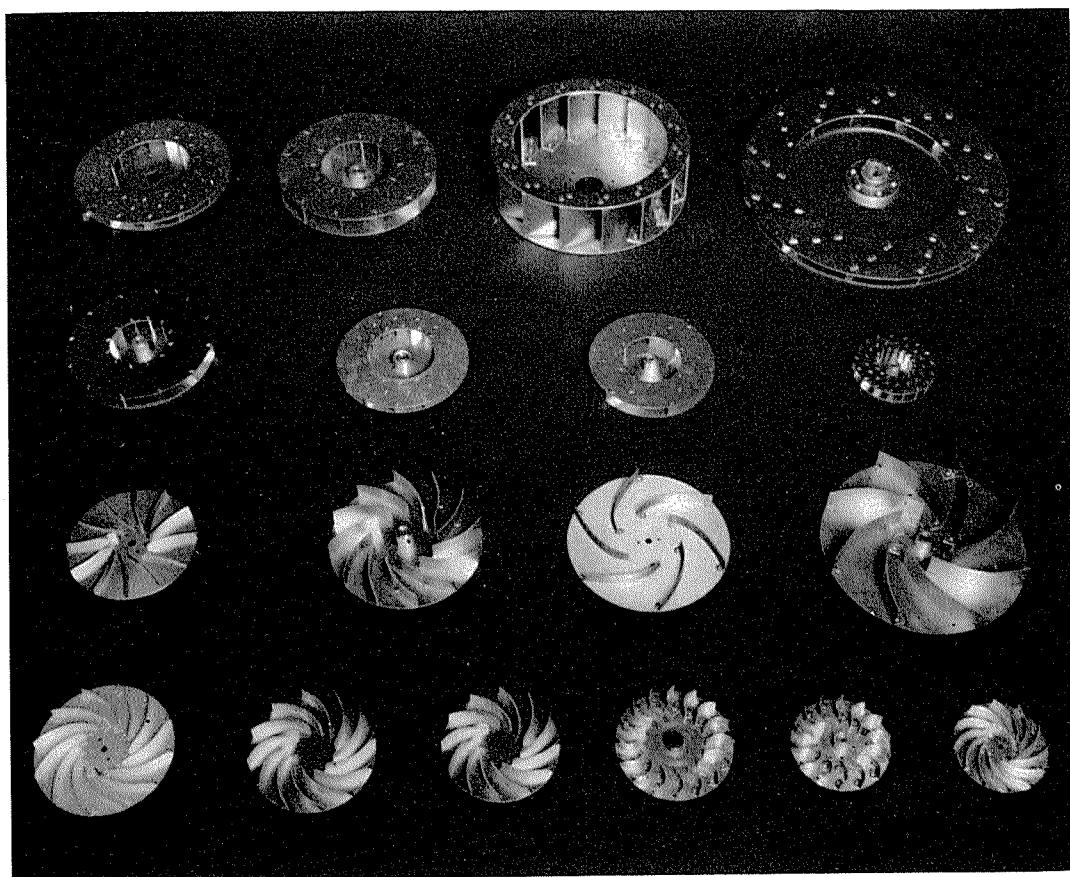


図3 ターボファン

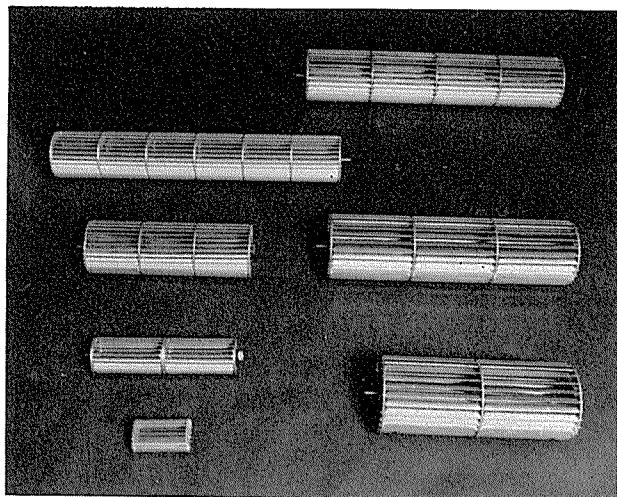


図4 貫流ファン

表1 ファン製品の種類

区分		羽根車外径 (mm)	使用材料
軸流ファン	プロペラファン	一体形	A5052P-O, A5052P-H34 SPGC
		組立形	A5052P-O+SPCC A5052P-H34+SPCC
遠心ファン	シロッコファン	片吸込形	A5052P-O A5052P-H34 SPGC
		両吸込形	A5052P-O A5052P-H34 SPGC
ターボファン		105~430	A5052P-O A5052P-H34
貫流ファン	クロスフローファン	100~120	A5052P-O A5052P-H34

- (3) ターボファン（図3参照） (2)項と同様である。
 (4) 貫流ファン（図4参照） 吸込空気が羽根車の半径方向に流入・吐出するもので、クロスフローファン、あるいはラインフローファンと称する。

これらのファンは、アルミニウム合金製が大半を占めているが、亜鉛鉄板、並びに鋼板製のものも製造している。ファンの製造範囲を表1に示し、需要家各位のご要望に合せ、設計から製造に必要な金型製作までを含めて、社内で実施している。

3. ファンの製造工程

3.1 使用材料

使用材料は、大別して次の2種類である。

- 1) アルミニウム合金A5052P-O 及び同一H34
- 2) 冷間圧延鋼板SPCC、または亜鉛鉄板SPGC

3.2 製造工程

製造工程の一例として、シロッコファンの場合を次に示す。

1) 一体形シロッコファン

プランギング → 深絞り → 整形 → トリム → 羽根部切込 → 同曲げ加工 → かしめ → 振れ検査 → バランス調整 → 検査

2) 組立形シロッコファン

●羽根部 順送りプレス加工

●プレート } ブランギング→深絞り(2回) → 仮組

●リング } 孔あけ→かしめ

→巻締め → バランス調整 → 検査

3.3 プレス加工

図1~4からわかるように、金属製ファンの製造は、そのほとんどがプレス加工である。

プレス設備は35~200tonであり、ファンの種類に対応して自動化高速プレス（コイル幅700mm max.）を数基設置してコストダウンを計っている。例えば、シロッコファン両吸込形の場合、順送り型を使用して左右の羽根を順次プレス加工し、自動選別する省力化装置も付属している。また、プロペラファンの組立形の場合は、羽根の曲げ加工に200tonプレスを使用するものもある。この羽根の曲げ加工は、各羽根が均一に曲っていることが必須であり、使用材料の異方性等についても十分考慮を払っている。

3.4 組立加工

組立加工には専用機を用い、その設備は大半が社内製作で省力化を計っている。例えば、シロッコファン組立形の場合は、羽根、プレート、リングの3部品を同時に巻締めをする設備であり、ファン外径130~250mmまで加工が可能である。

ファンの釣合いを確認する動的釣合試験機は、横型（図5参照）及び縦型（図6参照）の計10台があり、製品のバランス調整に使用している。その試験範囲は、製品重量が0.01~320kg、製品直径は65~1,600mmである。

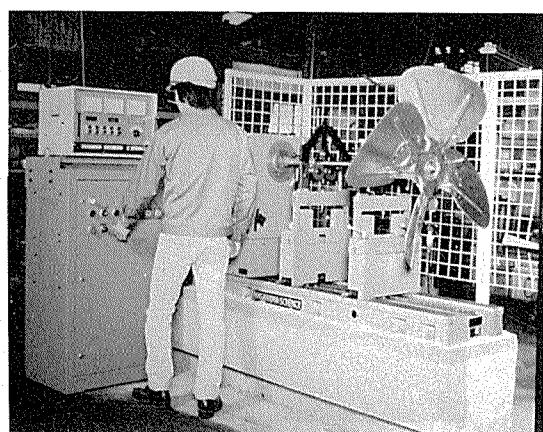


図5 横型動釣合試験機

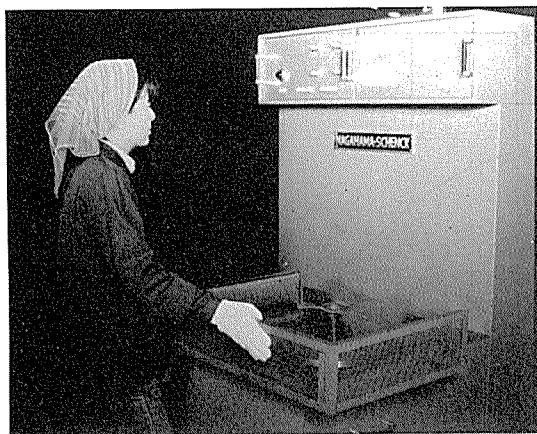


図 6 縱型動釣合試験機

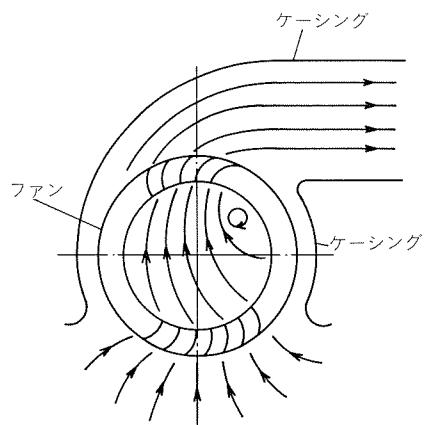


図 7 貫流ファンの流れ

4. ファンの特性と用途

ファンの用途は広範囲になるが、使用条件（風量、静圧、回転数）と各種ファンの性能から選定される。金属製ファンは耐熱性が優れていると評価があり、特にアルミニウム合金製ファンは軽量のため、モーターの負荷に有利となっている。

4.1 軸流ファン

軸流ファンは数枚の羽根を有しており、低風圧かつ大風量の場合に使用される。また、軸方向に送風できるのでダクトの途中に簡単に取付けられる利点がある。ただ、比較的騒音が大きいが、最近では低騒音ファンの発達も著しい。

主に、換気扇、扇風機、冷却用、送風用に使用されており、当社の製品は、小さいものは $\phi 60\text{mm}$ 程度のモータ冷却用から $\phi 1,000\text{mm}$ 前後のクーリングタワー用ファンまである。

4.2 遠心ファン

シロッコファンは、羽根形状が前向きで半径方向に短い数十枚の羽根を有しており、同一羽根外径・同一回転数においてはターボファンより風量が多い。用途は一般送風用であり、小径のものは家庭用冷暖房機器、大径のものは空調機などの室内送風用等として用いられる。

ターボファンは、羽根形状が後向きで半径方向に数枚から数十枚の長い羽根を有しており、効率が良く、騒音も低い。比較的風圧力を必要とする場合に用いられ、各種ガスの送・排風機に用いられる。

なお、遠心ファンの場合は、ケーシングの形状、大きさも性能に影響する。したがって、それぞれに合ったケーシングを設計することも重要である。

4.3 貫流ファン

貫流ファンは、シロッコファンと同様に前向き羽根を有するファンである。流れの状態を図7に示すように、羽根車の一部から流入し、その内部を通過して再び羽根車の一部を通って吐出される。貫流ファンの特徴は回転軸に対して垂直な面内を流れる二次元流である。したが

って、軸方向の長さを自由に選ぶことができる。エアカーテン、サーキュレーター用として広く用いられ、また、吐出方向をケーシングによって変えることができる。一般的に、騒音はシロッコファンより大きいが、風圧力が低い場合に使用されるので問題にならない例が多い。

5. 試験方法

ファンの風圧力P—風量Q特性等及び騒音に関する試験方法はJIS B8330「送風機の試験及び検査方法」、JIS C9603「換気扇」、JIS C9612「ルームエアコンディショナー」等に基づいて行っている。

当社における風洞試験室及び騒音測定室を図8と図9にそれぞれ示す。試験に際しては極力、実用状態に近づけて試験することが望ましい。これは、ファンのみの特性は満足できても、装置組込みの際に使用状態（例えばダクト）が極端に変わり必要性能が得られなくなることを避けるためである。

当社の金属製ファンのP—Q性能の例を図10～12に示す。

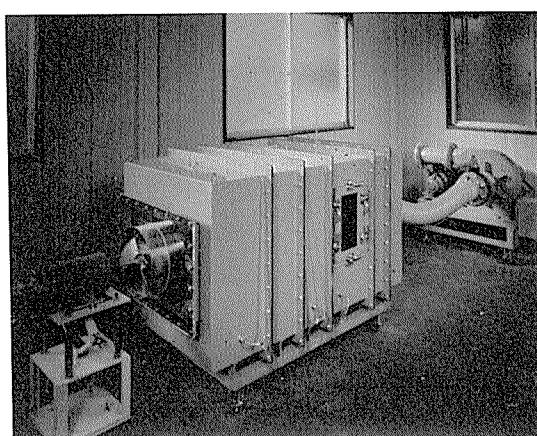


図 8 風洞試験室

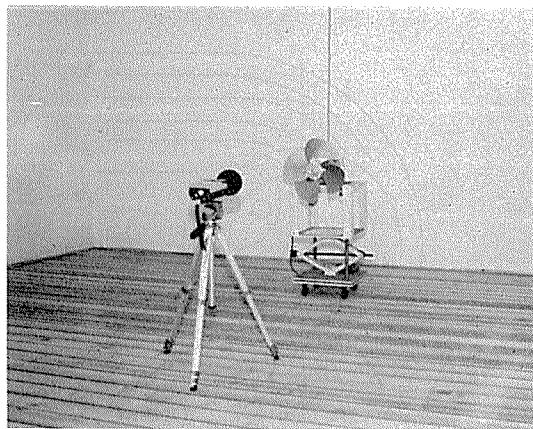


図9 騒音測定室

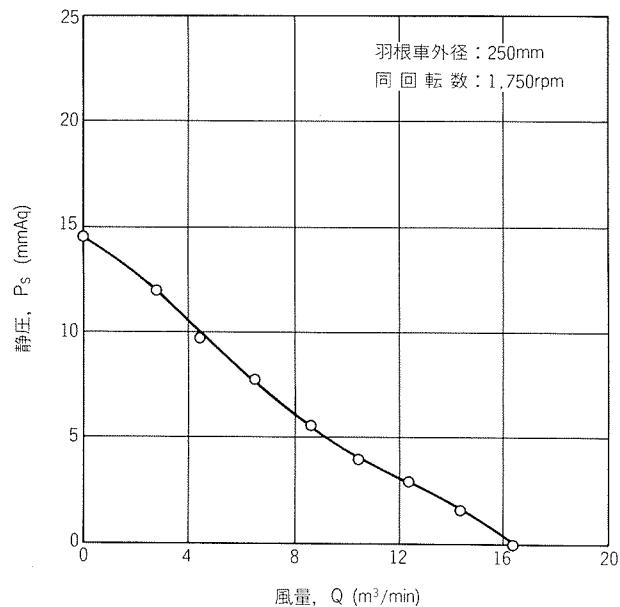


図10 貫流ファンのP-Q特性曲線

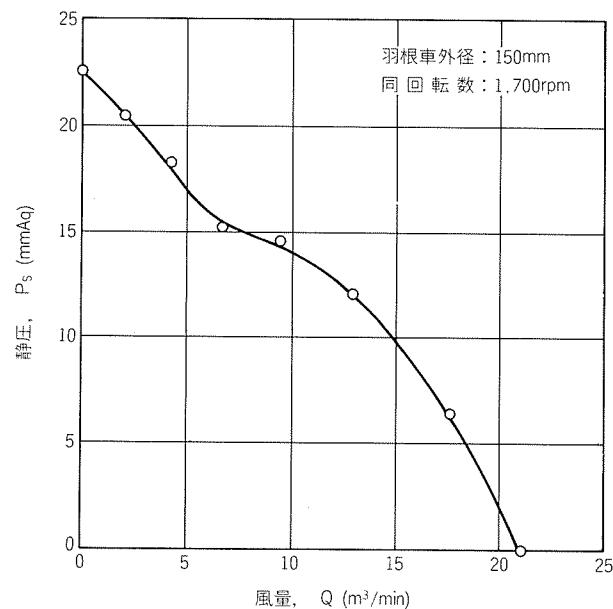


図11 シロッコファンのP-Q特性曲線

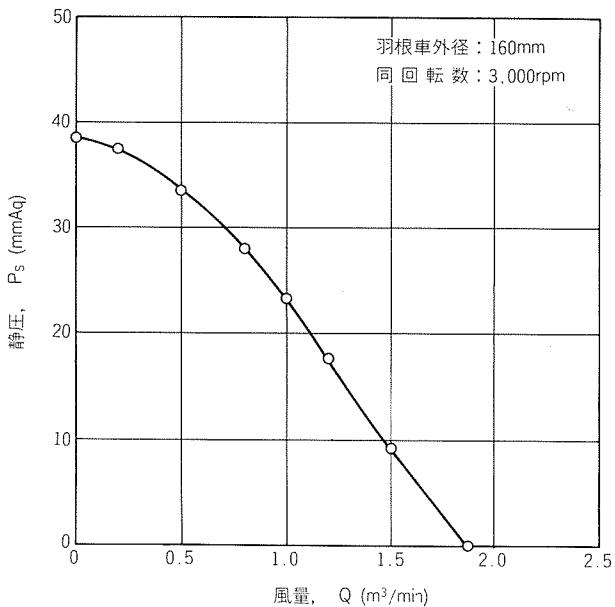


図12 ターボファンのP-Q特性曲線

6. むすび

当社の金属製ファンの種類、製造工程、特性と用途、並びに試験方法等を紹介した。需要家各位における種々の使用条件に基づいて、金属製ファンの設計・製造を行っているが、そのプレス金型の製作について多年のノウハウを蓄積してきた。特に、軸流ファンの場合、羽根部の曲面が複雑であると、金型製作が難しいわけであるが、マシニングセンタを導入したことにより解決の方向に進んでいる。

今後、需要家各位の高性能、高品質な金属製ファンのご要求が益々高まるものと考えられ、当社はご要望に沿うべく一層の努力をする所存である。