

Reprinted from SUMITOMO LIGHT METAL TECHNICAL REPORTS (Title No. P-531)

論 文

アルミニウム冷間圧延機の形状制御モデル

小久保 操 星野 郁弥

住友軽金属工業株式会社技術研究所

論 文

アルミニウム冷間圧延機の形状制御モデル*

小久保 操** 星野 郁弥***

Sumitomo Light Metal Technical Reports, Vol. 36, No. 1, No. 2 (1995), pp. 1-10

Mathematical Models for Flatness Control of an Aluminium Cold Rolling Mill

Misao Kokubo and Ikuya Hoshino

Mathematical models for flatness control of a 6-high rolling mill equipped with intermediate roll benders have been developed and applied to the flatness control system for an aluminium cold rolling mill. The models are based on a result from an experimental study in this mill and have enabled the flatness control system to use the differences between mechanical actuators' characteristics positively, and as a result, a good and fast control performance has been obtained. In the mathematical models the influence of rolling force variation on flatness is also dealt with. Then using these models, a predictive control of the flatness variation during mill acceleration and deceleration has become possible.

1. 緒 言

圧延プロセスにおいて圧延材の形状不良は高速かつ安定な操業を阻害する要因のひとつである。特に薄板圧延時の形状不良は、極端な場合には板破断等の重大トラブルにつながるため、形状制御は最も重要な技術として位置づけられ、様々な面からの高性能化が進められてきた。

アルミニウム冷間圧延機における形状制御手段としては、油圧シリンダ等によってロールのたわみを調整する機械的手段によるものと、クーラントの幅方向の流量分布を変化させロールの熱膨張量を調節して行うものに大別される。クーラントによる形状制御は局部的な形状不良の制御が可能であるという利点の反面、応答性が遅く加減速時の荷重変化等による形状変化に対応できないという問題点がある。特にアルミニウム圧延の場合には加減速時の荷重変化に伴う形状変化が大きな問題になる。一方、機械的な手段によるものはクーラントによるものに比較して応答性が速いため、外乱に対する即応性という意味でその活用は高性能形状制御システムを開発する際に大変重要になる。中間ロールベンダを備えた6段圧延機は機械的な手段による形状制御機能を最大限に強化

した圧延機のひとつである。そして、機械的手段による形状制御を有効に実施するには各アクチュエータの特性を表す数式モデルが必要になる。

形状制御のための数式モデルについては、これまでに数々の報告がなされており^{1)~3)}、対称な形状に対してワーカロールベンダ、中間ロールシフト位置を組み合わせることで、また、非対称な形状に対して圧下レベリング、ベンダ差圧、中間ロールシフト位置の非対称設定を適当に組み合わせることで高い形状制御能力が得られること、数式モデルが板幅等の関数で表されること等が明らかにされている。特に中間ロールベンダを備えた6段圧延機の数式モデルについては安田ら⁴⁾によって検討されている。しかし、圧延中の荷重変化の影響については考慮されておらず、加えて、具体的な数値が公表されていないこと、ミルサイズの違いによってアクチュエータ特性が異なること等から、当社において実機に適用にする際には新たな数式モデルを開発する必要性があった。数式モデルを作成する際の基本となる形状の表現方法、すなわち、パラメータの求め方としては幅方向板厚分布のうちいくつかの代表点の値からパラメータを求める方法⁵⁾、幅方向の板歪分布を多項式近似しその係数からパラメータを求める方法⁶⁾、多項式近似の特殊な場合として直交多項式等の直交関数を採用する方法⁷⁾⁸⁾がある。いずれの方法も局部的な形状不良の影響を除くために幅方向データの平滑化処理を行っている。平滑化処理の方法としては、

* 軽金属学会第86回春季大会（1994年4月、於・広島）にて一部発表

** 技術研究所プロセス研究部

*** 技術研究所プロセス研究部、工学博士

最小二乗法等による多項式近似が一般的であるが、多くの演算時間を必要とし高速のオンライン制御には不向きである。本報では、演算時間が短く、オンライン制御に適する直交多項式を用いる方法で形状を表現し数式モデルを作成した。また、本報で述べる数式モデルは、圧延荷重変化の影響についても考慮し、アルミニウム圧延特有の加減速時の圧延荷重変化に伴う形状不良を予測的に制御可能とした点に特徴がある。

2. 形状の定量的評価と形状制御モデル

2.1 形状の定量的評価方法

圧延における各種形状不良には図1に示したようなものがあり、いずれも圧延前の幅方向板厚分布がロールのたわみや熱膨張のために均一に圧延されずに材料の伸びの幅方向分布が不均一になることによって発生する。

本報での対象圧延機の概要を図2に、主仕様を表1に

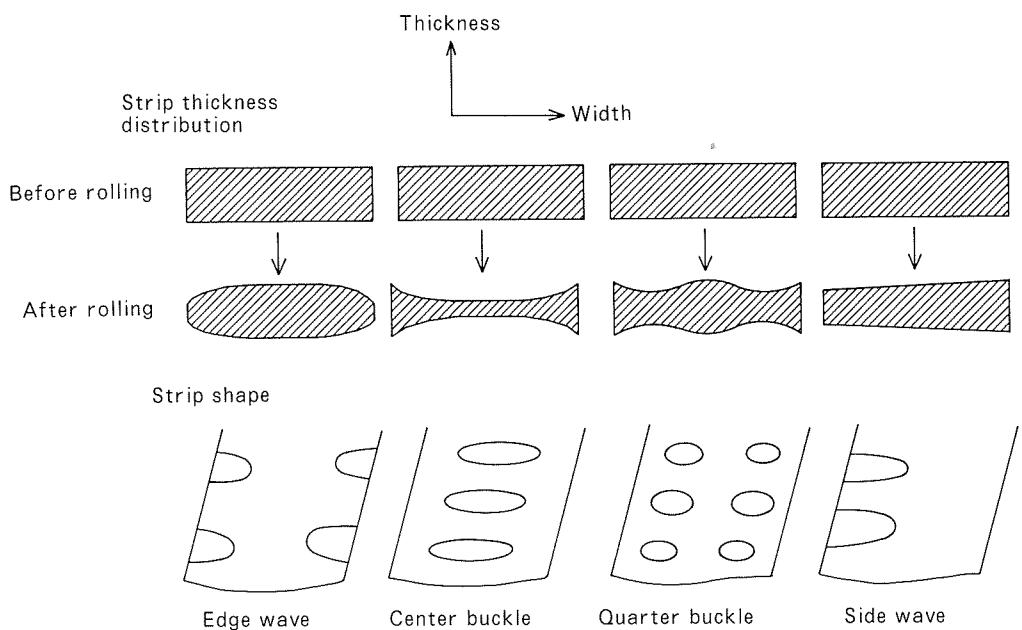


Fig. 1 Various types of flatness defects.

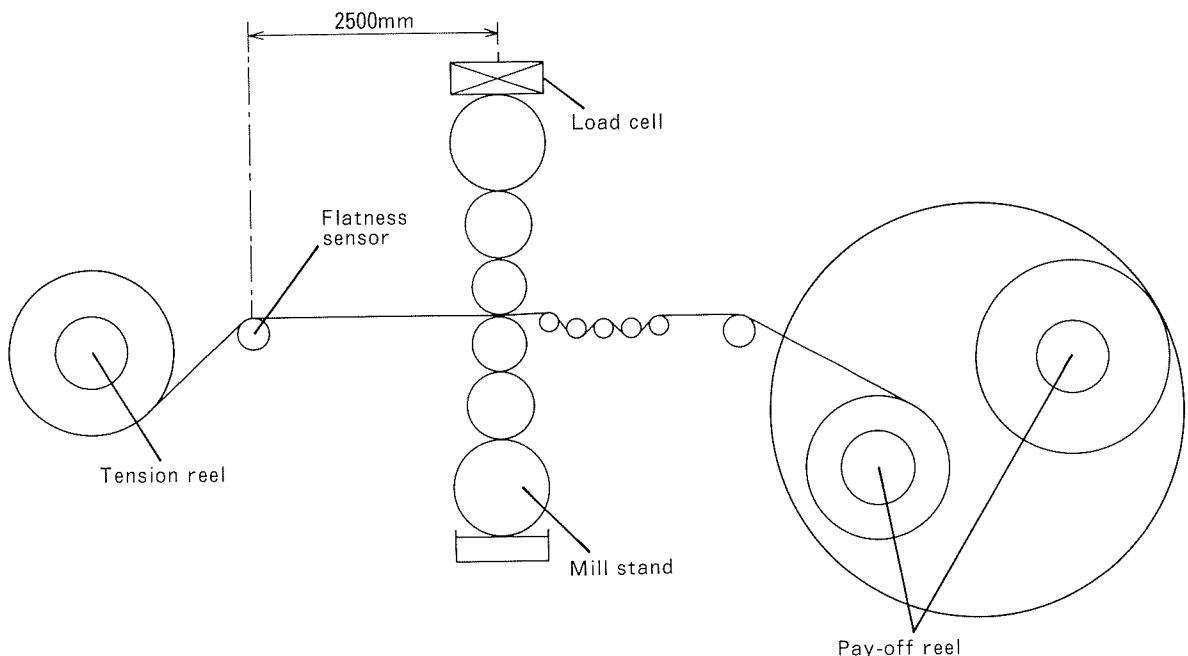


Fig. 2 Configuration of the 6-high mill.

示す。対象圧延機において圧延時の板形状は、出側に取り付けられた分割ロールタイプの形状検出器により張力分布が測定され、次式にて板ひずみ分布に換算されて出力される。

$$f(x) = -\{\sigma(x) - \bar{\sigma}\} / E \times 10^5 \quad (1)$$

ただし、

$f(x)$: 板ひずみ分布 (I-unit)

$\sigma(x)$: 幅方向張力分布 (N/mm^2)

$\bar{\sigma}$: 平均張力 (N/mm^2)

E : 材料ヤング率 (N/mm^2)

x : 基準化された板幅方向位置 (板端で±1)

この形状検出器での測定例を図3に示す。ここで、横軸は板幅方向位置を表し、52mm毎に42ゾーンに区切られている。また、縦軸は板ひずみを表し、正方向はその部分の伸びが相対的に大きいことを示す。

上記 $f(x)$ は分布量であり時間的変化等を考える際には非常に取り扱い難く、何らかの方法でスカラ量のパラメータを求める必要がある。分布量をパラメータ化する最も直接的な方法は多項式近似による方法で、例えば次式のように表す。

$$f(x) = a_1 \cdot x^1 + a_2 \cdot x^2 + a_3 \cdot x^3 + a_4 \cdot x^4 + \dots \quad (2)$$

Table 1 Main specifications of the 6-high mill.

Type	Non-reverse 6-high cold rolling mill
Rolled material	Aluminium and Aluminium alloy
Entry thickness	0.2~6.0mm
Delivery thickness	0.15~4.0mm
Strip width	750~2100mm
Line speed (Max.)	2000m/min
Rolling force (Max.)	19600kN
Work roll	470φ × 2240lmm
Intermediate roll	510φ × 2240lmm
Back-up roll	1300φ × 2240lmm
Work roll bender	-462~545kN/chock
Intermediate roll bender	0~676kN/chock

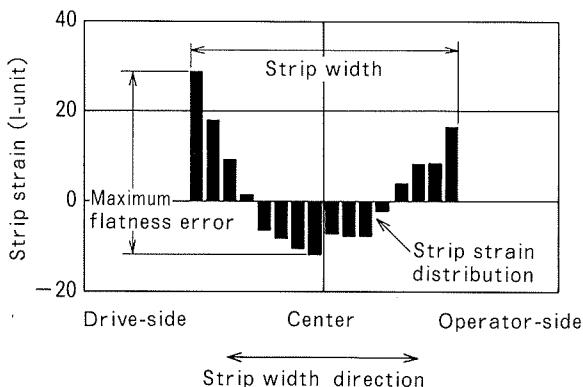


Fig. 3 Flatness sensor output.

板ひずみ分布の実測値から最小二乗法によって(2)式の係数 a_i を求め、形状を評価するパラメータとする場合がある⁶⁾が、本報では以下のように直交多項式を用いて板ひずみ分布を近似する方法⁷⁾を採用する。

$$f(x) = A_1 \cdot P_1(x) + A_2 \cdot P_2(x) + \dots + A_i \cdot P_i(x) + \dots \quad (3)$$

ただし、

$P_i(x)$: 第 i 次 Legendre 直交多項式

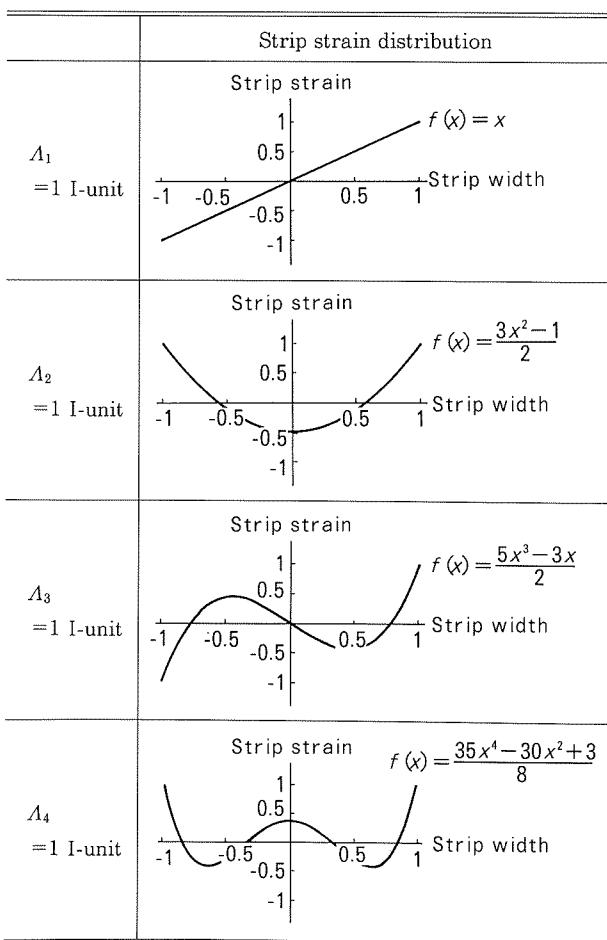
$$P_i(x) = \frac{1}{2^i i!} \frac{d^i}{dx^i} (x^2 - 1)^i$$

A_i : 形状の第 i 次成分

上式の係数 A_i が形状を表現するパラメータであり、表2に形状成分 A_i の例として $A_1 \sim A_4$ をその大きさが1 I-unit の場合の板ひずみ分布を示す。ここで、一次成分 A_1 は曲がりの成分、二次成分 A_2 は放物線上のひずみ分布、三次成分 A_3 は片ひずみ、また、四次成分 A_4 は1/4ひずみといった物理的意味合いがある。

はじめにも述べたが、(2)式の係数 a_i を最小二乗法で求める方法に比べ、直交多項式近似を用いることの利点は、(4)式に示す直交関数列の性質を利用して(5)式に示すようにパラメータ A_i がより容易に求まるためオンライン制御で使用する際の計算機の負荷を小さくして制御周期を短くできる点にある。

Table 2 Examples of strip strain distribution.



$$\int_{-1}^1 P_i(x) \cdot P_j(x) dx = 0 \quad (i \neq j) \quad (4)$$

$$A_i = \int_{-1}^1 f(x) \cdot P_i(x) dx / \int_{-1}^1 P_i(x)^2 dx \quad (5)$$

図4に対象圧延機の主な形状制御アクチュエータを示す。アクチュエータにはワークロール軸受けに備えられた油圧シリンダによってワークロールのたわみを調整するワークロール(WR)ベンダ、同様の機構で中間ロールのたわみを調整する中間ロール(IMR)ベンダ及びロール開度を調整する油圧圧下装置がある。また、油圧圧下装置の両側で差をつける操作を圧下レベリング、WRベンダの両側で圧力差をつける操作をベンダ差圧と呼ぶ。なお、IMRにはシフト機構が備わっており、IMRシフト位置の設定はプリセットにて実施している。

2.2 形状制御モデル

形状制御モデルを作成するにあたっては、各アクチュエータを変更した際に変化する形状成分が四次以下であることから(3)式における近似を四次までの近似とした。各アクチュエータを変更した際に何次成分までの形状変化が生じるかはロール胴長とロール径の比に依存し、対象圧延機の場合ワークロール胴長／ワークロール径=4.7であることから四次以下となったが、この比が更に大きい場合は四次よりも高次の成分まで変化することとなる⁹⁾。図5は780mm及び1250mmの2種類の板幅にて実測した板ひずみ分布の生データと近似値である A_i から求められる板ひずみ分布とを比較したものである。近似次数を四次よりも高くしても近似誤差はなかなか小さくならないことが分かる。このことからも近似次数として四次が適当であると判断される。

WRベンダ、IMRベンダ及び圧延荷重変化によって形状は対称成分である A_2 、 A_4 が主に変化し非対称成分 A_1 、 A_3 の変化は小さいこと、また、圧下レベリング及びベンダ差圧は非対称成分が主に変化し対称成分の変化が小さいことから数式モデルの構造を以下のようにした。

$$\begin{bmatrix} \Delta A_2 \\ \Delta A_4 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{22} & K_{24} \\ K_{42} & K_{44} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta F_{WR} \\ \Delta F_{IMR} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} K_{P2} \\ K_{P4} \end{bmatrix} \Delta P \quad (6)$$

$$\begin{bmatrix} \Delta A_1 \\ \Delta A_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{11} & K_{13} \\ K_{31} & K_{33} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta S_L \\ \Delta F_{WRD} \end{bmatrix} \quad (7)$$

ただし、

ΔA_i : A_i 変化量

ΔF_{WR} : WRベンダ変更量

ΔF_{IMR} : IMRベンダ変更量

ΔP : 圧延荷重変化量

ΔS_L : 圧下レベリング変更量

ΔF_{WRD} : ベンダ差圧変更量

K_{ij} 、 K_{Pi} は各種アクチュエータを変更及び圧延荷重が変化した際の形状成分の変化量を示し、影響係数と呼ぶ。

2.3 影響係数モデル

影響係数は圧延材の三次元変形解析等の手法¹⁰⁾を用いて数値解析で求めることも可能であるが、より実用性を重視して実際に圧延したデータから回帰的に定めた。すなわち、アクチュエータをステップ状に変更し、変更前

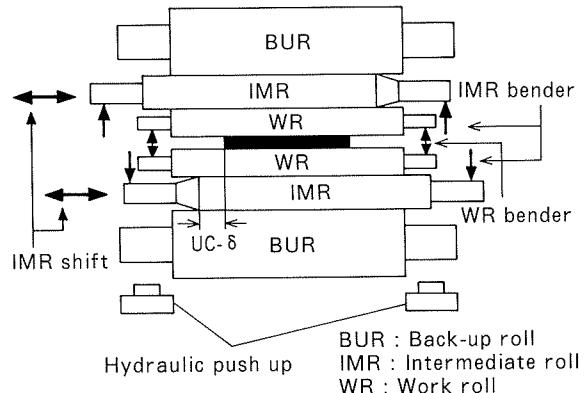


Fig. 4 Flatness control actuators of the 6-high mill.

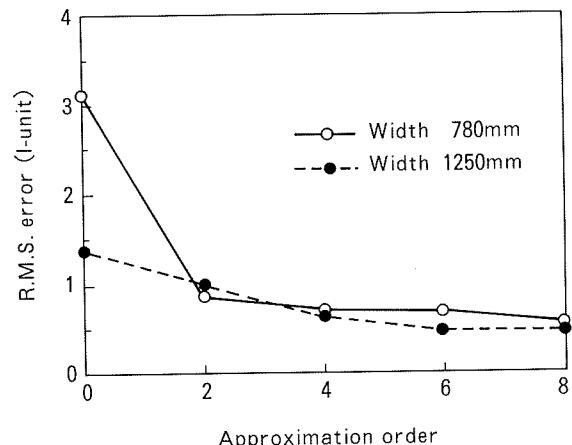


Fig. 5 Approximating error and approximation order.

後の板ひずみ分布の変化を比較して求めた。アクチュエータ変更前後の板ひずみ分布データはプロセスコンピュータにより採取した。なお、データ採取に際しては、測定ノイズ除去のため0.2秒毎の5データを平均した値を使用した。また、アクチュエータの変更もプロセスコンピュータを介して行い、変更タイミングと測定タイミングがマッチするように管理した。具体的にはアクチュエータ変更前の板ひずみ分布測定後にアクチュエータを変更し、検出遅れ時間後にアクチュエータ変更後の板ひずみ分布を測定するようにした。

図6に板幅による影響係数の違いの例を、図7に板厚による影響係数の違いの例を、また、図8にUC- δ による影響係数の違いの例を示す。ここで、影響係数 K_{22} 、 K_{24} 、 K_{42} 及び K_{44} は、それぞれ、WRベンダの A_2 への影響、IMRベンダの A_2 への影響、WRベンダの A_4 への影響、IMRベンダの A_4 への影響を意味する。また、本報で示す影響係数の単位のうち ΔF_{WR} 、 ΔF_{IMR} に関するものはアクチュエータ変更量として片側当たりの変更量を表記した。ここでプロットのばらつきは、実測デー

タのばらつきや、例えば図6では各種板厚での結果も同時にプロットしていることによるものである。図6において影響係数 K_{22} は板幅が狭くなるとその絶対値が大きくなり、形状の二次成分がより大きく変化するようになることがわかる。これは、板幅が狭くなるとWRのIMR及び材料によって拘束される領域が狭くなつてWRがたわみやすくなるためと考えられる。また、板幅が広くなると K_{42} の絶対値が大きくなるのは、WRベンダは板端部に主に作用する¹¹⁾ので板幅が広くなると二次成分以外の高次成分が変化するためと考えられる。図7において、各影響係数とも板厚の減少にしたがつてその絶対値が大きくなる傾向があることがわかる。図8において、UC-δを大きくすると影響係数 K_{22} の絶対値は小さくなること、その他の影響係数は相対的にUC-δによる差は小さいことがわかる。UC-δを大きくすると K_{22} の絶対値が小さくなるのは、UC-δの増加にしたがつてWRとIMRの接触部が増えることによりWRがたわみ難くなるためと考えられる。影響係数 K_{42} についても影響係数 K_{22} と同様に定性的にはUC-δの増加にしたがつてその絶対値が減少すると考えられるが、実測値によれば K_{22} ほどその傾向は顕著ではない。影響係数 K_{24} がUC-δの

増加によってあまり変化しないのは、WRベンダがWRの端部に直接作用してWRをたわませるのに対して、IMRベンダはWRとIMRの接触荷重分布を変化させることによってWRをたわませるためUC-δの変化による影響が現われ難いことを示していると考えられる。また、影響係数 K_{44} はオーダー的に他の3つに比べて非常に小さい。

圧延荷重変化が板ひずみ分布変化に及ぼす影響を表す影響係数の例を図9に示す。これらの影響係数は、加減速時の圧延荷重変化量と板ひずみ分布変化量から求めた。図9より圧延荷重変化は主に二次成分に影響し、板幅が狭いほうが変化が大きいことがわかる。これは、圧延荷重が変化すると全体的なロールのたわみが変化すること、板幅が狭いほど材料との接触領域が小さく、ロールがよりたわみやすくなるからと考えられる。

以上の実験結果より、各種アクチュエータの形状成分への影響係数 (K_{ij}) を次式のように表した。

$$\begin{aligned} K_{ij} = & k_{ij,0} (A_{ij,2} \times b^2 + A_{ij,1} \times b + A_{ij,0}) \\ & \times (B_{ij,2} \times h^2 + B_{ij,1} \times h + B_{ij,0}) \\ & \times (C_{ij,2} \times \delta^2 + C_{ij,1} \times \delta + C_{ij,0}) \end{aligned} \quad (8)$$

ただし、

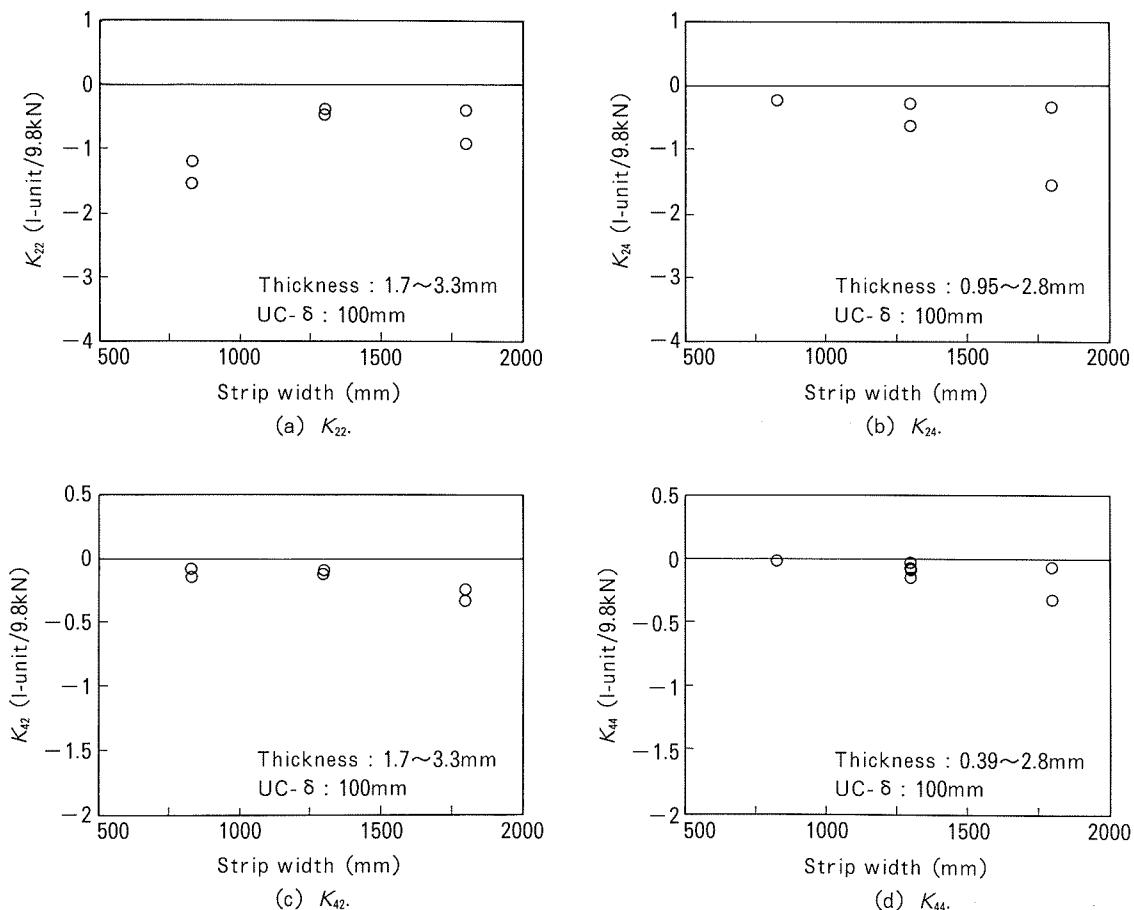
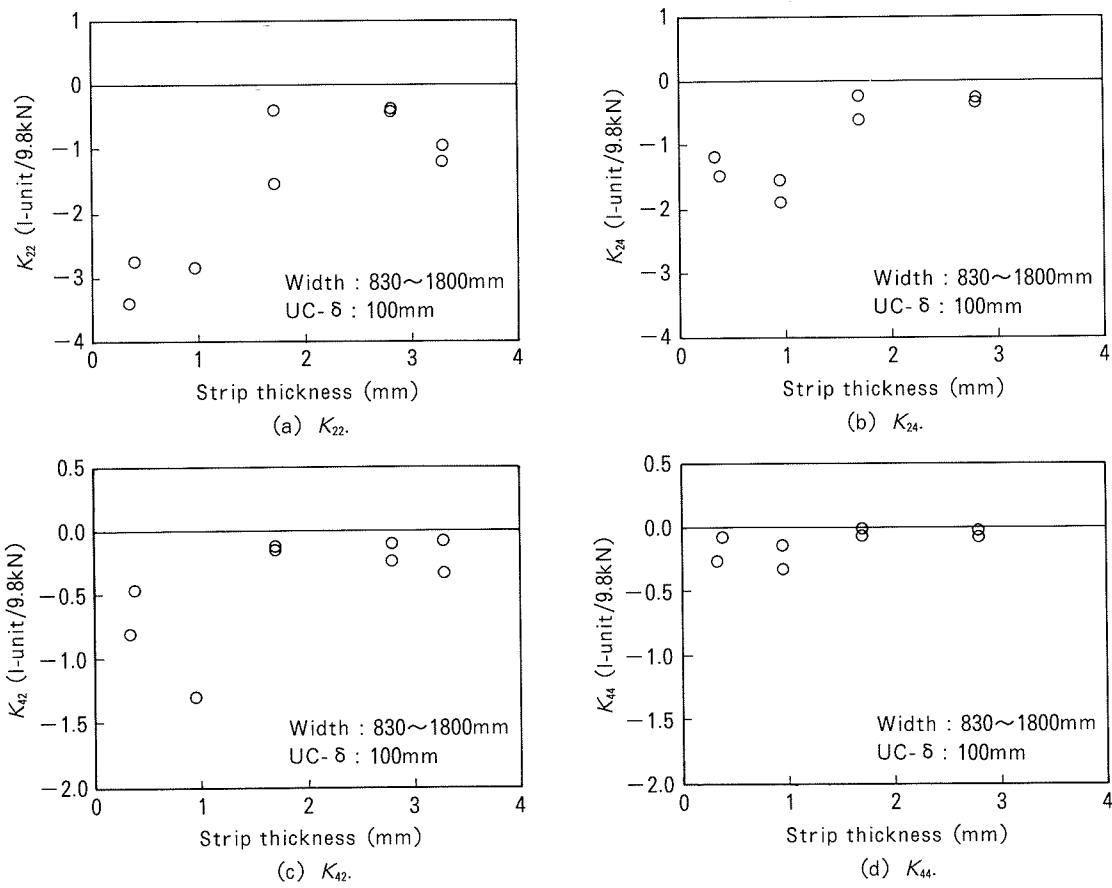
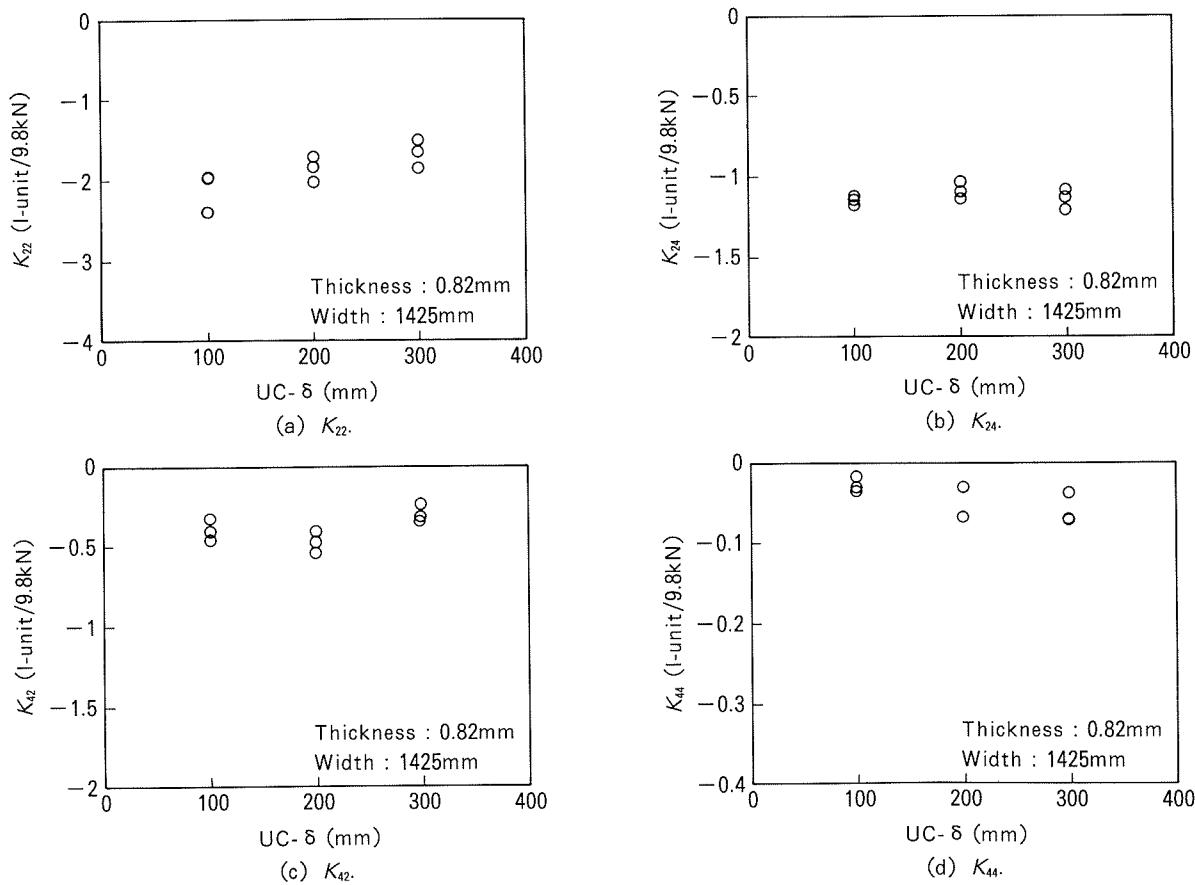
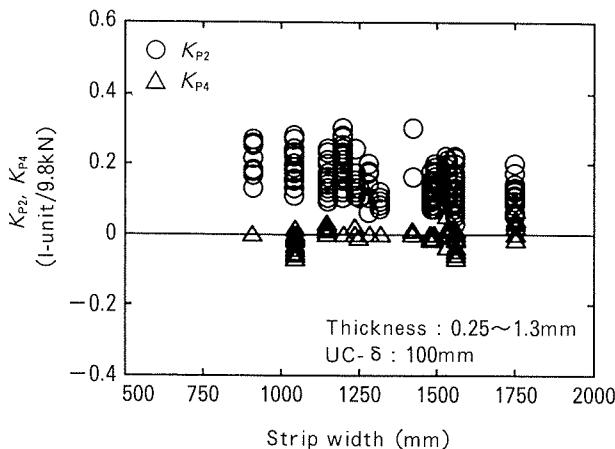


Fig. 6 Effect of strip width on K_{ij} .

Fig. 7 Effect of strip thickness on K_{ij} .Fig. 8 Effect of UC- δ on K_{ij} .

Fig. 9 Effect of strip width on K_{P2} and K_{P4} . b : 板幅 (mm) h : 板厚 (mm) δ : UC- δ (mm)

$k_{ij,0}$, $A_{ij,h}$, $B_{ij,h}$, $C_{ij,h}$ は定数で表 3 にその具体的な値を示す。

今回作成したモデルによる影響係数計算値と実測値の比較を図10に示す。これは各影響係数モデルの精度を表し、横軸はモデルによる影響係数計算値、縦軸は影響係数の実測値である。モデルの精度は概ね $\pm 30\sim 70\%$ である。計算値と実測値の誤差の原因としては、影響係数を板幅、板厚、UC- δ の二次式で表現したこと、圧延荷重の関数としなかったこと、実測データのばらつきの影響が考えられる。今後更なる形状制御システムの高性能化を進めるには、モデル精度の向上を図ること、このようなモデル誤差を許容できるような制御系の構成が必要となる。

3. 各種アクチュエータの特性差

3.1 WR ベンダと IMR ベンダの特性差

WR ベンダと IMR ベンダの特性差の板幅による違いを図11に、UC- δ による違いを図12に示す。特性差とはWR ベンダ及びIMR ベンダを変更した際の板ひずみ変化の二次成分と四次成分の比であり、 K_{42}/K_{22} 及び K_{44}/K_{24} に相当する。図11よりWR ベンダはIMR ベンダに比べて四次成分が大きく変化し、この傾向は板幅が広くなるほど顕著になることがわかる。また、板幅800 mm程度ではWR ベンダとIMR ベンダの特性差は認められなくなり二次成分のみが変化する傾向となる。一方、図12よりUC- δ の増加によってWR ベンダ、IMR ベンダとも四次成分の変化の割合が大きくなる傾向がみられるが、UC- δ が100~300mmの範囲では特性差は大きく変化しない。WR ベンダがIMR ベンダに比べて四次成分がより大きく変化するのは、WR ベンダがWR の端

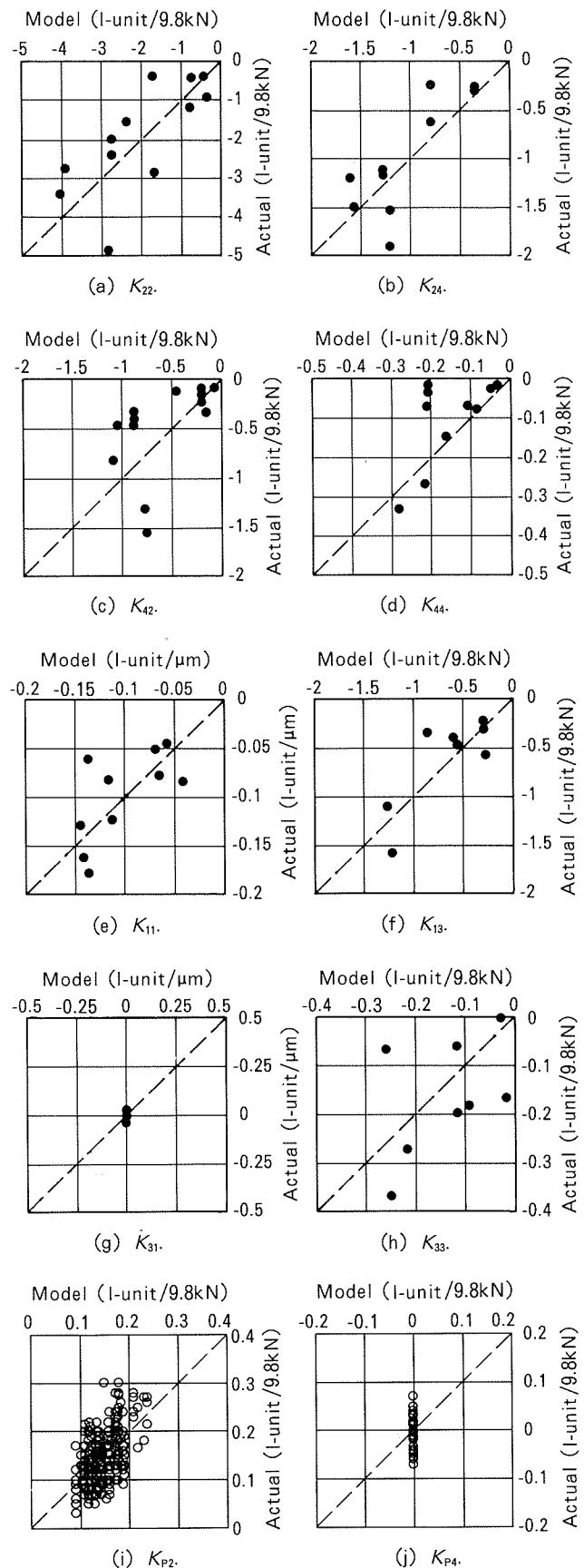
Fig. 10 Accuracy of K_{ij} and K_{pi} models.

Table 3 Coefficients of K_{ij} models.

	K_{11}	K_{13}	K_{22}	K_{24}	K_{31}	K_{33}	K_{42}	K_{44}	K_{P2}	K_{P4}
$k_{ij,0}$	-7.200E-2	-2.330E+0	-1.000E+1	-1.840E+0	0.000E+0	-4.000E-1	-2.500E+0	-2.300E-1	6.930E+0	0.000E+0
$A_{ij,0}$	1.000E+0	1.000E+0	1.000E+0	1.000E+0	0.000E+0	1.000E+0	-1.000E+0	-1.000E+0	5.011E-1	0.000E+0
$A_{ij,1}$	9.950E-4	-4.380E-4	-4.000E-4	0.000E+0	0.000E+0	-2.670E-4	2.000E-3	1.600E-3	-3.945E-4	0.000E+0
$A_{ij,2}$	0.000E+0	0.000E+0	0.000E+0	0.000E+0	0.000E+0	0.000E+0	-6.400E-7	0.000E+0	9.676E-8	0.000E+0
$B_{ij,0}$	1.000E+0	1.000E+0	1.000E+0	1.000E+0	0.000E+0	1.000E+0	1.000E+0	1.000E+0	1.706E-1	0.000E+0
$B_{ij,1}$	-3.950E-1	-5.000E-1	-5.000E-1	-4.090E-1	0.000E+0	-5.570E-1	-5.000E-1	-4.090E-1	-4.756E-2	0.000E+0
$B_{ij,2}$	5.700E-2	7.650E-2	7.000E-2	4.300E-2	0.000E+0	8.170E-2	7.000E-2	4.300E-2	0.000E+0	0.000E+0
$C_{ij,0}$	8.790E-1	1.227E+0	1.101E+0	9.145E-1	0.000E+0	1.107E+0	1.022E+0	7.323E-1	6.546E-1	0.000E+0
$C_{ij,1}$	1.322E-3	-2.441E-3	-1.036E-3	1.009E-3	0.000E+0	-1.074E-3	-1.245E-4	3.030E-3	3.806E-3	0.000E+0
$C_{ij,2}$	-1.120E-6	1.761E-6	2.708E-7	-1.545E-6	0.000E+0	-9.990E-9	-9.922E-7	-3.524E-6	-3.256E-6	0.000E+0

部に力を与えて WR をたわませようとしても IMR に支えられて中心部の板ひずみは大きく変化せずに端部が変

化するのに対して、IMR ベンダは WR と IMR 間の圧延荷重分布変化によって間接的に WR をたわませるためより全体的に板ひずみが変化するからと考えられる。

3.2 圧下レベリングとベンダ差圧の特性差

圧下レベリングとベンダ差圧の特性差の板幅による違いを図13に示す。ここで、特性差とは圧下レベリング及びベンダ差圧を変更した際の板ひずみ変化の一次成分と三次成分の比であり、 K_{31}/K_{11} 及び K_{33}/K_{13} に相当する。図13より圧下レベリングは主に一次成分が変化し、ベンダ差圧は一次成分の他に三次成分も変化することがわかる。これは、圧下レベリングが直接両側のロールギャップに差をつけるため一次成分の変化が支配的であるのに対して、ベンダ差圧は両側の WR ベンダの圧力を変えることで両側の WR のたわみに差をつけるため三次成分まで変化するからと考えられる。また、ベンダ差圧は板幅が広くなるほど一次成分に対する三次成分の変化の割合が大きくなる傾向がある。

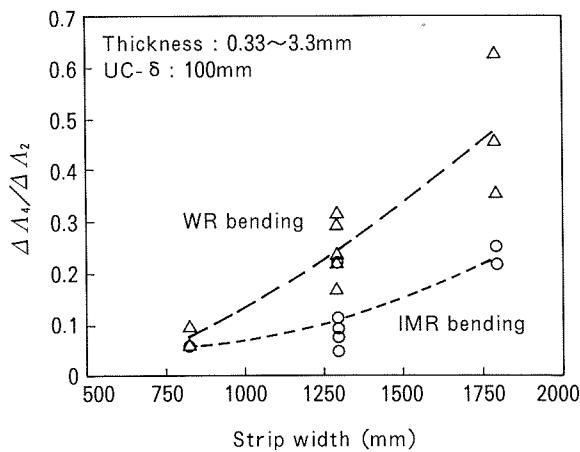


Fig. 11 Effect of strip width on difference between WR bending and IMR bending.

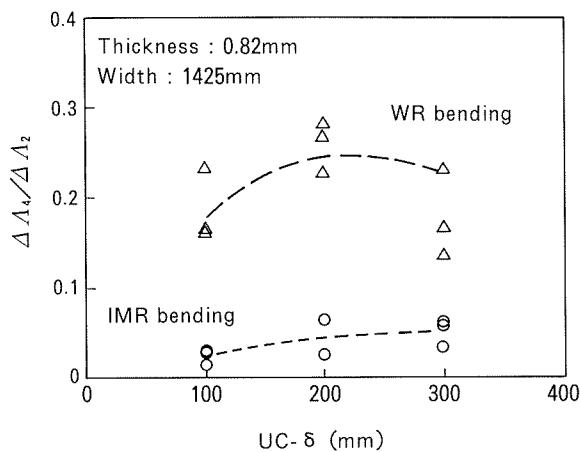


Fig. 12 Effect of UC-δ on difference between WR bending and IMR bending.

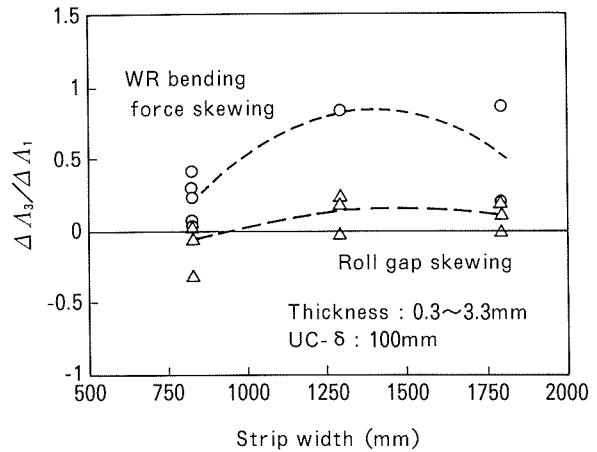


Fig. 13 Effect of strip width on difference between roll gap skewing and WR bending force skewing.

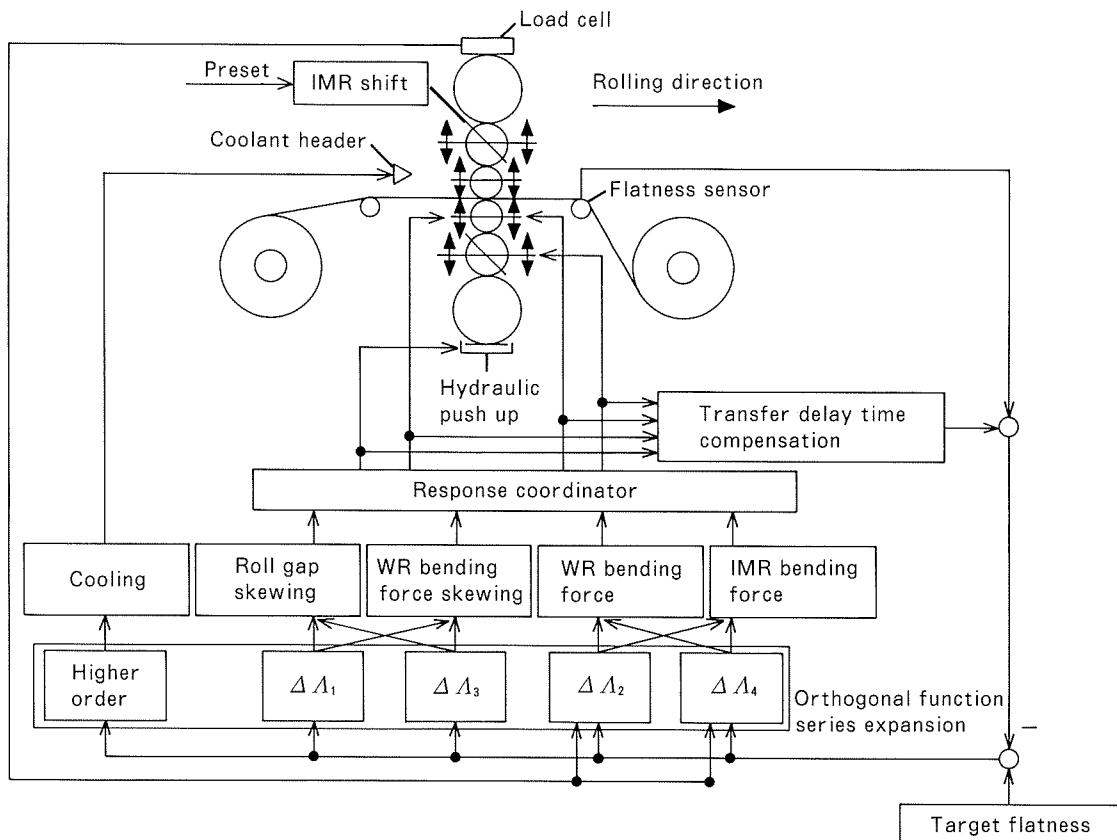


Fig. 14 Configuration of the flatness control system.

4. 形状制御システム

前章で述べたアクチュエータの特性差を積極的に利用することが高精度の形状制御システムを構成する上で重要な点であると考える。今回開発した対象圧延機の形状制御システム¹²⁾の概要を図14に示す。形状検出器によって測定された板ひずみ分布は $\Lambda_1 \sim \Lambda_4$ に分解して抽出される。そして、非対称成分である Λ_1, Λ_3 は圧下レベリングとベンダ差圧の特性差を利用し、組み合わせて制御する。対称成分である Λ_2, Λ_4 は WR ベンダと IMR ベンダの特性差を利用し、組み合わせて制御する。また、ロードセルで検出された圧延荷重変化による板ひずみ変化を数式モデルにより予測し、これを補償するように WR ベンダと IMR ベンダを組み合わせて制御する。形状検出器がロールスタンド出側にあることによる検出遅れ時間に対しては遅れ補償を行い、また、内部補償を行うことでアクチュエータの応答性の調整を行っている。

このシステムを用いた形状制御結果例を図15に示す。ここで対象材は材質5182、板厚0.45mm、板幅1495mmである。圧延開始から終了時までを通して最大板ひずみ偏差10 I-unit 程度に制御されている。今回採用した機械的なアクチュエータは応答が早いため、特に圧延荷重変

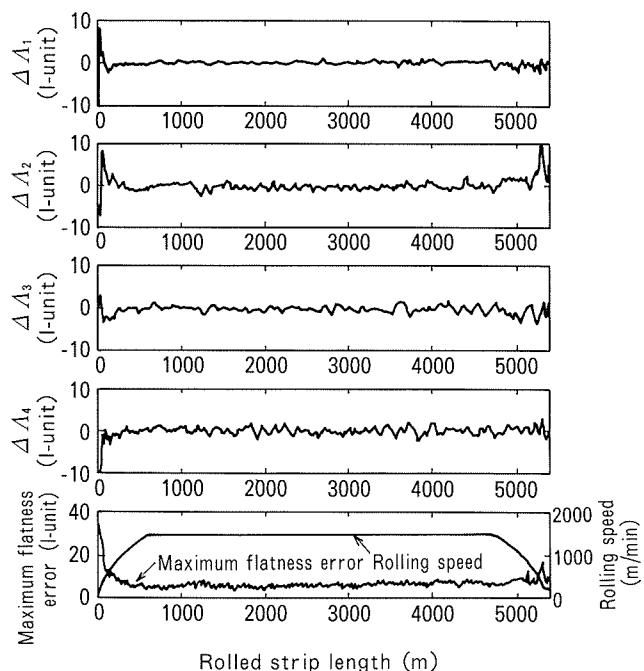


Fig. 15 Practical results.

material : 5182, thickness : 0.45mm,
width : 1495mm.

化の大きな加速部及び減速部での板ひずみ精度がよく、各成分が素早く目標値である $\Delta A_i = 0$ に達して最大板ひずみ偏差が小さくおさえられていることが特徴である。

5. まとめ

中間ロールベンダを備えた 6 段圧延機において形状制御のための数式モデルを実験的に求め実機に適用した。そして各種アクチュエータの特性差を有効に活用することで高い形状制御能力が得られることを明らかにした。特に本報で開発した形状制御用数式モデルの特徴は以下のようである。

- (1) アクチュエータとして WR ベンダ, IMR ベンダの他に圧下レベリング, ベンダ差圧を扱い, 四次成分までの形状不良を機械的な制御手段で高応答に制御することを可能とした。
- (2) 圧延荷重変化の影響についても数式モデルを用いて表現し, それを活用することでアルミニウム圧延特有の加減速時の圧延荷重変化に伴う形状不良を予測的に制御可能とした。

参考文献

- 1) 戸田 龍, 松香茂道, 北島聰幸, 永沼洋一, 井上直温 : 第29回塑性加工連合講演会講演論文集, (1978), 97.
- 2) 中島浩衛, 井上直温, 菊間敏夫, 志田 茂, 松本紘美 : 第29回塑性加工連合講演会講演論文集, (1978), 103.
- 3) 安田健一, 成田健次郎, 志田 茂 : 塑性と加工, 24-274 (1983), 1151.
- 4) 安田健一, 成田健次郎, 志田 茂, 二瓶充雄 : 塑性と加工, 27-303 (1986), 533.
- 5) 安田健一, 成田健次郎, 志田 茂, 西 英俊 : 第34回塑性加工連合講演会講演論文集, (1983), 129.
- 6) 今井一郎, 古谷 尚, 真柄正昭, 梶原利幸, 北島聰幸 : 第29回塑性加工連合講演会講演論文集, (1978), 94.
- 7) A. Fukuhara, T. Kaji, G. Fukuyama and S. Terado : Iron Steel Eng., 10 (1991), 34.
- 8) 今井 功 : 石川島播磨技報, 23-1 (1983), 14.
- 9) 鈴木 弘 : 機械の研究, 43-5(1991), 627.
- 10) 例えば, 戸澤康壽, 石川孝司, 岩田徳利 : 塑性と加工, 23-263 (1982), 1181.
- 11) 梶原利幸, 二瓶充雄, 安田健一, 成田健次郎, 志田 茂 : 第35回塑性加工連合講演会講演論文集, (1984), 227.
- 12) I. Hoshino, M. Kawai, M. Kokubo, T. Matsuura, Hiroshi Kimura and Hidenori Kimura : Control Eng. Practice, 1-6 (1993), 917.

論 文

オブザーバを用いたロールバランス力
による圧延機のロール偏心制御

星野郁弥 阿部禎一

住友軽金属工業株式会社技術研究所

論 文

オブザーバを用いたロールバランス力
による圧延機のロール偏心制御*

星野 郁弥** 阿部 穎一***

Sumitomo Light Metal Technical Reports, Vol. 36, No. 1, No. 2 (1995), pp. 11-17

Observer-based Roll Eccentricity Control
via Roll Balancing Force

Ikuya Hoshino and Teiichi Abe

The new roll eccentricity control system has been developed and the controller obtained from the observer-based design method copes well with the actuator and detection time delay without complication of the controller. Three eccentricity estimation methods, the first is the estimation from load signal, the second is from thickness signal and the third is from both signals which are load and thickness, have been compared by numerical simulations and it has been concluded that the estimation from both signals is the most useful method. The effectiveness of the new system has been proved by the application results to a real plant. The salient features of the new system are as follows. (1) the roll balancing force regulator is applied effectively instead of the hydraulic roll position regulator. (2) the use of the so-called gaugemeter equation for the roll eccentricity estimation leads to the feature that gain tuning with the rolled material variation is not necessary.

Key Words : rolling mill, eccentricity control, observer

1. はじめに

圧延機における板厚精度を悪化させるひとつの要因としてロール偏心がある¹⁾²⁾。ロール偏心制御はロール回転周期に応じてロールギャップを操作する必要があり、その周波数が比較的高いため、高応答性を有するアクチュエータが不可欠である。したがって、従来は油圧圧下装置を備えた圧延機でのみロール偏心制御が可能であると考えられていた。一方、油圧圧下装置はすべての圧延機で用いられているわけではなく、旧式の圧延機では未だに電動圧下装置を用いているのが現状である。そこで本報では、油圧圧下装置にかえて、バックアップロール(以下BURと略す)バランス力を調整することによりロール偏心制御を行う方法について報告する。BURバ

ランス装置はBURの重量分をささえる目的であり、通常の圧延機では油圧シリンダを用いていることが多い、油圧圧下装置を備えていない圧延機でもBURバランス装置は一般に備えられている。したがって、BURバランス力の調整でロール偏心制御が可能となれば、その応用範囲は広がることとなる。ただし、BURバランス装置の応答性は電動圧下装置よりは速いものの油圧圧下装置に比べると遅く、その補償が必要となる。

一方、ロール偏心制御の設計方法については従来より各種の方法が提案されている。例えば、圧延荷重から高速フーリエ交換によりオンラインでロール偏心量を推定し制御する方法³⁾⁴⁾や、圧延荷重からカルマンフィルターや平均化フィルターを利用してロール偏心量を推定し制御する方法⁵⁾、圧延荷重から単純なバンドパスフィルターにてロール偏心量を推定し制御する方法⁶⁾、圧延荷重変化と板厚変化から平均化フィルターを利用してロール偏心量を推定し制御する方法⁷⁾、などがある。しかし、いずれの場合もアクチュエータの応答遅れを補償するには

* 塑性加工春期講演会(1988年5月12~14日)で一部講演、主要部を計測自動制御学会に投稿中

** 技術研究所プロセス研究部、工学博士

*** 名古屋製造所設備部

Table 1 Roll eccentricity control classification according to the estimation method

Method	Principle	Estimation equation	Features
Load feedback	Eccentricity estimation from load signal	$\Delta S_E = -\frac{M+Q}{MQ} \Delta P_E$	• Depend on plastic coefficient. • Depend on load detection accuracy.
Thickness feedback	Eccentricity estimation from thickness signal	$\Delta S_E = \frac{M+Q}{M} \Delta h_E$	• Depend on plastic coefficient. • Independent of load detection accuracy.
Gaugemeter	Eccentricity estimation from thickness and load signal	$\Delta S_E = \Delta h_E - \frac{\Delta P_E}{M}$	• Independent of plastic coefficient. • Not so depend on load detection accuracy.

ΔS_E : roll eccentricity, ΔP_E : load, Δh_E : thickness, M : mill modulus, Q : plastic coefficient

かなりの工夫が必要であると考えられる。

そこで、本報ではロール偏心制御の設計に際して、外乱推定オブザーバの手法を用いることによりアクチュエータの応答遅れの補償が容易に可能であることを示す。

2. ゲージメータ方式ロール偏心制御の考え方

ロール偏心制御を、ロール偏心量推定方法の違いにより分類すると Table 1 のようになる。圧延荷重信号のみを使用する場合^{3)~6)}を荷重フィードバック方式 (Load Feedback Method), 板厚信号のみを使用する場合を板厚フィードバック方式 (Thickness Feedback Method), 圧延荷重変化と板厚変化の両方を使用する場合⁷⁾をゲージメータ方式 (Gaugemeter Method) と呼ぶ。荷重フィードバック方式は荷重信号の検出遅れがないという利点を有するが、偏心量の推定精度が塑性係数に依存するということと、荷重検出値は一般的にそれほど精度がでないという欠点がある。板厚フィードバック方式は板厚検出精度としては一般的に精度がよいものの荷重フィードバック方式と同様に偏心量の推定精度が塑性係数に依存することと板厚の検出遅れがあるという欠点を有する。ゲージメータ方式は偏心量の推定精度は塑性係数に依存しないものの板厚検出遅れがあるという欠点がある。したがって、偏心量の推定としては塑性係数に依存しないゲージメータ方式とし、かつ板厚検出遅れが容易に補償できる方法が最善であると考えられる。本報では外乱推定オブザーバの設計手法を用いることにより板厚検出遅れの補償が容易に実施できることを明らかにする。

3. ゲージメータ方式バランス力ロール偏心制御の設計

3.1 圧延モデル

BUR バランス力はロール自体の重量を支えるための力であり、非圧延中などに上 BUR が下降しないようにするための機構である。したがって、圧延中は BUR バランス力を変化させても圧延に特に支障はない。通常の

BUR バランス力は Fig. 1 に示したように、BUR チョック間の油圧シリンダによって与えられている。BUR バランス力を含めた圧延機モデルをロールの力の釣り合いとバネモデルで考えると、板厚、荷重、BUR バランス力などの間には次のような関係式が成立する。

$$\Delta h = -\Delta P/Q \quad (1)$$

$$\Delta P_{LC} = \Delta P + \Delta P_B \quad (2)$$

$$\Delta P = -\frac{1}{k_H} \frac{MQ}{M+Q} \Delta P_B - \frac{MQ}{M+Q} \Delta S_E + \frac{MQ}{M+Q} \Delta H \quad (3)$$

$$\Delta h = \Delta S_E + \Delta P_{LC}/M - \Delta P_B/M' \quad (4)$$

ただし、 Δh : 出側板厚変化量, ΔP : 圧延荷重変化量, Q : 塑性係数, ΔS_E : BUR 偏心によるロールギャップ変化量, ΔP_{LC} : ロードセル荷重変化量, ΔP_B : BUR バランス力変化量, ΔH : 入側板厚変化量, M : ミル定数, M' : BUR とワークロール間のバネ定数, である。

(4)式は出側板厚変化と BUR バランス力変化、ロードセル荷重変化およびロール偏心によるロールギャップ変化の関係を表したものであるが、圧延材料に依存する塑性係数を含まずに出側板厚変化が表現できる点が特徴である。(4)式は ΔP_B を考慮したいわゆるゲージメータ式である。 M , M' は圧延材料に依存しない定数であり、例えば M についてはよく知られているように非圧延時のギャップ変更量と荷重の関係から求めることができ、また、 M' についても M と同様に非圧延時のバランス力変更量と荷重の関係から求めることができる。

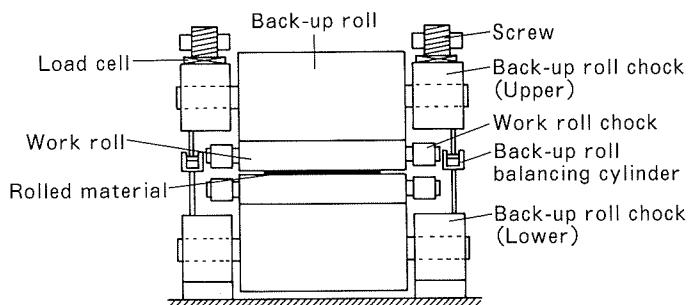


Fig. 1 Back-up roll balancing mechanism.

板厚計は圧延機の出側に設置されているが、ロールと板厚計の間には距離があり圧延材料の移送時間による検出遅れがある。したがって、板厚変化検出値を Δh_x とすると次式が成り立つ。

$$\Delta h_x = \Delta h(t - \tau) \quad (5)$$

ただし、 Δh_x ：板厚計検出板厚変化量、 t ：時刻、 τ ：板厚検出遅れ時間、である。

バランス力調整器の動特性は1次遅れであると考えて次式で表す。

$$\Delta P_B = \frac{K}{T_B s + 1} \Delta P_B^{\text{ref}} \quad (6)$$

ただし、 ΔP_B^{ref} ： ΔP_B 変更指令、 s ：ラプラス演算子、 K ： ΔP_B 調整器のゲイン、 T_B ： ΔP_B 調整器の時定数、である。

BUR 偏心によるロールギャップ変化 (ΔS_E) はバックアップロール回転周期の関数となり、その基本波のみを考えるとすると次式で表せる。

$$\Delta S_E = a \cdot \sin(\omega_E t) \quad (7)$$

a ： ΔS_E の振幅、 ω_E ：ロール偏心周波数、

制御対象のモデルをブロック図に示すと Fig. 2 のようになる。ただし、Fig. 2 ではロードセル荷重の検出値にヒステリシスを想定した。

3.2 制御式

ΔS_E を補償し Δh を零にする ΔP_B は(1)，(3)式により次のように与えられる。

$$\Delta P_B = -k_H \Delta S_E \quad (8)$$

ただし、 $1/k_H = 1/M - 1/M'$ であり、 k_H はハウジングや圧下スクリュー等のバネ定数である。

ΔP_B^{ref} と ΔP_B には(6)式に示したような応答遅れが存在するため、 ΔP_B^{ref} を与える制御式は次のようにになる。

$$\Delta P_B^{\text{ref}} = \frac{T_B s + 1}{K} (-k_H) \Delta S_E \quad (9)$$

上式を微分表示すると次のようになる。

$$\Delta P_B^{\text{ref}} = -\frac{T_B}{K} k_H \frac{d}{dt} \Delta S_E - \frac{1}{K} k_H \Delta S_E \quad (10)$$

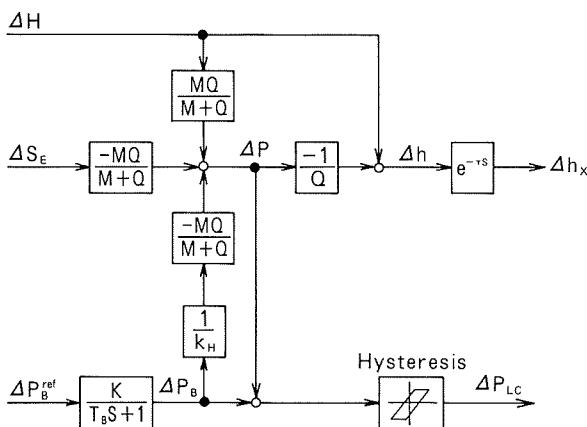


Fig. 2 Block diagram of the plant.

(10)式を実際に実現しようとすると ΔS_E およびその一階微分 $d \Delta S_E/dt$ が必要となる。以下ではオブザーバを用いて両者を推定し、(10)式を実現する方法について述べる。

3.3 オブザーバの構成

ΔS_E のモデルは(7)式に示した通りであるが、微分方程式で表すと次のようになる。

$$\frac{d}{dt} \begin{pmatrix} \Delta S_E \\ \Delta S'_E \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 & \omega_E \\ -\omega_E & 0 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \Delta S_E \\ \Delta S'_E \end{pmatrix} \quad (11)$$

ただし、 $\Delta S'_E = a \cdot \cos(\omega_E t) = (d \Delta S_E/dt)/\omega_E$ である。

(11)式より ΔS_E および $\Delta S'_E$ を推定するオブザーバを構成すると次のようになる。

$$\frac{d}{dt} \begin{pmatrix} \Delta \hat{S}_E \\ \Delta \hat{S}'_E \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 & \omega_E \\ -\omega_E & 0 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \Delta \hat{S}_E \\ \Delta \hat{S}'_E \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} k_{E1} \\ k_{E2} \end{pmatrix} (y_E - \hat{y}_E) \quad (12)$$

ここで、 $\hat{\cdot}$ のついた変数は推定値、 k_{E1} 、 k_{E2} はオブザーバゲインである。 $y_E - \hat{y}_E$ は推定誤差で次のように与えられる。

$$y_E = \Delta h - \Delta P_{Lc}/M + \Delta P_B/M' \quad (13)$$

$$\hat{y}_E = \Delta \hat{S}_E \quad (14)$$

y_E はゲージメータ式(4)を用いて、板厚と荷重からロール偏心量を求めたものであり、 \hat{y}_E はロール偏心量の推定値である。すなわち、上記のようなロール偏心量推定は Table 1 の分類で云えばゲージメータ方式となる。

(13)式における Δh の推定は(5)式に示したように τ 時間だけ遅れて行われるため、(12)～(14)式で示したオブザーバについても τ 時間だけずらして考える。すなわち次のようになる。

$$\frac{d}{dt} \begin{pmatrix} \Delta \hat{S}_E(t-\tau) \\ \Delta \hat{S}'_E(t-\tau) \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 & \omega_E \\ -\omega_E & 0 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \Delta \hat{S}_E(t-\tau) \\ \Delta \hat{S}'_E(t-\tau) \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} k_{E1} \\ k_{E2} \end{pmatrix} (y_E(t-\tau) - \hat{y}_E(t-\tau)) \quad (15)$$

ただし、

$$y_E(t-\tau) = \Delta h_x - \Delta P_{Lc}(t-\tau)/M + \Delta P_B(t-\tau)/M' \quad (16)$$

$$\hat{y}_E(t-\tau) = \Delta \hat{S}_E(t-\tau) \quad (17)$$

なお、 t は時刻を表し、 $\Delta \hat{S}_E(t-\tau)$ は時刻 $(t-\tau)$ における $\Delta \hat{S}_E$ の値である。また、簡単化のため時刻 t における値は (t) を省略して表記する。三角関数の公式より次式が成り立つ。

$$\begin{pmatrix} \Delta \hat{S}_E \\ \Delta \hat{S}'_E \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \cos(\omega_E \tau) & \sin(\omega_E \tau) \\ -\sin(\omega_E \tau) & \cos(\omega_E \tau) \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \Delta \hat{S}_E(t-\tau) \\ \Delta \hat{S}'_E(t-\tau) \end{pmatrix} \quad (18)$$

(15)～(18)式が ΔS_E および $\Delta S'_E$ を推定するオブザーバであり、これらの推定値を用いると(10)式から ΔP_B^{ref} は次のようにになる。

$$\Delta P_B^{\text{ref}} = (-k_H/K - T_B k_H \omega_E / K) \begin{pmatrix} \Delta \hat{S}_E \\ \Delta \hat{S}'_E \end{pmatrix} \quad (19)$$

(15)～(19)式が設計結果であり、ブロック図で表すと Fig. 3 のようになる。

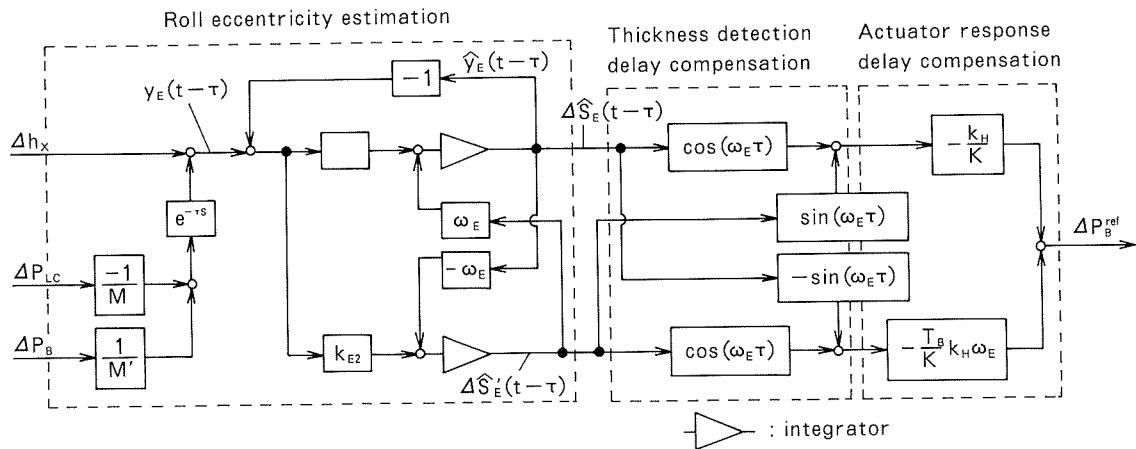


Fig. 3 Block diagram of the new eccentricity control. (Gaugemeter method)

3.4 補償器の特徴

設計した補償器の概要を Fig. 4 に示す。特徴をまとめると次のようになる。

- (1) アクチュエータとして BUR バランス力調整を活用するため、油圧圧下装置は不要である。
- (2) アクチュエータの遅れ補償および検出遅れ補償が補償器の構造を複雑にすることなく可能となる。すなわち、本方式では偏心量そのものの推定と同時にその微分値も推定しているため、(18)式あるいは(19)式のような簡単な形で遅れ補償が可能となる。
- (3) ロール偏心量の推定にいわゆるゲージメータ式を採用しているため、塑性係数に依存しない。したがって、圧延材料毎に補償器のゲイン調整を行う必要がない。

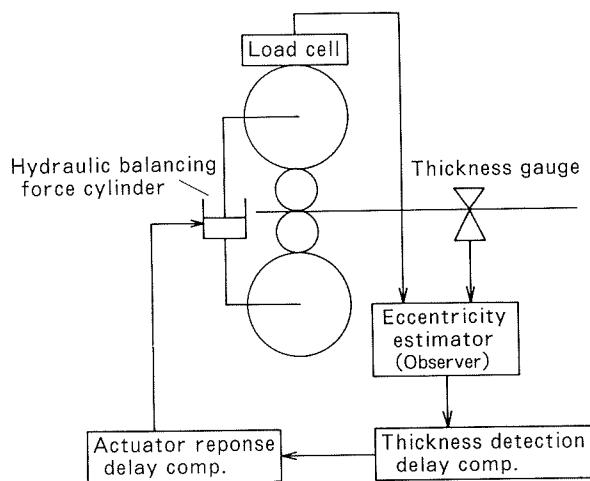


Fig. 4 Schematic diagram of the roll eccentricity control system.

4. 荷重フィードバック方式及び板厚フィードバック方式との比較

(2), (3)式より外乱 ΔH を無視すると次式が導かれる。

$$\Delta S_E = -\frac{M+Q}{MQ} \Delta P_{lc} + \frac{M'+Q}{M'Q} \Delta P_B \quad (20)$$

上式はロール偏心以外の外乱がない場合の、 ΔS_E と ΔP_{lc} および ΔP_B の関係を示したもので、上式より推定誤差 $y_E - \hat{y}_E$ は(13), (14)式に代えて次のように与えられることがわかる。

$$y_E = -\frac{M+Q}{MQ} \Delta P_{lc} + \frac{M'+Q}{M'Q} \Delta P_B \quad (21)$$

$$\hat{y}_E = \Delta \hat{S}_E \quad (22)$$

推定誤差をこのように与えると、ロール偏心量は板厚信号を使用せずに荷重信号のみから推定されることとなり、いわゆる荷重フィードバック方式となる。設計結果のブロック図は Fig. 3 である。Fig. 3 と Fig. 5 の比較より荷重フィードバック方式では τ 時間のシフト演算や検出遅れ補償が不要なためゲージメータ方式に比べて簡単な構成となることがわかる。

また、(1)～(5)式からは外乱 ΔH を無視すると次式を導くこともできる。

$$\Delta h_x = \frac{M}{M+Q} \Delta S_E(t-\tau) + \frac{M}{M+Q} \frac{1}{k_H} \Delta P_B(t-\tau) \quad (23)$$

上式はロール偏心以外の外乱がない場合の、 ΔS_E と Δh_x および ΔP_B の関係を示したもので、上式より推定誤差 $y_E - \hat{y}_E$ は次のように与えることもできる。

$$y_E(t-\tau) = \frac{M+Q}{M} \Delta h_x - \frac{1}{k_H} \Delta P_B(t-\tau) \quad (24)$$

$$\hat{y}_E(t-\tau) = \Delta \hat{S}_E(t-\tau) \quad (25)$$

推定誤差をこのように与えると、ロール偏心量は荷重信号を使用せずに板厚信号のみから推定されることとなり、いわゆる板厚フィードバック方式となる。設計結果のブ

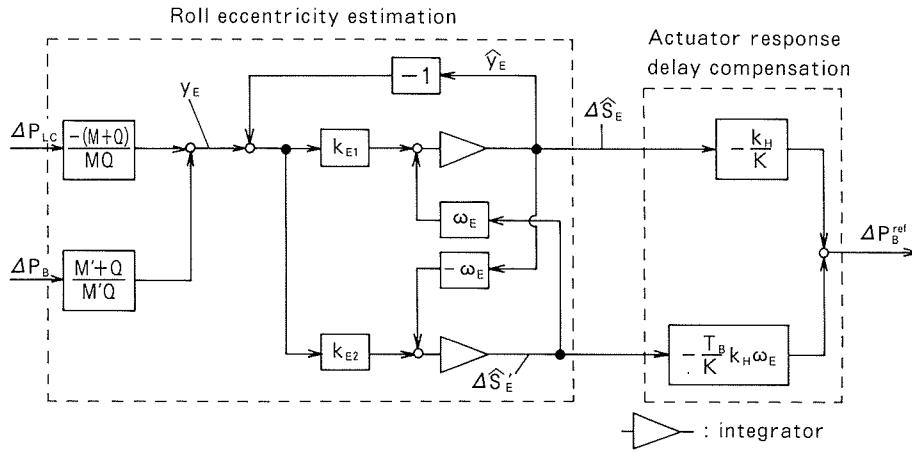


Fig. 5 Block diagram of the new eccentricity control. (Load feedback method)

ロック図は Fig. 6 である。Fig. 3 と Fig. 6 の比較より板厚フィードバック方式はゲージメータ方式と同じような構造となることがわかる。

Fig. 7 はゲージメータ方式と荷重フィードバック方式および板厚フィードバック方式をシミュレーションで比較した結果である。シミュレーションは振幅100 μmで3 rad/sの偏心が、それぞれの補償器でどのように制御されるかを比較した。シミュレーション条件は Table 2 に示した通りである。シミュレーション結果の最上段はそれぞれモデル誤差も荷重信号のヒステリシスもない場合の結果であり、3方式ともまったく同じ結果となる。シミュレーション結果の中段はモデル誤差として塑性係数の設定値に50%の誤差があったと仮定した場合の結果で板厚フィードバック方式のみ他の方式に比べて板厚変化が零に収束する速度が遅くなる。したがって、板厚フィードバック方式は材料毎にゲインを調整する必要があることがわかる。最下段は荷重信号に±50MNのヒステリシ

スを仮定した場合の結果で板厚フィードバック方式は影響をうけないが、荷重フィードバック方式およびゲージメータ方式は板厚変化が零に収束しなくなることがわかる。ただし、ゲージメータ方式は荷重フィードバック方式に比べてヒステリシスの影響を受けにくくことがわかる。以上のことから塑性係数がある程度の精度で設定できるような場合、例えばプロセスコンピュータを備えた圧延機で圧延条件に応じて塑性係数が計算できるような場合は板厚フィードバック方式が有利であるが、油圧圧下装置を備えていない旧式の圧延機では一般的にプロセスコンピュータを備えておらず、そのような場合は塑性

Table 2 Contoroller gain

Q	M	M'	k_H	k_{E1}	k_{E2}	T_B	τ
(kN/mm)	(kN/mm)	(kN/mm)	(kN/mm)	(—)	(—)	(s)	(s)
6500	3200	5700	7500	0.2	0	0.2	1

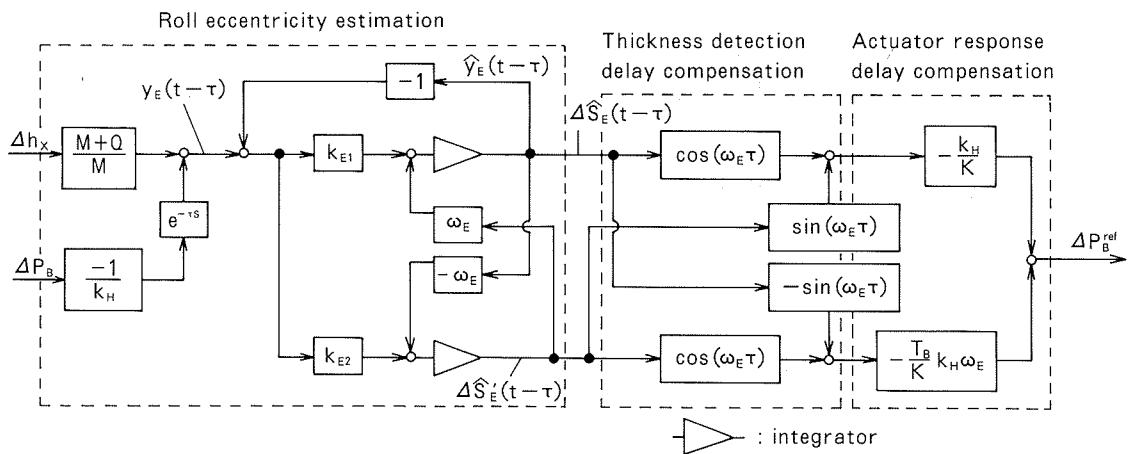


Fig. 6 Block diagram of the new eccentricity control. (Thickness feedback method)

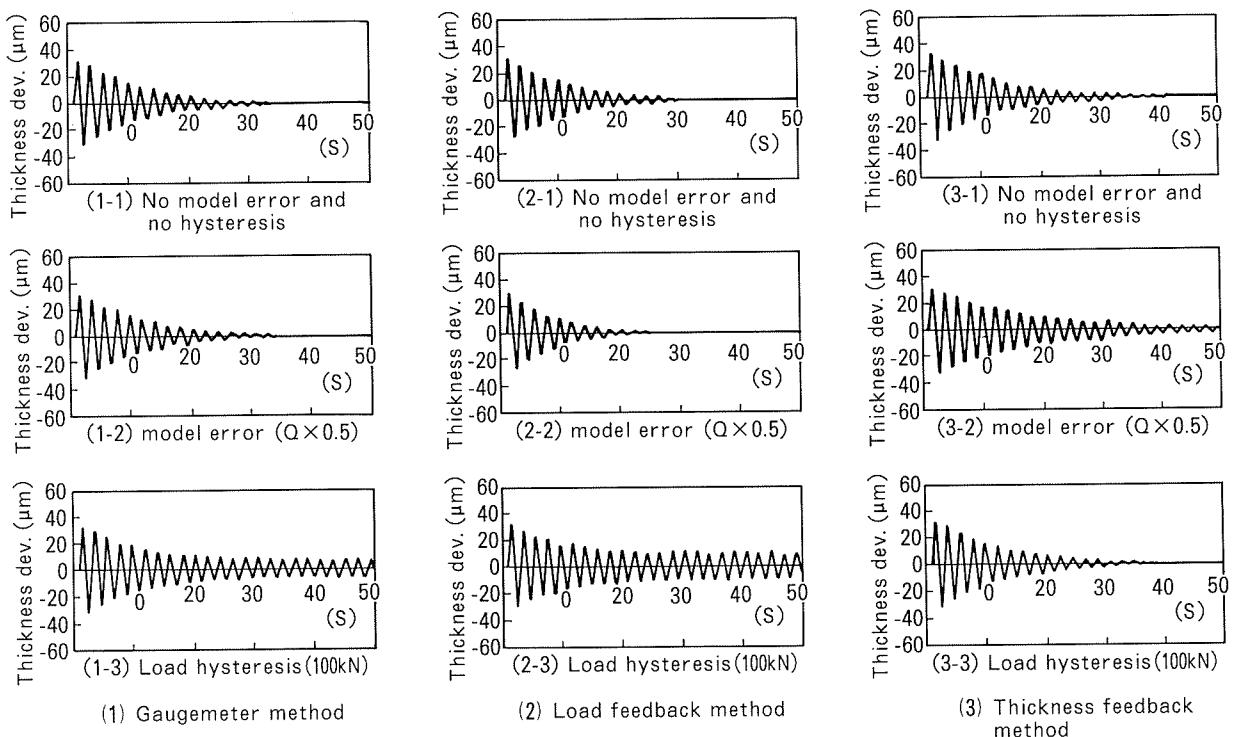


Fig. 7 Simulation results.

係数に依存しないゲージメータ方式が比較的有利であると考えられる。

Table 3 Rolling mill specification

Type	4-high cold rolling mill
Balancing force	Max. 580 kN
Roll diameter	Work roll : 390mm Back-up roll : 1110mm
Rolling speed	Max. 150 m/min

5. 実機圧延結果

Fig. 8 にゲージメータ方式バランス力偏心制御の実機圧延結果の一例を示す。対象圧延機、圧延材およびオプザーバゲインなどの補償器ゲイン設定値は、Table 2, Table 3, Table 4 の通りである。

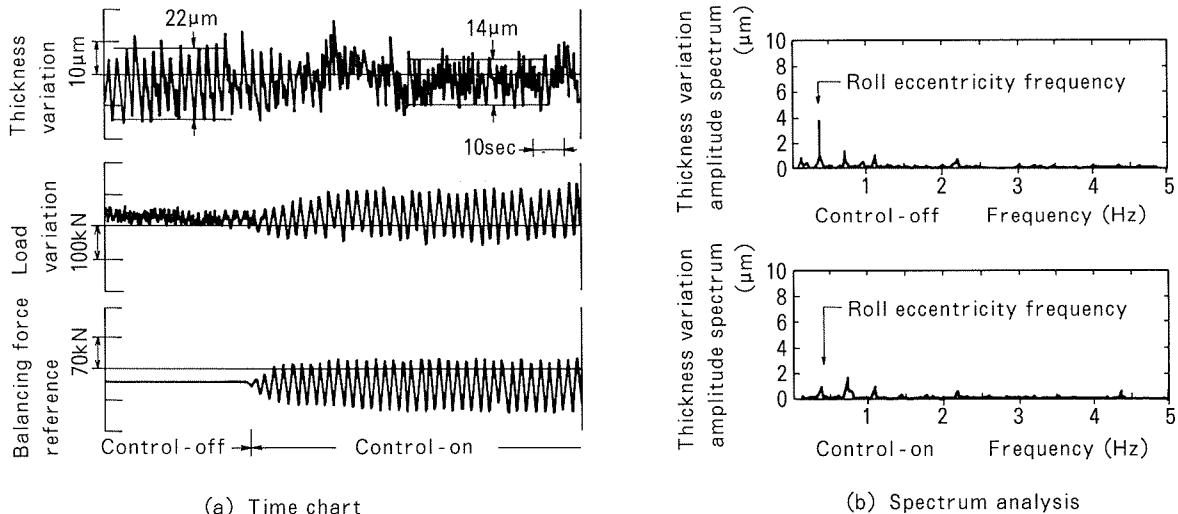


Fig. 8 Rolling test result. (Rolling speed : 82 m/min)

Table 4 Rolled material specification

Material	1050
Inlet thickness (mm)	6.0
Outlet thickness (mm)	2.5
Strip width (mm)	900

Fig. 8 の結果から板厚変動幅が 22 μm から 14 μm に減少しており、それは BUR 偏心の基本周波数成分が大きく減少していることによるものであると判断される。高調波成分については本報で述べた補償器では対象としていないが、 ΔS_E のモデル(7)式を高調波成分を含むように変更することで、同様の設計手順で対処できるものと考えられる。ただし、補償器の次数は高くなる。

一方、Fig. 8 の結果から、開発した偏心制御を行うことによって板厚変動は減少するがロードセル出力変動が増加することがわかる。したがって、電動圧下装置を備えた圧延機で一般的に使用されているビスラ方式の板厚制御を併用する場合、ロードセル出力をそのまま圧延荷重として使用すると誤差を含み板厚精度を悪化させることとなる。しかし、ロードセル出力からバランス力を減じた信号を圧延荷重として使用すればビスラ方式の板厚制御を併用しても問題ないことを指摘しておく。

6. おわりに

本報では、油圧装置を備えていない旧式の圧延機における板厚精度向上策として、BUR バランス力を用いるロール偏心制御を開発した。補償器の設計は外乱推定オブザーバを積極的に用いる方法を採用した。また、偏心量の推定に荷重信号のみを使用する場合と板厚信号のみを使用する場合および両方を併用する場合についてシミュレーションにより比較検討し、両方を併用する方式が有利であることを明らかにした。更に、実機圧延にて開発した制御システムの効果を確認した。開発した補償器は、(1)アクチュエータとして BUR バランス力を活用しているため油圧圧下装置は不要、(2)ロール偏心量の推定に、いわゆるゲージメータ式を採用しているため補償器は材料毎にゲイン調整する必要がないという特徴を有する。

参考文献

- 桑原康長, 久能一郎, 佐伯邦男: 塑性と加工, 3-20 (1962), 608.
- 佐伯邦男: 塑性と加工, 4-27 (1963), 223.
- 今井 功, 鈴木孝治: 石川島播磨技報, 13-2 (1973), 189.
- E.O.King, Jr. and D.F.Stewart : United States Patent, 4,222,254 (1980)
- 北村 章, 高橋哲也, 能勢和夫, 小西正躬, 菊池弘介: システム制御情報学会論文誌, 2-9 (1989), 287.
- 岩下徹幸, 鈴木義博, 堀 俊夫: 古河電工時報, 90 (1992), 90.
- 三喜俊典, 高井茂光, 山口照重: 日新製鋼技報, 51.

Reprinted from SUMITOMO LIGHT METAL TECHNICAL REPORTS (Title No. P-533)

TECHNICAL PAPER

Prevention of Surface Defects on EMC Slab

Norifumi Hayashi Koushi Nagae and Masaru Nagayama

住友軽金属工業株式会社技術研究所

Prevention of Surface Defects on EMC Slab *

Norifumi Hayashi **, Koushi Nagae *** and Masaru Nagayama ****

Electromagnetic casting (EMC) is known as a casting method that offers a smooth surface and non-surface defects to slabs. However, a few papers indicate that EMC slabs have surface defects such as vertical folds and oxide patches. Particularly, the vertical folds are fatal defects. These defects are often formed in 5182 aluminium alloys and related to the growth and the flow of the oxide skin on the molten metal in the EMC mold.

This paper describes the investigation of the vertical folds and the relationship between oxide skin flow and fold defects by changing the size and shape of the skim dam and the relative positions of the EMC coil and screen.

As a result, the skim dam of the small frame and the coil-screen position reducing the magnetic flux density deviation between high and low position in EMC mold were effective for preventing the vertical folds. This was because their conditions provided the suitable oxide skin flow.

1. Introduction

The biggest advantage of EMC is that it can reduce the scalping depth. Therefore, even slight surface defects^{1,2)} become a serious concern. Defects like vertical folds are fatal. There are some patents^{3,4)} on vertical folds claiming that a skim dam is effective; however, the shape of these folds and their formation process related with the flow of the oxide skin are not clear. Ekenes and Peterson⁵⁾ observed the skin flow during casting, but this was a Hot Top DC mold in contact with the molten metal, not an EMC mold without touching the metal, and the defects were not the vertical fold type. On the other hand, there are many papers^{6~9)} about the calculation and measurement of the molten metal flow in the EMC mold. Most of the papers reported only an agreement between their calculations and measurements, but did not mention about the flow of the oxide skin and its effects on the cast ingot. In this paper, the relationships be-

tween flows and vertical folds were studied by using some skim dams and EMC molds having different structure.

2. Experiment

2.1 EMC apparatus

Fig. 1 shows the experimental EMC apparatus for the study. The EMC mold consisted of a one-turn copper coil with a 10mm × 60mm cross section, a 10mm thick stainless steel screen, and a water jacket made of aluminium and insulator. The dimensions of EMC slab were t 500 × w 960mm. The nozzle diameter was ϕ 30mm. The molten metal level in the mold was measured by an eddy current sensor and adjusted constantly by controlling the stopper above the nozzle. The stopper was driven by an AC servo motor via a flexible shaft. The metal level was controlled within 1mm by a PID controller. A glasscloth filter was set in the dam to remove large inclusions. The filter was used with double layers in the center part (100mm) to distribute the molten metal in the direction of the shorter mold side. The EMC power supply (not shown) was 150kW and 3000Hz.

2.2 Casting conditions

The test alloy was mainly 5182 which was used as a material for can end stocks. Table

* This paper was presented at the 124th TMS annual meeting held in Las Vegas-U.S.A., February 12-16, 1995

** Process Technology Dept., Technical Research Laboratories

*** Production Technology Dept., Nagoya Works

**** Quality Assurance Dept., Nagoya Works

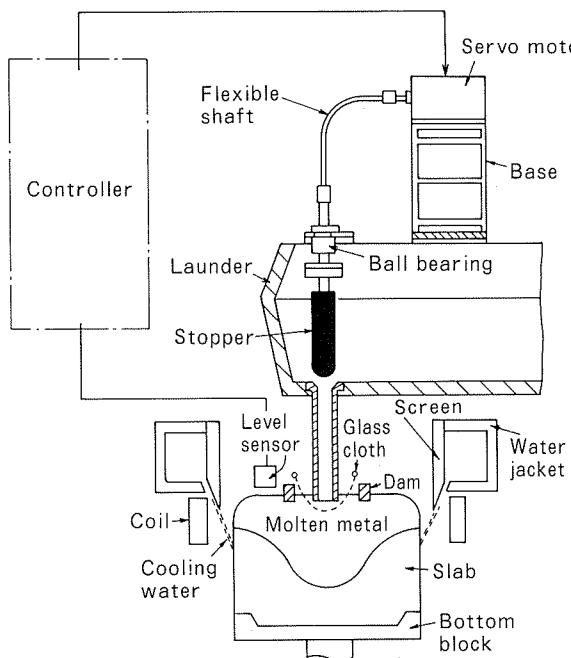


Fig. 1 Experimental EMC apparatus.

1 shows the nominal chemical composition of the alloy. Table 2 shows casting conditions.

2.3 Dam and screen dimensions

Fig. 2 shows the skim dam of various sizes and cross sections in the mold. These dams were made of LUMIBOARD™, the frame sizes were WIDE (400×780 mm), MEDIUM (300×680 mm) and NARROW (255×505 mm), and the cross section was $20 \times 50 \sim 100$ mm.

Fig. 3 shows the relative positions between the EMC coil and screen. The distribution of the magnetic flux density was changed by adjusting the coil-screen distance ($d=15$ and 30 mm) and the coil-screen overlapping height ($Lh=0, 15$ and 30 mm). Skim dam tests were carried out for $d=30$ mm and $Lh=15$ mm.

3. Results

3.1 Observation of vertical folds

Fig. 4 shows EMC slab surfaces of the 1050, 3004 and 5182 alloys. The slabs of the 1050 and 3004 alloys had no vertical folds, but the slabs of the 5182 alloy containing 4.5% Mg often

had many vertical folds near the center of rolling face. This indicates that vertical folds were formed easily in the high magnesium alloy.

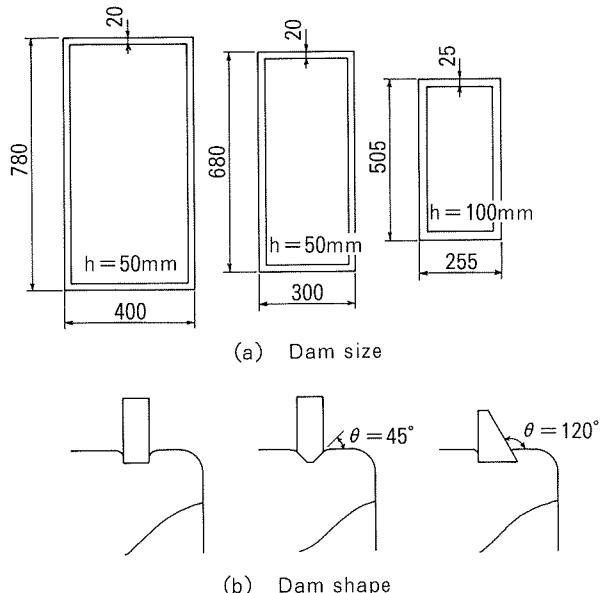


Fig. 2 Sizes and shapes of dam.

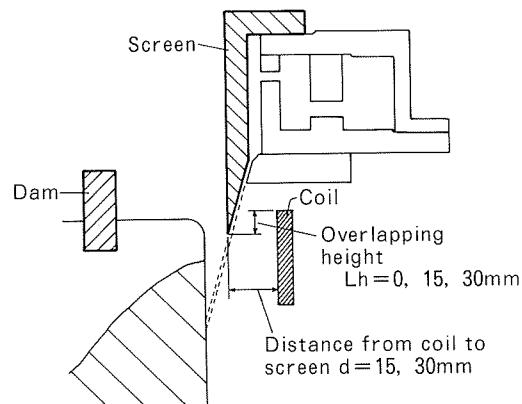


Fig. 3 Relative positions of EMC mold parts.

Table 2 Casting Conditions in EMC.

Casting speed	60 mm/min
Cooling water	600 ℥ / min
Casting temperature	680 ~ 710 °C
Coil current	7500 A
Frequency	2500 Hz

Table 1 Chemical composition limits for 5182 aluminium alloy. (mass%)

Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Al
0.20	0.35	0.15	0.20 ~ 0.50	4.0 ~ 5.0	0.10	0.25	0.10	bal.

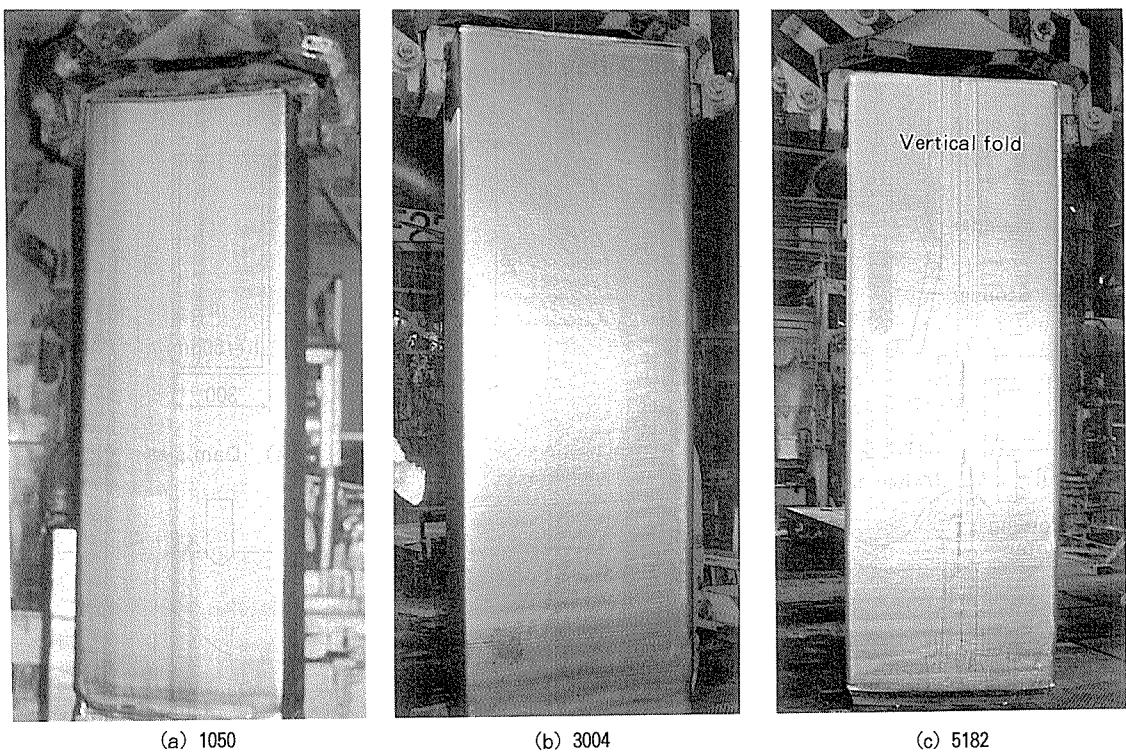


Fig. 4 EMC slab surfaces of some aluminium alloys.

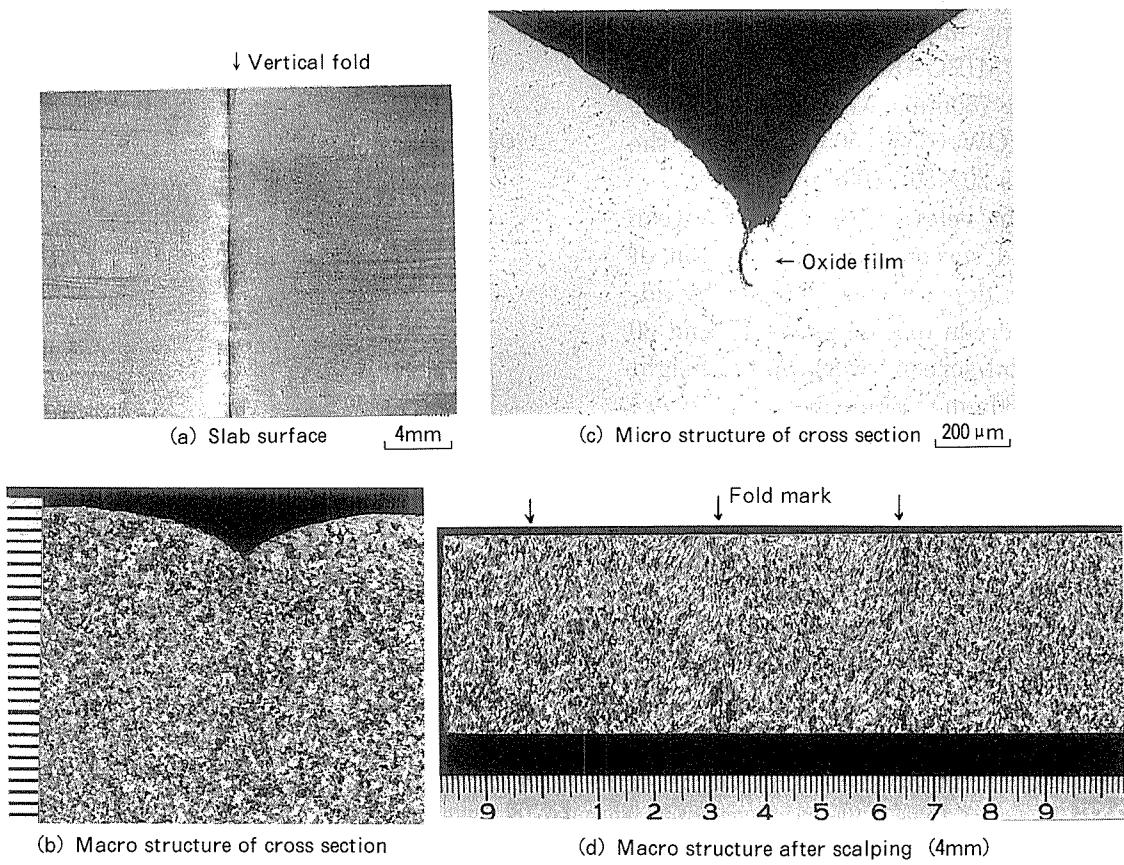


Fig. 5 Vertical fold on EMC slab surface.

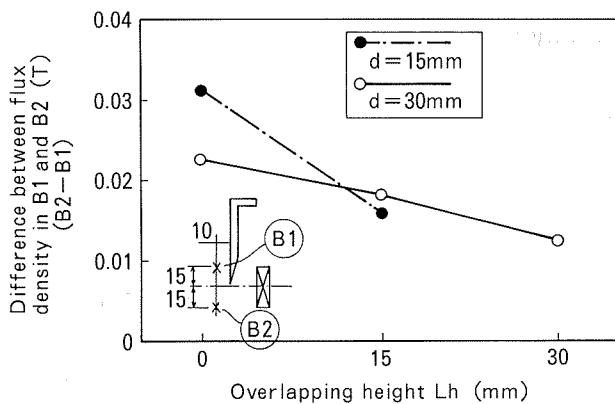


Fig. 6 Relationship between overlapping height and $(B_2 - B_1)$.

A magnified view of a vertical fold is shown in Fig. 5(a). The fold line extended straight, and the depth was 2~4mm. The macrostructure near the fold is shown in Fig. 5(b). It was a typical structure for EMC slabs because it had neither a liquation zone nor a large cell zone which is typically observed in DC slabs. In the microstrucrure of Fig. 5(c), the structure except for the fold was a typical one. However, columnar crystals were found on both sides of the fold in the macrostructure of the 4mm scalped face as shown in Fig. 5(d). The growth of the crystals was like an inverted V shape and pointed in the direction of the fold. This suggested that the molten metal flow stopped near the fold and that unidirectional cooling took place.

3.2 Effect of the dam

The effect of the dam shape with the MEDIUM and WIDE size dams shown in Fig. 2(b) was evaluated. There were little differences among the shapes. Therefore, a dam with a rectangular cross section was used because it was easy to make. On the other hand, the size factor significantly influenced formation of the folds. Table 3 shows the number of folds on the slab surface for each dam size. The number increased with the size of the dam.

Table 3 Relationship between dam sizes and the number of vertical folds. ($d=15\text{mm}$, $L_h=15\text{mm}$)

Dam size	WIDE	MEDIUM	NARROW
Number	23	8	0

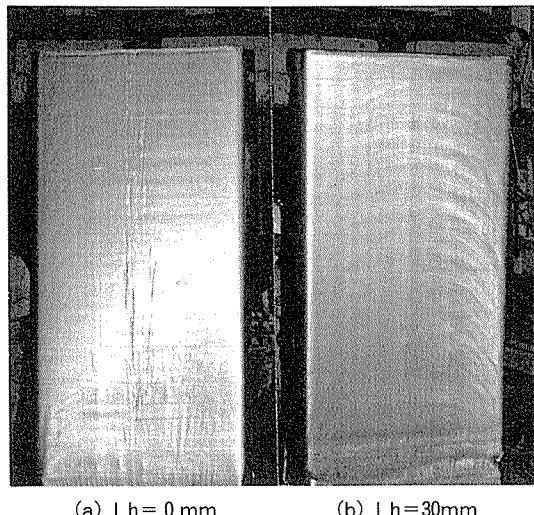


Fig. 7 Effect of overlapping height.
(NARROW dam, $d=30\text{mm}$)

3.3 Effects of the distribution of the magnetic flux density

Fig. 6 shows the measured distributions of the magnetic flux density due to the coil-screen distance d and overlapping height L_h . In this figure, the distribution of the magnetic flux density was represented by the difference $(B_2 - B_1)$ between the flux density B_1 above 15mm from the screen tip and B_2 below 15mm from it. The magnetic shielding effect increased with L_h , and this tendency was more outstanding when $d=15\text{mm}$ rather than $d=30\text{mm}$. Though the strong shielding effect was expected when $d=15\text{mm}$ and $L_h=30\text{mm}$, the data of the difference $(B_2 - B_1)$ could not be measured because of a mismatching between the power supply and the coil.

The EMC slab surfaces for a NARROW dam and $d=30\text{mm}$ are shown in Fig. 7. The number of surface folds when $L_h=30\text{mm}$ were fewer in comparison with when $L_h=0\text{mm}$.

Fig. 8 shows the final result of the effect of the dams and the relative positions. The number of folds were fewer with increasing L_h and significantly decreased when the NARROW dam was used.

4. Discussion

4.1 Flow of the oxide skin

Fig. 9 shows the flow of the oxide skin in the NARROW and WIDE dams. Dross and the thick oxide skin near the center were in-

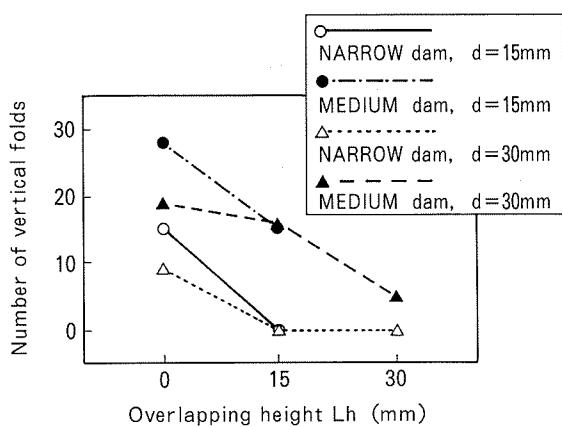


Fig. 8 Effect of dams and the relative positions of EMC coil and screen.

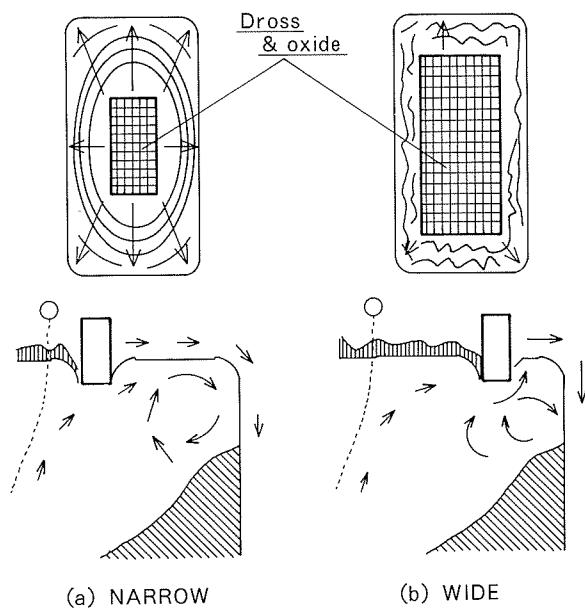


Fig. 9 Flow of the oxide skin near the dam.

terrupted by the dam, and a new thin oxide skin from the dam was formed. This new oxide skin spread like radiating waves on the molten metal surface. In the WIDE dam, the oxide skin was cut by violent flow, and the new surface generation was not uniform. Therefore, the boundary between old and new surface formed on the molten metal and became an immobile oxide skin fold. The skin fold formed on the metal top in the mold was pulling on the meniscus, and the sink of the meniscus was involved in the solidification process and resulted in a vertical fold. Consequently, thinning of the oxide skin and uniformity of the surface tension were consid-

ered to be important. In the NARROW dam, the oxide skin flow was continuous like ripples, and the generation of new surfaces was uniform. An ideal skin flow was obtained by this dam.

4.2 Flow of the molten metal in the mold

The oxide skin flow can be considered as a reflection of the molten metal flow in the mold. Vives and Ricou⁶⁾ showed that the flow in the EMC mold was dominated by electromagnetic (EM) stirring near the surface and pouring near the center. In this study, the positions of the WIDE, MEDIUM and NARROW dams were considered to be in an EM stirring zone, an unstable zone and a pouring zone respectively, and the pouring flow was not very strong because the pouring flow direction was not on the longer mold side but on the shorter mold side. The strongest flow was obtained in the EM stirring zone. Consequently, the oxide skin flow on the molten surface was considered to decrease in the order of WIDE, MEDIUM and NARROW respectively.

4.3 Relationship between the flow molten metal and the electromagnetic force

Fig. 10 shows the results of calculating magnetic flux and electromagnetic force vectors when $d=30\text{mm}$. This calculation was carried out using the finite element method, and the electromagnetic force vector was represented by the direct current component of the electromagnetic body force F ($= \text{Eddy current density } J_e \times \text{Magnetic flux density } B$)¹⁰⁾. The flux of the magnetic force vector was more uniform when $Lh=30\text{mm}$ rather than 0mm . The magnetic stirring force was expected to decrease when $Lh=30\text{mm}$. Fig. 11 shows the macrostructure near the slab surface when $Lh=0, 15$ and 30mm . The grain size when $Lh=0\text{mm}$ was much finer than when $Lh=30\text{mm}$. This proved that the EM stirring force decreased with increasing Lh . The consumption of the electric power calculated with the electromagnetic force is shown in Table 4. The power in the molten metal decreased and the power in the screen increased when $Lh=30\text{mm}$ in comparison with when $Lh=0\text{mm}$. Consequently, increasing Lh was effective for the prevention of vertical folds in EMC slabs at the expense of electric power.

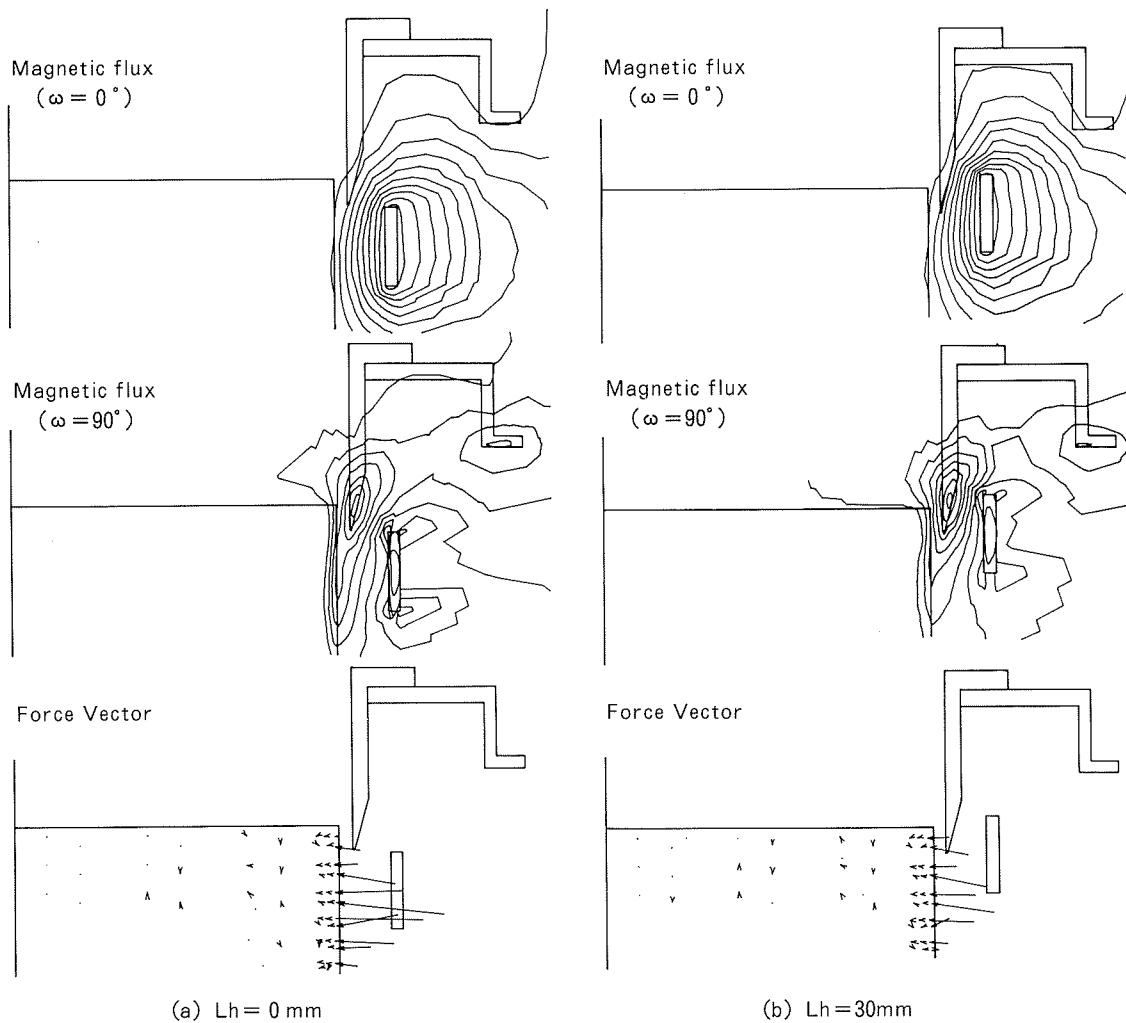


Fig. 10 Magnetic flux and electromagnetic force vectors due to changing coil position. ($d=30\text{mm}$)

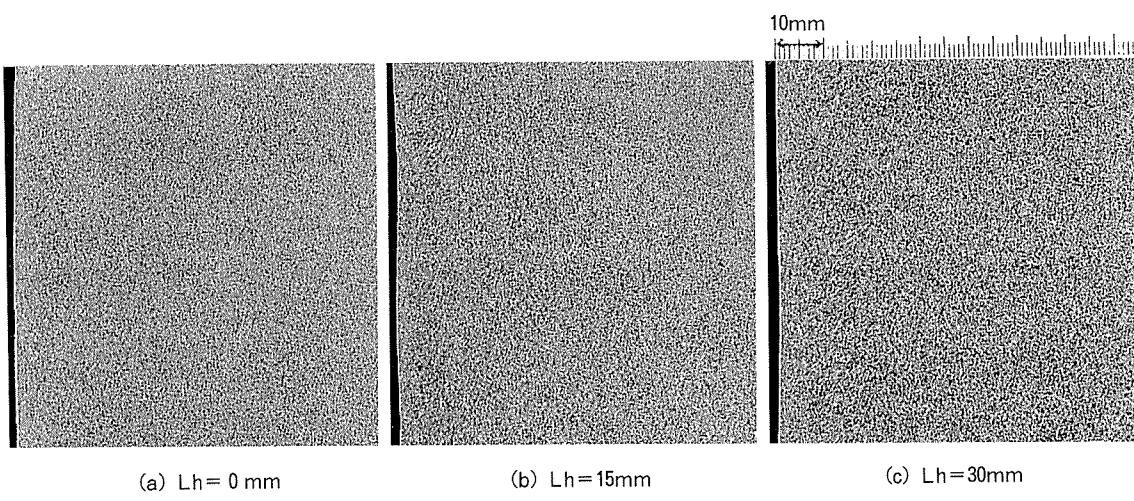


Fig. 11 Relationship between overlapping height and macrostructure ($d=30\text{mm}$).

Table 4 Electric power in the parts of EMC mold.
(d=30mm)

	Part	Lh=0 mm	Lh=30 mm
Electric power (W/m)	Molten metal	2791 (25%)	1739 (12%)
	Screen	3146 (28%)	7427 (50%)
	Coil	4430 (40%)	4334 (30%)
	Water jacket	779 (7%)	1142 (8%)
	Total	11146 (100%)	14642 (100%)

5. Summary

- (1) Vertical folds were often formed on the EMC slab surface of 5182 aluminium alloys.
- (2) The fold formation was related to the flow of the oxide skin on the molten metal surface in the mold.
- (3) Consequently, the folds could be prevented by controlling the flow of the oxide skin.
- (4) As countermeasures, narrow size skim dams were effective for controlling the

flow and preventing folds.

- (5) Also, increasing of the overlapping height of the EMC coil and screen was effective to prevent folds.

Reference

- 1) K. Buxmann : *Science and Engineering of Light Metals*, JILM, Tokyo, (1991), 1015.
- 2) T. R. Pritchett : *Light Metal Age*, 12 (1973), 24.
- 3) Japanese Patent 54-40210
- 4) U. S. Patent 4,724,896
- 5) J. M. Ekenes and W. S. Peterson : *Light Metals 1990*, TMS-AIME, (1990), 957.
- 6) C. Vives and R. Ricou : *Light Metals 1986*, TMS-AIME, (1986), 881.
- 7) J. L. Meter, J. Szekely, N. El-Kaddah, C. Vives and R. Ricou : *Metall. Trans.*, 18B (1987), 539.
- 8) J. Sakane, B. Q. Li and J. W. Evans : *Metall. Trans.*, 19B (1988), 397.
- 9) J. W. Evans, D. P. Cook and S. Nishioka : *Light Metals 1993*, TMS-AIME, (1990), 955.
- 10) Y. Kawase, Y. Murai and N. Hayashi : *Trans. IEICE Japan*, J71-C (1990), 25.

論 文

アルミニウム薄板の渦流式異物検査法の検討

武 藤 伸 之 高 橋 伸 幸

住友軽金属工業株式会社技術研究所

論 文

アルミニウム薄板の渦流式異物検査法の検討*

武 藤 伸 之** 高 橋 伸 幸***

Sumitomo Light Metal Technical Reports, Vol. 36, No. 1, No. 2 (1995), pp. 25-31

Eddy Current Detection of Inclusions in Aluminium Thin Strip

Nobuyuki Muto and Nobuyuki Takahashi

As pinholes and flange cracks in aluminium D & I cans are largely attributable to small internal defects (non-metallic inclusions) in the rolled aluminium strip, a high sensitive on-line eddy current probe for detection of the inclusions has been developed, using a high speed rotating air bearing head with eccentrically mounted eddy current sensor.

Statistical inspection tests of some artificial standard holes in aluminium can-stocks of 0.39mm thickness were carried out to evaluate the probe detection ability. The results are as follows.

- (1) The probe is able to detect a 0.1mm diameter, 0.3mm deep hole, exceeding 2.0 SNR (signal to noise ratio), from either side of the aluminium can-stock.
- (2) Only from defect side, the probe is able to detect a 0.1mm diameter, 0.2mm deep hole, exceeding 2.0 SNR.
- (3) The air bearing head of the probe is stably lifted off by 0.1~0.2mm from aluminium sheet.
- (4) The defect signal is successfully enhanced through the High Pass Filter ($f_0 : 2\text{kHz}$) excluding lift off and rotary transformer noises during head rotating in 4000rpm.

1. 緒 言

DI缶のボディや蓋などに用いられるアルミニウム合金薄板素材において、DIやフランジ加工時の穴あきや割れの発生原因となる、素材内部の非金属介在物および素材表面の微小欠陥を極力無くすことが、品質上の大きな課題となっている。また、近年、ユーザーの品質要求が益々高度化するなか、不良缶根絶のために非金属介在物および微小表面欠陥の製品全幅、全長検査が要求されるようになりつつある。さらに、今後、アルミニウムリサイクルが促進されれば、炉壁などの溶湯接触材成分や鋳造酸化物のような非金属介在物が原料に多く含まれるようになり、非金属介在物に対する品質管理が益々重要になると考えられる。一方、表面欠陥に関しては光学式オンライン表面検査装置を板製造ラインに適用し、工程内での品質管理が行われているが、板内部に存在する非

金属介在物のオンライン検査は、その困難さから行われていないのが現状である。

板内部に混入した非金属介在物のオンライン検出法として、渦流法¹⁾、超音波法²⁾³⁾、漏洩磁束法⁴⁾および放射線透過法などの非破壊検査法が検討または実用化されている。しかし、渦流法および超音波法は、対象とする欠陥寸法が大きく、検出感度が不足するなど適用が困難である。また、唯一、 $\phi 0.1\text{mm}$ (体積 $5 \times 10^{-4}\text{mm}^3$) 程度以上の欠陥検出性能を有す漏洩磁束法⁴⁾は、非磁性のアルミニウムには適用できない。放射線透過法は、非金属介在物とアルミニウムの吸収係数差が小さく、充分なコントラストが得られず、また高速応答が困難なことからオンライン検査に適用が困難である。そこで、オンライン検査に適し、非接触に検査可能な渦流法に着目し、オンライン微小欠陥検出法の検討を行った。

渦流法によるオンライン微小欠陥検出技術の基本課題は、①低リフトオフ化、②検出プローブ極小化、③リフトオフ安定化および④検査領域拡大化などである。これらの、渦流法の基本課題を考慮して、高速回転エアベーリングヘッドに渦流センサを埋め込み、 $\phi 0.1\sim 0.2$

* 日本非破壊検査協会平成6年度秋季大会（平成6年10月、於・名古屋市）で発表

** 技術研究所プロセス研究部

*** 住軽エンジニアリング 品質保証部

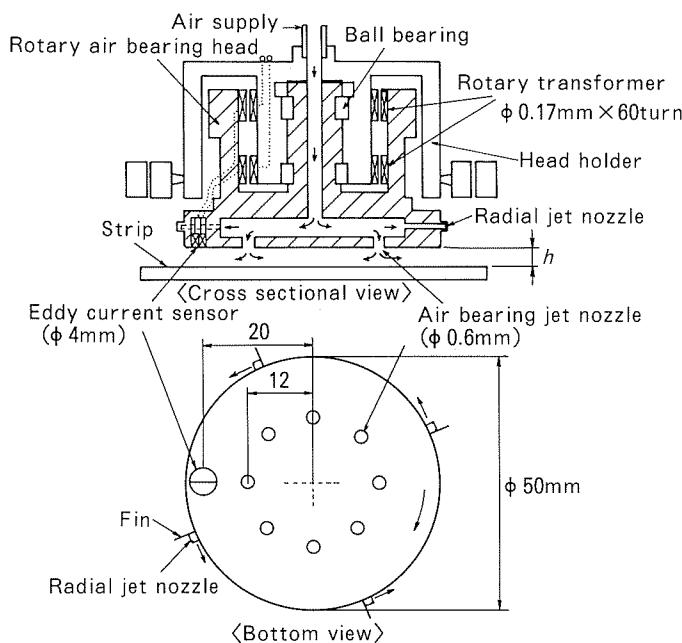
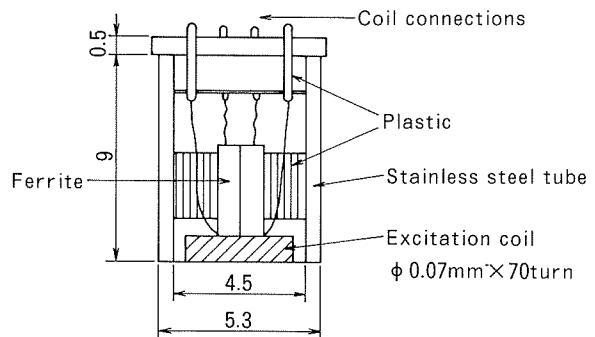
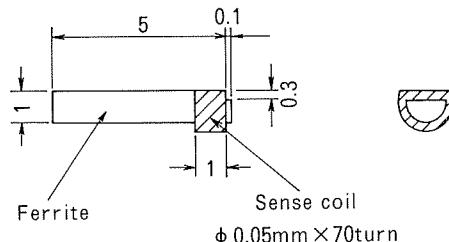


Fig. 1 Structure of on-line eddy current probe for inclusions detection.



(1) Cross section of eddy current sensor



(2) One half of ferrite core and sensing coil

Fig. 2 Structure of eddy current sensor.

mm程度の微小欠陥を非接触で検出する渦流探傷プローブを開発した。アルミニウム合金薄板表面に放電加工などにより形成した基準穴を用い、この探傷プローブの欠陥検出性能および検査条件を評価した。

2. 探傷プローブ

2.1 探傷プローブの構造

開発した試作探傷プローブは、検出および励起コイルで構成された渦流センサ部、回転エアベアリングヘッド（以下ヘッドと略す）、信号伝達する回転トランス、エアベアリングホルダ（以下ホルダと略す）およびホルダ支持機構からなる。Fig. 1に探傷プローブの構造を示す。ヘッド（斜線で示した部分）は、ホルダに対して2箇所の回転軸受けで支持され、滑らかに回転できるようになっている。また、ホルダは、2点支持の二重リングに支持され、被検査板に追従して傾斜可能である。ヘッドに供給された空気はヘッド軸心を通り、エアーチャンバーを介して、各ノズルから噴出する。ヘッドのエアベアリング面に、 $\phi 0.6\text{mm}$ のノズル穴を $\phi 24\text{mm}$ の円周上に均等に8個配置し、これらのノズルから噴出する空気により、被検査板との間に 0.13mm 厚さ程度のエアベアリングを形成する。また、ヘッド側面には4対のジェットノズル（穴径 $\phi 0.6\text{mm}$ ）とフィン（ $7\text{mm} \times 6\text{mm}$ ）を設け、ヘッド円周接線方向に空気を噴出し、ヘッドに回転力を与えている。この回転力とフィンによる空気抵抗力のバランスによって、ヘッドは一定速度で回転する。

欠陥を検出する渦流センサ部は、ヘッド中心から 20

mmの位置のエアベアリング面に埋込まれ、ヘッドの回転により $\phi 40\text{mm}$ の円軌道を回転する。Fig. 2に渦流センサ部および検出コイル（半割り）の断面構造を示す。円柱状（ $\phi 2\text{mm}$ ）のフェライトを半割りした磁気コアに検出コイルを70ターン巻いたものを対向させて接着し、その周囲に励起コイル（ $\phi 4\text{mm}$ ）を70ターン巻いて、相互誘導型自己比較式の渦流センサ（以下、センサと略す）を形成した。検出範囲が励起コイル外径程度まで及ぶものとして、センサの検出有効径を約 $\phi 4\text{mm}$ とした。

2.2 検査領域の拡大

微小欠陥を検出するため、センサを極小化する必要があり、それに伴って検出有効領域すなわち走行板に対する検査幅が減少する。そこで、前項で示したように、センサをヘッドに偏心させて埋込み、センサを円軌道状に走査させることによって、検査領域の拡大を図った。走行する被検査板上でのセンサ中心軌跡は式(1)で表わされる。ただし、検査幅拡大を10倍程度に設計し、センサ回転半径 r を 20mm とした。

$$\begin{bmatrix} x(t) \\ y(t) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} r \sin(2\pi R t / 60) + V t \\ r \cos(2\pi R t / 60) \end{bmatrix} \quad (1)$$

ここに、 $x(t)$, $y(t)$ は板面上の座標(mm), V は板走行速度(mm/s), t (s)は時刻, R はヘッド回転数(rpm)である。

Fig. 3は、板走行速度 $60\text{m}/\text{min}$, ヘッド回転数 6000rpm の場合のセンサ走査領域（上半分）とセンサ中心軌道（下半分）を表わしたものである。センサ走査領域で白く抜けた部分が未検査部分である。走行する板に対して

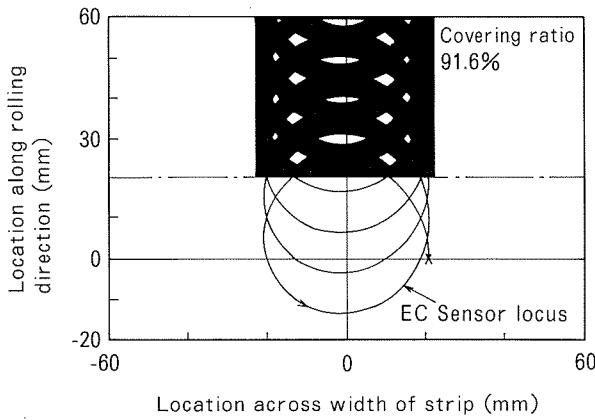


Fig. 3 On-line inspective area with the developed probe in 60m/min line speed.

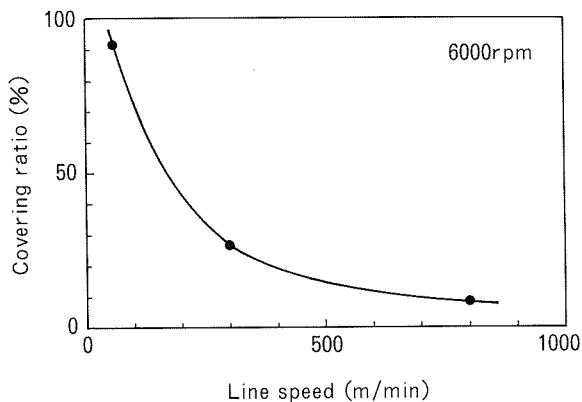


Fig. 4 Influence of line speed on covering ratio with 6000rpm rotating head.

1つのセンサの検査幅は44mmであり、この幅の帯状領域全体に対して検査可能な領域の面積比を検査カバー率として定義し、その値の板走行速度に対する変化をFig. 4に示す。例えば、90%以上を検査する場合は、最高板走行速度は約60m/minとなる。

2.3 エアーベアリングの設計

ヘッドが板に接触しない限度として、エアーベアリング厚さすなわちリフトオフ h を0.13mm程度に設定し、供給空気圧力は実用的な100~400kPa、ヘッド回転数はボールベアリング軸受けの性能から8000rpm以下になるように、エアーベアリングの直径 $2b$ 、ノズル位置の直径 $2a$ 、ノズル穴径 d_n 、ヘッド荷重 w を概略的に決め、試作、調整しながら各諸元を決定した。ただし、前項で示した検査域を考慮して、 $2b$ は $\phi 50\text{mm}$ とした。ノズル穴数 n はヘッド浮上バランスの安定性が高いと考えられる数の最小値の8個とした。上記条件を考慮し、流体潤滑理論⁵⁾を用いて h を求めると、本例ではエアーベアリングファクタ K_g が1より充分に小さいことから式(2)で近似される。

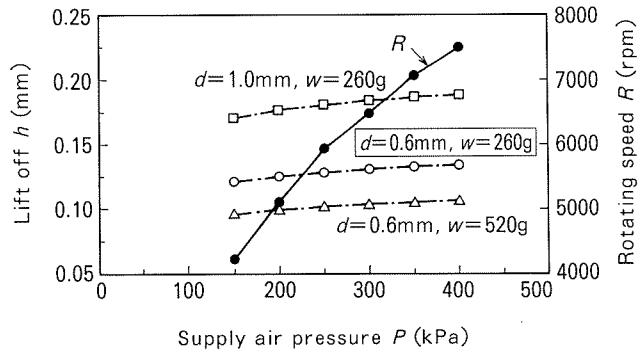


Fig. 5 Influence of supply air pressure on lift off and rotating speed of the head.

$$h = \{kF_p(b^2 - a^2)(P_0 - P_a)d^2/w\}^{1/3} \quad (2)$$

ここに、 d : 単一の場合のノズル穴直径

$$= n^{1/2}d_n/2$$

k : 定数項 ($5 \times 10^{-8} \sim 6 \times 10^{-8}$)

F_p : 圧力比ファクタ (P_a/P_0) の関数
(0.2~0.4)

$P_0 - P_a$: 供給空気圧力 = P

(P_a : 大気圧, P_0 : ノズル背圧)

Fig. 5 に供給空気圧力 P とリフトオフ h (計算値) およびヘッド回転数 R の関係を示す。 P を150~400kPa程度変化させても、 h は15 μm 程度しか変化しない。河原らが示したエアーベアリング¹⁾では、同じ P 変化に対し、 h の変化は約0.15mmであり、本探傷プローブの方が P 変化に対するリフトオフ安定性が高い。なお、隙間ゲージを用いて、 h が0.1~0.2mmであり、 P 変化に対する h 変化がほとんどないことを確認している。Fig. 5 には3種類の設計条件におけるリフトオフ特性を示したが、本プローブは $d_n = 0.6\text{mm}$, $w = 260\text{g}$, $2a = \phi 24\text{mm}$ にて設計した。一方、回転数 R は理論にそって P の平方根に比例する。

3. 実験方法

3.1 供試材

試作探傷プローブを用いた最適探傷条件把握や探傷プローブの検出性能を評価するために、板表面に形成された基準穴を有す、板厚0.39mmのアルミニウム合金板を実験に供試した。基準穴は、 $\phi 0.1\text{mm} \times$ 深さ0.1, 0.2, 0.3および0.35mmの放電加工による非貫通穴と $\phi 0.1, 0.2, 0.4, 0.6, 0.8$ および1.0mmのドリル穴あけ加工による貫通穴である。また、耐火物等に含まれる球状介在物（酸化アルミニウムと酸化珪素からなる）を熱間で押し込ませた板も自然欠陥サンプルとして供試した。

さらに、供試材の一部は検出方法比較のために、板波超音波探傷に供試した。

3.2 渦流探傷装置および信号処理

探傷実験には、渦流探傷器 Vector S900 (Hocking),

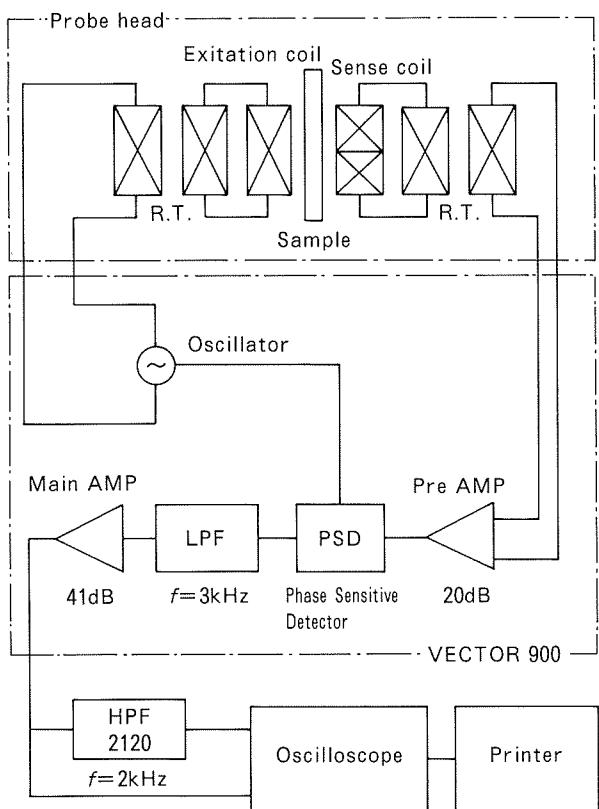


Fig. 6 Block diagram of signal processing for eddy current testing.

周波数解析器2120 (Brüel & Kjaer) およびオシロスコープ DL1200 (YEW) を用いた。Fig. 6 に信号処理ブロック図を示す。探傷器からの発振信号は回転トランスを介してセンサの励起コイルに伝達される。受信コイルからの出力信号は、回転トランスおよび探傷器のプリアンプを介して、位相検波器 (PSD) に入力され、発振信号位相に対する移相および検波が行われる。この検波信号は、ローパスフィルタ (LPF) およびメインアンプを介して、探傷器出力信号として出力される。そして、探傷器出力は、アナログフィルタとして機能する周波数解析器2120 に通され、フィルタ出力信号として、探傷器出力信号と共にオシロスコープで観測される。

一般にベクトル平面において、欠陥信号とリフトオフ信号等の雑音信号のベクトル方向が異なる場合、位相シフトによる弁別によって雑音を最小にする方法が行われる。しかし、探傷信号は回転トランスを介して伝達されるため、そのわずかな偏心によるヘッド回転に伴うインピーダンス変化が例えば Fig. 7 のように現れる。探傷信号にはさらにリフトオフ変動、電気雑音が重畠し、複雑なベクトル軌跡を描く。このため、上述の位相法による雑音低減は困難である。そこで、ヘッド回転に同期した回転トランス雑音およびリフトオフ変動雑音の周波数成分が70~300Hz 程度で、欠陥信号の周波数成分2kHz 程度（センサ径と周速の関係から求められる）と異なる

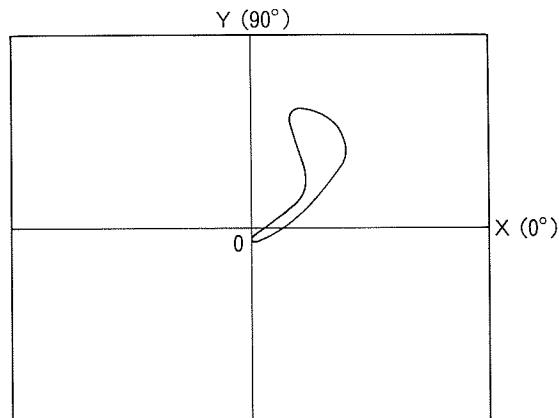
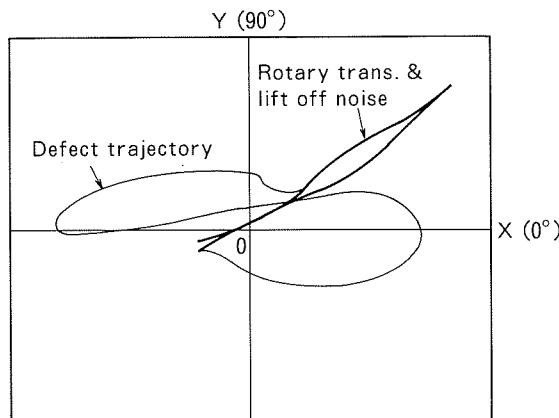
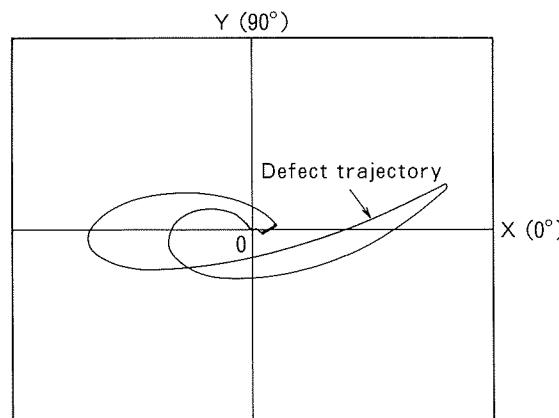


Fig. 7 Vector plane trajectory of eddy current signal by rotary transformer eccentricity on the head rotating.



(1) Vector plane trajectory of eddy current signal on the $\phi 0.4\text{mm}$ hole.



(2) Vector plane trajectory of high pass filtered signal on the $\phi 0.4\text{mm}$ hole.

Fig. 8 Vector plane trajectory of the defect signals on $\phi 0.4\text{mm}$ standard hole.

ことに着目し、周波数解析器2120を用いたハイパスフィルタによる弁別を行った。Fig. 8 は $\phi 0.4\text{mm}$ 穴上をセンサが周回した探傷信号とハイパスフィルタ出力信号（以後、単にフィルタ出力信号と略す）をベクトル平面に表した例である。探傷信号では回転トランス等の雑音

Table 1 Tested conditions.

Parameter	Setting value
Excite frequency	150 kHz
Main amp. gain	41 dB
Phase shift	27°
HPF cut off frequency	2 kHz
Supply air pressure	150 kPa
Rotating speed	4220 rpm
Lift off	0.13 mm (about)

軌跡に欠陥の8の字軌跡が加わっているが、フィルタ出力信号では、欠陥信号のみが抽出されている。ただし、欠陥探傷信号はハイパスフィルタによって微分されるため、ベクトル軌跡は変化している。

3.3 探傷条件および探傷方法

探傷周波数 f および移相設定量は、各々調整して、フィルタ出力における最大欠陥信号振幅を呈する条件を実験的に把握し、それを標準条件とした。フィルタの遮断周波数は前項より2kHzとした。さらに、同様に最大欠陥信号振幅を呈する供給空気圧力もしくはヘッド回転数を実験的に求め、標準条件とした。把握した探傷標準条件をTable 1に示す。

定盤上に置いた供試板の上空に探傷プローブを治具で固定し、空気を供給してヘッドを回転させ、ゆっくりとヘッドホルダを下降させ、エアーベアリングを形成した後、検査領域に欠陥が位置するように供試板を移動させ、探傷実験を行った。

4. 実験結果および考察

4.1 ヘッド回転数の影響

供給空気圧力 P を150~400kPaまで50kPaごと変化させ、 P 以外は標準条件にて、 $\phi 0.4\text{mm}$ 基準穴の探傷波形を観測し、ヘッド回転数 R が検出感度に及ぼす影響を調べた。この結果に併せて、リフトオフ変化を示すバランス（探傷器出力信号のヘッド1回転平均レベル）の変化をFig. 9に示す。回転数 R が低いほど、検出感度が高く、リフトオフが小さくなる傾向が見られた。これは、感度がリフトオフに比較的敏感であり、回転数を減少させると、すなわち P が減少するとリフトオフが減少し、それに従って欠陥検出感度が増加するためと考えられた。従って、感度が最も高くなる、 $R = 4220\text{rpm}$ すなわち $P = 150\text{kPa}$ の条件を標準条件とした。なお、 P を低下させ過ぎると接触の危険性が大きくなるため、 P の下限は150kPaとした。

4.2 探傷方向の影響

試作センサのような相互誘導型自己比較式渦流センサでは、前掲のFig. 2に示したようにコイルの組合せ構造から、その走査方向性を有し、欠陥形態や材料の異方

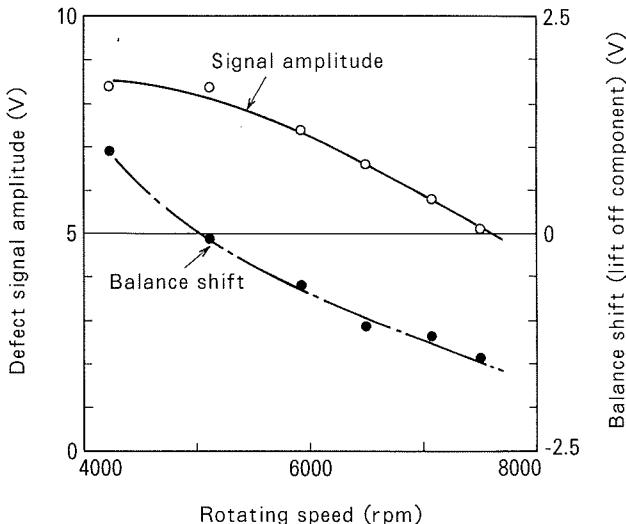


Fig. 9 Influence of rotating speed on defect signal amplitude and balance shift.

性によって検出感度が変化する場合がある⁶⁾。本実験では、円柱状の欠陥を対象とするため、欠陥の異方性はないと考えられるが、対象が圧延材であるため、材料の異方性が存在する。そこで、半割り検出コイルの合わせ面に垂直な方向をセンサの走査方向として、その走査方向が圧延方向に対して、0°, 90°, 180°および270°の条件になるように、 $\phi 0.4\text{mm}$ 基準穴を有す供試板を位置させ、その基準穴の各々の条件における探傷波形を観測し、欠陥信号振幅の変化を調べた。その結果をTable 2に示す。圧延方向にセンサを走査させた方が約20%欠陥信号振幅が高い傾向が得られた。これは材料の異方性により、欠陥部の渦流発生形態が走査方向により変化したためと思われる。従って、センサ走査方向と欠陥形態を十分に考慮して、欠陥検出性能を評価する必要がある。以下の性能評価実験では、センサの走査方向を圧延方向に統一した。

4.3 基準欠陥の検出性能

Fig. 10に $\phi 0.1\sim 1.0\text{mm}$ の基準穴の検出性能を欠陥信号振幅およびS/N比の指標にて示す。S/N比は範囲が広いため、dB表示にて示した。欠陥信号振幅は穴径に比例して増加した。S/N比は $\phi 0.1\text{mm}$ 貫通穴に対しても10dB以上と十分な感度が得られている。

Fig. 11に穴径 $\phi 0.1\text{mm}$ 、深さ0.2及び0.3mmのさら

Table 2 Influence of direction of sensor scan on defect signal amplitude.

Direction of sensor scan (°)	Defect signal amplitude (V)
0	10.1
90	8.2
180	9.8
270	8.4

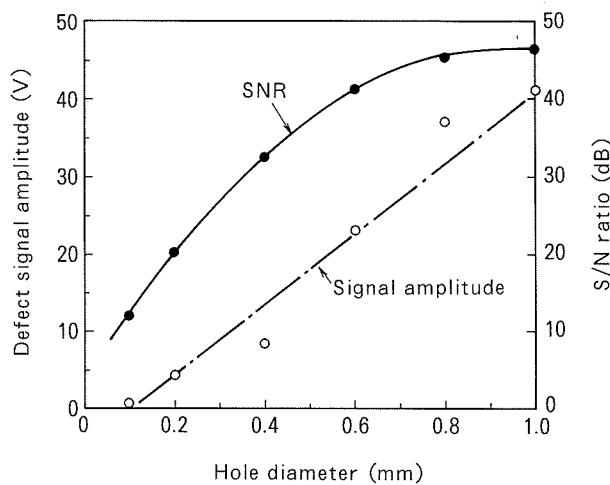


Fig. 10 Detection sensitivity for standard through holes.

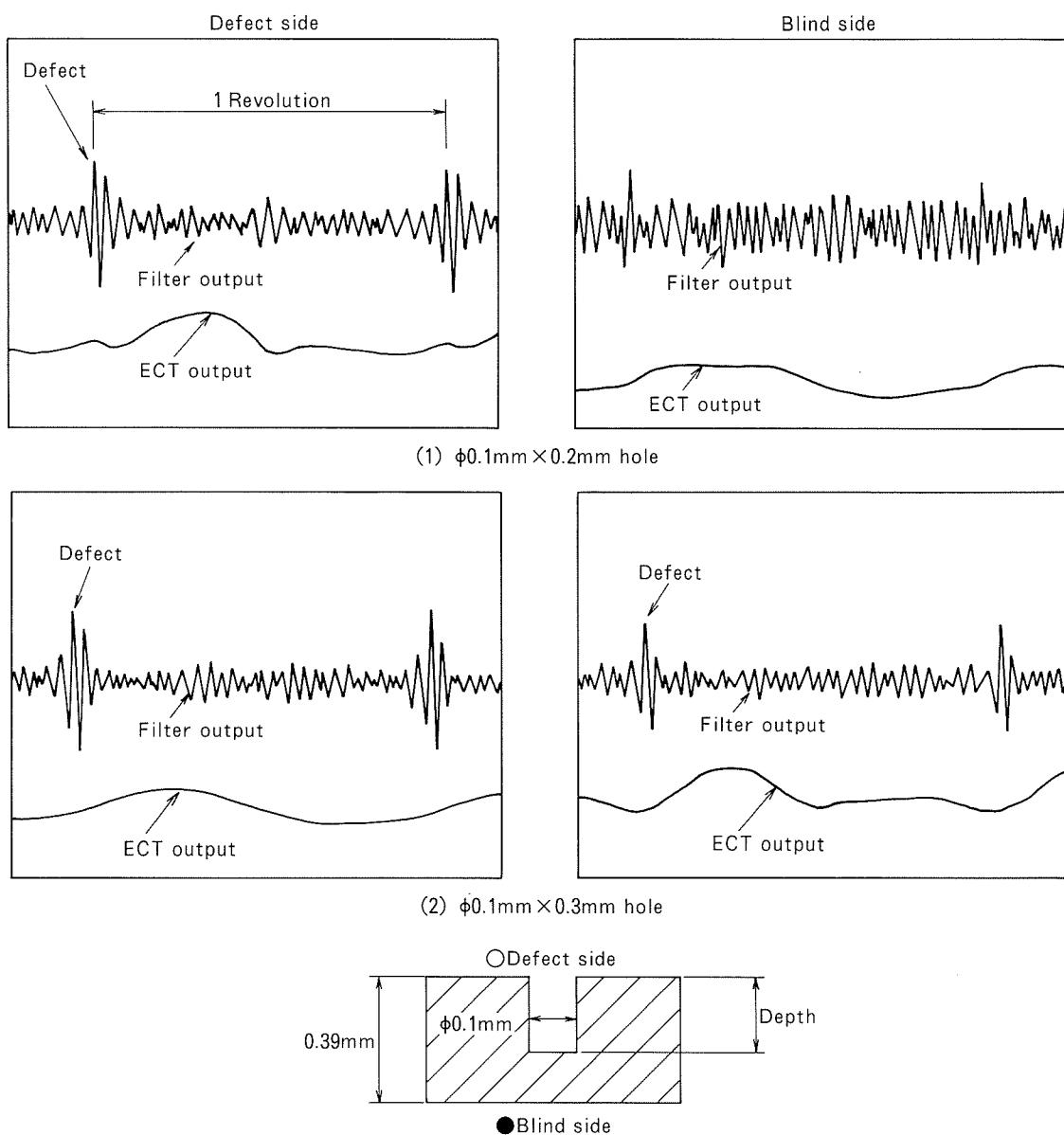


Fig. 11 Examples of defect signal waveform.

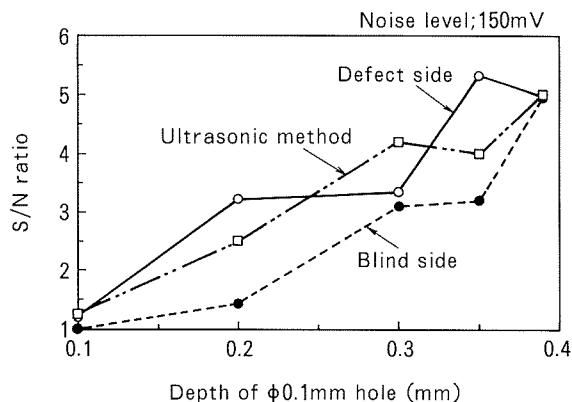


Fig. 12 Detection sensitivity for standard holes and comparison between eddy current and ultrasonic method.

4.4 自然欠陥の検出

Fig. 13 に表面近傍に押し込まれた非金属介在物の測定例およびその欠陥部の断面を示す。欠陥は $\phi 0.12\text{mm}$ 程度の球状異物（成分；酸化アルミニウムと酸化珪素）で、S/N 比 3 で検出されている。ただし、この結果は欠陥側から探傷したもので、裏面側からは検出できなかった。

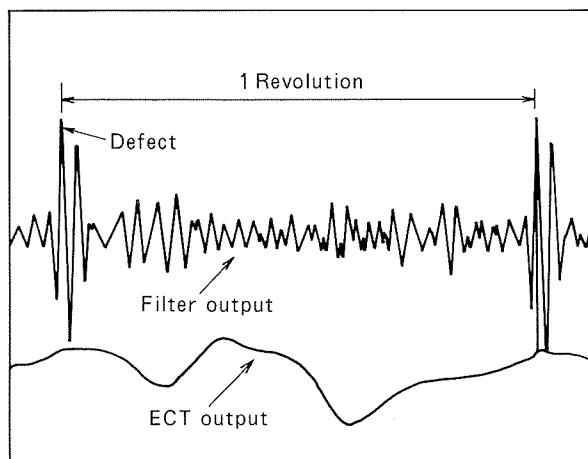
4.5 板波超音波探傷法との比較

同一供試材を市販のタイヤ探触子（5MHz, トキメック）を用い、板波超音波探傷法にて検査し、検出性能を比較した。この結果を前掲の Fig. 12 に併せて示した。なお、タイヤ中心と欠陥の距離は約100mmとした。この超音波法は、本渦流法に比較して、同程度以下の検出性能を有した。タイヤ探触子による板波超音波法は接触媒質が必要な接触方式であるなど欠点もある。各方法の特徴を把握し、実用化検討をすすめるのが望ましい。

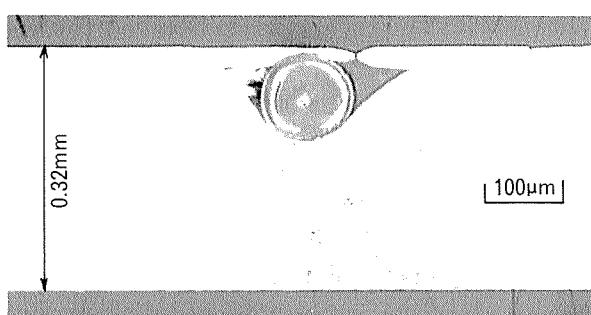
5. 結 言

缶材用アルミニウム合金薄板に混入した非金属介在物などの有害な異物をオンラインで検査する装置の開発が望まれている。そこで、高速回転エアーベアリングヘッドに相互誘導型自己比較式渦流センサを埋め込み、微小欠陥を非接触に高感度で検出するプローブを開発試作し、その検出性能を評価した。以下にその結果を示す。

- (1) 片面側のみに探傷プローブを適用する場合、板表面に形成した $\phi 0.1\text{mm}$ 、深さ 0.3mm ($2.4 \times 10^{-3}\text{mm}^3$) の非貫通穴まで検出可能である。
- (2) 両面に探傷プローブを適用する場合、板表面に形成した $\phi 0.1\text{mm}$ 、深さ 0.2mm ($1.6 \times 10^{-3}\text{mm}^3$) の非貫通穴まで検出可能である。
- (3) 高速回転エアーベアリングによって $0.1 \sim 0.2\text{mm}$ 程度の低リフトオフを安定に実現できる。



(1) Defect signal waveforms from defect side



(2) Cross sectional view of inclusion
($\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{SiO}_2$ particle)

Fig. 13 Defect signal waveforms and cross sectional view for embedded inclusion in the aluminium sheet.

- (4) ハイパスフィルタによって、リフトオフ変動や回転トランスの雑音を効率よく除去できる。
- (5) 市販タイヤ探触子を用いた板波超音波法との検出性能比較の結果、本渦流法が同等以上の性能を有することが分かった。

参 考 文 献

- 1) 特開昭61-277052
- 2) 市川文彦, 栗田邦夫, 丸山英雄, 高橋 晚: 川鉄技報, 18 (1986), 192.
- 3) 林 典史, 直江正久: 本誌, 27 (1986), 11.
- 4) 例えば, 田辺英也, 松藤泰大, 四辻淳一, 安藤静吾, 西藤勝之, 稲葉 譲: 鉄と鋼, 79 (1993), 841.
- 5) 例えば, O. Pinkus, B. Sternlicht : *Theory of Hydrodynamic Lubrication*, McGraw-Hill (1961), 200.
- 6) T. E. Capobianco and S. J. Cicerone : Review of Progress in Quantitative NDE, 10A (1991), 897.

論文

電解コンデンサ用アルミニウム箔の酸浸漬による
ピット発生と界面インピーダンス特性

日比野 淳 福岡 潔

住友軽金属工業株式会社技術研究所

論 文

電解コンデンサ用アルミニウム箔の酸浸漬による ピット発生と界面インピーダンス特性*

日比野 淳** 福岡 漢***

Sumitomo Light Metal Technical Reports, Vol. 36, No. 1, No. 2 (1995), pp. 72-78

Generation of Pit and Interfacial Impedance Characteristics of Aluminium Foil for Electrolytic Capacitor in an Acid Solution.

Atsushi Hibino and Kiyoshi Fukuoka

Relation between pit morphologies and interfacial impedance characteristics was investigated on aluminium foil with (100) crystal orientation under corrosion potential in 1mol/dm³ hydrochloric acid solution. Effects of solution temperature, concentration of hydrochloric acid and addition of sulfuric acid on impedance parameters of charge transfer resistance, R_{ct} , time constant, τ_0 , and reaction uniformity parameter, θ , were discussed.

With increasing temperature and hydrochloric acid concentrations, the average of τ decreases and its distribution becomes wider. On the other hand, the average increases and the distribution of τ becomes sharper with addition of sulfuric acid.

In this experiment, it is considered that τ_0 , which is a horizontal axis of distribution of reaction activity corresponds to the degree of aluminium dissolution, and the distribution density, which is vertical axis corresponds to the surface uniformity. If we choose conditions that the τ_0 value is below 1.0ms and the distribution density is below 0.7, etch pit sites are generated independently each and all without aggregation of many pit sites.

1. 緒 言

電解コンデンサの高容量化は、陽極材料として使用されるアルミニウム箔の表面積の拡大によって達成される^{1)~5)}。有効に表面積を拡大するためには、形成されたトンネル状ピットを互いに合体しない範囲で高密度化させることが必要であり、その後のトンネル状ピットの分布に大きな影響を及ぼすと考えられるピット開始点のコントロールが重要となる⁶⁾。

本試験で対象とするアルミニウム電極表面は、表面酸化皮膜、不純物の存在、粒界・粒内、結晶方位の違い等により、必ずしも均一な状態には保たれておらず、電極表面でのこうしたミクロ的、あるいはマクロ的な変化に

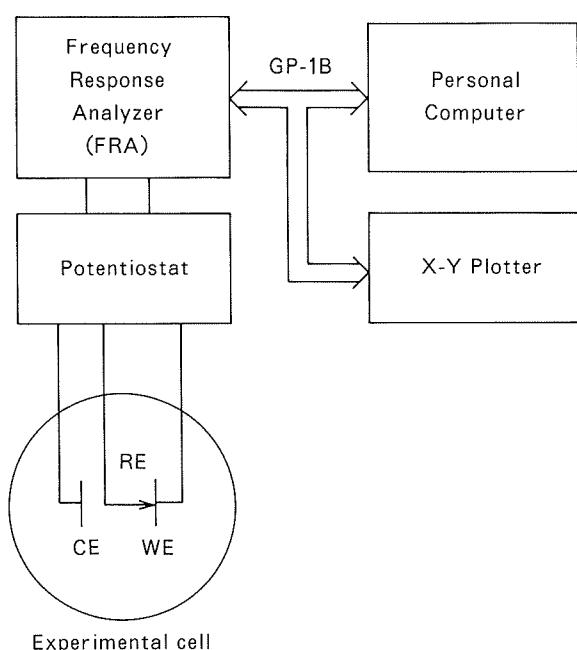
より、電極表面のそれぞれの場所において反応の生じやすさが異なっていることが予想される。しかし、実際に電気化学的にエッチングを行った状況下では、アルミニウムの溶解反応が非常に激しく、こうした表面状態の違いを正確に把握することは困難であろうと予測される。さらに、エッチング時に見られる諸現象はアルミニウムの局部腐食である孔食誘起反応を強制的に行わせたものと捉えることができ、エッチングにより形成されるトンネル状ピットの開始点は孔食反応における孔食の発生と深い係わりを有するものと考えられる。

そこで本研究では、水溶液中での金属表面で起きる反応を知る上で重要な手法であり、これまでにもアルミニウムの孔食機構の解析に用いられている界面インピーダンス法^{7)~9)}を用い、塩酸系の溶液中にアルミニウム箔を浸漬した状態、つまり、実際のエッチング時に比較すると溶解反応性の低い状態でのアルミニウム電極の孔食

* 軽金属, 44 (1994), 298に主要部を掲載

** 技術研究所金属材料第一研究部, 工学博士

*** 技術研究所金属材料第一研究部



Experimental cell

Fig. 1 Experimental apparatus diagram of impedance measurement.

発生挙動を検討することで、直流エッティングにより形成される初期のピット発生挙動を明らかにするための一助とすることとした。

2. 実験方法

2.1 試料及び実験溶液

供試材には、住軽アルミ箔(株)製の純度99.99% (Si;11, Fe;9, Cu;43, Mn;<1, Mg;<1, Zn;<1, Cr;<1, Ga;<1ppm), 厚さ104 μmの高圧電解コンデンサ用アルミニウム箔を用い、片面の1 cm²のみを残して他の部分をマスキングした。試験液には、0.5~1.5 mol/dm³の塩酸、又はこれに1 mol/dm³までの硫酸を添加した溶液を使用し、液温は323K~363Kとした。又、試料の前処理には事前に存在する自然酸化皮膜の除去を目的として40g/lのスルファミン酸溶液中への60sの浸漬処理を行った。

2.2 界面インピーダンス測定

Fig. 1に界面インピーダンス測定の概略を示す。試料/水溶液界面のインピーダンス応答は、周波数応答装置(FRA)及びポテンショスタットをパソコンコンピュータで制御し、試料電極表面に振幅±10mVの微小信号を重畳した時の電位及び電流変化より求めた。周波数範囲は5kHz~1Hz、サンプリングは10点/decadeとし、測定中、試料電極は自然浸漬電位に保持した。対極には白金線を、参照極には飽和カロメル電極(SCE)を使用した。又、測定終了後にはSEM観察によりピットの発生状態を調査した。

一般に、電極/水溶液界面における最も簡単な等価回

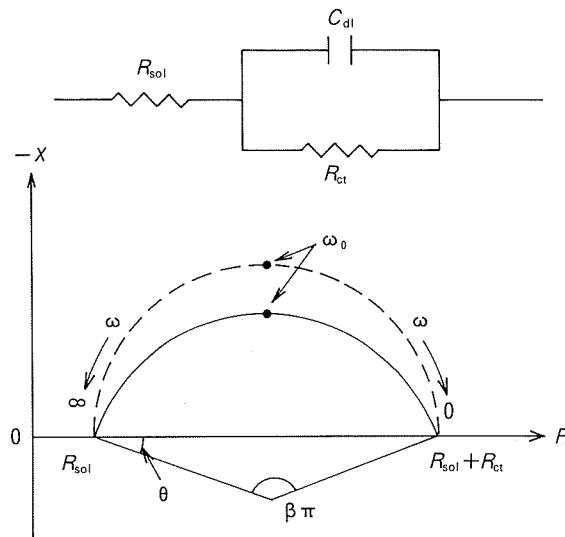


Fig. 2 Equivalent circuit and Cole-Cole plot.

路は電荷移動抵抗 R_{ct} と電気二重層容量 C_{dl} との並列回路に溶液抵抗 R_{sol} が直列に接続された回路で表され、得られるインピーダンス軌跡は Fig. 2 に示すように R 軸上にその中心を持つ半円(破線)で近似される。しかし、実際に測定される系では、同じ試料表面でありながら表面の不均一さにより反応の時定数は異なっているものと考えなければならない。こうした場合には、半円の中心は R 軸よりも下方に存在し、得られる界面インピーダンス Z は C_{dl} の値が異なった等価回路が梯子状に並列に組合わされた時定数が分布を持つ回路^{[10][11]}として取り扱うことができる。平均反応時定数 $\tau_0 (=1/\omega_0)$ を用いると界面インピーダンス Z は次式のように示され、

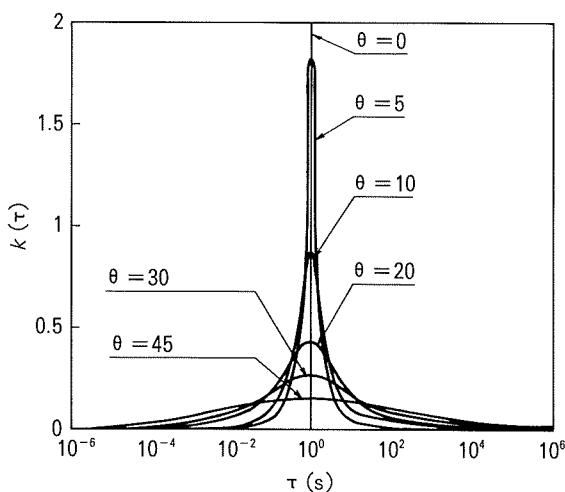
$$Z = R_{sol} + \frac{R_{ct}}{(j\omega\tau_0)^\beta} \quad (1)$$

幾何学的関係から ω と β の間には、

$$\theta = \frac{\pi}{2} (1 - \beta) \quad (2)$$

の関係が成立する。ただし、 $j = \sqrt{-1}$, ω は角周波数、 β は0~1の定数を表す。单一時定数の場合には $\beta = 1$ であり、時定数の分布が広がるにつれて β は小さくなり、円の中心と R 軸とのなす角 θ (分布角) は増加していく。ここで、 $\log C_{dl}$ が正規分布に従うとすると τ についても $\log \tau$ が正規分布し、その時の時定数は $\tau = C_{dl} R_{ct}$ と表される。 τ の分布をその標準偏差で表せば、 R 軸とのなす角である分布角 θ との間にはガウス分布に近い分布が得られる。これを基本曲線として実験結果の θ から σ を求めることにより時定数の分布曲線 (Fig. 3) を得ることができる。

本実験では、得られたインピーダンス軌跡をすべて円弧とみなして解析し、得られた R_{ct} , τ_0 , θ の値からアルミニウム表面での溶解反応の起こりやすさについて検討した。界面の時定数分布の違いからは表面の均一性を

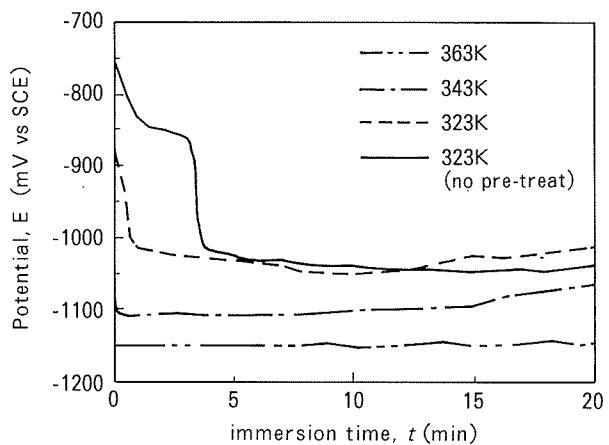
Fig. 3 Distribution of τ at $\theta=0 \sim \theta=45^\circ$.

評価した¹⁰⁾¹¹⁾。一般に、 R_{ct} あるいは τ_0 が大きい場合には、反応にかかる時間が長く平均反応速度が遅い、言い替えれば反応に対して不活性であることを示し、 θ が大きい場合には表面での反応が不均一に生じていることを示している。又、時定数分布曲線が左にシフトする場合には表面は反応活性な状態になり、逆に右にシフトする場合には反応不活性な状態であると解釈できる。さらに、反応活性度分布の縦軸は活性度の分布密度を表し、ピーク高さが高い場合には反応は均一であり、ピーク高さが低くなだらかな場合には反応不均一な状態⁹⁾¹⁰⁾を示している。

3. 実験結果

3.1 浸漬電位の経時変化

Fig. 4には、323K～363Kの1mol/dm³塩酸溶液中にアルミニウム電極を浸漬した場合の自然浸漬電位の経時変化を示す。343K以上では、自然浸漬電位は-1000～-1150mVの範囲で安定して推移したが、液温が低い323Kの場合には、浸漬初期に高電位領域が存在した。こうした高電位領域は前処理を行わない場合に比較的長時間にわたり観察されたことから、この電位域は試料表面に

Fig. 4 Change of rest potential on aluminium during immersion in 1mol/dm³HCl.

存在する表面酸化皮膜の影響によるものであり、本実験のインピーダンスの測定は、自然浸漬電位が安定した時点より開始した。

3.2 インピーダンス軌跡の経時変化

種々の条件下で測定されたインピーダンス軌跡の典型例をFig. 5に示す。液温、塩酸濃度、あるいは硫酸添加の有無により得られる半円の大きさあるいはその中心は変化するが、いずれの系でも得られるインピーダンス軌跡は上に凸の半円を示し、さらに中心は実数軸よりも下方に存在した。これらインピーダンスの複素プロットより R_{ct} 、 τ_0 、 θ を算出した。

Fig. 6には、1mol/dm³HCl又はこれに1mol/dm³H₂SO₄を添加した液温343Kの溶液中で測定したインピーダンスパラメータの変化を示す。反応抵抗 R_{ct} は、硫酸添加の有無に関わらず次第に小さくなり、測定開始後約10minからはほぼ一定値を示した。こうした時間の経過による R_{ct} の減少はアルミニウムの溶解あるいは孔食による溶解速度が大きくなることと対応づけられる。又、反応の時定数 τ_0 は硫酸を添加した場合にはほとんど変化しないが、塩酸単独の溶液中では測定開始直後に急激に低下し、5min頃から安定した。この現象はアルミニウムの溶解による表面積の増加と共にその溶解速度が大

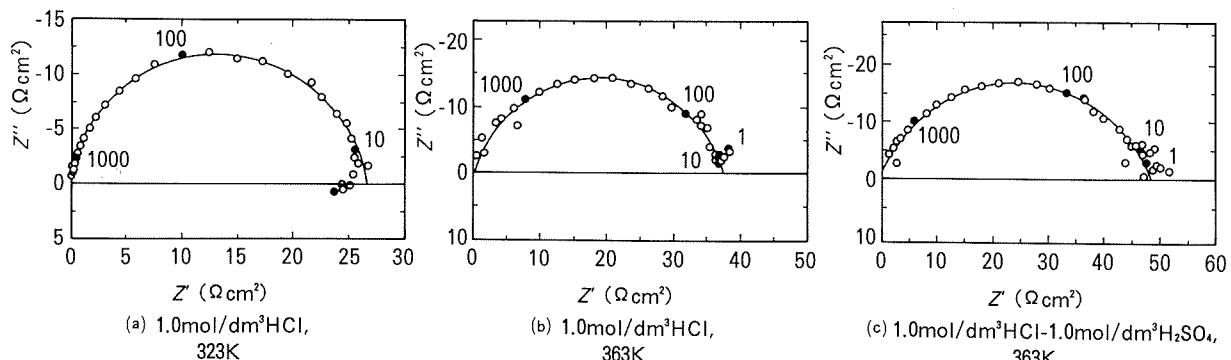


Fig. 5 The impedance plots of aluminium electrode under various conditions on complex planes.

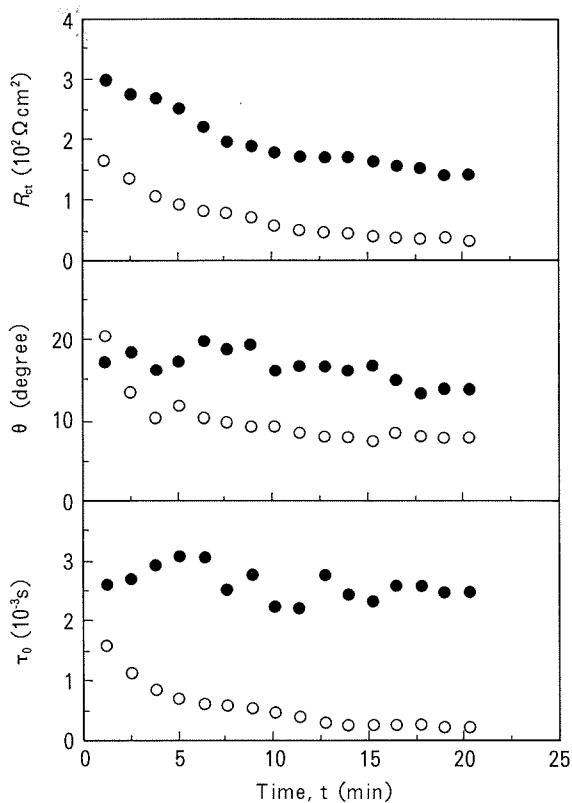


Fig. 6 Time dependence of τ_0 , θ and R_a in $1\text{mol}/\text{dm}^3\text{HCl}$ (○) and in $1\text{mol}/\text{dm}^3\text{HCl}-1\text{mol}/\text{dm}^3\text{H}_2\text{SO}_4$ (●) at 343K.

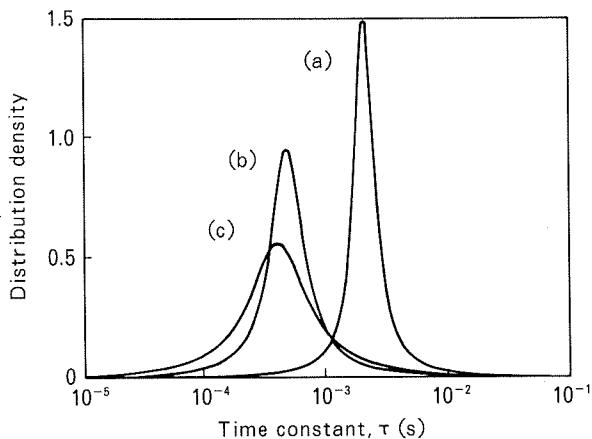


Fig. 7 The effect of temperature on distribution of reaction activity in $1\text{mol}/\text{dm}^3$.
(a) 323K (b) 343K (c) 363K

きくなっていくことを示すと考えられる。こうして得られた R_a 及び τ_0 の値は、硫酸を添加していない塩酸単独の溶液中ではいずれも小さく、溶解が一層起こりやすい状態になっていることが考えられる。この時、 θ も時間と共に小さくなっていき、アルミニウム表面は反応の時定数の分布が少ない均一な状態になっていくことが予想される。これらの結果をもとに次節以降では、測定開始約10min 後に得られた結果をもとに評価を行った。

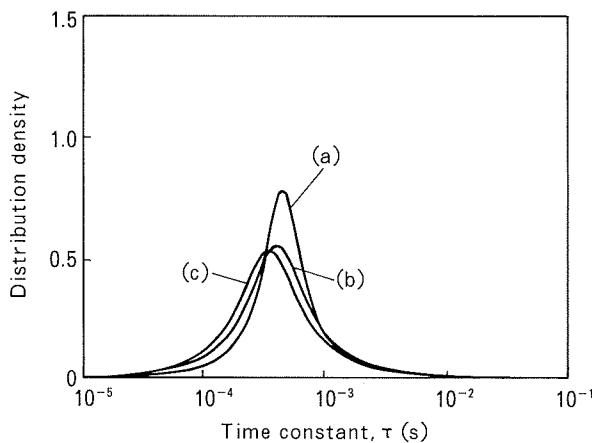


Fig. 8 The effect of hydrochloric acid concentrations on distribution of reaction activity at 363K.
(a) $0.5\text{mol}/\text{dm}^3$ (b) $1.0\text{mol}/\text{dm}^3$ (c) $1.5\text{mol}/\text{dm}^3$

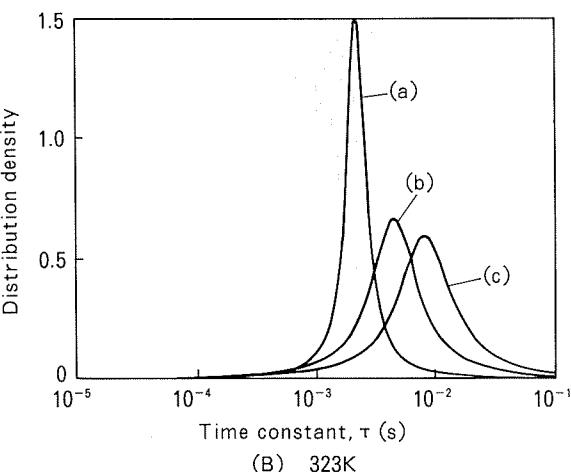
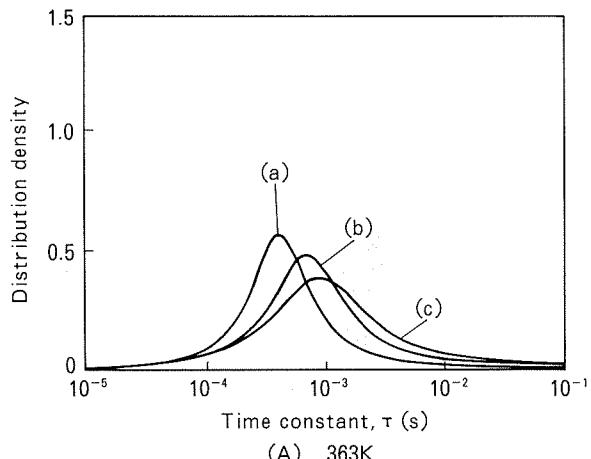


Fig. 9 The effect of sulfuric acid concentrations in $1\text{mol}/\text{dm}^3\text{HCl}$ on distribution of reaction activity.
(a) $0\text{ mol}/\text{dm}^3$ (b) $0.5\text{mol}/\text{dm}^3$ (c) $1.0\text{mol}/\text{dm}^3$

3.3 インピーダンスパラメータへの液温、塩酸及び硫酸濃度の影響
 $1\text{mol}/\text{dm}^3$ の塩酸溶液中で液温を変化させた場合に得

られた τ_0 及び θ から算出した反応活性度分布をFig. 7に示す。反応活性度分布の横軸である反応時定数のピーク位置は、液温が323Kから363Kに上昇するのに伴い、左にシフトし、アルミニウムの溶解反応が起こりやすい活性な状態に変化した。又、反応活性度分布の縦軸で示される活性度の分布密度のピーク高さは、液温の上昇と共に次第に低くなり、反応の時定数分布は広がった。これらのことから、液温の上昇によりアルミニウム電極の表面は溶解反応が起こりやすい活性な状態であり、かつ時定数の異なる反応が同時に生じやすい不均一な状態となっていることが予想された。

次に、塩酸濃度を0.5~1.5mol/dm³の範囲で変化させた場合に得られた反応活性度分布をFig. 8に示す。この時の液温は363Kである。液温を変化させた場合と同様、塩酸濃度の上昇に伴いピーク位置は左にシフトし、ピーク高さも低くなった。ただし、シフトの程度は液温を変化させた場合に比べると小さかった。

Fig. 9には、1mol/dm³の塩酸溶液中に1mol/dm³までの硫酸を添加した液温363K(A)及び323K(B)で得られた反応活性度分布を示す。硫酸濃度の上昇によりピー

ク位置は右にシフトし、反応の時定数 τ_0 は大きく不活性な状態となった。又、ピーク高さは低くなり反応の時定数分布は大きくなかった。これは、硫酸イオンがアルミニウム表面の活性な部分から吸着していくことで、塩素イオンが吸着するサイトが限定され、硫酸濃度の増加に伴い孔食発生のための活性な点が減少し、アルミニウムの溶解性が低下したためと考えられる。又、液温が変化してもこうした傾向は維持されたが、高温(363K)下での τ_0 及びピーク高さの変化は小さかった。これは、高温下ではアルミニウム表面が比較的活性な状態になり、硫酸添加による溶解抑制効果が低減されたためと考えられる。

3.4 表面溶解形態

Fig. 10には1mol/dm³の塩酸溶液中、又はこれに1mol/dm³の硫酸を添加した溶液中へ10min間浸漬した試料の表面SEM写真を示す。塩酸単独の溶液中(左側)では、液温が低い場合にアルミニウムの溶解は主に圧延条痕(写真上下方向)に沿って連続的に発生していた。液温の上昇と共にピットは表面全体に発生するようになり、一部では、連続的なピットのほかに1個1個のピッ

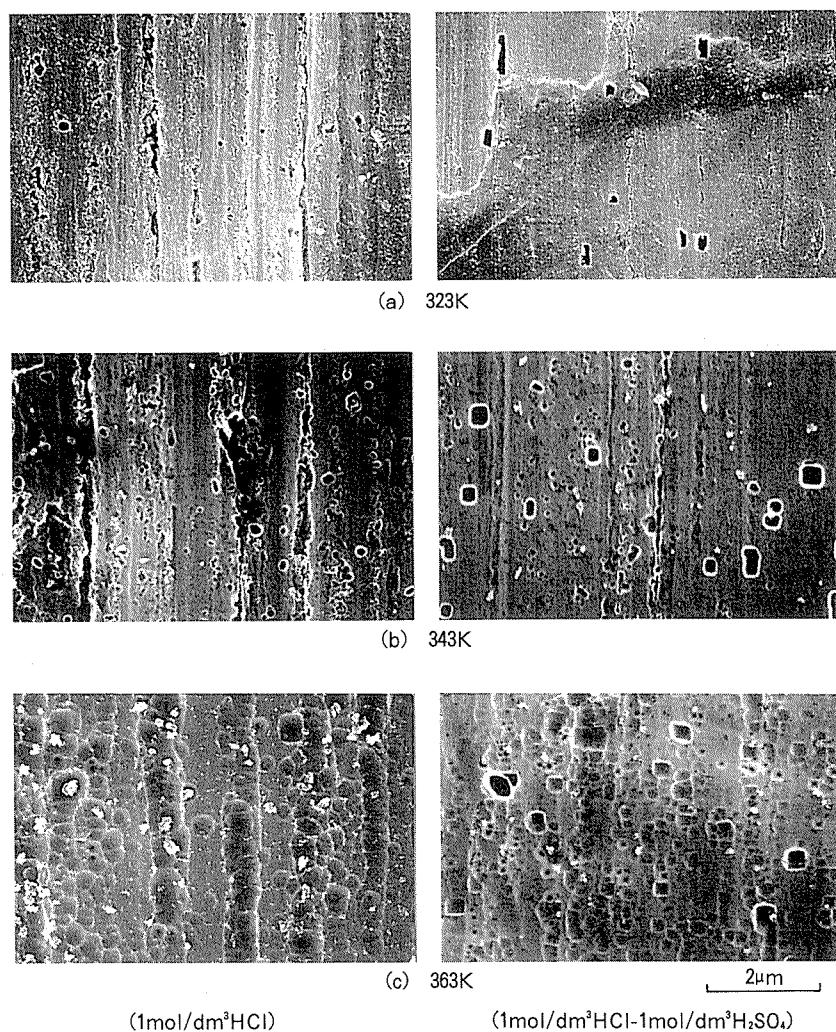


Fig. 10 Surface SEM photographs after 10min immersion.

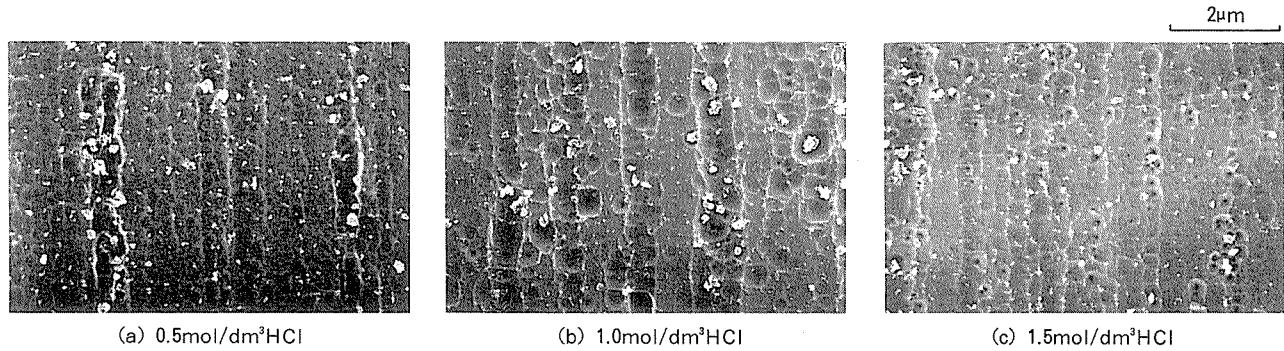
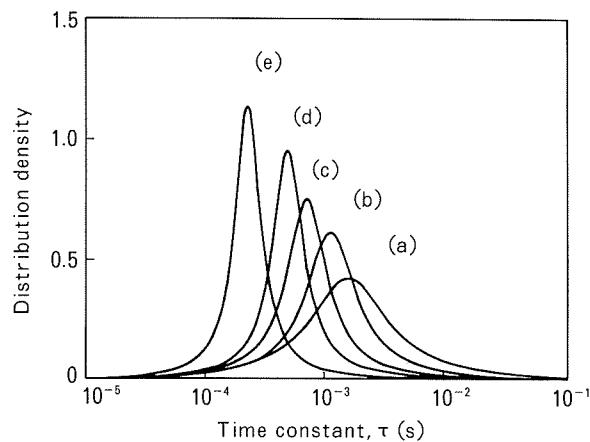


Fig. 11 The effect of HCl concentrations after 10min immersion at 363K.

Fig. 12 Time dependence of distribution of reaction activity in 1mol/dm³HCl at 343K.
(a) 1min (b) 2min (c) 5min (d) 10min (e) 20min

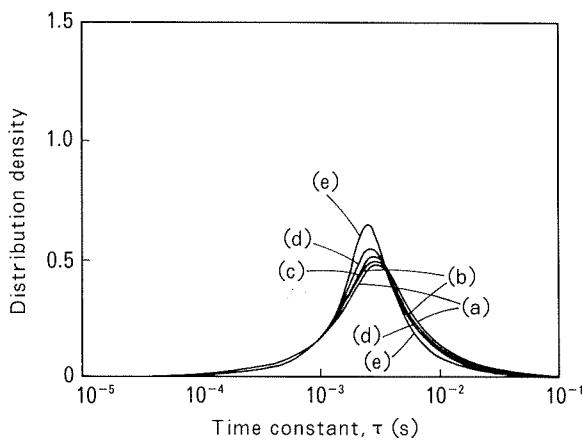
トが独立して発生する形態も認められるようになった。硫酸を添加した場合（右側）には、塩酸単独溶液中で見られた圧延方向に連なったピット形態はほとんど消失し、液温に関係なく各々のピットが独立して発生する形態となつた。液温323Kでは写真視野中に数個の比較的大きなピットが観察されたのみでほとんど孔食は生じていなかつた。

次に、塩酸濃度を変化させた場合の溶解形態をFig. 11に示すが、低濃度の場合には連続的なピットが多く観察され、1つ1つのピットの形状は不明瞭であった。しかし、塩酸濃度が高くなると、各々のピットの発生点が比較的明確に観察される形態へと変化した。

4. 考 察

4.1 インピーダンスパラメータの経時変化

Fig. 12 及び Fig. 13 には、1mol/dm³HCl 又はこれに1mol/dm³のH₂SO₄を添加した液温343Kの溶液中で得られた反応活性度分布を示す。塩酸単独の溶液中では、浸漬1min後に約1.6msであったピーク位置は時間の経過と共に左にシフトし、20min後には0.23msと小さな

Fig. 13 Time dependence of distribution of reaction activity in 1mol/dm³HCl-1mol/dm³H₂SO₄ at 343K.
(a) 1min (b) 2min (c) 5min (d) 10min (e) 20min

値になつた。すなわち、浸漬時間の増加によりアルミニウム表面はピットが発生もしくは成長しやすい活性な状態に変化した。これに対し、硫酸を添加した溶液中では（Fig. 13）、 τ_0 は2.9から2.5msと小さくはなるが、その変化はわずかであり、アルミニウム表面の溶解が硫酸添加により抑制された状態に保持されていることがわかる。又、活性度の分布密度を表すピーク高さは、塩酸溶液中では時間の経過と共に高くなり、反応が均一な状態に変化していったのに対し、硫酸を添加した溶液中では大きな変化は認められなかった。

一方、表面溶解形態（Fig. 10）からは、塩酸溶液中では塩素イオンの吸着によりアルミニウム表面に1つのピットが形成されると、表面皮膜の弱い圧延条痕に沿ってピットは成長し、連鎖状のピット群が形成されやすい孔食形態となるのに対し、硫酸を添加した溶液中では時間が経過しても圧延方向に連なったピット群はあまり観察されず、表面の異なる活性サイトでの新たなピットの発生が繰り返されることにより比較的独立したピット形態が得られることが確認された。

これらの結果をあわせて考えると、本試験条件下における反応活性度分布の縦軸は、ピットの発生とその成長

という2つの時定数の異なる反応の起こりやすさ(頻度)を示すと解釈できる。すなわち、ピークが高い場合には、新たなピットの発生が繰り返し行われる機会は少なく、すでに発生したピットの成長が主に起こることでアルミニウム表面での反応は均一な状態に保たれていると考えられる。これに対し、ピークが低い場合には新たなピットの発生と既存のピットの成長という時定数の異なる反応が同時に生じることで、反応活性度分布では見かけ上、不均一な状態にあると示される。

4.2 液温、塩酸及び硫酸濃度と反応活性度分布

Fig. 7~9に示した反応の活性度分布より液温、塩酸及び硫酸濃度とピット形態との関係は次のように対応づけられる。

アルミニウムの溶解性を向上させるためには、反応活性度分布で示される時定数(横軸)を小さくすることが有効である。本試験条件下では、液温の上昇が最も有効であり、塩酸濃度の増加による効果は小さい。又、硫酸の添加はこれとは逆の効果を有する。

一方、1個1個が独立したピットを得るために、活性度の分布密度(ピーク高さ)を小さくすることが効果的であるが、この場合にも液温の上昇が有効であり、塩酸濃度の増加の効果は小さい。すなわち、ピットの形成にはある濃度以上の塩酸の存在が必要であるが、形成されるピットの形態の制御にはあまり有効に作用しないことがうらづけられた。

又、溶液中への硫酸の添加は液温を上昇させる以上に独立したピットを形成する効果を持ち、実際のエッチングの際にもピットの分散性の向上にはその添加が有効と考えられる。ただし、硫酸の添加により活性度が低下するため、比較的高温での使用が適すると考えられる。

これらのことから、目標とするピット形態を得るために、液温、塩酸濃度並びに硫酸濃度を適宜組み合わせ、反応の活性度及び分布密度状態を制御することが必要であると考えられる。たとえば、連続的でない1つ1つが独立したピットを得るために、Fig. 10に示す表面SEM写真とFig. 7~9に示す反応の活性度分布より、分布密度(ピーク高さ)が0.6~0.7以下となるような、さらに、平均反応時定数(τ_0)が1ms以下となるような条件を選定することで達成されると考えられる。

5. 結 言

酸性溶液中にアルミニウム箔を浸漬した状態でのピット発生挙動と界面インピーダンス特性との関係を調査し、以下の結果を得た。

(1) 本試験条件下では、反応活性度分布の横軸である反応の時定数(τ)はアルミニウムの溶解反応の起こりやすさに、縦軸である分布密度(κ)はピットの発生とその成長という時定数の異なる2つの反応の起こりやすさ(頻度)と対応づけられる。

ピークが高い場合には、すでに発生したピットの成長が主に起き、ピークが低い場合には、ピットの成長と新たな発生が同時に生じやすい状態にあると解釈できる。

(2) 塩酸単独の溶液中では、浸漬時間の増加と共にアルミニウム表面の不均一性は低下する。これは、形成されるピットが表面皮膜の弱い部分に集中して発生しやすいことを意味し、得られるピット形態は連鎖状のピット群が形成されやすい形状となる。

(3) 硫酸を添加した場合には、表面の活性度は低下するが、表面の不均一性は増加する。これは、硫酸イオンがアルミニウム表面の活性な部分から吸着していくことで、塩素イオンが吸着するサイトが限定され、孔食発生のための活性点が減少したことによるものであり、比較的独立したピット形態が得られやすい。

参 考 文 献

- 1) C. G. Dunn, R. B. Bolon, A. S. Alwan and A. W. Stirling : J. Electrochem. Soc., 118 (1971), 381.
- 2) N. F. Jackson : Electrocomponent Sci. Tech., 2, (1975), 33.
- 3) R. S. Alwitt, H. Uchi, T. Beck and R. Alkire : J. Electrochem. Soc., 131 (1984), 13.
- 4) K. Hebert and R. Alkire : ibid., 135 (1988), 2146.
- 5) K. Hebert and R. Alkire : ibid., 135 (1988), 2447.
- 6) 大沢伸夫, 福岡潔, 田部善一 : 表面技術, 42 (1991), 236.
- 7) H. J. de Wit, C. Wijenberg and C. Grevecoeur : J. Electrochem. Soc., 126 (1979), 779.
- 8) 小浦延幸, 関口攻 : 表面技術, 43 (1992), 205.
- 9) 興戸正純, 沖猛雄 : 軽金属, 36 (1986), 416.
- 10) 市野良一, 興戸正純, 沖猛雄 : 日本金属学会誌, 54 (1990), 1072.
- 11) 興戸正純, 沖猛雄 : 日本金属学会誌, 32 (1993), 199.

TECHNICAL PAPER

Anisotropy in Mechanical Properties of Al-4.5%Mg Alloy Sheet

Seiichi Hirano Hidetoshi Uchida and Hideo Yoshida

住友軽金属工業株式会社技術研究所

Anisotropy in Mechanical Properties of Al-4.5%Mg Alloy Sheet*

Seiichi Hirano **, Hidetoshi Uchida ** and Hideo Yoshida ***

The anisotropy in mechanical properties, especially r-values, was controlled in annealed sheet of an Al-4.5%Mg alloy produced by using various combination of cold rolling reduction and annealing. High \bar{r} -values were obtained in the following method: hot rolling, high reduction of cold rolling, intermediate annealing, appropriate reduction of cold rolling to final gauge and final annealing. Furthermore, the condition required for high \bar{r} with low Δr and low earing was found. The high r-values achieved in this process resulted from the higher r_{45} that remained even after the final annealing, indicating a retention of rolling texture components. In the small cup forming tests, high \bar{r} resulted in an increase in the deep drawing height but a decrease in the stretch forming height.

1. Introduction

5000 series alloy sheet has been used for various applications. The anisotropy in mechanical properties, especially plastic strain ratios, r-values, is one of the most important factors affecting press forming. High r-value materials have been developed in steel in order to obtain better formability, but it is more difficult to process aluminium to this condition. Investigations to obtain the various r-values in aluminium alloys^{1)~3)} showed that deep drawability was affected by r-values^{1),2)}. In the present study, specimens with various r-values have been obtained by using various combinations of cold rolling reduction and intermediate annealing, and both deep drawing and stretch forming were investigated. The crystallographic texture responsible for this behaviour was analyzed and is discussed.

2. Experimental procedure

* This paper was originally presented at the 4th International Conference on Aluminum Alloys, Atlanta, Georgia, U.S.A., September 11-16, 1994

** No.1 Metallurgical Technology Department, Technical Research Laboratories

*** No.1 Metallurgical Technology Department, Technical Research Laboratories; Dr. of Eng.

2.1 Materials

Chemical composition of the test alloy, 5182, is shown in Table 1. The sheet was made from hot rolling sheet produced in the plant. Thermomechanical processing of the specimens after hot rolling are shown in Fig. 1. After hot rolling, specimens were subjected to cold rolling (I), intermediate annealing at 360°C for 3 h, cold rolling (II) and final annealing at 550°C for 20s in a salt bath followed by air forced cooling.

Table 1 Chemical composition (mass%)

Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Al
0.04	0.05	0.08	0.23	4.6	<0.01	<0.01	0.03	bal.

2.2 Evaluations

Tensile tests were carried out on the specimens having reduced parallel sections of 60 mm, and 50mm gauge length and 25mm width according to the Japanese Industrial Standards. Tensile properties were determined in the longitudinal (0°), diagonal (45°) and transverse (90°) directions. Work hardening coefficients, n-values, were evaluated using tensile specimens at strains between 10% and 15%, and r-values were measured at a 15% elongation. The average and difference of each property, X, were calculated by the formulae below;

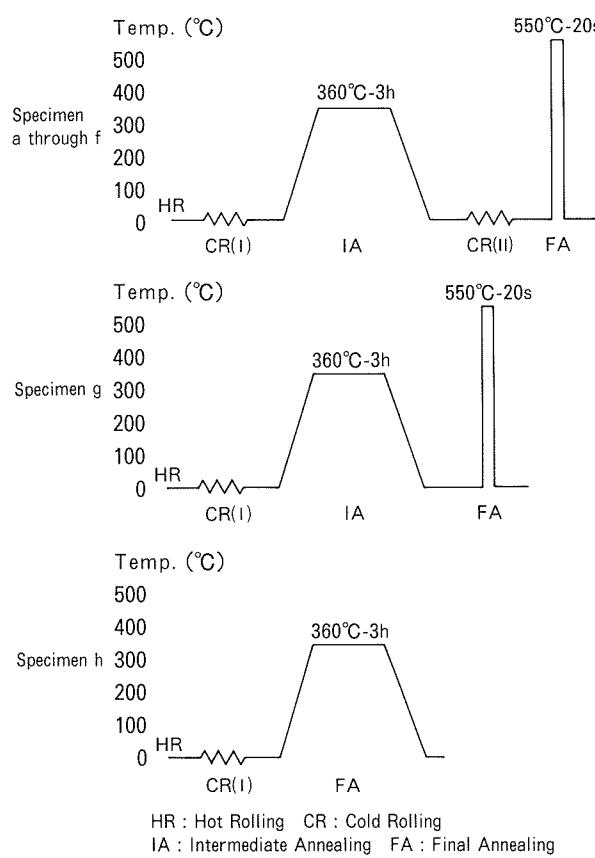


Fig. 1 Thermomechanical processing of the specimens.

$$X(\text{av.}) = (X_0 + 2X_{45} + X_{90}) / 4 \quad (1)$$

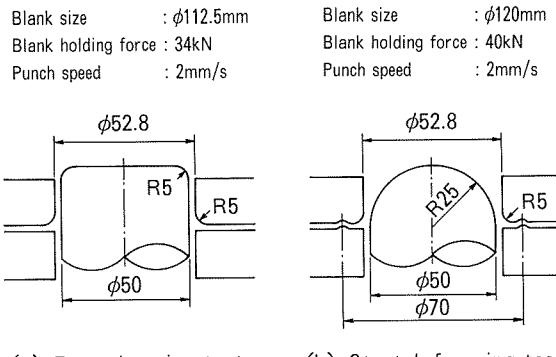
$$\Delta X = (X_0 - 2X_{45} + X_{90}) / 2 \quad (2)$$

Earing tests were carried out on the specimens with 64mm diameter using a punch with 33mm diameter. Deep drawing and stretch forming tests were performed using the circular blank and the die shown in Fig. 2⁴. Microstructure was observed using polarized light, and grain size was determined by comparing with ASTM standards. Texture analysis yielding orientation distribution function, ODF, was performed using the pole figure data measured using a Siemens D5000⁵. Specimens were analyzed at the quarter thickness plane. Volume fractions of texture components were extracted from ODF using a Gaussian spread of 15.0 degrees.

3. Results and discussion

3.1 Anisotropy in mechanical properties and recrystallization

Tables 2 and 3 and Fig. 3 show the results of the tests studied. Increasing the reduction



(a) Deep drawing test (b) Stretch forming test

Fig. 2 Deep drawing and stretch forming tests.

of initial cold rolling (I) resulted in an increased diagonal plastic strain ratio (r_{45}). The longitudinal plastic strain ratio (r_0) was seen to reach a maximum value at the midpoint of the initial cold rolling (I) reduction range studied. The anisotropy of tensile strength, TS, yield strength, YS, and elongation, E, was low, and earing was lowest at that point. After the point, grain diameter became larger as shown in Table 4, and the anisotropy increased. All specimens had equiaxed recrystallized microstructures, and such an anisotropy is thought to be a product of recrystallization.

Specimens (g) and (h) are the materials produced without cold rolling (II). Final annealing at 360°C for 3 h (specimen h) lead to high r_{45} , while final annealing at 550°C for 20s after annealing at 360°C (specimen g) lead to an increase in r_0 and r_{90} but a decrease in r_{45} , which means that more recrystallization with crystal rotation occurred in the annealing at 550°C.

On the contrary, applying slight reductions of cold rolling (II) seemed to restrict the recrystallization with crystal rotation during annealing at 550°C. At higher cold rolling (II) reductions, for example 20%, recrystallization and cold working were balanced and high r-values and low earing were obtained. A much higher reduction of cold rolling (II) seemed to promote equiaxed recrystallization with crystal rotation. Thus the anisotropy is thought to be associated with recrystallization due to the reduction of cold rolling (II).

3.2 Texture and Formability

Fig. 4 shows the pole figures of some specimens. Specimen (d) had more random texture than the others, which seemed to lead to the

Table 2 Tensile properties of a 5182 alloy

Specimen	Reduction of CR (I) %	Thickness before IA mm	Reduction of CR (II) %	0 degree			45 degree			90 degree			
				TS	YS	E	TS	YS	E	TS	YS	E	Δ TS
				MPa	MPa	%	MPa	MPa	%	MPa	MPa	%	MPa
a	0.0	4.80	79.2	260	110	34	261	110	31	260	107	33	-1
b	20.0	3.84	74.0	259	110	32	261	110	32	263	111	32	0
c	50.0	2.40	58.3	260	113	33	263	113	31	263	114	32	-2
d	74.0	1.25	20.0	266	112	30	262	108	34	270	114	33	6
e	76.9	1.11	9.9	268	108	26	259	103	34	272	112	31	11
f	78.1	1.05	4.8	263	105	27	253	96	35	275	115	29	16
g	79.2	1.00	0.0	270	112	28	262	110	32	262	107	34	4
h	79.2	(*)	0.0	293	147	25	280	142	33	287	152	30	10
													-6

(*) Without final annealing at 550°C

Table 3 n-value, r-value and earing of a 5182 alloy

Specimen	Reduction of CR (I) %	Thickness before IA mm	Reduction of CR (II) %	n-value				r-value				Earing	
				n_0	n_{45}	n_{90}	\bar{n}	r_0	r_{45}	r_{90}	\bar{r}	Δr	
				%	%	%							%
a	0.0	4.80	79.2	0.37	0.36	0.38	0.37	0.01	0.53	0.66	0.45	0.58	-0.17
b	20.0	3.84	74.0	0.38	0.35	0.40	0.37	0.04	0.52	0.69	0.47	0.59	-0.20
c	50.0	2.40	58.3	0.37	0.37	0.39	0.37	0.01	0.57	0.68	0.51	0.61	-0.14
d	74.0	1.25	20.0	0.38	0.37	0.35	0.37	-0.01	0.64	0.91	0.86	0.83	-0.16
e	76.9	1.11	9.9	0.37	0.38	0.33	0.36	-0.03	0.44	1.00	0.80	0.81	-0.38
f	78.1	1.05	4.8	0.37	0.38	0.35	0.37	-0.02	0.36	1.24	0.86	0.93	-0.63
g	79.2	1.00	0.0	0.37	0.37	0.37	0.37	0.00	0.70	0.66	1.03	0.76	0.20
h	79.2	(*)	0.0	0.34	0.32	0.31	0.32	0.01	0.59	1.02	0.84	0.87	-0.31

(*) Without final annealing at 550°C

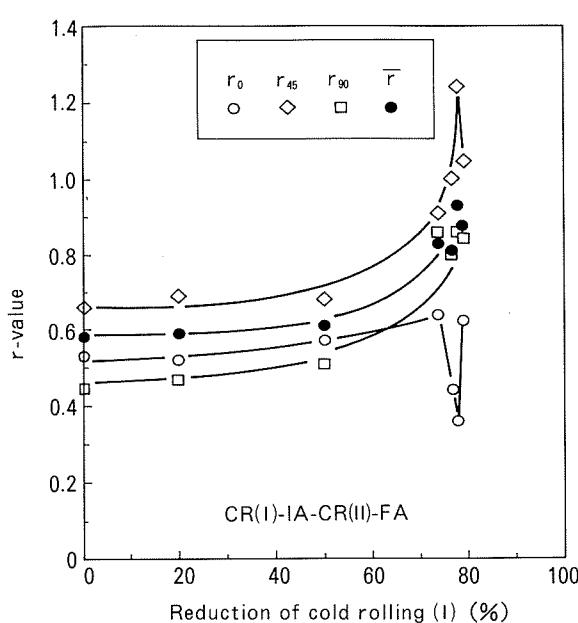


Fig. 3 Relation of r-value versus reduction of cold rolling (I).

Table 4 Grain size of a 5182 alloy

Specimen	Reduction of CR (I) %	Thickness before IA mm	Reduction of CR (II) %	Grain size	
				ASTM No (μm)	
a	0.0	4.80	79.2	6	(45)
b	20.0	3.84	74.0	6	(45)
c	50.0	2.40	58.3	7	(35)
d	74.0	1.25	20.0	6	(45)
e	76.9	1.11	9.9	4	(90)
f	78.1	1.05	4.8	3.5	(110)
g	79.2	1.00	0.0	6	(45)
h	79.2	(*)	0.0	9	(16)

(*) Without final annealing at 550°C

lowest earing. Rolling components, such as Cu, S, and Brass, remained in the structure as shown in Fig. 5. Among them, an increase in Brass component was associated with the

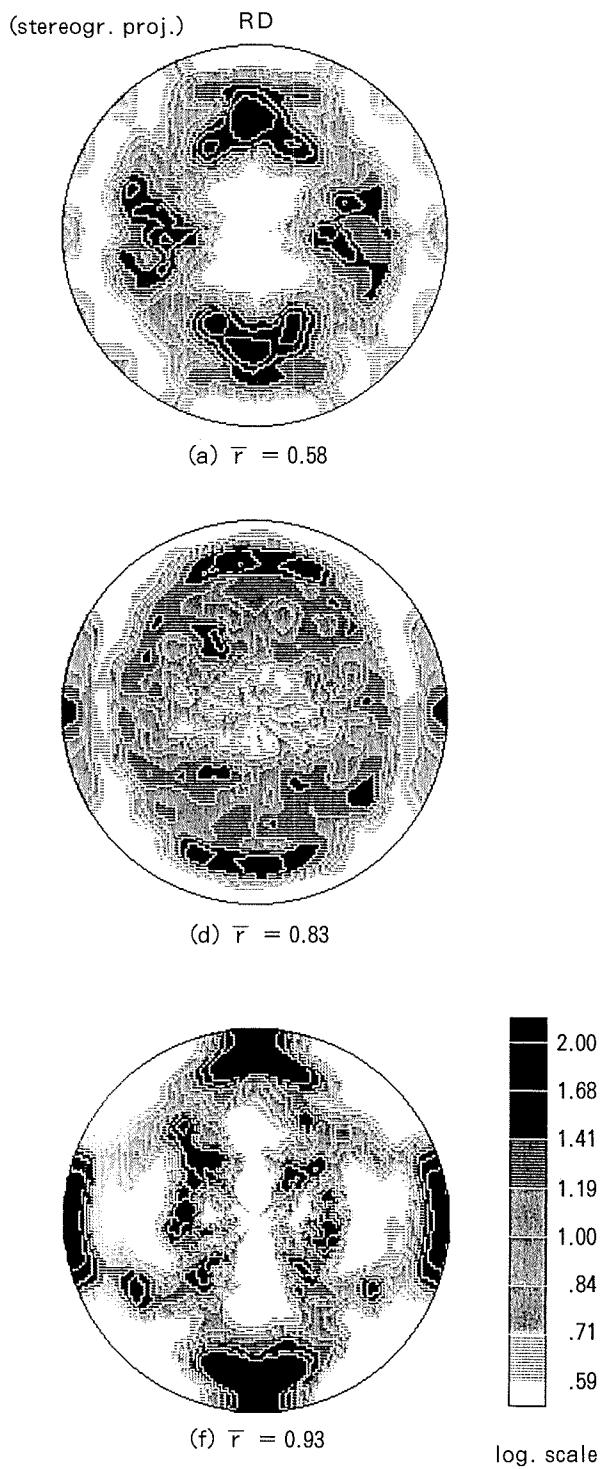


Fig. 4 (111) pole figures in the quarter thickness plane.

increase in r -value, especially r_{45} . It is known that Brass components much increase r_{45} . Furthermore, instead of Cube texture, CH component, $\{001\}<120>$, appeared in the present study. Increases in CH components associated with the increase in r -values. Saimoto et al. showed that CH components existed in 6000 series alloys for autobody⁶. Hasegawa et al.

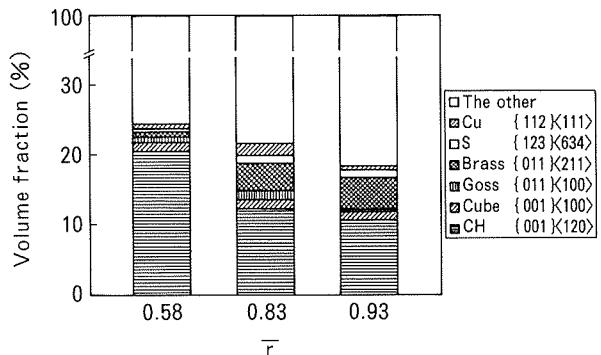


Fig. 5 Results of the texture analysis.

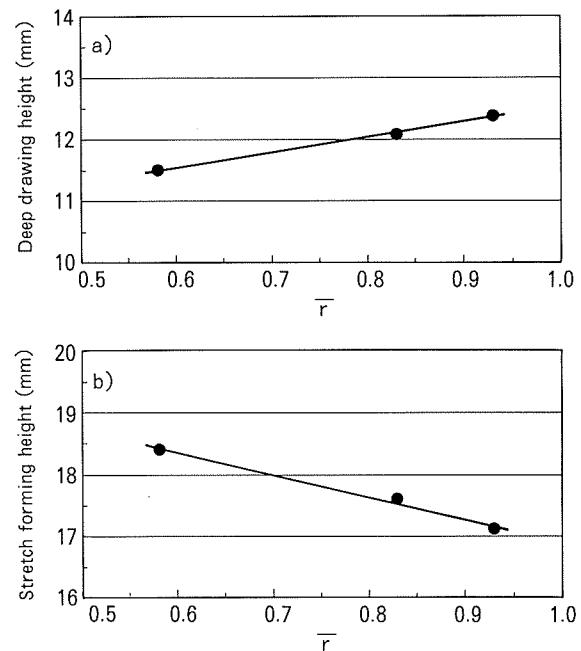


Fig. 6 Relation between forming height and \bar{r} .

showed that Cube texture appeared in pure aluminium, while the $\{310\}<132>$ appeared in an Al-5%Mg alloy⁷.

Fig. 6 shows the results of the deep drawing and stretch forming in the specimens with different \bar{r} . Increases in \bar{r} increased the deep drawing height but decreased the stretch forming height. Deep drawing was affected by \bar{r} rather than grain diameter. Increases in stretch forming height were associated with increases in CH texture components and/or decreases in rolling components. J. D. Bryant reported in a 2036-T4 alloy for auto body that improved LDH, limited dome height, response was associated with lower r_{45} specimens, which was associated with a decrease in the propor-

tion of Goss texture component measured¹⁸⁾.

4. Conclusion

The anisotropy in mechanical properties of Al-4.5%Mg sheet produced using various processes was evaluated.

(1) Increasing the reduction of the initial cold rolling (I) resulted in an increased diagonal plastic strain ratio (r_{45}). The condition for obtaining high r-value with low Δr and earing was found, and the anisotropy of tensile properties was minimized.

(2) Increases in \bar{r} increased the deep drawing height but decreased the stretch forming height.

(3) All specimens had equiaxed recrystallized microstructures. But rolling components, such as Cu, S, and Brass, remained in the structure. Increases in stretch forming height were associated with increases in CH texture components and/or decreases in rolling components, especially Brass components.

(4) The recrystallization associated with the reduction of cold rolling (II) is an important factor for the anisotropy. Further research is justified to investigate a more precise mechanism.

Acknowledgements

We would like to extend our appreciation to Mr. K. D. Wade, Reynolds Metals Company, for the assistance in x-ray diffraction, Dr. A. J. Beaudoin and Dr. J. D. Bryant, Reynolds Metals Company, for fruitful discussions.

References

- 1) N. Kawai, T. Mori, N. Hayashi, A. Eguchi and Y. Yashui: Journal of Engineering for Industry, **107**, (1985), 379.
- 2) S. Sasada, K. Ohori, Y. Saito and Y. Komiyama: The 84th Conference of the Japan Institute of Light Metals, (1993), 49.
- 3) Pi Zhi Zhao and H. Kosuge: The 84th Conference of the Japan Institute of Light Metals, (1993), 65.
- 4) Y. Takeshima, T. Hikita and H. Uto: Sumitomo Light Metal Technical Reports, **34** (1993), 59.
- 5) J. S. Kallend, U. F. Kocks, A. D. Rollett, and H. R. Wenk: Mat. Sci. and Eng., **A132**, (1991), 1.
- 6) S. Saimoto, B. J. Diak and M. Carbone: International Symposium on Light Metals for Transportation Systems, (1993).
- 7) K. Hasegawa, S. Mitao and M. Niikura: The 85th Conference of the Japan Institute of Light Metals, (1993), 133.
- 8) J. D. Bryant, A. J. Beaudoin, and R. T. VanDyke : SAE Technical Paper, (1994), No. 940161.

論 文

内面溝付き管の熱伝達に及ぼす溝形態の影響

佐藤好生 清谷明弘
野世溪 精 難波圭三

住友軽金属工業株式会社技術研究所

論 文

内面溝付き管の熱伝達に及ぼす溝形態の影響*

佐藤好生** 清谷明弘**
野世溪精*** 難波圭三****

Sumitomo Light Metal Technical Reports, Vol. 36, No. 1, No. 2 (1995), pp. 84-91

Influence of Groove Shape on Heat Transfer Characteristics of Inner Grooved Copper Tube

Yoshio Sato, Akihiro Kiyotani, Tadashi Nositani and Keizou Nanba

The purpose of this study is to clarify the heat transfer characteristics of three tubes for the evaporation and condensation of HCFC 22; a simple spiral-grooved tube (SI), a cross spiral-grooved tube (CR), and a smooth tube (SM). The maximum heat transfer enhancement was found for SI tube at the evaporation and for CR tube at the condensation respectively. On the inner surface of SI tube at the evaporation, it was observed for the refrigerant to flow smoothly along the grooves. On the inner surface of CR tube at the condensation, the condensed refrigerant seemed to drop from the projections on the upper half of the tube, resulting in the high enhancement of the condensation performance. The pressure drop of CR tube, however, was about 2 times greater than that of SM tube both at the evaporation and condensation.

1. 緒 言

平成6年における空調機の需要は、猛暑にも支えられて700万台を越えるに至った。電力需要の点から、これらの省エネルギーに対する要求は、より厳しいものになっている。空調機の省エネルギー推進に際しては、圧縮機やファン等の機械部品の改良と平行して、熱交換器の高性能化も重要な課題となっている。最近の熱交換器用伝熱管では、熱伝達率の向上を目的に内面螺旋溝付き管が使用されるようになり、管内側熱伝達率は平滑管の約3倍になっている¹⁾。

この様な伝熱管の高性能化は、フロン規制の問題により拍車が掛けられるに至った。これは、現状の螺旋溝付き管で代替冷媒を使用すると、HCFC 22使用時に比較して性能がかなり低下するためである^{2)~4)}。この様な高性能化の要求に対して、螺旋溝付き管でも形状の最適化により対応しようとしているが、一方で、螺旋溝付き管の

範ちゅうから抜け出た新形状の検討も必要になっている。

本研究では、伝熱管の高性能化を目的に、熱伝達率を支配する要因を明らかにすべく、螺旋溝付き管、平滑管、及び四角錐状の突起を管内面に多数有する格子溝付き管を用いて、熱伝達率の測定および冷媒流動状態の観察を行い、伝熱特性に及ぼす管内面溝形態の影響について調査した。

記 号

- DI, DO : 管内、外径 (m)
S : 管外表面積 (m^2)
L : 伝熱有効長 (管長) (m)
Q : 交換熱量 (W)
Tw : 热源水温度 (K)
Tr : 冷媒压力相当饱和温度 (K)
Tt : 管壁面温度 (K)
 ΔT : 対数平均温度差 (K)
Gw : 热源水流量 (kg/s)
Gr : 冷媒質量速度 ($kg/(m^2 \cdot s)$)
 α : 热伝達率 ($kW/(m^2 \cdot K)$)
 ΔP : 壓力損失 (Pa)
 x : 乾き度

* 日本機械学会第69期全国大会(1991年10月, 於・名古屋)にて主要部を発表

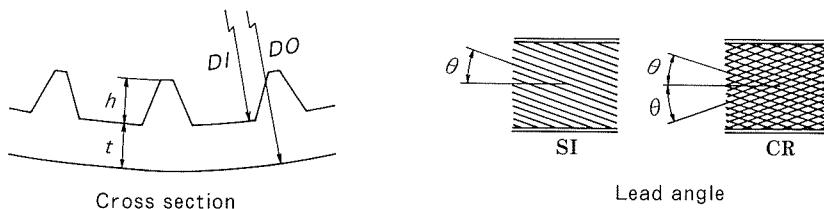
** 技術研究所応用研究部

*** 名古屋製造所品質保証部, 工学博士

**** 住軽エンジニアリング(株) BP技術部, 工学博士

Table 1 Dimensions of test tubes.

Tube	Simple spiral (SI)	Cross spiral (CR)	Smooth (SM)
Outer diameter	DO (mm)	8.00	
Inner diameter	DI (mm)	7.44	7.40
Wall thickness	t (mm)	0.28	0.30
Groove depth	h (mm)	0.16	0.17
Number of grooves		50	
Lead angle	θ ($^{\circ}$)	18	
Ratio of inside surface area of SI, CR to SM	1.46	2.05	(1.00)



λ : 热伝導率 (W/m·K)

ρ : 密度 (kg/m³)

μ : 粘性係数 (Pa/s)

C_p : 比熱 (J/(kg·K))

Bo : ボイリング数

Nu : ヌッセルト数

Re : レイノルズ数

Pr : プラントル数

H : 顯潜熱比

R : $[\rho_L \cdot \mu_L / \rho_v \cdot \mu_v]^{1/2}$

Xtt : Lockhart-Martinelli パラメータ

(添字) i, o : 入, 出口

V, L : 蒸気, 液

exp, cal : 実験値, 計算値

(n) : 各小区間の冷媒入側からの番号

2. 試験方法

2.1 供試管

供試管の形状諸寸法を Table 1 に示す。螺旋溝付き管 (Simple spiral : 図表中では SI と略記) は、管内面に螺旋状に溝が形成された管で、溝の条数は50条である。格子溝付き管 (Cross spiral : 図表中で CR と略記) は、管内面に右回りと左回りの螺旋状の溝が互いに交差するように形成された管で、これにより四角錐状の突起が多く形成されている。溝条数は左右回りとも50条である。格子溝付き管の内面電子顕微鏡像を Fig. 1 に示す。なお、これらの比較として、平滑管 (Smooth : 図表中で SM と略記) も供試した。

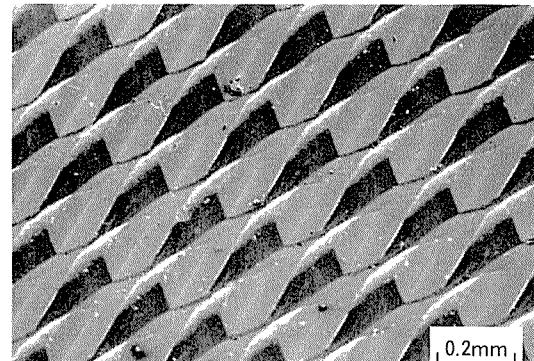


Fig. 1 SEM image of inner surface of CR.

2.2 試験方法

試験装置の系統概略を Fig. 2 に、テストセクションの詳細を Fig. 3 に示す。試験装置には、HCFC 22蒸気圧縮式ヒートポンプサイクルを用いた。テストセクションはこのバイパス回路に組込まれており、装置各部のバルブの開閉により蒸発器あるいは凝縮器として機能する。供試管全長は 4 m で、900mm 每の小区間に 4 分割されている。なお、各小区間間の 100mm は非熱交換区間であり、管表面に充分な断熱を施してある。各小区間は外管に樹脂管（内径13mm）を配した二重管式熱交換器となっている。なお、各小区間につき、冷媒入側から第1、第2、第3及び第4区間と呼称する。テストセクションは、全長にわたり厚さ約150mm の断熱材で覆われている。

試験条件を Table 2 に示す。試験 A は、管軸方向における熱伝達率の分布の調査を目的としており、供試管内で冷媒が完全に蒸発あるいは凝縮した場合の各小区間毎

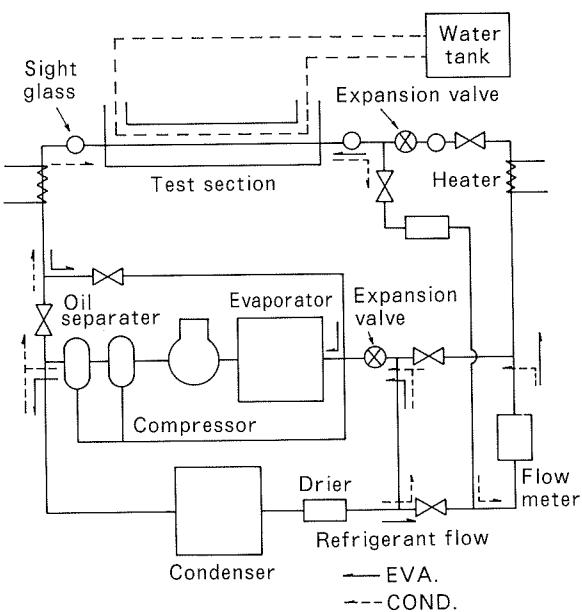


Fig. 2 Schematic diagram of experimental apparatus.

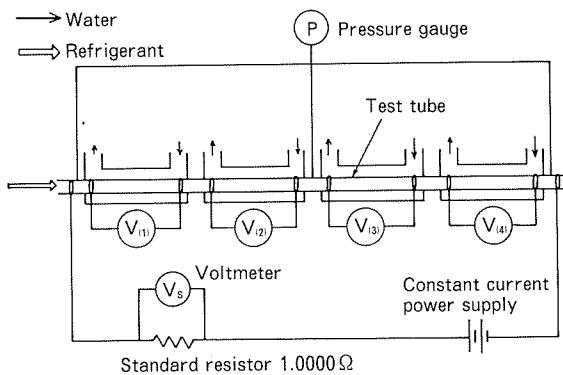


Fig. 3 Detail of test section.

の平均熱伝達率を求めており、各小区間への熱源水通水量を $6.67 \times 10^{-2} \text{ kg/s}$ ($= 240 \text{ kg/h}$) とし、冷媒流量の変更による交換熱量の変化には、熱源水温度の変更で対応させ、蒸発試験時出口過熱度及び凝縮試験時出口過冷却度を 1K に設定したうえで、小区間毎に平均熱伝達率を測定する。一方、試験 B では、熱伝達率と乾き度の関係を調査することを目的としている。ある小区間に對して、熱源水通水量あるいは温度を変化させ、この間の熱流束が 12 kW/m^2 となるよう調節し、この時のその区間ににおける熱伝達率及び乾き度を測定・算出する。

A, B のいずれの試験でも、冷媒と熱源水は対向流で流した。供試管入口における冷媒の圧力及び温度は、試験装置の凝縮器における熱交換量及び供試管入口に設置したヒータの出力によって調節した。冷媒流量は膨張弁の開度により調節し、測定には質量流量計を用いた。熱源水流量の測定には浮子式流量計を用いた。冷媒及び熱源水温度の測定にはサーミスタセンサを用い、冷媒側は供試管入、出口及び膨張弁前で、熱源水側は各区間毎に

Table 2 Experimental conditions.

	Evaporation	Condensation
Evaporation pressure	MPa	0.53
Condensation pressure	MPa	—
Temperature at expansion valve inlet	K (39°C)	312 —
Mass velocity	kg/(m ² s)	100, 200, 300
Test A	Super heat K	1
	Subcool K	—
Water flow rate of each section	kg/s	6.67×10^{-2}
Test B	Heat flux of test section kW/m ²	12
	Quality	0~1.0

入、出口でそれぞれ測定した。また、冷媒圧力は、供試管入口、中央、出口、及び膨張弁前でブルドン管式精密圧力計にて測定した。さらに、供試管自体を抵抗温度計とみたて、管電気抵抗から管壁温度を測定した^{5), 6)}。この方法は、銅等の金属の電気抵抗が温度によって変化する性質を利用したものである。供試管に定電流 (0.5A 程度) を通電した状態で、各小区間毎に電気抵抗を測定し、予め求めておいた各区間の管壁温度と管電気抵抗の関係を基に、熱交換時における管壁温度を求めた。

2.3 試験結果の整理

各区間の熱伝達率の算出にあたり、以下を定義した。

(1) 冷媒圧力

第1区間入側の冷媒圧力には供試管入口部の、第2区間出側及び第3区間入側には供試管中央部の、第4区間出側には供試管出口部の圧力測定値を用いた。また、第1区間出側及び第2区間入側の冷媒圧力には供試管入口部と中央部の圧力測定値の算術平均値を、第3区間出側及び第4区間入側には供試管中央部と出口部の算術平均値を用いた。

(2) 熱伝達率

管内熱伝達率は、各区間の水側から求めた交換熱量、各区間の入、出口における冷媒圧力相当飽和温度、各区間の管壁温度、及び各区間の管外表面積から式(1)により算出した。また、式(1)は、凝縮伝熱試験時の過熱蒸気領域における熱伝達率の算出にも用いた。

$$\alpha(n) = \frac{Q(n)}{S(n) \cdot \Delta T(n)} \cdot 10^{-3} \quad (1)$$

ここで、 $Q(n) = Gw(n) \cdot Cp(n) \cdot$

$$|Tw_i(n) - Tw_o(n)| \quad (2)$$

$$\Delta T(n) = \frac{|Tr_i(n) - Tr_o(n)|}{\ln \frac{|Tt(n) - Tr_i(n)|}{|Tt(n) - Tr_o(n)|}} \quad (3)$$

(3) 冷媒乾き度

乾き度については、本来は飽和液状態と乾き飽和蒸気状態との間で定義されている。しかし、本報告では便宜上、過冷却液域及び過熱蒸気域についてもFig. 4に示す乾き度を定義した。なお、各小区間ににおける乾き度には、各区間の入、出口の乾き度の平均値を代表させた。

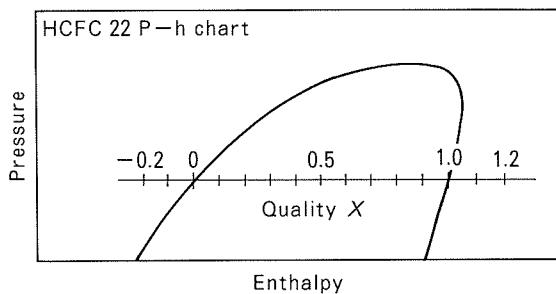


Fig. 4 Definition of Quality defined in this report.

3. 試験結果及び考察

3.1 管軸方向の熱伝達率の分布

試験 A による各小区間の熱伝達率の測定結果を、蒸発伝熱時につき Fig. 5 に、凝縮伝熱時につき Fig. 6 に示す。

蒸発伝熱時には、いずれの供試管においても第1区間から第3区間にかけて熱伝達率は向上した。特に第2区間から第3区間にかけてその傾向は大きく、中でも螺旋溝付き管のそれは顕著であった。一方、第3区間から第4区間では、いずれの供試管においても熱伝達率は低下した。但し、螺旋溝付き管の場合の減少・低下の割合は、格子溝付き管及び平滑管の場合に比較して小さかった。なお、蒸発伝熱時の第3区間における熱交換量は、いずれの供試管においても、全熱交換量のうち約30%強を占めていた。

次に、凝縮伝熱時には、いずれの供試管においても第1区間から第4区間にかけて熱伝達率は順次減少した。

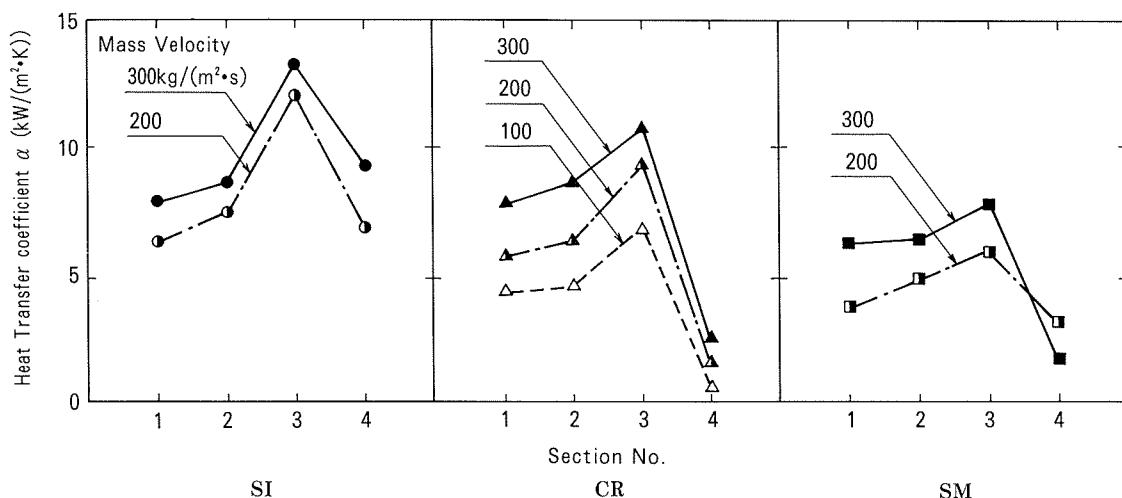


Fig. 5 Experimental results at evaporation on Test A.

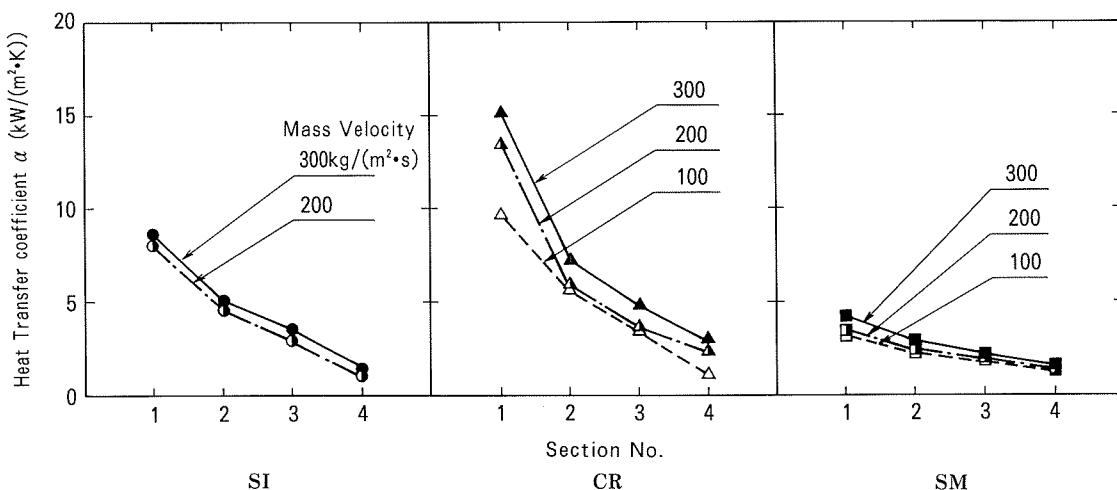


Fig. 6 Experimental results at condensation on Test A.

格子溝付き管の熱伝達率は、供試管の内では最も大きかった。なお、凝縮伝熱時の第1区間における熱交換量は、いずれの供試管においても、全熱交換量のうち約30%強を占めていた。

3.2 熱伝達率と乾き度の関係

次に、試験Bによる各供試管の乾き度及び質量速度と熱伝達率の関係を、蒸発伝熱時につきFig.7に、凝縮伝熱時につきFig.8に示す。

蒸発熱伝達率は、いずれの供試管においても、乾き度0.2~0.8ないし0.9の間では乾き度の上昇に伴って向上した。また、平滑管を除き、いずれの供試管においても、乾き度1.0以上では熱伝達率は低下した。格子溝付き管及び平滑管の熱伝達率は、おおむね質量速度の増加と直線関係を持って向上したのに対し、螺旋溝付き管のそれは質量速度 $100\text{kg}/(\text{m}^2\cdot\text{s})$ と $200\text{kg}/(\text{m}^2\cdot\text{s})$ の間では大きく向上したが、 $200\text{kg}/(\text{m}^2\cdot\text{s})$ と $300\text{kg}/(\text{m}^2\cdot\text{s})$ の間ではあまり差はなかった。なお、乾き度0.2~0.5の範囲では格子溝付き管と螺旋溝付き管の熱伝達率の差は小さかった。

一方、凝縮熱伝達率は、いずれの供試管においても高乾き度域においてかなり高かったが、乾き度が0.8ないし0.7に至る迄に急激に低下し、以降乾き度の低下に伴って緩やかに低下した。なお、熱伝達率は質量速度が大きくなるほど向上した。格子溝付き管の熱伝達率は、高乾き度域では螺旋溝付き管のそれよりもかなり大きかった。しかし、液冷媒が多くなる低乾き度領域では、各供試管の熱伝達率の差は小さくなつた。

3.3 管内冷媒流動状態の観察

試験A及び試験Bから、各供試管で管軸方向の熱伝達率の変化の傾向に差があること、また蒸発伝熱時及び凝縮伝熱時とも、供試管間の熱伝達率の差は液冷媒の少ない領域で大きくなることが判った。これは、冷媒流動状態が溝形態に支配され、特に液冷媒の少ない領域において顕著であるためと推定される。このため、Fig.9に示す方法により管内の冷媒流動状態を観察し、熱伝達率

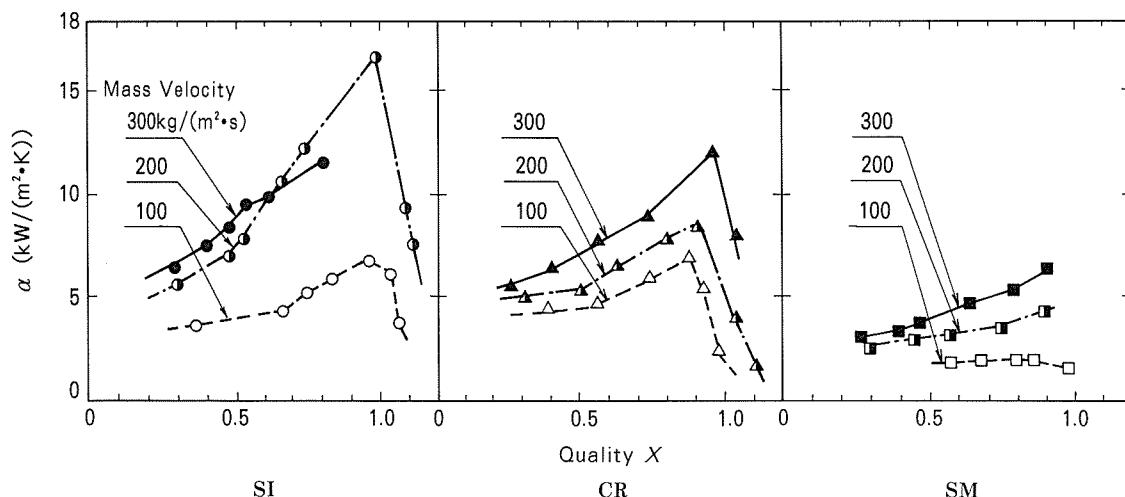


Fig. 7 Experimental results at evaporation on Test B.

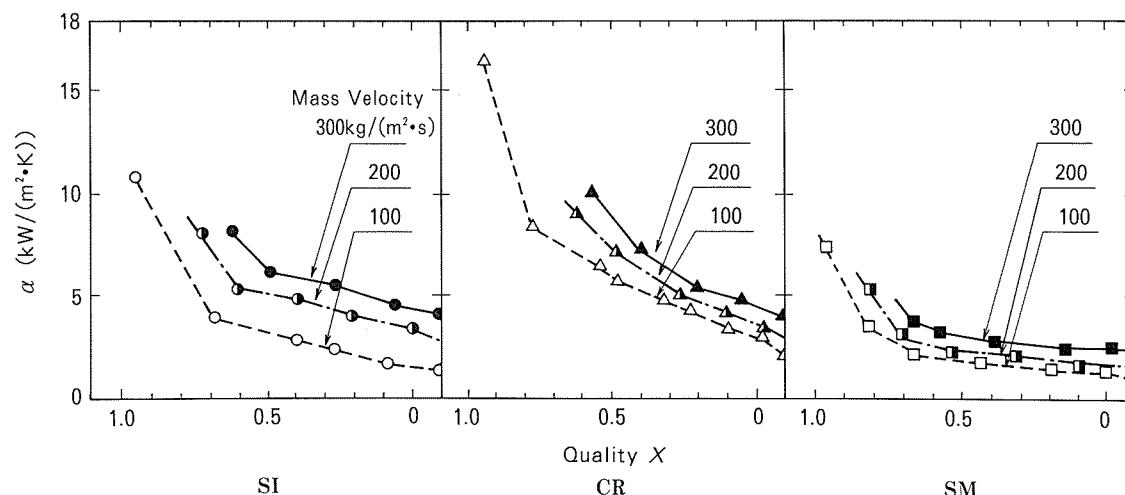


Fig. 8 Experimental results at condensation on Test B.

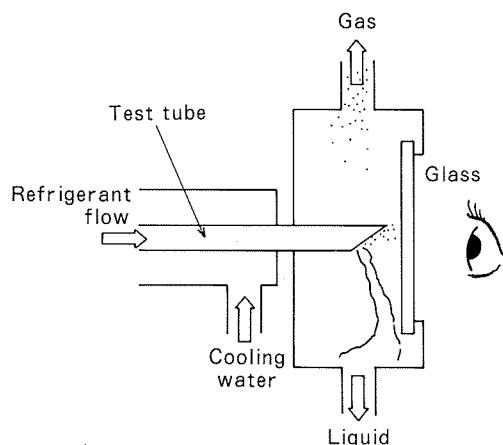


Fig. 9 Observation method of refrigerant flow conditions in a test tube.

との関係を考察した。管内の冷媒流動状況の観察例を Fig. 10 に示す。

蒸発伝熱時の低質量速度域における冷媒流観察結果によれば、平滑管及び格子溝付き管において、冷媒は主として管底部を流れ、質量速度の増加に伴い徐々に環状流へ遷移していた。一方、螺旋溝付き管においては、冷媒の螺旋溝に沿った流れが観察され、質量速度100~200 kg/(m²·s)の間で急速に環状流へ遷移した。これより、螺旋溝付き管では冷媒が旋回することにより、液冷媒の少ない高乾き度域においても、管内周方向に液膜が形成されて伝熱面が有効に利用されているため、高い熱伝達率を示すと考えられる。

一方、凝縮伝熱時の高乾き度域における冷媒流観察結果によれば、格子溝付き管及び平滑管について管底部の流れが多く、螺旋溝付き管では管頂部にも流れが見られた。一般に凝縮熱伝達率を向上させるためには、伝熱面を露出させる、あるいは凝縮液の薄膜化を促進することが必要である。この点から、格子溝付き管においては、四角錐状の突起により、特に管頂部における凝縮冷媒液の液切れ性が良好となり、この作用により液膜の薄膜化が促進され、凝縮の効率が向上したものと思われる。一方、螺旋溝付き管においては、溝に沿った流れが出現しやすいため、管内周を凝縮液膜が覆うこととなって凝縮伝熱を阻害するよう作用し、その結果、格子溝付き管よりも熱伝達率が低くなったと思われる。平滑管は管底部の流れは多かったが、伝熱面積が小さかったため最も低い熱伝達率になったものと推察される。なお、低乾き度域では液冷媒が多いため、溝の効果としては乱流伝熱促進のみと考えられる。このため、格子溝付き管と螺旋溝付き管の熱伝達率の差が小さくなつたと考えられる。平滑管においては、乱流伝熱促進の効果も小さいため、最も低い熱伝達率を示したと考えられる。

3.4 熱伝達率の無次元整理

ここで、各溝付き管の熱伝達率の平滑管に対する向上割合を明確化するために、無次元整理を行った。

吉田等は、水平平滑管内における蒸発熱伝達率に関して式(4), (5)を提案している⁷⁾。

$$\alpha / \alpha_L = 3.7 [Bo \times 10^4 + 0.23(Bo \times 10^4)^{0.67} \times (1/X_{tt})^{2.0}]^{0.44} \quad (4)$$

$$\alpha_L = 0.023(\lambda_L / DI)[Gr(1-x)DI / \mu_L]^{0.8} Pr_L^{0.4} \quad (5)$$

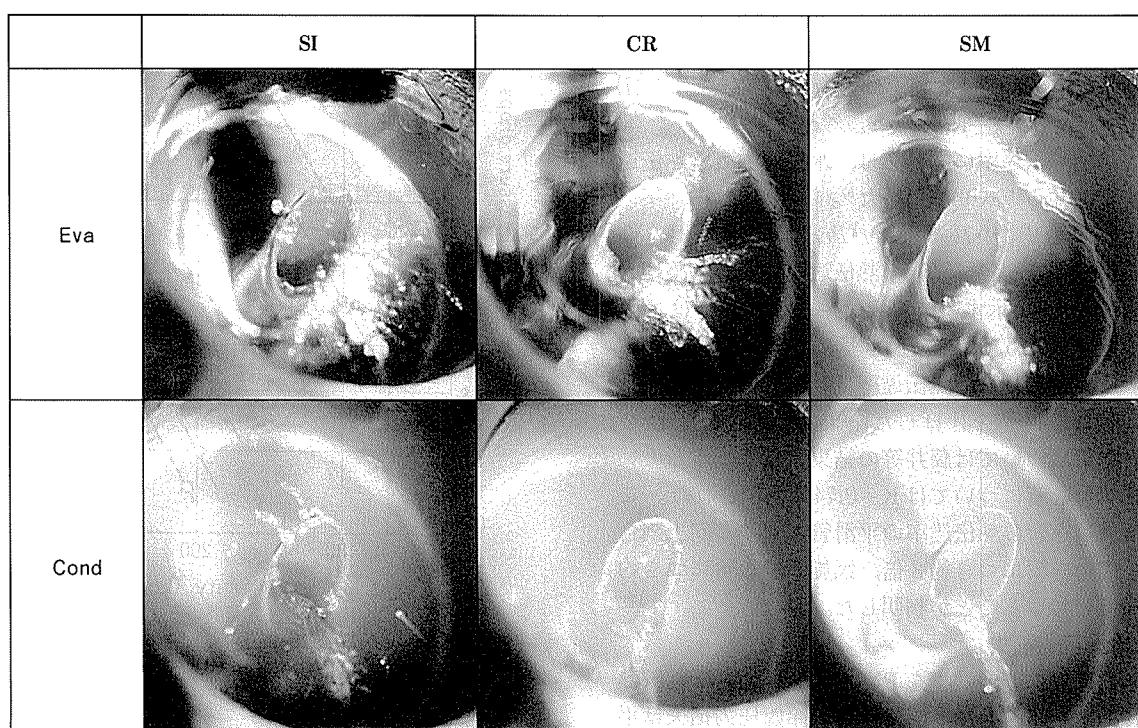


Fig. 10 Refrigerant flow patterns in test tubes. [Gr=50kg/(m²·s)]

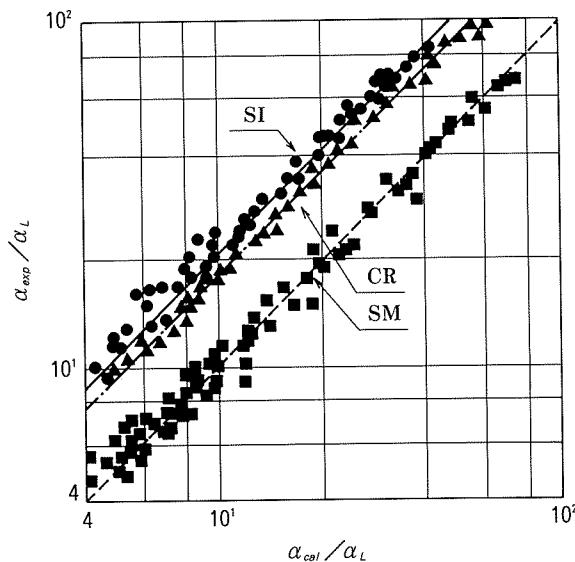


Fig. 11 Comparison between the experimental heat transfer coefficients and the calculated values for SI, CR and SM.

これらの式に基づき、各供試管の熱伝達率について整理した結果を Fig. 11 に示す。各供試管の熱伝達率と式(4)で計算した平滑管の熱伝達率の関係は、式(6)～(8)で整理された。本試験における平滑管の結果は、吉田等の結果に良く一致していた。この結果より、各溝付き管の熱伝達率の平滑管に対する向上割合は、螺旋溝付き管につき約 2 倍、格子溝付き管につき約 1.8 倍であることが判明した。

$$\text{螺旋溝: } \alpha_{exp}/\alpha_L = 2.19 \cdot (\alpha_{cal}/\alpha_L) \quad (6)$$

$$\text{格子溝: } \alpha_{exp}/\alpha_L = 1.84 \cdot (\alpha_{cal}/\alpha_L) \quad (7)$$

$$\text{平滑: } \alpha_{exp}/\alpha_L = 1.03 \cdot (\alpha_{cal}/\alpha_L) \quad (8)$$

一方、凝縮熱伝達率に関しては、水平管内凝縮熱伝達率に関する藤井らの式(9)を用いた⁸⁾。

$$Nu = K \cdot (L/DI)^{-0.4} \cdot H^{-0.6} \cdot (Re_L \cdot Pr_L / R)^{0.8} \quad (9)$$

この式に基づき、各供試管の熱伝達率について整理した結果を Fig. 12 に示す。なお、藤井らの実験では、平滑管につき $K=0.25$ 、螺旋溝付き管につき $K=0.53$ が示されている。各供試管の熱伝達率及び冷媒諸物性値等を式(9)に代入して K 値を計算した結果では、平滑管及び螺旋溝付き管については藤井等の結果と良く一致していた。格子溝付き管については $K=0.74$ で整理された。これより各溝付き管の熱伝達率の平滑管に対する向上割合は、格子溝付き管につき約 3 倍、螺旋溝付き管につき約 2 倍に向上的っていることが判明した。

3.5 冷媒圧力損失

冷媒圧力損失の測定結果を Fig. 13 に示す。蒸発伝熱時及び凝縮伝熱時とともに、溝付き管の冷媒圧力損失は平滑管のそれに比較して大きく、螺旋溝付き管につき約 1.5 倍、格子溝付き管につき約 2 倍であった。圧力損失に関

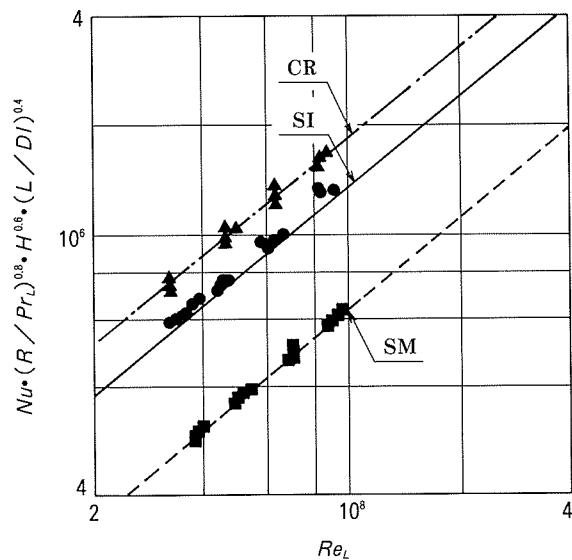


Fig. 12 Relation between $Nu \cdot (R/Pr_L)^{0.8} \cdot H^{0.6} \cdot (L/DI)^{0.4}$ and Re_L of SI, CR and SM.

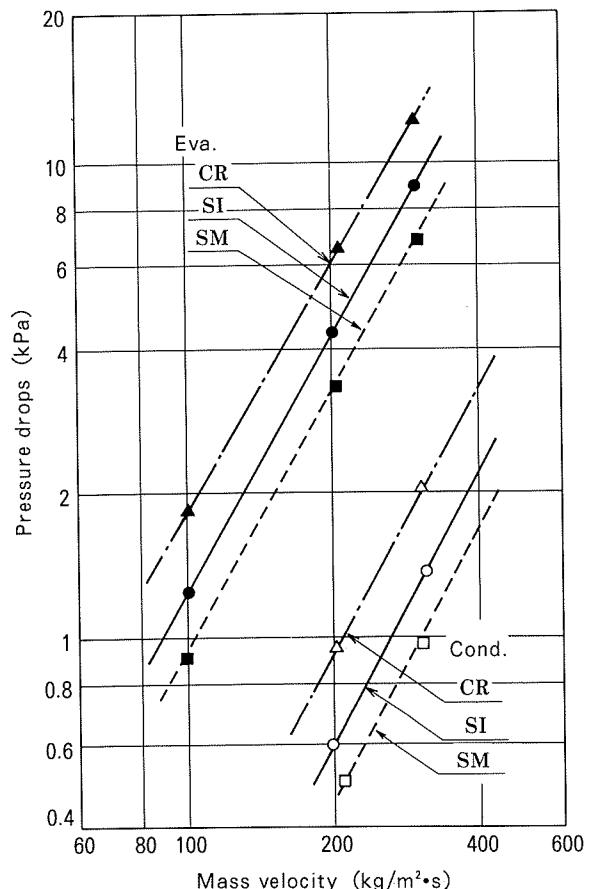


Fig. 13 Experimental results of refrigerant pressure drops.

する考察は充分ではないが、平滑管に対する増加割合は、おおむね内面積比に近い値を示した。

4. 結 言

ルームエアコン用伝熱管の高性能化検討の一環として、螺旋溝付き管、平滑管及び管内面に四角錐状の突起を多数有した格子溝付き管を例に、伝熱特性に及ぼす管内面溝形態の影響について調査した。この結果、以下のことことが明確となった。

- (1) 溝付き管においては、その溝形態によって冷媒流動状態が異なっており、これにより蒸発及び凝縮伝熱特性が支配されていた。この傾向は、特に液冷媒の少ない領域において顕著であった。
- (2) 蒸発熱伝達率は螺旋溝付き管が最も優れていた。これは、冷媒が溝に沿って旋回しやすく、液冷媒の少ない領域においても、管周方向に比較的均一な液膜が形成されて伝熱面が有効に利用されたと考えられる。
- (3) 凝縮熱伝達率は格子溝付き管が最も優れていた。これは、四角錐状の突起により、管頂部で凝縮した冷媒液が突起先端から落下しやすくなり、液膜の薄膜化が促進され、凝縮の効率が向上したと考えられる。但し、低乾き度域では各管の熱伝達率の差が小さくなつた。この領域では液冷媒が多いため、溝の乱流伝熱促進効果のみに依存するためと考えられる。
- (4) 各溝付き管の平滑管に対する蒸発熱伝達率の向上割合は、螺旋溝付き管につき約2倍、格子溝付き管につき約1.8倍であった。同様に、凝縮熱伝達率については、螺旋溝付き管につき約2倍、格子溝付き管につき約3倍であった。

(5) なお、各溝付き管の平滑管に対する冷媒圧力損失の増加割合は、螺旋溝付き管につき約1.5倍、格子溝付き管につき約2倍と、ほぼ内面積比に近くなつた。

文 献

- 1) 飯島茂男、森田浩之、石黒則充、鬼頭幸秀、目時 寛、清谷明弘、佐藤好生：本誌、35 (1994), 17.
- 2) 鳥越邦和、蛭子 毅、山下浩幸：第30回日本伝熱シンポジウム講演論文集、(1993), 334.
- 3) 五島正雄、井上順広、神戸孝治、佐藤全秋：第31回日本伝熱シンポジウム講演論文集、(1994), 721.
- 4) 五島正雄、神戸孝治、井上順広、佐藤全秋：第31回日本伝熱シンポジウム講演論文集、(1994), 736.
- 5) 佐藤好生、野世渓 精、目時 寛、森田浩之、鬼頭幸秀：本誌、33 (1992), 9.
- 6) Edwin M.Baker and Utah Taso : Industrial and Engineering Chemistry, 32 (1940), 1115.
- 7) 吉田 駿、永松 崇、洪 海平：日本機械学会論文集(B編), 54 (1988), 3471.
- 8) 藤井 哲、長田孝志：九州大学生産科学研究所報告, 57 (1973), 35.

Reprinted from SUMITOMO LIGHT METAL TECHNICAL REPORTS (Title No. P-538)

論 文

自動車サイドドアビーム用アルミニウム
押出形材の曲げ強度解析

山 田 賢 治 水 越 秀 雄

住友軽金属工業株式会社技術研究所

論 文

自動車サイドドアビーム用アルミニウム 押出形材の曲げ強度解析*

山田 賢治** 水越 秀雄**

Sumitomo Light Metal Technical Reports, Vol. 36, No. 1, No. 2 (1995), pp. 92-98

Analysis on Bending Strength of Aluminium Extruded Shapes for Vehicle Side Door Beams

Kenji Yamada and Hideo Mizukoshi

Recently, the installation of side door beams inside of vehicle doors becomes popular for the purpose of the crew protection in the event of side collision. The aluminium extruded shapes are thought to be promising material for the side door beams application, because of their light weight and high flexibility in the design of cross section shape. This paper presents and discusses the simulation results of relation between cross section shapes and bending strength of aluminium open section extruded shapes using Finite Element Method in order to optimize the cross section shape of beams and reduce production costs. The results are summarized as follows;

- (1) The simulation results by Finite Element Method are in good agreement with experimental results. Therefore, Finite Element Method is thought to be used as a tool of designing a cross section of extruded shapes for a side door beam.
- (2) The bending strength of the open section extruded shape is influenced by the flange length ratio and the space length of web. The smaller a deformation of section shape is, the higher bending strength can be obtained.
- (3) By optimizing the shape design, the bending strength of aluminium open section extruded shapes can be improved to the same level as that of aluminium closed section extruded shapes or conventional high tensile steel pipes. Consequently, 20% weight reduction can be achieved by using the aluminium open section extruded shapes without compromising safety.

1. 緒 言

近年、自動車の安全性向上のため、側面衝突時の乗員保護を目的として自動車のドア内部にサイドドアビームが装着される例が多くなっている。サイドドアビームは主にハイテンプレス成形品あるいはハイテンパイプが用いられているが¹⁾、一部車種にはアルミニウム押出形材が採用されている。サイドドアビームは自動車のドア内部に装着されることから狭い空間でより高いエネルギー吸収特性が要求され、より軽量で低成本であることが

望まれる。アルミニウム押出形材は断面形状設計の自由度が高いため、サイドドアビーム用の材料として有望と考えられる。アルミニウム製サイドドアビームは強度が要求されるため、7000系(Al-Zn-Mg系)の高強度合金が用いられる。一般に、7000系合金は他の合金に比べ押出性が悪い²⁾。現在、採用されているアルミニウム製サイドドアビームは全て閉断面押出形材であり、開断面押出形材よりさらに押出性が悪く、コストアップの一因となっている。本報ではアルミニウム製サイドドアビームの製造コスト低減を目的として、有限要素法による3点曲げ強度のシミュレーション計算を用いて開断面押出形材の最適断面形状について検討した。

* 軽金属学会第85回秋期大会(平成5年11月)で一部発表。

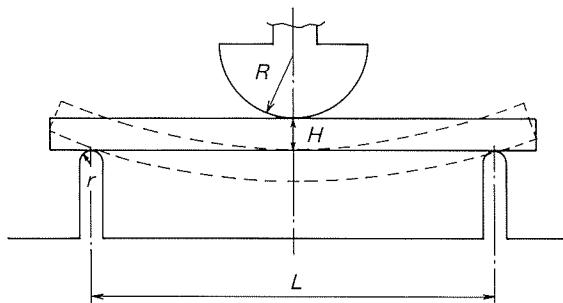
** 技術研究所 応用研究部。

2. 解析方法

2.1 サイドドアビームの性能評価方法

自動車の側面衝突の規格として一般に米国規格 FMVSS No.214³⁾が用いられる。この規格はサイドドア全体の強度規格であり、半径6インチの負荷治具を用いてサイドドアに荷重を加えたときの初期抵抗値（変位0～6インチの平均荷重）、中間抵抗値（変位0～12インチの平均荷重）及び最大抵抗値（変位0～18インチまでの最大荷重）が定められている。サイドドアビーム単体の強度規格はないが、サイドドアビームは比較的変形初期のサイドドアの強度に大きな影響を及ぼすため、自動車メーカー及び自動車部品メーカーはサイドドアビーム単体の評価を初期抵抗値、すなわち自由支持3点曲げにおける初期抵抗値で評価することが多い⁴⁾。

本報では同様の考え方に基づき、Fig. 1に示す3点曲げ条件でサイドドアビーム用押出形材の曲げ強度を評価した。平均荷重を大きくするためには、荷重-変位線図の立上りの傾き及び最大荷重が大きく、最大荷重発生以後の荷重低下が小さいことが望ましい。



Bending span : $L = 800 \text{ mm}$

Radius of bending jig : $R = 6 \text{ inch} (152.4 \text{ mm})$

Radius of support jig : $r = 25 \text{ mm}$

Bending displacement : $H = 100 \text{ mm}$

Fig. 1 3-point bending conditions.

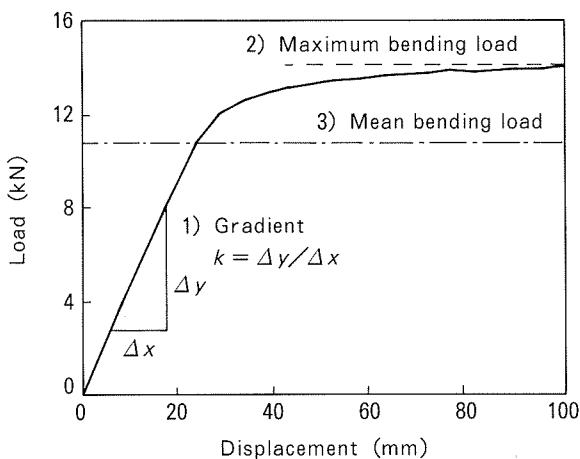


Fig. 2 Schematic illustration of 3 parameters.

ここでは、Fig. 2に示す荷重-変位線図における

1) 立上りの傾き、2) 負荷治具変位100mmまでの最大荷重及び3) 負荷治具変位100mmまでの平均荷重の3パラメータで評価を行った。後述するが、負荷治具変位100mmまでの荷重-変位線図から押出形材の3点曲げ強度を十分に判断できると考えた。なお、曲げスパンは一般的な自動車のドアサイズである800mmとした。

2.2 前提条件及び目標性能

対象とした押出形材の材質はAl-Zn-Mg系高強度合金(当社合金記号ZK70-T6)であり、その引張性質をTable 1に示し、応力-ひずみ線図をFig. 3に示す。実際の解析では応力-ひずみ線図を図中の▲を結ぶ多直線に近似して使用した。

Fig. 4に対象とした押出形材の基本形状を示す。押出形材の基本形状は強度的に有利と考えられるπ形状とした。

Table 2に目標とした断面積、曲げ強度を示す。目標とした曲げ強度は後掲のFig. 6(a)に示す閉断面形状の曲げ強度以上とした。この閉断面形状はφ31.8mm、肉厚2mmの150キロ級ハイテンパイプ以上の曲げ強度を有し、かつ20%の軽量化を達成した形状である。また、断面積は同じFig. 6(a)に示す閉断面形状以下とした。また、押出形材の高さは目標とした閉断面形状と同じ32mm一定とした。

2.3 解析の進め方

解析に当たっては、Fig. 4のフランジ長さ比(y_1/y_2)、ウェブ間隔(w)、上側フランジ長さ(a)、上側フランジ厚さ(b)、下側フランジ厚さ(x)及び下側フランジ長さ(y)を変更し、Table 2の目標値を満足する最適形

Table 1 Tensile properties of ZK70-T6.

Alloy-Temper	Tensile strength (N/mm ²)		Elongation (%)
	Ultimate	Yield	
ZK70-T6	500	470	14

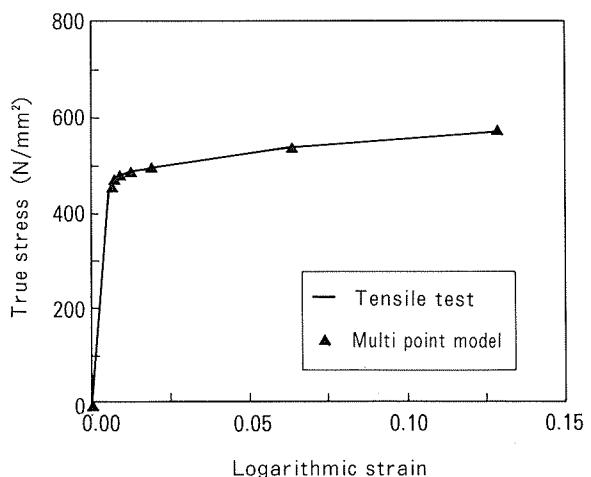
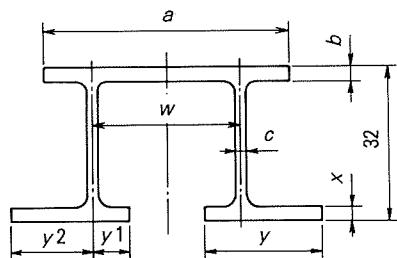


Fig. 3 True stress-logarithmic strain curve.



a : Upper flange length
 b : Upper flange thickness
 c : Web thickness
 x : Lower flange thickness
 y : Lower flange length
 w : Space length of web
 y_1/y_2 : Flange length ratio

Fig. 4 Basic shape of open section extruded shapes.

Table 2 Targets of bending strength.

Section area (mm ²)	≤424
Gradient (N/mm)	≥440
Maximum bending load (kN)	≥14.0
Mean bending load (kN)	≥11.4

状を見いだした。

一般に、閉断面形状の押出にはホロー・ダイを用い、開断面形状の押出にはソリッド・ダイを用いる。しかし、開断面形状の中でも開口部の狭い形状（いわゆるセミホロー）はホロー・ダイを用いる。セミホロー形状の押出性はホロー・ダイを用いるため、閉断面形状とほぼ同等で、コストメリットを考える場合あまり良い形状とはいえない。ここでは、ソリッド・ダイ製作可能な条件として開断面の開口部がウェブ間隔の40%以上という制限（ $w - 2 \times y_1 \geq 0.4 \times w$ ）を設けた。

解析ソフトにはJ-NIKE 3D（日本総合研究所）を用いた。Table 3にシミュレーション計算に用いた解析条件⁵⁾を示す。Fig. 5に解析モデルを示す。解析モデルは形状の対称性から4分の1形状モデルとした。押出形材は4節点シェル要素を用いてモデル化した。押出形材は構成する要素数は660要素である。負荷治具に1mm/stepの強制変位を与える、その時に生じる押出形材と負荷治具の接触反力を合計することにより負荷荷重を算出した。

3. 解析結果及び考察

3.1 解析モデルの検証

Fig. 6に実験結果と解析結果の比較の一例を示す。閉断面形状、開断面形状ともに解析結果は実験結果と良く一致しており、FEM解析によるシミュレーション計算

Table 3 Analysis conditions.

Analysis software	J-NIKE 3D (Japan Research Institute, Limited)
Analysis type	3D-elastic-plastic analysis
Element	4-node shell element (extruded shapes)
Iterative scheme	Quasi-newton method (Broyden-Fletcher-Goldfarb-Shanno method)
Material model	Elastic-plastic model (multi point model)
Yield condition	von Mises type
Hardening model	Isotropic hardening model
Contact model	sliding + voids model

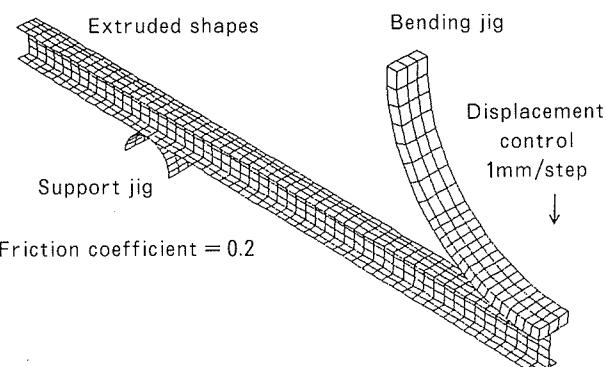


Fig. 5 FEM model.

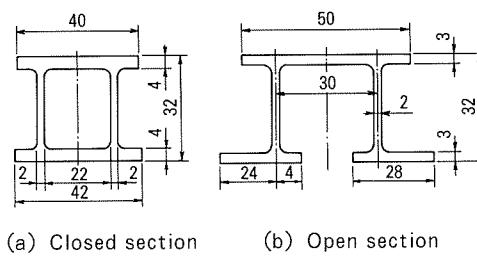
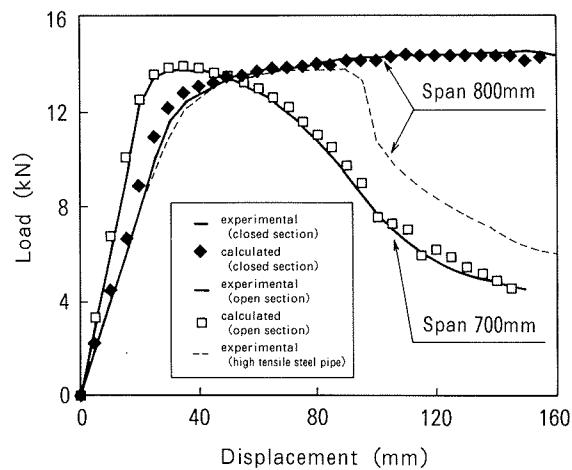


Fig. 6 Comparison of load-displacement curves between FEM analysis and experiment.

で押出形材の曲げ強度を評価できると考えられた。開断面形状の解析結果は負荷治具変位40mm以上で負荷点近傍の押出形材断面が変形し、荷重が急激に低下する挙動をよく表していた。また、開断面形状の荷重低下は負荷治具変位100mmまでに発生しており、負荷治具変位100mmまでの荷重-変位線図から押出形材の曲げ強度を十分判断できると考えられた。

3.2 断面性能と評価パラメータの関係

押出形材の断面積を目標以下(422mm²~424mm²)にした場合の種々の形状についてテスト計算を行い、断面性能と評価パラメータの関係を調査した。Fig. 7に断面二次モーメントと立上り傾きの関係を示す。断面二次モーメントと立上り傾きにはほぼ線形関係が認められ、断面二次モーメントの大きい形状ほど立上り傾きが大きくなつた。立上り傾きは弾性変形範囲内の挙動であるため、断面二次モーメントと良好な相関が得られたものと考えられる。

一方、最大荷重、平均荷重と断面二次モーメント等の断面性能の関係にはほとんど相関が認められなかつた。最大荷重、平均荷重は変形の大きな塑性域の挙動であるため、初期の(変形前の)断面性能からその挙動の予測は困難である。

3.3 フランジ長さ比の影響

下側フランジの内側及び外側長さの比(y_1/y_2)をフランジ長さ比と呼ぶことにした。Fig. 6(b)に示した開断面形状のフランジ長さ比を変更した形状についてシミュレーション計算を行つた。Fig. 8にフランジ長さ比と最大荷重、平均荷重の関係を示す。フランジ長さ比が1.0に近づくにつれて最大荷重、平均荷重は大きくなつた。Fig. 9に3点曲げ後の負荷点近傍の断面変形図を示す。フランジ長さ比1.0以外の場合、内側、外側のフランジ長さが異なる。このような形状では曲げ変形の進行とともに下側フランジが傾くような断面変形が生じる。曲げ変形に伴う断面変形により最大荷重、平均荷重が低下す

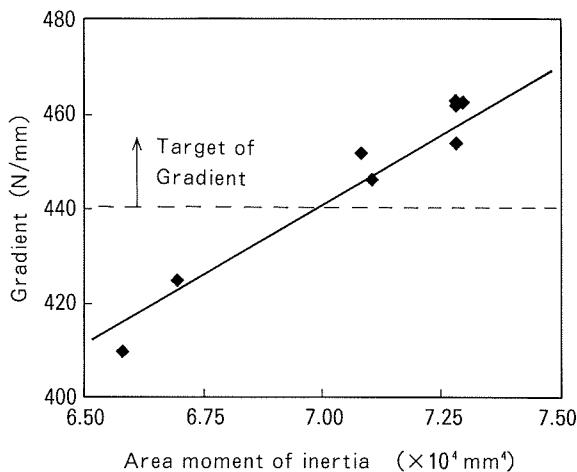


Fig. 7 Relation between gradient and area moment of inertia.

ると考えられる。したがつて、フランジ長さ比は1.0が望ましい。フランジ長さ比1.0の形状は目標とする最大荷重、平均荷重を満足した。

また、ここで計算した形状はいずれも立上り傾きの目標を満足していたので、フランジ長さ比1.0の形状は3パラメータともに目標値を満足したことになるが、Fig. 8に付記したようにソリッド・ダイの製作が困難なセミホロー形状の範囲に入った。

3.4 ウエブ間隔の影響

前節の形状でフランジ長さ比を1.0とし、ウェブ間隔を変更した形状についてシミュレーション計算を行つた。Fig. 10にウェブ間隔と最大荷重、平均荷重の関係を示す。ウェブ間隔が小さいほど最大荷重、平均荷重は大きくなる傾向が認められた。Fig. 11に3点曲げ後の負荷点近傍の押出形材の断面変形図の一例を示す。ウェブ間隔の広い形状では曲げ変形の進行とともに上側フランジ中央が落ち込むような断面変形が生じる。

このため、ウェブ間隔の広い形状は最大荷重、平均荷重が低くなると考えられる。ここで計算した形状はいずれも目標とする最大荷重、平均荷重を満足し、また、立上り傾きの目標も満足していたが、やはりセミホロー形状の範囲内であった。フランジ長さ比を1.0とし、ウェブ間隔を狭くした形状で、かつソリッド・ダイを製作可

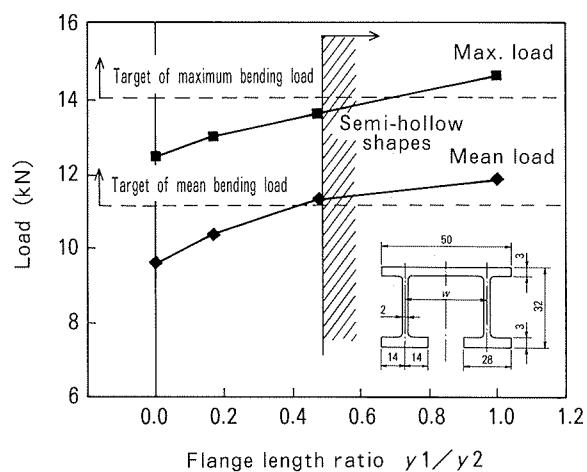


Fig. 8 Effect of flange length ratio on maximum and mean bending load.

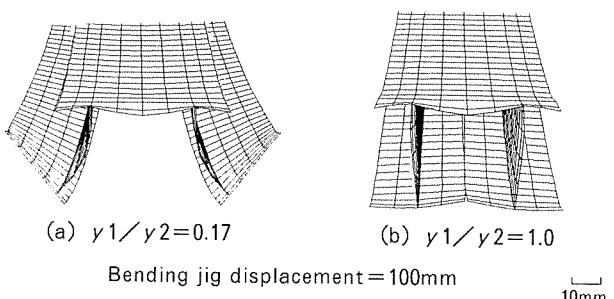


Fig. 9 Cross-sectional deformation after 3-point bending simulation.

能にするためには上下のフランジ長さを適切に設定する必要がある。

3.5 フランジ寸法の最適化

Fig. 12 に断面積を目標 (424mm^2) 以下とした場合の断面二次モーメントと平均フランジ厚さ(上下フランジの平均厚さ)の関係を示す。フランジ厚さが増加するにつれて断面二次モーメントは減少した。また、平均フランジ厚さが 4.0mm より厚くなると断面積の制約から閉断面形状以上の断面二次モーメント (69300mm^4) を確保できなかった。

断面二次モーメントを一定とした場合、フランジ厚さを薄くするとフランジ長さは長くなる。フランジ長さの長い形状は必然的にウェブ間隔が広くなり、曲げ変形に伴う断面変形が助長されることが予想される。このため、理想的な形状は目標とする断面二次モーメントを満足し、極力フランジ厚さの厚い形状であると考えられる。

3.6 最適形状の決定

以上の解析結果より、フランジ長さ比は 1.0、ウェブ間隔は極力狭いことが望ましいことが分かった。また、平均フランジ厚さは、目標とする断面二次モーメントを満足する範囲で、極力厚いほうが望ましいと考えられた。

ソリッド・ダイ製作可能な範囲で平均フランジ厚さを

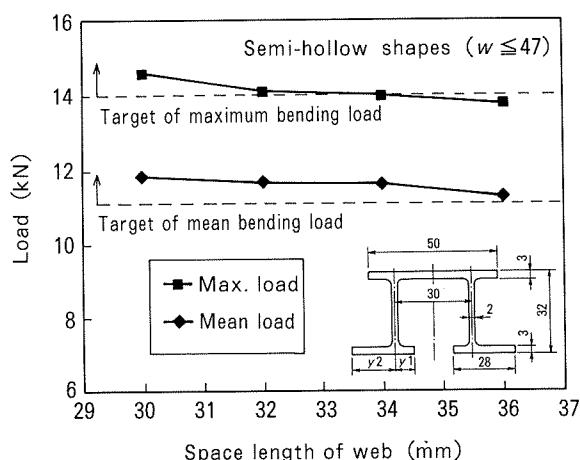


Fig. 10 Effect of space length of web on maximum and mean bending load.

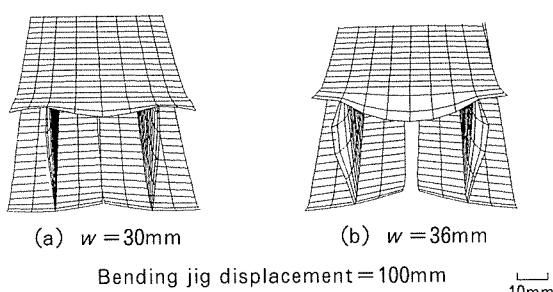


Fig. 11 Cross-sectional deformation after 3-point bending simulation.

$3.0 \sim 4.0\text{mm}$ とした 6 種類の形状についてシミュレーション計算を行った。Table 4 に検討した形状の寸法を示し、Table 5 に断面性能を示す。Table 6 にシミュレーション計算結果を示す。対象とした材料の引張強さの真応力換算値は 567N/mm^2 である。No.4～No.6 の形状では負荷治具変位 100mm において最大発生応力が材料の引張強さの真応力換算値を越えており、負荷治具変位 100mm までに破断が生じることが予想された。Fig. 13 に各形状の負荷治具変位 100mm における断面変形量を示す。No.4～No.6 形状では上側フランジ中央 (point A) の変形量が大きくなっている。即ち、平均フランジ厚さ 3.0mm , 3.5mm とした形状はウェブ間隔が広くなりすぎて不適切な形状と考えられる。また、平均フランジ厚さ 4.0mm の No.2, 3 形状は断面二次モーメントが小さいため、荷重一変位線図の立ち上がり傾きが低かった。すなわち、平均フランジ厚さは 3.5mm 以上 4.0mm 未満が望ましい。

Fig. 14 に No.1～No.3 の形状についてウェブ間隔を変えた場合の計算結果を示す。各形状とも最大荷重はウェブ間隔が $28\text{mm} \sim 34\text{mm}$ 程度で極大となった。上側フランジ長さが 50mm 程度の場合、ウェブ間隔は 30mm 程度が適切と考えられる。

以上の結果より、高さ 32mm の押出形材の場合、平均フランジ厚さは 3.75mm が適当であり、目標とする断面積、断面二次モーメントからフランジ長さが決定される。さらに、ソリッド・ダイ製作可能な制限、適切なウェブ間隔を考慮すると上側フランジ長さは 50mm 程度、ウェブ間隔は 30mm 程度が望ましい。No.1 形状は最適形状に最も近い形状と考えられる。

以上の様に最適化した開断面形状を Fig. 15 に示す。Fig. 16 に最適化した開断面形状と目標とした閉断面形状の荷重一変位線図の比較を示し、Table 7 に両者の曲げ強度を示す。形状最適化を行った開断面形状の曲げ強度は閉断面形状とほぼ同等であった。

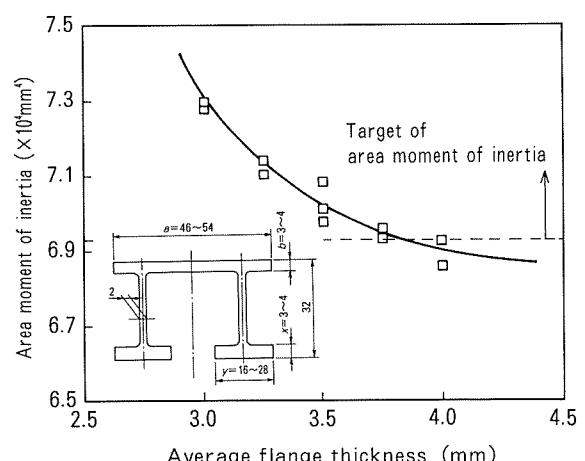


Fig. 12 Relation between area moment of inertia and average flange thickness.

Table 4 Extruded shape dimensions.

No.	a (mm)	b (mm)	c (mm)	x (mm)	y (mm)	y1 (mm)	y2 (mm)	w (mm)
1	52	3.5	2.0	4.0	18	9	9	32
2	46	4.0	2.0	4.0	18	9	9	32
3	50	4.0	2.0	4.0	16	8	8	32
4	50	3.0	2.0	3.0	28	14	14	47
5	58	3.0	2.0	3.0	24	12	12	40
6	48	3.5	2.0	3.5	22	11	11	37

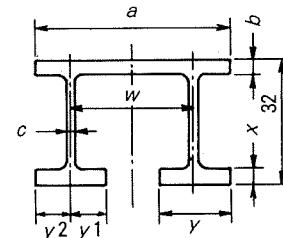


Table 5 Geometric properties of extruded shapes.

No.	Section area (mm ²)	Area moment of inertia (mm ⁴)	Plastic section modulus (mm ³)
1	424	69613	5185
2	424	68594	5147
3	424	66937	5099
4	422	72795	5283
5	422	72508	5274
6	422	70829	5211

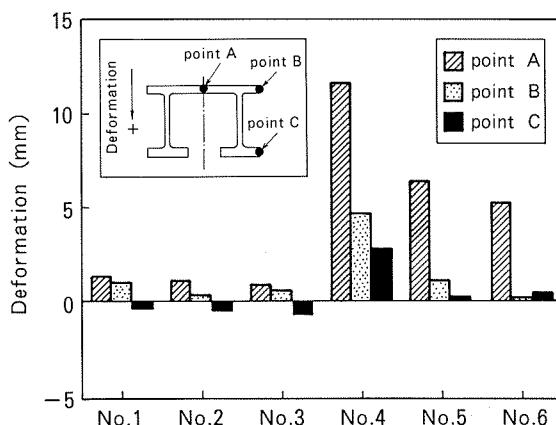


Fig. 13 Cross-sectional deformation (bending jig displacement = 100mm).

Table 6 Results of 3-point bending simulation.

No.	Flange thickness (mm)	Gradient (N/mm)	Maximum load (kN)	Mean load (kN)	Maximum stress [*] (N/mm ²)
1	3.75	444	14.0	11.3	559
2	4.0	435	13.7	11.2	558
3	4.0	420	12.9	10.6	557
4	3.0	462	13.1	9.1	715
5	3.0	458	13.4	11.3	568
6	3.5	452	13.7	11.4	574

* : Maximum stress converted into true stress. Tensile strength of test material converted into true stress is 567N/mm².

4. 結 言

アルミニウム製サイドアービームの製造コスト低減を目的として、有限要素法による3点曲げ強度シミュレーション計算を用いて開断面押出形材の最適断面形状を検討した。その結果、以下の知見が得られた。

(1) 有限要素法を用いたシミュレーション計算結果は実験結果を再現し、押出形材の断面設計ツールとして使用できると考えられた。

(2) 開断面押出形材の3点曲げ強度はフランジ長さ比及びウェブ間隔の影響を受け、曲げに伴う断面変形の少ない形状ほど曲げ強度が大きくなかった。

(3) 形状最適化により、開断面押出形材の曲げ強度を閉断面押出形材と同等レベルまで向上させることができた。これは、φ31.8mm、肉厚2mmの150キロ級ハイテンパイプ以上の曲げ強度である。

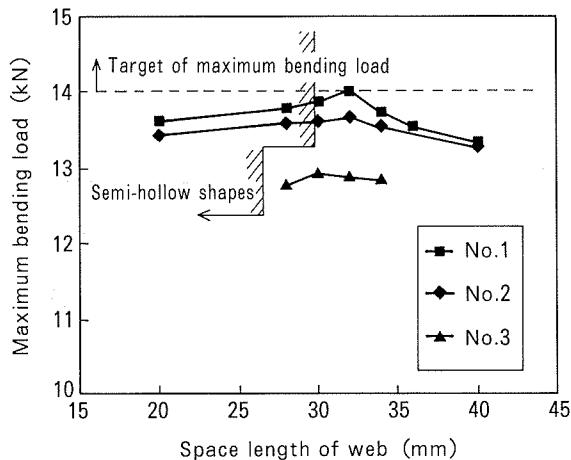


Fig. 14 Relation between maximum bending load and space length of web.

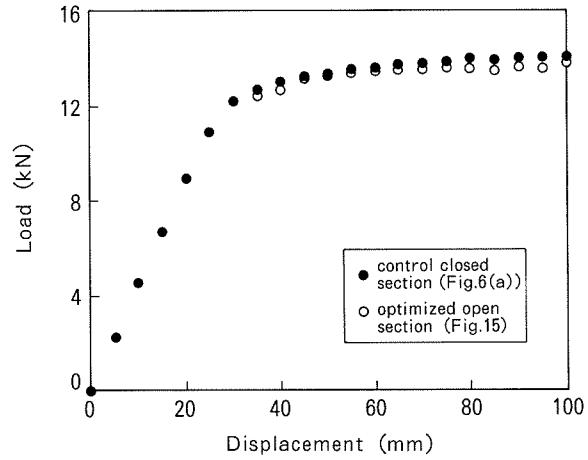


Fig. 16 Comparison of load-displacement curves between optimized open section and control closed section.

Table 7 Bending strength of optimized open section shapes.

	Gradient (N/mm)	Maximum load (kN)	Mean load (kN)
Optimized open section	444 (100.9%)	13.8	11.3 (98.8%)
Target	440	14.0	11.4

参考文献

- 1) 町田 功, 山田嘉嗣, 成田正幸, 山本 武, 管間孝之 : HONDA R & D Technical Review, 4 (1992), 154.
- 2) 川島正平 : 最近のアルミニウム押出技術と生産管理, 軽金属学会 (1987).
- 3) Federal Motor Vehicle Safety Standards and Regulations No.214, "Side Door Strength".
- 4) 川本 親, 水村正昭 : マツダ技報, 11 (1993), 76.
- 5) J-NIKE3D User's Manual, 日本総合研究所 (1986).

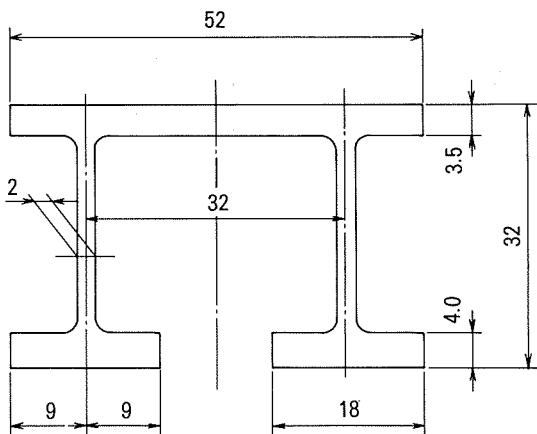


Fig. 15 Cross section of optimized open section extruded shapes.

技術資料

エアーベアリング式非接触温度計の基本特性

鶴木廣伸 幸
平本一男 真野豊司

住友軽金属工業株式会社技術研究所

技術資料

エアーベアリング式非接触温度計の基本特性*

鶴木 廣** 高橋 伸幸**
平本 一男*** 真野 豊司***

Sumitomo Light Metal Technical Reports, Vol. 36, No. 1, No. 2 (1995), pp. 32-36

Fundamental Characteristics of Non-Contact Temperature Sensor Based on Air Bearing Technology

Hiroshi Tsuruki, Nobuyuki Takahashi,
Kazuo Hiramoto and Toyoji Mano

The new type temperature sensor based on air bearing technology and forced convective heat transfer has been developed by Broner Group Ltd.(U.K.).

This report describes the characteristics of the new type sensor obtained experimentally.

The fundamental characteristics were as follows :

- (1) Sufficient accuracy of temperature measurement was obtained by compensation based on temperature of atmosphere and supply air in laboratory and simulation line.
- (2) Sensor head followed thoroughly the vibration with up to 2mm amplitude and 40Hz frequency.
- (3) Surface roughness and running speed of strip gave little influence on the accuracy of temperature measurement.

1. はじめに

鉄鋼、非鉄を問わず熱間圧延、冷間圧延、表面処理並びに熱処理工程における材料温度測定や、板温度制御の高精度化は、安定した製品品質を確保するための重要なポイントとなっている。

温度計測法の中で被測定物からの放射エネルギーを電磁波として検出する放射温度計は、非接触で温度計測が可能なため各工程で多用されている^{1,2)}。

しかし放射温度計を現場に適用する場合の最大の弱点は、正確な表面放射率が分からることである³⁾。

鉄鋼では、鋼種によって鋼板放射率が変化する場合や、

同一鋼種でも熱処理の進行に伴う表面の粗さや酸化膜の生成による放射率の変化があるため、必ずしも満足な測定精度が得られていない。このため鉄鋼業界においては、これらの影響を排除するため各種の試みがなされている¹⁾。

一方、アルミニウムは、低放射率であり、また非灰色体物質であるため、既存の放射温度計では正確な非接触温度計測が困難な状況にある⁴⁾。

特に、常温～200°C程度の低温度領域ではさらにその影響が大きく、測温自体が困難である。

この様な状況に対処するため新たに開発されたBroner社製の非接触温度計についてすでに概説⁴⁾したが、今回はその基本特性について実験評価したので報告する。

2. 測定原理⁵⁾

2.1 測定原理

図1にエアーベアリング式測温センサ（以後、測温センサと称する）の測定原理図を示した。この測温センサ

*1) 軽金属学会第85回秋期大会（1993年11月、於・習志野市）にて発表

*2) 鉄鋼協会第127回春季講演大会（1994年3月、於・東京都）にて発表

** 技術研究所プロセス研究部（現・住軽エンジニアリング（株））

*** 住友金属工業株式会社 計測・制御研究開発部

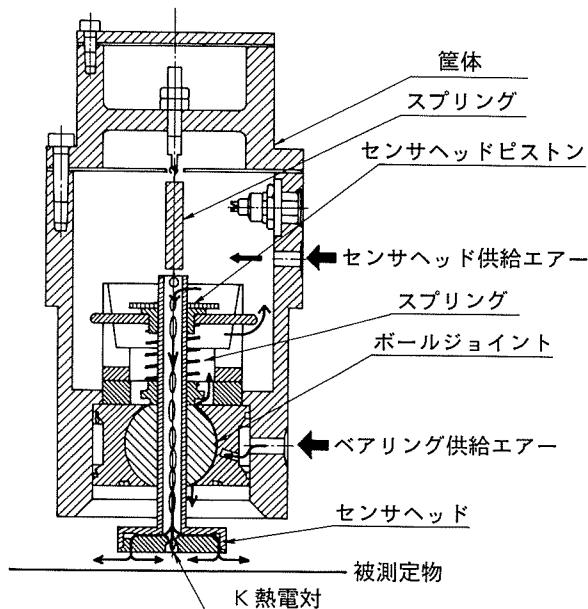


図1 エアーベアリング式測温センサ測定原理図

は、センサヘッド底面から圧縮空気を噴出してエアークッションを形成し、約200 μm のクリアランスで浮上する熱対流測温方式の非接触測温センサである。そして、被測定物表面からの熱対流により加熱された噴流空気の温度をセンサヘッド底部に設けた K 热電対により測定し、被測定物の表面温度を計測する。

3. 基本特性実験

3.1 供給エアー圧力とセンサヘッド浮上量との関係

センサヘッドは、被測定物の位置変動に追従できるようにならなければなりません。同一供給エアー条件下での筐体位置（筐体の底面位置から供試板表面までの距離）によるセンサヘッド浮上量（以後、クリアランスと称する）への影響について最適筐体位置を求めるため調査した。

供給エアー圧力条件を Broner 社推奨のセンサヘッド供給エアー圧力1.0bar、ベアリング供給エアー圧力5.0bar（以後、基準供給エアー圧力と称する）にて、筐体位置を0.5, 1, 3, 5, 7, 9, 11, 13, 15, 17, 17.5及び18mm（12水準）に移動させ、クリアランスを測定した。図2に測定装置を示す。クリアランスの測定は、レーザー式幅検出測定器を用いて行った。図3に筐体の位置とクリアランスの関係を示した。筐体の位置の増加に伴ってクリアランスは増加し、センサヘッドのストローク長18mmの中間にあたる9~11mmの所にクリアランスの安定領域があり、この距離を最適な設置位置とした。次に筐体の位置を 9 mm とし、供給エアー圧力の変動がクリアランスに及ぼす影響を調査した。ベアリング供給エアーは、3.8~5.4bar の範囲で0.4bar 間隔で5水準、センサヘッド供給エアーは、0.8~1.2bar の範囲

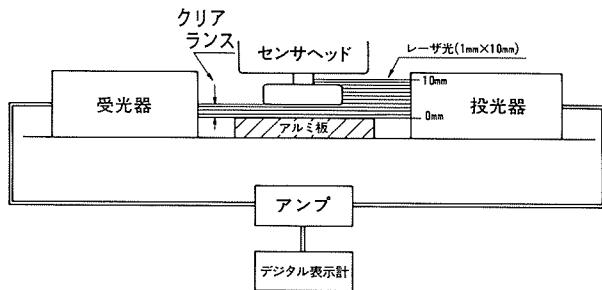


図2 クリアランス測定装置の原理図

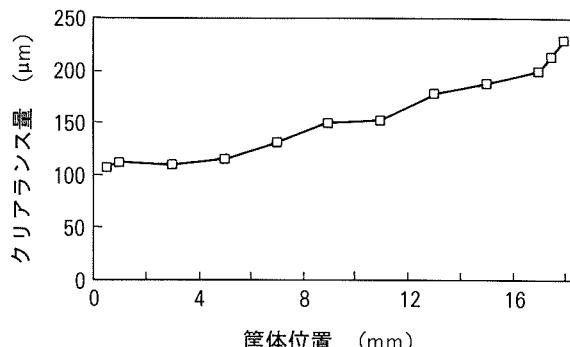


図3 筐体位置とクリアランスの関係

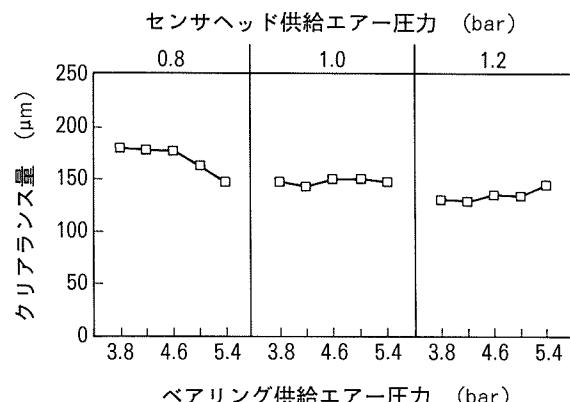


図4 供給エアーとクリアランスの関係

で0.2bar 間隔で 3 水準に変化させクリアランスを測定した。図4に供給エアー圧力各条件におけるクリアランスの測定結果を示した。図4より以下のことが分かった。

- (1) クリアランスは、センサヘッド供給エアー圧力が高い程小さくなる傾向を示し、センサヘッド供給エアー圧力が1.0bar の時安定した。
 - (2) センサヘッド供給エアー圧力が1.0bar の場合、ペアリング供給エアーが4.6~5.0bar でクリアランスが安定していた。
 - (3) センサヘッド供給エアー圧力0.8bar の場合、ペアリング供給エアー圧力が高くなる程クリアランスは、小さくなる傾向を示した。
- したがって、最適な供給エアー圧力は
ペアリング供給エアー ; 4.6~5.0bar
センサヘッド供給エアー ; 1.0bar
であった。

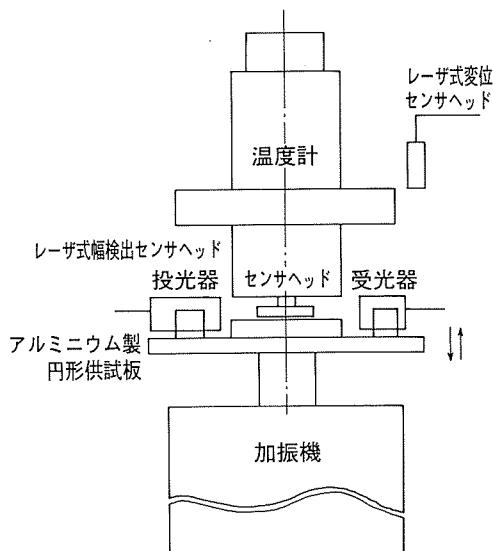


図5 追従性能実験装置の概念図

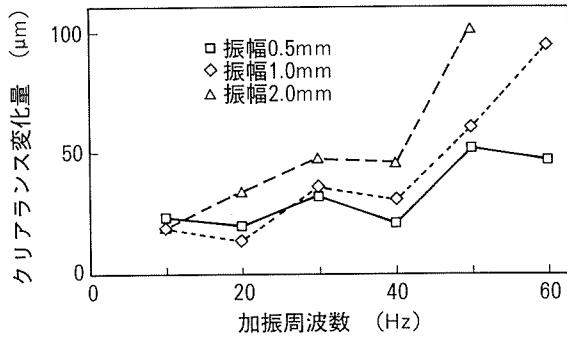


図6 加振周波数とクリアランス変化量の関係

3.2 振動に対するセンサヘッド追従性能

筐体の位置を 9 mm とし、基準供給エアー圧力にて、レーザー式幅検出測定器を取り付けたアルミニウム製円形供試板を加振機により、供試板振幅は、0.5, 1.0, 2.0 mm の 3 水準、加振周波数は、10, 20, 30, 40, 50, 60 Hz の 6 水準で振動させ、クリアランスを測定し振動に対するセンサヘッド追従性能を評価した。図 5 に追従性能実験装置の概念図を示し、図 6 に加振周波数とクリアランス変化量の関係を示した。図 6 より以下のことが分かった。

- (1) 加振周波数 40 Hz 以下では、クリアランス変化量に大きな増加は認められなかった。
- (2) 加振周波数 40 Hz 以上を越えると、クリアランス変化量が増加し、振幅が大きい程その増加は大きくなった。
- (3) 振幅が大きい程クリアランス変化量は、概ね大きかった。

したがって、センサヘッドは振幅 2 mm までであれば、40 Hz までの振幅に対し 50 μm 以下の変化量で追従する。

3.3 クリアランス変化による測温への影響

図 7 に概念図を示す静止型校正装置を用いてクリアランスの変化の測温への影響を評価した。

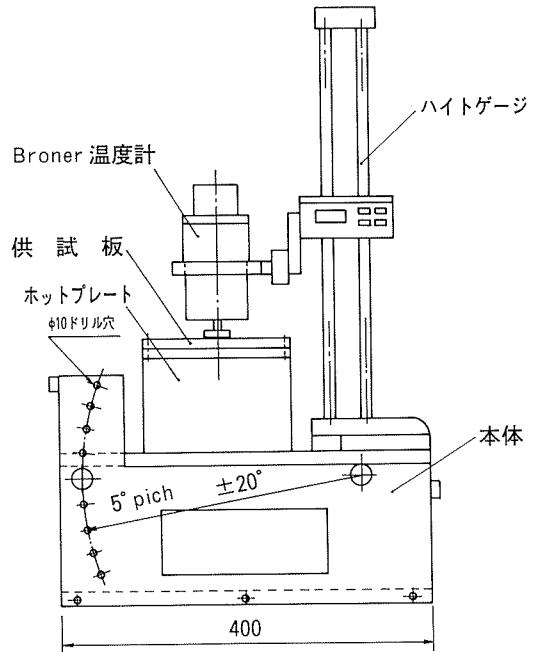
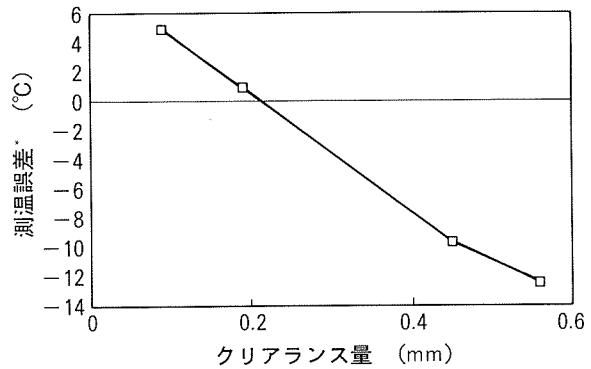


図7 静止型校正装置概念図



* 測温誤差 = Broner 温度 - 供試板温度

図8 クリアランス量と測温誤差の関係

なお、静止型校正装置は、温度計、供試板加熱用ホットプレート並びにそれらを固定しつつ傾斜可能な架台から構成されている。アルミニウム合金供試板温度は、温度測定位置直下に挿入した K 熱電対により測温した。

測定は、アルミニウム合金供試板を 100°C に加熱保持させ、筐体の位置を 9 mm、基準供給エアー圧力にてクリアランスを、0.1, 0.2, 0.4, 0.5 mm の 4 水準と変えて行った。

なお、クリアランスは、センサヘッド固定治具を用いて強制的に固定した。図 8 にクリアランス量と測温誤差 (Broner 測定温度 - 供試板温度) の関係を示す。図 8 より、クリアランスが大きくなる程測温誤差は大きくなり、その測温誤差は約 3.4°C/0.1mm であることが分かった。

3.4 放射率、表面性状による測温への影響

静止型校正装置を用い、センサヘッド温度測定位置直下の供試鋼板の裏面に K 熱電対 (素線径 0.1 mm) を溶着し、テスト対象材を 100°C に加熱保持させ筐体の位置

表1 放射率、表面性状による測温への影響

供試鋼板	鋼板温度(°C)	Broner 温度(°C)	温度差*(°C)
金属面	103.0	104.0	-1.0
黒体塗装面	101.5	100.5	1.0
$\varepsilon = 0.1$	100.0	99.0	1.0
$\varepsilon = 0.4$	103.0	102.0	1.0
$\varepsilon = 0.8$	99.5	100.5	-1.0
$R_a = 0.08$	102.0	101.5	0.5
$R_a = 0.7$	102.5	103.5	-1.0
$R_a = 1.12$	103.0	102.0	1.0

* 温度差 = 鋼板温度 - Broner 温度

を 9 mm, 基準供給エア圧力にて供試鋼板の温度を測定し, 放射率, 表面性状による測温への影響を評価した。

供試鋼板の表面性状は, 金属面, 黒体塗装面, 酸化の程度の違いから放射率 ε が 0.1, 0.4, 0.8 と異なった面, 粗さ R_a が 0.08, 0.7, 1.12 μm と異なった面の 8 種類である。表1に放射率, 表面性状による測温への影響実験結果を示す。結果は, 供試鋼板の放射率, 表面性状による測温への影響は小さく $\pm 1^\circ\text{C}$ 以内であった。

3.5 測温センサの応答速度

図9に概念図を示す回転校正装置を用いて測温センサの動的状態での応答速度を評価した。

なお, 回転校正装置は, 回転円盤, 測温機器, 円盤駆動装置, 加熱装置, 温度計保持具及びそれらを固定する強固な架台で構成される。測定は, 回転円盤を一定温度に加熱保持し, 筐体の位置を 9 mm, 基準供給エア圧力にて, センサヘッドをアルミニウム合金供試板の表面近傍に下降させ温度を測定した。表2に測定結果を示す。

実験条件は

供試板 ; アルミニウム合金板

供試板温度 ; 27°C, 50°C, 100°C (3 水準)

円盤回転速度 ; 100, 400m/min (2 水準)

である。結果を以下に示す。

(1) 63%応答は, 1 sec 以内であった。

(2) 走行速度が早くなる程応答時間は遅くなった。

3.6 走行速度による測温への影響

回転校正装置を用い, 回転円盤を一定温度に加熱保持させ, 筐体の位置を 9 mm, 基準供給エア圧力にて,

表2 応答速度測定結果

供 試 板 温度(°C)	Broner* 温度(°C)	63%応答(sec)		95%応答(sec)	
		100m/min	400m/min	100m/min	400m/min
27	22.5	0.8	0.9	1.1	1.2
50	39.0	0.7	0.7	1.7	1.8
100	57.0	0.5	0.8	3.0	16.4

* センサヘッド下降前温度

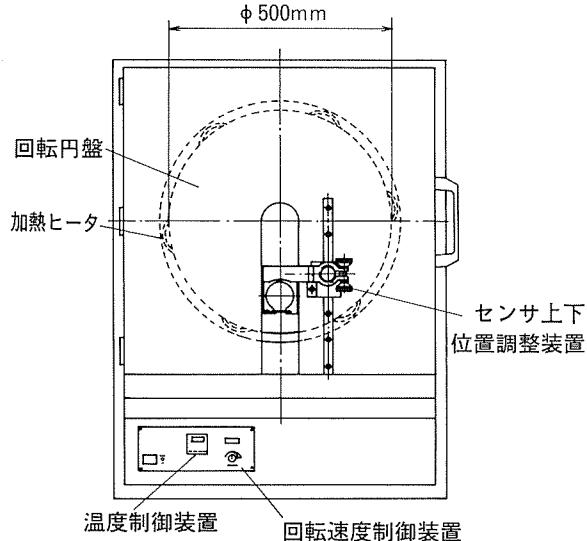


図9 回転校正装置の概念図

走行速度（回転速度）を変化させ走行速度による測温への影響について評価した。

実験条件は

供試板 ; アルミニウム合金板

供試板加熱温度 ; 20°C, 50°C, 100°C (3 水準)

円盤回転速度 ; 10, 100, 500rpm (3 水準)

である。図10に走行速度による測温誤差を示す。回転速度が速くなると測温値が高くなる傾向があるが, その測温誤差（供試板温度 - Broner 温度）は $\pm 2^\circ\text{C}$ 以内であり実用上問題にはならないと思われた。

3.7 霧囲気, 供給エア温度による影響

恒温室内に測定装置を設置し, 室内霧囲気温度, 供給エア温度を変化させて, 供試板の測温への影響を調査した。なお筐体の位置を 9 mm, 基準供給エア圧力にて, アルミニウム合金供試板を用い, 温度測定点は, 筐体表面, 筐体内部, ベアリング供給エア入口, センサヘッド供給エア入口及びセンサヘッド吹出し部とした。

霧囲気, 供給エア温度は

霧囲気温度 ; 24, 30, 40°C (3 水準)

供給エア温度 ; 10, 24, 40°C (3 水準)

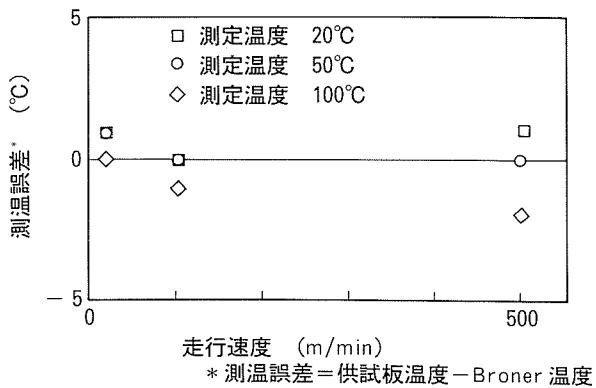


図10 走行速度による測温誤差

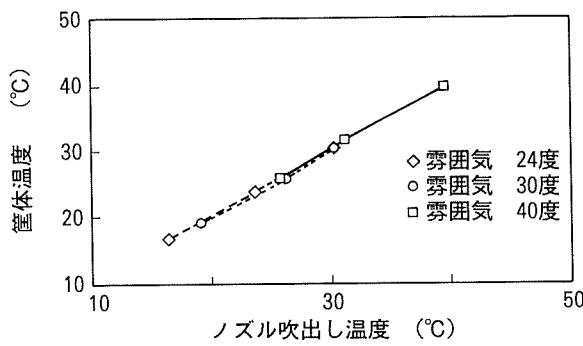


図11 センサーへッド吹出しあー温度と筐体温度の関係

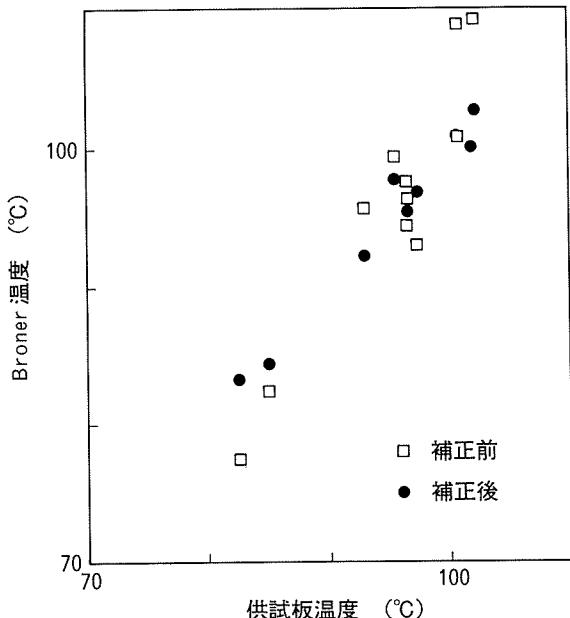


図12 霧囲気、供給エアーテンperatureの影響

について測定した。図11にセンサーへッド吹出しあー温度と筐体表面温度の関係、図12に霧囲気、供給エアーテンperatureの測温特性への影響を示し、実験結果を以下に記した。

- (1) 測定各部の温度のうち、筐体表面温度がセンサーへッド吹出しあー温度と相関がある。
- (2) 霧囲気、供給エアーテンperatureを変化させた時の測温誤差は、標準偏差 $\sigma = \pm 5.2^{\circ}\text{C}$ である。
- (3) 測温値を次の(1)式で補正すれば、霧囲気温度24~40°C、供給エアーテンperature10~40°Cの変化であれば、標準偏差 $\sigma = \pm 1.0^{\circ}\text{C}$ の精度で測温できる。

$$T_a = \alpha T_o + \beta T_b + \alpha \quad (1)$$

T_a ; アルミプレート温度 (°C)

T_o ; Broner 測定温度 (°C)

T_b ; 筐体表面温度 (°C)

α ; 9.94

β ; -0.535

α ; 22.6

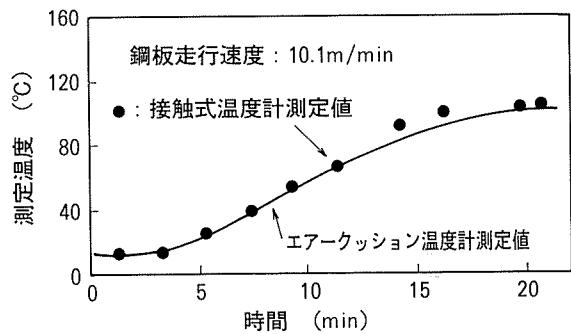


図13 鋼板温度測定結果

3.8 環境シミュレーターによる鋼板温度測定

霧囲気温度、測温材温度、パスライン変動及び走行速度を自由に変更できる、環境シミュレーターに温度センサを筐体の位置を9mmで設置し、鋼板を10.1m/minで走行させ、加熱ロールで加熱過程の鋼板を基準供給エアーテンpressureにて測定し、接触式温度計と比較した。

図13に測定結果を示す。図13より鋼板での測温誤差は、接触式温度計との測温差は最大でも4°C以内であり、測定追従性も良好であった。

4. ま と め

Broner社製非接触温度計²⁾の基本特性を実験評価した結果は以下に示す通りであった。

- (1) 霧囲気、供給エアーテンperatureによる影響は、筐体温度により補正することにより、±1.0°Cの測温精度が得られた。
- (2) センサーへッドは、2mm振動に対しては、40Hz以下であれば振動に追従し測温誤差は、±5.0°C以内であった。
- (3) 表面粗さ、走行速度による測温への影響は±1°C以内であり、実用には問題はないと思われる。

このBroner社製非接触温度計²⁾は、2mm振動、40Hz以下という制約があるが、ライン条件で対策するか、接触センサー機能を付加すればオンラインの非接触での高精度の測温が可能である。

また、現在低温度かつ低放射率のため、非接触測温が出来なかった鉄鋼、非鉄金属以外の物質への適応も可能であると考える。

参 考 文 献

- 1) 植松千尋、平本一男、山本俊行、上田潤、高谷有志：住友金属、45-6(1993)、90.
- 2) 後藤桂三：塑性と加工、26(1985)、801.
- 3) 岸本直樹、雨倉宏：センサ技術、12(1992)、18.
- 4) 若林広行、大嶽篤、高橋伸幸：本誌32(1991)、55.
- 5) The Broner Group Ltd. : Non-contact Temperature Sensor System Manual.

技術資料

高強度アルミニウム合金の加工熱処理法とその応用

吉田英雄

住友軽金属工業株式会社技術研究所

高強度アルミニウム合金の加工熱処理法とその応用*

吉田英雄**

Sumitomo Light Metal Technical Reports, Vol. 36, No. 1, No. 2 (1995), pp. 37-46

Thermomechanical Treatment of High Strength Aluminium Alloys and Its Applications

Hideo Yoshida

Various thermomechanical treatments (TMT) have been developed and applied to high strength aluminium alloys to improve mechanical properties, that is, tensile strength, fracture toughness, ductility, fatigue strength and resistance to stress corrosion. It is now useful for evolving new alloys and process to review the history of high strength aluminium alloys for aircrafts and their TMT and summarize TMT's mechanism. Our recent applications of TMT to the superplasticity of 7475 and Al-Li alloys, 7075 stringers with fine grains for aircrafts and the extrudability of high strength aluminium alloys were also described.

1. はじめに

展伸用アルミニウム合金においてはその機械的特性、たとえば強度、韌性、延性、疲労強度、耐応力腐食割れ性などを向上させるために各種の加工熱処理法が開発されているが、加工熱処理法の定義についてはあまり明確でない。広義の意味で加工と熱処理を組合せることにより鋳造組織を改善して特性を向上させることができるとするならば、日常、工業的に行なわれている熱間加工、冷間加工、熱処理の組合せによる材料製造が加工熱処理であり、あらためて議論すべき課題でないかもしれません。しかしながら、最近は材料の高性能化が要求され、金属組織の制御が重要な課題になっている。この組織制御を行うプロセス開発に焦点をあててプロセスマタラージーなる用語も盛んに用いられ始めた。

本技術資料では、航空機用高強度アルミニウム合金において開発してきた加工熱処理法の歴史をふりかえってみて、アルミニウム合金における加工熱処理とは何であったのかその機構及び原理を整理しておくことは、今後の新しい材料開発、プロセス開発に役立つものと考えられる。さらに、加工熱処理法を適用した最近の事例について著者らの結果を紹介する。なお加工熱処理法の基

礎についてはすでに鳥阪の優れた成書もあるのでそちらを参照されたい¹⁾。

2. 高強度アルミニウム合金の加工熱処理の歴史

加工熱処理の歴史を述べる前に、その開発が必要になってきた背景を理解するために、まず航空機における高強度アルミニウム合金開発の歴史をふりかえることにする。

2.1 高強度アルミニウム合金開発の歴史²⁾

1906年にWilmによりAl-Cu-Mg系合金の時効硬化現象が発見されて以来、ジュラルミン(2017)、超ジュラルミン(2024)、Al-Zn-Mg-Cu系の超々ジュラルミン(ESD, 7075)等を初めとして種々の高強度アルミニウム合金が開発され、航空機構造用材料として使用してきた。航空機用材料としては、まず比強度(強度/比重)の大きいことが要求されるため、ジュラルミンの開発以来、主として静的強度の向上を目標とした合金開発が行なわれ、1940~1950年代までに2014, 2024, 7075, 7079などの合金が開発され、今日でも主要な航空機材料として使用されている。

2024, 7075, 7079等の合金に代表される従来合金については、特に7079-T6および7075-T6厚肉材の応力腐食割れ事故が1950~1960年代に頻発したこと、および厚肉材の使用に伴いST方向(肉厚方向)の韌性が低いことが問題とされ、材料の信頼性を向上させることが要求

* 塑性と加工(日本塑性加工学会誌), 34 (1993-7), 764に一部発表

** 技術研究所 金属材料第一研究部 工学博士

された。このような従来合金における問題点を解決するため、1960年代より応力腐食割れ性の改良、韌性の増大、疲労強度の向上などの材料の信頼性向上をはかるとともに合金開発の重点がおかれ各種の新合金が開発された。

さらに1973年の第一次オイルショック以降燃費の優れた航空機の開発、なかでも機体の軽量化が従来にも増して要請され、Al-Li合金が開発された。Al-Li合金は従来の高強度アルミニウム合金よりも低密度と同時に高剛性が得られ、航空機の軽量化に大きく寄与できるとともに、機械加工及び組立作業で従来の技術および設備がそのまま使用できるため、複合材などの他の競合材料に比べて魅力があるといわれている。

(1) 2000系新合金 (Al-Cu, Al-Cu-Mg系)

2000系新合金は7000系合金に比べて静的強度は劣るが、疲労特性、耐熱性等に優れている特徴がある。厚肉材のST方向の韌性を向上させる目的で新合金の開発が行なわれ、代表的な2000系合金である2024合金の韌性改良合金として、2124, 2224, 2324, 2048等の合金が開発されている。2124合金は、鉄、ケイ素等の不純物元素量を規制することにより、また2224, 2324, 2048等の各合金は、鉄、ケイ素等の不純物元素量の規制とさらに主要添加元素の量を調整することにより合金中の第二相粒子を減少させ、韌性、特にST方向の破壊韌性値の向上や疲労強度を向上させた合金である。

2024系合金とならぶ代表的な2000系合金である2219合金は、溶接性、耐熱性、韌性等に優れた合金であり、耐熱性、破壊韌性等を要求される宇宙機器燃料タンク用溶接構造材として使用されている。2219合金についてもその改良合金として2419合金および2021合金が開発されている。2419合金は2219合金の鉄およびケイ素含有量を規制することにより韌性の向上をはかった合金であり、2021合金は2219合金に微量のカドミウムおよび錫を添加することにより強度の向上をはかった合金である。最近では微量のマグネシウムを添加した2519合金が開発されT8で高強度が得られている。

(2) 7000系新合金 (Al-Zn-Mg-Cu系)

7000系従来合金における最大の問題は7079-T6, 7075-T6等のST方向で応力腐食割れが発生しやすいことであった。この対策として、従来の7075-T6材より過時効させたT73処理が開発された。T73処理は、7075合金のST方向の応力腐食割れの防止に非常に効果的であり、今日でも航空機材料に多用されている。しかしながら、T73処理は過時効処理でありT6材に比べて強度が10~15%低下するため、さらに高強度を有する合金の開発が必要とされた。このような背景から開発されたのが7049, 7050, 7150等の合金である。7049合金は7001合金を改良し、銅およびクロム含有量を減少させ、Zn/Mg量比を高めることにより、T73状態における優れた応力腐食割れ性と高強度を得ることを目的として開発された合金である。7050合金や7150合金の開発目的は7049合金と同

じであり、過時効状態において優れた応力腐食割れ性と高強度を得ることを目的としている。また、これらの合金は、従来の7000系合金と異なり、クロムに代ってジルコニウムを添加しているため、優れた焼入れ性に特徴がある。最近、欧州においても7000系合金のクロムに代えジルコニウムを添加した7010合金や7012合金が開発されているが、開発の目的は7050合金とほぼ同じである。

最近では7000系合金の応力腐食割れを向上させる熱処理法としてRRA法(Retrogression and Reaging)が注目されている³⁾。この熱処理法は一度T6処理した後、T6の熱処理温度より高温で短時間熱処理し再度T6処理する方法である。粒界のみ過時効状態で粒内は従来のT6と同じ状態となるため、強度は従来のT6と、応力腐食割れ性は過時効させた材料と同等である優れた性能が得られる。この熱処理法を用いれば従来応力腐食割れが懸念された高亜鉛添加合金も利用できるようになり、亜鉛を8%含む7055合金といった高強度合金が米国で開発されている⁴⁾。なおこの合金の組成は結晶粒微細化のために添加されるMnおよびCrがZrに置き換わった以外はESDに類似しており、戦前のわが国の材料開発の先見性に改めて驚かされる。

応力腐食割れ性の改良と共に韌性の問題も重要な課題である。特に、軍用機においては機体構造部材が厚板、鍛造材等の厚肉材より機械加工して製作されるため、厚肉材のST方向の韌性が問題で、この向上が必要とされる。7000系合金については7075韌性改良合金として7175合金および7475合金が、7049合金に対しては7149合金が開発されている。これらの新合金は、全て鉄、ケイ素等の不純物含有量を抑制し、合金中の第二相粒子の量を減少させることによる破壊韌性値K_{IC}の改善を目的とした合金である。

(3) Al-Li合金

アルミニウムにリチウム(密度0.53Mg/m³)を添加すると、1%のLi添加で密度が3%低下し、弾性係数は6%上昇する。Al-Li合金の開発では既存の航空機用アルミニウム合金2014, 2024, 6061, 7075と同等以上の特性を得て、これらと代替することが目標である。現在、8090, 2090, 2091, 2095合金が開発されている⁵⁾が、韌性、延性、疲労特性の向上がさらに望まれている段階である。最近の開発動向の詳細は、著者らの解説を参考にされたい⁶⁾。

2.2 加工熱処理法の歴史

1960年代の後半から1970年代にかけて、航空機の軽量化をはかり、かつ安全性を高めるために、航空機用高強度アルミニウム合金の強度、破壊韌性、疲労特性、応力腐食割れ性等を向上させる加工熱処理法が研究開発された。これらの加工熱処理法は中間加工熱処理法(ITMT: Intermediate Thermomechanical Treatment)と最終加工熱処理法(FTMT: Final Thermomechanical Treatment)とに大別される⁷⁾。

中間加工熱処理法は、鋳塊の熱処理をコントロールして熱間圧延での組織を改善するものである。従来の熱間圧延では、熱間圧延後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ため、特に厚板材では、板厚方向の韌性が低いのが問題とされた。このため新しい加工熱処理法が検討され、二つの代表的な加工熱処理法が開発された。一つは、Russo らの方法で図1(a)に示すように鋳塊を低温で熱処理した後、330°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である⁸⁾。この処理により鋳造組織は完全に消失し、微細な再結晶粒が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、従来材より韌性・延性に優れた材料が得られた。また、Waldman らは図1(b)に示すように鋳塊を高温で熱処理後炉冷し、温間加工→急熱再結晶というプロセスを開発し、同じような微細結晶組織を得ることに成功した⁹⁾。Russo と Waldman らの加工熱処理を区別するために、それぞれの所属する研究機関の略称を付けて、前者を ISML-ITMT、後者を FA-ITMT と称している。この考え方を発展させ、さらに微細な再結晶粒を作ることに成功したのが、当時 Rockwell International 社で研究を進めていた Wert らである。Wert らは、高強度アルミニウム合金の7075、あるいはその不純物量を規制した7475合金で適切な加工熱処理を選べば、結晶粒径を10 μm にできることを明らかにした¹⁰⁾。

これに対し、最終加工熱処理は熱間圧延板あるいは冷間圧延板の焼入れ後に加工と時効処理を施し、強度、延性、韌性等を改善する処理である。従来から2000系合金では強度を向上させるために、焼入れ後、数%の冷間加工を与え、その後時効処理を行なうT8処理が行なわれ

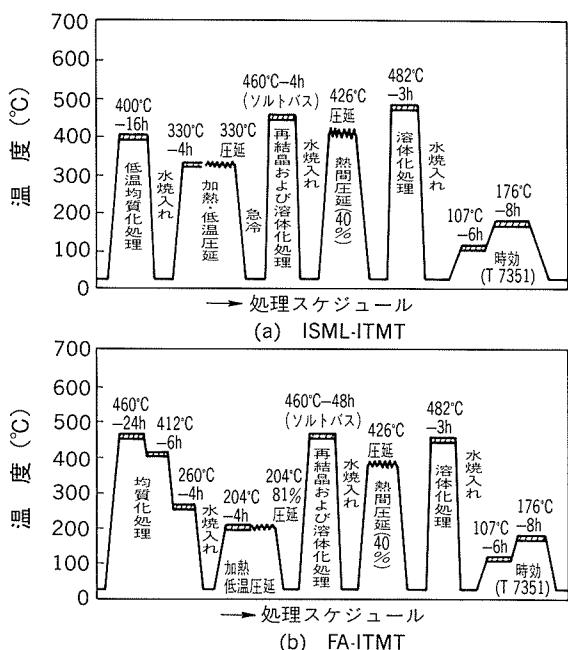


図1 7075合金厚板の中間加工熱処理工程⁸⁾⁹⁾

てきたが、伸びや韌性が劣ることが問題であった。このため Ostermann や Russo らは焼入れ後に冷間または温間加工を加え、その後に低温あるいは高温時効することで、強度を維持したまま伸びや韌性、疲労強度を高めた処理法さらには耐応力腐食割れ性や耐剥離腐食性も向上させた処理法を開発した⁷⁾¹¹⁾¹²⁾。

3. 加工熱処理法による特性向上

ここでは加工熱処理法による特性がどのようにして向上するのかその機構と具体例を示す。

3.1 中間加工熱処理法

延性・韌性を向上させるには一般的には不純物元素を少なくすることである。アルミニウム合金には鉄やケイ素などの不純物元素が含まれている。延性や韌性を高めるために鉄やケイ素の少ない地金を用いることで特性は改善されるが、それだけコスト高となり工業製品としてはおのずと限界がある。むしろ不可避的に存在するものとして、その存在状態を加工や熱処理を組合せることにより変えて延性や韌性を高めることが必要である。

鋳造のままの結晶粒界やセル境界には、不純物や溶質原子が偏析したり、共晶系化合物として晶出している。溶質原子を多く含む高強度アルミニウム合金では、これらの偏析や晶出のために鋳造のままで延性や韌性がなく、鋳造のまま放置しておくと時期割れを生じたり、熱間加工時に割れを生じることがある。これを防止するために鋳塊の熱処理が行なわれる。鋳塊の熱処理により、不純物や溶質原子は再固溶したり、固溶限以上の場合には析出したり、または鋳造時の共晶系化合物に集まり共晶系化合物が凝集化あるいは相変態したりする。適切な鋳塊の熱処理では、溶質成分がセル内で均一な濃度になるために均質化処理(homogenization)と呼ばれている。この均質化処理で熱間加工性は改善されるが、厚板などの加工度の小さい場合には、鋳造組織が残存しやすく鋳造時に形成された共晶系化合物や不純物が結晶粒界に存在して、特に肉厚方向での延性・韌性を低下させる。

加工熱処理法により適切な再結晶化過程を経ることで鋳造組織を消失させ、延性・韌性を向上させることができる。さらにこの加工熱処理法の結果、再結晶粒は微細化する。再結晶粒が微細化するのは、アルミニウム合金の場合、クロムやジルコニウムなどの遷移金属の微量添加効果である。これらの遷移金属元素は高温で析出するため、熱間加工時に再結晶を抑制したり、冷間加工後の回復・再結晶時に転位や粒界移動を抑制する作用がある。この加工熱処理のプロセスを模式的に図2に示す⁷⁾。

従来のプロセスでは、高温で十分な均質化処理によりクロム系化合物などの金属間化合物を微細分散させ、その後の熱間加工や熱処理でさらに析出させることで、加工中に導入された転位や粒界の移動を妨げ再結晶を抑制する。この結果、結晶粒内に多数の亜結晶粒を含む圧延

方向に伸びた組織になり、さらに鋳造時に晶出した金属間化合物も結晶粒界に残存した状態になる。

これに対し、ISML-ITMTでは400°Cでの低温で均質化処理を行なうためにクロム系化合物の析出を抑え、温間加工でひずみを導入して高温で熱処理することで元の鋳造時の粒界を跨いで再結晶させることができる。このため、鋳造時の粒界が消失し、延性・韌性が向上する。さらに高温での熱処理でクロム系化合物を析出させることで、その後の温間加工でサブグレイン（亜結晶粒）を含む結晶粒とすることができるため高強度が得られる。またFA-ITMTではまず460°Cの高温での均質化処理でクロム系化合物を析出させ、さらに高温からの冷却速度をコントロールすることで固溶した亜鉛、マグネシウム、銅を粗大な第二相粒子として析出させた後に温間加工する。この後、高温まで急速加熱すると第二相粒子近傍で再結晶して微細な再結晶粒が得られ、ISML-ITMTとほぼ同等な効果が得られる。これらのプロセスの流れを図3に示す⁷⁾。

3.2 最終加工熱処理法

高強度アルミニウム合金では、一般的に粒内に均一微細に析出しあつ粒界でPFZと析出を生成していると粒界破壊が生じやすい¹²⁾。このPFZが存在すると、マトリックスより軟らかいPFZで優先的に塑性変形が進行する。PFZの強度が粒内の降伏強度と同じ程度になった段階で粒内の変形が始まる。マトリックスとPFZの境界には、転位壁（dislocation wall）を形成すること

もあり、亀裂は粒界析出物との界面や転位壁で進行しやすい。粒界析出物のサイズが微細であればあるほど、またその析出物の粒界に占める割合が大きくなればなるほど延性は極端に低下する。破面観察からは、粒界面にディンプルが観察されPFZ内の延性破壊が生じているこ

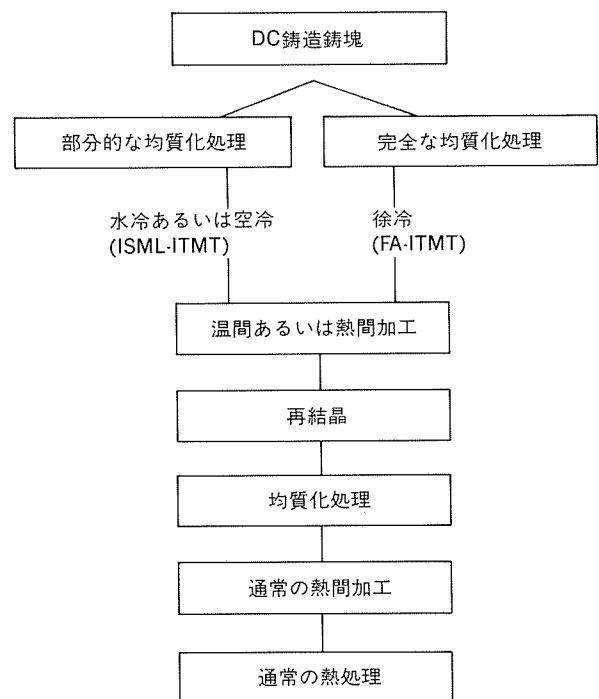


図3 ISML-ITMTとFA-ITMTのプロセスのフローチャート⁷⁾

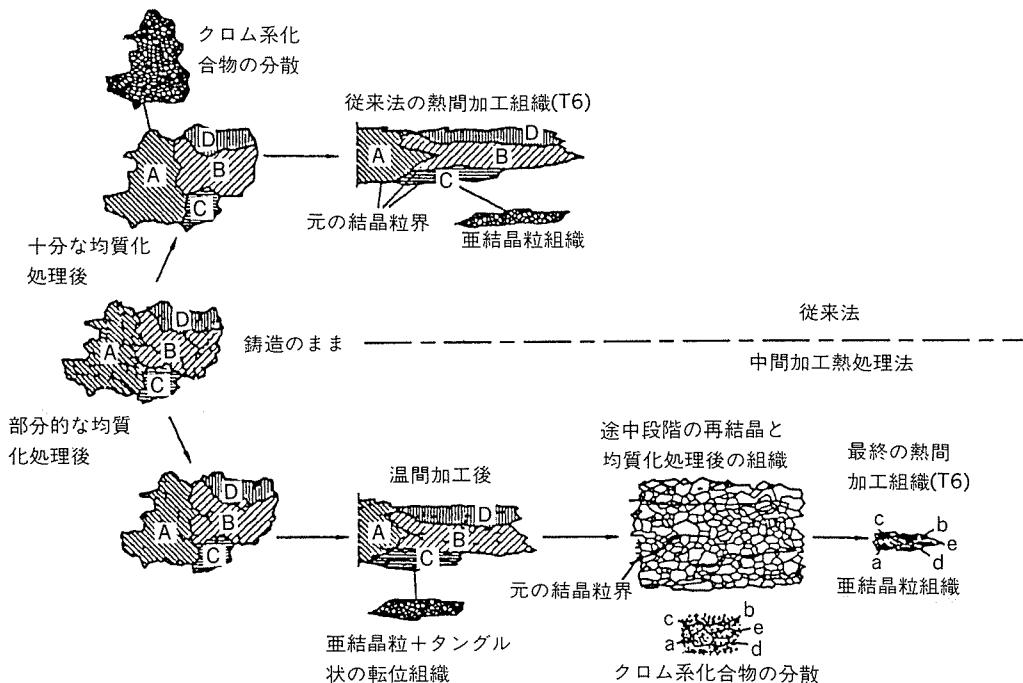


図2 7075合金の従来法と中間加工熱処理法での組織変化
(模式図)⁷⁾

とから、粒界延性破壊ともいわれる。

このような粒界破壊を防止し延性を向上させるには、水焼入れ後冷間加工を行い、その後人工時効処理を行うことが効果的であり、破壊様式は粒界破壊から粒内破壊に移行する。図4(a)に示すようにAl-Zn-Mg合金を焼入れ後に冷間加工を行なわないで時効したものには0.05~0.1 μm程度のPFZが認められ、典型的な粒界破壊を示し最高強度では伸びは1%程度まで低下する。一方、焼入れ後に50%の冷間加工を行なったものには、(c)に示すように粒界近傍にほとんどPFZは認められず、粒内析出物が粗大化しやすい。これは焼入れ後の加工により転位が多数導入され((b))、特に転位密度の高いセル組織上に析出物が優先析出するためと考えられる。この加工熱処理によりほぼ完全に延性的なディンプル破面を示し、強度が同程度の場合で比較した時に伸びは約10%にまで向上する¹⁴⁾。

以上のように、最終の焼入れ後、冷間または温間加工により一様な転位のネットワークを形成させ、この転位上に析出させることで強度を向上させ、さらに粒界近傍での析出状態を変え粒界破壊を抑制することで延性・韌性の向上がはかれる。

3.3 特性向上の例

Al-Zn-Mg-Cu系7075合金における中間加工熱処理の機械的性質に及ぼす影響を表1に示す¹⁵⁾。中間加工熱処理により結晶粒を著しく微細化できる。図5は従来法で製造した熱間圧延板と中間加工熱処理圧延板(温間加工後急速加熱処理)を焼入れ焼戻し処理した後の平行断面組織である¹⁵⁾。中間加工熱処理材は結晶粒が微細化し、このような微細粒が形成されることで、従来プロセス材と強度は同等で、伸び、絞り、破壊韌性等が著しく向上することがわかる。また応力腐食割れも向上することが報告されている¹⁵⁾。

表2は7075および7178合金での最終加工熱処理の引張特性に及ぼす効果を示す¹⁶⁾。いずれの合金に於ても最終加工熱処理を施すことにより、通常の焼入れ焼戻しを行なうT6処理に比べて顕著な伸びの低下を伴うことなく、耐力を大幅に向上させることが可能である。このような

効果は表1の場合でも明らかである。

4. 加工熱処理の応用

加工熱処理、特に中間加工熱処理では固溶していた溶質原子を適正なサイズの第二相粒子として析出させて加工等を施し、その後急速加熱することでアルミニウム合金の組織制御が図れる。現在、この方法を意識的に適用して板材や押出材の組織制御の研究が活発に行なわれている。ここでは微細粒を有する7475合金超塑性材、Al-Li合金超塑性材、ストリーリング材および高強度合金押出材について、著者らの研究成果をもとにその加工熱処理法の適用例を紹介する。

4.1 7475合金超塑性材

Wertらは、中間加工熱処理法、特にFA-ITMTの考え方を厚板に適用し、結晶粒径が10 μm前後の超塑性板を製造することに成功した。彼らの結晶粒微細化プロセスは、図6に示すように、厚板をまず急速加熱により溶体化処理しその後水焼入れし、それを400°Cで過時効して0.75~1 μmの第二相粒子を析出させた後、水冷する。その後、220°Cの温間圧延で90%の強加工を与え、急速加熱により再結晶させる工程である¹⁰⁾。

上記の工程では、粗大な第二相粒子を析出させた後に温間加工するとこの粒子近傍に変形帯が形成される。その後の急速加熱でこの粒子近傍で再結晶が促進されるが、クロム系化合物により結晶粒の成長が抑制されるため微細な結晶粒が得られるとしている。すなわち微細再結晶粒の生成には粗大な第二相粒子と微細な粒子が必要で、この再結晶粒の形成機構については、Zener dragを基礎にしたbimodal粒子組織の観点から説明されることが多い¹⁷⁾¹⁸⁾。しかしながらこの理論では最終の結晶粒径は加工熱処理前の初期状態(第二相粒子の分散状態等)でほぼ決まってしまい、加工温度や加工度、再結晶時の昇温速度などの途中の加工履歴の影響を議論することは困難と考えられる。加工時の第二相粒子近傍での転位の導入過程や昇温過程時の転位と溶質原子との反応などに焦点をあて動的な析出速度や再結晶速度を検討すること

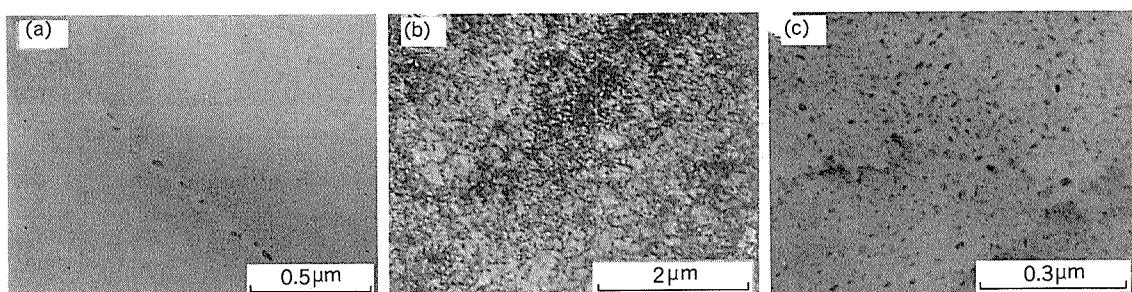
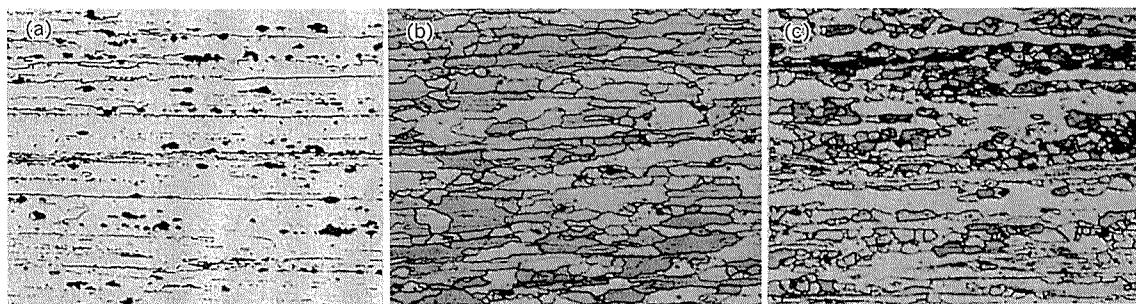


図4 Al-6%Zn-1.5%Mg合金のTEM組織¹⁴⁾
 (a) 溶体化処理(460°C)水冷→人工時効(120°C-48h)
 (b) 溶体化処理水冷→冷間圧延(圧下率:50%)
 (c) 溶体化処理水冷→冷間圧延(50%)→人工時効
 (120°C-24h)

表1 ITMTと従来法により製造された7075合金板の諸性能比較¹⁵⁾

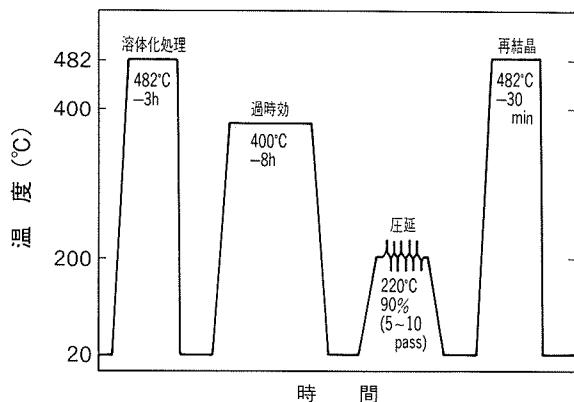
処理プロセス	L 方 向					LT 方 向				
	引張強さ (MPa)	耐力 (MPa)	伸び (%)	断面減少率 (%)	K _{IC} (MPa·m ^{1/2})	引張強さ (MPa)	耐力 (MPa)	伸び (%)	断面減少率 (%)	K _{IC} (MPa·m ^{1/2})
(a) T6 処理材										
(1) 従来法	587	526	10	14~17	28.1	568	502	9.5	14~16	22.6
(2) FA-ITMT	574	507	18	29.8	30.9	572	509	19.0	35.1	27.9
(3) ISML-ITMT	576	514	17.5	29.4	30.4	573	508	18.2	29.6	33.8
(b) T73 処理材										
(1) 従来法	528	457	12	29	34.7	516	445	10.5	20.0	31.0
(2) FA-ITMT	528	468	16.5	48.5	51.3*	518	458	16.0	45.1	44.4*
(3) ISML-ITMT	520	454	16.5	50.0	51.6*	513	450	14.5	38.4	43.5*
(c) FTMT 処理材										
(1) FA-ITMT	607	574	13.7	37.4	24.9	603	561	12.2	34.6	22.9
(2) ISML-ITMT	630	608	13.2	28.2	27.9	614	573	11.2	25.2	22.6

*印はK_Q図5 厚板の断面ミクロ組織に及ぼす加工プロセスの影響¹⁵⁾

(a) 従来法, (b) FA-ITMT, (c) ISML-ITMT

表2 7075及び7178合金の引張性質に及ぼす最終加工熱処理の影響¹⁶⁾

合 金	工 程	最 終 加 工 热 处 理 条 件			引 張 特 性			
		予 備 時 効	加 工 温 度	加 工 度	最 終 時 効	引 張 强 さ (MPa)	耐 力 (MPa)	伸 び (%)
7075	T6	—	—	—	120°C-24h	586	492	14
	FTMT	90°C-16h	室温	10%	120°C-8h	608	559	12
		90°C-16h	150°C	10%	90°C-48h	636	589	10
		105°C-4h	室温	20%	105°C-24h	661	632	7
7178	T6	—	—	—	120°C-24h	626	532	14
	FTMT	105°C-4h	室温	10%	105°C-24h	657	602	10
		90°C-16h	室温	10%	120°C-8h	684	639	8
		105°C-4h	150°C	20%	90°C-48h	702	662	6
		90°C-16h	150°C	33%	90°C-48h	711	688	5

図6 Rockwell International社の結晶粒微細化プロセス¹⁷⁾

が必要になっていると考える。

著者も Wert らのプロセスを参考にして工業的に超塑性材を作る製造プロセスを開発している。220°Cの温間圧延を安定して行うことは、現在のところ工業的には困難で、冷間圧延を前提に高温からの炉冷中に粗大な第二相粒子を析出させ、その後強加工の冷間圧延で加工ひずみを付加し、急速加熱で微細再結晶粒を得るプロセスで製造している。この研究によって固溶した溶質原子も結晶粒微細化に重要な役割を担っていることが明らかとなつた¹⁸⁾。図7は中間焼鈍時に400°Cで8h加熱した後水冷と炉冷した場合の冷間圧延材のTEM組織である。水冷材と炉冷材では粗大な第二相粒子の大きさでは若干炉冷材の方が大きいが、その分布には大差ではなく溶質原子の固溶量に差がある。炉冷材のように冷間圧延前に固溶した溶質原子が少ないと、冷間圧延中に粗大な第二相粒子近傍で容易に回復し、転位セルあるいは亜結晶粒を生成し、その後の昇温過程で析出してくる溶質原子も少ないと結晶粒成長も抑制しにくくなる。また粗大な第二相粒子はその近傍に多重すべりにより微細な変形帯の形成を促進させている役割があることも明らかとなった。

さらにこの粗大な第二相粒子がなくても、焼入れ処理で溶質原子を固溶させたまま冷間加工して変形帯を形成させ温間加工すると、溶質原子が転位セルや亜結晶粒界上へ析出し、安定な亜結晶粒が形成されることもわかつた。この安定な亜結晶粒は高温変形で動的再結晶により数μmの微細な再結晶粒となり、高ひずみ速度で優れた超塑性伸びが得られる原因となる¹⁹⁾。図8は上述のように温間で加工して500°Cの高温で引張変形を行なった時の結晶粒(10 μm以下)で、比較のために温間で加工しなかった場合の結晶粒(100 μm)を示す²⁰⁾。

著者の以上の研究結果から、第二相粒子が結晶粒微細化の本質的な役割を担っているのではなく、転位導入のための一種の触媒的な役割を持ち、特に不動転位の導入に積極的な役割を果たしているものと考える。すなわち、加工により粗大な第二相粒子近傍に複雑なひずみ場が形成され、不動転位が多数生成される。第二相粒子が板断面で均一に分散していると、不動転位もほぼ均一に生成されるため、再結晶粒の成長が抑制され微細化するものと考えられる。なお、これらの転位上への溶質原子の析出によって転位や粒界の移動速度が決まり、回復・再結晶速度が決まる。この溶質原子として比較的低温では亜鉛、マグネシウム、銅などの原子が拡散速度の速い原子が、高温でマンガン、ジルコニウム、クロム、鉄などの比較的拡散速度の遅い原子の析出がある。詳細は著者の論文を参照されたい¹⁹⁾。これらの溶質原子の特性を利用して再結晶粒の微細化を計ることが必要である。

4.2 Al-Li合金の超塑性と異方性改善

Al-Li合金は通常の加工プロセスでは機械的性質の面内異方性が問題となる。筆者らが8090合金超塑性材を製造する場合にも超塑性特性でこの異方性が問題となつた。この合金の代表的な析出相 $T_2(Al_6Cu(Li,Mg)_3)$ の析出温度320°Cで十分析出させた後、この温度近傍で温間圧延すると図9に示すような均一微細な組織が得られることが明らかとなつた。比較のために通常のプロセス

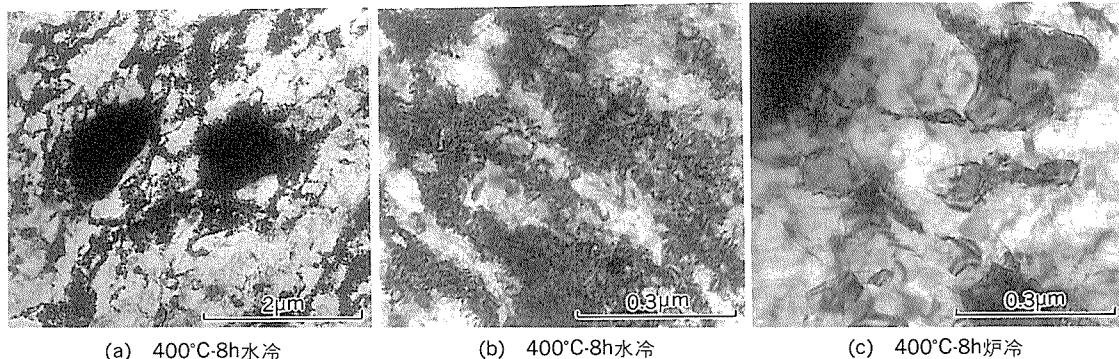


図7 7475合金の冷間圧延材(圧延加工度: 90%)のTEM組織

に及ぼす中間焼鈍時の溶質原子の固溶・析出の影響¹⁹⁾
(a),(b)は中間焼鈍条件が400°C-8hで水冷、(c)は炉冷した
場合である。(b),(c)は高倍率で観察している。

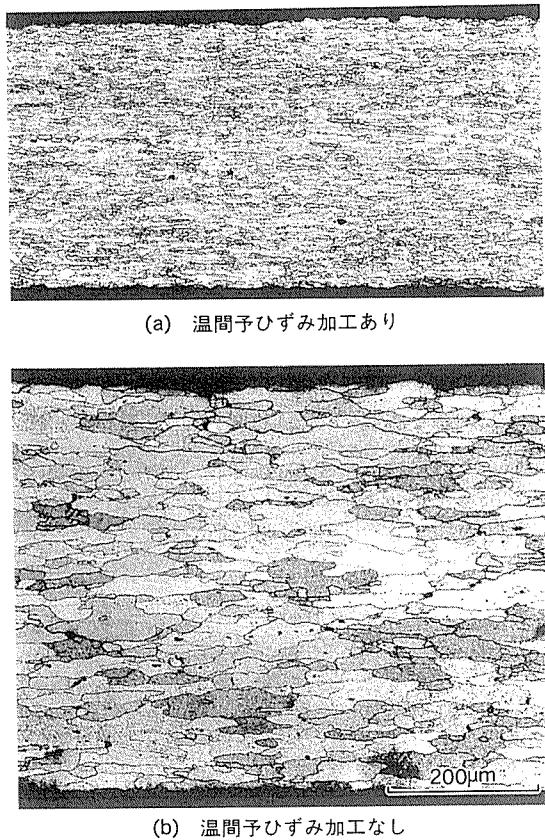


図8 高温引張加工後の断面ミクロ組織
(中間焼鉄(480°C・2h水冷)→冷間圧延(50%)→温間予ひずみ加工(360°C,65%)→高温引張(500°C, $2.7 \times 10^{-3} \text{ s}^{-1}$)

で加工した場合の組織も示す。これらの組織を有する材料の高温での超塑性伸びを図10に示す。さらに温間加工プロセスで製造した材料は図11に示すように室温での引張特性でも異方性が少ないことが明らかとなった。このように第二相粒子の析出とその析出する温度での加工は組織を大幅に変えることができる²¹⁾²²⁾。

4.3 ストリンガー材

馬場らは航空機のテーパー・ストリンガー(縦通材)用素材として、第二相粒子の析出状態を制御して、弱加工後に高温に加熱しても結晶粒が成長しない高強度アルミニウム合金を開発した²⁾²³⁾。通常、このテーパー・ストリンガーは、7075合金板コイル焼鉄材(厚さ3~4×幅150mm)を定尺切断して、テーパー圧延(0~80%の冷間圧延)後723~773Kで溶体化処理水焼入れし、ただちにロールフォーミングによりZ型あるいはハット型に成形して製作される。この製作において、従来プロセスで製造した板材では溶体化処理後の結晶粒が大きくなり、ロールフォーミングやその後のジョグリング(背切り加工)時のコーナー割れ、ケミカルミーリング時の肌荒れ、引張性質、特に伸び値の低下、疲労や破壊靭性の低下の原因となっていた。これに対し、馬場らの開発した新製造プロセスは、図12に示すように、まず冷間圧延材をコイルの連続焼鉄炉を利用して急速加熱により結晶粒を微

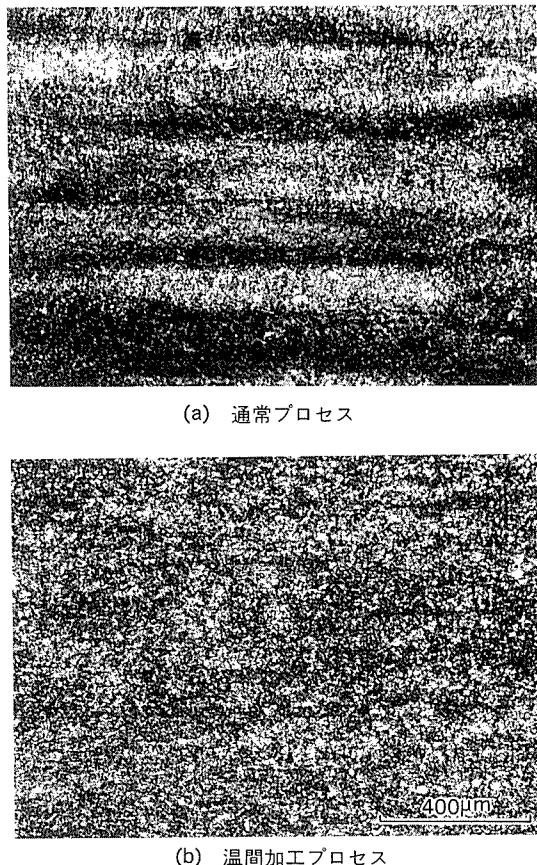


図9 Al-Li合金(8090)のミクロ組織に及ぼす加工熱処理プロセスの影響

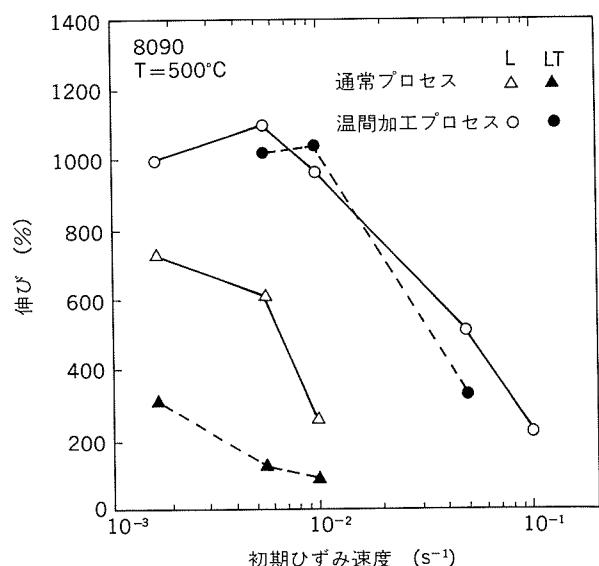
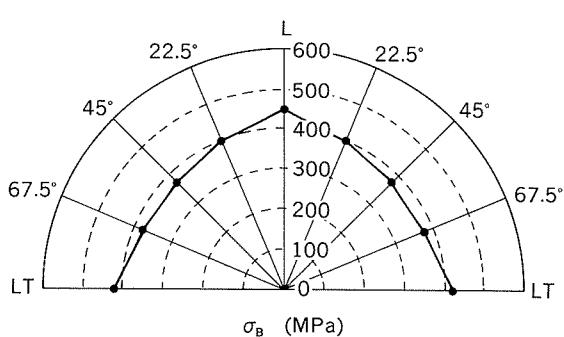
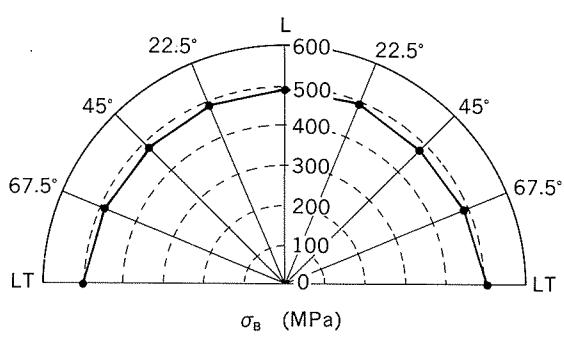


図10 超塑性伸びに及ぼす加工熱処理プロセスの影響

細化した後、粗大な第二相粒子の生成を抑制するような焼鉄条件にて軟化する方法である。この新製造プロセスで得られた材料は、その後の弱加工のテーパー圧延と溶体化処理において結晶粒粗大化を引き起こすことがない。これは急速加熱による結晶粒微細化と溶質原子の固溶・

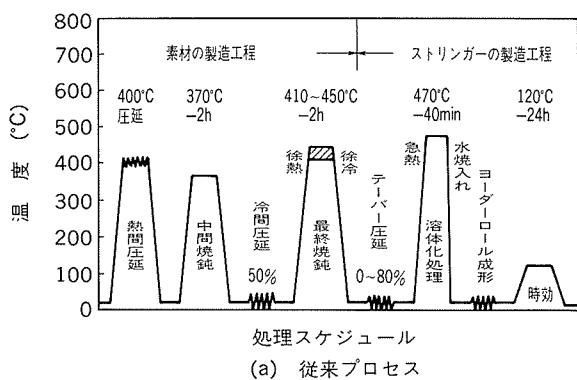


(a) 通常プロセス (Palmer(Alcan)らのデータ)

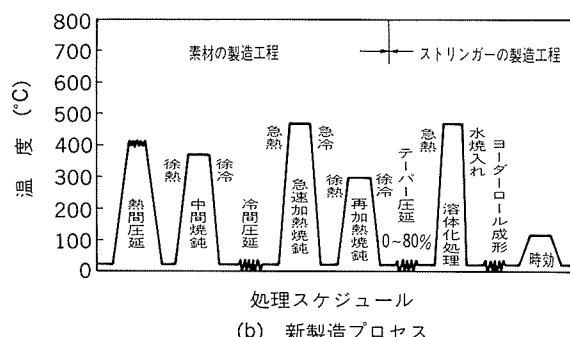


(b) 温間加工プロセス

図11 室温强度(T6処理)の面内異方性に及ぼす加工熱処理プロセスの影響



(a) 通常プロセス



(b) 新製造プロセス

図12 ストリンガー用素材の製造工程とストリンガーの製造工程

析出状態の制御によりその後の弱加工・焼純での結晶粒粗大化を抑制できることにある。図13はテーパー加工後溶体化処理した7075合金板の結晶粒径に及ぼす従来プロセスと新製造プロセスの比較を示す²⁴⁾。このように加工熱処理の考え方を適用することで、優れた性能を有するストリンガー材が製作できる。

4.4 高強度合金の押出性向上

7075や7050合金の押出は6063等の他の合金と比較した場合、変形抵抗が高く、割れが発生しやすい点で押出性が劣っており、その向上が望まれている。これらの合金は亜鉛、マグネシウム、銅等の溶質原子が多く添加されており、高温押出時には固溶しているために熱間加工時の変形抵抗を上げ、また変形能を低下させている。このため松田らは亜鉛、マグネシウム、銅等の溶質原子を第二相粒子として十分析出させ、母相中の溶質原子の固溶濃度を低減させ、また第二相粒子近傍で回復が容易に生じるような析出状態にして、この析出温度近傍で押出することにより押出性を向上させることができた。図14は通常の均質化処理した鋳塊と通常の均質化処理に350°C -

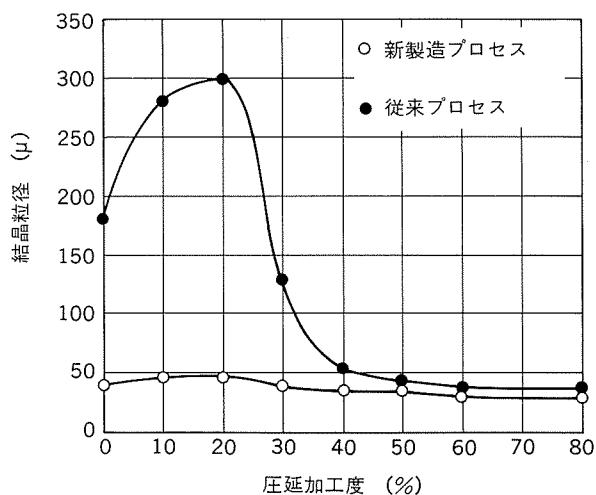


図13 従来プロセスと新製造プロセスによるテーパー圧延時の加工度と溶体化処理後の結晶粒径の関係

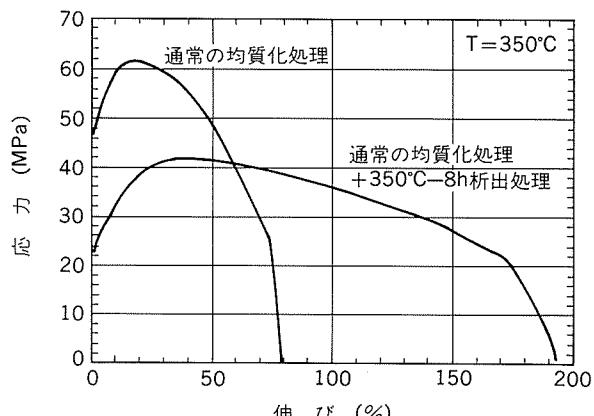


図14 鋳塊の高温(350°C)引張特性に及ぼす鋳塊熱処理の影響

8h の析出処理を施した鋳塊の350°Cでの引張試験結果である。350°C-8h の析出処理を施した鋳塊は変形抵抗が小さくまた伸び（変形能）もあることがわかる²⁵⁾。

5. おわりに

高強度アルミニウム合金における加工熱処理法について、その歴史と機構および応用例を述べてきた。韌性や延性に関しては中間加工熱処理法で各種の溶質原子の固溶・析出・分散状態の適正な制御と加工条件の組合せにより鋳造組織を再結晶組織に変えることで向上させることができる。また強度や延性に関しては最終加工熱処理法により、焼入れ後加工ひずみを導入し、その後の時効処理で溶質原子を転位上に析出させることで強度の向上が可能、同時に粒界析出も抑制でき伸びが向上する。このように加工熱処理法により組織が大幅に改善できる。特に再結晶や転位の導入により粒界での不純物偏析や化合物析出が抑制でき、粒界が清浄になり、組織が均一化することが特性の向上につながっている。このような加工熱処理法は圧延・押出・鍛造の各製造工程で利用され、優れた特性を有する材料が開発されるようになってきている。著者が本解説で取り上げたいいくつかの適用例もこの加工熱処理法の重要さを示している。今後難加工材の加工もこのような加工熱処理法の利用により特性の改善のみならず加工法の改良も進むものと考えられる。

参考文献

- 1) 鳥阪泰憲：素形材の高機能化をめざして、(1987)，産業図書。
- 2) 馬場義雄：軽金属、39 (1988), 378.
- 3) W.H.Hunt, Jr. and J.T.Staley : "Light-Weight Alloys for Aerospace Applications" ed. by E.W.Lee and E.H.Chia and N.J.Kim, TMS, (1989), 111.
- 4) M.V.Hyatt and S.E.Axter : Proc. Conf. "Science & Engineering of Light Metals", RASELM 91, JILM, Tokyo, (1991), 273.
- 5) R.Grimes : Metals and Materials, Aug. (1992), 436.
- 6) 吉田英雄, 内田秀俊 : 本誌, 34 (1993), 87.
- 7) R.J.H.Wanhill and G.F.J.A.van Gestel : Aluminium, 54 (1978), 573.
- 8) E.di Russo, M.Conserva, M.Buratti, and F.Gatto : Mater. Sci. Eng., 14 (1974), 23.
- 9) J.Waldman, H.Sulinski and H.Markus : Met.Trans., 5 (1974), 573.
- 10) J.A.Wert, N.E.Paton, C.H.Hamilton and M.W.Mahony : Met.Trans., 12A (1981), 1267.
- 11) F.Ostermann : Met.Trans., 2 (1971), 2897.
- 12) E.di Russo, M.Conserva, F.Gatto and H.Markus : Met.Trans., 4 (1973), 1133.
- 13) 馬場義雄, 吉田英雄 : 日本金属学会会報, 22 (1983), 115.
- 14) 宇野照生, 馬場義雄 : 日本金属学会誌, 42 (1978), 388.
- 15) J.Waldman, H.Sulinski and H.Markus : "Aluminum Alloys in the Aircraft Industry" AIM and ISML, Technocopy Limited, (1978), 105., Met.Trans. 5 (1974), 573.
- 16) 宇野照生, 馬場義雄 : 軽金属, 26 (1976), 347.
- 17) J.A.Wert : "Microstructural Control in Aluminum Alloys" ed. by E.H.Chia and H.J.McQueen, TMS, (1986), 67.
- 18) M.A.Zaidi and J.A.Wert : "Aluminum Alloys-Contemporary Research and Applications" ed. by A.K. Vasudevan and R.D.Doherty, Academic Press, (1989), 137.
- 19) 吉田英雄 : 軽金属, 41 (1991), 331., 338., 本誌, 32 (1992), 151., 228.
- 20) 吉田英雄 : 軽金属, 41 (1991), 453., 本誌, 32 (1992), 67.
- 21) Al-Li合金の超塑性材料開発及び超塑性加工法の研究 : 航空機部品・素材産業振興に関する研究調査、成果報告書、No.105 (1980), No.205 (1988), No.30 (1989).
- 22) 吉田英雄, 田中宏樹, 土田信 : 軽金属, 39 (1989), 817., 本誌, 30 (1989), 169.
- 23) 特許 1337648号, 1339927号, 1405136号等。
- 24) 宇野照生 : プロセス制御による構造用アルミニウム合金の開発研究, 学位論文, (1985).
- 25) 松田真一, 平野清一, 吉田英雄 : 第38回秋期大会講演概要, 軽金属学会, (1992), 47.

技術資料

真空ダイカスト “VACURAL” 法による
高品質ダイカスト製品の開発

犬丸晋
片岡義典
林 寛岳
宇野照生
林典史

住友軽金属工業株式会社技術研究所

技術資料

真空ダイカスト“VACURAL”法による 高品質ダイカスト製品の開発*

犬丸 晋** 宇野 照生***
片岡 義典** 林 典史***
林 寛岳****

Sumitomo Light Metal Technical Reports, Vol. 36, No. 1, No. 2 (1995), pp. 47-52

Development of Superior Quality Die Castings by New Vacuum Die Casting Process “VACURAL”

Susumu Inumaru, Teruo Uno, Yoshinori Kataoka, Norifumi Hayashi and Hirotake Hayashi

Recently, Sumitomo Light Metal Industries Ltd., and Sumikei Technos Ltd., introduced new vacuum die casting process “VACURAL”. The characteristics of the process are a unique vacuum metal feeding system and a high vacuum casting in comparison with conventional die casting processes. Some process improvements concerning metal feeding and vacuum system were carried out to raise the quality of products. They enabled cast products to be heat-treatable and weldable.

In this paper, characteristics of “VACURAL” process, quality of products and applications are described in detail.

1. 緒 言

アルミニウムダイカスト法は、一般に複雑形状の薄肉鋳物を高能率で製造できるが、溶湯を高速で鋳型キャビティに射出するため、ガスや酸化物を巻込み铸造欠陥を形成しやすい。また、強度を向上させるための熱処理(T6)を行うと、顕著なブリスターが生じ、製品の外観を損い、機械的性質も低下する。

この欠点を補うため種々の対策がなされてきた。たとえば、溶湯のキャビティ内への射出速度を遅くし、ガスの巻込みを減少させる層流ダイカスト¹⁾、更に射出速度を小さくし凝固終了まで加圧する溶湯鍛造(スクイズキャスティング)²⁾、キャビティ内を酸素ガスで置換する無孔性ダイカスト(PF法)³⁾⁴⁾、キャビティ内を減圧状態にして溶湯を射出する真空ダイカスト⁵⁾⁶⁾等の铸造法が実用化されている。

当社では、高品質ダイカストの製造を目的として、ドイツで開発された高真空ダイカスト Vacural 法(型締

力 320t)を導入し、これに独自の改良を加えて高品質ダイカスト製品を製造している。本報では、Vacural 法の特徴、製品性能及び適用製品例について紹介する。

2. Vacural 法の特徴

Vacural 法⁷⁾⁸⁾は、VAW (Vereinigte Aluminium Werke) 社(独)で基本技術が開発され、Müller-Weingarten 社(独)が機械製作、Ritter Aluminum 社(独)が実生産を行い、これら三社で開発、実用化が進められた高真空ダイカスト法である。

この Vacural 法の基本的な特徴としては 3 点が挙げられ、以下にこれについて述べる。

2.1 真空吸引による溶湯供給

Vacural 法の概要を図 1⁸⁾に示す。一般ダイカストと同様、可動型と固定型で構成される鋳型キャビティが、ゲートを通してスリーブと接続されている。型締動作と同時にキャビティ、スリーブ及び溶湯吸引管中の空気がバッファータンクへ排出され、その負圧で保持炉中の溶湯が、溶湯吸引管を通じて外気に触れることなく供給される。従って一般ダイカストで使用されるレードルによる上注ぎ方式に比べて、給湯時の空気の巻込みや乱流に

* 日本鋳物協会非鉄鋳物研究部会(1994年3月)で発表

** 住軽テクノス(株)

*** 技術研究所プロセス研究部 工学博士

**** 技術研究所プロセス研究部

より酸化物の生成が極めて少ないと考えられる。

この溶湯吸引管では閉塞防止や耐久性向上が重要である。常時溶湯中に浸漬されているため、当初は吸引管と溶湯との反応生成物による詰まりや、高温（最大800°C）での耐久性向上のため、SiCを主成分とするセラミックス溶湯吸引管を試作した。しかしこの吸引管でも1カ月程度の使用により表面剥離が起こり、詰まりが発生した。これを改善するため現在では更に耐溶湯性、耐熱衝撃性に優れた Si_3N_4 系セラミックスを選定し、形状も薄肉化して成形を容易にした。以上により溶湯吸引管の寿命は2倍になり、薄肉化による予熱時間の短縮も可能となった。

2.2 溶湯供給量制御

設定した真空吸引時間経過後、プランジャー・チップが前進し、溶湯吸引管上端の吸引孔を塞ぐことにより溶湯

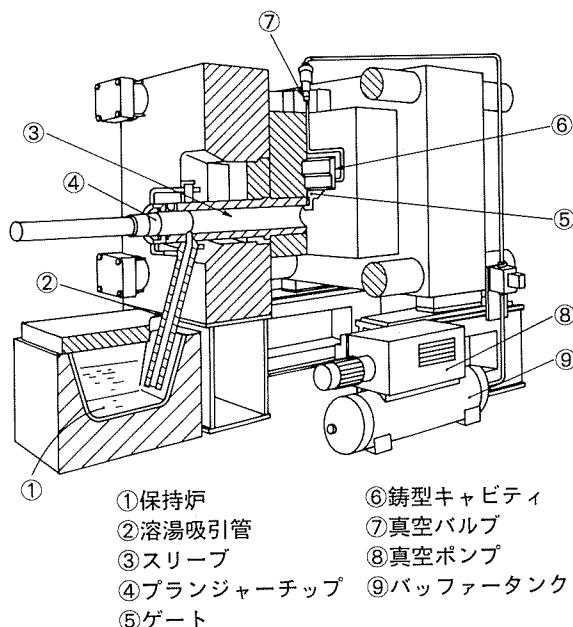


図1 Vacural法の概要⁸⁾

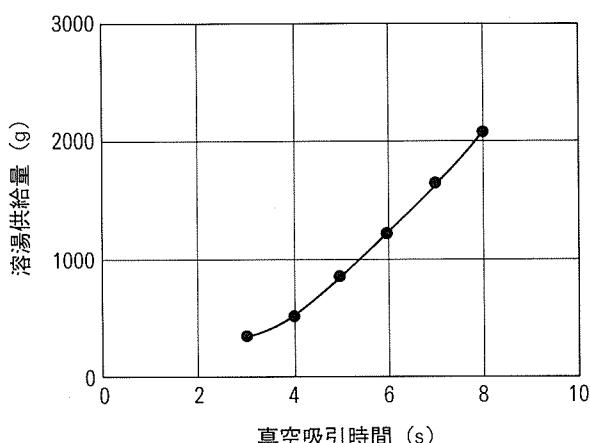


図2 吸引時間と溶湯供給量の関係

供給量は決定される。この真空吸引時間と溶湯供給量の関係を図2に示す。当社の一般的な製品の総鋳込質量（ビスケット、エアベント部を含む）である0.5～2.0kgの範囲では、吸引時間と供給量はほぼ直線的な関係にあった。これより鋳込第1ショット目においては、総鋳込質量により真空吸引時間が設定できる。

連続運転中は、ビスケット厚みが射出毎に測定され、次射出の吸引時間を増減して、溶湯供給量を均一に制御している。図3に同一吸引時間での溶湯供給量のばらつき例を示す。溶湯量は、連続操業上支障ない範囲で制御可能であった。

2.3 高真空鋳造

一般的な真空ダイカスト法では、溶湯の供給孔が大気開放になっているため、射出前に減圧は不可能である。従ってスリーブやキャビティが真空吸引される時間は、溶湯供給孔をチップにより塞いでから射出完了までの1秒程度と考えられる。

図4にVacural法の射出パターン例を示す。真空度は、真空吸引開始後約1秒で0.1bar程度に低下し、徐々に減圧され2秒後には約0.04barとなり、その後キャビティ内は真空バルブが閉じる射出終了まで、この高真空が保持された。従ってVacural法では、高真空に保持

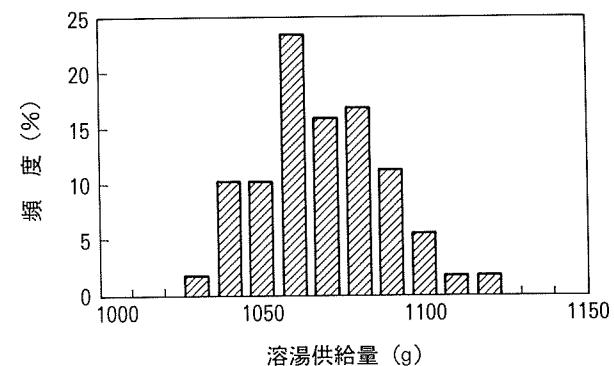


図3 溶湯供給量のばらつき

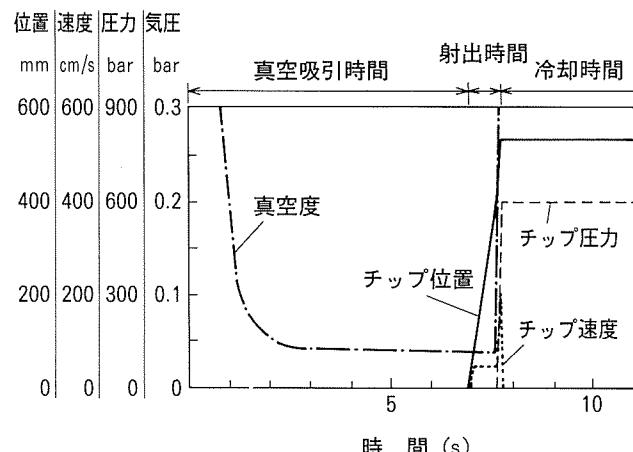


図4 射出パターン例

される時間が一般的な真空ダイカスト法の6~7倍と長いため、その間に潤滑剤や水分等との反応ガスが事前に脱気され、高真空中での射出が可能になり、製品中のガス量は著しく低下すると考えられる。

この高真空中度達成のために、真空ポンプから溶湯吸引管までの気密性の向上を目的として、一般ダイカストと異なった措置を施した。例えばキャビティ部は、金型毎の真空中度の変動がないように、耐熱性特殊パッキンでシールした。スライド入れ子が必要な金型の場合でも、各型割り面に同様なパッキンを施した。また金型部以外の真空中系各接続部分におけるシール性の維持管理も重要であった。真空中度が0.2bar程度まで劣化すると十分な製品性能が得られなかっただため、各部分の真空中度を順次チェックできるよう真空配管ライン中に多数のストップバルブを設け、真空漏れ位置の特定を簡便化した。さらにショット毎の真空中度は記録され、0.1bar以内で操業されている。

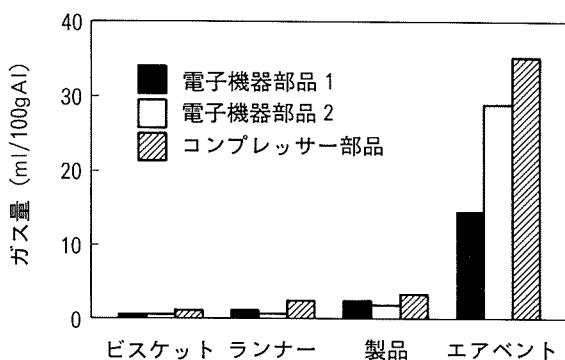


図5 各製品のVacural法による鉄物各部でのガス量分布

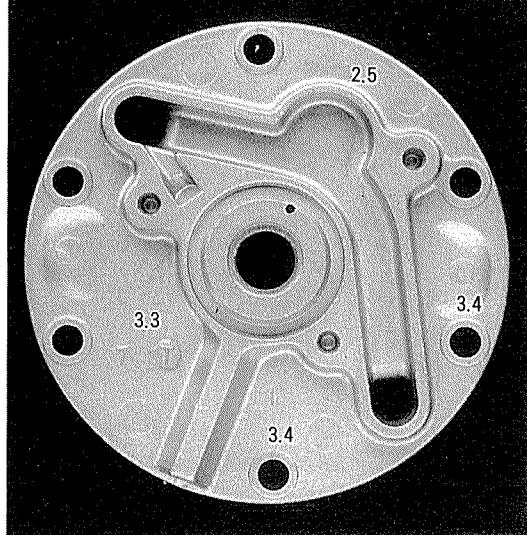


図6 製品内ガス量分布 (ml/100gAl)

3. 製品性能

3.1 高真空中度による低ガス量

図5にVacural法による鉄物各部でのガス量の分布を示す。ガス量はビスケットやランナー部で最も低く、製品部で3~5ml/100gAlとなり、真空バルブ直前のエアベント部では製品部の10倍近くであった。ガスの混入源は主に離型剤や水分で、それらと最初に接触した溶湯がエアベント部に押し流されてガス量が多くなったと考えられる。

図6にコンプレッサー部品の製品内ガス量分布を示す。いずれも5ml/100gAl以下と極めて少なかった。

以上のようにVacural法によれば、製品内部のガス量を極めて低レベルに抑制できると考えられる。

各铸造法による製品中のガス量を比較し表1に示す。一般ダイカスト法では射出時に空気及び離型剤との反応ガス等を巻込むため、水素ガス、窒素ガス併せて10~50ml/100gAlを含む⁹⁾とされている。また一般ダイカスト法を改良した各種の真空ダイカスト法では5~15ml/100gAl程度まで減少しているようである。これに対してVacural法では高真空中度のため、製品中のガス量は5ml/100gAl以下となる。

3.2 高真空中度による湯廻り性向上

図7にVacural法により铸造された発動機部品外観を示す。この部品の羽根先端部は1.5mmと薄肉であり、一般ダイカスト法では铸造が難しいが、Vacural法によれば湯廻りは良好であり問題なく铸造可能であった。

一般ダイカスト法では、キャビティ内の空気が溶湯充填に伴って圧縮され、その最終時には背圧と呼ばれる大きな抵抗のため、薄肉部への湯廻りは困難とされている。一方、従来の真空ダイカスト法では、キャビティ内を減圧して湯廻り性向上を図ることが目的の一つとなっている。Vacural法では高真空中度によりさらに背圧が小さくなるため、薄肉の铸造先端部まで抵抗なく溶湯が入り込み易く湯廻り性が向上したと考えられる。

3.3 热処理可能

図8にVacural法、真空ダイカスト法及び一般ダイカスト法により铸造された、ADC14合金製部品を480°Cで1h加熱した後の断面ミクロ組織とガス分析結果を示

表1 各铸造法の製品含有ガス量比較

铸造法	ガス量(ml/100gAl)	ガスの種類
連続铸造	0.1~0.2	H ₂
溶湯鍛造	0.2~0.4	H ₂
Vacural	1~5	H ₂ , N ₂
真空ダイカスト	5~15	H ₂ , N ₂
一般ダイカスト	10~50	H ₂ , N ₂

す。一般ダイカスト法では部分加圧直下に大きなブリスターが、真空ダイカスト法では初晶 Si の偏析部のみに小さいブリスターが観察された。一方 Vacural 法ではブリスターは観察されなかった。ガス量は、Vacural 法が最も低く、次に真空ダイカスト法、一般ダイカスト法の順になっており、ブリスターの発生状況とガス量における増減は一致していた。

従来のダイカスト用合金は、ブリスターの問題があるため、熱処理を行わないことを前提に合金設計されており、強化には限度がある。ADC12合金に時効硬化元素を添加し、Vacural 法により電子機器部品に鋳造して機械的性質を評価した。表 2 に示すように T6 処理により強度は著しく高くなる。

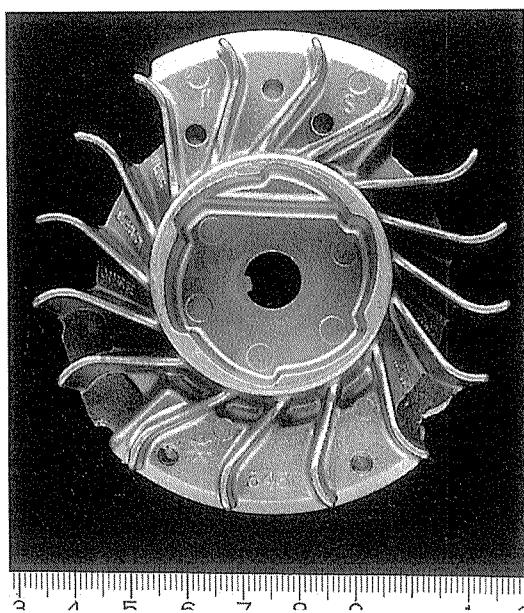


図 7 発動機部品外観

以上のように Vacural 法ではガス量が少ないため、加熱によるブリスターの発生がなく、T6 処理が可能となり、高強度の鋳物が得られると考えられる。

3.4 溶接可能

図 9 に肉厚2.2mm の Vacural 法による製品の TIG 溶接試験結果を示す。ビード外観は表裏面とも良好であった。ビード部断面には若干ブローホールが観察されたが、異常な組織や割れは認められなかった。

以上のように Vacural 法による製品では、ガス量が少ないと溶接が可能と考えられる。

3.5 内部欠陥減少

図10に一般ダイカスト法と Vacural 法による製品の断面組織の比較結果¹¹⁾を示す。Vacural 法によればポロシティは明らかに減少していた。

以上のように Vacural 法では、ガスや酸化物の巻込みが少なくなるため内部欠陥も減少し、切削加工後の欠陥が抑制される。従って製品における耐圧性が向上し、一般ダイカスト法における耐圧性付与のための樹脂含浸処理が省略可能と考えられる。

3.6 各ダイカスト法の比較

表 3 に各鋳造法の性能比較を示す。Vacural 法は、溶湯鋳造法に比べてガス量は多いが、金型寿命や生産性の点では優れており、特に薄物の鋳造品には最適な鋳造法と言える。

表 2 ADC12系合金の機械的性質

材 質	質別	引張強さ (MPa)	耐 力 (MPa)	伸 び (%)
ADC12系	F	295	185	2.0
	T6	380	298	3.0



(a) Vacural
ガス量=2.6ml/100g

(b) 真空ダイカスト
ガス量=8.9ml/100g

(c) 一般ダイカスト
ガス量=55ml/100g

図 8 各ダイカスト法によるふくれ試験とガス分析結果

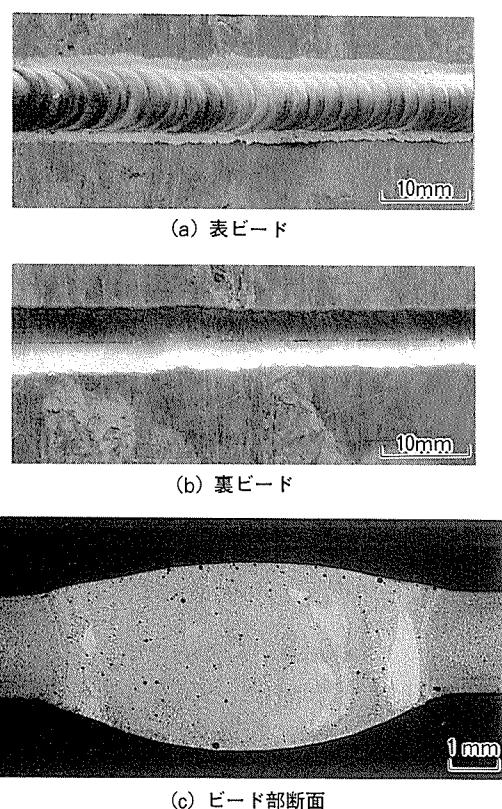


図9 TIG溶接継手部外観と断面組織

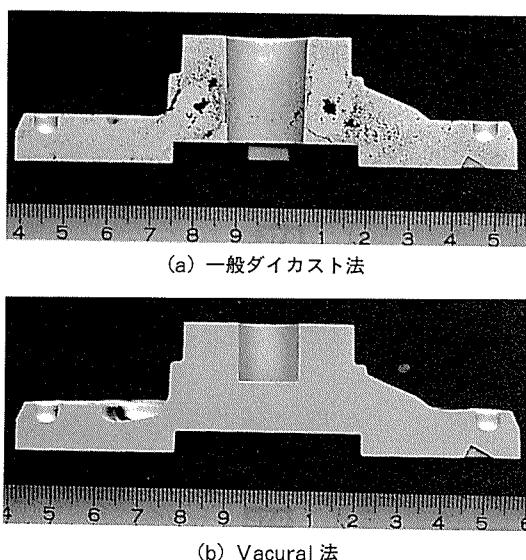


図10 一般ダイカスト法と Vacural 法のミクロポロシティの比較

4. 製 品 例

図11にドイツでVacural法により実用化された自動車用部品例¹⁰⁾を示す。表4に適用車種、使用目的、合金及びVacural法使用前の製造法を示す。多くの部品は

表3 各铸造法の性能比較

	Vacural	真空ダイカスト	一般ダイカスト	溶湯鍛造
給湯方式	真空吸引	レードル	レードル	レードル
真空度(bar)	0.1	0.3	1.0	1.0
ガス含有量(ml/100gAl)	1~5	5~15	10~50	0.2~0.4
ポロシティ	○	△	×	◎
熱処理(T6)	○	△	×	○
溶接	○	△	×	○
耐圧性	○	△	×	◎
生産性*	100	100	100	50
鋳型寿命*	100	100	100	80

* ダイカストを100(標準)とした場合の比較

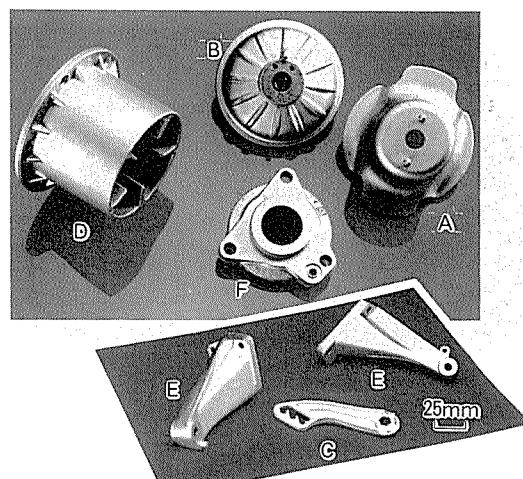


図11 ドイツにおける Vacural 法による自動車用部品例

重力铸造や押出品で製造されており、Vacural法で製造することにより生産性や性能が向上したものと思われる。またAudi社では自動車軽量化のためのスペースフレーム車が開発され、その継手材をVacural法により生産している⁸⁾。

一方当社では住軽テクノス¹¹⁾に铸造部門を集約し、Vacural法により高品質ダイカスト製品を生産している。図12に当社のVacural法による製品例を示す。自動車部品の他、薄肉高強度化が進んでいる電子機器部品にも使用されており、年間120万個のVacural法による製品を生産している。

表4 ドイツにおける Vacural 製品の自動車への適用例¹⁰⁾

記号	製品名	適用車種	使用目的	合 金	Vacural 使用前の製造法
A	スプリングケース	メルセデスベンツ Type 124	延性	Al-11Si-Cu	鋼板の深絞り品
B	軸受けカバー	メルセデスベンツ 全タイプ	延性	Al-7Si-Mg	ダイカスト品
C	モーターかバー 固定部品	メルセデスベンツ Type 124	高温特性	Al-9Si-Mg	アルミニウム 金型鋳物
D	プロペラシャフト 消音器ケース	BMW Type K1	耐久性	Al-11Si-Cu	アルミニウム 押出品
E	モーター台	Ford Type シエラ	耐久性	Al-9Si-3Cu	アルミニウム 砂型鋳物
F	油圧ステアリング カバー	Audi	耐久性	Al-11Si-Cu	アルミニウム 金型鋳物

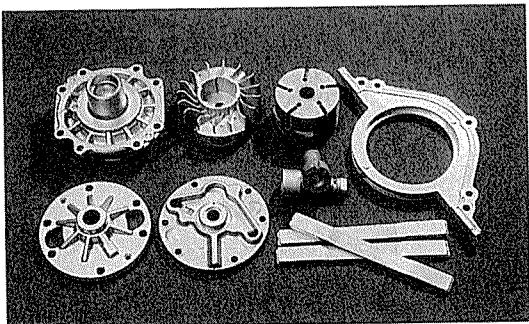


図12 当社製品例

5. ま と め

当社が導入した溶湯吸引式真空ダイカスト Vacural 法の特徴、製品性能及び適用製品例等を紹介した。本法は既存のダイカスト法に比較して給湯方式、高真空鋳造等に特徴があり、これらに当社独自の改良を加えて現在操業中である。本法によれば鋳造欠陥が少なく、熱処理や溶接の可能な高品質ダイカスト製品の製造が可能となるため、今後ダイカストの適用範囲が大幅に拡大するものと期待される。

参考文献

- 1) 軽金属協会：アルミニウム鋳造技術便覧，(1991)，471.
- 2) 鈴木鎮夫，後藤靖夫，片岡義典，大福根康夫：本誌，27 (1986)，100.
- 3) 三木 功：鋳物，60 (1988)，732.
- 4) 倉増幸雄：アルミニウム，1 (1994)，74.
- 5) 梅村晃由，宮越靖宏，前田康治，青山俊三，坂本勝美：鋳物，64 (1992)，718.
- 6) 梅村晃由：日本鋳物協会 研究報告，57 (1990)，129.
- 7) H.Woithe, W.Schwab : Aluminium, 60 (1984), E790.
- 8) F.Stummer : Proc. of 17th Int. Die Casting Congress and Exposition, (1993), 271.
- 9) 品田与志栄，上田徹完，滝 顯治：鋳物，61 (1989), 920.
- 10) F.Kirch : Aluminium, 66 (1990), 367.
- 11) 古郡政一，犬丸 晋，片岡義典，井上敏憲：本誌，34 (1993), 164.

技術資料

名古屋製造所の近代化 その2.
熱間圧延ラインの紹介

上野順一郎
杉江明士
橋爪雅紀
岡村義英

藤本隆行
星野郁弥
今西由幸

技術資料

名古屋製造所の近代化 その2. 熱間圧延ラインの紹介

上野 順一郎* 藤本 隆行**
杉江 明士* 星野 郁弥***
橋爪 雅紀**** 今西 由幸*
岡村 義英*****

Sumitomo Light Metal Technical Reports, Vol. 36, No. 1, No. 2 (1995), pp. 53-59

Modernizaion of Nagoya Works Part 2. Introduction of Our New Hot Rolling Line

Jun-ichiro Ueno, Takayuki Fujimoto, Akio Sugie, Ikuya Hoshino,
Masaki Hasizume, Yosiyuki Imanishi and Yoshihide Okamura

In order to produce large coils up to 22 metric tons with higher quality, modernization of our hot rolling line has been accomplished in 1993.

A slab scalper and a shoe-pusher-type slab heating furnace were newly installed. A CVC (Continuous Variable Crown) mill stand was added at the upstream of the existing 3 tandem finishing mill. The back-up rolls can be shifted to control the strip crown to the level of strictly required. Almost all the electric devices including main motors of the existing mill and the process-computer system were replaced.

To achieve this high speed rolling up to 450m/min, we have developed the finishing mill control system based on the advanced multivariable control theory, which consists of tension control with looper and tension-meter, temperature control by mill speed and strip cooling device, and strip wandering control by differential work-roll bending force.

1. はじめに

最近の缶用材料をはじめとするアルミニウム板製品の高品質化要求および製缶ライン等に供するアルミニウムコイルの大型化要求に対応するため、当社では平成2年から平成5年にかけて、鋳造¹⁾から仕上ラインまで一連の新設備導入及び設備改造を実施した。その結果、最大コイル質量は22tに増大すると共に、板厚精度や表面性状等の品質面でも大きな改善を達成できた。

本報告ではスラブ面削機、熱延加熱炉及び熱間圧延機

の新設・改造設備内容と主な新技術について紹介する。

2. 全体概要

当社の熱間圧延ラインは昭和41年に設置され、その後、昭和52年から数年にわたりプロセスコンピュータの導入他の部分的な改造を実施し最新の機能を維持してきた²⁾。今回は、仕上圧延機のスタンド増設、既設スタンドの主モータを含む電気設備一式の更新、プロセスコンピュータおよび制御装置の更新、さらに、面削機、加熱炉の新設を実施し、全面的な改造を行った。表1にその経過を示す。工場全体配置図及び主仕様を図1および表2～表5に示す。

新設した面削機(図2)は、寸法650mm 厚×2100mm 幅×9000mm 長、質量20t のスラブまで面削可能で

* 名古屋製造所板生産技術部圧延技術室

** 名古屋製造所設備部

*** 技術研究所プロセス研究部、工学博士

**** 名古屋製造所板製造部圧延工場

***** 技術研究所プロセス研究部

表1 热延ライン設備新設・改造の経過

時期	内 容
H2/1	粗圧延機主モータ更新
H3/1	粗圧延機にTPロール、ロールベンダ導入
H3/5	仕上圧延機にTPロール導入
H3/8	仕上圧延機出側設備大型化
	粗圧延機入側テーブル延長
H4/1	仕上圧延機F0スタンド建設
	プロコン、粗圧延機PLC更新
	連続式加熱炉操業開始
H4/4	新面削機操業開始
H4/5	仕上圧延機クーラントシステム増設
H4/8	仕上圧延機PLC、操作盤更新
	仕上圧延機F1スタンド主モータ更新
H4/9	4スタンド圧延開始
H5/8	仕上圧延機F2、F3スタンドモータ更新

表2 新面削機の主仕様

メ 一 力	本間金属工業
カッターカット量	最大 15mm
ライン速度	最大 4m/min
処理能力	12枚/h (標準スラブ)

表3 新加熱炉の主仕様

メ 一 力	中外炉工業
炉 形 式	シュープッシュャー型連続加熱炉 ラジアントチューブ形式
加 热 方 法	LNG間接炊き
処 理 能 力	最大 960t/チャージ
処 理 温 度	390~640°C
温 度 精 度	± 5 °C

表4 粗圧延機主仕様

メ 一 力	芝浦共同工業／東芝 (1966年)
形 式	可逆4段圧延機
主 モ 一 タ	3370kW×2(誘導電動機)
最 大 速 度	180m/min
最 大 荷 重	3000tf(電動圧下)
ロ ー ル 寸 法	WR: 950×3300mm BUR: 1410×3250mm

表5 仕上圧延機主仕様

メ 一 力 F0	川崎重工業／東芝 (1992年)
F1~F3	UNITED ENGINEERING／東芝 (1966年)
形 式	非可逆4段圧延機(4スタンド)
主 モ 一 タ	4500kW/スタンド(同期電動機)
最 大 速 度	450m/min
最 大 荷 重	F0: 3500tf, F1: 2500tf, F2, F3: 2000tf
圧 下 方 式	F0: 油圧圧下, F1~F3: 電動圧下
ロ ー ル 寸 法 F0	WR: 800×2300mm BUR: 1500×2500mm
F1~F3	WR: 735×2286mm BUR: 1380×2286mm, 1410×2300mm(TP)

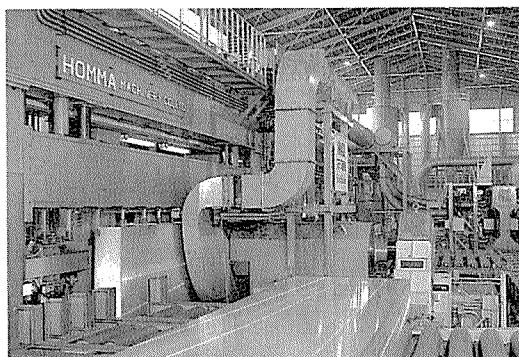
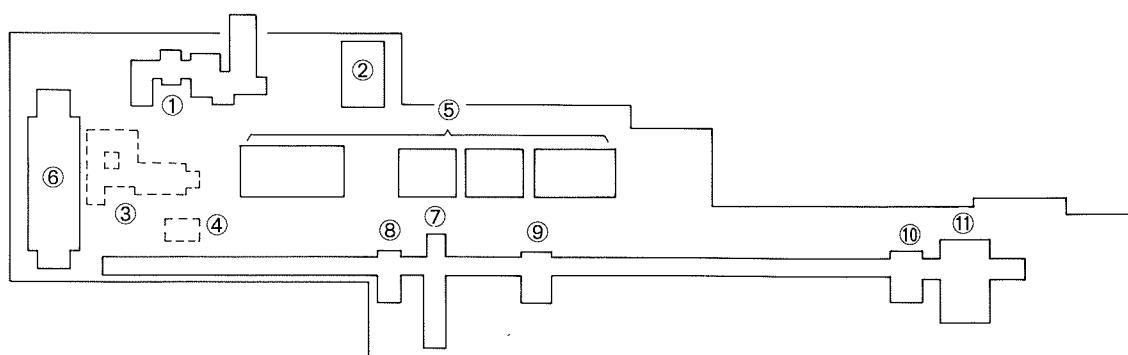


図2 新面削機外観



①面削機(新設), ②面削機ドライヤープレス(新設), ③旧面削機(使用中止)
 ④旧ドライヤープレス(使用中止), ⑤バッチ式加熱炉, ⑥連続式加熱炉(新設)
 ⑦粗圧延機, ⑧エッジャー, ⑨4"シャー, ⑩1.5"シャー, ⑪仕上圧延機(1スタンド増設)

図1 工場全体配置図

あり、スラブ上下面・側面およびコーナー部の面削が可能である。また、切粉の回収・自動圧縮装置（ドライプレス）を具備している。

新設した加熱炉（図3）は、当社では初めてのシェーピッシャー型連続加熱炉であり、1チャージ当たり960tのスラブの均熱処理・加熱が可能である。炉内は10ゾーンに分割され、各ゾーン毎の炉温設定が可能であり、3種類の異種加熱パターン材の同時処理が可能である。

熱間粗圧延機は、主モータを従来の直流モータ（2250kW×2台）から交流モータ（3370kW×2台）に更新し、大型コイルの高能率圧延を可能とした。

熱間仕上圧延機（図4）は、既設3スタンドの上流に1スタンドを増設し4スタンドとした。新設スタンドは圧延荷重3500tfの高圧下圧延が可能である。さらに、既設スタンドの主モータも、従来の各スタンド2600kWの直流モータから、新設スタンドと同様の4500kWの交流モータへ更新することにより最大圧延速度を450m/minとした。

仕上圧延機のスタンド増設工事は、既設3スタンドでの操業を継続しながら基礎工事を実施する等、長期にわ

たっての分割停止工事および圧延中工事を行うことにより、最小限の稼働停止日数で完成させた。

なお、コンピュータシステムの更新も実施しており、その構成を図5に示す。

3. 各種制御技術

3.1 板クラウン制御

板幅方向を含む板厚精度向上の要求に対応するため、昭和56年に仕上圧延機に導入したVC (Variable Crown) ロール³に加えて、平成3年に粗圧延機および仕上圧延機にTP (Taper Piston) ロールを導入した⁴。さらに新設スタンドとして、ディクリース側360tfからインクリース側500tfのワークロールベンダをもつCVC (Continuous Variable Crown) ミルを選定した。このCVCミルはバックアップロールシフト方式であり、チョックは固定でベアリング面で軸方向に±100mmシフトする方式である。バックアップロールシフト方式を採用したのは、ワークロールのロールコーティング・ヒートクラウン・温度分布の影響を直接受けるのをさけるためである。ゼロシフト時のワークロールとバックアップロール間の荷重分布を均一に近くするため、バックアップロールに加えてワークロールも3次曲線のCVC形状に研磨している。

表6に各制御装置の構造と特徴をまとめる。

図6に制御装置の配置を示すが、その基本的な考え方は、板厚が比較的厚く形状不良が発生しにくい上流スタンドでCVCミル・TPロールを用いて目標板クラウンを達成し、下流スタンドでは圧延中の変更が可能なVCロールを用いて圧延中の形状不良対策を行うというものである。

上記の制御装置増強に加えて、出側板クラウン計および各スタンド間に社内開発した光学式の板形状計を設置

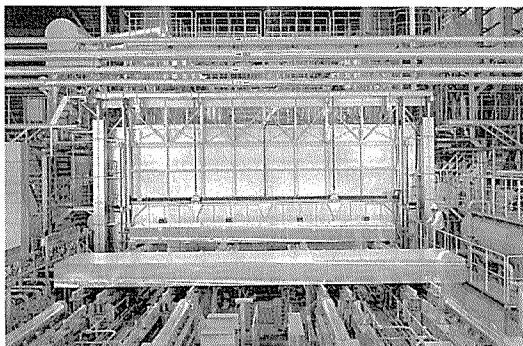


図3 新加熱炉外観

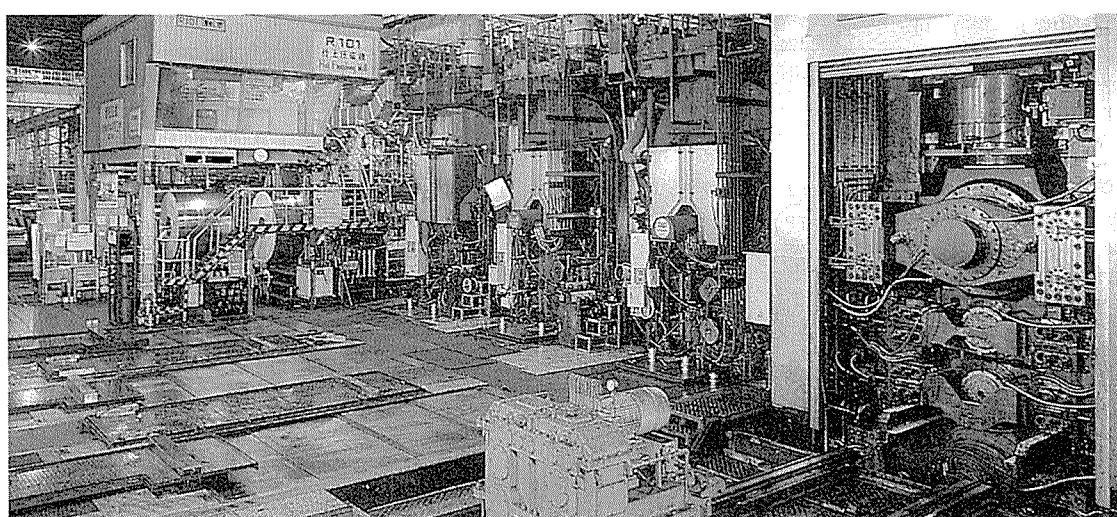


図4 热間仕上圧延機外観

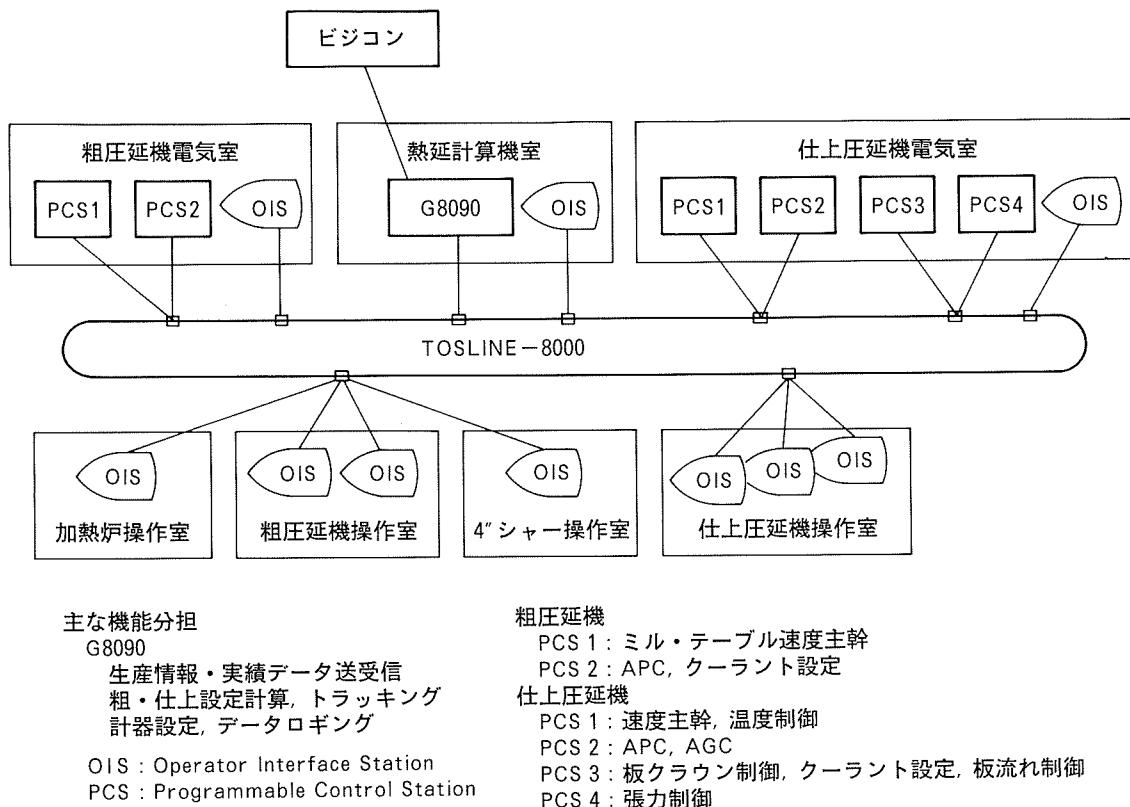
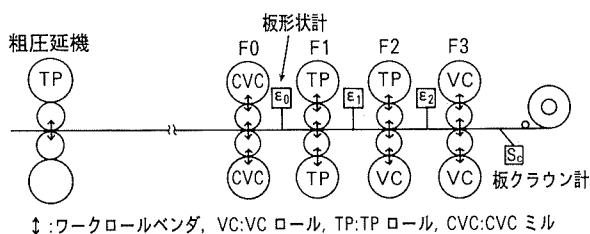


図5 コンピュータシステム構成図(主要部のみ)

表6 板クラウン制御装置の構造と特徴

	ワークロールベンダ	VC ロール	TP ロール	CVC ミル
構 造				
能 力	△ (F1-F3) ~ ○ (F0)	△	○	○
圧延中変更	可 能	可 能	不 可	不 可 ^{*1}

*1 可能であるが、シフト速度が圧延荷重と圧延速度で規制されており、現実的には圧延中のシフト速度はかなり遅く、
圧延中変更は実施していない。

図6 板クラウン制御装置の配置⁵⁾

しており、それらを用いた圧延前のプリセット制御及び圧延中のフィードバック制御からなるシステムを開発した⁵⁾。その結果、制御が最も困難な缶蓋材の狭幅薄板材

でも熱間仕上圧延機出側の板クラウン比率の上限を0.5%にすることが可能となった。

3.2 張力制御

熱間仕上圧延機の張力変動は、スタンド間でのループ発生や板切れ等のトラブルにつながる。特に450m/minという高速圧延を安定して達成するためには加速時の張力の安定性や通板時の張力の早期確立が必要となる。從来からアルミニウムの熱間仕上圧延機ではルーパーを用いたスタンド間張力制御が多く使用されており、当社の仕上圧延機でも油圧ルーパーを使用してきた。しかし、ルーパーによる張力制御は、ルーパー角度制御と張力制御の相互干渉によりハンチングしやすいという問題があり、高速

化の障害になりうると考えられた。そこで今回、F1-F2間およびF2-F3間は既設ルーパロールに新たにトーションタイプの張力計を設置し、ルーパ方式とルーパレス方式の長所を生かした多変数制御理論に基づく新方式張力制御を開発・実用化した⁶⁾。なお、新設F0スタンドとF1スタンド間は圧延速度が遅く板厚も比較的厚いためループ発生等のトラブルは発生しにくい。したがって、最も設備的に簡単な張力計を用いたルーパレス張力制御方式とした。また、材料噛込み時の負荷発生によるロール周速変化を精度よく補償するため、負荷予測に基づくフィードフォワード型のインパクトドロップ補償制御を開発・実用化した。

図7および図8に張力制御の内容と適用結果を示す。新方式の適用は、高速圧延の圧延安定性および板厚精度

向上に効果を發揮している。

3.3 温度制御

熱間圧延時の材料温度はアルミニウム板製品の品質に大きな影響をおよぼす因子であり、その制御は最も重要な技術のひとつとして位置づけられている。今回の新鋭化改造に当たっては、大型コイルの高速圧延時の材料温度精度の向上をめざし、仕上圧延機の入側および各スタンド間にクーラント(=圧延油)による圧延材冷却装置を設置した。新システムは、圧延材冷却装置と圧延速度の協調制御による方式であり、先端部から尾端部にいたるまでの全長にわたる温度精度の向上を達成した。図9および図10に温度制御の構成と適用結果の一例を示す。

3.4 板流れ(蛇行)制御

一般に、板クラウン低減に伴い板流れ(圧延中に板が

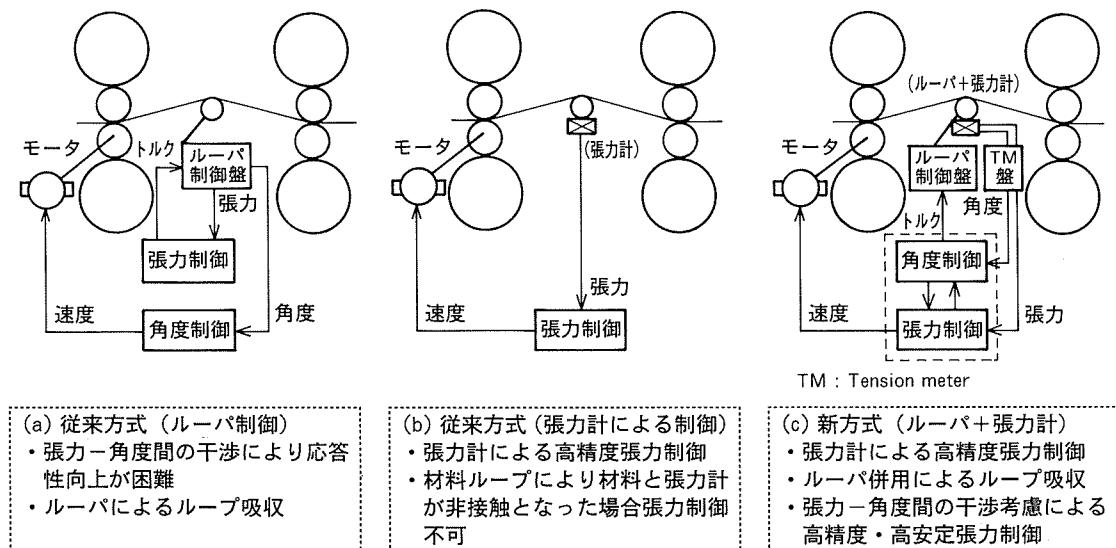
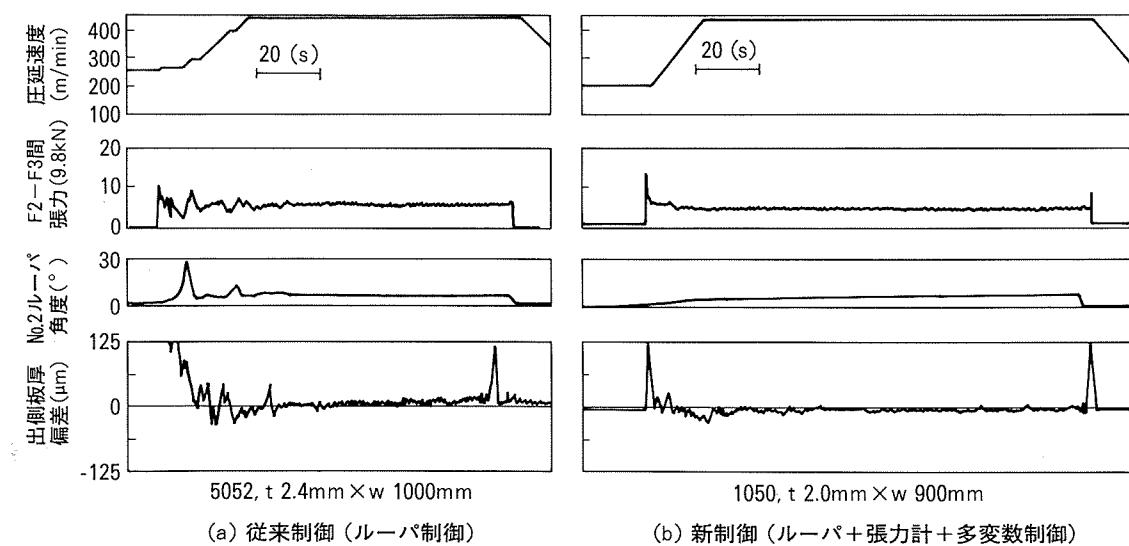


図7 張力制御の構成



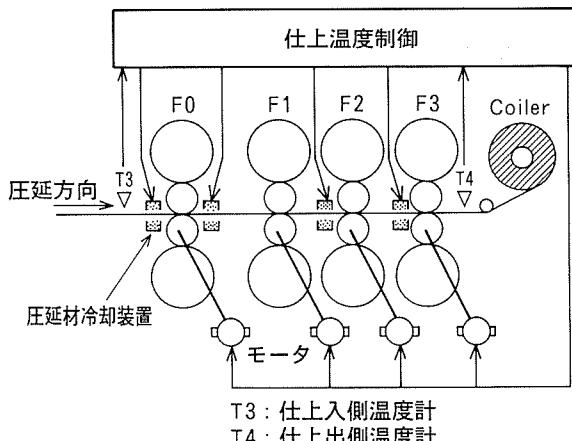


図9 温度制御の構成

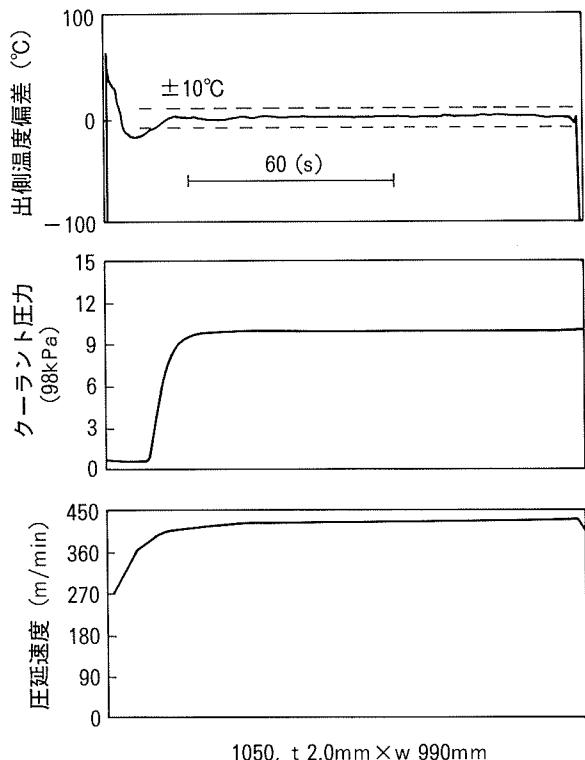


図10 温度制御の適用例

ミル中心から幅方向にずれながら圧延が進行する状態)が起りやすくなる。特に平行剛性を低下させるような高クラウン制御圧延機では、通常の圧延機に比べて板流れを引き起こしやすい。また、高速圧延時には尾端無張力部の板流れ安定化が必要である。それらに対応して、ベンダ差圧を用いた尾端部板流れ制御を開発・実用化している⁷⁾。

図11および図12に制御内容と適用例をまとめた。本制御の適用によって、尾端部板流れトラブルが減少し時間稼働率の向上に寄与した。

3.5 その他

その他の主な実施項目・効果を以下に列挙する。

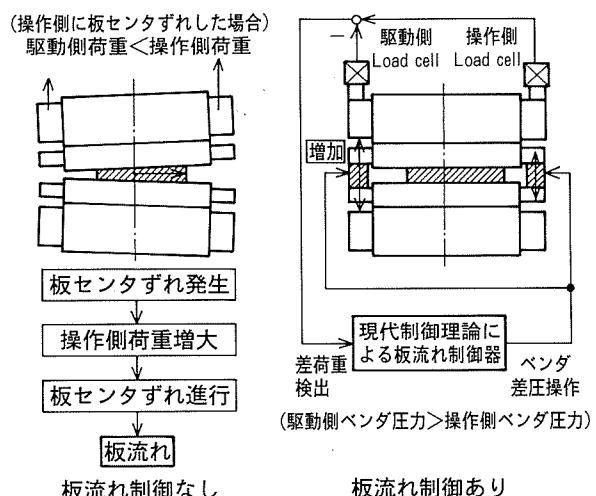
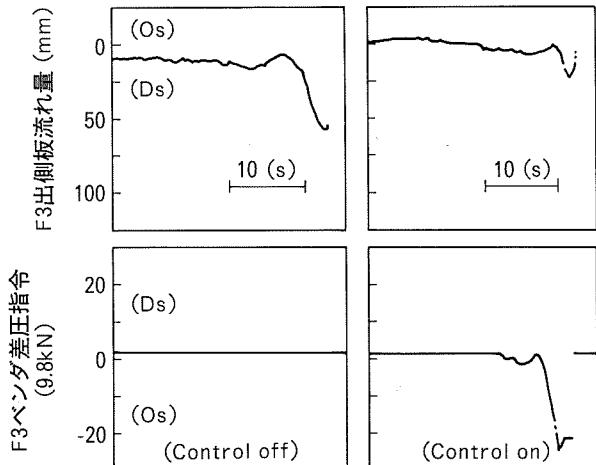


図11 板流れ制御原理

図12 板流れ制御の適用例⁷⁾

- (1) 粗圧延機・仕上圧延機ともタッチパネル方式のOIS(Operator Interface Station)を導入し、パルピット(操作室)内の操作用品やメータ類の大幅な減少をはかると共に、パルピット・電気室等での操業状況・圧延データの表示機能を充実させた。
- (2) 品質管理用のデータを統合表示・記録する“品質カルテシステム”的導入とパソコンを用いたデータ解析システムの導入により、品質不良・トラブル発生の防止に大きな効果を発揮している。
- (3) 設定計算の精度向上をはかり、再計算回数・手動介入回数の減少による能率向上を達成した。
- (4) 仕上圧延機高出力の4スタンドにすることにより、圧下配分の自由度が増し、板表面品質を向上させることができた。
- (5) 粗圧延機出側の4インチシャーおよび仕上圧延機入側の1.5インチシャーのカット屑処理装置を新規に設計・製作し、屑処理の自動化・要員の省略を達成できた。

4. まとめ・課題

上述の一連の熱延ラインの改造によって、高品質の大形コイルを安定して製造できるようになり、顧客のニーズに十分応えることができる状態となったと考えている。

今後、完全自動圧延の実施等に取り組み、さらなる生産性向上・品質向上に取り組む計画である。

参考文献

- 1) 高井美樹, 足立俊輔, 上原敏彦, 正木克明, 氏家隆之 : 本誌, 34, (1993), 253.
- 2) 大久保正男, 上野順一郎, 藤本隆行, 木村 紘 : 本誌, 25, (1984), 257.
- 3) 杉江明士, 木村 紘, 小倉正紀, 益井 健, 滝川敏二 : 塑性加工春季講演会論文集 (1986), 227.
- 4) 杉江明士, 橋爪雅紀 : 第83回軽金属学会秋期大会講演概要集, (1992), 51.
- 5) A. Sugie and H. Kimura : *Science and Engineering of Light Metals*, Proc. of RASELM '91, Sendai, Japan (1991), 761.
- 6) 星野郁弥, 岡村義英 : 第88回軽金属学会春期大会講演概要集 (1995), (講演予定).
- 7) 岡村義英, 星野郁弥, 上野順一郎 : 第2回制御理論応用シンポジウム, (1994), 73.

技術資料

名古屋製造所の近代化 その3.
押出製品の新製造設備紹介

疋田達也 佐野秀男
毛利英一 安保満夫

住友軽金属工業株式会社技術研究所

技術資料

名古屋製造所の近代化 その3.

押出製品の新製造設備紹介

疋田達也* 佐野秀男*
毛利英一** 安保満夫***

Sumitomo Light Metal Technical Reports, Vol. 36, No. 1, No. 2 (1995), pp. 60-65

Modernization of Nagoya Works Part 3. Introduction of New Aluminium Extrusion Facilities

Tatsuya Hikida, Hideo Sano, Eiichi Mohri and Mitsuo Abo

New extrusion facilities are introduced in Nagoya Works for improving productivity and quality.

The 55MN direct/indirect extrusion press produces all kinds of extrusions, such as shapes up to 460mm width, mandrel tubes, porthole tubes and bars.

The bull block connected to the extrusion press draws the mandrel tubes and produces 300kg coil without any joints for automotive parts.

The drawing bench draws twice successively and produces three tubes simultaneously.

The vertical quenching facility produces aircraft materials that are charged with the most strict requirements because it can make the thermal strain small.

These new facilities have been optimally laid out.

1. はじめに

アルミニウム合金の押出製品は、すでに多くの需要分野で利用されており、近年の地球環境保護、省エネルギーの観点から、輸送機器の軽量化に際して用途はさらに拡大している。アルミニウム合金の押出製品の主な用途を表1に示す。これらの押出製品のなかでも形材には図1に示すように複雑かつ多様な断面形状が求められ、管材、棒材と同様に寸法精度や強度に関する品質規格は厳しさを増している。輸送機器の構造材や建材には後加工の合理化または施工の容易さ、継ぎ目のない美観が必要とされ、形材に対する広幅、大型化の要求が高まっている。一方、熱交換器材に代表されるような精密形材、あるいは複写機のドラムやヒートロールは小型、薄肉化が進み、製造技術の向上が求められている。当社ではこれらますます多様化する製品要求に十分に対応できるよういくつ

かの設備を導入した。本報では主要な新設備と研究用の試験設備を紹介する。

表1 アルミニウム押出製品の主な用途

輸送機器	鉄道車両・自動車部品・船舶 航空機部品・二輪車部品 トラック用アオリ・コンテナ
建築・土木	高欄・手すり・水門・配管材 照明用、旗用各種ポール 電話ボックス
家電	テレビ・ビデオ用部品 ステレオ・ラジオ用部品 熱交換器用部品
その他	OA機器・カメラ用部品・ブスバー バット・ラケット・スキーストック エアーシリンダー・電子ピアノ トロフィー・熱交換器(産業用)

* 技術研究所プロセス研究部

** 名古屋製造所押出製造部

*** 名古屋製造所押出技術部

2. 設備の概要

2.1 押出機

押出機は、コンテナ内径が16インチの直接、間接兼用複動式プレスであり、その押出力は55MNである。直接押出については、13インチコンテナも使用可能である。押出機の外観を図2に、主仕様を表2に、それぞれ示す。形材、管材及び棒材等押出材全品種を製造でき、管材については、マンドレル、ポートホール両方式に対応できる。また、製品の製造最大寸法が表3に示す範囲となり、

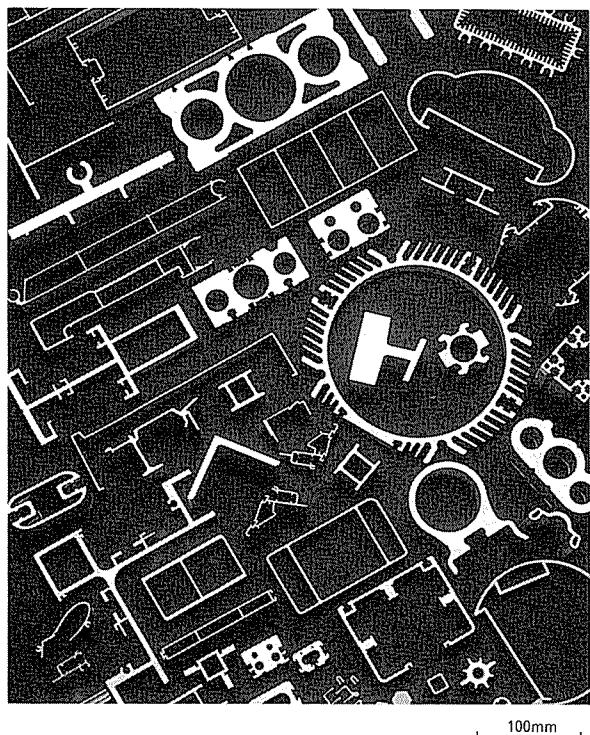


図1 押出形材の断面形状

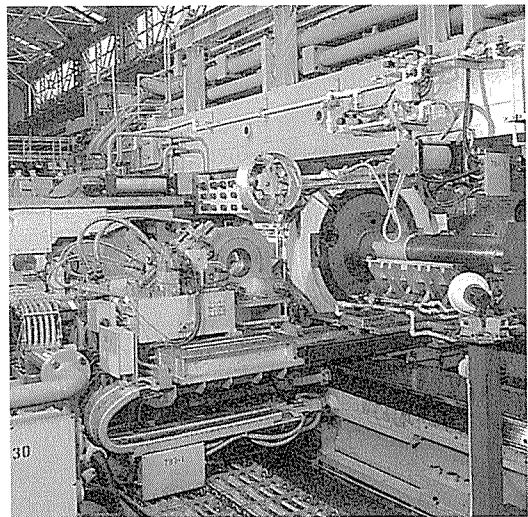


図2 押出機の外観

ビル建築用の大型形材、厚肉の空圧シリンダー形材等が製造可能となっている。

押出機及び関連設備のレイアウトを図3に示す。レイアウト上の特徴として、押出機前面及び後面設備をライン化することにより、自動化による省人、リードタイムの短縮を実現している。その結果、ビレット加工からラック積込みまでの作業者は4名である。

押出機の入側にはインゴット切断機、外削・面取機及び内削（穴あけ）機に加えてビレットの超音波探傷機を備えており、高品質ビレットを押出機に供給するビレットの加工検査ラインを形成している。さらに、低周波誘導加熱方式のビレットヒーターはフラット加熱に加えて2パターンのテーパー加熱が可能であり、材質、製品形状等によって異なる押出速度に応じて選択している。多品種少量生産の効率化を図るため、押出機本体の付帯設備としてクイックダイチェンジャーを導入し、ダイス交換時間を従来の5分の1に短縮している。また、16インチと13インチのサイズ替え作業は、ダイステムチェンジャーを設置し、コンテナの引き出しにビレットローダーレールを利用することにより、45分以内となっている。

押出機の出側には、焼入れ装置、ホットソー付ダブルプラー、50m長テーブル、ストレッチャー、ラック積込み装置、コイラーを備えている。焼入れ装置は空冷、水冷両者に対応可能であり、高強度材の生産効率を高めるダイケンチ処理を行っている。一例として、6000系合金自動車バンパー形材は水冷ダイケンチを採用して

表2 押出機の主仕様

型 式		直接・間接兼用複動式
押出力 (MN)		55
コンテナ内径 (mm)	直接	16インチ : $\phi 406$ 13インチ : $\phi 334$
	間接	16インチ : $\phi 406$
ビレット寸法 (mm)	直接	16インチ : $\phi 401 \times 330 \sim 1200\ell$ 13インチ : $\phi 328 \times 330 \sim 1200\ell$
	間接	16インチ : $\phi 401 \times 330 \sim 1100\ell$
後面設備	イニシャルテーブル	焼入れ装置：水冷及び空冷
	ダブルプラー	1レール2ヘッドリレー式（ホットソー付）
	ランアウト・クリーリングテーブル	長さ : 50m
	ストレッチャー	2450kN (20m未満) 1225kN (20m以上 50m以下)
	ラック積込み装置	500kg/パッチ
	コイラー	巻き取り速度 : max. 100m/min
付帯設備	クイックダイチェンジャー、ダイステムチェンジャー、コンテナ予備加熱器、マンドレル交換装置、フィックスダミー潤滑装置	

表3 押出機の製造範囲

(単位 mm)

品種	コントローラー 材質	16インチ		13インチ	
		6063, 6N01	6061	6063, 6N01	6061
ソリッド 形材	最大外接円直径	φ400	φ345	φ320	φ320
	最大(幅×高さ)	460×60	—	360×60	—
	最小断面積	1500	2500	1000	1200
	最大断面積	14800	14800	11000	11000
ホロー形材	最小肉厚	3.0	3.5	2.5	3.0
	最大外接円直径	φ330 ホロー部 φ230	φ330 ホロー部 φ230	φ270 ホロー部 φ180	φ270 ホロー部 φ180
	最大(幅×高さ)	410×100 ホロー部 400×60	340×100 ホロー部 300×60	310×100 ホロー部 300×60	310×100 ホロー部 280×60
	最小断面積	2300	2800	1500	1500
管材	最大断面積	14800	14800	11000	11000
	最小肉厚	3.5	4.0	3.0	3.5
	外径	φ47～230 (φ47×t3.5×220m coil)		—	
	直径	φ60～200		—	

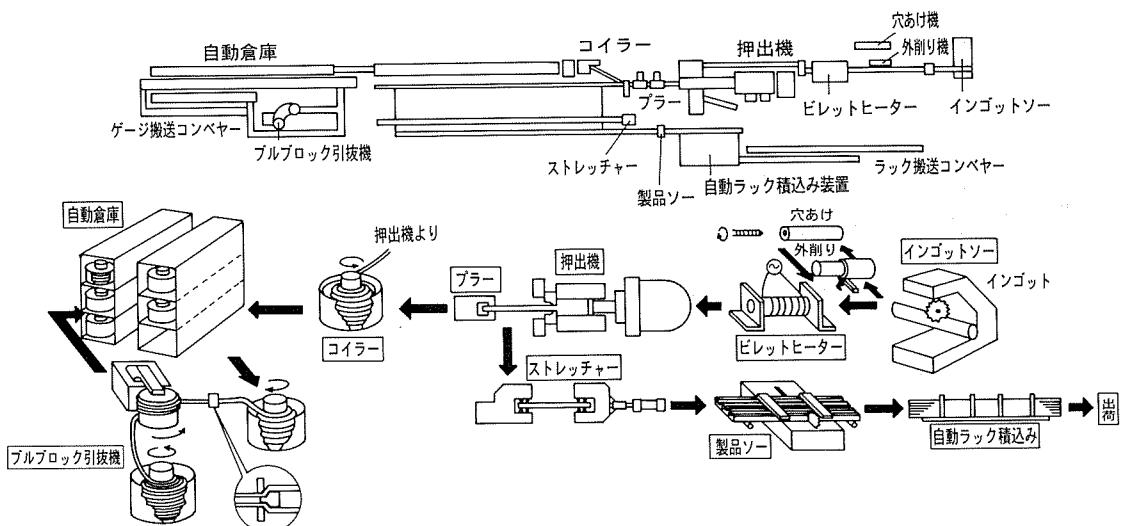


図3 押出機のレイアウト

いる。表4に示すように通常のクエンチ材とほぼ同等の機械的性質が得られ、引張強さのばらつきは 30N/mm^2 未満となっている。ダブルブラーを採用したことにより製品歩留りが4%以上向上し、アイドルタイムも短縮している。一方、押出機に直結したコイラーは、押出速度に同調して最高速度100m/minで管材を直接巻き取ることができる。巻き取られた管材は専用ケージに収納し、立体倉庫に保管した後図4に示すブルブロック引抜機に搬送する。

ブルブロック引抜機は、巻き取られた管材にそのまま張力を付加して直径84インチのスピナーに巻き取りながら引抜く機械であり、継ぎ部のない最大質量300kgの管

表4 パンパー形材ダイクエンチ品の機械的性質

	ダイクエンチ	クエンチ
引張強さ (N/mm ²)	340～365	340～370
耐力 (N/mm ²)	285～310	280～300
伸び (%)	15～19	17～21

材コイルを製造することができる。製造寸法は、外径6mmから19mm、肉厚0.8mmから1.5mmであり、引抜速度は最高1245m/minである。出側には、コイルの自動整列巻き、軟化ライン及び直管ラインが直結し、コイル、直管両方を製造できる。

2.2 ベンチ式引抜機

ベンチ式引抜機は、複写機ドラムやヒートロール等の厳しい寸法精度が要求される管材を主に製造する。本引抜機の外観を図5に、レイアウトを図6に、それぞれ示す。本引抜機の特徴は、ダイススタンドが上下にスライドし、上段及び下段に収納した引抜き1回目及び2回用ダイスを交互に用いることによって2回の引抜加工を連続して行い¹⁾、一台の引抜機における生産性を大幅に

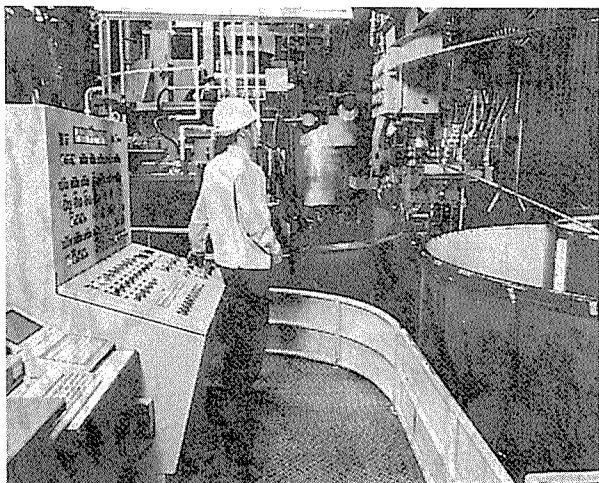


図4 ブルブロック引抜機の外観

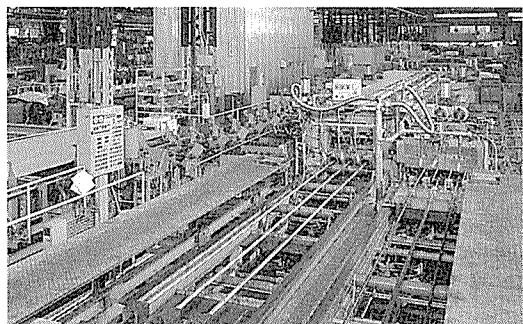


図5 ベンチ式引抜機の外観

向上させている。最大3本の同時加工が可能であり、引抜き最高速度は60m/minである。製品としては、外径が30mmから90mm、肉厚が1.0mm以下の薄肉管から10mm前後の厚肉管まで多種にわたっている。これらには一般的に内外径の許容差±0.05mm、真円度0.05mm以下の寸法精度が要求されており、近年では後加工の合理化から要求精度はさらに厳しさを増している。付帯設備として、入側に給油装置及び口付機、出側にはリーラー矯正機及び鋸をそれぞれ配備しており、全自動の引抜ラインを形成している。

2.3 堅型焼入れ装置

本装置は、溶体化急冷処理によるひずみの発生を抑制するため、加熱炉、冷却槽とも堅型としており、さらに冷却槽には水槽及びクエンチャント液槽を採用している。

本装置の外観及び概略構造を図7²⁾及び図8に示す。

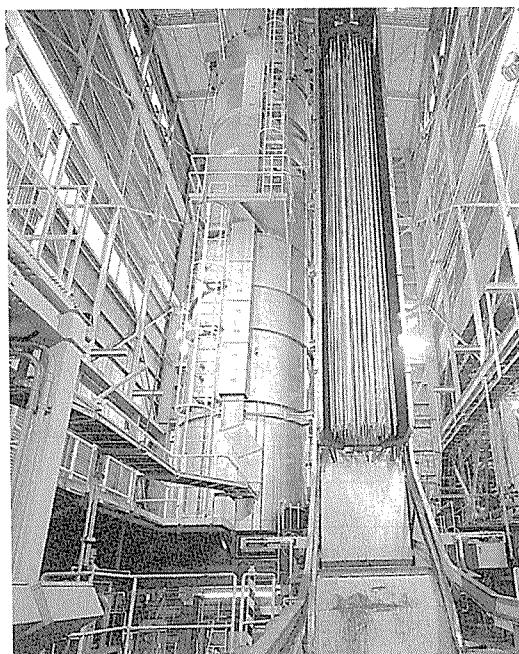


図7 堅型焼入れ装置の外観²⁾

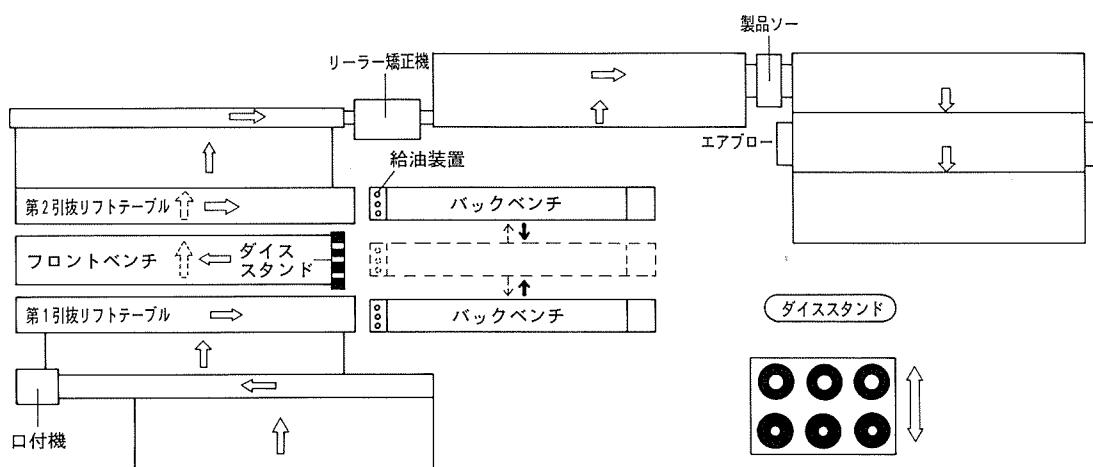


図6 ベンチ式引抜機のレイアウト

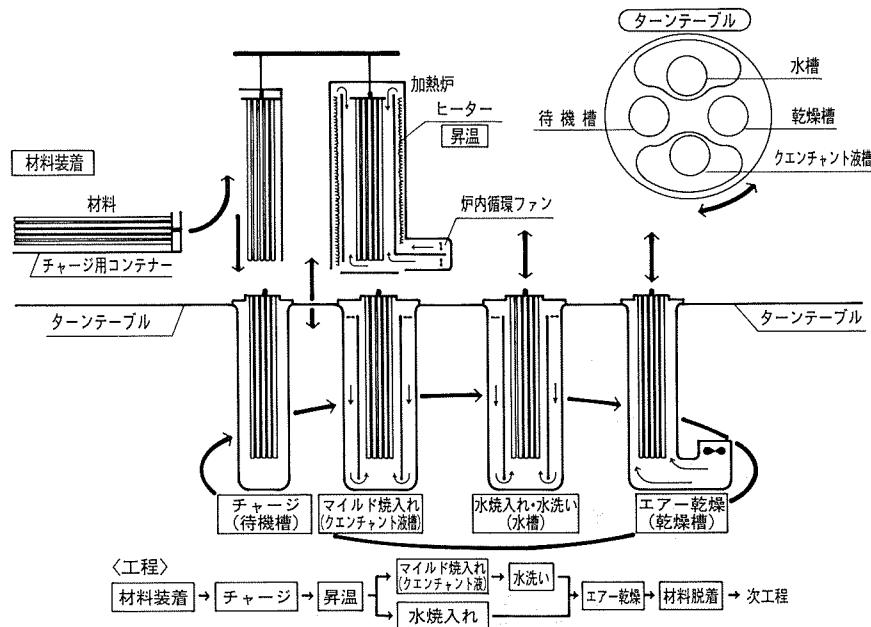


図8 堅型焼入れ装置の概略構造

表5 堅型焼入れ装置の主仕様

熱処理温度	450~550°C ($\pm 2.5^\circ\text{C}$)
加熱方式	電気抵抗式
炉内有效寸法	$\phi 1250\text{mm} \times 11\text{m}$ (深さ)
冷却槽	水槽及びクエンチャント液槽
チャージ量	最大 4000kg
製品	直径 $\phi 16\text{mm} \sim \phi 175\text{mm}$
	長さ 2000~11000mm

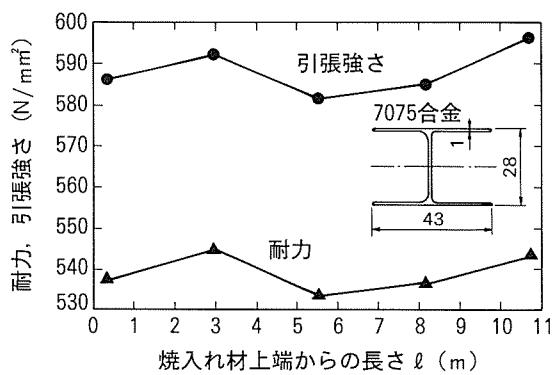


図9 クエンチャント焼入れ形材の機械的性質

加熱炉を地上に、水槽、クエンチャント液槽、乾燥槽及び待機槽を備えたターンテーブルを地下に配置しており、溶体化、冷却及び乾燥を自動処理する。加熱炉内には風速15m/sのプロアーランバ機能を備えており、常温から465°Cまでの昇温時間を2時間以内としている。長尺材

を均一に処理するため、冷却槽には循環機能を設けている。主仕様を表5に示す。

クエンチャント焼入れした一例として、肉厚1mmのH型7000系合金形材は、クエンチャントの均一かつ急速な冷却効果によって、水冷と同等以上の強度を有し、かつ、図9に示すように長さ方向のばらつきは引張強さ、耐力とも20N/mm²未満となっている。しかも、残留応力は水冷時のほぼ半分である。これらのことから、本装置は、航空機材料の焼入れ処理装置として認定されている。

2.4 試験押出機

押出製品の用途が多様化するなかで、押出技術の開発を高精度かつ安価に行うための研究設備として、直接・間接兼用試験押出機及びビレットヒーターを導入した。図10に試験押出機の外観を示す。

押出力が4900kNの試験押出機は、ビレットの直径が90mmであり、最大長さは直接の場合が360mm、間接の場合が300mmである。すなわち、6インチ用押出機の6割程度の規模である。安定した押出速度が得られるよう、ラム速度のふらつき振幅は低速域でも0.1mm/s以内としている。また、誘導加熱式ビレットヒーターは、長さ100~360mmのビレットを、最適温度600°Cまで昇温時間3~5分、温度分布±10°Cで加熱保温できる。さらに、加熱炉内の雰囲気を必要に応じて制御できるように、不活性雰囲気装置を備えている。

これらの設備を用いて、主に、ソリッドダイス及びホールダイスの設計技術に関する研究、ビレットの変形機構や難加工材の押出技術に関する研究、あるいは少量サンプルの試作を実施している。すでに押出難易度の高い熱交換器用精密形材“マイクロシェイプ”³⁾の押出技術

の確立、各種表面処理ダイスの耐磨耗性評価⁴⁾やダイスの割れ対策に大きく貢献している。

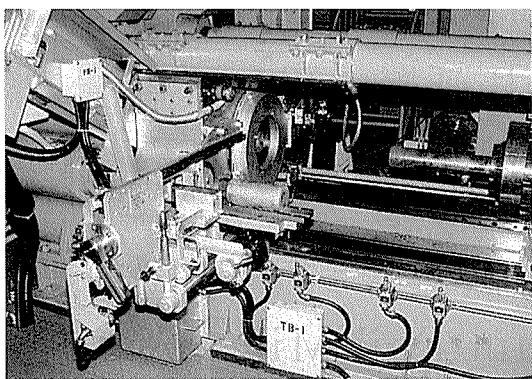


図10 試験押出機の外観

3. おわりに

新設備の導入によって、大型化、高精度化した製品の効率的な生産が可能となった。押出製造技術をさらに高め、設備に改善を加えながら、高品質化、低コスト化を推進している。アルミニウム合金押出材が輸送機や建築分野等に広く採用されることを期待したい。

参考文献

- 1) 特許 第1790595号
- 2) 吉田英雄, 内田英俊: 軽金属, 45 (1995), 41.
- 3) 安保満夫, 田中康之: 本誌, 31 (1990), 48.
- 4) 佐藤文彦, 安保満夫: 本誌, 34 (1993), 54.

技術資料

住軽アルミ箔株式会社
高速アルミニウム箔圧延機の紹介

千田憲雄 笛場廣義
吉田左千雄

住友軽金属工業株式会社技術研究所

技術資料

住軽アルミ箔株式会社 高速アルミニウム箔圧延機の紹介

千田憲雄* 笛場廣義*
吉田左千雄**

Sumitomo Light Metal Technical Reports, Vol. 36, No. 1, No. 2 (1995), pp. 66-71

High Speed Aluminium Foil Mill at Sumikei Aluminium Foil Co., Ltd.

Norio Chida, Hiroyoshi Fueba and Sachio Yoshida

Since the establishment of Sumikei Aluminium Foil Co., Ltd. in 1979, we have been operating 2 commercial foil mills for all rolling processes-roughing, intermediate and finishing-while maintaining required product quality.

However, in order to meet increasingly stringent requirements for quality nowadays, a new foil mill was installed in 1992.

The completion of this third foil mill has enabled us to respond to customer's requirements more precisely.

In this report, we introduce our new foil mill system.

1. はじめに

アルミニウム箔圧延は300~500 μm 厚の箔地を約100 μm 厚さまで圧延する粗圧延, 60~12 μm 厚さまでの中間圧延および25~6 μm 厚さまでの仕上圧延とにわけられる。これらの圧延は粗圧延と中間圧延を1台の圧延機で、中間圧延と仕上圧延とをもう一台の圧延機で行う場合と粗圧延、中間圧延、仕上圧延を各々1台かあるいは複数台の圧延機で行う場合がある。

粗圧延の場合、アルミニウム薄板の冷間圧延と大差はないが、中間圧延、仕上圧延の場合は箔圧延特有の圧延挙動を示す。その特徴をあげると以下のようである。

(1) 箔厚が30 μm 前後で、上下ワークロールの両端部が接触するいわゆるキスロールとなる。

(2) 上記キスロールと相まってワークロールのロール胴長/ロール径比が7倍に達するものもあるため、ワークロールベンダーによる軸芯のたわみが複雑となる。

(3) 箔厚が薄くなると圧延機の入側、出側で箔にしづ

が発生したり、破断したりする頻度が多くなり、安定した圧延を維持することが困難となる。

(4) 平坦度制御についても、箔厚が薄くしかも変形抵抗が200N/mm²以下と小さいので、ロール間隙内で発生する塑性加工熱、箔とワークロール間のスリップによって発生する摩擦熱によるヒートクラウンがつきにくくなる。したがって、クーラントによる形状制御能力も非常に小さくなる。

(5) 薄箔の仕上圧延時はワークロールの偏平が大となり、接触弧長が箔厚さの200倍以上となるので薄板の圧延理論を適用する場合には注意を要する。

一方、このようなアルミニウム箔圧延によって得られた製品に対する需要家からのニーズとしては、高品質、小ロット、短納期がある。

例えば、ユーザーにおいて200m/min以上の高速で7 μm 厚以下の箔をポリエチレン、ポリプロピレン等をドライラミネーターで貼合わせる場合には、従来よりもさらに良好な平坦度の箔でないと、加工中にしづが発生したり、破断の問題が生じる。

従って、顧客ラインの高速化と自動化に伴い、箔の平

* 住軽アルミ箔㈱

** 技術研究所 プロセス研究部

坦度と表面性状への品質要求がますます高まっている。

また、医薬品包装用PTP (Press Through Pack) 箔や食品包装用箔では、需要家で全長全幅にわたって表面検査器を用いて検査していることもあり、箔表面を清浄に保つため、異物の押込みや付着等の防止対策も重要な要素となっている。

以上、箔圧延の技術的な課題を解決し、かつ、高品質小ロット、短納期等需要家のニーズに応えた生産体制を整えるべく、当社では1992年6月に中間・仕上兼用圧延機を設置した。以下に、その概要につき紹介する。

2. 圧延機の特徴

本圧延機は高品質のアルミニウム箔を精度よく、効率よく生産することを目的に開発された中間・仕上兼用で、国内では最高速度の2000m/minを有する最新鋭の圧延機であり、以下に示す各種の特徴を有している。

(1) アルミニウム箔圧延機としては最も進んだ自動形状制御装置の一つを有している。すなわち、ピエゾ素子方式のBFI形状検出器ならびにドイツのアッヘンバッハ社がBBCの技術を導入してつくった形状制御システムにVC (Variable Crown) ロールを組込んだシステムを採用している。ハード、ソフトの両面で従来のBFI方式の検出器の問題点を改善すると同時に検出データーの処理方法、自動形状制御のアルゴリズムも新たに開発するなど当社が蓄積してきた形状制御技術のノウハウを組んでいる。したがって各需要家からの要求に応じた形状のアルミニウム箔を精度よく圧延することが可能である。

(2) 最適な圧延条件を計算機の記憶装置に保管し、同様の材料を圧延する場合には、最適な圧延条件をプリセットする機能、学習機能を有している。これによりオペレーター間の設定条件のばらつきが減少し、安定した品質のアルミニウム箔を圧延することができる。

(3) 本圧延機には独立した二系統の圧延油（以下クーラントと称す。）配管系がある。一つは中間圧延でしかも高速で圧延する場合に必要な大流量で比較的低温のクーラントを供給するライン。もう一つは低速で表面品質に重点を置いた仕上圧延をする場合で、小流量で比較的高温のクーラントを供給するラインである。被圧延材の要求品質に応じ、いずれかのクーラントラインを選択することができるので、従来に比較し圧延対象範囲を広げることが可能となっている。なお、二系統の圧延油配管系は短時間でしかも自動切換可能な構造となっている。

(4) 設計段階から圧延機の内部を清掃しやすい構造となるよう配慮した。これは、圧延機のフード、配管等に付着した濃縮された圧延油やアルミニウム粉末・破片とクーラントが混合した異物が圧延中に箔表面に落下したり付着するのを可能なかぎり防止するためである。

(5) 生産管理情報、被圧延材の前工程からの品質情報

ならびに圧延機本体、付帯設備の異常監視情報等を操作室に集中させた。これにより圧延開始時の通箔ならびに出側スプールへの巻付け作業以外はエアコンのきいた操作室から遠隔操作できるようになっている。

3. 圧延機の仕様及び設備概要

本圧延機は小台車移動方式コイル搬送台車、入・出コイルカーペイオフリール、ダブルペイオフリール、圧延機本体、テンショントリール及び入・出側スプールハンドリング装置、ロール組替装置からなる。表1に設備仕様を、図1、図2に各々圧延機全景、レイアウトを示す。

3.1 機械設備概要

3.1.1 入側装置

小台車移動方式コイル搬送台車、コイルカーペイオ

表1 設備仕様

	単位		仕様
圧延機	型式 メーカー、機械設備 電気設備		4段非可逆式圧延機 アッヘンバッハ シーメンス
主電動機	電動方式 出力 回転数	kw rpm	SCR 800×2 455/1358
テンショントリール	型式 出力	kw	コーン形スプールクランプ式 100×2
ペイオフリール	型式 出力	kw	コーン形スプールクランプ式 100×1
ダブル ペイオフリール	型式 出力	kw	コーン形スプールクランプ式 100×1
圧下方式			油圧圧下
ワークロール	直径×胴長	mm	280×1970
バックアップロール	直径×胴長	mm	950×1930
ロールベンダー	ベンダーカ(inc) ベンダーカ(dec)	tf/side tf/side	15 15
AGCの方式			張力+速度
AFCの方式			クーラント VC、ベンダー
板厚計 形状検出器			X線 ピエゾ素子タイプ
最大圧延速度	m/min		2000
圧延寸法	板厚(入側) 板厚(出側) 板幅 最大コイル径 最大コイル質量	mm mm mm mm kg	0.1 0.006×2 750~1730 1710 8000
ロール入替装置			台車式

フリール、ダブルペイオフリール及び（各々にセットされた）コイルの外径ならびにコイル幅の測定装置、コイル径自動追従ダブルリング油塗付装置、自動耳切断屑吸引式トリマー装置、入側エアフローター式自動通箔装置よりなる。設計の思想は、可能な限り自動化し通箔を短時間で行うことにある。

3.1.2 本体

圧延機はワークロール駆動方式で、ユニバーサルスピンドル、ギヤボックスを介してDC800kW×2台のモーターで駆動している。また形状検出器・出側昇降ロールはヘルパー駆動方式を採用し圧延機出側の箔の速度と一致させるべく、トルク制御／速度制御のいずれかの選択を可能とした。箔速度との誤差も数%以内で十分満足できる制御精度があり、スリップ疵が発生する等の問題もない。

油圧圧下装置は最大荷量400tf／片側まで可能である。又、直動型のサーボ弁を採用し、アルミニウム薄板の冷間圧延機のみの高応答の圧下系を実現している。また、VCロール、ワークロールベンダーの油圧制御系統にも同様の配慮をしており、板厚制御（以下AGC, Automatic Gauge Control）、平坦度制御（以下AFC, Automatic Flatness Control）の制御精度向上に寄与している。



図1 圧延機全景

ワークロールチョック、バックアップロールチョックは、高負荷で高速回転に耐えることができる構造となっている。ワークロール軸受にはオイルバスならびにオイル&エア潤滑方式を採用し、潤滑と同時に軸受の冷却を行っている。バックアップロール軸受についても、オイル&エア潤滑ならびにチョック冷却装置を採用している。これらにより2000m/minの高速圧延時でも軸受を所定の温度以下に押さえることが可能である。

ワークロールの入替については、ワークロール入替台車の待機位置から圧延機側までの移動、ワークロールのハウジングよりの引き出し、新しいワークロールの挿入、パスラインの自動調整、待機位置までの戻りを自動シーケンスによりシングル段取で交換できるようになっている。

3.1.3 出側装置

出側エアフローター式自動通箔装置、テンションリール、アイアンギングロール、コイル外径測定装置、自動秤量機、出側スプールハンドリング装置、コイルカー、小台車移動方式コイル搬送台車から構成されている。

なお、テンションリールからの巻取コイル搬出、自動秤量、新しいスプールのセットならびにペイオフリールより残箔付スプールの搬出、被圧延コイルのセットまでを自動シーケンスで数分以内に完了する。

3.2 電気、制御設備関係

一般に大型の圧延機用電気設備は機能や性能において各種の改善がなされてきている。特にドライブシステムにおいては、デジタル化とAC化がその主流である。しかし、アルミニウム箔圧延機の場合、システム全体が小規模なため、投資効率を考慮して、AC可変ドライブシステムは、さほど普及していない。本圧延機の電気制御設備の概要を図3に示す。今回の圧延機でも規模と投資効率を考えてデジタル制御ドライブシステムのみを採用している。

圧延機の制御は分散システムを採用し、MMC (Multi Micro Computer system) で行う。複数のマイクロコンピューターを用い、各々油圧圧下装置、ワークロールベンダー、AGC等を制御する。又、DCモーターの主

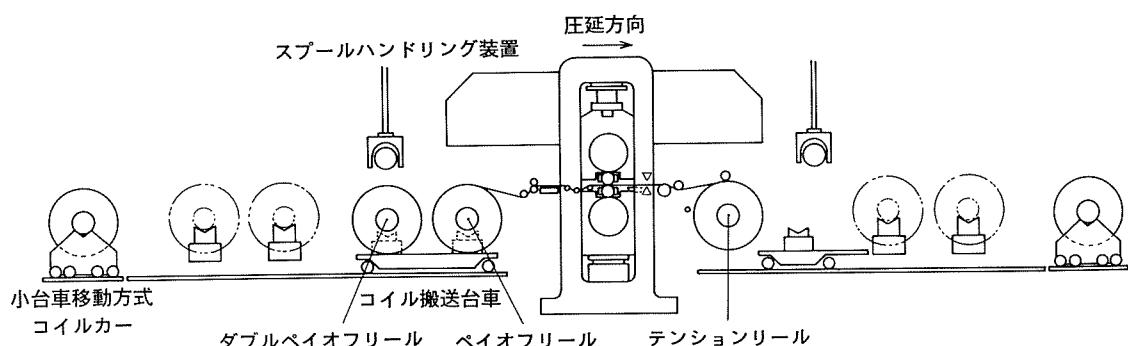


図2 レイアウト

幹制御、自動シーケンス制御、油圧・空圧、クーラントスプレーの制御は下位の PLC (Programmable Logic Controller) で、MMC と AFC ならびに生産管理システム間の大量の情報通信は高速処理可能な BUS を、PLC と駆動制御設備との通信は汎用の BUS を用いている。

3.3 AGC と AFC

3.3.1 AGC の概要

AGC のブロックダイヤグラムを図 4 に示す。圧延機出側に設置した X 線板厚計で出側板厚偏差を検出し、さらにコイル外径、回転数、プライドロールの回転数から入側、出側のアルミニウム箔速度を算出する。これらをもとに板厚偏差に応じて中間圧延でしかも板厚が厚

い場合には主として圧下量を、仕上圧延の場合には圧延速度、巻戻張力を変更することにより板厚を一定に保つ機能を持っており、フィードバック制御となっている。

一般に中間圧延では、加減速時に生じるオフゲージ長は、板厚も薄く、定常部の長さに比較してその長さが短いのであまり問題にはならない。本圧延機の場合 2000m/min と高速なので、オフゲージ長が長くなり無視できなくなる。システムの設計段階より加減速時のオフゲージ長を最短にする加減速補正、尾端補正等の機能を組み込んでいる。これは、加減速時にロール間隙内に導入されるクーラントの量が変化することにより、出側板厚が変化するが、変化量をあらかじめ予測して油圧圧下装置

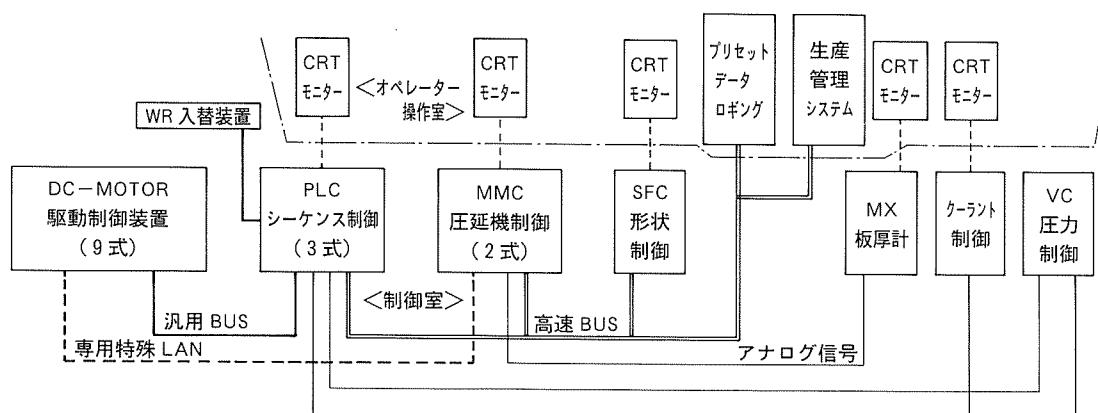


図 3 電気制御設備概要

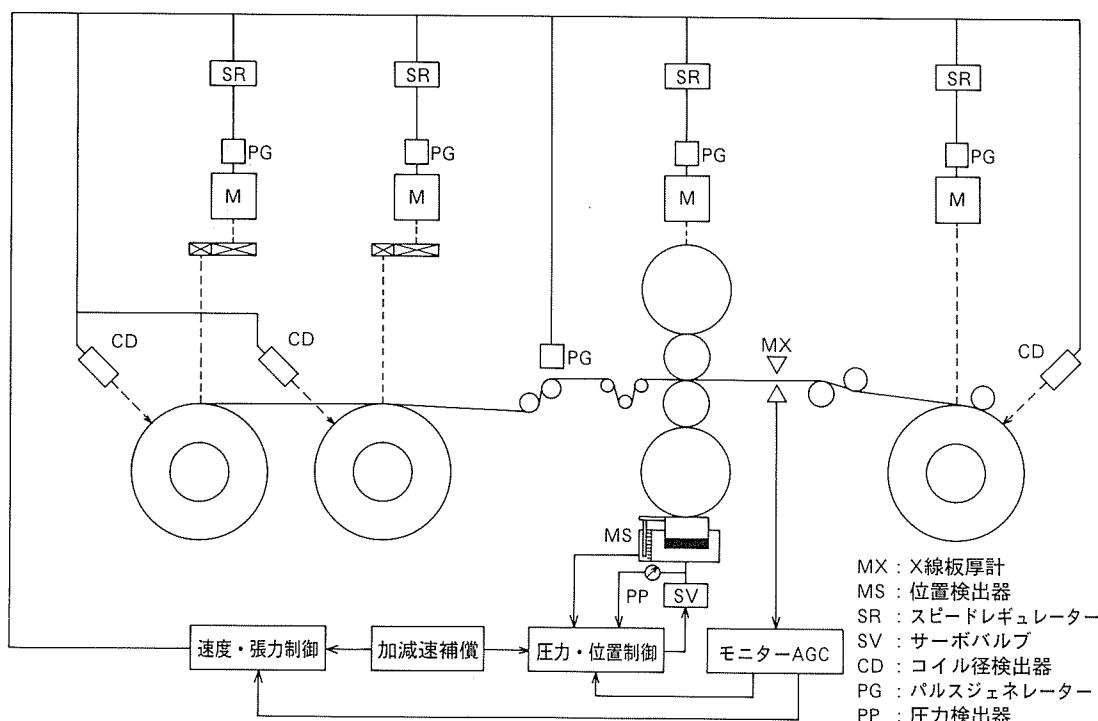


図 4 AGC システム概要

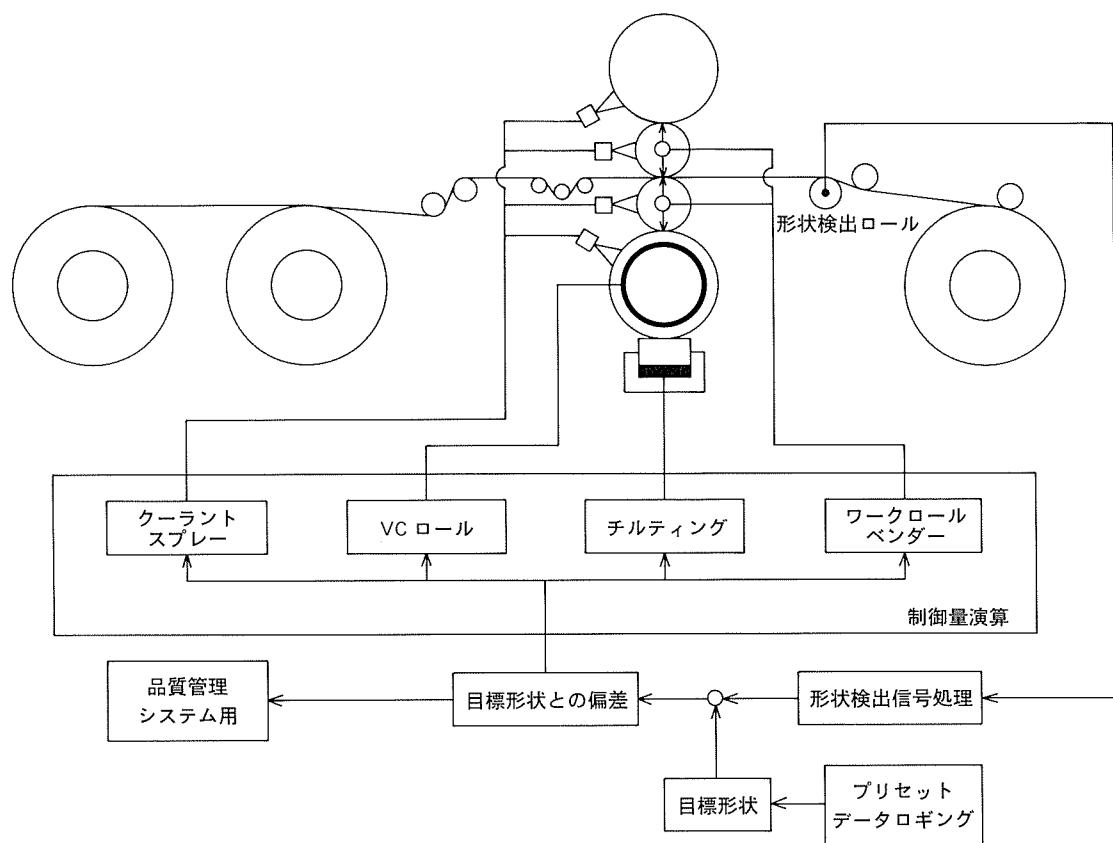


図5 AFCシステム概要

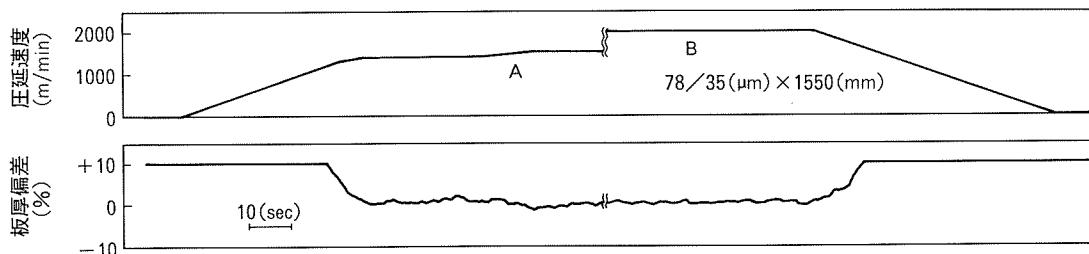


図6 高速圧延時の板厚制御例

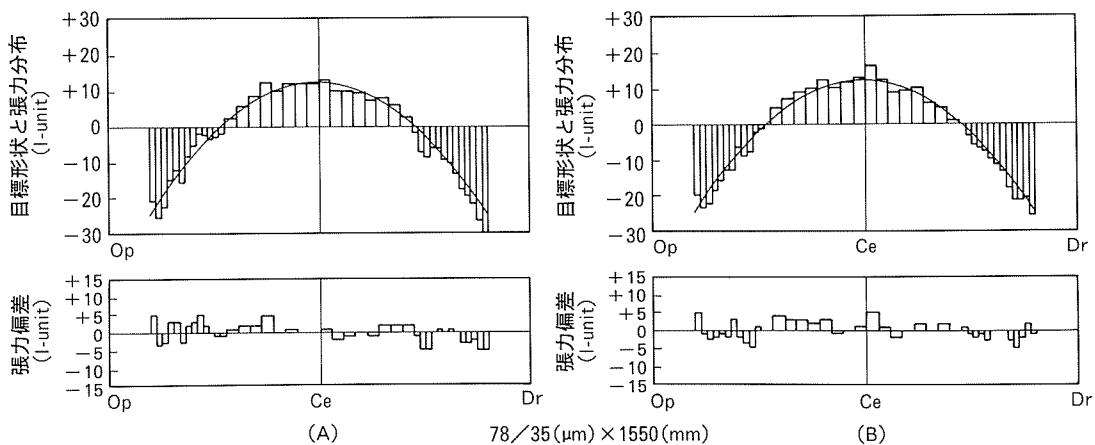


図7 高速圧延時の形状制御例(図6のAおよびB)

ならびに前方・後方張力で制御するものである。

さらには、生産性を優先し、圧延速度を板厚の許容範囲内で最大にもってゆく機能、生産性よりは品質をより優先して圧延する機能等を有しており、高板厚精度、高生産性を実現した AGC システムとなっている。

3.3.2 AFC の概要

AFC のブロックダイヤグラムを図 5 に示す。圧延機出側の形状検出器からの検出信号と目標形状との偏差を算出し、制御量を演算する。この制御量に従い各アクチュエーターを用いて制御する方式となっている。形状検出器としては BFI 検出器を採用している。この形状検出器は世界最高速 2500m/min の中間圧延機で使用実績のあるものである。なお、従来から当社で使用しているエアベーリングタイプの形状検出器と比較すると各々一長一短がある。BFI タイプの検出器には、構造上検出信号にノイズが入る場合がある。特に検出信号レベルが小さくなる仕上圧延時には無視できなくなる。当社では、この問題を解決し良好な検出精度を維持できるよう改善した。

一般に形状偏差は多項式で近似的に表現される。この多項式の係数から求められた形状偏差を示すパラメータを用いアクチュエーターで制御することになる。本圧延機の場合も同様で形状偏差の 1 次成分を油圧圧下装置のチルティング、2 次成分は VC ロール、4 ~ 8 次成分はワーカロールベンダー、その他の高次の成分はクーラン

トスプレーを用いている。基本的な制御思想は当社の既存の AFC と同じである¹⁾。VC ロールとベンダーの干渉防止、クーラントによるゾーンコントロールのアルゴリズムの開発等により、目標形状と検出形状との偏差は定常部でほぼ ± 5 I unit に入っている、高精度に制御可能なシステムを実現した。

3.3.3 圧延結果

本圧延機で圧延した結果の一例を図 6、図 7 に示す。板幅 1550mm、入側板厚 78 μm のコイルを 2000m/min で圧延した結果である。加減速部を除いた定常部では、ほぼ板厚偏差 ± 3 % 以内、形状偏差 ± 5 I unit 以内と良好な結果を得ている。

4. おわりに

本圧延機は板厚制御精度、形状制御精度ならびに生産性ともほぼ当初計画した目標を満足しており、製品の製造可能範囲の拡大、高品質箔の生産に寄与している。

設備据付、調整に携わったアッヘンバッハ社、シーメンス社、ならびに住友商事（株）をはじめ多くの関係各位に感謝の意を表します。

参考文献

- 吉田左千雄、千田憲雄：軽金属学会第32回シンポジウム（1988）。

技術資料

各種アルミニウム合金の冷間鍛造性

佐野秀男 安保満夫
佐藤文彦

住友軽金属工業株式会社技術研究所

各種アルミニウム合金の冷間鍛造性

佐野秀男* 安保満夫**
佐藤文彦**

Sumitomo Light Metal Technical Reports, Vol. 36, No. 1, No. 2 (1995), pp. 99-109

Cold Forgeabilities of Wrought Aluminium Alloys

Hideo Sano, Mitsuo Abo and Fumihiko Sato

The ductility and flow stress of aluminium alloys are important in designing forging procedures and in choosing forging presses. To evaluate the forgeabilities of various aluminium alloys, upsetting tests as free forging were conducted with several aluminium alloys. The investigated alloys are heat treatable alloys 2014, 2024, 4032, 6061, 7N01 and non-heat treatable alloys 1050, 3003, 5052, 5056.

As for the critical upsetting ratio that serves as a measure of ductility, extrusions showed higher values than castings. Therefore, the cold forgeabilities was improved by extrusion. The O temper 1050, 3003, 6061, 5052 and 5056 showed a high 78% critical reduction in height.

The flow stresses of the O temper increased with increasing upsetting ratio, but the rate of increase began to decrease when the upsetting ratio reached 50%. The 7N01 alloy had the highest flow stress of 360N/mm², and 1050 had the lowest flow stress of 140N/mm². The flow stress of T4 and T6 decreased after they reached a peak at 20% as upsetting ratio increased. This behavior is believed to have been caused by softening due to selfheating by plastic work.

1. はじめに

鍛造加工は、主に圧縮応力状態で加工を行なうため変形能が高く、有効な塑性加工法である。特に、冷間鍛造は、加工硬化により強度を増加できること、平滑な表面性状と良好な寸法精度が得られること、材料歩留が良いこと等、長所が多い。これらの理由から、輸送機器におけるアルミニウム合金部品の冷間鍛造化が進んでいる。

しかし、冷間鍛造では、熱間鍛造に比べて、材料の延性は低く、鍛造割れが発生し易くなる。また、材料の変形抵抗が大きいため、金型に加わる圧力は大きく、金型の破損する危険性がある。さらに、鍛造にも大きな荷重が必要となり、鍛造機等の設備費も高くなる。

したがって、材料の冷間鍛造における変形能や変形抵抗を知ることは重要であるが、冷間鍛造性に関する系統的な評価はこれまであまり見られなかった。

本報では、各種アルミニウム合金の冷間鍛造性を評価するため、自由鍛造として実施した端面拘束据込み試験

の結果を報告する。

2. 実験方法

2.1 供試材

アルミニウム合金の鍛造品生産量は多くないが、自動車及びオートバイへの採用により、7年間で20倍に急増している(1982年 2,462トン、1989年 43,120トン)¹⁾。この中で、図1に示すように、冷間鍛造品と熱間鍛造品との生産量比率はほぼ等しく、図2に示すように、冷間鍛造用素材は材質別では2000系が最も多く、次いで6000系、5000系が多い¹⁾。

本報では、供試材として、JIS鍛造用合金²⁾を中心に、冷間鍛造に使用される各種アルミニウム合金の代表的なものを選択した。これらを以下に示す。

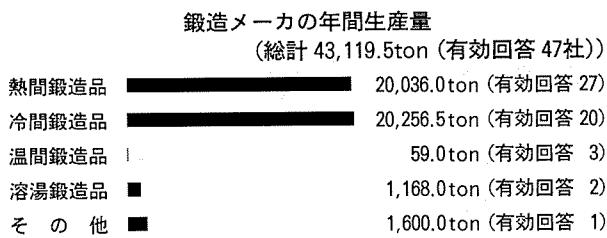
2.1.1 热処理型合金

(1) 2000系合金

2000系合金は、代表的な高強度合金であり、主要添加元素であるCu及びMgの析出に伴う強化を利用する。2014は、比較的成形性が良好で強度も高く、JIS鍛造用

* 技術研究所 プロセス研究部

** 名古屋製造所 押出技術部

図1 アルミニウム鍛造品の生産量 (1989年度)¹⁾

合金として航空機部品、車両、自動車部品等、広範囲に使用されている。2024は、超ジュラルミンとして知られ、2014よりも高強度である。本報では、2014及び2024について調査した。

(2) 4000系合金

4000系合金は、Al-Si系をベースとした合金であり、Siの添加により熱膨張係数が小さく、耐摩耗性が高い。この合金の鍛造性はSi量に大きく依存し、過共晶合金の鍛造性は低く、熱間鍛造が多く採用されるが、共晶組成以下のSi量では複雑な形状でなければ冷間鍛造も可能である。

JIS鍛造用合金としては、4032が唯一の合金であるが、使用量は少なくない。4032は、Cu及びMgの析出強化により392N/mm²前後の引張強さが得られ、ピストン等に利用されている。本報では4032を調査した。

(3) 6000系合金

6000系合金は、Cu及びMgを含み、Mg₂Siの析出に伴う硬化で強度を確保する。これらの合金は、引張強さが245～343N/mm²程度の中強度合金であり、塑性加工性が優れ、耐食性も5000系に次いで良く、さらに溶接性及び切削性も良好な汎用合金である。

JIS鍛造用合金としては、6151と6061が規格化されており、前者は冷間鍛造による自転車部品、後者は自動車用ホイール及び各種機械部品等、広範囲の用途がある。本報では、代表的な合金の6061について調査した。

(4) 7000系合金

7000系合金は、高強度Al-Zn-Mg-Cu系合金と溶接構造用Al-Zn-Mg系合金とに分けられ、Mg及びZnを含む化合物の析出に伴う強化を利用する合金である。

高強度合金の代表合金は、超ジュラルミンとして知られる7075合金があり、JIS鍛造用合金として規格化されている。T6材では引張強さ約490N/mm²、耐力441N/mm²の高強度が得られる。高強度合金は、航空機用として用いられることが多いが、オートバイ部品あるいは車両部品にも用いられる。鍛造性、溶接性等の加工性は良くない。溶接構造用合金としては7N01、7003等があり、焼入感受性が鈍いために溶接後の自然冷却で焼きが入り、自然時効で強化される。この合金系も応力腐食割れを生じやすいので、組成及び熱処理等に十分な注意が必要である。7000系合金は、冷間における延性が低く、

図2 アルミニウム冷間鍛造品の材質別生産量 (1989年度)¹⁾

冷間鍛造にあまり使用されないが、JIS鍛造用合金として規格化され、中強度で比較的冷間鍛造しやすい7N01について調査した。

2.1.2 非熱処理型合金

(1) 1000系合金 (純アルミニウム)

純アルミニウムは、電気伝導率が高く、耐食性に優れ反射率が高い。さらに軟らかく、延性に富むので塑性加工性が優れる。導電材料、コンデンサ等の電気関係材料や熱交換器、包装材料等に多く用いられている。鍛造用としては、各種容器、ケース類等の冷間鍛造によく用いられる。1000系材料は、純アルミニウムとして他の合金成分の添加は無く、Fe及びSiが主要不純物であり、Cu等も若干存在する。このため熱処理による強化は起こらず冷間加工による加工硬化を利用して強化を図る。本報では、代表的な合金の1050について調査した。

(2) 3000系合金

Al-Mn系の3000系合金は、純アルミニウムより若干強度が高く、成形性や耐食性が良好という特徴を持つ。飲料用缶材としての利用量が極めて多いが、この他にもタンク、熱交換器等にも用いられている。鍛造用としても利用できるが、使用量は少ない。本報では、代表的な合金の3003について調査した。

(3) 5000系合金

Al-Mg系の5000系合金は、一般にMgが6 mass%以下の範囲で添加された固溶強化、非熱処理型合金であり、優れた耐食性を示す。表面処理性、溶接性、成形性も良好であり、強度も比較的高く、溶接構造材として不可欠な合金系である。この系の合金は、再結晶粒微細化のためにMn、Cr、Zr等が添加され、強度および延性が向上されている。JIS鍛造用合金としては、5056、5083の2つの合金が規格化されているが、Mgの添加量は前者が約5%，後者が約4.5%となっている。これらの合金では熱間加工により引張強さ約294N/mm²、耐力147N/mm²程度の値が得られるが、これらは冷間加工によりさらに向上し、引張強さ約441N/mm²、耐力392N/mm²程度まで増加し、特に耐力の上昇が顕著である。この系の合金の用途として、5052及び5454には自動車用ホイールがあり、5052、5082及び5182には飲料用缶蓋材があり、5083にはLNGタンカー用タンク、フランジ等

があり、広範囲に用いられている。フランジ等の大型部品には熱間鍛造が用いられ、複写機ローラー、光学部品等の中型部品には冷間鍛造が用いられる。なお、5056のようなMg量4%以上の合金において、その冷間鍛造材は応力腐食割れを発生する危険性があるため、軟化して製品化するのが好ましい。本報では、代表的な合金の5052、5056について調査した。

2.2 供試材の製造方法

冷間鍛造用素材は、さまざまな製造方法により供せられる。鋳造材は、価格的に有利であるが、冷間鍛造における変形能の不足する場合がある。一方、押出材は価格が上昇するものの冷間鍛造の変形能が改善される。さらに、引抜棒は、高価であるが、鍛造素材として寸法精度が厳しい場合に採用される。図3に供試材の製造工程を示す。直径90mmのビレットをソーキングし、鋳造材として評価するものは調質後試験片を採取した。一方、押出材として評価するものについては、 $4.9 \times 10^5 N$ 押出機にて直径25mm（押出比13）に直接押出し、調質を行なった後に試験片を採取した。

尚、5000系合金は引抜材について評価した。直径254mmのソーキングビレットを直径26mm（押出比17）に間接押出し、さらに直径23mm（断面減少率22%）に引抜いた後、軟化した。供試材の材質、製造方法および調質をまとめて表1に示す。また、発光分光分析による供試材の化学成分分析値を表2に示すが、いずれも規格内

表1 供試材の製造方法及び調質

供 試 材		調 質		
材 質	製造法	O	T 4	T 6
熱処理型 合 金	2014	鋳造棒	○	○
		押出棒	○	○
	2024	鋳造棒	○	○
		押出棒	○	—
	4032	鋳造棒	○	—
		押出棒	○	—
	6061	鋳造棒	○	○
		押出棒	○	○
非熱処理型 合 金	7N01	鋳造棒	○	○
		押出棒	○	○
	1050	鋳造棒	○	—
		押出棒	○	—
	3003	鋳造棒	○	—
		押出棒	○	—
	5052	引抜棒	○	—
	5056	引抜棒	○	—

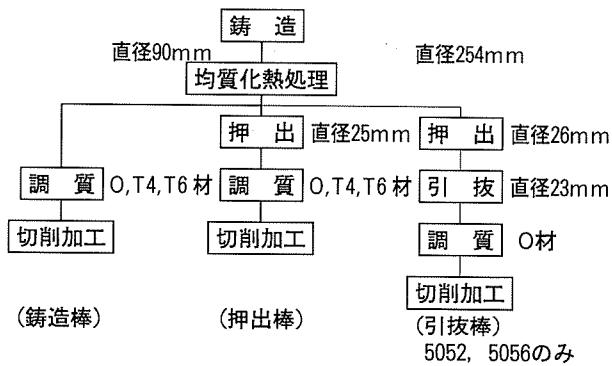


図3 供試材の製造工程

表2 供試材の化学成分 (mass%)

材 質	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	B	Ni	V	Zr
熱処理型 合 金	2014	0.81	0.25	4.60	0.80	0.47	0.01	0.01	0.00	0.00	0.00	0.00
	2024	0.10	0.15	4.80	0.66	1.59	0.00	0.01	0.02	0.00	0.01	0.00
	4032	11.6	0.14	0.83	0.01	1.02	0.00	0.00	0.02	0.88	0.00	0.00
	6061	0.69	0.24	0.29	0.08	1.02	0.06	0.00	0.02	0.00	0.00	0.00
	7N01	0.07	0.14	0.16	0.30	1.15	0.07	4.55	0.02	0.01	0.15	0.00
	1050	0.11	0.26	0.00	0.02	0.00	0.00	0.00	0.02	0.00	0.00	0.00
	3003	0.09	0.40	0.15	1.18	0.01	0.01	0.00	0.01	0.01	0.00	0.00
	5052	0.05	0.15	0.00	0.07	4.10	0.04	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
	5056	0.09	0.15	0.01	0.05	4.50	0.07	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00

であった。さらに、供試材の機械的性質を表3に示す。

2.3 試験方法

冷間鍛造性の評価方法として、円柱試験片の端面拘束据込み試験を実施した。この試験は、日本塑性加工学会の冷間鍛造分科会にて提案されたもので³⁾、材料の変形能の評価を目的としている。設定した高さまで連続的に据込んだ試験片について、割れの有無の判定を行い、割れ発生率50%時の据込み率を限界据込み率とする。割れの有無は、試験片側面を20倍に拡大観察し、約0.5mm以上の亀裂の有無により判定した。

また、据込み試験における変形抵抗に関しては、FEM解析結果を利用して、据込み量と据込み荷重から平均変形抵抗を算出する方法が提案されており⁴⁾、本報でもこの方法を用いた。式(1)は、平均変形抵抗（以下 σ と称する）を求めるもので、荷重（以下 P と称する）を試験片の初期断面積（以下 A_0 と称する）で割った据込み圧力を拘束係数（以下 f と称する）で補正している。式(2)は、平均相当歪（以下 ε と称する）が据込み率（以下 e と称する）の関数として求められることを示す。式(3)は、 e が試験片高さ h から求められることを示す。実際には、

表3 供試材の機械的性質

材質	調質	機械的性質	硬さHv	耐力(N/mm ²)	引張強さ(N/mm ²)	伸び(%)	絞り(%)
熱処理型 合 金	2014	O	铸造	54.9	80	187	15.0 23.6
		T4	押出	52.4	106	190	19.8 51.7
	2024	O	铸造	119.3	267	423	8.6 10.9
		T4	押出	127.0	377	543	17.6 26.9
	4032	T6	铸造	165.0	435	483	2.8 4.5
		O	押出	153.0	459	559	14.3 30.3
	6061	O	铸造	58.7	79	210	16.0 22.2
		T4	押出	52.6	95	210	20.2 48.7
	7N01	T4	铸造	142.0	306	457	8.1 10.2
		O	押出	139.3	413	582	15.5 21.7
非熱処理型 合 金	1050	O	铸造	54.3	74	172	9.8 13.3
		T6	押出	50.3	73	169	16.0 28.9
	3003	O	铸造	33.6	49	120	32.5 64.2
		T4	押出	34.9	63	126	27.3 73.7
	5052	O	铸造	68.5	131	263	25.6 43.3
		T6	押出	65.0	117	248	28.4 55.2
	5056	O	铸造	107.3	281	336	15.6 28.4
		T6	押出	110.0	298	339	17.2 48.7

各々のeにおけるf及びεの関係を、表4に示すように予め求めておき、実測したPとeとの関係をモノグラフ的にσ-εの関係に変換する。

$$\sigma = (P/A_0)/f \quad (1)$$

$$\varepsilon = \varepsilon(e) \quad (2)$$

$$e = \{(h_0 - h)/h_0\} \times 100\% \quad (3)$$

e: 据込み率, h₀, h: 据込み前後の試験片高さ,

σ: 平均変形抵抗, P: 据込み荷重,

ε: 平均相当歪, A₀: 試験片の初期断面積,

f: 拘束係数

但し、本試験において、限界据込み率が80%以上の場合、据込み時の亀裂の有無が判定しにくいこと、f及びεが与えられていないことから、限界据込み率及びσは求められない。

表4 端面拘束据込み試験における据込み率と平均相当歪及び拘束係数の関係²⁾

据込み率e (%)	平均相当歪ε	拘束係数f	据込み率e (%)	平均相当歪ε	拘束係数f
10	0.13	1.15	65	1.24	3.54
20	0.27	1.29	67.5	1.35	4.10
30	0.42	1.46	70	1.40	4.47
40	0.62	1.69	72.5	1.53	5.25
50	0.82	2.07	75	1.69	6.40
55	0.94	2.39	77.5	1.90	7.96
60	1.08	2.77	80	2.23	10.10

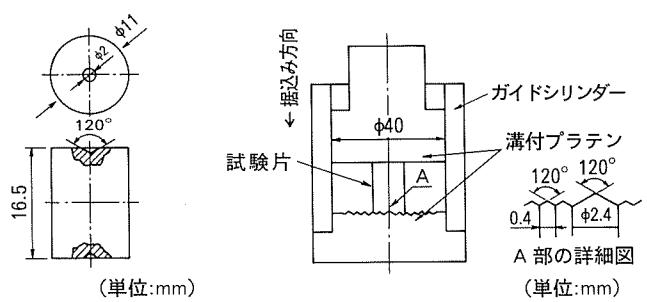


図4 据込み試験片

図5 据込み試験治具

各供試材において、铸造、押出、引抜それぞれの加工方向に試験片を採取し、図4に示す形状に切削加工した。また、試験片を端面拘束するため、図5に示す治具を用いた。試験条件は、室温、圧縮速度10mm/sとし、試験機は、 $2.94 \times 10^5 \text{ N}$ のサーボパルサーを使用した。

3. 実験結果

3.1 変形能

各種アルミニウム合金における限界据込み率の評価結果を、図6に示す。

全般的に、限界据込み率は、铸造材よりも押出材の方が高く、押出により冷間鍛造性が改善されることがわかった。但し、1050, 3003, 6061では铸造材、押出材いずれも高い限界据込み率を示し、両者の差は小さかった。これらの合金は铸造材でも冷間鍛造割れが発生しにくく加工度を大きく設定できると考えられる。

材質別では、1050, 3003, 6061, 5052, 5056のO材の限界据込み率が78%と高く、この試験方法における評価限界であった。さらに、限界据込み率は2014, 2024, 4032, 7N01の順に低くなり、7N01の铸造棒では約30%と低い値を示した。この場合、1回の冷間鍛造における加工度を大きく設定すると割れの発生する危険性がある。

また、2014, 2024, 7N01の限界据込み率は、铸造材のO材よりも押出材のT4材、T6材の方が高かった。すな

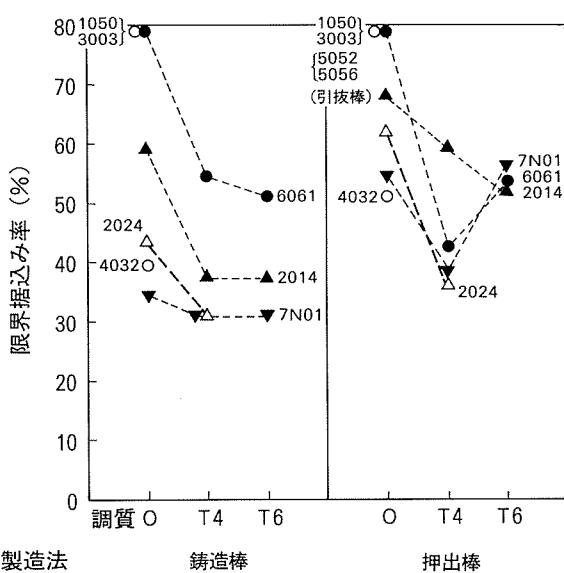


図6 各種アルミニウム合金の限界据込み率

わち、鋳造材のO材で冷間鍛造できるものであれば、押出材のT4材、T6材でも十分冷間鍛造できると考えられる。

図7及び図8に、据込み後の試験片の外観を示した。

外観から観察される特徴として、全般的に割れの形態が鋳造材と押出材で異なり、鋳造材には斜め割れ、押出材には縦割れが多く観察された。押出材には、押出方向にメタルフローが見られる。従って、押出方向に走る引張割れが優先的に発生しやすく、据込み試験において縦割れが多く観察されたと思われる。

図9及び図10に、据込み後の試験片の長手断面マクロ組織を示した。

マクロ組織から観察される特徴として、長手断面に対角線状のせん断のメタルフローが見られ、対角線の上下の領域はあまり変形せず、一方左右の領域は半径方向に大きく張出し変形した。但し、この対角線状のせん断メタルフローは、変形能の低い2014、2024、7N01で明瞭

に出現したが、変形能の高い1050、3003、6061、5052、5056では明瞭でなかった。

また、2014-T6材等のように限界据込み率が低い場合、割れは対角線のせん断メタルフロー上に発生しておりさらに据込み率が50%以上と高い場合は縦割れが発生していた。

図11に限界据込み率と引張試験における絞りの関係を示した。限界据込み率と引張試験の絞りは、供試材の種類に関係無く、ほぼ直線関係にあった。従って、限界据込み率は、引張試験の絞りで推測できると考えられる。

ここで、限界据込み率が80%程度と高い材料における材質間の限界据込み率の差を判定する方法について検討する。前述の試験方法³⁾において、材料の切欠感受性を評価する目的で、図12に示す2号試験片が提案されている。

5052及び5056の引抜棒において、この2号試験片を作成し、1号試験片と同じ条件で据込み試験を実施した。割れは試験片の切欠部に発生した。5052、5056それぞれの限界据込み率は53、43%であり、1号試験片よりも大幅に低く、さらに両材質間に差が見られた。従って、2号試験片の据込み試験は、限界据込み率が高い材料の評価に利用できると考えられた。

3.2 変形抵抗

図13に、2024の押出-T4材における据込み量と据込み荷重の関係を、一例として示した。

据込み量の増加に伴い試験片の両端面が大きくなるため、据込み荷重は双曲線的に上昇している。

また、試験片に割れが発生した場合は、据込み荷重Pが急激に低下するため、それ以降の変形抵抗が正確に求められない。従って、eとσの関係については、割れを考慮し、その発生点を×で表示し、それ以降の線図を省略した。

各種アルミニウム合金におけるeとσの関係を、図14に示し、さらにσの最大値を表5に示した。

まず、鋳造材と押出材におけるeとσの関係は、ほぼ

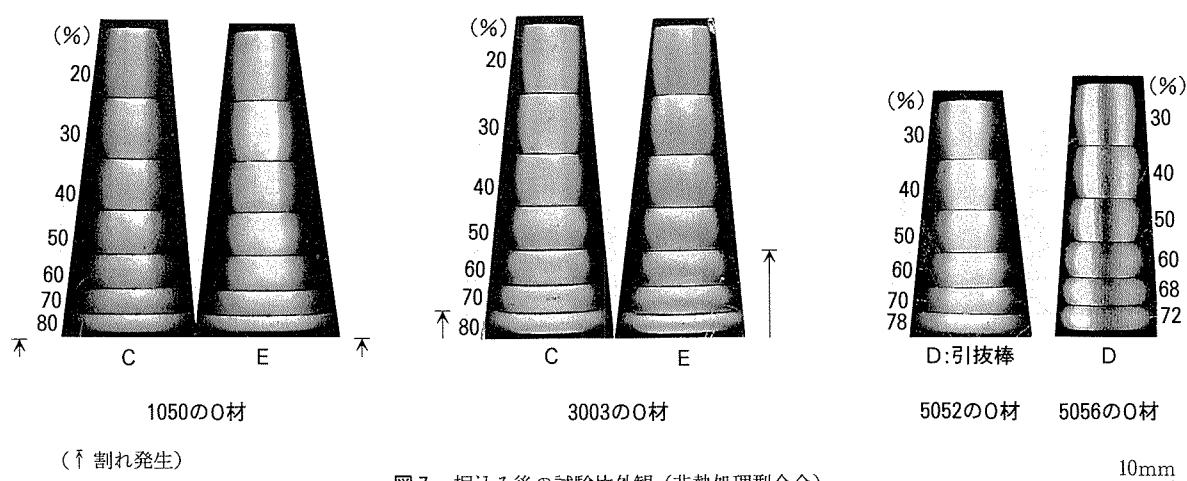


図7 据込み後の試験片外観(非熱処理型合金)

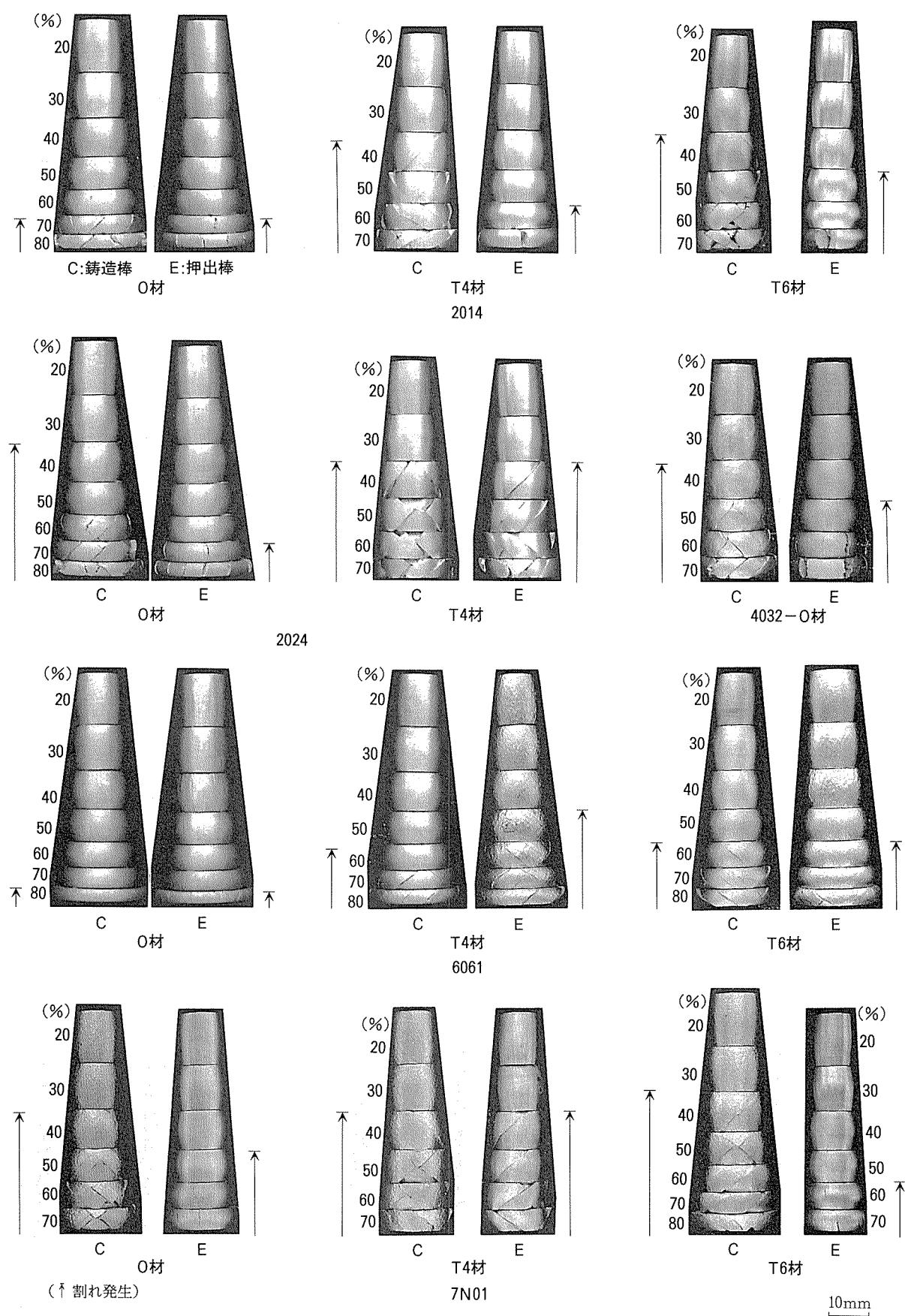


図8 据込み後の試験片外観(熱処理型合金)

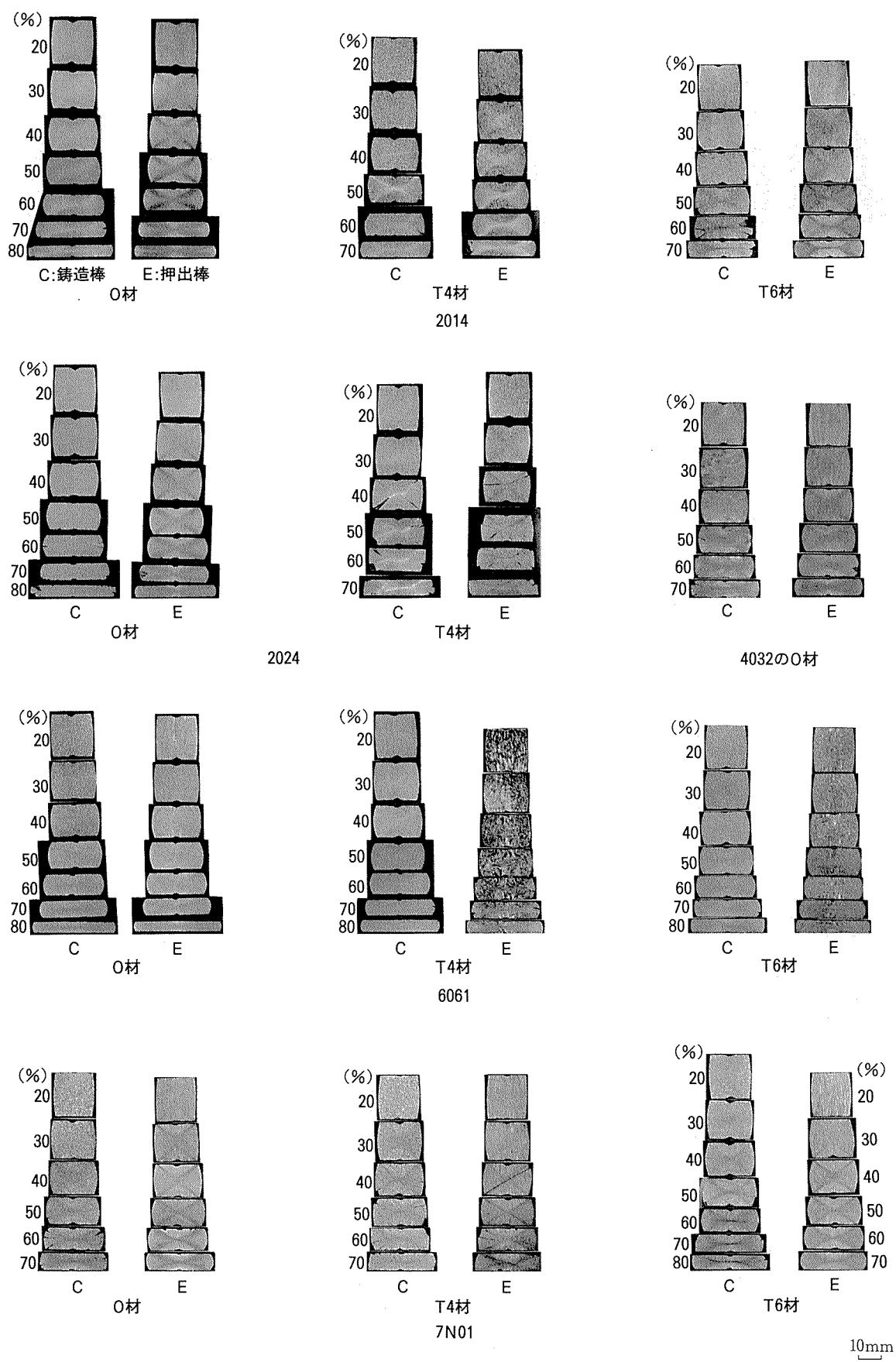


図9 据込み後の試験片の長手断面マクロ（熱処理型合金）

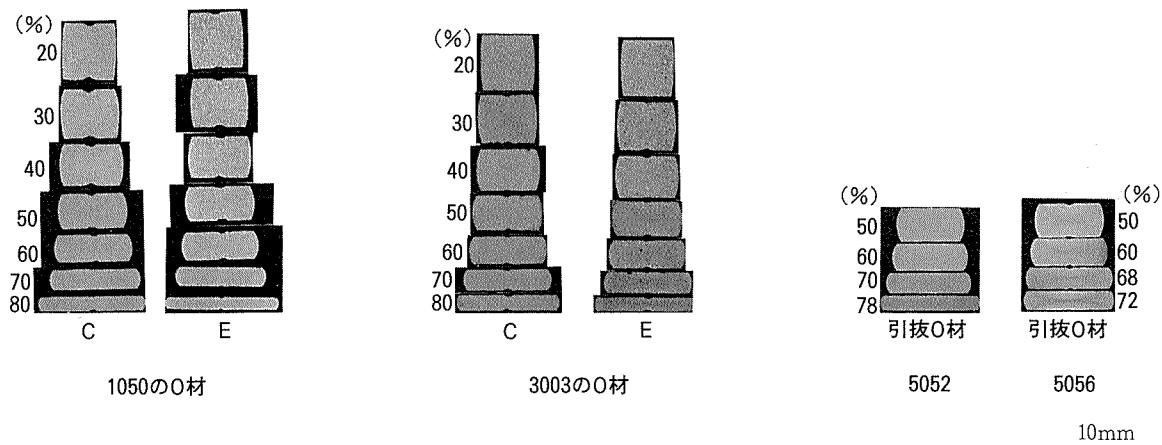
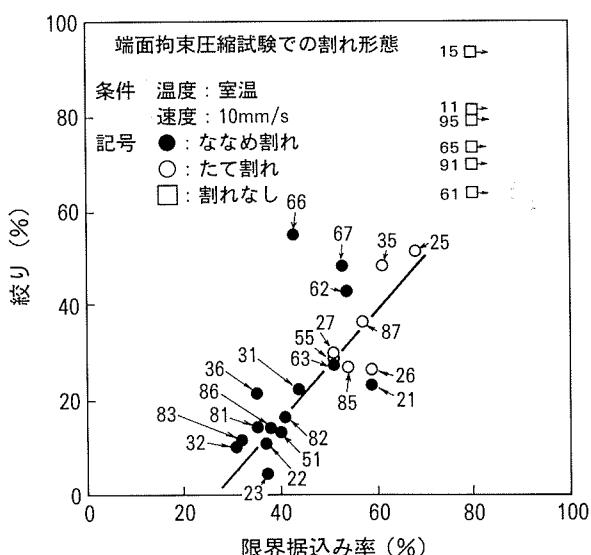


図10 据込み後の試験片の長手断面マクロ（非熱処理型合金）



注) 図中試料No.について

材質	製造法	調質			材質	製造法	調質		
		O	T4	T6			O	T4	T6
1050	鋳造	11	—	—	4032	鋳造	51	—	—
	押出	15	—	—		押出	55	—	—
2014	鋳造	21	22	23	6061	鋳造	61	62	63
	押出	25	26	27		押出	65	66	67
2024	鋳造	31	32	—	7N01	鋳造	81	82	83
	押出	35	36	—		押出	85	86	87
3003	鋳造	91	—	—					
	押出	95	—	—					

図11 端面拘束圧縮試験における限界圧縮率と引張試験における絞りとの関係

同様であり、いずれも図内の線は1本で示された。

全般的に、O材においては、 ϵ の増加に伴い σ は上昇し、この現象は材料の加工硬化によると考えられる。その後 ϵ がおよそ50%を越えると、 σ の上昇は鈍化した。また、O材における材質の違いとして、7N01の σ が360 N/mm²と最も高く、1050の σ が140 N/mm²と最も低かった。熱処理型合金では、7N01, 2024, 2014, 4032, 6061の順であった。非熱処理型合金では、5056の σ が最も高く、次に5052, 3003, 1050の順となった。5056の最大値は330 N/mm²と7N01の値に匹敵するレベルであり、5052

の値は2024, 2014の値に匹敵し、さらに3003の値は6061の値に匹敵した。

T4, T6材においては、 ϵ の増加に伴い σ がピークを示しながら低下する傾向が見られた。この傾向は、特に2014, 7N01で顕著であり、 $\epsilon = 20\%$ 程度で σ のピークが見られた。 σ の低下は、加工硬化の小さい材料において、加工熱による軟化の影響を受けたためと考えられる⁵⁾。同様な結果が、炭素鋼においても報告されている⁶⁾。材質の違いとして、2024, 2014の値は600 N/mm²と非常に大きく、O材の値の1.8倍であった。

さらに、 ϵ と σ との関係を図15に示した。 $\epsilon = 20\%$ に相当する ϵ は0.27であり、T4及びT6材においては、これをピークとする σ の低下が確認された。

今回の据込み荷重より、実製品を冷間鍛造する際の荷重を推定する。今回7N01のO材及び2014のT6材を50%まで据込んだ場合の荷重は、それぞれ0.65, 1.15 × 10⁵ Nであった。一方、実製品の寸法を想定し、直径100 mmの円柱を軸方向に50%まで据込む場合、荷重は5.4, 9.5 × 10⁷ Nと推定できる。この推定荷重より、鍛造機の能力を選定できる。

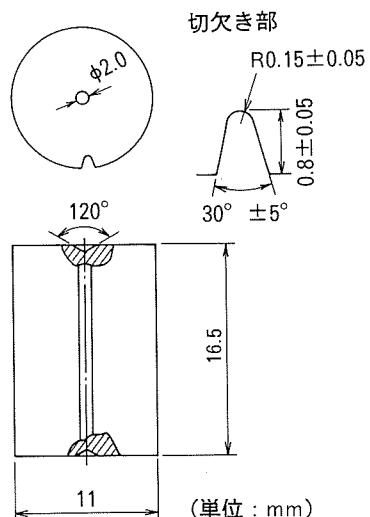


図12 2号試験片

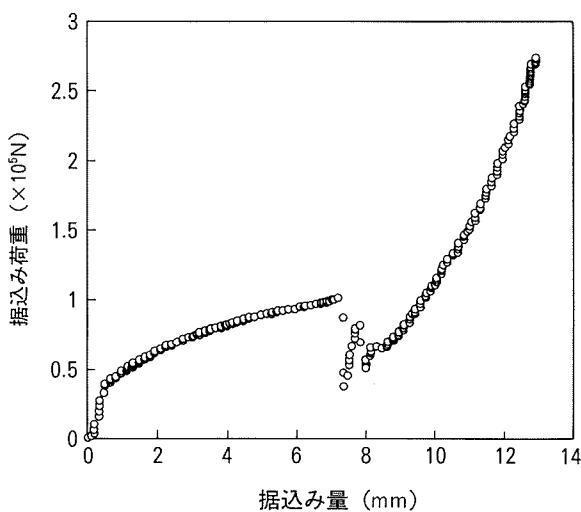
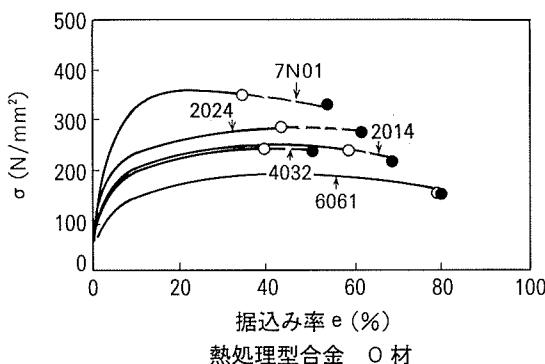


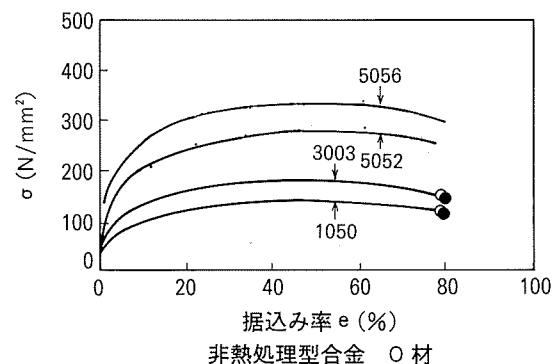
図13 据込みにおける荷重-変位線図
(2024 押出-T4材)

表5 各種アルミニウム合金の据込みにおける
平均変形抵抗の最大値： σ_{\max} (N/mm²)

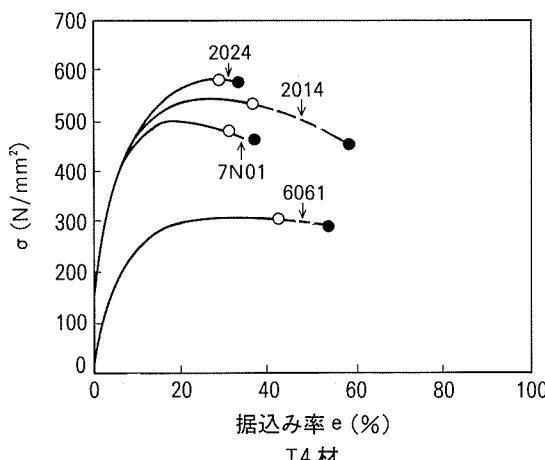
材質	調質	O材		T4材		T6材	
		据込み率(%)	据込み率(%)	据込み率(%)	据込み率(%)	据込み率(%)	据込み率(%)
熱処理型 合 金	2014	255	40~50	550	25	610	25
	2024	290	45	590	30	—	—
	4032	240	40~50	—	—	—	—
	6061	195	40~60	310	30~40	360	20~30
	7N01	360	20	500	15~25	475	15~25
非熱処理型 合 金	1050	140	40~60	—	—	—	—
	3003	180	40~60	—	—	—	—
	5052	275	40~70	—	—	—	—
	5056	330	40~60	—	—	—	—



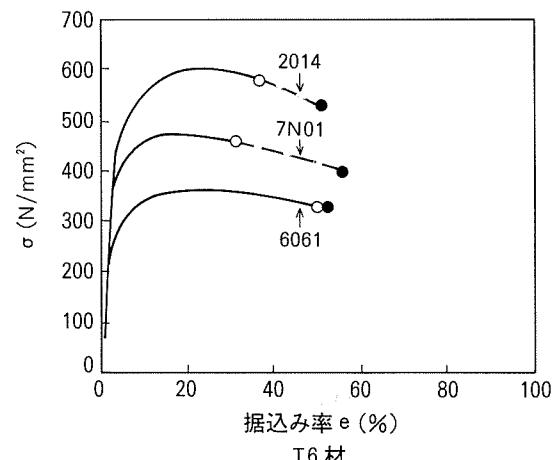
熱処理型合金 O材



非熱処理型合金 O材



T4材



T6材

図14 据込み率eと平均変形抵抗 σ の関係
〔○ 鋳造材 ○ 押出材〕

3.3 据込みによる硬さの変化

据込みによる硬さの変化を調査するため、据込み後の試験片内部の硬さを、図16に示す位置において測定した。なお、これらの測定位置は、図9及び図10に示したマクロ組織観察にて明らかになったように、変形の大きな左の領域であり、試験片内の平均的な硬さではなく、加

工の影響を大きく受けた硬さが示されている。また、割れ発生後さらに加工を加えた状態での硬さも加えて、比較した。

押出材及び引抜材におけるeと据込み後の試験片内部の硬さとの関係を、図17、図18に示した。

全般的に、eの増加に伴い硬さが上昇した。この傾向

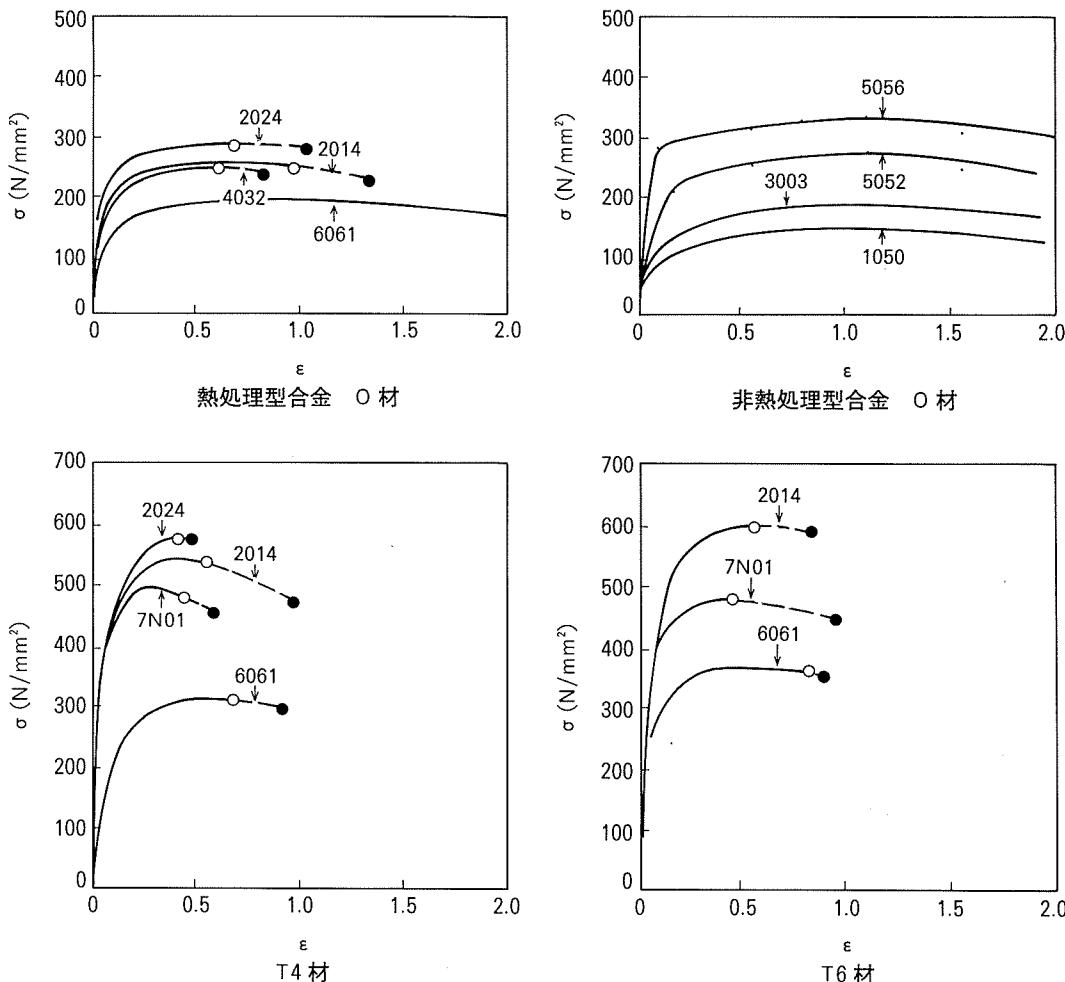
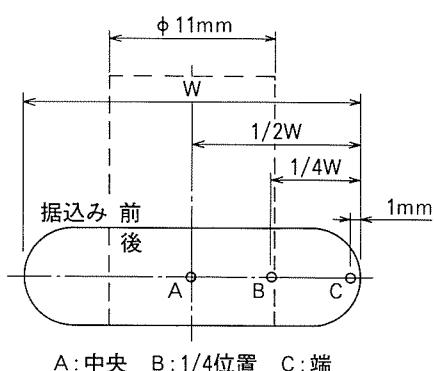
図15 平均相当歪 ϵ と平均変形抵抗 σ の関係 [○ 鋳造材] [● 押出材]

図16 据込み後試験片の硬さ測定位置

は、特にO材において顕著であり、T4及びT6材では若干小さかった。さらに、7N01のT4及びT6材では、 $\epsilon = 40\%$ 以上で硬さがわずかに低下した。この硬さの低下は、T4及びT6材において $\epsilon = 20\%$ 程度で σ がピークを示しながら低下した現象ほど顕著でなかった。

また、試験片内部の中心から半径方向における硬さの分布を見ると、中心が端部よりも若干硬く、加工度の大きいことを推測させるが、大きな差は無かった。

なお、この硬さの結果より、冷間鍛造後の強度として引張強さが推定できる。図19に、アルミニウム合金の引張強さとビッカース硬さの関係を示す⁷⁾。例えば5052のO材は、据込み率70%で硬さ $H_V 110$ を示し、これに対応する推定引張強さは $370 N/mm^2$ となり、鍛造素材としての6061-T6材に匹敵する強度を持つことが推測できる。

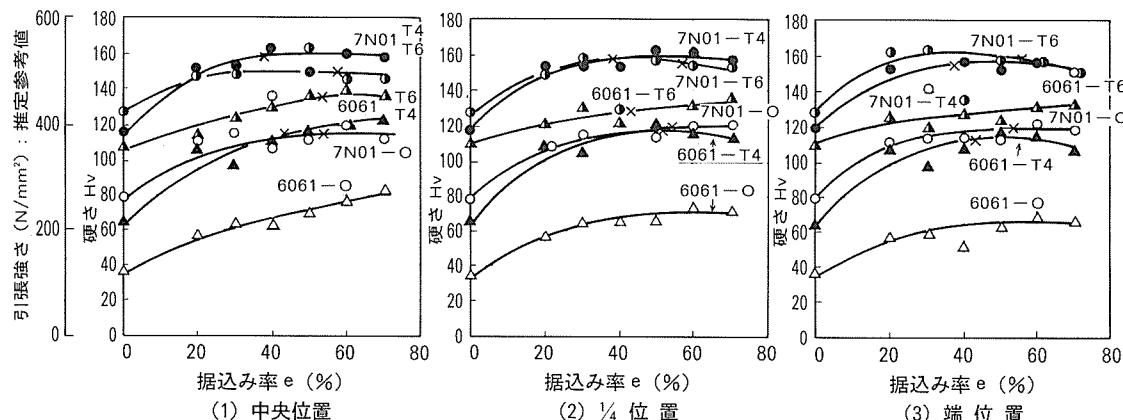
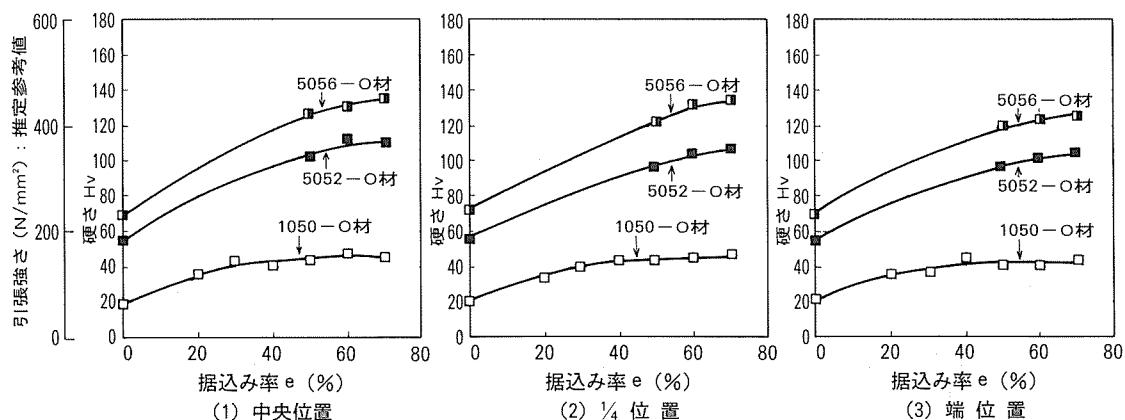
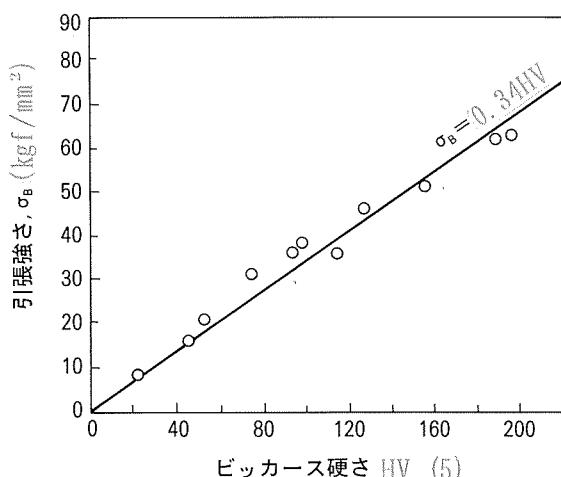
4. おわりに

これまであまり見られなかった各種アルミニウム合金の冷間鍛造性に関する系統的な評価を、自由鍛造として実施した端面拘束据込み試験にて試みた。

アルミニウム合金の冷間鍛造における変形能や変形抵抗が、材質、製造方法、調質に依存し、大きく異なることを定量的に示すことができた。

実製品の冷間鍛造法案を設計する場合、必要な特性、コスト、冷間鍛造性等が総合的に評価される。

したがって、冷間鍛造における変形能や変形抵抗を知り得たことは冷間鍛造の方案設計に役立ち、アルミニウム合金の冷間鍛造品の採用に寄与できると思われる。

図17 热处理型合金押出材の据込み率 e と試験片内部の硬さの関係図18 非热处理型合金押出材の据込み率 e と試験片内部の硬さの関係図19 アルミニウム合金の引張強さと硬さの関係⁷⁾

参考文献

- 1) 軽金属協会アルミニウム鍛造委員会：アルミニウム鍛造品 生産状況調査報告書，(1991)，11。
- 2) 軽金属協会標準化総合委員会：アルミニウムハンドブック (第4版)，(1990)，313。
- 3) 冷間鍛造分科会材料研究班：塑性と加工，22-241 (1981)，139。
- 4) K.Osakada, T.Kawasaki and K.Mori : Ann.C.I.R.P., 30-1 (1981), 135.
- 5) 加藤 隆, 品川一成 : 塑性と加工, 30 (1989), 1030.
- 6) 品川一成, 石川孝司, 細井祐三 : 鉄と鋼, 75 (1989), 2067.
- 7) 軽金属協会標準化総合委員会：アルミニウムハンドブック (第4版)，(1990)，216。

技術資料

アルミニウム合金製ろう付ハニカムパネル屋根構造の紹介
(アルミニウム合金製複合パネルを用いた構造デザイン)

桧山 裕二郎 田中 幹雄
村上 正至 堀祐三

住友軽金属工業株式会社技術研究所

技術資料

アルミニウム合金製ろう付ハニカムパネル屋根構造の紹介 (アルミニウム合金製複合パネルを用いた構造デザイン)

桧山 裕二郎* 田中 幹雄*
村上 正至** 堀祐三***

Sumitomo Light Metal Technical Reports, Vol. 36, No. 1, No. 2 (1995), pp. 110-118

Introduction of Ceiling Structure Using Aluminium Alloy Brazed Honeycomb Panels (Structural Design Using Aluminium Alloy Composite Panels)

Yujiro Hiyama, Mikio Tanaka, Tadashi Murakami and Yuzo Hori

To actively express the structural framework is a trend in recent architectural design. This type of building, represented by the work of, for example the engineer Peter Rice^{*1} and the architect Norman Foster^{*2}, displays symbolically the main structural frames with their joint, which had been hidden behind external facings as part of the building facade up to this time. The exposed structural frames provide a three-dimensional design on a gigantic scale, allowing for a transparent appearance through the combination of glass and metal panels.

As for the aluminium alloy brazed honeycomb panels, a method for evaluating the strength and stiffness of structural panels is about to be established. Accordingly, this type of panel is anticipated to become an effective structural element in this new architectural design direction.

This paper evaluates semi-cylindrical passage ceilings using brazed honeycomb panels. The outline of the structural design and a newly developed method for joining and supporting panels are described. In addition, a potential and practicable direction of the development of the brazed honeycomb panel structure is discussed.

1. はじめに

最近の建築デザインの流れとして、構造骨組を積極的に表現する手法がある。Peter Rice^{*1}やNorman Foster^{*2}に代表されるこの建築形態は、従来、外装材でかくれていた主要構造骨組やその接合構造を建物の正面に配置（ファサードとよばれる）して、シンボリックに表し、ガラスや金属パネルと組み合わせ、圧倒的なスケールで静的、かつ、透明感のある立体デザインを実現している。

* アーバン事業部設計技術部

** 住軽エンジニアリング

*** 飯島建築事務所

アルミニウム合金製ろう付ハニカムパネルは構造パネルとしての耐力、剛性評価方法がほぼ確立されており¹⁾、この新しい建築デザインの有効な構造要素に成り得ると予想される。

本報では、今回設置したろう付ハニカムパネルを用いた半円筒型通路屋根について構造設計の概要、新規に開発したパネル間及びパネルと支持部の接合方法について述べ、今後のろう付ハニカムパネル構造の方向性を示す。

*1 1935年アイルランド生まれ。Ove Arupを設立、代表作はシドニーのオペラハウス、ポンピドーセンターなど。

*2 1935年イギリス生まれ。フォスター・アソシエイツを設立、代表作は香港・上海銀行など。



図1 通路屋根（全長約16m）

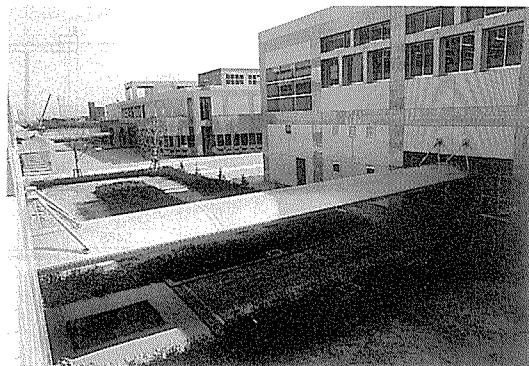


図3 通路屋根（全長約19m）

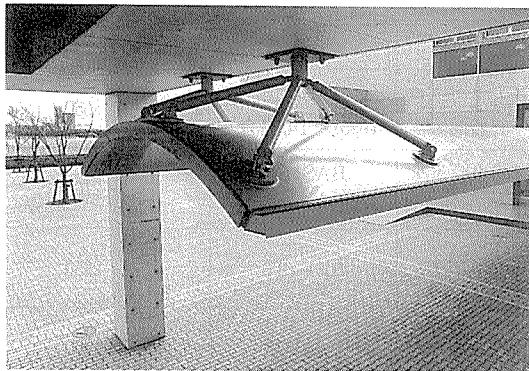


図2 通路屋根（全長約16m）材端部

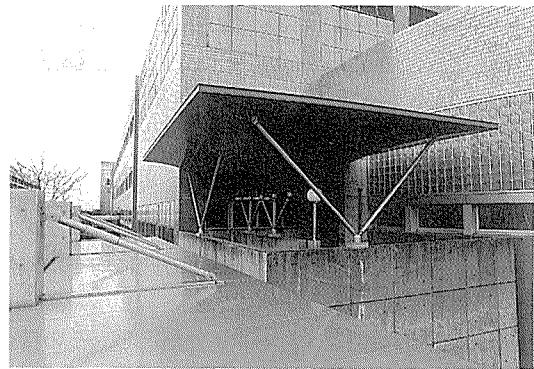


図4 外部階段屋根



図5 フラット屋根

2. 屋根の構造概要

設置した屋根は建物間を結ぶ半円筒型通路屋根2基(図1, 図2, 図3), 外部階段屋根(図4), 広場のフラット屋根(図5)である。このうち, 本報では従来にはない構造を実現した半円筒型通路屋根について報告する。半円筒型通路屋根は幅3m, 全長約16m及び19mの2基で構造の形態はほぼ同じである。半円筒屋根は厚さが100mmで, ろう付サイズを(1×3)mとした曲面ろう付ハニカムパネルをユニットパネルとしている。曲面方向は短辺方向で曲率半径は2.5mである。このユニットパネルを工場で溶接し, 大パネルとするブロック工法を採用したが, トランク輸送の制限から大パネルは全長を9m以下とし, 3枚を接合して全長約16mあるいは19mとした。大パネル間の接合は曲面方向断面の全長に渡り高力ボルトを用いた剛接合とし, アルミニウム合金押出材により化粧カバーをしている。屋根の雨水はこの分割部分の接合金具に1/200の水勾配を設け, 端部に屋根と一体として取付けた横樋を介して屋根材端に設けた縦樋に流れる。屋根はアルミニウム合金製押出管を用い, ト拉斯状に建屋の軸体で支持されている。

なお, 屋根天井面の耐火, 断熱, 吸音等は, 本通路屋根が外部に解放された屋根であるため, 特に考慮はしていない。

3. 設計の概要

3.1 構造計画

屋根は大スパンの架設を可能にするため, 100mm厚さのろう付ハニカムパネルのほぼ極限の半径である2.5mの半円筒型とし, 断面としての鉛直方向曲げ剛性を大きくとっている。この半円筒形の中立軸は断面の頭部より19cmのところに位置する。断面としての剛性は後述の振動試験により理論値通りであることが検証されている。

また, (1×3)mのユニットパネルは溶接のための溝型のアルミ押出材を枠材として一体ろう付しているが, その断面は溶接強度として必要な板厚を確保しているも

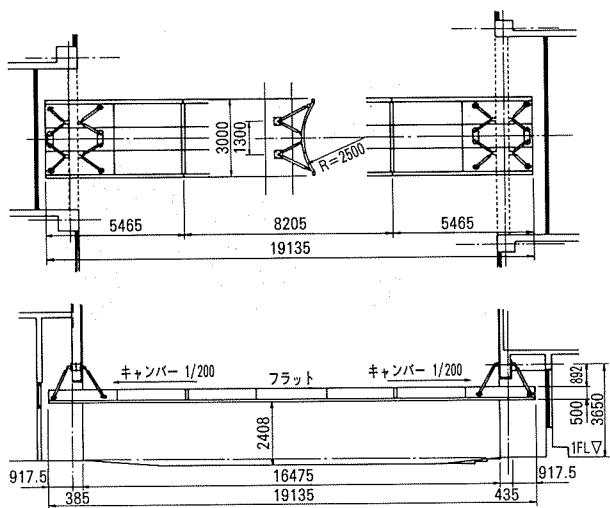


図6 通路屋根(全長約19m)

の、梁(格子梁)として成立する強度にはしていない。その結果、屋根パネルは長辺、短辺方向に均一な剛性、強度を保有する連続体となっている。

前述したように屋根パネルは3分割とし、その接合部を高力ボルトにより摩擦接合¹⁾としている。ここで屋根パネルの接合位置は、同パネルを梁として求めた曲げモーメントが最小となる位置の近傍としている²⁾。なお、パネルの応力はそのほとんどがパネル中立軸で反曲する圧縮、引張りの軸力である。

図6に示すように、屋根パネルの支持は屋根材端にトラス状にアルミニウム押出管を配置し、パネル材端の回転を拘束している。

以上、円筒屋根を梁として置換した構造モデルは、柱脚ピンの門型ラーメンを反転した構造である²⁾。

3.2 設計諸元

通路屋根にかかる設計荷重は建築基準法に準拠し、以下の4ケースを考慮した。荷重一覧を表1に示す。

- 1) 風圧力(吹上げ、吹下げ)は、解放型独立上屋の風力係数³⁾の最大値1.6を用いている。また、風圧力(ねじり)は、非対称荷重を想定し図7に示す様に、断面全体としてのねじりに対する照査を実施している。
- 2) 地震力は本通路屋根が建屋間に接続しているものの両者の地震力に対するせん断剛性を比較すると明らかに建屋が大きいことから通路屋根の荷重のみを地震力として考慮している。また、地震せん断力係数は0.3を用いた。
- 3) 温度荷重に対しては伸縮機構は用いず、部材端の変位を拘束し、パネルの断面力で抵抗することとし、短期の温度荷重に対応する温度差として80°Cを与えていた。
- 4) 積雪荷重としては2kgf/m²/cmを単位荷重とし積雪深さを30cmとした。

表1 通路屋根にかかる荷重一覧

荷重ケース	設計荷重
1) 風圧力	吹上げ及び吹下げ $1.6 \times 60 \sqrt{3.15} = 170 \text{kgf/m}^2$
	水平 $1.2 \times 60 \sqrt{3.15} = 128 \text{kgf/m}^2$
	ねじり $\pm 1.0 \times 60 \sqrt{3.15} = \pm 106 \text{kgf/m}^2$
2) 地震力	$40 \text{kgf/m}^2 \times \text{通路屋根面積(m}^2\text{)} \times 0.3$
3) 温度荷重	温度差80°C(短期)
4) 積雪荷重	$2 \text{kgf/m}^2/\text{cm} \times 30\text{cm} = 60 \text{kgf/m}^2$

表2 主要構成材の材質及び許容応力度

部位	材質	許容応力度(kgf/cm ²)
ハニカムパネル 一般部	BAS114P (6951-T42合金)	650
ハニカムパネル エッジ部 (3.3.2参照)	BAS114P (6951-T62合金)	2100
支持パイプ	6061-T6	2250
大パネル剛接部 接合用板材 (3.3.2参照)	5083	1300
大パネル剛接部 接合ボルト (3.3.2参照)	HT-F8T-M16	6.8tf (短期2面摩擦許容せん断力)

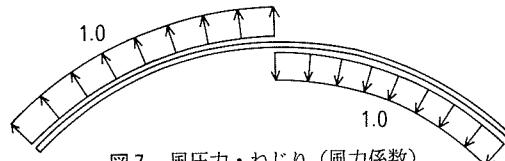


図7 風圧力・ねじり(風力係数)

使用したアルミニウム合金材料及びその許容応力度を表2に示す。許容応力度はアルミニウム合金建築設計施工基準案²⁾及びJIS³⁾による0.2%のオフセット耐力を用いている。大パネル剛接部に用いた溶融亜鉛メッキ高力ボルトは、建築基準法及び高力ボルト接合設計施工指針⁴⁾に準拠している。

*1 建築基準法施行令第92条の2により高力ボルトに基準張力 T_0 (各ボルトの規格の締付トルクによる) を導入し、 μT_0 の摩擦力により接合する形式を言う。同施行令では $n \cdot \mu T_0$ を許容せん断力として規定している。ここで、 μ は摩擦係数で n は摩擦面の数である。

*2



*3 建築基準法施行令第87条により建築物の断面形状に対して風力係数が定めてあり、この風力係数に基準圧力(速度圧: $60\sqrt{H}$)を乗じて風圧力を決定する。ここで、 H は建築物の高さである。

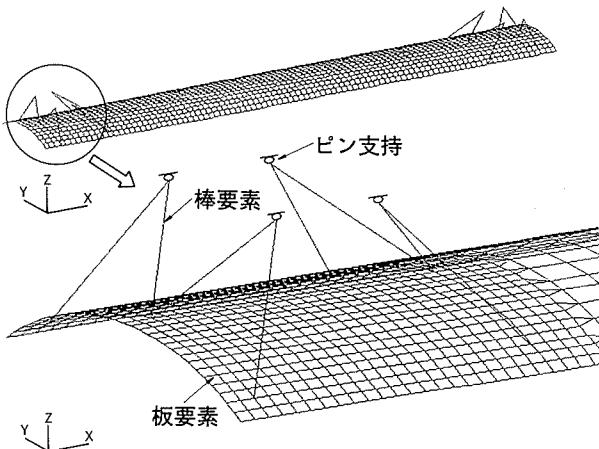


図8 FEM解析モデル

3.3 設計

3.3.1 断面の設定

屋根部のろう付ハニカムパネルは等価板厚法¹⁾で置換した等方性板（以下、等価板とよぶ。）とし、斜材については軸剛性のみの棒材としてモデル化し、FEM解析を実施した。

19m 通路屋根について解析に用いた FEM モデルを図8に、仮定した断面を表3に示す。表1に示す各荷重が負荷された時の部材の最大応力、最大変位の計算結果一覧を表4に示す。なお、地震力、積雪荷重は風圧力、温度荷重に対して明らかに小さいので省略した。

表3 19m通路屋根の部材一覧

部材	仕様	断面性能
ハニカムパネル	パネル 厚 100mm 表面板 厚 2.5mm ハニカムコア 厚 0.2mm セルサイズ 19mm(3/4")	等価板 縦弹性係数 20725.3kgf/cm ² 横弹性係数 7971.4kgf/cm ² 板 厚 16.89cm
支持パイプ	外径75mm×肉厚5mm	断面積 11.0cm ²

表4 ハニカムパネル、支持パイプの最大応力、最大変位の計算結果

外力	等価板（単位幅当り）			ハニカムパネル*		支 持 パイプ 軸力** (kgf)	最 大 変 位 (mm)
	軸力 (kgf/cm)	曲げモーメント (kgf・cm/cm)	せん断力 (kgf/cm)	表面板 軸応力 (kgf/cm ²)	コア せん断応力 (kgf/cm ²)		
風圧力 (鉛直)	300.9	1,377.8	89.4	1,181.5 (0.56)	235.9 (0.36)	4,125 (0.34)	47.93
風圧力 (水平)	166.6	755.4	46.8	651.0 (0.31)	123.5 (0.19)	2,699 (0.22)	33.83
風圧力 (ねじり)	59.3	337.0	8.0	260.4 (0.12)	21.1 (0.03)	1,916 (0.16)	22.43
温度荷重	516.4	73.9	24.3	1,063.8 (0.51)	64.1 (0.10)	2,395 (0.17)	39.22

* () は (応力度／許容応力度)

** () は (軸力／許容軸力)

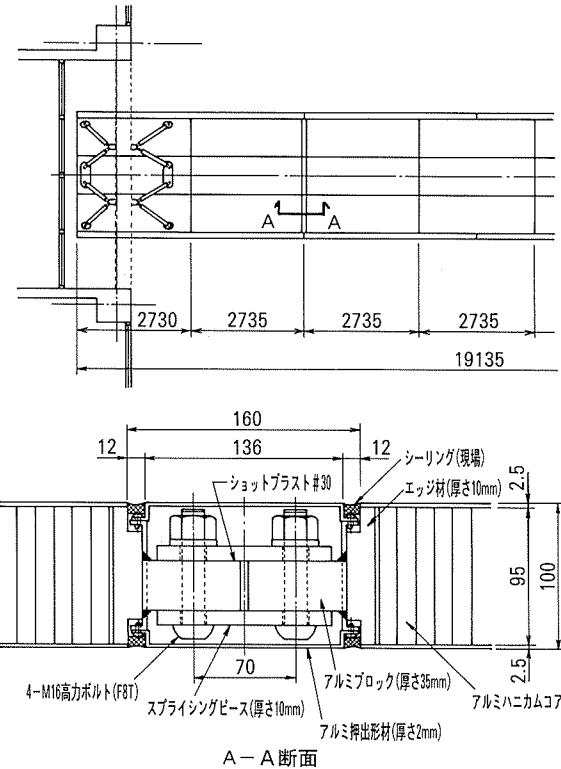


図9 大パネル剛接部

また、このFEM解析と平行して後述の図17に示す様に半円筒屋根断面を線材梁として置換した架構について門型ラーメンの理論計算を行い、両者が良く一致していることを確認している。

3.3.2 大パネル剛接部の設計

図9に示す大パネル剛接部の高力ボルトの必要本数は等価板にかかる長辺方向軸力から求めた。その結果ボルト4本を1ブロックとした接合工具を、曲面方向断面に350mmピッチで配置した。大パネル材端は厚肉（厚さ10mm）のエッジ材により補剛し、十分なろう付必要せん断強度を確保し、さらに、このエッジ材に接合ブロックとして35mmのアルミ板材を溶接し、スプライシングピースを用いて摩擦接合している。

35mmのアルミ板材及びスプライシングピースの表面は#30のショットブラストを施し、鋼構造とほぼ同等の摩擦係数0.35を期待している⁵⁾。後述の付加曲げモーメントに対する安全性については構造実験により検証を行っている。

3.3.3 斜材とパネルの接合部の設計

図10に示す斜材のパネルとの接合部は、ろう付ハニカムパネルをφ160でコア抜きし、アルミブロックを埋込み、厚さ5mmの補強リングを介して溶接している。従来の構造設計では支持点に小屋梁等の補強梁を設け、この梁により反力を伝えるが、この構法は小屋梁だけで構造が成立することが要求され、必然的にパネル総厚が厚くなり、ろう付ハニカムパネルを用いる場合、合理的なパネル構法とは言えない。

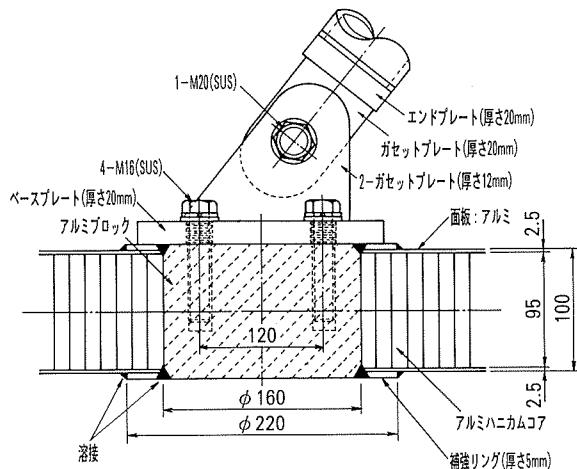


図10 斜材とパネルの接合部

本構法は、ろう付ハニカムパネルと支持材の力の伝達をパネルの押抜きせん断力で直接行うこととし、パネルの必要せん断力に基づくせん断長さ（周長）によりアルミブロックの外径を決定している。また、補強リングはパネルのせん断剛性の急変を避ける目的で設けている。パネル剛接部と同様に本構法は、構造実験により安全性を確認している。

4. 構造実験

本件に採用した大パネル剛接部と斜材とパネルの接合部について構造実験を実施し、安全性を確認した。

4.1 大パネル剛接部単純曲げ試験

供試体の形状及び試験方法を図11に示す。

供試体の幅は接合ブロック1組を取り出し、接合金具

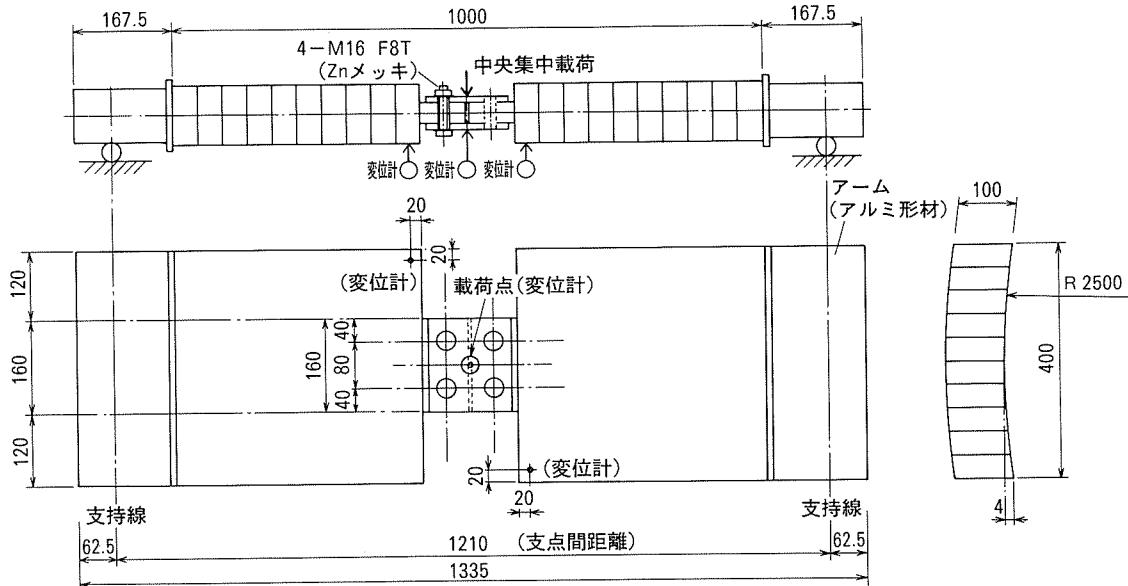


図11 大パネル剛接部単純曲げ試験

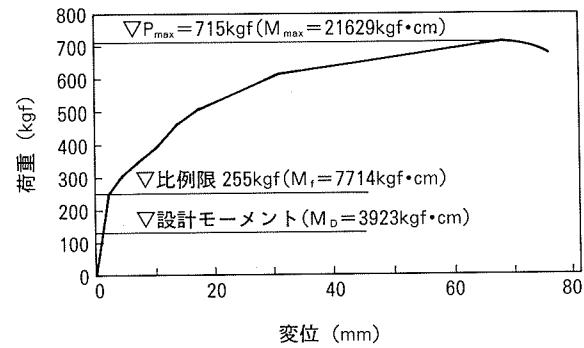


図12 荷重-変形曲線（大パネル剛接部）

ピッチ350mmに対して両端25mmを無効とし、400mmとした。供試体長さは最終破壊形態がせん断破壊でなく曲げ破壊となるよう、支点間距離を1210mmとし全長を1335mmとした。高力ボルトの締付導入張力はF8T-M16の設計ボルト張力8.52tfとし、表2に示す許容せん断力を得ている。

試験はこの単位幅の接合部供試体に対して中央集中单调載荷曲げ試験とし、長辺方向の支持点はアルミ形材により補剛し鋼棒により支持して回転自由としている。実験結果の荷重-変形曲線を図12に、破壊状態を図13に示す。

図12により、実験による接合部降伏荷重(P_f)は255kgf、最大荷重(P_{max})は715kgfである。それ故、曲げモーメントに換算し^{*1}、FEM解析による剛接位置における設計曲げモーメント（付加曲げモーメント）3923kgf·cm^{*2}と比較すると安全性は十分である。

$$\text{① 接合部許容曲げモーメント} (M_f) =$$

$$7714\text{kgf}\cdot\text{cm} > 3923\text{kgf}\cdot\text{cm} \text{ (1.97倍)}$$

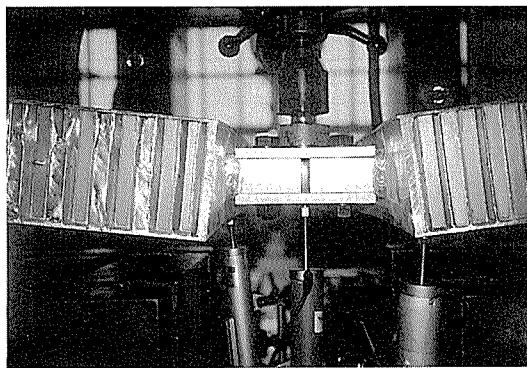


図13 破壊状態（大パネル剛接部）

$$\textcircled{2} \text{ 接合部最大曲げモーメント} (M_{\max}) = \\ 21629 \text{ kgf}\cdot\text{cm} > 3923 \text{ kgf}\cdot\text{cm} (5.51\text{倍})$$

破壊形態は降伏荷重以降、パネルエッジ材の面外曲げ変形が進行し、最大荷重に達し耐力が減少したが、最大荷重後もアルミブロックとパネルエッジ材の溶接部及びパネルエッジ材とパネル表面板のろう付部は健全であった。また、高力ボルト摩擦接合部も滑り等の現象は見られなかった。

4.2 斜材とパネル接合部繰り返し載荷試験

図14に示す様に、供試体はパネル部(650×400)mm、材端補剛部210mm、支点間距離を850mmで、供試体中央部に接合部を設けた長方形形状とし、鋼棒により回転自由とした2辺単純支持である。

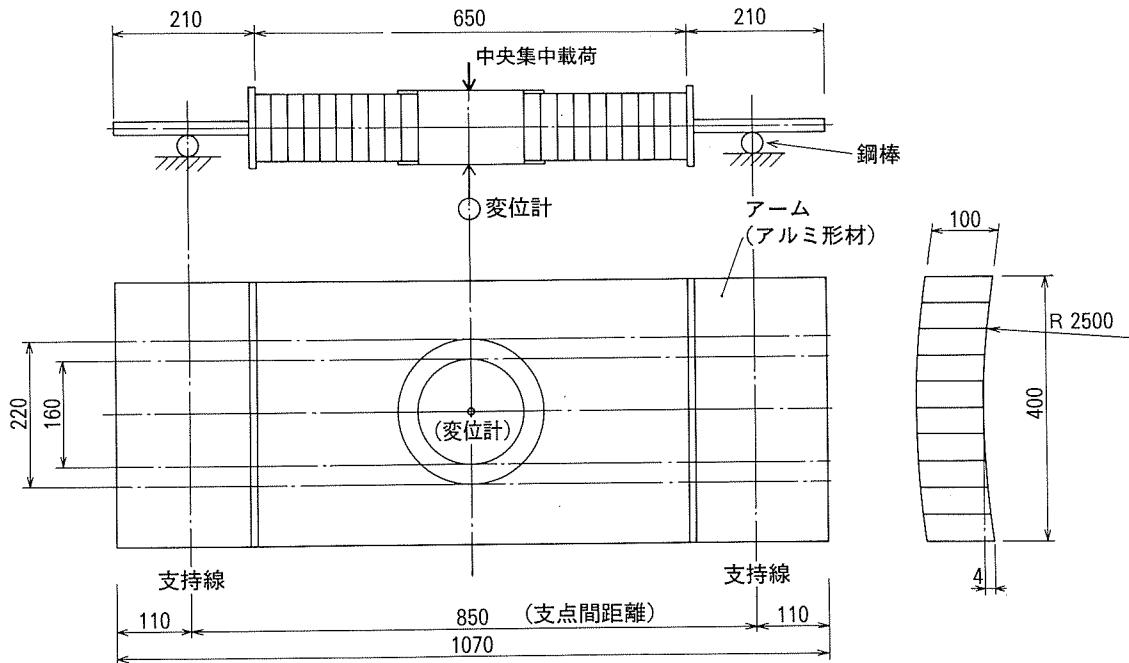


図14 斜材とパネル接合部載荷試験

$$\textcircled{1} M_f = \frac{P_f \cdot L}{4} \quad \textcircled{2} M_{\max} = \frac{P_{\max} \cdot L}{4} \quad L = 121\text{cm}$$

*¹ 図8のFEM解析で剛接位置での等価板の曲げモーメントを接合ピッチ350mmを負担幅とし累積した。

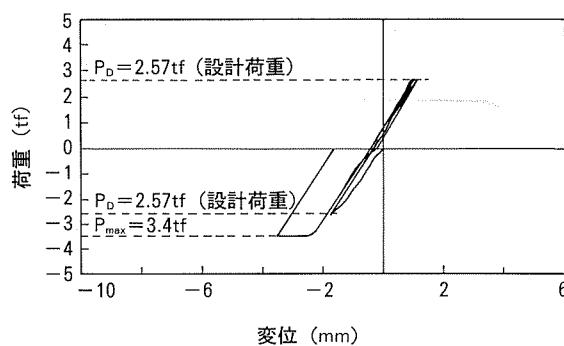
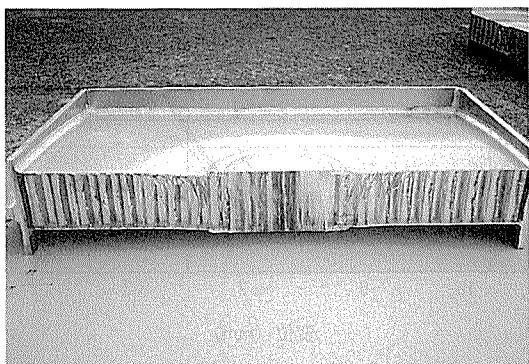


図15 荷重-変形曲線（斜材とパネル接合部）

供試体の支点間距離は最終破壊形態が、曲げ破壊ではなく、せん断破壊となるよう設定している。試験は接合部ブロックに垂直に、設計荷重（斜材設計軸力の鉛直成分）の2.57tfを数回両振り載荷し、その後、破壊まで単調載荷とした。実験結果の荷重-変形曲線を図15に、接合部破壊断面を図16に示す。

図15に示す様に、設計荷重2.57tfの繰り返し載荷時は残留変位もなく、荷重と変位の関係がほぼ線形となつたが、単調載荷3.2tf付近から接合ブロックの円周に沿ってせん断変形が始まり、最大荷重3.4tfに達した。図16の破壊断面はハニカムコアのせん断破壊を示しており、コアの面外座屈、コアせん断座屈、表面板の曲げ等他の破壊形態は見られなかった。

本実験結果より接合部はハニカムコアのせん断強度に



(a) (1/2切断面)



(b) (1/4切断面)

図16 接合部破壊断面（斜材とパネル接合部）

のみ依存することから、ハニカムコアのせん断強度を上げる目的で接合部全体をパネル一般部のT4熱処理に対してT6熱処理とした。これにより、接合部最大荷重は、(T6引張強さ実体値)/(T4引張強さ実体値)=274MPa/173MPa=1.58倍となることが期待される。したがって、T6処理後の接合部最大荷重は、3.4tf(T4処理後実験値)×1.58=5.4tfとなる。一方、設計荷重は2.57tfであり、最大荷重5.4tfの1/2以下であり、建築構造用複合パネルの一般的な評価方法である「最大荷重（実験）の1/2を許容荷重（設計）とする⁶⁾」を満足している。

5. 風による共振の検討

5.1 検討の概要

本通路屋根は建屋間を連絡する通路の屋根であり、また海岸線と平行に位置している。この立地条件により屋根断面方向の風による共振が懸念されるため、以下の検討を実施し、安全性の確認を行った。

- 1) 通路屋根モデルの固有値解析
- 2) 実物大モデル自由振動試験（ヤード実験）
- 3) 共振及び共振振幅の検討

5.2 通路屋根モデルの固有値解析

図17に示す様に、屋根部のろう付ハニカムパネルは、3.3.1で述べた等価板をさらに曲面形状断面の軸剛性と曲げ剛性を等価とした線材梁に置き換え、また斜材は棒



(A:断面積, I:断面2次モーメント)

図17 固有値解析モデル

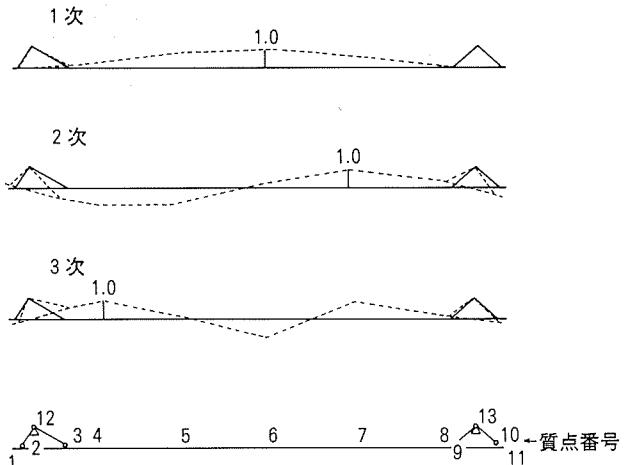


図18 振動モード図

材としてモデル化した。

使用したプログラムは(株)構造計画研究所の「STAN-E」である。解析結果の一次～三次固有周期、振動モードを表5に、振動モード図を図18に示す。

5.3 実物大モデル自由振動試験（ヤード実験）

通路屋根の長手方向、幅方向中央部に加速度計を取り付け、引き網切断法により自由振動を与え上下方向の加速度時刻歴を測定した。さらに、自然風の強い時の同様の自由振動も測定した。また、参考として左右方向の同様な自由振動も測定した。

表5 通路屋根の固有周期、振動モード（解析結果）

	一次	二次	三次	
周 期 (s)	0.13604	0.0783	0.02656	
周波数 (Hz)	7.35	12.70	37.66	
振動モード	質点 11	-0.02656	-0.4274	-0.12086
	質点 10	-0.02523	-0.3377	-0.10262
	質点 9	0.02997	0.3509	0.17594
	質点 8	0.05451	0.4434	0.26566
	質点 7	0.59945	1.0000	0.97139
	質点 6	1.00000	0.2268	-0.97011
	質点 5	0.79043	-0.8375	0.20080
	質点 4	0.29986	-0.8424	1.00000
	質点 3	0.11216	-0.5191	0.64120
	質点 2	-0.03226	0.1844	-0.15426
	質点 1	-0.04517	0.2758	-0.25518

表6 通路屋根の自由振動測定結果

測定条件	測定方向	測定値	
		1次周波数	1次固有周期
自然風	上下	7.0Hz	0.142sec
	左右	8.0Hz	0.125sec
引き綱振動①	上下	6.5Hz	0.153sec
	左右	8.0Hz	0.125sec
引き綱振動②	上下	5.5Hz	0.181sec
	左右	6.5Hz	0.153sec

測定機器は加速度計は共和電業のAS-5Gを、周波数アナライザは共和電業のUCAM-70Aを用いた。

加速度時刻歴による一次固有周期測定結果一覧を表6に示す。また、振動波形及び周波数パワースペクトルを図19に示す。

5.4 共振及び共振振幅の検討

一次固有周期の測定値の平均は $T_1=0.158$ 秒で解析値の $T_1=0.136$ 秒とほぼ一致している。以下の検討では測定値の $T_1=0.158$ 秒を用いる。

曲面屋根の断面両側から交番うずが発生し、振動するとの仮定し、「建築物荷重指針・同解説」⁷⁾に準拠し、以下の共振風速を検討する。

$$V_{CR} = \frac{1}{S} \cdot \frac{D}{T_1} \quad (1)$$

ここで、

V_{CR} : 共振風速(m/s)

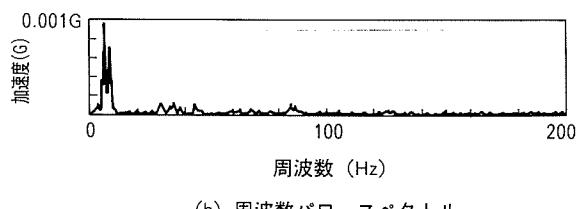
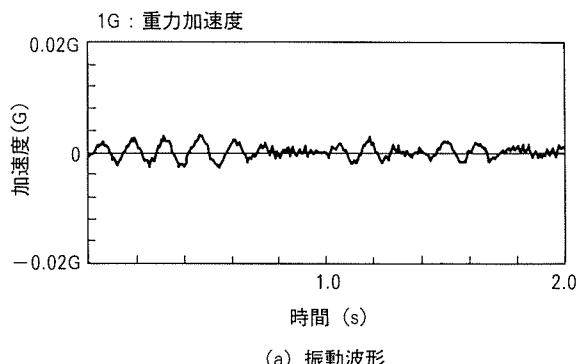
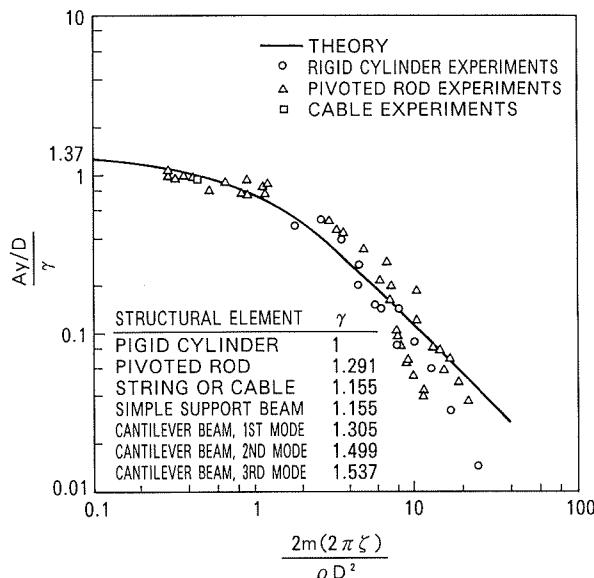


図19 振動波形、周波数計測結果

(a) 振動波形 (b) 周波数パワースペクトル

図20 共振時振幅実験値⁸⁾

S : ストローハル数

=文献7)の付表1・1の長方形断面より0.15

D : 構造物の外径 (m)

T_1 : 風直角方向の固有周期 (s)

したがって式(1)に $S=0.5$, $D=0.5$, $T_1=0.158$ を代入し, V_{CR} を求めれば, $V_{CR}=21$ (m/s)となる。

共振振幅について、上記の共振風速を用い、円形断面の実験値を用いて推定する⁸⁾。図20において、横軸は式(2)で、縦軸は式(3)で与えられる。

$$\text{横軸} = \frac{2m(2\pi\zeta)}{\rho D^2} \quad (2)$$

$$\text{縦軸} = \frac{Ay/D}{\gamma} \quad (3)$$

ここで、

m : 対象物単位重量 (kgf/m)

$2\pi\zeta$: 減衰定数=0.03~0.05と推定され、0.04を用いる。

ρ : 空気密度 (kgf/m³)

D : 構造物の外径 (m)

Ay : 振幅 (m)

γ : 係数, Simple Support Beam の場合1.115

式(2)に $m=75$, $2\pi\zeta=0.04$, $\rho=1.2$, $D=0.5$ を代入すれば横軸の値は20となる。一方、図20より縦軸の値は0.05となる。したがって、式(3)に $D=0.5$, $\gamma=1.115$ を代入して Ay を求めれば、 $Ay=0.028$ m=2.8cmとなる。

5.5 検討結果のまとめ

- 1) 一次固有周期が解析値と測定値がほぼ一致したことにより、解析モデルの妥当性が実証され、今後は解析値を用いて風による共振を含む一連の振動問題を検討することが可能である。
- 2) 交番うずにより上下に振動すると仮定した場合共振

風速は21m/sとなり、共振時の振幅は円形断面の実験式を用いると2.8cmと推定される。

3) 本通路屋根の許容荷重により計算した鉛直方向(振幅方向)許容変位は8.4cmであり、実験式からの共振振幅2.8cmより大きく安全と推定される。

6. おわりに

本報では、アルミニウム合金製ろう付ハニカムパネルを用いた半円筒屋根が材端支持のみで約20mの架構が可能であることを報告しました。

このろう付ハニカムパネルを用いた梁不要の大パネル構法により、点支持の大屋根(Dot Supported Roofing)等の設計が可能となり、今後の建築デザインの自由度が一層広がることを期待します。

なお、本通路屋根にろう付ハニカムパネルを採用いただき、新構法によるデザインをされた(株)岡設計の佐藤

設計部長、伊達構造部長、並びに三井・戸田・前田建設共同企業体の関係各位に深く謝意致します。

参考文献

- 1) 奥戸行一郎、難波圭三、水越秀雄、桧山裕二郎：軽金属溶接, 29 (1991), 361.
- 2) 日本建築学会編：アルミニウム合金建築設計施工基準案, (1973).
- 3) JIS H4000 (1988), JIS H4100 (1988), JIS Z3263 (1973).
- 4) 日本建築学会編：高力ボルト接合設計施工指針, (1994).
- 5) 渡辺和喜：日本建築学会大会学術講演梗概集, (1992), 21577.
- 6) 建設省総合技術開発プロジェクト編(軽金属協会、建設省建築研究所監修)：アルミニウム合金利用技術指針, (1994), 42.
- 7) 日本建築学会編：建築物荷重指針・同解説, (1981), 231.
- 8) R.D.Blevins : *Flow-induced Vibration*, 2nd Ed., Van Nostrand Reinhold, N.Y., (1990), 73.