

Reprinted from SUMITOMO LIGHT METAL TECHNICAL REPORTS (Title No. P-318)

自動車ボディ用アルミニウム合金の溶融溶接性*

杉山頼彦**

Fusion-Weldability of Aluminum Alloys for Automotive Body Sheet

by Yoshihiko Sugiyama

住友軽金属工業株式会社技術研究所

自動車ボディ用アルミニウム合金の溶融溶接性*

杉山頼彦**

Fusion-Weldability of Aluminum Alloys for Automotive Body Sheet

by Yoshihiko Sugiyama

Over the past few years investigations on the joining processes for aluminum auto body sheet alloys have increased in relation to weight saving of automobiles as a result of requirements for fuel economy, air pollution and safety. These processes include the resistance spot welding, weld bonding, mechanical fastening etc. However, as these processes are all for lapped joint, it is considered necessary to evaluate fusion-weldability of these alloys in consideration of adoption of fusion welding applied for butt and fillet joints.

In this experiment CV15-T4 (Al-Cu-Mg-Si), 282S-H110 (Al-Mg), XA278-T4 (Al-Mg-Zn-Cu) and GV10-T4 (Al-Mg-Si-Cu) alloys were used as base metals. After evaluating the weld cracking susceptibility with the aid of the fishbone cracking test, mechanical properties of butt-welded joints were measured. In addition, the tensile shear and cross tensile strengths of MIG spot welds in these alloys were measured.

The results of this experiment were summarized as follows:

(1) Judging from the weld cracking susceptibilities and mechanical properties of the butt-welded joints, the selection of the following filler metals could be recommended for each base metal:

Base metal	Filler metal
CV15	2319, 4043
282S	5356
XA278	5356
GV10	4043, 5356

(2) CV15 and GV10 alloys had comparatively higher crack susceptibilities when welded with the same filler metals as the base metals in chemical composition.

(3) The tensile shear strengths of MIG spot welds were higher than the minimum average value specified by MIL-W-6858 for resistance spot welding. And the cross tensile strengths of MIG spot welds were fallen within the range of 30 to 56% of their tensile shear strengths.

1. はじめに

一般に自動車ボディの接合には、これまで主として抵抗スポット溶接やヘミングなどが用いられているが、アルミニウム合金のボディ材では、軟鋼に比べて抵抗スポット溶接の工程管理が複雑であるために、抵抗スポット溶接そのものに他に、機械的接合法やミグスポット溶接法なども検討されている。

これらの接合法はすべて重ね継手に対して適用されるものであるが、部材への適用場所によっては、溶融溶接法についても検討しておく必要があるものと思われる。

現在のところ、自動車ボディに対する適用が考慮されているアルミニウム合金には、従来他の構造物に適用されてきた合金と類似のものもあるが、ボディ用として要求される諸性質を満たすために、新たに開発された合金もある。

そこで、本実験においては、当社の数種のボディ用合金の溶融溶接性、すなわち、溶接割れ感受性および継手の機械的性質とともに、ミグスポット溶接部の機械的性質について検討した。

2. 実験方法

母材にはともに板厚が 1 mm の CV15-T4, 282S-H110, XA278-T4 および GV10-T4 合金を用いた。溶接割れ試験

*軽金属溶接 17 (1979), 539 発表分に一部追加。

**技術研究所

Table 1 Chemical compositions of base metals.

Base metal ¹⁾	Chemical composition (%)									
	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	V	Al
CV15-T4	0.45	0.18	1.50	0.01	0.72	<0.01	0.02	0.02	0.08	Bal.
282S-H110	0.07	0.20	<0.01	0.10	4.41	0.07	<0.01	<0.01	—	Bal.
XA278-T4	0.04	0.12	0.30	0.01	4.06	0.00	1.31	0.00	—	Bal.
GV10-T4	0.48	0.17	0.54	0.10	1.00	0.05	0.00	0.02	0.03	Bal.

1) Manufacturer's designation.

Table 2 Mechanical properties¹⁾ of base metals.

Base metal	Tensile strength (kg/mm ²)	Yield strength (kg/mm ²)	Elongation (%)
CV15-T4	36.0	20.0	29
282S-H110	28.5	16.1	24
XA278-T4	32.5	17.2	28
GV10-T4	19.6 ²⁾	8.9	25

1) JIS Z 2201, No. 5 tensile specimen.

A value in the table shows the mean value of two specimens.

Loading direction: Perpendicular to the rolling direction.

2) Experimentally heat-treated: Higher tensile properties will be gained in the normal heat-treated condition.

および突合せ溶接に用いた母材の化学成分および機械的性質をそれぞれ Table 1 および 2 に示す。表中で GV10-T4 合金の強度がやや低いが、これは実験的に熱処理を行なったもので、一般には 26kg/mm² 前後の引張強さが得られる。なお、熱処理合金はボディ組立後の塗装における焼付け工程での強度の向上も図られている。

溶接割れ試験および突合せ溶接は手動交流ティグ溶接法によった。母材は溶接前はか性ソーダ法により清浄にした。溶接割れ試験には、フィッシュボーン形割れ試験を用いた。試験片の形状および寸法を Fig. 1 に示す。試験片の数は各組合せについてそれぞれ 10 枚ずつである。溶接棒は供給なしのほか、それぞれ CV15 合金には 4043、共金、2319 および 5356、282S 合金には 5356、XA278 合金には 4043、共金および 5356、GV10 合金には 4043、共金および 5356 合金を用いた。棒径は共金を除いて、すべて 1.6mm である。共金においては板厚 1 mm の板を幅 2 mm に切断して溶接棒とした。溶接方向は圧延方向に平行とした。溶接は黒鉛板を裏当てとし、条件は溶接電流 40~45A、アーク電圧約 20V、溶接速度約 35 cm/min (溶接棒供給なし) および約 26 cm/min (溶接棒供給あり)、アルゴンガス流量 8 l/min である。

突合せ継手の機械的性質は JIS Z 2201、5 号試験片(余盛ありおよびなし)による溶接のままの引張性質、幅 25 mm、長さ 100 mm の試験片による 180° 曲げ試験における最小曲げ半径(余盛削除、表曲げ)および硬さ分布について調べ

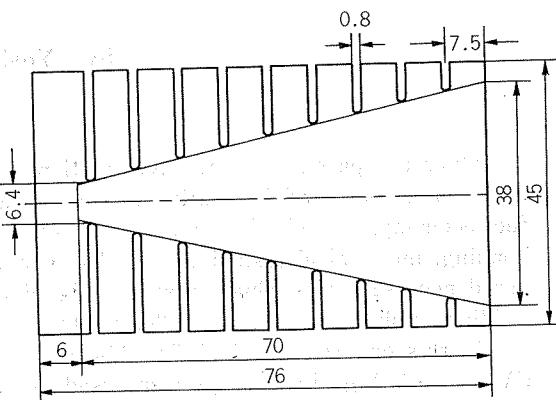


Fig. 1 Size of fishbone cracking test specimen.

た。溶接棒は CV15 合金には 4043、共金および 2319、282S 合金には 5356、XA278 合金に 4043 および 5356、GV10 合金には 4043 および 5356 合金をそれぞれ用いた。溶接方向は圧延方向と平行で、溶接は溝付き銅板裏当てを用いて行ない、その条件は溶接速度が約 24 cm/min のほかは上記の割れ試験におけるものと同様である。

つぎに、ミグスポット溶接には板厚 0.8 および 1.2 mm の CV15-T4 合金、板厚 0.8 および 1.0mm の 282S-H110 合金ならびに板厚 1 mm の XA278-T4 および GV10-T4 合金を用いた。母材の組合せは同じ板厚および同じ合金同志ならびに CV15 と 282S 合金の組合せにおいては、板厚に関係なく上板を CV15 合金とした。電極ワイヤには溶着径を小さくするように直径 1.2 mm のものを用いた。種類は A4043-WY および A5356-WY である。

母材の寸法は幅 40 mm、長さ 150 mm で、一般的なか性ソーダ法で清浄にしたのち 2 枚を重ね合わせ、引張せん断試験片および十字引張試験片を作製した。前者における重ね代は 40mm である。それぞれの試験片数は 5 枚ずつである。溶接装置にはブッシュ・プル式の半自動溶接装置を用い、溶接条件はアーク・タイムおよびアルゴンガス流量をそれぞれ 0.5 sec および 25 l/min とし、溶接電流およびアーク電圧は 160~210A および 14~15V の範囲で、母材の組合せにより選定した。

そのほか、必要に応じ溶接部のマクロおよびミクロ組織を観察した。

3. 実験結果

3.1 溶接割れ感受性

一例として、CV15 および 282S 合金について、溶接後の割れ試験片の外観および断面のマクロ組織を Fig. 2 に示す。また、それぞれの母材と溶接棒の組合せについて割れ試験

結果を総括して Fig. 3 に示す。図においては、割れ感受性を肉眼的な割れの長さ/ビードの長さ × 100(%)により求めた。

図にみられるように、いずれの母材においても、溶接割れ感受性は溶接棒を供給しない場合にもっとも大きく、溶接棒を供給すると小さくなる。溶接棒を供給しない場合の

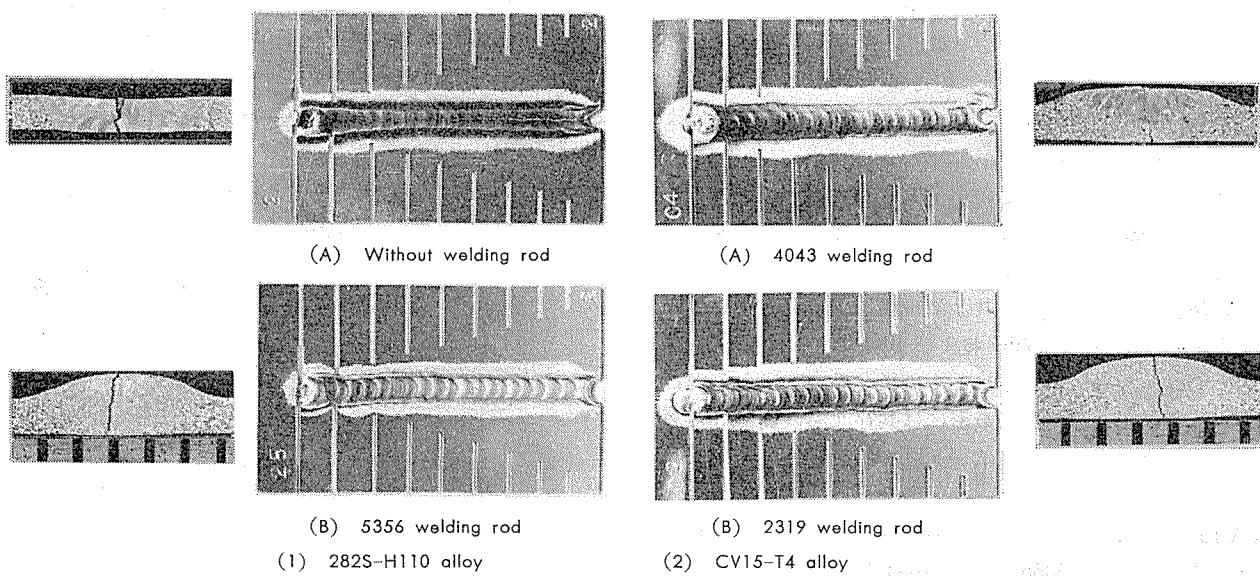


Fig. 2 Typical appearances and cracks in fishbone cracking test specimens.

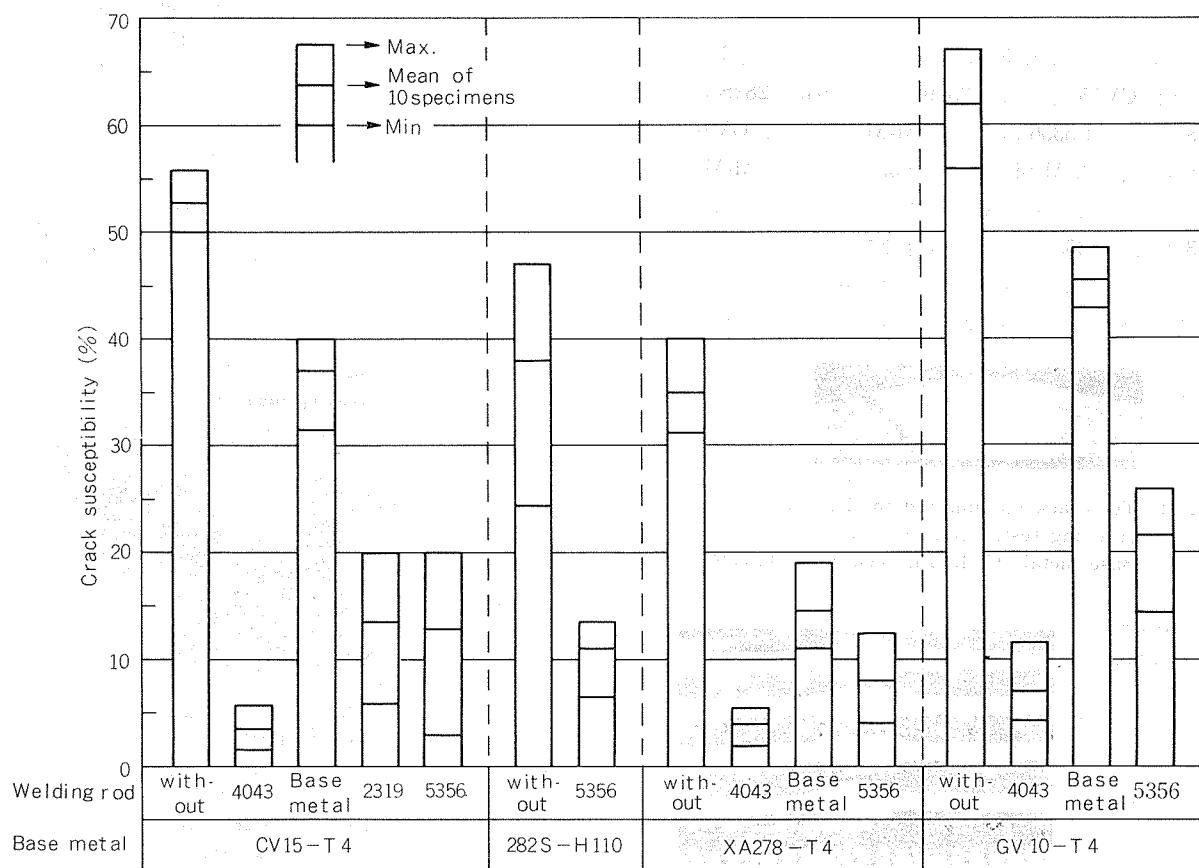


Fig. 3 Result of fishbone cracking test.

各母材の割れ感受性は Al-Mg-Si-Cu 系の GV-10 および Al-Cu-Mg-Si 系の CV15 合金で大きく、 Al-Mg 系の 282S および Al-Mg-Zn-Cu 系の XA278 合金において比較的小さい。

まず、 CV15 合金については、溶接棒に共金を用いた場合には、割れ感受性はあまり小さくならないが、 Cu 量の多い 2319 溶接棒を用いた場合には、割れ感受性はかなり小さくなる。いっぽう、 4043 溶接棒との組合せにおいては、割れ感受性はもっと小さい。これらの傾向は一般的 Al-Cu 系合金と同様である¹⁾。参考までに用いた 5356 溶接棒との組合せにおいては、割れ感受性は 2319 溶接棒による場合と同程度である。

282S 合金については、その化学成分からみて、割れ感受性は一般的 5083 合金とほぼ同様とみることができ、 5356 溶接棒による場合、割れ感受性は小さい。

XA278 合金については、共金溶接棒によつても割れ感受性は比較的小さいが、 5356 および 4043 溶接棒との組合せにおいては、さらに小さく、とくに後者で小さい。この合金の割れ感受性については厳密には共存元素の影響も考慮しなければならないが、ほぼ Al-Mg 合金に近いとみることができよう。

GV10 合金については、共金溶接棒を用いた場合に割れ感受性は大きいが、 5356 および 4043 溶接棒との組合せにおいては割れ感受性が小さく、とくに後者で小さい。この傾向は一般的 Al-Mg-Si 系合金においてみられるところである。

以上の結果から割れ感受性に関して一般的溶接材を選ぶと、それぞれ CV15 合金には 2319 および 4043、 282S および XA278 合金には 5356 のような Al-Mg 系合金、 GV10 合金には 4043 のような Al-Si 系または 5356 のような Al-Mg 系合金溶接材が適当である。 XA278 および CV15 合金にそれぞれ 4043 および 5356 溶接棒を組合せた場合にも、割れ感受性は小さかったが、これらの組合せに対しては、機械的性質など割れ感受性以外の点からも検討が必要と思われる。

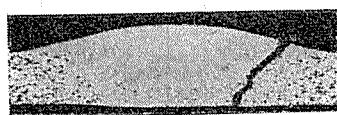


Fig. 4 Toe crack encountered in fishbone cracking tests specimen ($\times 7$).
Base metal: CV15-T4, Welding rod: 5356

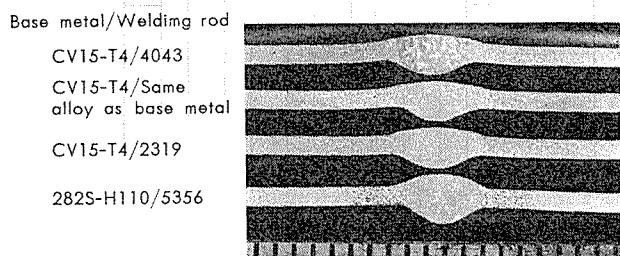
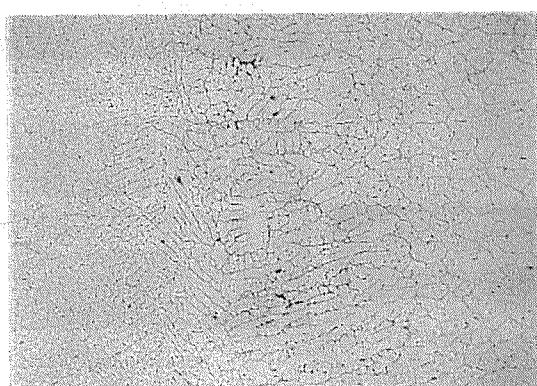


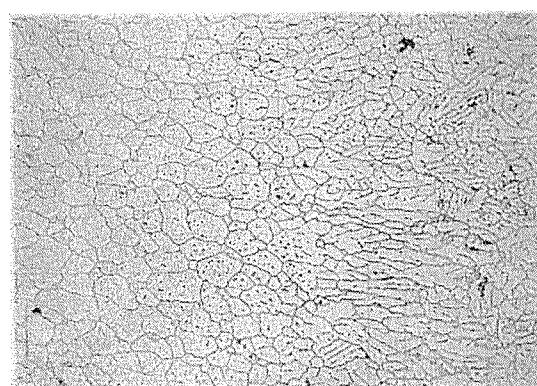
Fig. 5 Typical macrostructures of butt-welded joints ($\times 2.5$).

割れ試験片に生じた割れは、 CV15 合金に対する 5356 溶接棒の組合せのほかは、前掲 Fig. 2 にみられるように、すべて溶接金属内の縦割れであった。しかし、この組合せに限り、割れは溶接開始時にまず数 mm ほど溶接金属に入り（縦割れ）、ついで溶接金属と母材の境界に割れ（ここでは止端割れと呼ぶ）が進展した。いうまでもなく、止端割れが入ると縦割れは止まり、両者が平行することはない。Fig. 4 に止端割れの一例を断面のマクロ組織により示す。

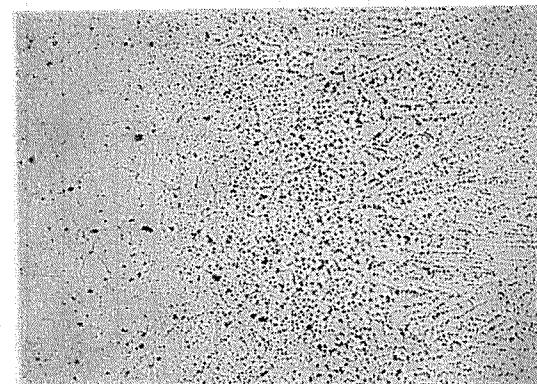
なお、溶接金属のマクロ組織はとくに CV15 合金に対する 2319 溶接棒の組合せにおいて細かい。



(A) Base metal: CV15-T4
Welding rod: 4043



(B) Base metal: CV15-T4
Welding rod: 2319



(C) Base metal: 282S-H110
Welding rod: 5356

Fig. 6 Typical microstructures of interface between base and weld metals ($\times 78$).

3.2 突合せ継手の機械的性質

3.2.1 引張性質

まず、継手のマクロ組織の一例をFig. 5に示す。溶接金属の組織は CV15 合金に対する 2319 溶接棒の組合せでとくに細かく、5356溶接棒による溶接金属の組織も比較的細かい。これには母材や溶接棒中の Ti, Zr および V などの微細化元素が寄与しているものと思われる。

板厚に対して溶接ビードの幅が広く、裏波の高さもやや高いが、本実験のように母材の板厚が薄い場合には、溶接技法上ある程度止むを得ないことがある。また、溶接部近傍でいくらかの母材の変形もみられるが、これは継手の機械的性質にいくらか影響するものと思われる。

参考までに、Fig. 6 に母材と溶接金属との境界部のミクロ組織の一例を CV15 および 282S 合金の溶接部について示す。写真によれば、溶接金属に接した母材部において、過度の粒界の溶融は認められない。

つぎに、それぞれの合金の突合せ継手の機械的性質（溶接のまま）を継手効率とともに Table 3 に示す。

全体的にみて、余盛のままの継手においては、破断は母材または母材と溶接金属との境界で生じ、余盛を削除した継手においては、GV10 合金を除けば、溶接金属または母材と溶接金属の境界で生じている。

CV15-T4 合金については、余盛のままの継手は母材または母材と溶接金属との境界で破断し、継手効率は 80~83 %、余盛を削除した継手では、いずれも溶接金属で破断し、

継手効率は共金による継手でもっとも低く 63 %、ついで 4043溶接棒の 70 %、2319溶接棒による継手がもっとも高く 73 %である。282S-H110 合金においては、余盛のままの継手は母材で破断し、継手効率は 98 %、余盛を削除した継手は溶接金属で破断し、継手効率は 94 % である。

XA278-T4 合金においては、余盛のままの継手は母材または母材と溶接金属との境界で破断し、継手効率は 92~94 %、余盛を削除した継手は溶接金属または境界で破断し、継手効率は 79~82 % である。ここで、境界で破断した継手において、余盛のままの継手のほうが削除したものより継手効率が高い理由については、本実験の範囲では明らかでない。

GV10-T4 合金においては、余盛の有無および溶接棒の種類に関係なく、いずれの継手も母材で破断し、継手効率は 85~88 % である。

これらの合金の継手強さを引張強さで比較すると、CV15-T4, 282S-H110 および XA278-T4 合金においては、継手の引張強さは余盛のままで 28~30 kg/mm²、余盛を削除したもので 25~27 kg/mm² 程度である。いっぽう、GV10-T4 合金の継手の引張強さは余盛の有無に関係なく 16~17 kg/mm² で、もっとも低い。

なお、全体を通じて余盛を有する継手のほうが、削除したものより伸びが大きいのは、余盛や裏波の存在により母材部が伸びたことによるものと思われる。

Table 3 Mechanical properties¹⁾ of butt-welded joints.

Base metal	welding rod	Reinforcement	Tensile strength (kg/mm ²)	Yield strength (kg/mm ²)	Elongation (%)	Joint efficiency (%)	Position of fracture ²⁾
CV15-T4	4043 Same as base metal	With	29.5	16.8	11	82	15 mm
		Without	25.2	17.4	6	70	Weld metal
		With	28.9	16.5	9	80	Interface
	2319	Without	22.6	16.2	6	63	Weld metal
		With	29.9	17.1	11	83	13 mm
		Without	26.4	16.9	7	73	Weld metal
282S-H110	5356	With	27.8	13.8	17	98	2 mm
		Without	26.8	15.3	15	94	Weld metal
XA278-T4	4043 Same as base metal	With	30.2	14.2	20	93	Interface
		Without	25.6	15.0	7	79	Interface
		With	30.6	14.2	23	94	19 mm
	5356	Without	26.6	14.4	11	82	Interface
		With	29.9	13.9	24	92	17 mm
		Without	26.2	14.6	10	81	Weld metal
GV10-T4	4043	With	16.0	7.2	16	86	18 mm
		Without	15.9	8.1	13	85	18 mm
	5356	With	16.5	6.8	18	88	18 mm
		Without	16.5	7.5	13	88	3 mm

1) JIS Z 2201, No. 5 tensile specimen.

A value in the table shows the mean value of three specimens tested in as welded condition, 23 days after welding.

2) Figure shows the distance from the toe of weld bead to the fractured position.

Interface: Interface between weld and base metals.

3.2.2 曲げ性

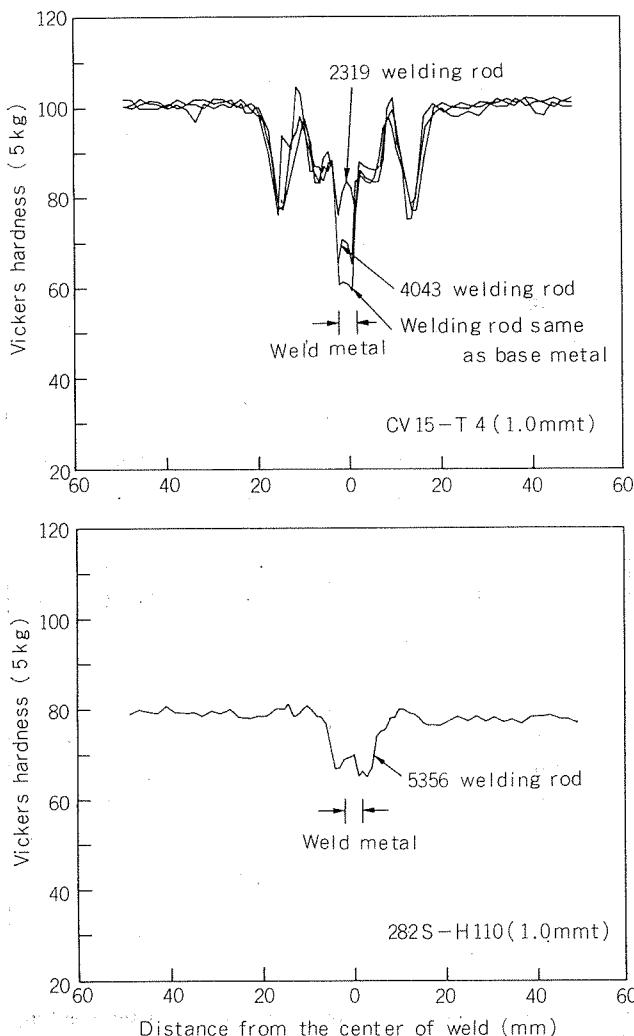
それぞれの合金の突合せ継手の 180° 曲げにおける最小曲げ半径を同時に試験した母材に対する結果とともにTable 4に示す。

母材の曲げ半径は XA278-T4 合金が $0.5t$ (t : 試験片の板厚) であったほかは、他の合金においては密着までの曲げが可能であった。

表によれば、当然のことながら溶接継手の曲げ性は溶接棒の種類により異なっている。すなわち、282S-H110, XA278-T4 および GV10-T4 合金の継手は 5356 溶接棒による場合、最小曲げ半径は $1t$ ないしそれ以下である。CV15-T4 合金の継手の最小曲げ半径はそれぞれ 4043 および 2319 溶接棒による場合、 $2t$ および $2.5t$ であった。XA278-T4 合金に 4043 溶接棒を用いた場合に、曲げ半径が大きいのは、恐らく溶接金属中に形成される Mg-Si の影響によるものと思われる。GV10-T4 合金において、4043 よりも 5356 溶接棒によるほうが延性がすぐれているのは従来の Al-Mg-Si 系合金の溶接継手において知られているところである²⁾。

3.2.3 硬さ分布

それぞれの合金の突合せ継手の硬さ分布をFig. 7に示す。



なお、測定は溶接後 1 週間経てから行なった。

Table 4 Result of bending test for base metals and butt-welded joints.

Base metal	Welding rod	Minimum radius for 180° bending ¹⁾
CV15-T4	Base metal	0 t
	4043	2.0 t
	Same as base metal	1.5 t
	2319	2.5 t
282S-H110	Base metal	0 t
	5356	1.0 t
XA278-T4	Base metal	0.5 t
	4043	3.75 t
	Same as base metal	0.75 t
	5356	0.25 t
GV10-T4	Base metal	0 t
	4043	1.5 t
	5356	0.75 t

1) t : Thickness of base metal tested.

Test was done three weeks after welding.

Fig. 7 Hardness distributions of welded joints.

CV15-T4 合金の継手は熱処理合金に典型的な熱影響部の硬さ分布を示している。引張試験において母材で破断した位置は硬さ分布の過時効域に相当する領域である。溶接金属の硬さはそれぞれ 2319, 4043 および 共金溶接棒による溶接金属の順に低い。

282S-H110 合金の継手は一般の非熱処理合金の継手の熱影響部と同様の硬さ分布で、熱影響部の硬さは軟質材程度に低下している。5356 溶接棒による溶接金属の硬さは軟化域と同程度である。

XA278-T4 合金の継手においては、熱影響部の幅がかなり広く、明らかな過時効域は認められない。この傾向は Al-Zn-Mg 系合金におけるものと類似している。熱影響部の硬さは、溶接後の経過日数が長くなれば、さらに母材のそれに近づくものと思われる。溶接金属の硬さは 4043 溶接棒によるものがもっとも高く、5356 および 共金溶接棒によるものは同程度である。

GV10-T4 合金の継手においては、溶接部の中心から 10 ~20mm 離れたところで過時効域らしい領域が認められる。しかし、正常な T4 処理を行なった合金を母材とした場合には、過時効域はさらに明確になるものと思われる。溶接金属の硬さは 4043 および 5356 溶接棒においてほぼ同程度で、原質部より高い。

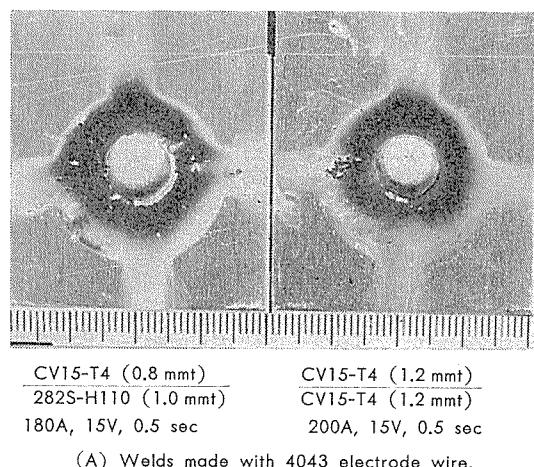


Fig. 8 Appearances of MIG spot welds.

なお、本実験においては、溶接後に塗装の焼付工程を模した後熱処理を行なっていないが、後熱処理を行なった場合には、上述の CV15-T4 合金継手の硬さ分布におけるように、過時効域が明瞭な継手では、この領域の硬さの向上は期待できない。後熱処理後の熱影響部の硬さ（強度）の向上のためには、さらに低入熱の溶接の行なう必要がある。しかし、XA278-T4 および GV10-T4 合金溶接継手の硬さ分布からみると、本実験に用いた母材の調質においては、これらの合金の継手強さは塗装後の焼付工程において向上する可能性がある。

3.3 ミグスポット溶接部

ミグスポット溶接部の外観および断面のマクロ組織の一例を Fig. 8~10 に示す。板厚の組合せおよび溶接条件によって異なるが、外観からみた溶着径は 8~10 mm 程度、上および下板境界部の溶着径は 4~5 mm 程度である。なお、本実験においては、母材の板厚が薄いため、完全溶込み形の溶接を行なった。

断面マクロ写真には、CV15-T4 と 282S-H110 合金との組合せを示したが、これらの写真によると、とくに溶着径が大きく、比較的偏平な溶接金属内に割れがみられる。溶接金属内で上板側に相当する部分に生じている割れは円弧

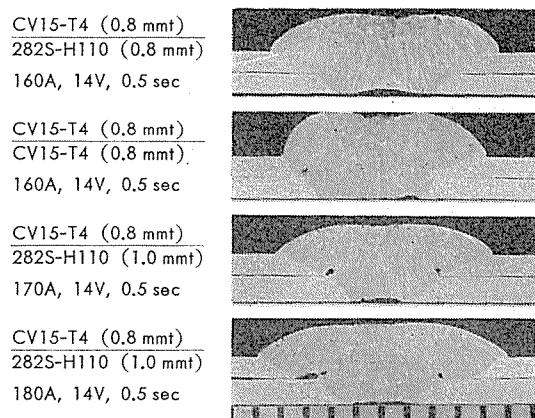


Fig. 9 Typical macro-sections of MIG spot welds made with 4043 electrode wire ($\times 3.5$).

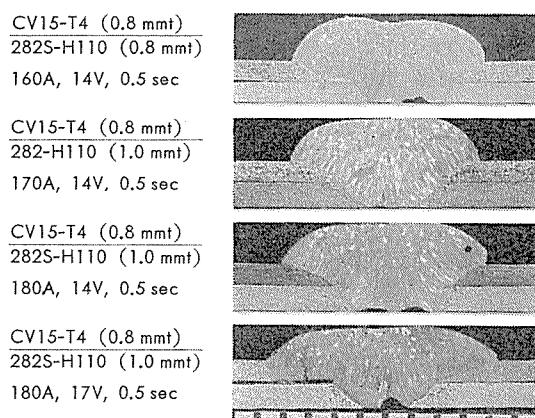


Fig. 10 Typical macro-sections of MIG spot welds made with 5356 electrode wire ($\times 3.5$).

状のもので扁平な溶接部では5083合金においても認められるものである³⁾。上および下板の境界が溶接金属と交叉する部分では、溶接金属内に微小な割れがみられる。これは、永久裏当てを用いた一般の突合せ溶接部において、裏当てが母材に密着している場合に生ずる割れと同様のものと考えられる⁴⁾。そのほか、裏面が凹んだ溶接部では、溶接金属内に収縮割れが認められる。CV15-T4と282S-H110合金との組合せにおいては、割れに関して4043および5356電極ワイヤの明らかな差異は認められなかった。なお、282S-H110およびXA278-T4合金相互の組合せにおいては、5356電極ワイヤを用いた場合、適当な条件による溶接部には割れは認められなかつた。

プローホールは微細なものが、いずれの溶接部にも認められる。その分布は溶接部の頂部のほうが密である。

ミグスポット溶接部の割れの傾向は前述のフィッシュボーン形割れ試験結果と比較的よく対応しているが、割れの

発生を減少させるためには、前述の割れ試験も考慮すると、CV15合金には4043、282SおよびXA278合金には5356、GV10合金には4043あるいは5356電極ワイヤがそれぞれ適当である。また、この場合、溶接部が極端に偏平になつたり、頂部が凹まないような溶接条件を選定したほうがよい。

これまでにも、自動車ボディ用合金に対してミグスポット溶接が検討されている。一例として、Personは2036と2036合金（電極ワイヤ4043合金）は割れが多く、2036と5086合金との組合せでは、5356より4043電極ワイヤのほうが割れが少ないと、また5086合金相互では4043および5356電極ワイヤとともに割れが少ないと、後者のほうがさらに少ないと述べている⁵⁾。Hochは2036合金相互では、4043電極ワイヤで割れが多く、5182合金相互および6009と6010合金とでは、それ5356および4043電極ワイヤで割れが少ないと述べている⁶⁾。

Table 5 Tensile shear strength of MIG spot weds.

Top sheet (mm) Bottom sheet (mm)	Welding condition Welding current (A) Arc voltage (V) Arc time (sec)	4043 electrode wire		5356 electrode wire	
		Mean value ¹⁾ (kg/spot)	Variation (%)	Mean value ¹⁾ (kg/spot)	Variation (%)
CV15-T4 (0.8) 282S-H110 (0.8)	160 14 0.5	249	6	220	36
CV15-T4 (0.8) CV15-T4 (0.8)	160 14 0.5	170	76	—	—
282S-H110 (0.8) 282S-H110 (0.8)	160 14 0.5	—	—	259	37
CV15-T4 (0.8) 282S-H110 (1.0)	170 14 0.5	211	50	231	9
CV15-T4 (0.8) 282S-H110 (1.0)	180 14 0.5	232	12	277	21
282S-H110 (1.0) 282S-H110 (1.0)	200 15 0.5	—	—	303	23
CV15-T4 (1.2) 282S-H110 (1.0)	210 15 0.5	247	32	292	35
XA278-T4 (1.0) XA278-T4 (1.0)	200 14 0.5	271	24	258	37
XA278-T4 (1.0) XA278-T4 (1.0)	200 15 0.5	244	38	266	16
GV10-T4 (1.0) GV10-T4 (1.0)	200 14 0.5	239	26	242	31
GV10-T4 (1.0) GV10-T4 (1.0)	200 15 0.5	266	15	261	12

1) Based on five specimens tested.

つぎに、CV15-T4 合金相互、282S-H110 合金相互およびこれらの組合せならびにそれぞれXA278-T4 およびGV10-T4 合金相互のミグスポット溶接部の引張せん断および十字引張強さ(ともに kg/点)をそのばらつきとともにTable 5 および 6 に示す。なお、ばらつきは(最高ー最低)/平均 ×100(%)により算出した。

参考までに、表の結果を抵抗スポット溶接に関する米軍規格 MIL-W-6858において要求される引張せん断強さの最小平均値と比べると、いずれの母材および電極ワイヤの組合せにおいても、ミグスポット溶接部のほうが高い。ちなみに、MIL-W-6858において要求される値は、母材の引張強さが 28~56 ksi (19.6~39.2 kg/mm²) の場合、たとえば、板厚 0.032 in (0.81 mm)において、それぞれ最小値が 325 lbs./点 (106 kg/点) および最小平均値が 295 lbs./点 (134 kg/点)である。

また、表の結果によると、溶接部の引張せん断強さに関し、用いた電極ワイヤの種類による差はほとんどない。しかし、引張せん断強さのばらつきは MIL-W-6858で要求される 25%以下に比べると、試験片数が少ない割には大きい。

引張せん断試験における破断位置は、せん断による溶接金属破断のほか、下板側で溶接金属が板から引抜かれて下板が穿孔したもの、また逆に上板側の溶接金属がほぼ上および下板境界部の溶着径に相当する径で穿孔したものがあった。しかし、明らかに割れが起因して強さが低いとみられる溶接部はなかった。

したがって、引張せん断強さのばらつきの原因は主として上および下板境界部の溶着径および下板側に溶け込んだ溶接金属先端の大きさのばらつきにあり、これには母材の密着の程度、アークスタート、アークタイム、電極ワイヤの溶着量、アークの安定性などの再現性が原因しているものと考えられる。

なお、一部の母材の組合せにおいて、溶接条件の異なる溶接部の強さに差異があるのは、溶着径の差異に基づくものである。当然のことながら、ミグスポット溶接においては、上板より下板の板厚が厚いほうが溶接も行ないやすく、また、溶接部の強さも大きい。

つぎに、Table 6 の十字引張試験結果によると、溶接部一点当たりの十字引張強さは、母材の組合せにより差異はあ

Table 6 Cross tensile strength of MIG spot welds.

Top sheet (mm)	4043 electrode wire		5356 electrode wire	
	Mean value ¹⁾ (kg/spot)	Variation (%)	Mean Value ¹⁾ (kg/spot)	Variation (%)
CV15-T4 (0.8)	105	29	100	23
282S-H110 (0.8)				
CV15-T4 (0.8)	51	49	—	—
CV15-T4 (0.8)				
282S-H110 (0.8)	—	—	132	33
282S-H110 (0.8)				
CV15-T4 (0.8)	113	27	108	31
282S-H110 (1.0)				
CV15-T4 (0.8)	105	27	129	23
282S-H110 (1.0)				
282S-H110 (1.0)	—	—	169	8
282S-H110 (1.0)				
CV15-T4 (1.2)	102	20	129	20
282S-H110 (1.0)				
XA278-T4 (1.0)	103	23	110	29
XA278-T4 (1.0)				
XA278-T4 (1.0)	78	49	122	39
XA278-T4 (1.0)				
GV10-T4 (1.0)	108	20	125	21
GV10-T4 (1.0)				
GV10-T4 (1.0)	101	50	107	47
GV10-T4 (1.0)				

1) Based on five specimens tested.

Welding condition are shown in Table 5.

が、それぞれの溶接部の引張せん断強さの 30 (板厚 0.8mm の CV15-T4 合金を 4043 電極ワイヤで溶接)～56% (板厚 1.0 mm の 282S-H110 合金を 5636 電極ワイヤで溶接) である。これらの溶接部の破断は下板側で溶接金属が板から引抜かれて、下板が穿孔した状態で起こっている。とくに、板厚 0.8mm の CV15-T4 合金同志の溶接部の強さが低いが、これは割れなどの内部欠陥によるものではなく、下板側への溶込みが小さいことによるものであった。

なお、十字引張強さについても、用いた電極ワイヤの種類による差はほとんどない。

4. 結論

当社製の自動車ボディ用アルミニウム合金の溶融溶接性について検討した結果を要約するとつぎのとおりである。

(1) 溶接割れ感受性および突合せ継手の機械的性質 (溶接のまま) から各母材に対する溶加材を選ぶと、それぞれ CV15 合金 (Al-Cu-Mg-Si 系) には 2319 および 4043, 282S

(Al-Mg 系) および XA278 合金 (Al-Mg-Zn-Cu 系) には 5356, GV10 合金 (Al-Mg-Si-Cu 系) には 4043 および 5356 溶加材が適当である。

(2) CV15 および GV10 合金は母材と同成分の合金を溶加材として使用した場合には、割れ感受性が比較的大きい。

(3) これらの合金のミグスポット溶接部の引張せん断強さは抵抗スポット溶接部に関する MIL-W-6858 で要求される最小均値を満足する。また、ミグスポット溶接部の十字引張強さは引張せん断強さの 30～56% であった。

文 献

- 1) J. H. Dudas and F. R. Collins: Weld. J., 45 (1966), 241s.
- 2) たとえば、AMS, Metals Handbook, 8th Ed., Welding and Brazing, Vol. 6, 299.
- 3) 杉山禎彦: 溶接学会誌, 33 (1964), 654.
- 4) 杉山禎彦: 軽金属溶接, 10 (1973), 165.
- 5) N. L. Person: SAE 750463 (1975).
- 6) F. R. Hoch: SAE 780396 (1978).

ハイフィン・チューブ S の伝熱性能について

アルミニウム製熱交換器の性能に関する研究（第5報）

若松千代治* 平田勝彦*
中野功* 竹内勝治**

Heat Transfer Performances of "High Fin S" Tube

Experimental Study on Characteristics of
Aluminum Heat Exchangers (Rep. 5)

by Chiyoji Wakamatsu, Katsuhiko Hirata,
Isao Nakano and Katsuzi Takeuchi

住友軽金属工業株式会社技術研究所

ハイフィン・チューブ S の伝熱性能について

アルミニウム製熱交換器の性能に関する研究（第5報）

若松千代治* 平田勝彦*
中野功* 竹内勝治**

Heat Transfer Performances of "High Fin S" Tube Experimental Study on Characteristics of Aluminum Heat Exchangers (Rep. 5)

by Chiyoji Wakamatsu, Katsuhiko Hirata,
Isao Nakano and Katsuzi Takeuchi

"High Fin S" tube is the slotted integral high fin tube which is made of the aluminum extruded tube with some axial grooves on the outer surface, using the conventional form rolling machine. Heat transfer performances of "High Fin S" tube were measured by the wind tunnel apparatus. Three types of test core with the different fin separation were tested to compare with the conventional high fin tube core.

The results obtained are as follows;

- (1) The heat transfer rate per unit temperature difference $\alpha_{o,A_{ot}}$ and the pressure drop on air side ΔP of the "High Fin S" tube with fin separation were larger than those of the "High Fin S" tube without fin separation by about 30% under the condition of air mass flow rate G_a of $5 \text{ kg/m}^2\text{s}$.
- (2) At the same pressure drop ΔP , $\alpha_{o,A_{ot}}$ of "High Fin S" tube with fin separation increased 10% and over comparing with that of the conventional high fin tube.

1. 緒 言

石油精製、石油化学、発電プラントなどの空冷式熱交換器類には、フィン外径 $D_f = 24 \sim 70 \text{ mm}$ 、フィン高さ $H_f = 5 \sim 15 \text{ mm}$ 、フィンピッチ $P_f = 2.3 \sim 7 \text{ mm}$ の転造ハイフィン・チューブが使用されている。これらは単位容積内の伝熱面積は大きいけれども、空気側の境膜係数が比較的低いという難点をもつ。そこで、著者らは伝熱性能を改良するため、フィン部にスリットを設けた“スリット付きハイフィン・チューブ”的開発に着手した。ここでとりあげた伝熱管は、外面に多数の溝をもつ純アルミニウム押出し素管を通常のハイフィン・チューブと同様に転造加工を施したものであり、以下においてはハイフィン・チューブ S と称する。

本報では、基礎的な伝熱性能を調査する実験的研究の一

部として、ハイフィン・チューブ S を用いて製作した実験用熱交換器について伝熱性能に及ぼすフィンの軸方向への振分けの影響を検討し、既存のハイフィン・チューブ製熱交換器と比較した。

2. 供試伝熱管 および コア

供試伝熱管の材質はいずれも純アルミニウム A1070-0 である。ハイフィン・チューブ S の押し出し素管（単重 0.632 kg/m ）は Fig. 1 に示すように外面に 12 個の凹部をもち、その成形方法は通常の転造ハイフィン・チューブと全く同じである。転造後、1 条おきにフィンを溝の付根より 15° 転造方向に振分けたもの（片側フィン振分けと称す）ならびに転造方向とその逆方向に交互に 15° づつ振分けたもの（両側フィン振分けと称す）も実験に供した。これらの寸法はいずれも $D_f = 34.9 \text{ mm}$, $P_f = 2.8 \text{ mm}$ であり、Fig. 2 に転造後の各外観を示す。

*技術研究所

**技術研究所 工学博士

比較に用いたハイフィン・チューブの素管(単重 0.645 kg/m)は外径 24mm、肉厚 3.75mm で、転造後の寸法は $D_f = 35.4\text{mm}$, $P_f = 2.6\text{mm}$ である。

なお、いずれの場合も実際に使用される場合を考慮して、内管には JIS H3300 リン脱酸銅継目無管 C1220T-H、外径 15.9 mm、肉厚 1 mm のものを用い、A1070-0 素管内に装入して外管を転造加工することによって機械的に結合した。

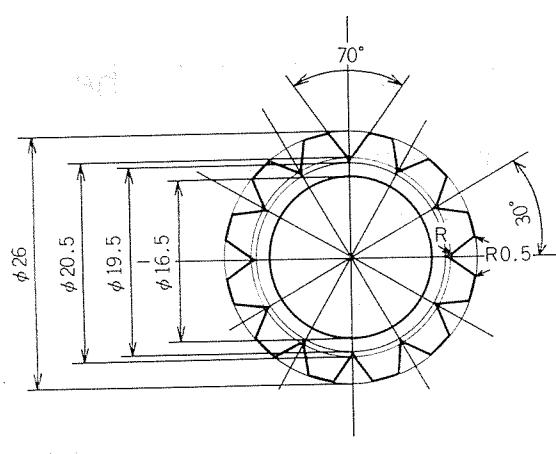
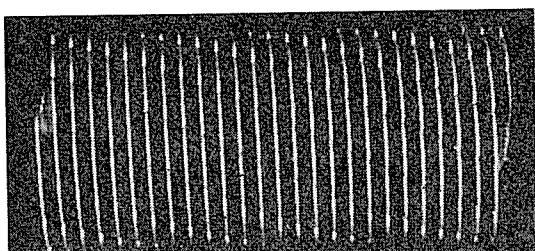
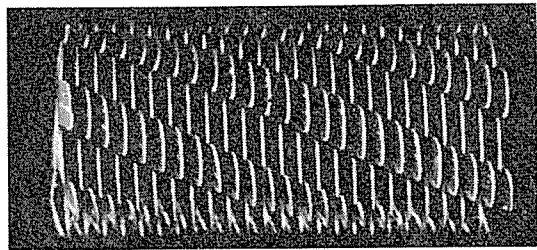


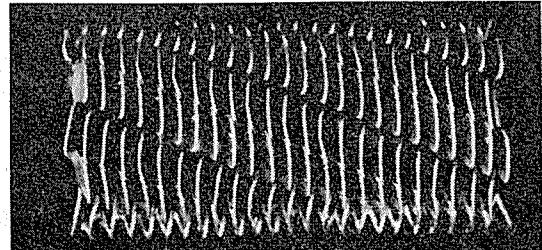
Fig. 1 Dimensions of extruded aluminum tube.
("High Fin S" tube)



(1) As rolled (For A-1 core)



(2) Separating fins for one direction (For A-2 core)



(3) Separating fins for alternative direction (For A-3 core)

Fig. 2 Appearance of fin separation of "High Fin S" tube.

Table 1 は各供試コアの詳細を、Fig. 3 にはその管配置を、Fig. 4 には外観の一例をそれぞれ示す。

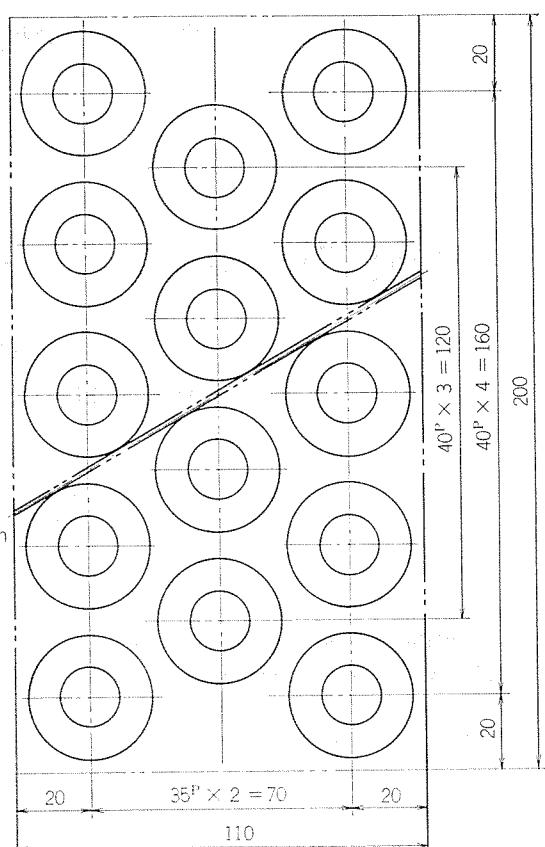


Fig. 3 Tube arrangement of test core.

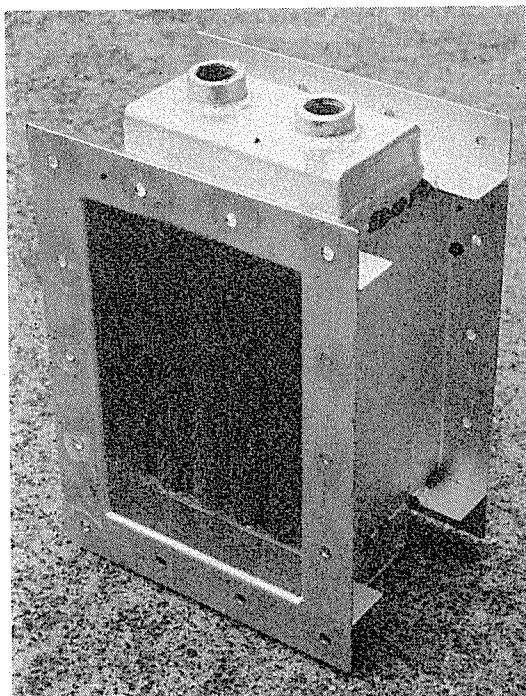


Fig. 4 Appearance of test core. (C-1 core)

Table 1 Details of test cores.

No. of core	C-1	C-2	C-3	C-4
Type of tube	"High Fin S" tube			Conventional high fin tube
Fin separation	As rolled	Separating fins for one direction	Separating fins for alternative direction	As rolled
Finned tube diameter	D_f (mm)		34.9	35.4
Fin root diameter	D_r (mm)		16.9	17.4
Outside diameter of inner tube	D_o (mm)		15.9	
Inside diameter of inner tube	D_i (mm)		13.9	
Fin pitch	P_f (mm)		2.8	2.6
Fin thickness	T_f (mm)		0.67	
Longitudinal tube spacing	S_t (mm)		40	
Transverse tube spacing	S_r (mm)		35	
Longitudinal number of finned tubes	N_l		3	
Transverse number of finned tubes	N_t		5・4・5	
Heat transfer area on fin side per unit length of tube	A_o (m^2/m)	0.534	0.555	0.649
Ratio of fin side heat transfer area to tube inside heat transfer area	A_o/A_i	12.2	12.7	14.9
Total heat transfer area on fin side of core A_{ot} (m^2)		2.24	2.33	2.73
Frontal area of core	F_{fr} (m^2)		0.06	
Weight of outer tube per unit length	W_o (kg/m)		0.515	0.555

3. 実験方法

3.1 実験装置

熱交換実験装置および測定方法は第1報¹⁾と同じであり、つぎの各項目を測定した。

- i) 供試コアを通過する空気の流量
- ii) 供試コアを循環する温水の流量
- iii) コアの出・入口における空気および温水の各温度
- iv) コアによる空気側の圧力損失
- v) 大気の温・湿度

実験に際しての設定条件をつぎに示す。

- i) 入口水温度 t_{w1} : 入口空気温度より35°C程度高めた。
- ii) 管内水流速 V_w : 温水の流れが乱流となる0.29m/s以上とし、レイノルズ数 $R_e = 7,500 \sim 22,000$ の範囲で

ある。

iii) 入口空気温度 t_{a1} : 温・湿度の調整を行わない大気状態とした。

iv) 前面空気流速 V_a : コアの前面で4~9 m/sとした。

3.2 実験結果の整理方法

実験結果の整理方法も第1報¹⁾と同じであり、つぎの各項目を算出した。

- i) 热貫流率 K_o
- ii) K_o を基準とした単位平均温度差当りの交換熱量 $Q/\Delta t_m$
- iii) フィン側の熱コンダクタンス α_o
Wilson plot 法を用いて空気流速のみの関数で表わされる α_o を K_o より分離した。ここでは管内水流速修正係数 C^2 を用いて、管内側熱抵抗の補正を行なった。

iv) α_o を基準とした単位平均温度差当りの交換熱量

$\alpha_o \cdot A_{ot}$

v) 空気側の圧力損失 ΔP

vi) 前面空気重量速度 G_a

vii) Colburn の熱伝達因子 j

viii) Fanning の摩擦係数 f

なお、以下においては特に記さない限り $G_a = 5 \text{ kg/m}^2\text{s}$ における α_o , $\alpha_o \cdot A_{ot}$ および ΔP の値を検討用いた。

4. 実験結果および考察

4.1 転造ハイフィン・チューブとの比較

G_a を横軸にとり、 K_o , $Q/\Delta t_m$ および ΔP との関係を C-1 コアを代表例として Fig. 5 に示す。各コアについてのこれらの関係を示す直線のかたむきは、 K_o および $Q/\Delta t_m$ が 0.5 前後、 ΔP が 1.8 度量となっている。

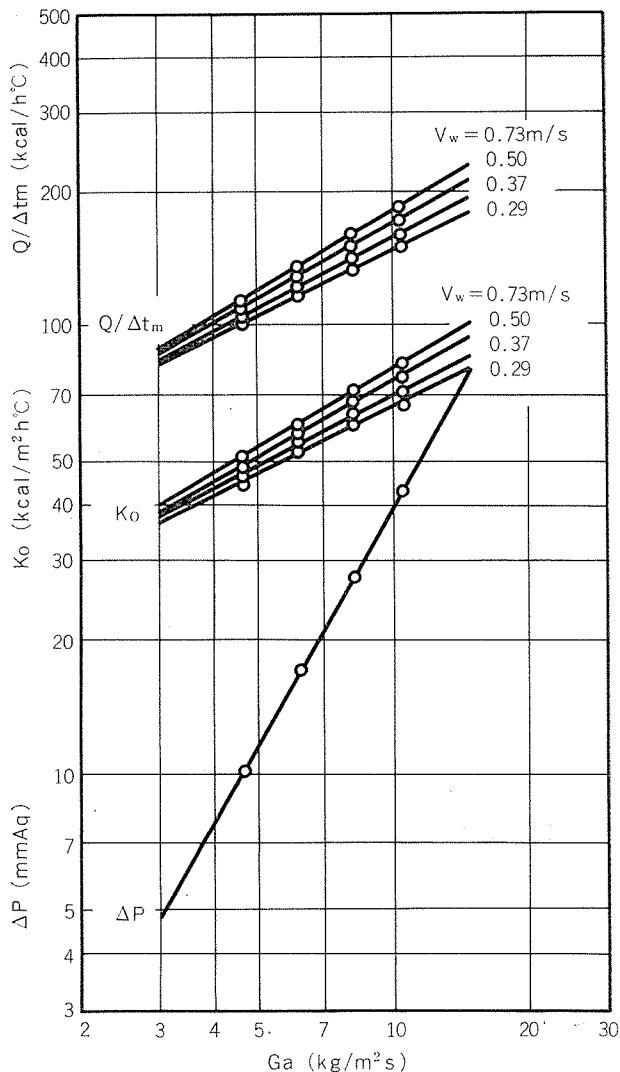


Fig. 5 Relations between overall heat transfer coefficient K_o , heat transfer rate per unit temperature difference $Q/\Delta t_m$, pressure drop on air side ΔP and air mass flow rate G_a . (C-1 core)

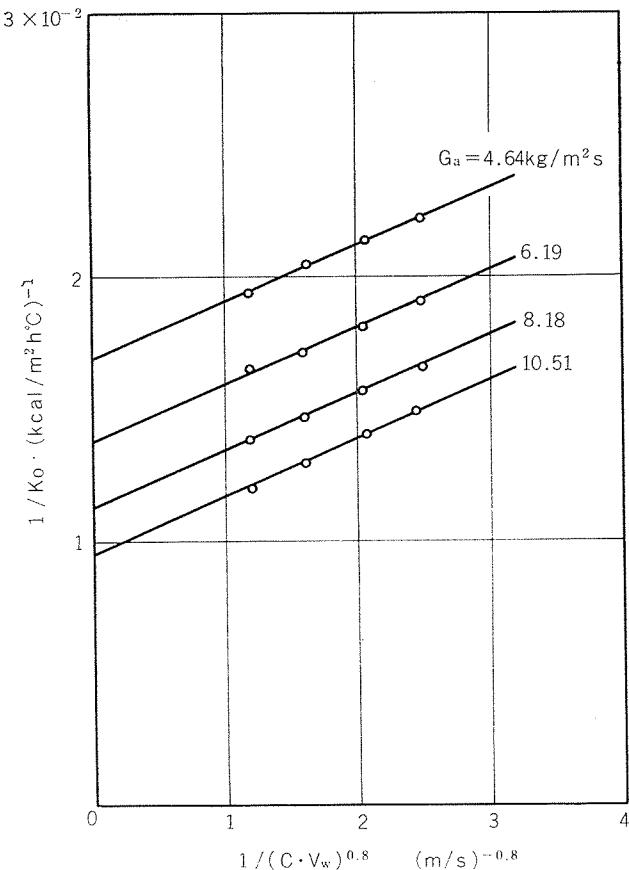


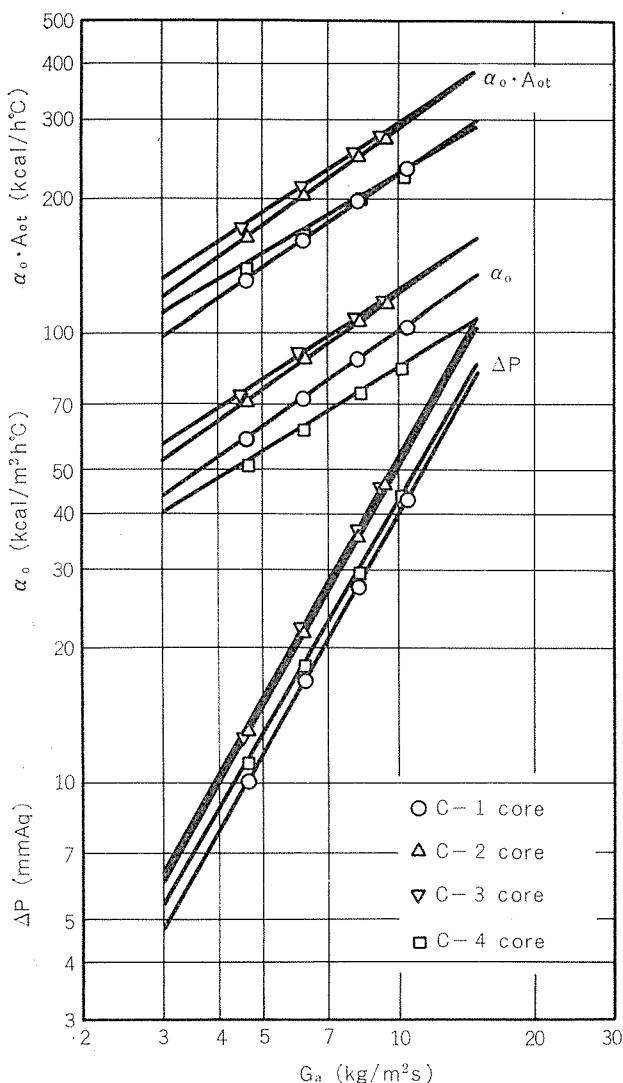
Fig. 6 Relation between $1/K_o$ and $1/(C \cdot V_w)^{0.8}$. (C-1 core)

Fig. 6 は Wilson plot 法による $1/K_o$ と $1/(C \cdot V_w)^{0.8}$ の関係の一例を C-1 コアについて示す。乱流範囲での $1/K_o$ と $1/(C \cdot V_w)^{0.8}$ の関係は直線で近似できる。

Fig. 7 は各コアについて、 α_o , $\alpha_o \cdot A_{ot}$ および ΔP を G_a との関係において示す。いっぽう、Table 2 には各コアについての伝熱性能結果を示す。転造のままのハイフィン・チューブ S を用いた C-1 コアの伝熱性能を転造ハイフィン・チューブの C-4 コアと比較すると、 α_o で 13%, ΔP で 8% 程度それぞれ優れているが $\alpha_o \cdot A_{ot}$ では逆に 6% 程度劣っており、伝熱性能は改良されていない。これは C-1 コアの A_{ot} が C-4 コアのそれに比較して約 18% 少ないためである。

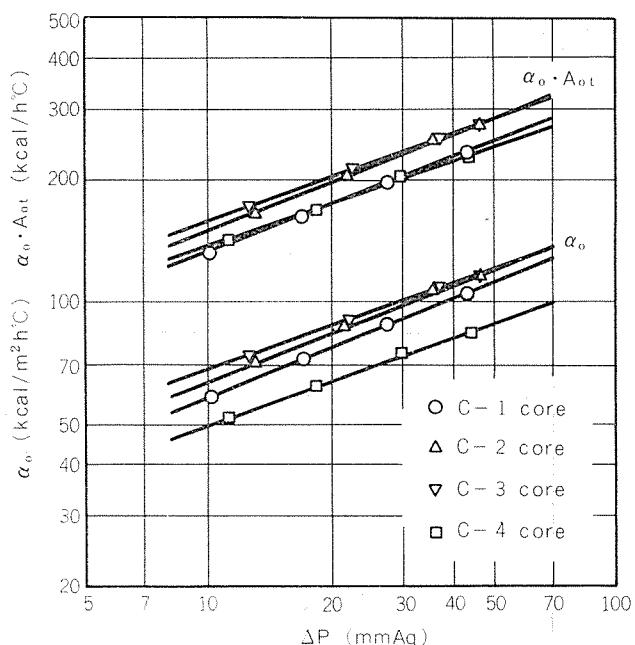
4.2 フィン振分けの影響

Fig. 7 および Table 2 に示すように、片側ならびに両側にフィンを振分けたハイフィン・チューブ S をそれぞれ用いた C-2 および C-3 コアは、転造のままのものを用いた C-1 コアより α_o で 22~27%, $\alpha_o \cdot A_{ot}$ で 26~33% それぞれ増加するが ΔP も 28~33% 大きい。そこで ΔP との関係において Fig. 8 に示すように比較すると、同一空気側圧力損失における $\alpha_o \cdot A_{ot}$ はフィンを振分けることにより 14~20% 高い値をもつ。いっぽう、C-2 コアならびに C-3 コアの $\alpha_o \cdot A_{ot}$ の差は小さい。以上のようにフィンを振分けることにより伝熱性能が向上したわけであり、この理由としては、フィンを分割したことによる前縁効果が振分けによ

Fig. 7 Relations between α_0 , $\alpha_0 \cdot A_{0t}$, ΔP and G_4 .

よってさらに有効に作用していることと、フィン振分けにより空気流が乱されるためであると考えられる。

片側フィン振分けを施したC-2コアの伝熱性能を転造ハイフィン・チューブのC-4コアと比較(Table 2参照)すると、 α_0 で38%、 $\alpha_0 \cdot A_{0t}$ で19%それぞれ優れているが ΔP も18%大きい。そこで、 ΔP との関係(Fig. 8参照)で比較すると、同一空気側圧力損失における $\alpha_0 \cdot A_{0t}$ は、C-2コアがC-4コアに対して10~18%程度優れている。すなわちフィン振分けを施したハイフィン・チューブSは従来の転造ハイフィン・チューブの空気側境界膜係数が比較的低いと

Fig. 8 Relations between α_0 , $\alpha_0 \cdot A_{0t}$ and ΔP .

- A_i : 伝熱管単位長さ当たりの管内側伝熱面積 (m^2/m)
 A_o : 伝熱管単位長さ当たりのフィン側伝熱面積 (m^2/m)
 A_{0t} : コアの全フィン側伝熱面積 (m^2)
 C : 管内水流速修正係数
 D_f : フィン外径 (mm)
 D_i : 内管の内径 (mm)
 D_o : 内管の外径 (mm)
 D_r : フィン元径 (mm)
 F_{fr} : コアの前面面積 (m^2)
 G_a : ($=V_a \cdot \gamma_a$) 前面空気重量速度 (kg/m^2s)
 K_o : A_{0t} を基準とした熱貫流率 ($kcal/m^2h^\circ C$)
 N_1 : コアにおける管の列数
 N_t : コアにおける管の段数
 P_f : フィンピッチ (mm)
 Q : 交換熱量 ($kcal/h$)
 R_e : レイノルズ数
 S_r : 管の列間隔 (mm)

記号

- S_t : 管の段間隔 (mm)
 T_f : フィンの平均厚さ (mm)
 V_a : 前面空気流速 (m/s)
 V_w : 管内水流速 (m/s)
 W_o : 転造後の外管の単重 (kg/m)
 f : Fanning の摩擦係数
 j : Colburn の熱伝達因子
 t_{a1} : コア入口の空気温度 ($^\circ C$)
 t_{w1} : ニア入口の水温度 ($^\circ C$)
 α_o : フィン側の熱コンダクタンス ($kcal/m^2h^\circ C$)
 γ_a : 空気の比重 (kg/m³)
 ΔP : 空気側圧力損失 (mmAq)
 Δt_m : 算術平均温度差 ($^\circ C$)
 $Q/\Delta t_m$: K_o を基準とした単位平均温度差当りの交換熱量 ($kcal/h^\circ C$)
 $\alpha_0 \cdot A_{0t}$: α_0 を基準とした単位平均温度差当りの交換熱量 ($kcal/h^\circ C$)

Table 2 Test results at air mass flow rate of 5 kg/m²s.

Type of tube	No. of core	Fin separation	Performance					
			Thermal conductance on fin side		Heat transfer rate per unit temperature difference		Pressure drop on air side	
			α_o (kcal/m ² h°C)	Ratio (%)	$\alpha_o \cdot A_{ot}$ (kcal/h°C)	Ratio (%)	ΔP (mmAq)	Ratio (%)
"High Fin S" tube	C-1	As rolled	62.4	113(100)	140	94(100)	11.7	92(100)
	C-2	Separating fins for one direction	76.0	138(122)	177	119(126)	15.0	118(128)
	C-3	Separating fins for alternative direction	79.4	144(127)	186	125(133)	15.6	123(133)
Conventional high fin tube	C-4	As rolled	55.0	100	149	100	12.7	100

いう難点をかなり改良している。いっぽう、転造後のハイフィン・チューブSの外管の単重W_oは、前掲のTable 1に示したごとく、従来の転造ハイフィン・チューブよりもおよそ7%軽量となっている。したがって、ハイフィン・チ

ューブSは転造後フィン振分けを行なえば、転造ハイフィン・チューブに比較して高性能、かつ軽量となり、伝熱管としての将来性が期待できよう。

最後に、各コアについて得られた α_o および ΔP はそれぞれColburnの熱伝達因子jと R_e およびFanningの摩擦係数fと R_e の関係で整理しFig. 9に示す。

5. 結論

ハイフィン・チューブSについて、フィン振分けが伝熱性能に及ぼす影響、ならびに従来の転造ハイフィン・チューブとの比較を行ない、つきの結果を得た。

- (1) フィンを振分けることにより、単位平均温度差当りの交換熱量、および空気側圧力損失はおよそ30%増加する。
- (2) 同一空気側圧力損失のもとで比較すると、フィンを振分けることにより、交換熱量は14~20%程度向上する。なお、片側フィン振分けおよび両側フィン振分けによる伝熱性能の差は小さい。
- (3) 同一空気側圧力損失のもとでは、ハイフィン・チューブSの交換熱量はハイフィン・チューブに比較して、転造のままの場合ほぼ同等であり、フィンを振分けた場合10~18%程度向上する。

なお、本研究を行なうに当たり、転造加工に関してご協力をいただいた住軽伸銅株式会社加工品工場坂井輝茂氏に謝意を表する。

文献

- 1) 平田勝彦、竹内勝治：本誌、14-4 (1973), 191.
- 2) 新津靖、内藤和夫：空気調和・衛生工学会誌、39-4 (1965), 8.

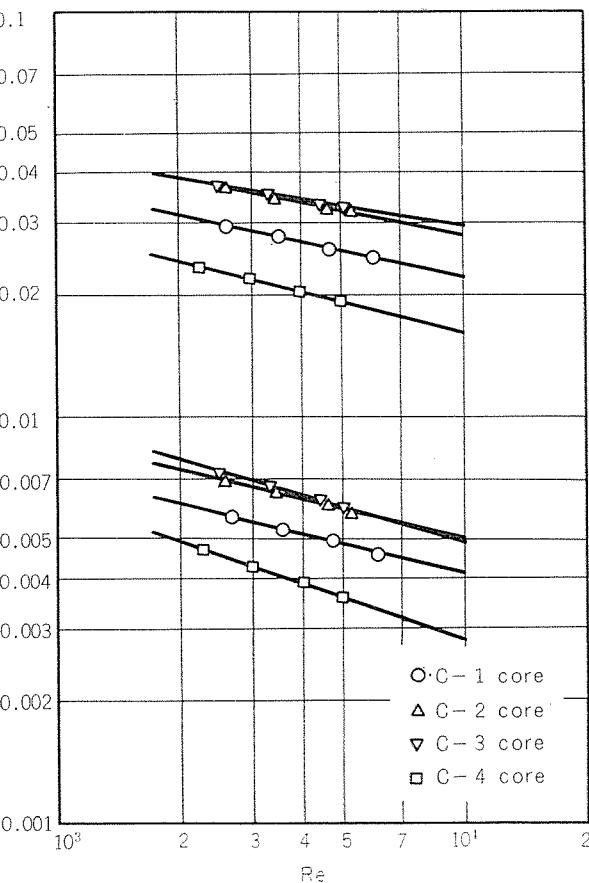


Fig. 9 Relations between factor of heat transfer j, friction factor f and Reynolds number R_e .

Reprinted from SUMITOMO LIGHT METAL TECHNICAL REPORTS (Title No. P-320)

有限要素法によるストレッチャー引張矯正現象の解析

吉 永 彰 一*

Analysis of Elasto-Plastic Problem on Stretcher Levelling by Finite Element Method

by Shoichi Yoshinaga

住友軽金属工業株式会社技術研究所

有限要素法によるストレッチャー引張矯正現象の解析

吉永彰一*

Analysis of Elasto-Plastic Problem on Stretcher Levelling by Finite Element Method

by Shoichi Yoshinaga

There have been a lot of unknown factors in stretcher-levelling phenomena of aluminum sheets. Analysis on stretcher levelling by finite element method could clarify these phenomena.

The results were as follows :

- (1) Center buckle of thin aluminum sheet in stretcher levelling is caused by the lateral restriction of stretcher clamp.
- (2) Stretcher leveller should be used for thick aluminum plates if possible. However, stretcher-leveller does not fit lateral bow levelling.
- (3) Independent clamps and newly devised stretching enable to level thin aluminum sheets.

1. はじめに

アルミ板の矯正工程は、一般に、ストレッチャー・レベラーないしはローラー・レベラーといったものが多い。押し込み傷等、表面傷を嫌うものや、残留応力を消し、小切り後のソリを嫌う場合は、一般に、Fig. 1 に示すようなストレッチャー・レベラーで矯正する。

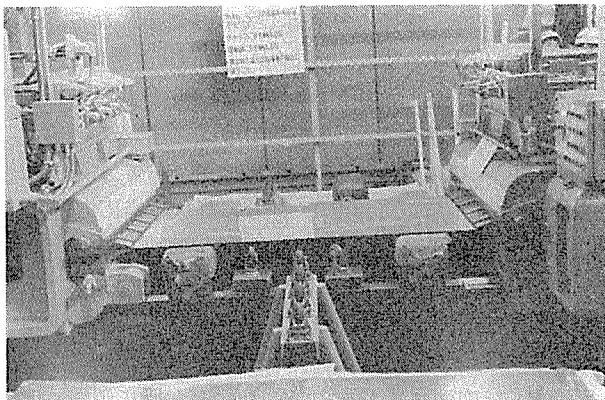


Fig. 1 Appearance of stretcher-leveller.

ところで、ストレッチャー・レベラーの引張矯正において、板厚が 6 mm 程度以上のものは、ほとんど矯正上の問題が無いが、板厚が 6 mm 程度以下のものについては、薄板であればあるほど、引張矯正によって四隅がハネ上がりやすいことが解っている。これはストレッチャー・レベラーの矯正において、引張力が大きいほど、引張り後の矯正

*製版技術課

状態が良くなると一般に考えられているが、アルミの場合、元板の長さの 0.5~0.6% を越えて引張るとストレイン・マークが発生し、商品価値を失ってしまうことから、引張り代の上限が決ってしまい、この程度の引張代では四隅がハネ上がりやすいからである。

当初、この現象はストレッチャー・レベラー設備サイドの不備による問題かと思われたが、他社のストレッチャーにて引張矯正テストを試みることによって、ストレッチャーそのものが持つ本質的な問題であることが解った。

また、経験するところでは、一見、反りのように見える切板は、実は中伸びによるものであり、定盤上で、反っている四隅を押えると Fig. 2 に示すように中伸びのひずみが観察される。

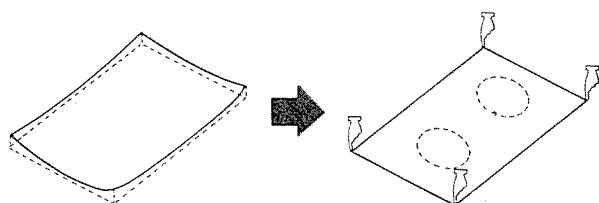


Fig. 2 Relation between bow and center buckle.

さらに、中伸びのひずみは、それぞれクランプ近傍に 2 カ所発生することが知られており、テスト等から板厚 1~2mm 程度の切板は引張り矯正前の元板のひずみが平坦ないしは中伸び気味の場合、引張り矯正によって中伸び気味の板となり、元板が端伸び気味の方が引張り矯正によって、平坦になりやすいことも知られている。

したがって、元板を端伸び気味にした方が、最終的に平坦度を得やすいわけであるが、切板にする前の工程の冷間圧延機にて、コイル全長に渡って均一な端伸び気味の板とすることは難しい。もっとも、そこまで冷間圧延機にてひずみ制御可能であれば、ストレッチャー・レベラー等の矯正機は不要なはずである。

本解析では、ストレッチャー・レベラーの前工程でのひずみ状態(端伸び気味の板)を期待するだけでは、矯正機としての意味が薄れると考え、引張り矯正の引張方法を工夫しようとして、有限要素法による解析を試みるものである。

2. 有限要素法による弾塑性解析

問題となっているのは板厚6mm以下、特に1~2mm程度の薄板であることから、2次元平面応力問題として解析を進めた。

2.1 ひずみ硬化曲線決定

有限要素法においては、ある系に荷重が負荷されると、それぞれ組分化された要素が真応力一真ひずみ曲線に沿って弾塑性変形するわけであるから、コンピューターを使って解析するには真応力一真ひずみ曲線を数式化する必要がある。

一般に、金属の変形は弾性範囲内では応力とひずみの関係は直線関係で表わされるが、塑性変形後は直線関係では表わせないので

$$\sigma = c(a + \epsilon_p)^n \quad \dots \dots (1)$$

ここで、 a , c , n は定数、 σ は応力、 ϵ_p は塑性ひずみ。この式がよく用いられる¹⁾。

ひずみ硬化曲線の決定に際しては、実際の引張り試験によって得られた、Fig. 3 に示すアルミ板の荷重一伸び曲線のデータから、一旦、公称応力一公称ひずみの関係に換算する。さらに、この関係を真応力一真ひずみの関係に換算した後、自然対数を取れば、応力とひずみは線型1次関係となることから、これに最小二乗法を適用して、定数 a , c , n を求める。

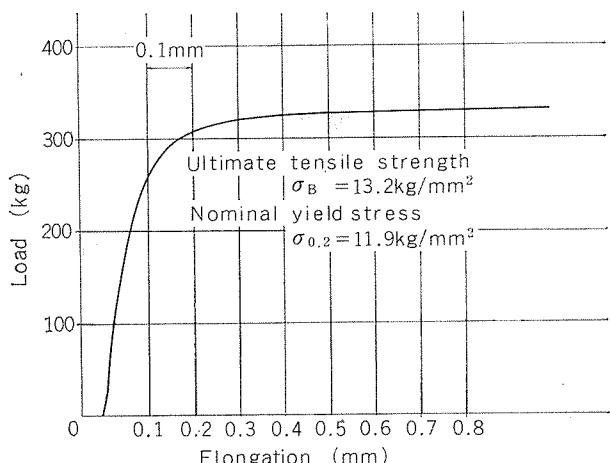


Fig. 3 Load-elongation curve (A1100P-H14).

Fig. 3 の、A1100P-H14 のデータから求められた応力と塑性ひずみとの関係は

$$\sigma = 122.79 \times (0.00058 + \epsilon_p)^{0.38684} \quad \dots \dots (2)$$

となり、この(2)式からと加工硬化係数 H' は

$$H' = \frac{d\sigma}{d\epsilon} = nc(a + \epsilon_p)^{n-1} \quad \dots \dots (3)$$

で表わされることから

$$H' = 47.50 \times (0.00058 + \epsilon_p)^{-0.61316} \quad \dots \dots (4)$$

で表わされる。

なお、ヤング率 $E = 7200 \text{ kg/mm}^2$ 、降伏したかどうかの判定として、弹性限 $\sigma_y = 6.84 \text{ kg/mm}^2$ (2.2.2 STEP2 参照) を採用している。

2.2 解析方法²⁾

通常、製品となる切板は、矩形であり、上下左右対称である。したがって解析領域を Fig. 4 の上部に示すように $1/4$ に絞り、要素を Fig. 4 に示すように分割し、 x 方向だけに荷重が負荷される等方性材料として、また問題を簡単化するために引張り矯正前の板はひずみの無い、平坦な板として解析した。

2.2.1 STEP1

荷重状態を $\{L_0\}$ とし、各節点の変位 $\{d\}$ 、各要素のひずみ $\{\epsilon\}$ および応力 $\{\sigma\}$ を計算する。

2.2.2 STEP2

STEP1 で求めた各要素の $\{\sigma\}$ から各要素の相当応力 $\bar{\sigma}$ を計算し、最大の $\bar{\sigma}$ を有する要素をさがして、その値を $\bar{\sigma}_{max}$ とする。比 $R = \bar{\sigma}_y / \bar{\sigma}_{max}$ (ただし、 $\bar{\sigma}_y$ は降伏相当応力 [$\bar{\sigma}_y = ca^n = 6.84 \text{ kg/mm}^2$]) を求め、STEP1 で求めた諸量を R 倍する。これによって最大の相当応力を生じている要素が丁度、降伏応力に等しくなることになる。

2.2.3 STEP3

要素を 1 つずつ降伏させていくと、要素が多い場合、塑性域の広がりが遅く、計算時間がかかり不経済である。したがって、ある要素についてその相当応力 $\bar{\sigma}$ が降伏相当応力 $\bar{\sigma}_y$ に C (本解析では 0.9、即ち、降伏相当応力の 90% を越えた要素は降伏したものと見なす。) を乗じたものよりも等しいか、大きいものについては、降伏したものとみなしそうな要素に等しくなるように修正する。

2.2.4 STEP4

STEP3 で塑性域に入った要素および、既に塑性域にある要素について、塑性域での応力とひずみの関係を表わす $[D^p]$ マトリックス²⁾ を用いて塑性域の剛性マトリックスを計算する。この際、加工硬化係数を用いることが必要となり、2.1 項の H' を用いる。

2.2.5 STEP5

塑性域の要素に対応する部分を修正した全体剛性マトリックスに荷重 $\{L_0\}^{-1}$ をかけて、各節点の仮想変位増分 $\{\Delta\delta^*\}$ 、各要素の仮想ひずみ増分 $\{\Delta\epsilon^*\}$ 、仮想応力増分 $\{\Delta\sigma^*\}$ を求める。

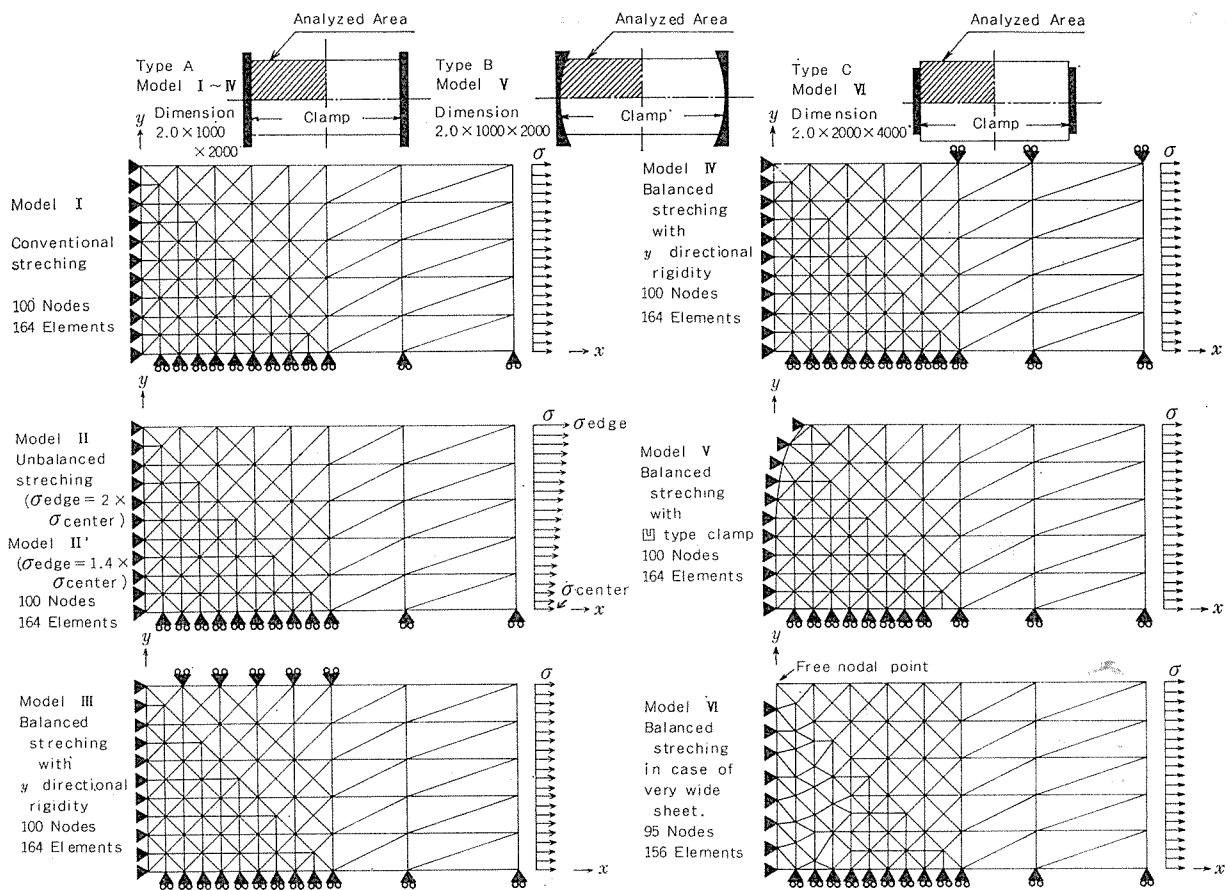


Fig. 4 Element division of 3 types and 6 analyzed models.

2.2.6 STEP6

STEP5 の計算で、まだ弾性域にある要素すべてについて、ある要素を降伏させるに必要な荷重増分係数 $r^{(2)}$ を計算し、その最小値を r^* とする。荷重増分 $\{\Delta L\} = r^* \{L_0\}$ とすると、 r の最小値をとる要素の相当応力は、この荷重増分によって降伏相当応力になる。この段階を ITERATION=I とする。

2.2.7 STEP7

$$\begin{aligned}\{L\}_I &= \{L\}_{I-1} + r^* \{L_0\} \\ \{d\}_I &= \{d\}_{I-1} + r^* \{\Delta d^*\} \\ \{\varepsilon\}_I &= \{\varepsilon\}_{I-1} + r^* \{\Delta \varepsilon^*\} \\ \{\sigma\}_I &= \{\sigma\}_{I-1} + r^* \{\Delta \sigma^*\}\end{aligned}$$

を計算する。STEP5 で塑性域にあると判定された要素について、相当塑性ひずみ増分 $\{\Delta \bar{\varepsilon}_p\}$ を計算し

$$\{\bar{\varepsilon}_p\}_I = \{\bar{\varepsilon}_p\}_{I-1} + r^* \{\Delta \bar{\varepsilon}_p\}$$

と累算する。 $\{\Delta \bar{\varepsilon}_p\}$ が負になれば計算を打ち切る。さもなければ、ITERATION が計算数限になるまで計算し打ち切る。

以上の STEP1~7 を、フロー・チャートにまとめると

Fig. 5 のごとくになる。

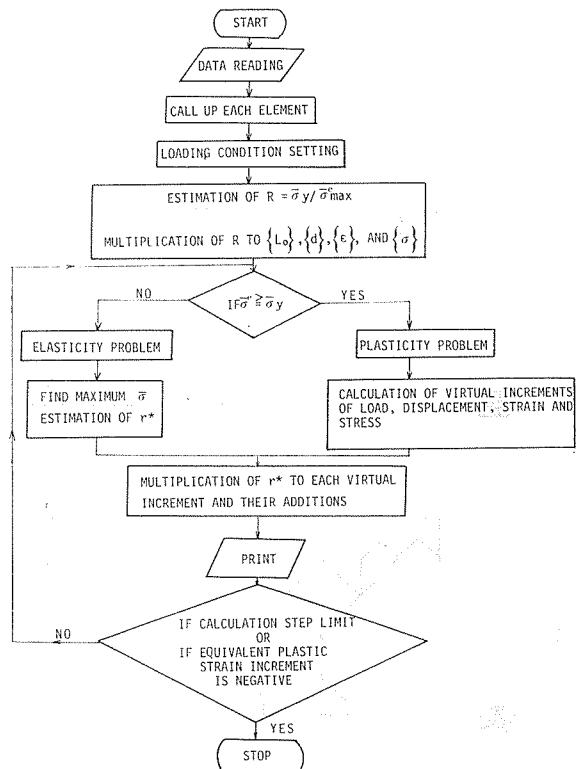


Fig. 5 Flow chart of analysis by finite element method.

2.3 解析結果

解析するモデル及び要素分割は、Fig. 4 に示したとおりである。タイプとしては〔A〕、〔B〕、〔C〕の三種類に分かれている。

タイプ〔A〕は、代表的な製品の寸法である 1000mm 幅 × 2000mm 長さの切板について、現有設備のストレッチャーで引張り矯正を行った場合で、モデル(I)～(IV)まで、それぞれ拘束条件と引張り条件を変えている。

タイプ〔B〕、即ち、モデル(V)は、ストレッチャー・レベラーのクランプ形状を凹型に変えた場合である。

タイプ〔C〕、即ち、モデル(VI)は、現有設備でストレッチャー・クランプ幅を越えた製品幅の引張り矯正を行う場合である。

いずれにしろ、引張り矯正を行う試片は矩形であり、上下左右対称であるので、Fig. 4 の上部に示すように、斜線部 $\frac{1}{4}$ 領域だけの解析である。以降はすべて $\frac{1}{4}$ の領域でもって全体の議論とする。

なお、Fig. 4 で、x 方向は製品の長手方向であり、通常この方向に引張って矯正する。y 方向は製品の幅方向である。「▲」および「▶」印は、その節点が x、y 方向の 2 方向とも拘束され、変位できない節点を表わし、「▲」印は x 方向には変位できるが、y 方向には拘束され変位できない節点を表わしている。また、各モデルの右端には→印で x 方向に働く応力分布を表わしている。

2.3.1 モデル (I)

通常のストレッチャー・レベラーによる場合。

Fig. 6 に荷重 F 増大 ((1)～(4)の順) による塑性域の広がりを示す。 δ は、その時点の荷重 F における板幅端部（引張方向）の伸び（弾性伸び + 塑性伸び）を示している。

Fig. 7 に Fig. 6 の条件で引張った場合、板幅端部（引張方向）の変位が、0.54%（通常の引張り矯正時の伸び、0.5～0.6%）伸びの時の各要素の σ_x (x 方向の応力)、 σ_y (y 方向の応力)、 τ_{xy} (剪断応力)、 σ_{eq} (相当応力)、 ε_{peq} (相当塑性ひずみ) の分布（等高線表示）を示している。当然この時点では全面降伏となっている。

Fig. 8 に Fig. 7 の状態での各要素の主応力の分布を矢印でもって、引張りあるいは圧縮の区別をし、矢印の長さでもって、主応力の大きさを表わし、矢印の方向がその要素の主応力の方向を表わしている（ただし、 $\frac{1}{4}$ の領域のみ）。

Fig. 9 に代表的節点の引張り矯正前後の変化を示している。0 は x-y 軸の原点（クランプつかみ部の板幅方向の中心点）で他の数字はそこからの距離（単位 mm）を表わしている。破線は引張矯正前、実線は引張り矯正時（引張り伸び 0.54% 時）を表わしている。x 方向、y 方向の伸び、縮みのオーダーが異なるため、x 方向、y 方向の変位のスケールを Fig. 9 右上に示すようにわざと変えている。

Fig. 10 は Fig. 9 において、特に変位の大きな部分、x=200～500mm の範囲についてさらに拡大し、Fig. 9 同様に引張り矯正前後の代表的節点の変化を示している。破線は引張り矯正前、実線は引張り矯正時の節点変位である。Fig. 9 と同様に、x 方向と y 方向の変位を Fig. 10 の右上に示すようにわざとスケールを変えている。

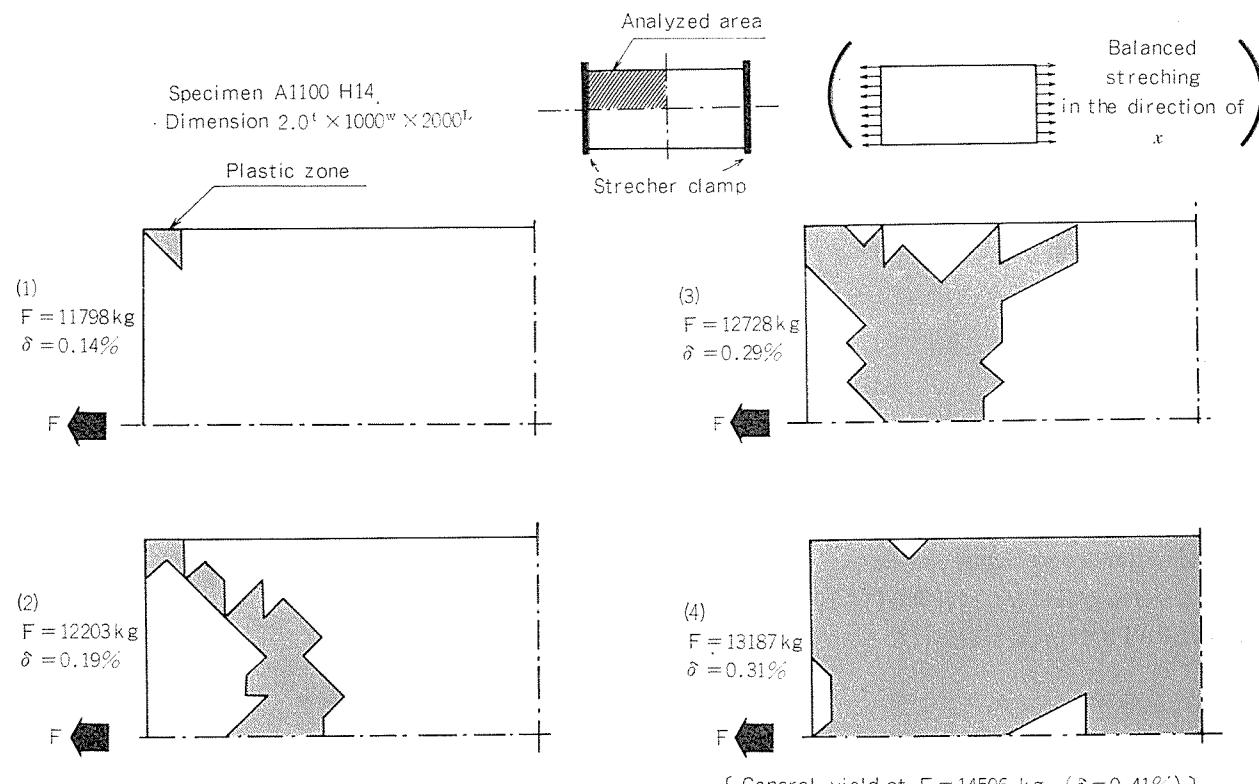


Fig. 6 Relation between load F and plastic zone (Model I).

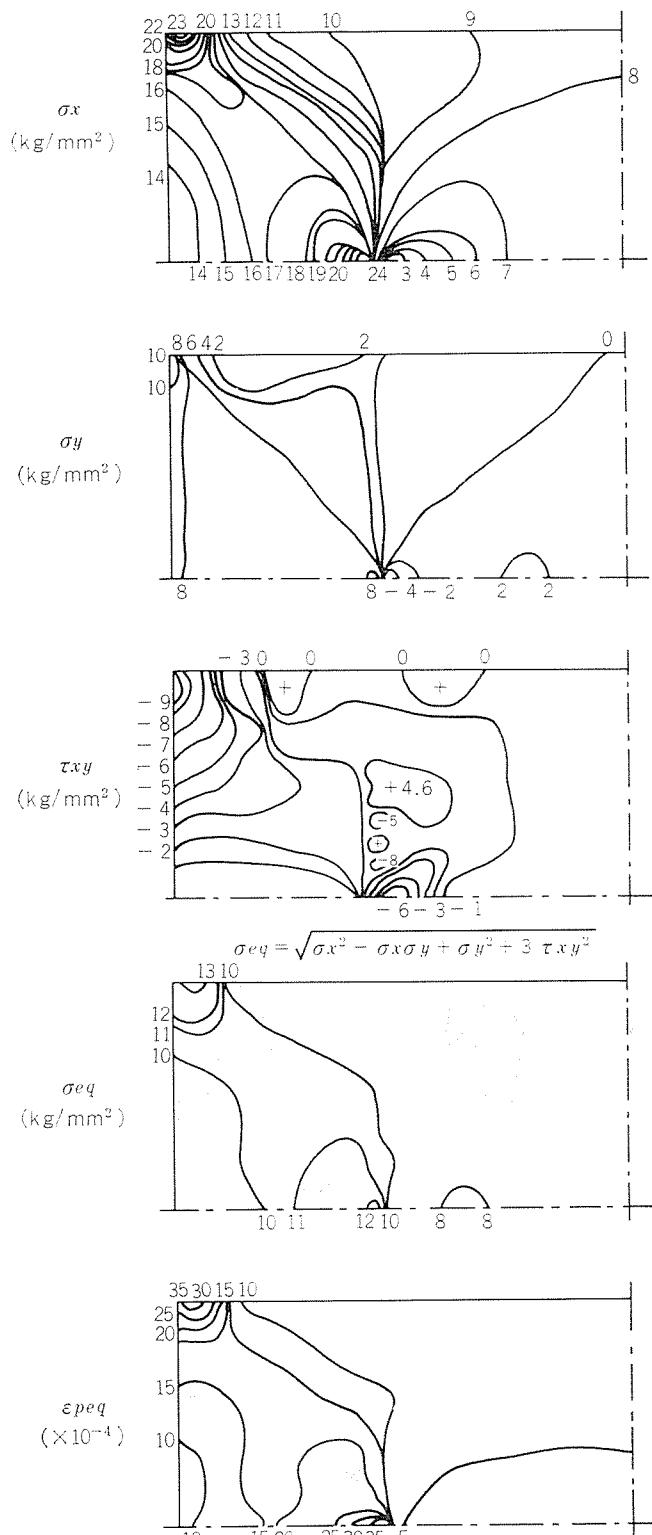


Fig. 7 Distribution of stress components and equivalent plastic strain at $F=15956 \text{ kg}$ ($\delta=0.54\%$).Model I.

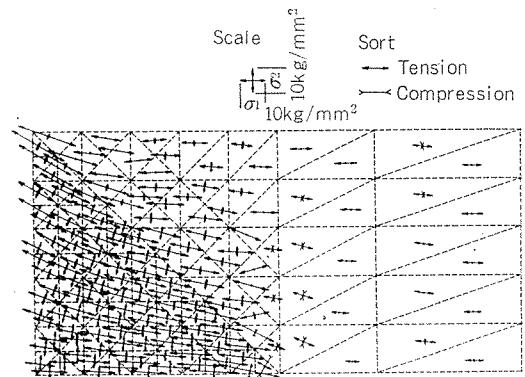


Fig. 8 Principal stress direction and it's volume of each element.Model I.

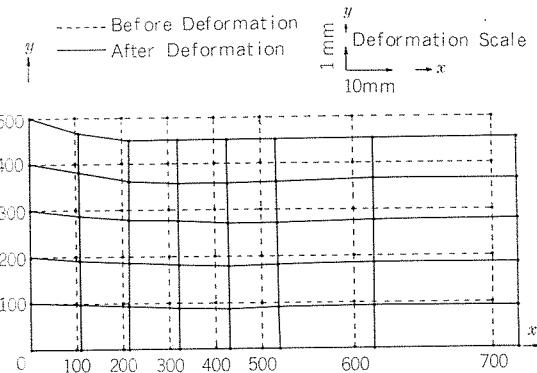


Fig. 9 Displacement of nodal points at load $F=15956 \text{ kg}$ ($\delta=0.54\%$).Model I.

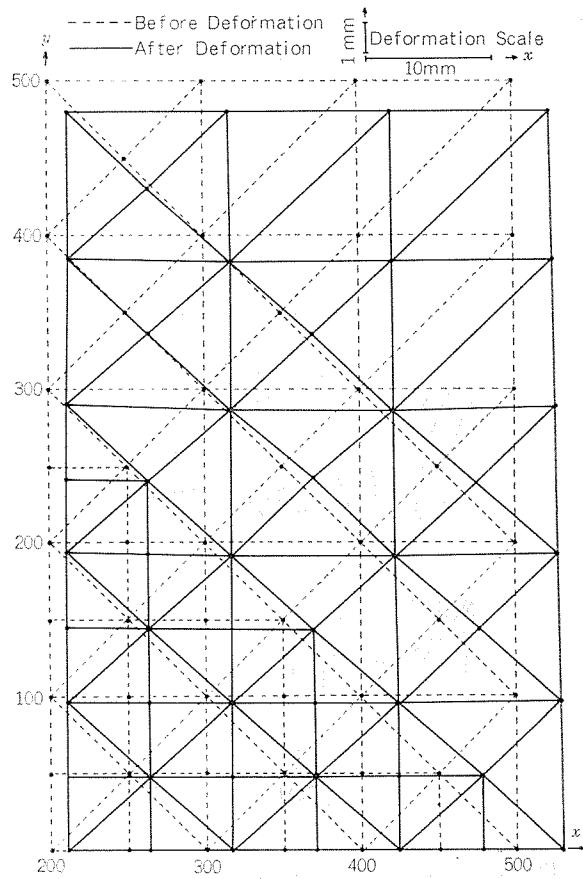


Fig. 10 Displacement of nodal points ($x=200 \sim 500 \text{ mm}$) at load $F=15956 \text{ kg}$ ($\delta=0.54\%$).Model I.

2.3.2 モデル(Ⅱ)

引張り矯正方向に不均一な応力で引張った場合。

Fig. 11 は板幅端部の x 方向の応力が板幅中央部の x 方向の応力に比べて、2倍の大きさがあるような (Fig.11右) 上参照), 不均等応力で引張り矯正を行った場合である。

荷重 F 増大 ((1)~(4)の順) による塑性域の広がりを示す。
 δ は、その時点の荷重 F における板幅端部の伸び (弾性伸び + 塑性伸び) を示している。

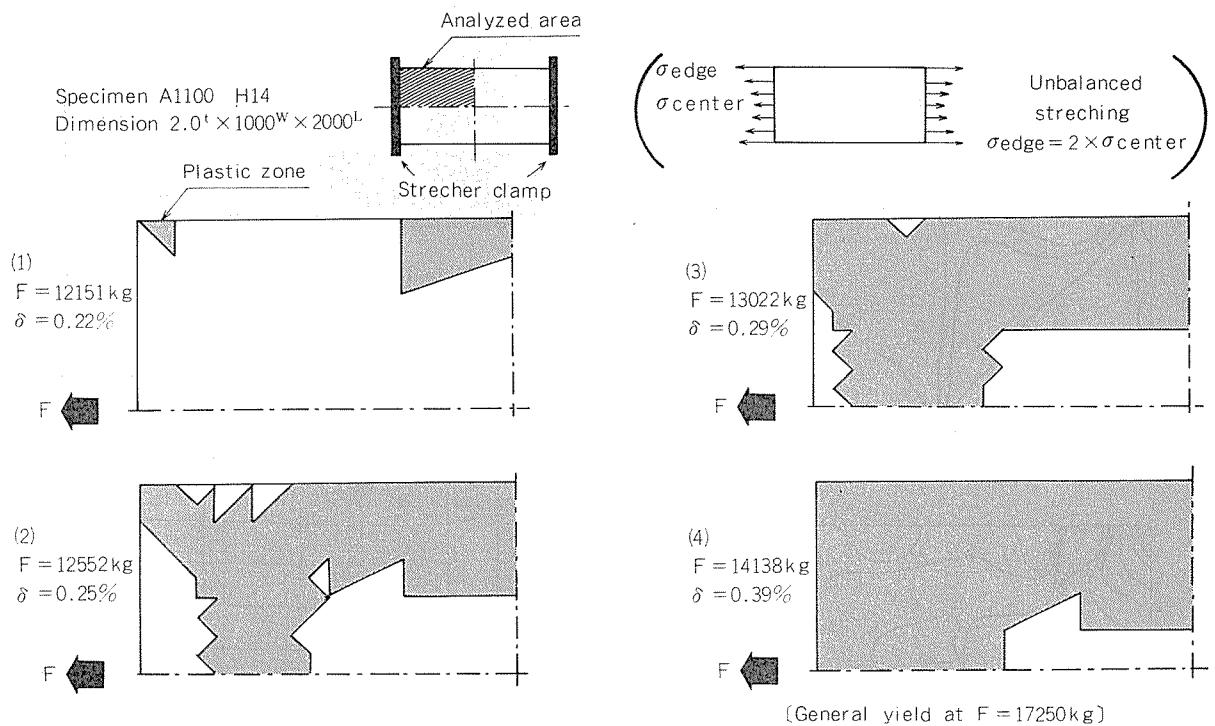


Fig. 11 Relation between load F and plastic zone (Model II).

Fig. 12 は Fig. 11 の条件で引張っていった場合、板幅端部 (引張方向) の変位が、0.55% (通常の引張り伸び 0.5 ~ 0.6%) 伸びの時、各要素の σ_x , σ_y , τ_{xy} , σ_{eq} , ε_{peq} の分布 (等高線表示) を示している。

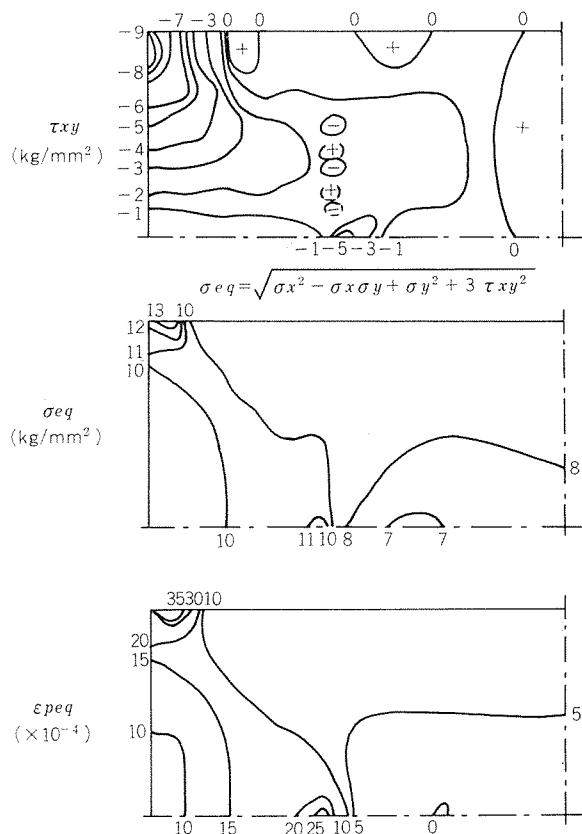
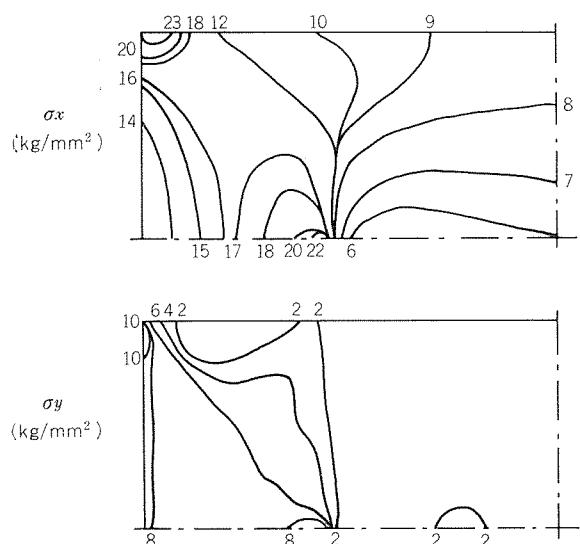


Fig. 12 Distribution of stress components and equivalent plastic strain at $F = 15682 \text{ kg}$ ($\delta = 0.55\%$). Model II.

2.3.3 モデル(II')

引張り矯正方向に不均一な応力で引張った場合。

Fig. 13 は、モデル(II)と同様、板幅端部の x 方向の応力が板幅中央部の x 方向の応力に比べて、1.4 倍の大きさ

があるような (Fig. 13 右上参照), 不均等応力で引張り矯正を行った場合である。荷重 F 増大 ((1)~(4)の順) による塑性域の広がりを示す。 δ は、その時点の荷重 F における板幅端部の伸び (弾性伸び + 塑性伸び) を示している。

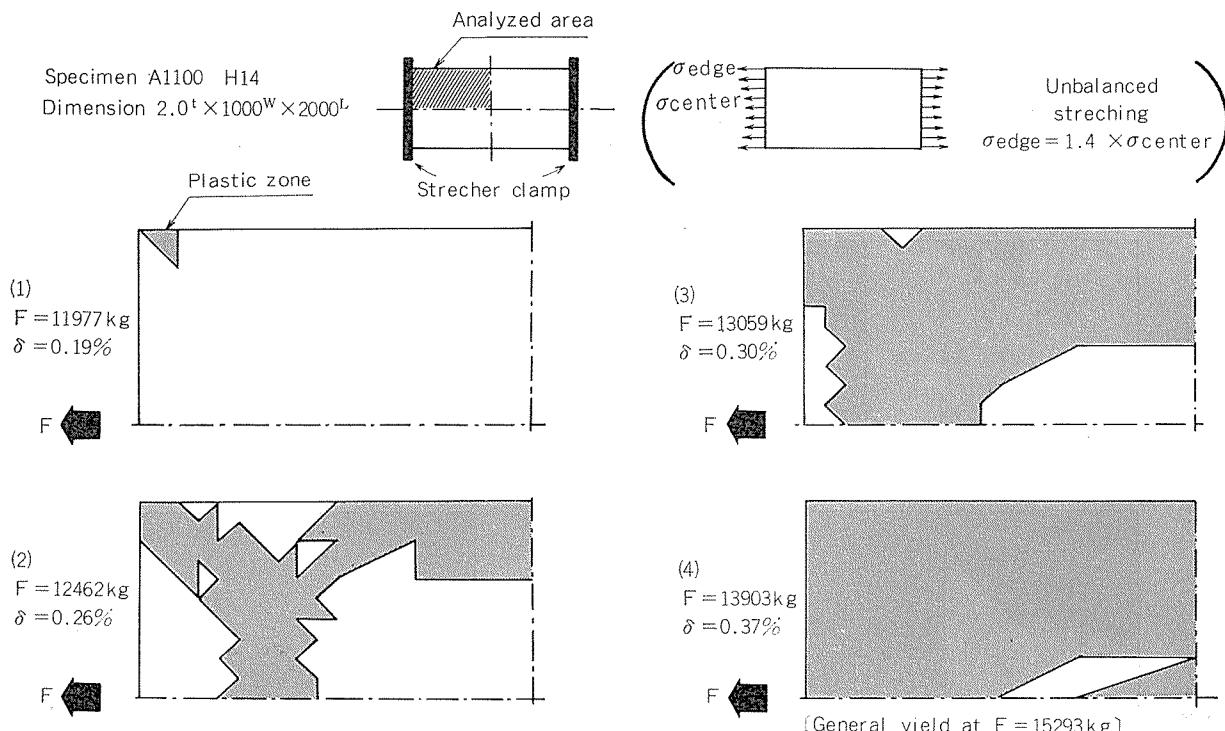


Fig. 13 Relation between load F and plastic zone (Model II').

Fig. 14 は Fig. 13 の条件で引張っていった場合、板幅端部 (引張方向) の変位が、0.50% (通常の引張り伸び 0.5 ~ 0.6%) 伸びの時、各要素の σ_x , σ_y , τ_{xy} , σ_{eq} , ϵ_{peq} の分布 (等高線表示) を示している。

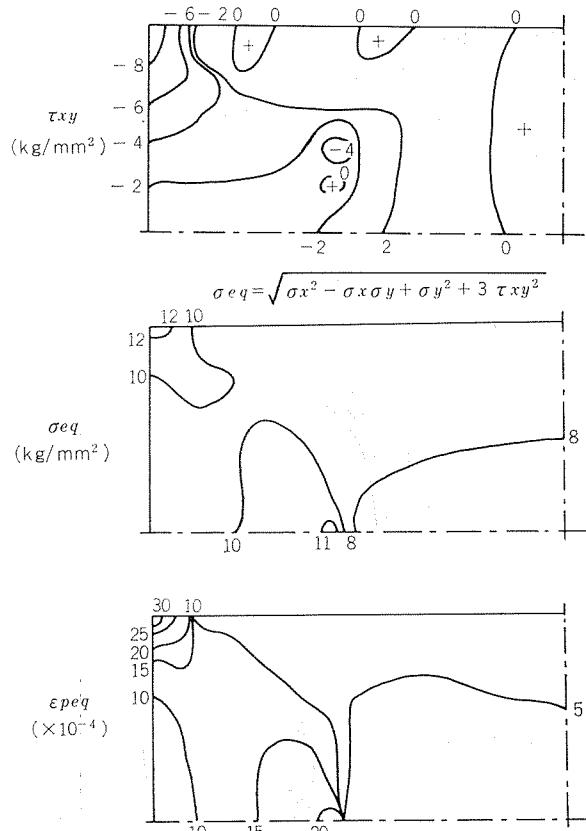
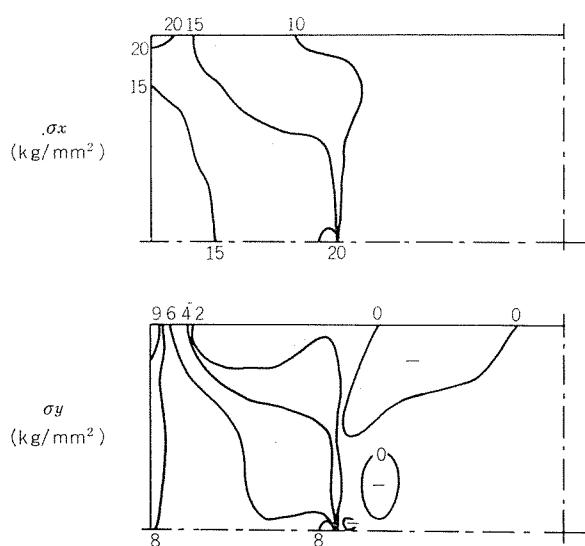


Fig. 14 Distribution of stress components and equivalent plastic strain at $F=15232 \text{ kg}$ ($\delta=0.50\%$). Model II'.

2.3.4 モデル(Ⅲ)

クランプ近傍の板幅端部をy方向に拘束した場合。

Fig. 15は、クランプ近傍の板幅端部を、y方向の変位ができないように拘束した状態でモデル(Ⅰ)と同様に、塑性伸びを示している。

均一な応力でx方向に引張り矯正を行った場合である。荷重F増大((1)~(4)の順)による塑性域の広がりを示す。 δ はその時点の荷重Fにおける板幅端部の伸び(弹性伸び+塑性伸び)を示している。

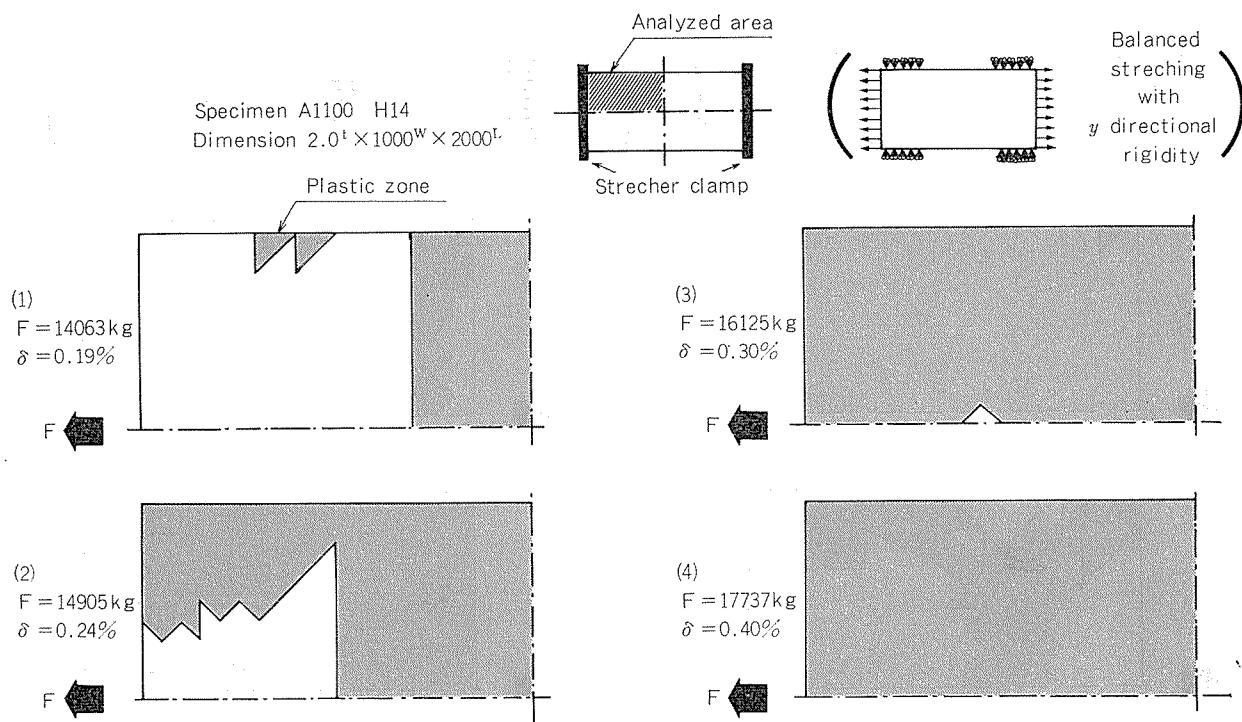


Fig. 15 Relation between load F and plastic zone (Model III).

Fig. 16はFig. 15の条件で引張っていった場合、板幅端部(引張り方向)の変位が、0.55% (通常の引張り伸び0.5~0.6%)伸びの時、各要素の σ_x , σ_y , τ_{xy} , σ_{eq} , ϵ_{peq} の分布(等高線表示)を示している。

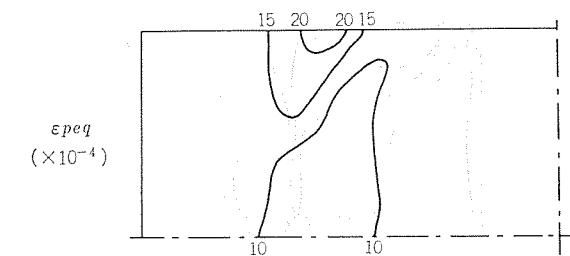
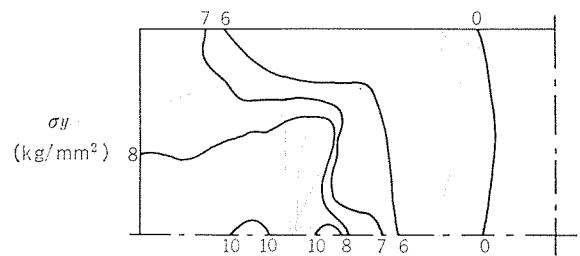
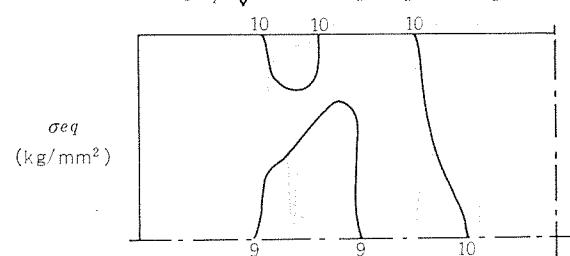
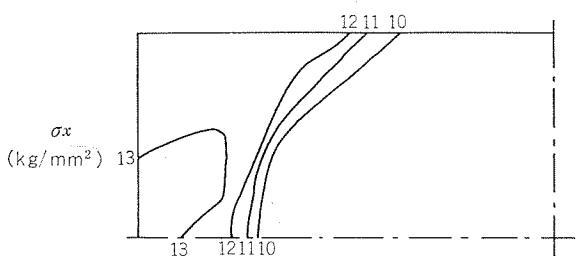
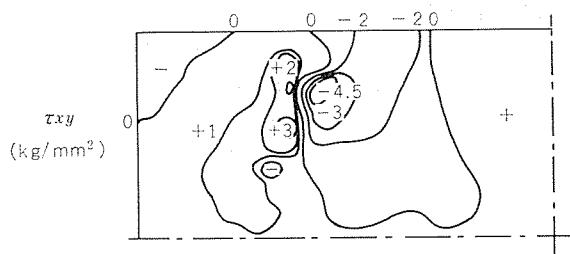


Fig. 16 Distribution of stress components and equivalent plastic strain at F=19511 kg ($\delta=0.55\%$). Model III.

2.3.5 モデル (IV)

クランプより離れた板幅端部を y 方向に拘束した場合。

Fig. 17 はモデル (III) とは逆にクランプより離れた板幅端部を y 方向の変位ができないように拘束した状態で、モ \nearrow デル (I) と同様に均一な応力分布で、 x 方向に引張り矯正を行った場合である。荷重 F 増大 ((1)~(4)の順) による塑性域の広がりを示す。 δ はその時点の荷重 F における板幅端部の伸び (弾性伸び + 塑性伸び) を示している。

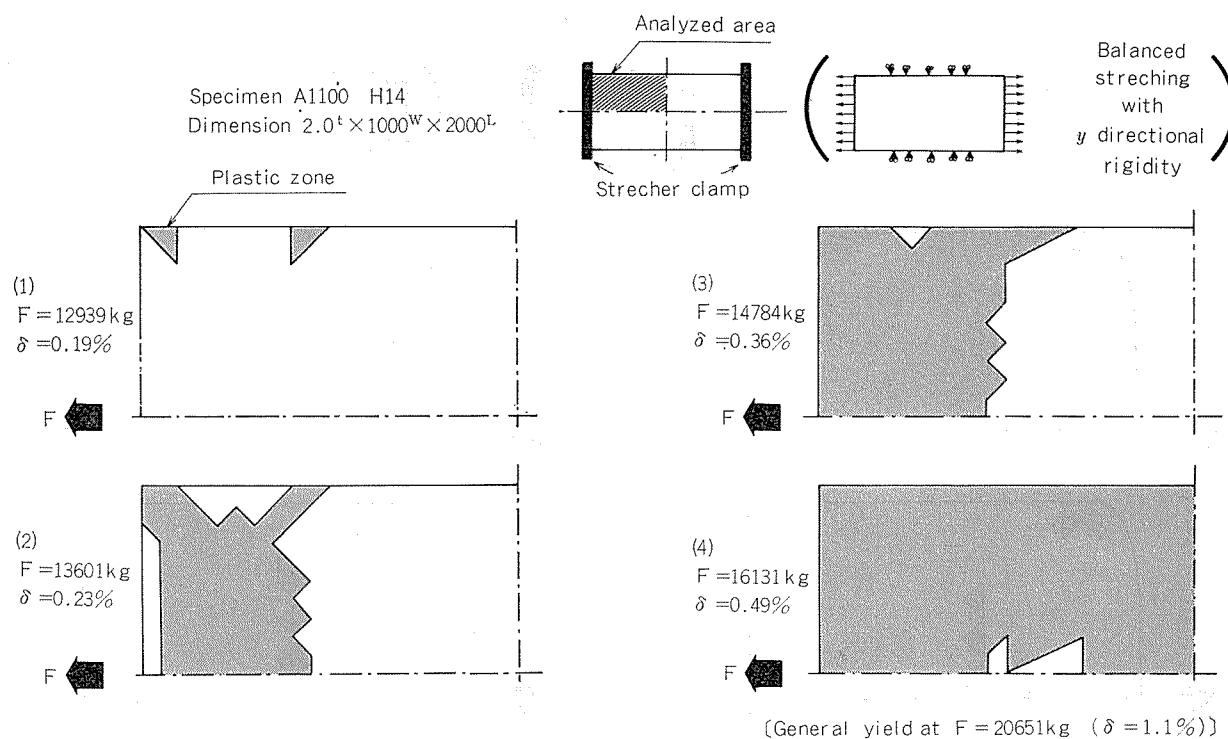


Fig. 17 Relation between load F and plastic zone (Model IV).

Fig. 18 は Fig. 17 の条件で引張っていった場合、板幅端部 (引張り方向) の変位が、0.48% (通常の引張り伸び 0.5~0.6%) 伸びの時、各要素の σ_x , σ_y , τ_{xy} , σ_{eq} , ϵ_{peq} の分布 (等高線表示) を示している。

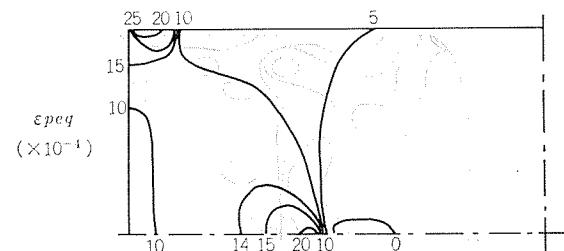
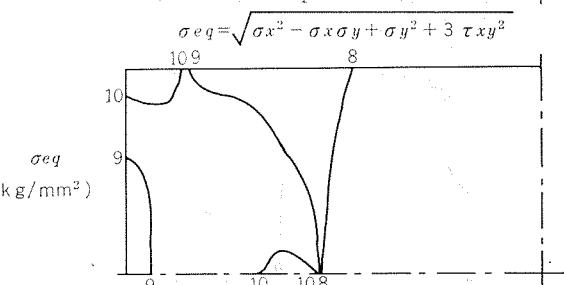
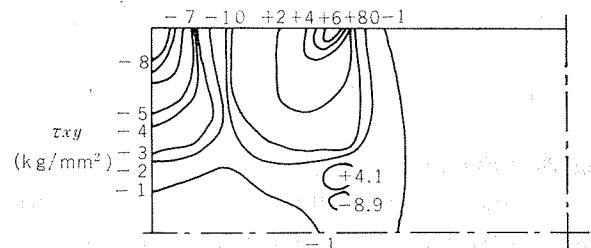
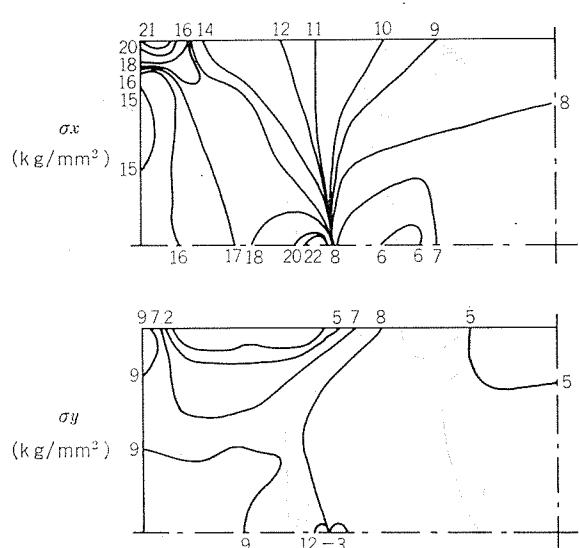


Fig. 18 Distribution of stress components and equivalent plastic strain at $F = 16131\text{kg}$ ($\delta = 0.48\%$). Model IV.

2.3.6 モデル(V)

クランプ形状が凹形の場合((通常、クランプの形状を変更することは大改造となるため、現実的にはテストを実施することは難しい。吉田³らは、凸状のいろいろな形状のクランプ形状で引張矯正を試みた))。

クランプでつかみ、引張りテストを行っているが、凸状のもので塑性ひずみが比較的均一に分布する(即ち、平坦に矯正される)ものは見当らない結果のため、凹状のクランプ形状で引張矯正を試みた)。

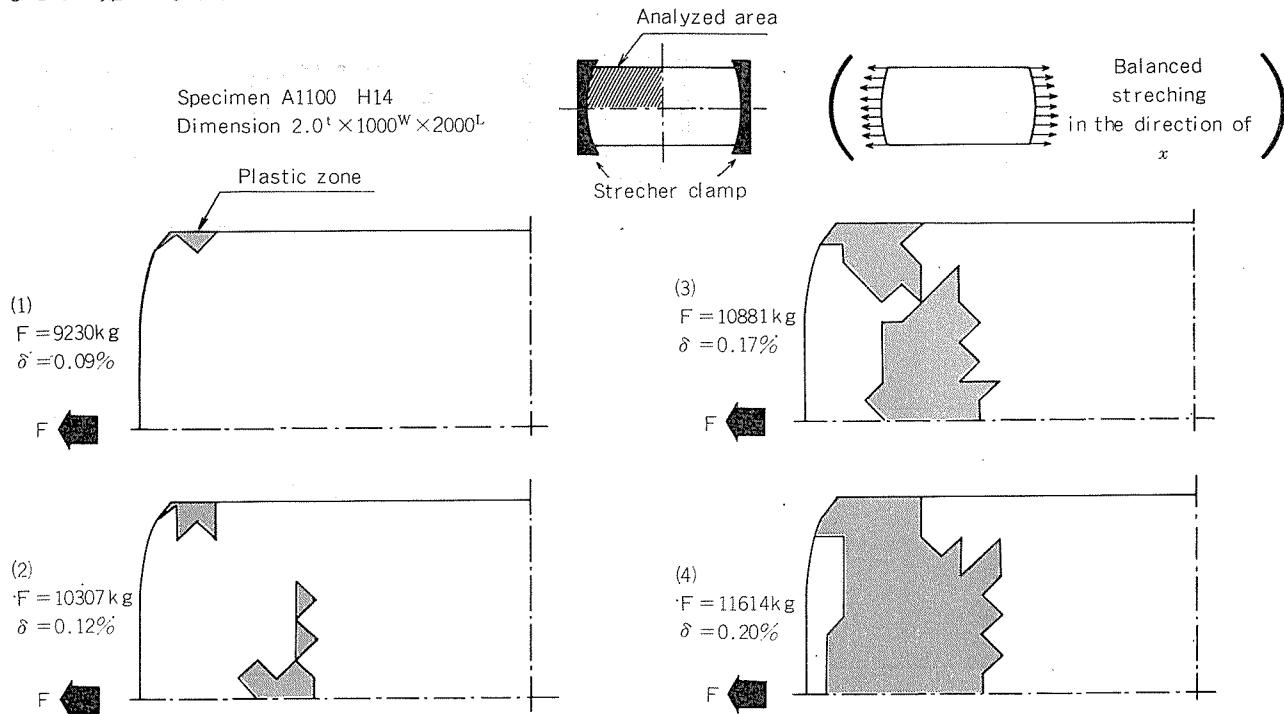


Fig. 19 Relation between load F and plastic zone (Model V).

Fig. 19 は、凹形のクランプで x 方向に均一な応力分布で x 方向に引張り矯正を行った場合である。荷重 F 増大 ((1)~(4)の順) による塑性域の広がりを示す。 δ はその時点の荷重 F における板幅端部の伸び(弹性伸び+塑性伸び)を示している。

Fig. 20 は Fig. 19 の条件で引張っていった場合、板幅端部(引張り方向)の変位が、0.20% (通常の引張り伸び0.5~0.6%) 伸びの時、各要素の σ_x , σ_y , τ_{xy} , σ_{eq} , ε_{peq} の分布(等高線表示)を示している。

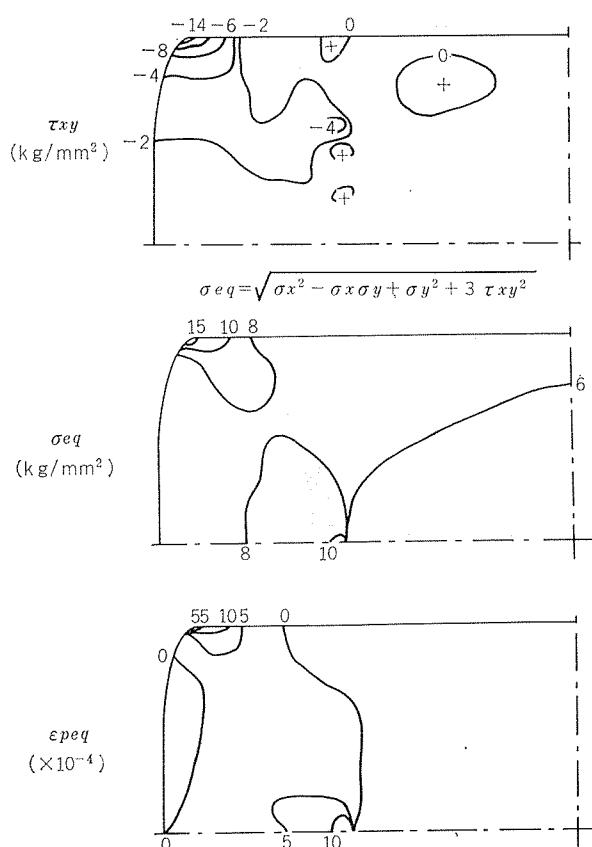
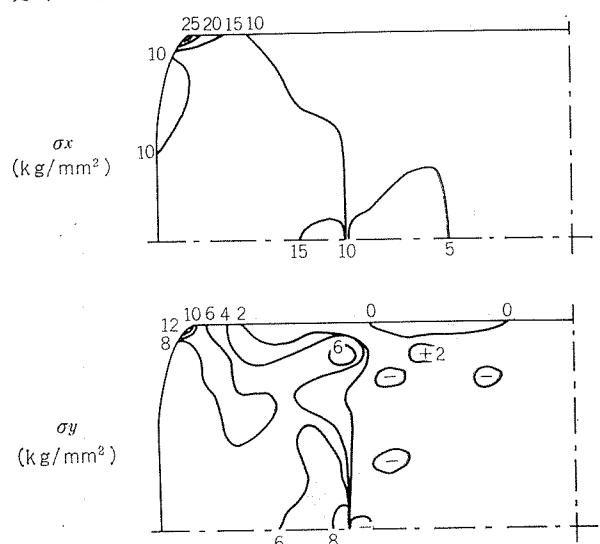


Fig. 20 Distribution of stress components and equivalent plastic strain at $F=11614\text{kg}$ ($\delta=0.20\%$). Model V.

2.3.7 モデル (VII)

製品幅が、クランプ最大幅（当社の場合 1750mm）よりも広い場合（通常一度引張りによる矯正）。

Fig 21は、クランプ最大幅（1750 mm）を越えた製品幅 δ を示している。

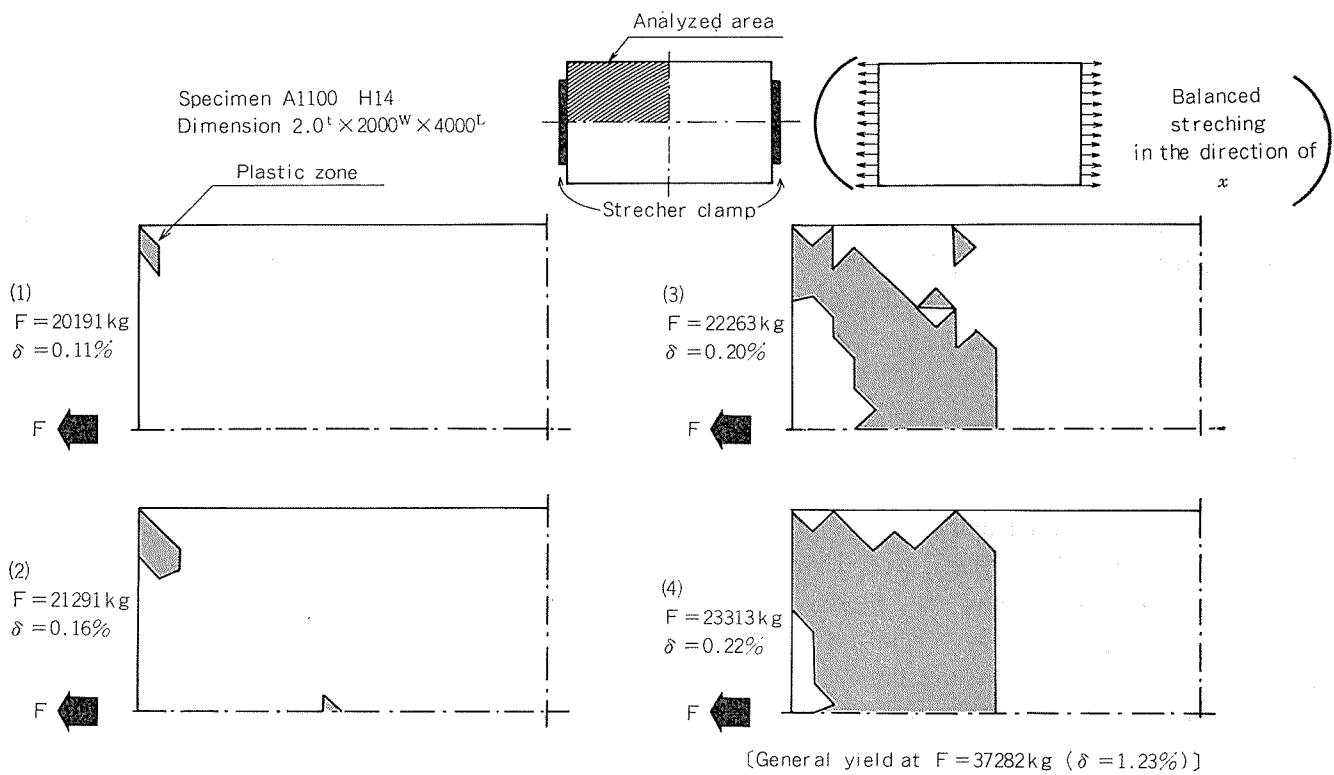


Fig. 21 Relation between load F and plastic zone (Model VII).

Fig. 22 は Fig. 21 の条件で引張っていった場合、板幅端部（引張り方向）の変位が、0.65%（通常の引張り伸び 0.5 ~ 0.6%）伸びの時、各要素の σ_x , σ_y , τ_{xy} , σ_{eq} , ϵ_{peq} の分布（高等線表示）を示している。

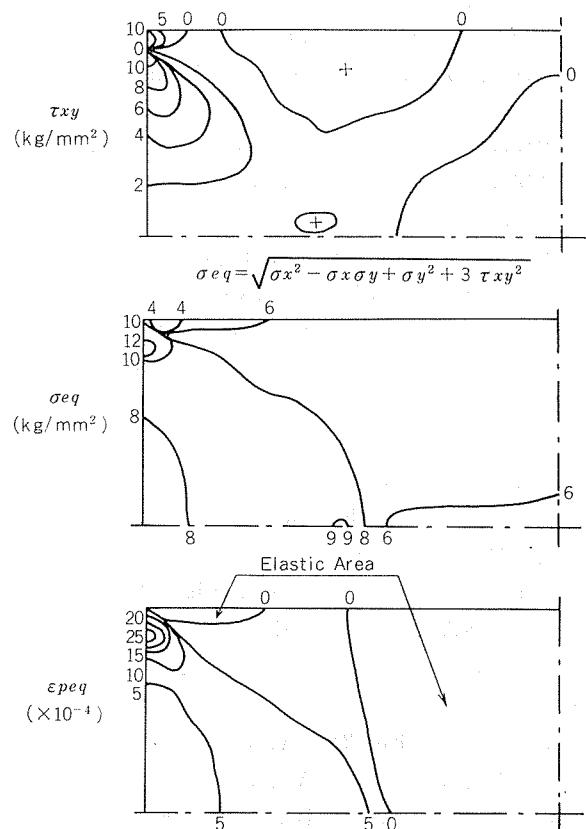
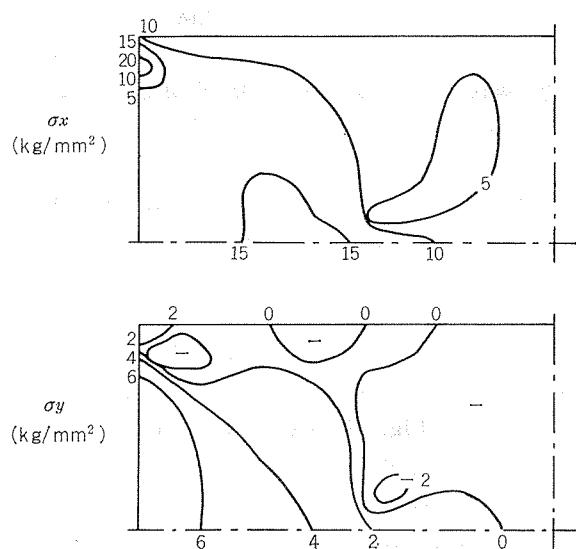


Fig. 22 Distribution of stress components and equivalent plastic strain at $F = 24754\text{ kg}$ ($\delta = 0.65\%$). Model VII).

3. 考 察

3.1 現状ストレッチャー・レベラーの引張り矯正現象

モデル(I)～(VII)までのすべての場合において、引張矯正前の元板がフラットにも拘らず、通常の引張矯正伸び0.5～0.6%を与えた時の相当塑性ひずみ ϵ_{peq} の分布が、板面全体にわたって均一でないことを示している。この状態で除荷した場合、ほとんど、そのままの状態で塑性ひずみ分が残ると考えられることから、ストレッチャー引張矯正において元板がフラットであっても、引張り矯正後は必ずしもフラットにはならないことを示している。

3.1.1 クランプの幅より製品幅が狭い場合

これは、モデル(I)で表わされる。Fig. 6によると塑性域の広がり方は長手方向、幅方向ともに均等ではなく、板幅端のクランプつかみ部から降伏、即ち塑性変形が始まると、塑性域は板幅中央部へと進行していく。

Fig. 7は全面降伏後、通常の引張り伸びを与えた時の各要素の σ_x , σ_y , τ_{xy} , σ_{eq} , ϵ_{peq} の分布を示している。

σ_x 単独では、最大約24kg/mm²程であり、単軸引張試験では、材料A1100P-H14(公称耐力 $\sigma_{0.2}=11.4\text{ kg/mm}^2$ 、公称引張り強さ $\sigma_B=13.2\text{ kg/mm}^2$)は、とっくに破断している応力であるが、y方向には σ_y の分布が示すように応力が働いているので、 τ_{xy} と組み合せて1次元の量に換算した相当応力 σ_{eq} では、最大約13kg/mm²までである(真応力で表示した引張り強さは公称引張り強さより高くなるのでまだ破断するまでの応力となっていない。 $\cdots\sigma_{eq}$ は真応力表示の単軸引張り試験の応力と対応する)。

σ_y の分布ではクランプ近傍のみが高く、クランプから離れるにつれて、 σ_y は小さくなる。板厚10mm程度以上の厚板の場合、元板の幅方向のソリがクランプ近傍のみ矯正される現象はこのためであると考えられる。したがって、実際の経験と、この解析の結果からストレッチャー引張矯正において、元板の幅方向のソリを全体にわたって矯正するのは不可であると判定される(長手方向のソリは矯正可)。

τ_{xy} の分布では、やはり板幅端部のクランプ近傍が絶対値として最大であることがわかる。実際のストレッチャー引張り矯正では板幅端部の長手方向の伸びが0.65%(通常の引張り伸び0.5～0.6%)であっても、未降伏の部分がかなり残っており、即ち矯正されていないことを示している。したがって、クランプ最大幅を越えた製品幅の中央をつかんで一度だけ引張る矯正方法では矯正できないことになる。

σ_{eq} の分布を見ると、板幅端部のクランプ近傍と板幅中央部のクランプから、約400mmの所、計2カ所が応力的に最も高くなっている、 ϵ_{peq} の分布も同様である。

即ち、1枚の切板として見た場合、Fig. 23に示すようにクランプ近傍A部と板幅中央B部の計6カ所が最も塑性変形を受けていることになる。矯正行為そのものは塑性ひずみ ϵ_{peq} を板全体にわたって均一に分布させることであると考える。このためFig. 23のA,B部が局部的に塑性変形量大となった場合、板周縁のA部は一枚の切板の平坦度にそれ程の影響は与えないが、B部の塑性変形量が大きい場合はB部が中伸びとなる。即ち、現状の現象と一致する。

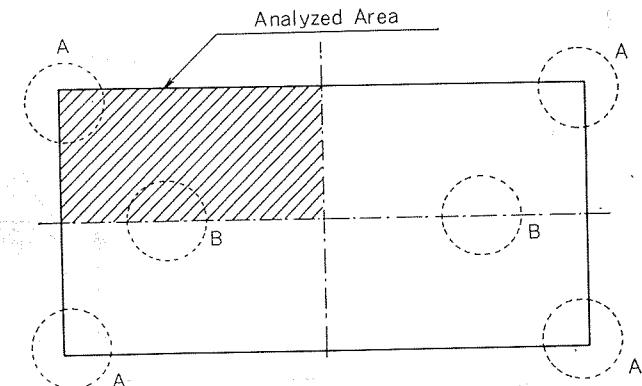


Fig. 23 Stress concentration in a sheet.

以上のことから、通常のストレッチャー・レベリングでは、板幅端部のクランプ近傍と板幅中央のクランプから約400mm離れた部分(ただし、1000mm幅×2000mm長の製品の場合……板幅、板長が異なればこの位置が若干、変わるとと思われる)の応力集中はストレッチャー・クランプが幅方向の変形を拘束するための特有な現象であることがわかる。したがって、ストレッチャー引張矯正では板幅の中央部分が伸ばされやすいわけであるから、元板が端伸び気味の板の方が引張矯正によって平坦になりやすいことがうなづける。

この対策として板幅端のクランプ近傍は引張矯正後、ギロチン等でつかみ代を切り落とすため、ある程度ひずみ不良部を切り落とすことができる。しかし、板幅中央のクランプから約400mmの部分まで切り落とすと大幅な歩留低下となるため、別途、相当応力分布(塑性ひずみ分布)を均一にするような引張り方法が必要である。

3.1.2 クランプ幅より製品幅が広い場合

これはモデル(VII)で表わされる。Fig. 21によると塑性域の広がり方はモデル(I)とほぼ同様であるが、Fig. 22によれば板幅端部の長手方向の伸びが0.65%(通常の引張り伸び0.5～0.6%)であっても、未降伏の部分がかなり残っており、即ち矯正されていないことを示している。したがって、クランプ最大幅を越えた製品幅の中央をつかんで一度だけ引張る矯正方法では矯正できないことになる。

3.1.3 現状ストレッチャー引張り矯正現象の対策

モデル(I)からも解かるように、現状のストレッチャーによる引張矯正では局部的な応力集中は防げないため、モデル(II)～(V)までの解析を試みた。Fig. 11～Fig. 20までの結果を見る限り、モデル(VII)の板幅端部のクランプ近傍をy方向の拘束をして、x方向に引張る方法が最も良好な相当応力分布(塑性ひずみ分布)となっている。

ただし、モデル(I)に比べ同じx方向の伸びを得るためにx方向に、若干、多めの引張り力を引張る必要がある。このデータから、Fig. 24のA又はB又はCのようにy方向に若干引張り力を加えて、x方向に引張る方が更に良い結果になることが推測される。しかし、現実にy方向に力を加えることは機械構造上、作業上無理があり実現化は難しい。

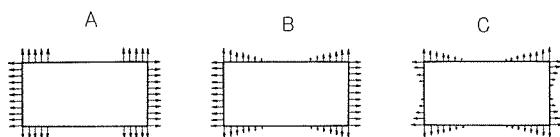


Fig. 24 Pattern 1 of improved strecher levelling.

そこでモデル(Ⅲ)より劣るが、現実的な対策として他のモデルと比べ、良好かつ実現性のあるモデルとしてモデル(Ⅱ)が上げられる。しかし、現状ストレッチャー・レベラーのクランプ・ヘッドは一体物であり、現実に板幅方向に応力分布を異なって引張ることは難しい。

又、クランプの各ツメに製品を引張るだけの独立した力を持たせることは、現状ストレッチャー・レベラーの構造上やはり無理がある。

そこで、現状、元板が端伸び気味の板がストレッチャー・レベリングによって平坦になりやすいことに着目し、Fig. 25に示すような2度に分けた引張方法で、元板が中伸びの板を矯正するテストを実施した。このテストでは現状のローラー・レベラーではどうしても矯正できなかつた中伸びの板(A5052P-H34 2.0t×1000W×2000L)を使用した。テスト結果をFig. 26に示す(数字は定盤よりの高さ…mm)。

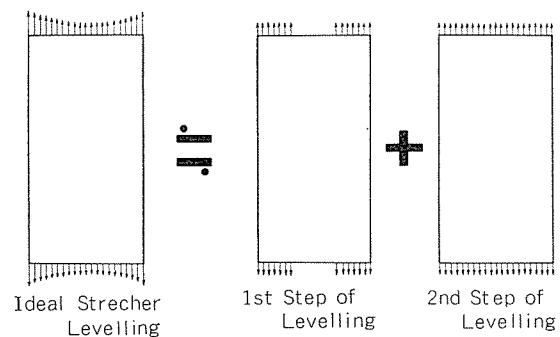


Fig. 25 Pattern 2 of improved strecher levelling in case of center-buckled sheet (as received).

以上の結果、現状のストレッチャー・レベラーでも矯正不可能であった中伸びの元板も矯正できることが判明した。

逆に、端伸びのきつい元板である場合はFig. 27のように引張ると良いことがわかる。即ち、クランプはできるだけ数多く幅狭とし、独立させることが望ましい。

4. 結論

有限要素法によるストレッチャー引張り現象の弾塑性解析を行い、現状の現象と合致することを確認した。

(1) 板厚1～2mm程度の板をストレッチャーにより引張り矯正を行った場合、中伸びができやすいのは、ストレッチャーが製品の幅方向の変形を拘束するための特有な現象である。代表的な製品寸法1000mm幅×2000mm長の板

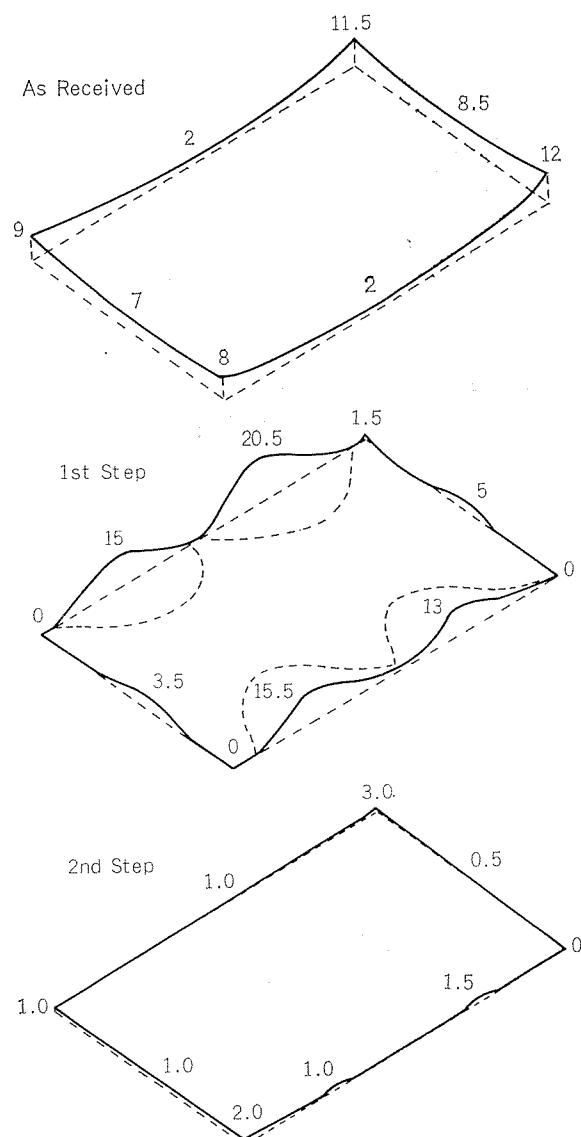


Fig. 26 Results of pattern 2.

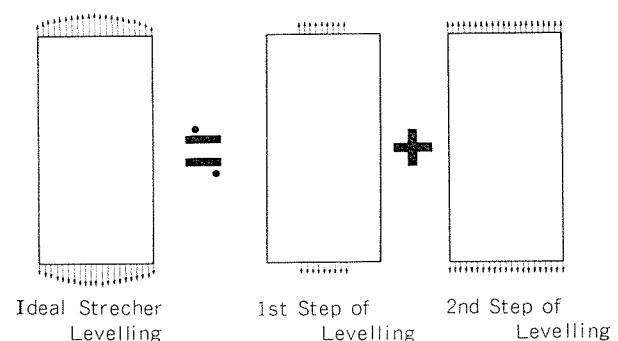


Fig. 27 Pattern 3 of improved strecher levelling in case of edge-buckled sheet (as received).

では、板幅中央で、クランプから約400mm離れたところに中伸びが発生する。即ち、1枚の板に2カ所中伸び部分ができる。

(2) 上記(1)から本質的には、ストレッチャーは厚板(板厚6mm程度以上)向きの矯正機といえるが、引張り方向と直角方向(y方向)の応力は、クランプ近傍が大きく、クランプから遠ざかるにつれて小さくなるので、幅方向の反りはストレッチャーでは矯正できないことになる。

(3) アルミまたはアルミ合金の薄板厚(1~2mm程度)の矩形状の切板を矯正する場合、理想的にはモデル(Ⅲ)またはFig. 24のように引張るのが良いと考えられるが、現実の対策として、Fig. 25, Fig. 26の様に各クランプのツメを独立させ、2度引張ることによって、元板が中伸びの板も矯正可能となる。

5. 謝 辞

本解析の進行に当って、プログラム・カードのパンチング、コンピューターIBMシステム#370の使用等協力していただいた当社システム部に感謝の意を表します。

文 献

- 1) 山田：“マトリックス法材料力学”，コンピュータによる構造工学講座I—3—A.
- 2) 山田, 桜井, 吉村：“マトリックス構造解析法講座15”, JSSC VOL. 5 No. 40 1969.
- 3) 林, 平瀬, 栗山, 吉田：“薄板の不均一引張変形におけるひずみの伝播(1)”, 理化学研究所報告, 第52巻, 第1号 (1976).

Reprinted from SUMITOMO LIGHT METAL TECHNICAL REPORTS (Title No. R-236)

技术資料

トラック用あおり「SK アオリ S タイプ」

中村 授* 菊地 昭雄**
富田 信行***

Gate "SK-S" for Rear Body of Motor Truck

by Sazuku Nakamura, Akio Kikuchi and Nobuyuki Tomita

住友軽金属工業株式会社技術研究所

トラック用あおり「SKアオリSタイプ」

中村 授* 菊地 昭雄**
富田 信行***

Gate "SK-S" for Rear Body of Motor Truck

by Sazuku Nakamura, Akio Kikuchi and Nobuyuki Tomita

1. はじめに

トラック荷台用アルミニウム合金押出形材製あおり、いわゆるブロックあおりはその美観と軽さが評価され、広く使われはじめて数年になるが、その構造は主部材の中空押出形材であるレールを長尺ボルト（通しボルト）で結合するもので、ボルトの頭およびナットを外部に露出させない点に特長があった。この方式のものを当社でも商品化して「SKアオリNタイプ」として販売していたが、車両の軽量化、省燃費の時代にふさわしい軽量で、組立容易なブロックあおりの開発を進め、昭和54年7月に新形式のスプリングかん合方式を用いた「SKアオリSタイプ」を発売した。このあおりはアルミニウム合金押出形材製レール同志を、それらのバネ性を生かしてかん合、連結する独創的なものであり、長尺ボルトおよびナット類を使用しないところに最大の特長がある。なお、外観は従来のNタイプと類似である。当社は、「SKアオリSタイプ」の発売以降も、架装業界および顧客の方々のご意見、ご指導あるいはご批判にもとづき、さらに機能向上を目指して改良および試験を繰返してきた結果、自信をもっておすすめできる、あおりを作りあげることに成功した。そして、工業所有権の関係もあって昭和55年4月、「SKアオリ」の製造販売を「Nタイプ」から「Sタイプ」に完全に切り替えた。本報はこの「SKアオリSタイプ」を、その機能および強度を中心にお紹介したい。

2. 部材と部品並びに組立方法

「SKアオリSタイプ」の部材はすべてアルミニウム合金6063-T6 押出形材であり、アップレール、ロアレール、ミドルレール、インナカバーおよびエンドポストに分類される。それらの断面と主要寸法を図1に、それぞれの呼称、型番および特徴を表1に示す。また、エンドポストを除く、

組立てられたパネルとしての単重を長尺ボルトを使用するNタイプと比較して表2に示す。

「SKアオリSタイプ」の生命であるスプリングかん合部断面を図2に示す。この部分の寸法精度は重要であり、製造工程において全数ゲージ管理している。

図3に標準組立断面として、あおり有効高さ600mmの例を示す。この場合、レールはアップとミドルおよびミドルとロア間の二箇所でスプリングかん合されている。図中の横根太および床わくは当社のトラックボディ用形材¹⁾である。

レール間の連結およびスプリングかん合式インナカバーでレール開口部をふさぐ場合は、前述のとおりレールおよびインナカバー自体が有するスプリングかん合部だけで行なわれ、他の部品は必要としないが、レール開口部をふさぐリベット接合式インナカバーおよび組立てられたパネル端を縁どりするエンドポストあるいはコーナーブロックはブラインドリベットおよびタッピンネジで取付けられる。また、床わくへの取付けは、丁番を介してボルトで行なわれ、幌棒受けおよびロープフックはボルトあるいはブラインドリベットでなされる。

レール同志のかん合組立ては、組立てるすべてのレールを重ね、バークランプなどを用いて、一度に行なうか、図4に示すようにアップレールから一本ずつ重ね、あて具を使って端から徐々に木ハンマかプラスチックハンマでたたき込んで行なう。このあて具は、たとえば図5に示すようなポリウレタンゴム製のものがよく、最後のロアレールをかん合するときはインナカバー付きのあて具を用いる。

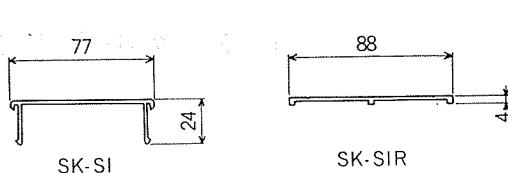
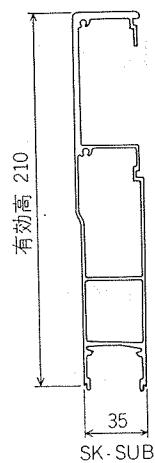
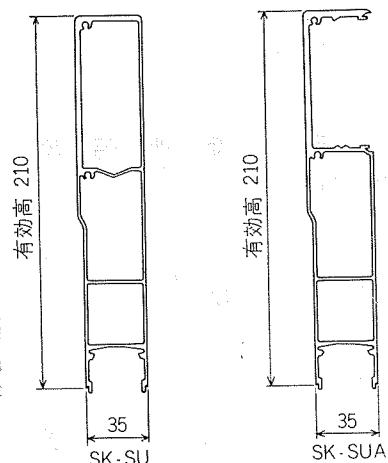
参考までに、標準組立工程の例を図6に示す。

万一、組立作業あるいは陸送中に事故などによって一部のレールに傷がつき、その損傷したレールの取替を必要とする場合は、図7に示す切断位置を、図8に示すように市販の電気丸のこを用いて切断して解体したあと、再び新しいレールをかん合するとよい。この切断速度は、直径170mmのチップソーを用い、回転速度3,500rpmで約2m/minである。

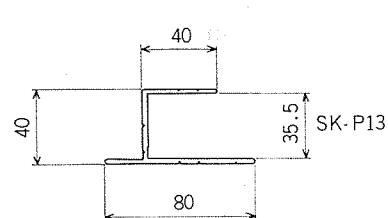
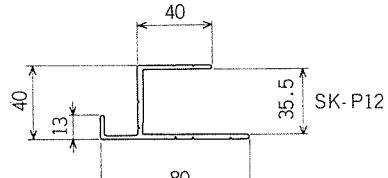
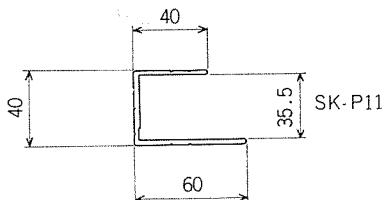
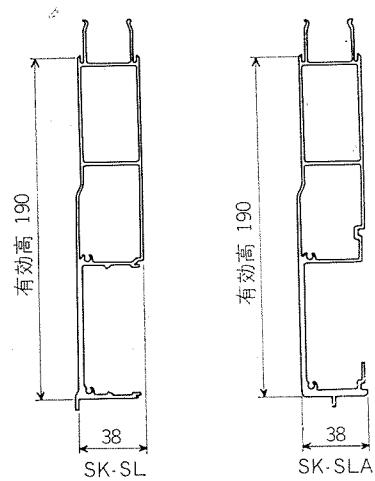
*技術研究所

**管棒製造部

***軽金属部

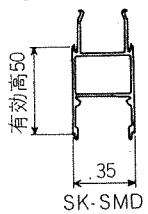
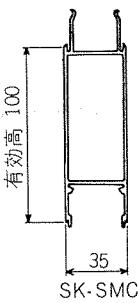
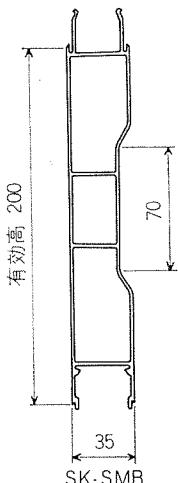
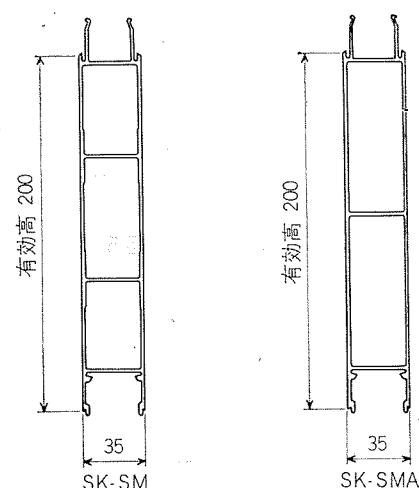


(d) インナカバー



(b) ロアレール

(e) エンドポスト



(c) ミドルレール

図1 部材断面と使用寸法

表1 部材の呼称、型番およびその特徴

区分	住友呼称	型番	単重(kg/m)	特徴
アッパレール	SK-SU	S39266	2.95	1) 軽量。 2) 開口部なし(インナカバー不要)。 3) 内壁に突起なく、平坦。 4) 二段あおり取付けにはブラインドボルト使用。
	SK-SUA	S39267	2.78	1) 開口部あり(スプリングがん合式インナカバー必要)。 2) 内壁に突起なく平坦。 3) 内壁が引張りとなる曲げ力の大きい使用には不適。
	SK-SUB	S39268	2.78	1) 開口部あり(リベット接合式インナカバー必要)。 2) 強度大。 3) 組立工数大。
ロアレール	SK-SL	S39269	2.67	1) スプリングかん合式インナカバー必要。 2) 内壁にリベット頭の突起なく、平坦。 3) かん合部が開く方向の力が大きい場合不適。
	SK-SLA	S39270	2.77	1) リベット接合式インナカバー必要。 2) 内寄り水切り付。
	SK-SLB	S39271	2.79	1) リベット接合式インナカバー必要。
ミドルレール	SK-SM	S39272	2.60	1) 汎用性大。 2) 強度大。
	SK-SMA	S37144	2.31	1) 軽量。 2) バラ積み等内壁に大きな荷重がかかる場合不適。 3) ロープフック取付け不適。
	SK-SMB	S39273	2.40	1) ロープフック取付け用。
インナカバー	SK-SMC	S39274	1.37	1) 有効高さ 100 mm。
	SK-SMD	S39275	0.97	1) 有効高さ 50 mm。
	SK-SI	S39276	0.59	1) スプリングかん合式。 2) かん合部が開く方向の力が大きい場合不適。
エンドポスト	SK-SIR	S39277	0.52	1) リベット接合式。 2) 強度大。 3) 組立工数大。
	SK-P11	S39278	0.89	1) 水切りなし。
	SK-P12	S39279	1.06	1) L型水切り付き。
	SK-P13	S39280	1.00	1) 単純水切り付き。

注) レールは SU, SL, SI および SM の組合せを標準とする。

表2 組立てパネル単重¹⁾ 比較

(単位 kg/m)

あおり高さ (mm)	S タイプ					
	SU	SU	SU	SUA+SI	SUB+SIC	Nタイプ ²⁾
	SM	SMA	SM	SM	SM	
	SL+SI	SL+SI	SLC+SIC	SLC+SIC	SLC+SIC	
600	8.81 (0.87)	8.52 (0.84)	8.86 (0.87)	9.28 (0.92)	9.21 (0.91)	10.14 (1.00)
800	11.41 (0.87)	10.83 (0.83)	11.46 (0.87)	11.88 (0.91)	11.81 (0.90)	13.12 (1.00)
1000	14.01 (0.87)	13.14 (0.82)	14.06 (0.87)	14.48 (0.90)	14.41 (0.90)	16.10 (1.00)

1) エンドポストを含まない、レールとインナカバーのみの重量。

2) 長尺ボルト、ナットを利用して組立てるが、これらの重量は含まず。

3) カッコ内の数字は、Nタイプに対する比。

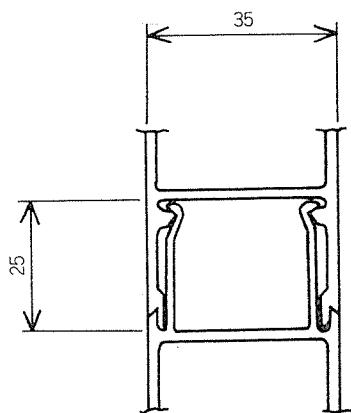
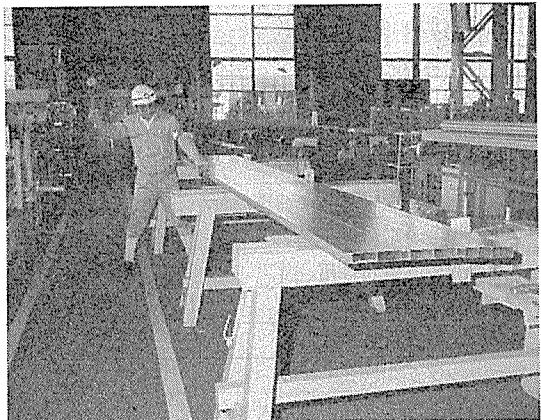
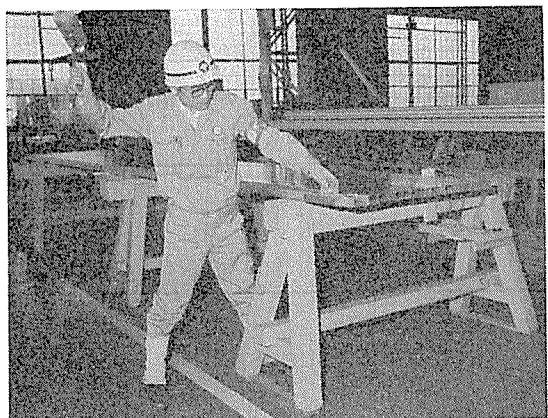


図2 レール同志のスプリングのかん合部断面



(a) ミドルレールのかん合



(b) ロアレールのかん合

図4 レールのかん合組立作業の例

3. 強度試験

3.1 かん合部曲げ試験

アップレールSU、ロアレールSL各一本、ミドルレールSMA 2本あるいは3本を組合せた、有効高さ800 mmあるいは1,000 mmでそれぞれ長さ1,200 mmおよび2,400

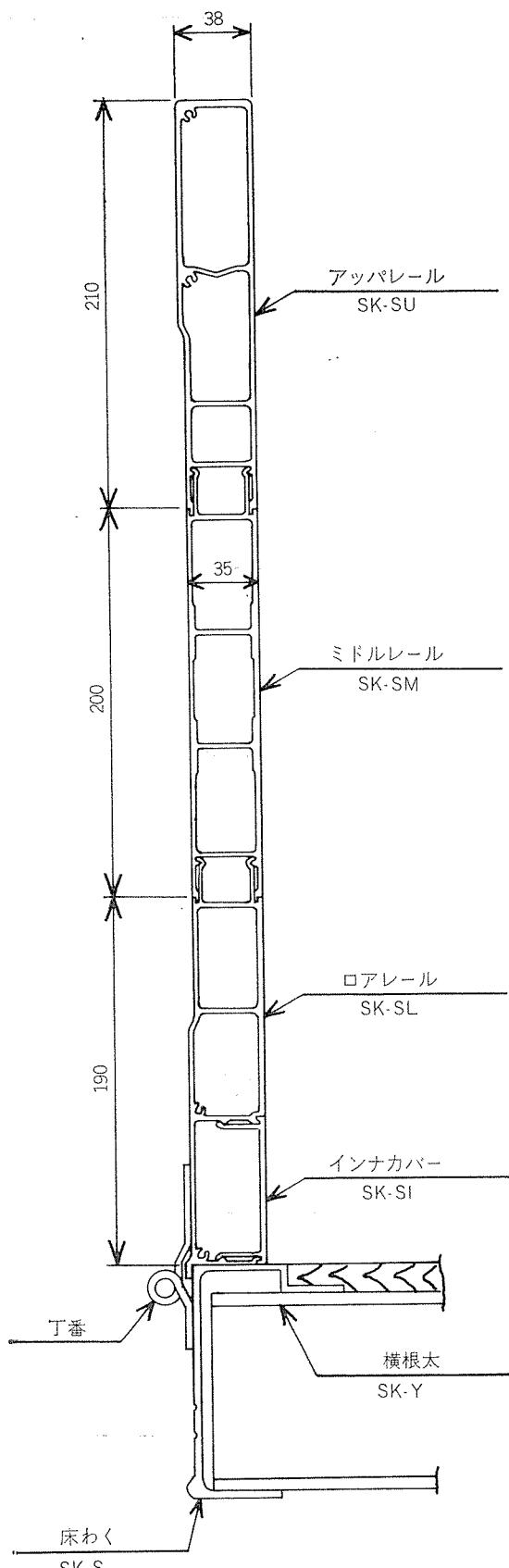
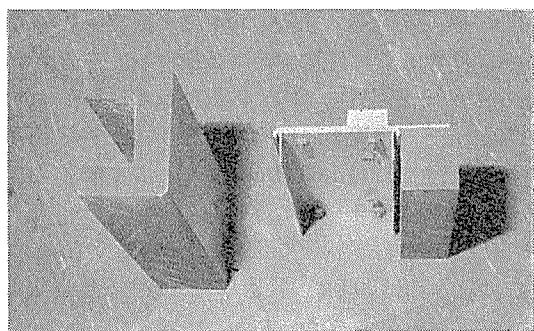


図3 標準組立断面例

mm のカットサンプルを供試体とし、それらを図 9 に示すように、アッパおよびロアレール端を全長にわたって支持し、中央に幅 50 mm の線荷重を油圧ジャッキでかけた。



左：ミドルレールかん合用
右：ロアレールかん合用

図 5 レールかん合用あて具の例

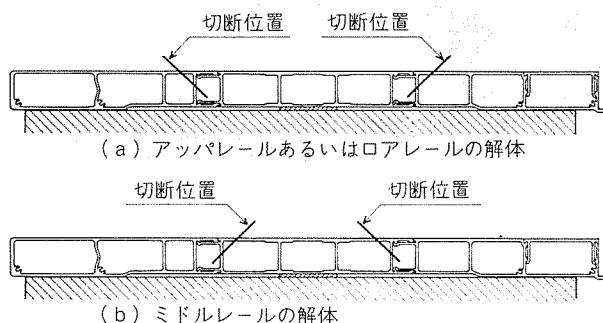


図 7 レールののこ切断による解体方法

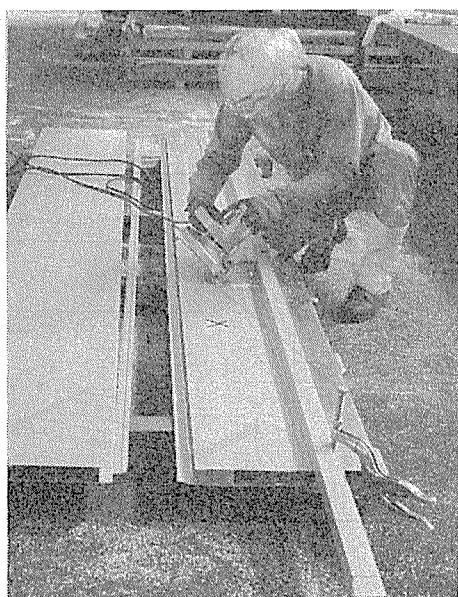


図 8 のこ切断解体作業

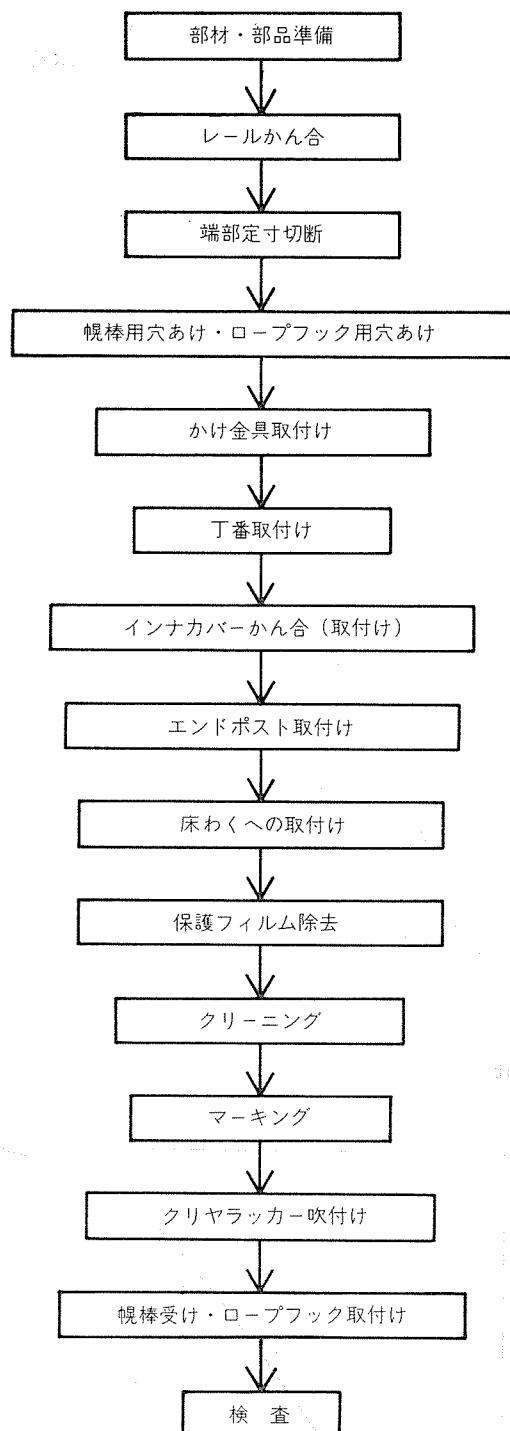


図 6 標準組立工程の例

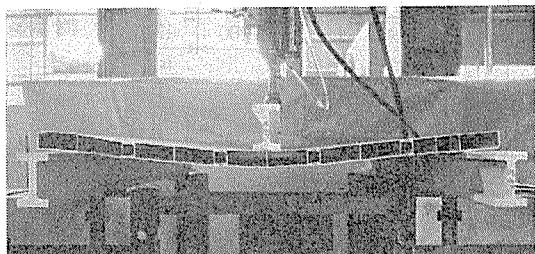


図 9 かん合部曲げ試験状況

そのときの荷重と荷重点変位の関係を図10に示す。破壊はかん合部がはずれることで起り、その荷重 P_{max} を図中に併記した。この試験はスプリングかん合部の曲げ強度を確認するため行なったもので、つぎの節以降で述べる、おりとしての強度試験ではこの形態の破壊は起こらない。したがって、かん合部の強度は十分であると考えている。

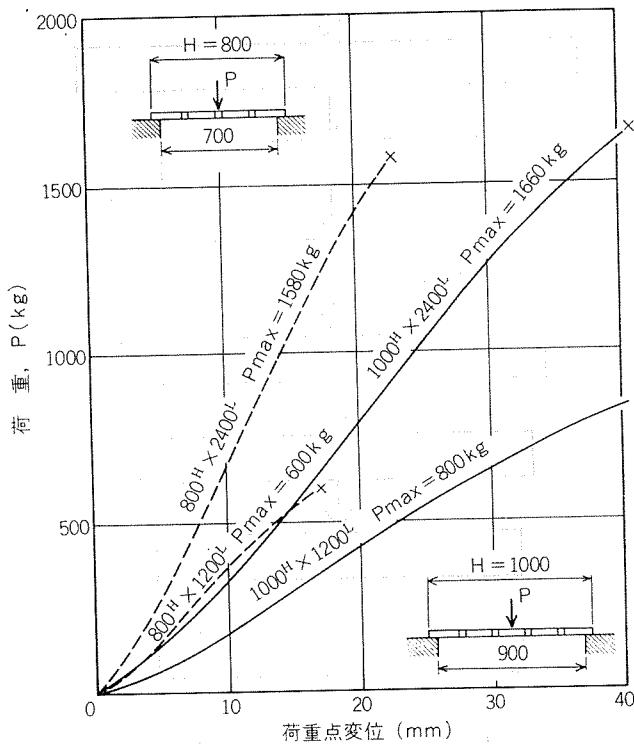


図10 かん合部曲げ試験における荷重と荷重点変位の関係

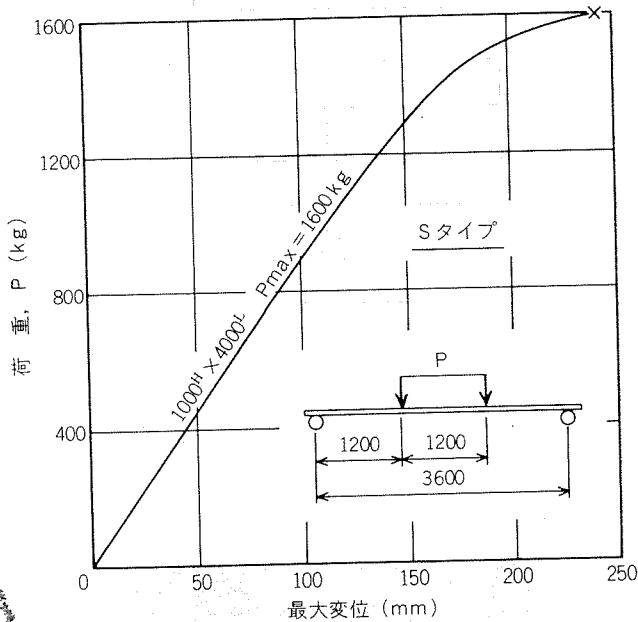


図11 面外曲げ二線集中荷重試験における荷重と最大変位の関係

3.2 面外曲げ試験

3.2.1 二線集中荷重

アッパレール SU, ロアレール SL, ミドルレール SMA からなる、有効高さ 1,000 mm, 長さ 4,000 mm のエンドボスト付きパネルをスパン 3,600 mm で二線支持した、中央スパン 1,200 mm の二線集中荷重試験における荷重と中央最大変位の関係を図11に示す。破損はかん合部がはずれることなく、レール内壁の局部座屈で起り、その荷重 P_{max} は図中にも示すように 1,600 kg であった。また、図中に試験状況の概略図も添えている。

いっぽう、この試験状態で図12に示すような最大荷重 500 kg、最小荷重 100 kg の繰返し荷重試験を繰返数 10^6 回まで行なったが破損しなかった。

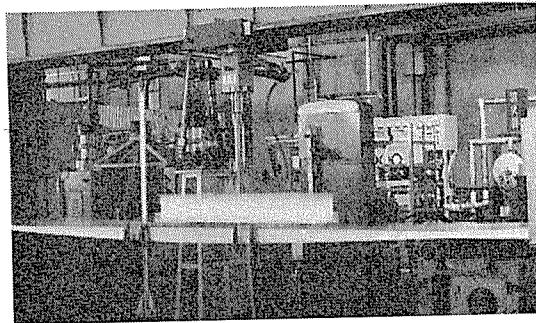


図12 二線集中繰返し面外曲げ試験状況

3.2.2 中央集中荷重

アッパレール SU, ロアレール SL, ミドルレール SMA で構成される、有効高さ 800 mm のパネルを四隅で支持し、 50×80 mm の集中荷重をかけた。その荷重と荷重点変位の関係を N タイプの比較のもとに図13に示す。破損は圧縮側となる内壁の局部座屈であるが、その荷重は S タイプの場合 870 kg, N タイプの場合インナカバー部が 520 kg, レール部が 970 kg であった。その状況を図14に示す。

また、この繰返し荷重試験において、最大荷重 300 kg、最小荷重 100 kg では試験を打切った繰返数 10^6 回まで、S タイプも N タイプも破損しなかった。しかし、最大荷重

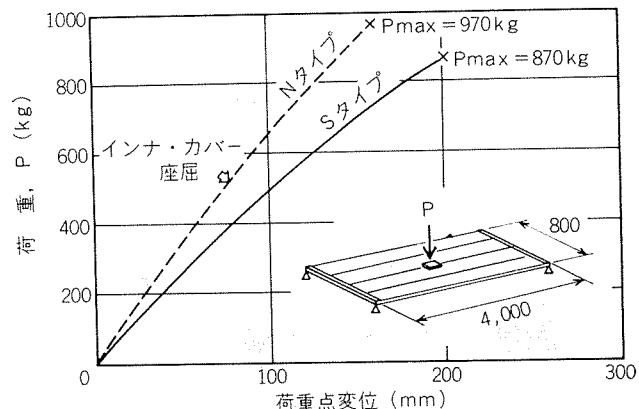
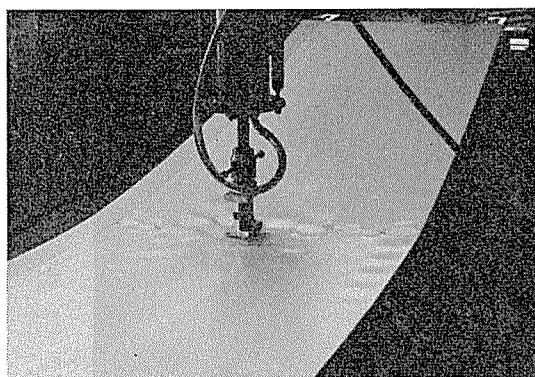
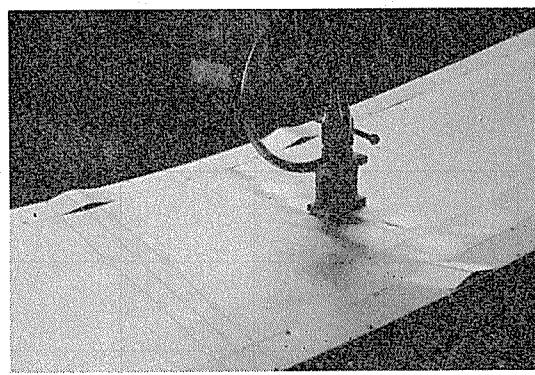


図13 面外曲げ中央集中荷重試験における荷重と変位の関係



(a) Sタイプ



(b) Nタイプ

図14 中央集中面外曲げ破損状況

400kg, 最小荷重110kgではSタイプは試験を打切った 10^6 回まで破損しないけれども, Nタイプは 1.2×10^5 回でインナカバーのブラインドリベットが一本破損し, 3.6×10^5 回では10本のブラインドリベットが破損し, インナカバーが大きく口を開けた。このように、ブラインドリベット接合のインナカバーは強度的に劣ることがわかる。

面外曲げに対して、SタイプはNタイプに比べ、たわみは大きいけれども局部的な破壊が早期に起こらないだけ、強度的に優れていると解釈している。

3.3 面内曲げ試験

アップレール SU, ロアレール SL, ミドルレール SMA の有効高さ 800mm, 長さ 4,000mm のパネルを図15に示すように床わくにみたてた形鋼 I 200×100×7 に 7 個の丁番を用いて取付け、スパン 4,500mm で形鋼を支持して、その中央に集中荷重をかけ試験した。そのときの荷重と、図15に併記した形鋼および供試体パネルのスパン 4,000 mm での面内最大変位 δ_a および δ_b の関係を図16に示す。

いっぽう、図17に示す繰返し荷重試験は図15および図16に併記したように、供試体 No. 1 では δ_a を最小 1 mm, 最大 4 mm, No. 2 では最小 1 mm, 最大 7 mm の変位制御で行なった。その結果、No. 1 は 3×10^4 回で最端の丁番にき裂が生じ 7.2×10^4 回でそれが破損した。No. 2 は 3×10^4 回でエンドポストのリベットがせん断破壊し、 5.2×10^4 回で丁番が破断した。いずれもレール本体には何ら異状は認められなかった。

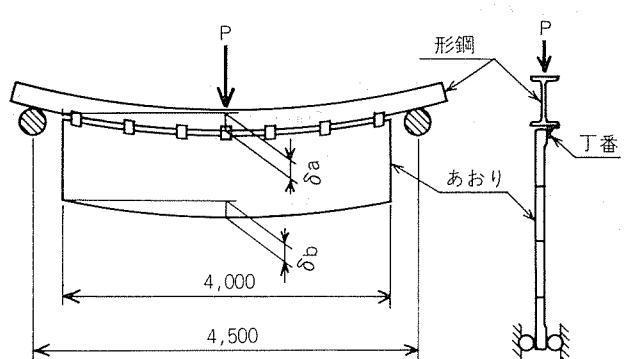


図15 面内曲げ試験方法

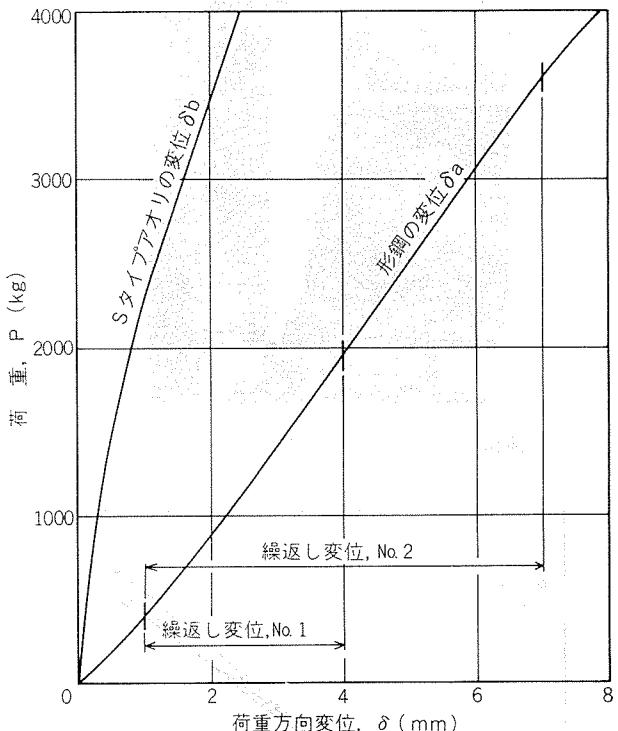


図16 面内曲げ試験における荷重と荷重方向変位の関係と繰返し荷重試験の繰返し変位

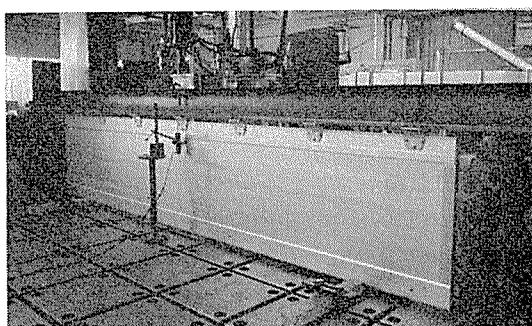


図17 繰返し面内曲げ試験状況

3.4 アッパレール中央荷重試験

アッパレール SU, ロアレール SL, ミドルレール SMA からなる有効高さ 1,000 mm, 長さ, 4,000 mm のパネルをロアレールの 5箇所(ピッチ 700mm)で丁番止めし、図18 に示すようにアッパレール上縁の中央水平荷重をかけた。その荷重と荷重点変位の関係を N タイプのそれとともに図 19 に示す。破損はアッパレールの荷重点における局部座屈で生じるが、その荷重は図中に示すように、N タイプより S タイプのほうが高い。また、N タイプではボルトピッチの影響がかなり大きいことがわかる。



図18 アッパレール中央集中荷重試験状況

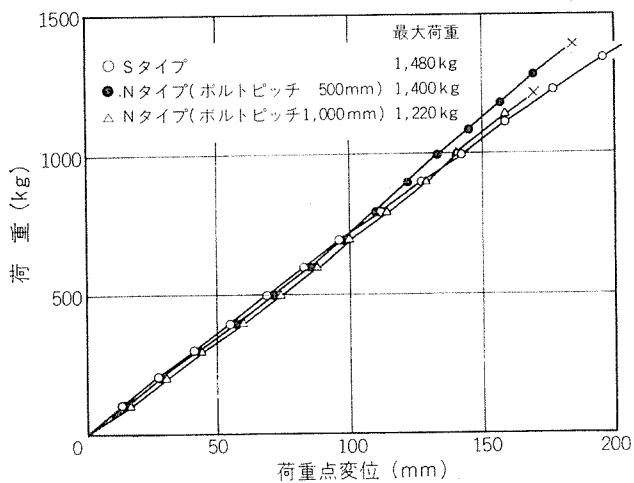


図19 上レール中央集中荷重試験における荷重と変位の関係

3.5 ねじり試験

前項のアッパレール中央集中荷重試験に供したものと同形のパネルを同じようにロアレールで固定し、図20 に示すように、アッパレール上縁片端を支持して、他端に水平荷重を 500kg までかけた。その荷重と荷重点変位の関係を図 21 に示す。荷重 500kg まではいずれも破損は生じなかった。

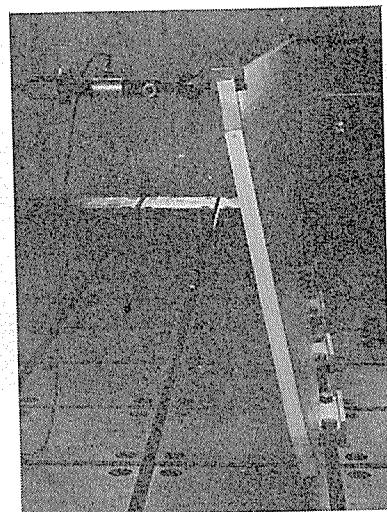


図20 ねじり試験状況

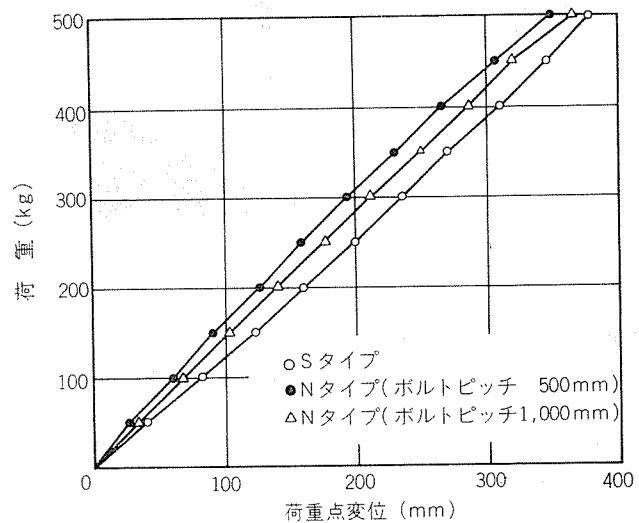


図21 ねじり試験における荷重と変位の関係

3.6 せん断荷重試験

S タイプはアッパレール SU, ロアレール SL, ミドルレール SMA の有効高さ 800 mm, 長さ 4,000 mm, 対比する N タイプは有効高さ 800 mm, 長さ 5,000 mm のパネルをいずれも図22 および図23 に示すように 7 個の丁番で固定し、ア

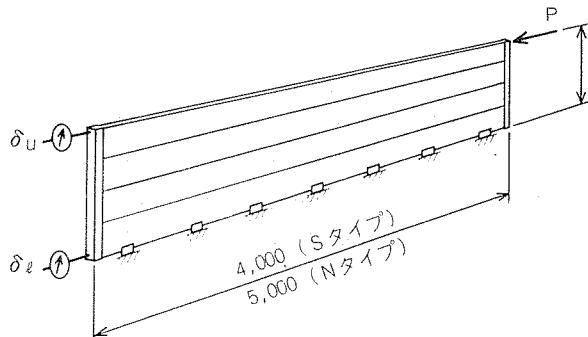


図22 せん断試験方法

ッパレール上端に長手方向の荷重をかけ試験した。その荷重と上縁の変位 δ_u と下縁の変位 δ_l の関係を図24に示す。Sタイプは長さが短いにもかかわらずせん断強度が高いことがわかる。

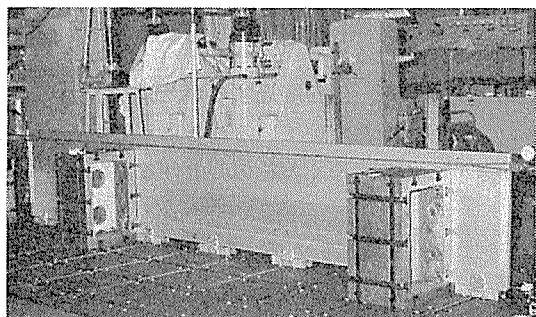


図23 せん断試験状況

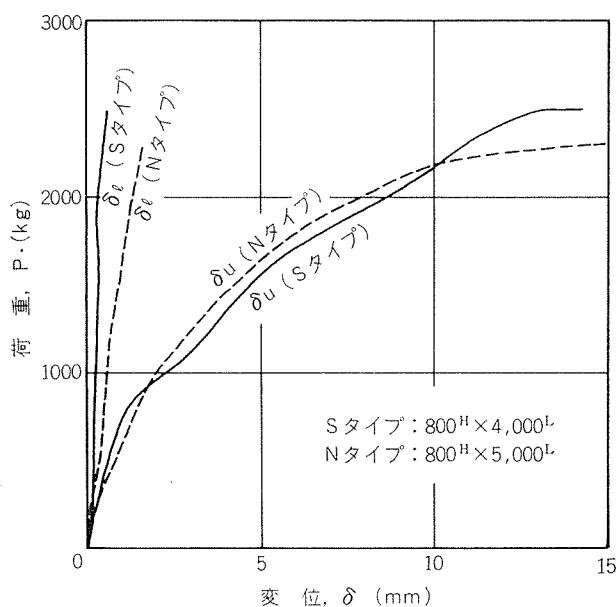
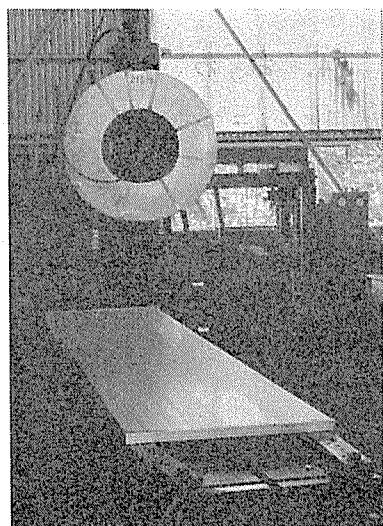


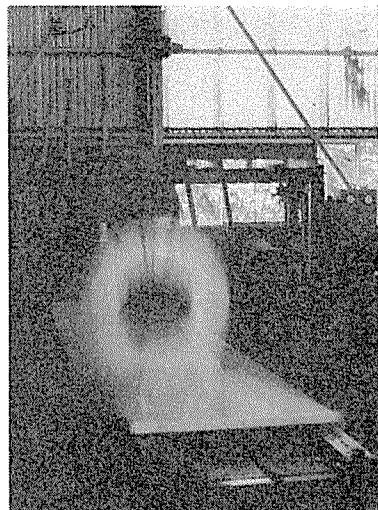
図24 せん断試験における荷重と変位の関係

3.7 衝撃荷重

図25に示すようにアッパレールSU、ロアレールSLおよびミドルレールSMAの有効高さ800mm、長さ4,000mmのパネルを四隅で支持し、その中央に外径800mm、幅190

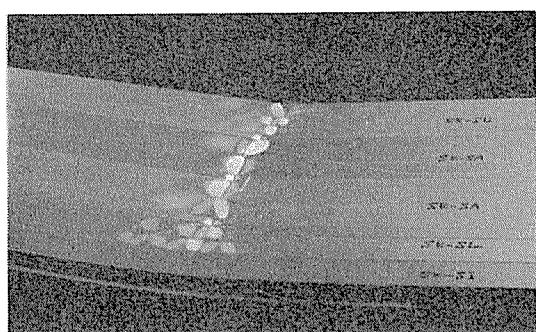


(a) 落下前

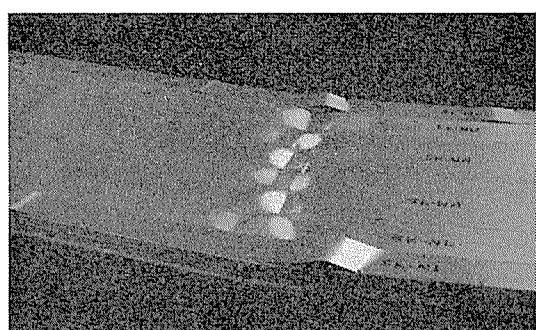


(b) 自然落下

図25 衝撃試験状況



(a) Sタイプ



(b) Nタイプ

図26 衝撃荷重による破損状況

mm、重量215kgのアルミニウム条コイルを700mmの高さから自然落下させることで衝撃荷重をかけた。そのときの破損の形態を図26に、インカバーが大きく口を開けた同じサイズのNタイプのそれとともに示すが、Sタイプはかん合のはずれもなく、レールの局部座屈だけがみられる。

4. おわりに

トラック荷台用アルミニウム合金製あおり「SKアオリSタイプ」を、その機能と強度を中心に紹介した。一般にトラックは、運送効率向上のため、積荷あるいは運送条件の多様性と汎用性が要求されることから、あおりに求められる形状寸法、機能あるいは強度を一概に論じられないことも事実である。しかし、「SKアオリSタイプ」は、使用

目的、使用条件に応じて選択し、組合わせできるよう部材の種類を増やしたことも含め、独創的な構造のスプリングかん合方式を採用することで、強度を低下させることなく、部材の軽量化と部品の省略を計り、最適設計の可能性を追求している。もちろん、アルミニウム合金製ブロックがあおりの特長である、美観に関する配慮および組立工数低減の工夫も織り込んでいる。

すでに、発売以来一年を経過するが、徐々にその良さが認識され、ご愛用いただいていることは、関係者としてうれしいかぎりであり、厚くお礼申し上げるしたいである。

文 献

- 1) 中村 授: 本誌, 21 (1980), 151.

Reprinted from SUMITOMO LIGHT METAL TECHNICAL REPORTS (Title No. R-237)

乗用車のトリム類のアルミ化についての最近の状況

長谷川 義文*

Recent Information on Aluminum Trim Mouldings

by Yoshifumi Hasegawa

住友軽金属工業株式会社技術研究所

乗用車のトリム類のアルミ化についての最近の状況

長谷川 義文*

Recent Information on Aluminum Trim Mouldings

by Yoshifumi Hasegawa

1. 諸 言

1974年のエネルギー危機以来、乗用車の軽量化・小型化の努力が各国でなされており、この事情は我が国においても例外ではない。軽量化の一手段として比較的容易なのは既存の素材（鋼、ステンレス・スチール）をより軽いもの、例えばアルミニウムやプラスチックに代替することである。

日本製乗用車と欧米製乗用車を比較した場合に、使用素材が著しく異なるものの一つにトリム類**があり、特に米国車では1950年代よりアルミニウムの使用が定着しているのに対して我が国ではステンレス・スチールが一般に用いられている。しかし、最近では、我が国でも軽量化、外観の向上と多様化、耐蝕性の観点からアルミニウムを採用する動きがあり、使用材質とその表面処理仕様に関する資料を要望される機会が多くなってきた。そこで、本報はトリム類用アルミニウム合金について述べると共に、最近入手した欧米製乗用車のアルミニウムの仕様および評価例を紹介して参考に供し、さらに、トリム類に適用可能な着色陽極酸化処理法について解説した。

2. トリム類用アルミニウム合金

2.1 合金の種類と特長

トリム類に用いられるアルミニウム合金が持つべき必要条件は次のようである。

- 1) 光輝処理（化学研磨→陽極酸化処理）性にすぐれ、同処理後の製品がじゅうぶんな光沢を有すること。
- 2) 加工成形性、強度等が実用的な範囲にあり、かつ安価に入手できること。

以上を満たす合金としては、板材では Al-Mg 系合金、押出形材では Al-Mg-Si 系合金、また光輝性の他に特に強度を必要とする場合の押出形材としては Al-Zn-Mg 系の合金が適切である。我が国の場合には、トリム類の現在の使用状態と加工手段からトリム類のアルミ化に際しては板材が主体となるものと考えられるので、Al-Mg 系合金材を中心とした開発がなされている。

心として述べることとする。

表1は当社の光輝Al-Mg系合金の成分と代表的な機械的性質、表2は欧米に於ける光輝Al-Mg系合金をそれぞれ示す。これらの合金は次のような特長をもっている。

- 1) アルミニウム地金としては、Fe および Si 含有量を厳しく管理した高純度のものが用いられる。
- 2) Mg 含有量 0.2~3.8% の範囲で合金組成が決まる。定性的に述べると、Mg 量が少ないと加工性に富み、Mg 量が多いと強度は向上するが、加工性が低下する。なお、Mg 量の増加は、光輝処理性に影響を及ぼさない。
- 3) 通常用いられる合金は 157S(Mg 0.8%) または B52S (Mg 2.5%) であり、板厚は 0.6~0.8mm、質別は半硬質 (H24) 程度のものが多い。

なお、これらのトリム類用Al-Mg系合金の素材の表面粗度は、平均粗さが 0.1 μ 以下のトリム・フィニッシュと呼ばれる仕上げがなされており、後述するように、この仕上げを施したもののは光輝処理のためのバフ工程は不要である。

2.2 微量添加元素の影響

Al-Mg系合金の光輝処理性に対する第3添加元素の影響は寺井らによれば次のようである¹⁾。

- 1) Fe: Feの添加は、陽極酸化皮膜の透明度を低下させ白く濁らせるので、実質的には 0.06% 以下としなければならない。リン酸系の化学研磨液を用いた場合、Feを 0.06% 程度含有すると 5μ の陽極酸化皮膜厚さの場合は、反射率が 70% 程度である。
- 2) Mn および Cr: 微量の Mn が固溶された状態では、光沢はすぐれているが、析出した状態では、光沢を低下させる。Crの添加は、陽極酸化皮膜を黄色に着色するので好ましくない。
- 3) Si: Mg₂Si としての添加は、光輝処理性に影響を及ぼさないが、析出 Si は光輝処理性を低下させる。
- 4) Cu: 小量の添加 (0.14% 程度) は化学研磨反応を促進する。
- 5) Ti: 0.02% 以下の添加は光輝処理性に影響を及ぼさない。

なお、Al-Zn-Mg 系の合金を用いる場合、固溶した Zn₂

*技術研究所・開発室

**トリム類とはトリム、モール、ガーニッシュ等を総称する。

Mgは光輝処理性に影響を及ぼさない。

また、森永も同様の考察を行っている。すなわち表2においてFeが0.12%以下に抑制されるのは陽極酸化処理時の光沢低下を防ぐためであるが、Feは結晶粒の粗大化を防ぐので余り少なくすることはできない。SiはAl-Mg-Si系

合金を除いては不純物として取扱われるが、光輝処理性に對してFeの場合ほど悪い影響を与えない。Mn, Cr等は、焼き鈍し時の結晶粒粗大化防止に役立つが、Crは陽極酸化皮膜の色調を黄変させるのでMnの使用のほうが無難である。Cuの少量の添加は光輝処理性を良くする。

表1 当社の光輝合金の諸性能

材質	Mg含有量 (%)	機械的性質				成形加工性			光輝性		曲げ試験 (180°内側半径)	
		耐力 (kg/mm²)	引張強さ (kg/mm²)	伸び (%)	ピッカース硬さ (5kg)	L.D.R.	エリクセン (mm)	耳率 (%)	化研のまま (%)	化研→陽極酸化処理 4μ (%)		
A85	H	—	17.9	5.0	72.0	1.99	6.8	12.0	91.0	78.0	0.5~1t 0t	
	H24	0	—	13.2	7.7	50.0	2.20	7.6	13.0	91.0	78.0	
	O	—	6.8	50.2	25.0	2.13	9.4	8.0	91.0	76.0		
GO	H	—	21.4	3.8	—	—	—	—	88.0	67.0	— — —	
	H24	0.4	—	15.1	16.0	—	2.20	7.8	—	87.0	68.0	
	O	—	11.0	27.4	—	2.06	9.7	—	86.0	67.0		
257S	H	—	24.0	25.0	5.0	73.0	1.98	5.9	14.0	92.0	85.0	— — —
	H24	0.6	13.8	16.1	14.5	48.0	2.20	7.4	15.0	91.0	86.0	
	O	—	4.0	12.1	28.0	26.0	2.10	9.2	10.0	91.0	82.0	
157S	H	—	23.2	24.0	5.8	79.0	1.94	5.7	13.0	92.0	84.0	— — —
	H24	0.8	9.4	15.7	21.0	55.0	2.20	7.1	13.0	91.0	84.0	
	O	—	4.2	12.6	25.2	30.0	2.09	8.7	7.0	91.0	83.0	
B52S (5252)	H	—	32.3	33.5	5.0	70.0	1.92	5.8	15.0	90.0	72.0	— 1t 0.5t
	H24	2.5	13.5	23.0	17.0	44.0	2.26	7.7	15.0	86.0	69.0	
	O	—	8.5	20.0	22.0	23.0	2.08	9.0	7.0	88.0	71.0	

表2 欧米における光輝合金の諸性能

国名	合金	化成成分(%)			引張強さ (kg/mm²)	耐力 (kg/mm²)	伸び (%)	ブリネル硬さ (10/500)
		Mg	不純物	特記				
ドイツ	AIRMg0.5	0.4~0.6	Fe+Si+Cu+Zn+Ti<0.2	特に Ti+Fe<0.05	O 7~11 H 13~17 O 10~13 H 16~22 O 13~17 H 21~28	3~5.5 10~16 3.5~6 14~21 6~8 18~27	35~20 8~4 35~44 35~20 7~3 30~20 6~3	20~27 35~44 28~35 45~55 32~40 55~70
	AIRMg1	0.8~1.2	“	<0.2	“	“	“	“
	AIRMg2	1.5~2.5	“	<0.2	“	“	“	“
フランス	AI9G1	0.8~1.7	Fe+Si<0.05					
	AI9G3	2.8~3.8	“	0.05				
英國	SP 11	0.5 標準			O <10.8 H >15.5 O <15.5 H >20.2			
	SP 12	1.0 標準						
イタリー およびスイス	レフレクタール	0.5~2.0						
アメリカ	5257	0.2~0.6	Fe, Cu<0.1 Si<0.08	Mn, Cr<0.03	O 11.2 H 14	22 6	23 43	
	5357	0.8~1.2	Fe<0.17 Si<0.12	Cu<0.20	O 15.4 H 18.9	20 4	32 55	
	5457	0.8~1.2	Fe<0.10 Si<0.08	Cu<0.20	O 15.4 H 18.9	20 4	32 55	
	5557	0.4~0.8	Fe<0.12 Si<0.10	Cu<0.15	O 14 H 17.5	20 5	28 50	
	5657	0.6~1.0	Fe<0.10 Mn<0.03	Cu<0.10 Zn<0.03	O 14 H 17.5	20 5	28 50	
	5252	2.2~2.8	Fe<0.10 Mn<0.10	Cu<0.10 Si<0.08	O 20.3 H 26.6	20 3	46 75	
	5757	0.6~1.0	他に Cu 0.05~0.15 Cr 0.05~0.15	Fe<0.10 Si<0.08 Ti<0.02	O 12.7 H 16.2	22 13	22 13	

3. 欧米に於けるトリム類のアルミ化の状況

米国製乗用車(1980年型) トリム類のアルミ化の状況を表3に示す。これから判るようにトリム類のアルミ化はほぼ定着しており、すべて板材を使用しているのが特長である。欧州の乗用車の場合は、公表された資料が見当らず、アルミ化の程度について詳しいことは不明である。表4は当社で最近入手した欧米トリム材の化学組成を示す。なお、この他に米国では、ステンレススチール・アルミニウム・クラッド板が一部の乗用車に使用されており⁽²⁾、すぐれた外観と耐蝕性をもつが高価なため広く普及するには至っていない。

4. 表面処理

4.1 処理工程

トリムの代表的表面処理は、板材では成形加工(プレス加工、ロールフォーミング、または曲げ加工)したのち、化学研磨→陽極酸化処理→封孔処理の順に、また押出形材では加工(切断・曲げ)したものをおバフ研磨→化学研磨→陽極酸化処理→封孔処理の工程で施される。以下、板材の場合について処理工程を解説する。なお、陽極酸化処理は吊り下げ式のバッチ式処理ラインで処理するのが一般的である。

表3 1980年型 米国製乗用車のトリム類のアルミ化状況

品目	ゼネラル・セータース社					フォード社			クライスラー社			アメリカンモータース社 AMC	米国フォルクスワーゲン社 フォルクスワーゲン
	ビュイック	キャディラック	シボレー	オールズモビル	ポンティアック	フォード	リンク	マーキュリー	クライスラー	ダッジ	プリムス		
ホイール付属品 ⁽¹⁾													
ハブキャップ	SM	SM	SM	SM	SM	SM	SM	SM	SM	SM	SM	SM	
トリム・リング			Chevette Monza		Sunbird S.W.				SM	SM	SM		
オープニングモール	MC	MC	MC	MC	MC	MC	MC	MC	MC	MC	MC	MC	Rabbit
ホイール・カバー	SM	SM	SM	SM	SM			SM					
トリム・モール													
トリム ⁽²⁾	AM	AM	AM	AM	AM	AM	AM	AM	AM	AM	AM	SM	Rabbit
ドアベルト トリムサポート (板材)	Century	Eldorado	Malibu Impala Caprice	Cutlas Delta 88 Toronado	Le Mans Grand Am Grsnb Prix Catalina Bonneville	LTD	Marquis	Le Baron New Port	Aspen Diplomat Omni St. Regis Volare (Limited)	Horizon			Rabbit

注. (1) すべて板材光輝処理品。

(2) 光輝処理した板材、ボデールーフ、ウィンド、ウインド・シールド、フェンダ、ドア、ダッシュボード、ライト、グリル、ロッカーパネル。

(3) 表中の SM, MC, AM は各々下記の使用状況を示している。

SM : 幾らかの車種に採用。

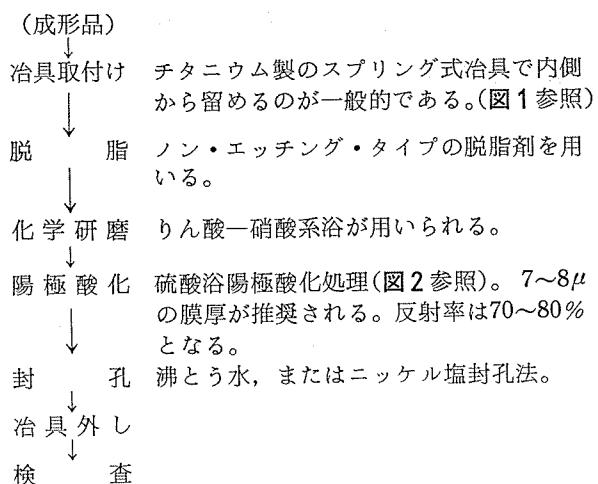
MC : 大部分の車種に採用。

AM : 全車種に採用。

表4 G.M. フォード、VW、ベンツ社のアルミニウム製トリムの化学組成

サンプル ⁽¹⁾	素材 (mm)	板厚	化 学 成 分 (%)							
			Mg	Fe	Si	Cu	Mn	Cr	Zn	Ti
G M - 1	板材	0.75	0.77	0.07	0.04	0.03	0	0	0.01	0.02
G M - 2	"	0.75	0.87	0.08	0.04	0.04	0.01	0	0.02	0
フォード-1	"	0.75	2.44	0.04	0.04	0.04	0	0	0.02	0.01
フォード-2	"	0.75	2.41	0.04	0.05	0.04	0	0	0.01	0.01
V W - 1	押出材	—	0.41	0.07	0.30	0	0	0	0.01	0.01
V W - 2	"	—	0.50	0.04	0.03	0	0	0	0	0
V W - 3	板材	0.78	0.57	0.04	0.03	0	0	0	0	0
V W - 4	"	0.67	0.94	0.06	0.05	0	0	0	0	0
ベンツ	押出材	—	0.50	0.05	0.55	0.13	0	0	0	0

注. (1) GM: General Motors Co., VW: Volkswagen Co.



4.2 欧米各社製アルミニウム・トリムの比較

表4に表した欧米各社製アルミニウムトリムについての表面処理性能調査結果および比較のために当社製157S(SLM-1), B52S(SLM-2)試験片の試験結果を併せて表5に示す。評価はJIS H 8601およびJIS H 8683を基準とした。ただし、入手した試料が僅少なので、JISの全項目を評価することはできなかった。

- 1) 外観：米国品は○(良)が主で、一部○(優)と比較的良好であるが、VW品は△(やや劣る)～○(優)まで仕上り外観に差がみられた。当社製トリム品SLM-1, 2の反射率は各々72%, 71%であり、いずれも評価は○(優)であった。

- 2) 0°方向表面粗さ： $H\alpha$, H_{max} はいずれも 0.1μ および 1μ 以下であり、トリム・フィニッシュの持ち味が生かされている。

- 3) 膜厚：米国品は5~9μで比較的均一であるといえるが、欧州品は3.5~14μとかなり差がある。

- 4) アルカリ滴下試験：GM品はやや悪く、JIS値(6μの膜厚で30s)を割っているのに比べフォード品は5μで60s, 8~9で115sとすぐれた値を示している。

- 5) キャステスト：JIS規格では、入手試料の膜厚に対しては、4~16hrと試験時間を定めているが、この時間内では試料間に差が出ないため24hrの試験で評価した。いずれの試料もJIS規格に合格する耐蝕性をもっている。

- 6) 酢酸、酢酸ソーダ法による封孔度測定：VW-1, -2(いずれも押出形材)はやや封孔度が不足しているが、これは皮膜に微視的な欠陥があることを意味している。

- 7) 酸性亜硫酸法による封孔度測定：GM-1の結果が悪く、工場雰囲気で腐蝕が生じ易いことを示している。

- 8) アルミニウム・グリン染料による封孔度測定：VW-1の封孔度が不足している。

以上の僅かな試料の評価結果から結論を導くのは容易でないが、JIS規格に従って欧米のアルミニウム・トリムの陽極酸化皮膜を評価した場合、日本に於いて通常建材や器物等で使用している陽極酸化皮膜と、性能的に大差がないといえよう。

5. アルミニウム・トリムについての評価

アルミニウム・トリムが欧米でどのように評価されているかについて二三の文献を紹介する。

5.1 フォード社の例

Bushはアルミニウムトリムの陽極酸化皮膜の性能に関して次のような試験結果を得ている³⁾。

陽極酸化皮膜の処理条件を変えた $10 \times 10\text{cm}$ の5457合金の試験片を乗用車に取り付け、1959年より4年間実車テストを行った。

- 1) 液温 21°C の稀硫酸浴中で $1.6\text{A}/\text{dm}^2$ の電流密度で陽極酸化処理後、 98°C の熱水中で20min封孔処理した場合、皮膜厚さ $2.5\sim 12.5\mu$ の範囲では膜厚が大きくなるほど耐蝕性が向上する。ただし、膜厚増加は処理品の光沢を低下させ、熱的・機械的皮膜割れも生じ易くなる。

- 2) 21°C で $1.6\text{A}/\text{dm}^2$ と、 35°C で $3.9\text{A}/\text{dm}^2$ の条件で陽極酸化処理し、 98°C の熱水中で15min封孔処理した場合、一冬の曝露に於いて、一般に信じられているのとは逆に、高浴温・高電流密度陽極酸化処理皮膜の方が、ややすぐれた耐蝕性を示した。

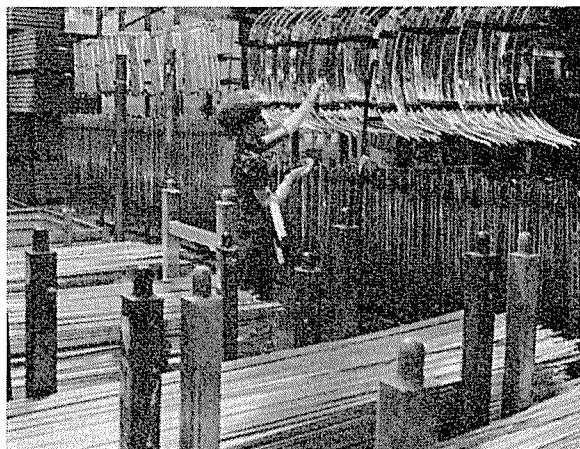


図1 治具取付け工程 (Hayes Albion 社カタログより引用)



図2 陽極酸化処理 (Hayes Albion 社カタログより引用)

3) 皮膜厚さ 7.5μ の皮膜を熱水封孔した場合、 93°C と 98°C 、 $10\sim60\text{min}$ の封孔処理条件の検討において、耐蝕性を左右する封孔処理条件の要因ははっきりとは見出せなかったが、それでも次の傾向が見られた。

- (i) 封孔浴各温はできる限り 100°C に近付け、 98°C より低くしない方が良い。
- (ii) 封孔時間は少くとも 15min は必要であり、皮膜が厚くなるにつれて長くするのが良い。
- (iii) 封孔浴の汚染、特にリン酸塩と硅酸塩による汚染は有害である。
- (iv) 封孔浴への添加剤は、それ自身で耐蝕性を特に向上させることはないが、上述のような汚染の悪影響をマスクする効果がある。

5.2 英国に於けるアルミニウム・トリムの使用例⁴⁾

Haines 等は12年間、実車で使用したアルミニウム・トリムに関する経験と、陽極酸化皮膜の膜厚を変化させた場合のトリムの曝露結果に関して次のように述べている。

1959年アルミニウム・トリムを採用した Cambridge De-Luxe Saloon 車が Birmingham および South Buckinghamshire で12年間用いられた。使用された合金は Al-0.5 Mg, Al-1.4Mg, Al-1.3Mg-Mn であり、調質は軟質と半硬質であった。アルミニウム・トリムは化学研磨後陽極酸化処理が施された。元の皮膜厚さは不明であるが、12年間使用後の外観からは膜厚が減少した兆候は見受けられず、大

部分は $4\sim10\mu$ の範囲であった。脱膜→再化学研磨→再陽極酸化処理した試験片の光沢は12年間走行のものと大差が無く、光沢低下も生じていなかったことが示された。トリムが塗装ボディー、ステンレススチール、或いはメッキ部品と直接々触していない部位では、腐蝕の兆候は見られなかった。傷についてアルミニウムが露出した部分では若干の光沢低下が見られた。アルミニウム・トリム使用に関する問題点は次の2点であった。

- (i) (上述の) スクラッチ部の陽極酸化皮膜剥離による光沢低下。
- (ii) ラジエーター・グリルの錆びた鉄リベットとの接触腐蝕。

いっぽう、トリムとして使用する膜厚の選定に関しては、陽極酸化皮膜の保護性は膜厚増加に応じて向上するが、それに伴って光沢が減少するという関係から、膜厚と光沢の間には妥協点が存在し、例えば英国規格 BS-AU89:1965では外装用 A グレードとして $5\sim7.5\mu$ 、内装用 B グレードとして $2.5\sim5\mu$ を規定しているが、この値の妥当性を検討するための次の試験を行った。

Al-0.5Mg 合金に化学研磨→陽極酸化処理→煮沸脱イオン水封孔処理した試験片を用いて膜厚 $0\sim25\mu$ の範囲で1年間の自然曝露と次に示す促進腐蝕試験を行った。

- (i) キャステスト (BS 1224 : 1970)
- (ii) 酢酸塩水噴霧試験 (BS 1224 : 1965)

表5 GM, フォード, VW, ベンツ、および当社のアルミニウムトリムの表面処理性能

試験片 名 称 ⁽¹⁾	外 觀 ⁽²⁾	0° 方向表面粗さ (μ)		膜 厚 (μ)	アルカリ 滴下テスト ⁽³⁾		キャス ⁽⁴⁾ テスト 24hr	封 孔 度 テ スト ⁽⁵⁾		
		H_a	H_{max}		(sec)	(sec/ μ)		酢酸・酢酸ソーダ法	酸性亜硫酸法	アルミニウム グリーン GLW 法
GM-1	○	0.05	0.30	7~7.5	40	5.3	B	$5.1 \times 10^{-3} \text{ gr/dm}^2$	$15 \times 10^{-3} \text{ g/dm}^2$ ▲ ⁽⁶⁾	△
GM-2	○	0.05	0.32	6~7	35	5.0	C	2.3×10^{-3}	11×10^{-3}	△
フォード-1	◎	—	—	5	60	12.0	C~D	—	—	△
フォード-2	○	—	—	8~9	115	13.5	B~C	2.4×10^{-3}	8.4×10^{-3}	○
VW-1	◎	0.05	0.20	3.5~5	—	—	C~D	8.0×10^{-3} ▲ ⁽⁶⁾	—	×
VW-2	○	0.13	0.80	8.5~14	—	—	B~C	12×10^{-3}	—	○
VW-3	○	0.08	0.50	4.5~6	—	—	C~D	5×10^{-3}	—	○
VW-4	△	0.07	0.35	3~5	—	—	C~D	7×10^{-3}	—	△
ベンツ	○	0.05	0.25	5~6	—	—	C	—	—	—
SLM-1	◎	0.05	0.30	7~8	90	12.0	B	3.4×10^{-3}	12.2×10^{-3}	○
SLM-1	◎	0.05	0.30	7~8	75	10.0	B	6.6×10^{-3}	6.6×10^{-3}	○

(1) 名称は表4参照。

(2) 外観評価、◎ 優、○ 良、△ やや劣る、の評価基準とした。

(3) JIS H 8601 による。

(4) JIS H 8601 による。但、時間は 24hr とし、次の評価基準で標示した。(試料過少でRN標示できなかった。)

A: ピッティング無し
B: ピッティング僅か
C: ピッティング中程度
D: ピッティング激しい

(5) JIS H 8683

(6) ▲: 光沢低下が発生した。

- (iii) 塩水噴霧試験 (BS 3900: F4)
- (iv) 海浜条件を擬すための促進海浜環境試験 ($35 \pm 2^\circ\text{C}$, 3% 食塩水スプレー, 12hr サイクル)
- (v) 工場環境を擬すための促進工場環境試験 ($35 \pm 2^\circ\text{C}$, 硬水／塩酸性水 pH 3.5~4.0 スプレー, 12hr サイクル, SO_2 ガスを吹込んだ天然ガスバーナの連続燃焼)
- (vi) Denge Marshにおける曝露試験(厳しい海岸雰囲気)
- (vii) Poole Harbour における曝露試験(中程度の海岸雰囲気)
- (viii) Windes における曝露試験(厳しい工場雰囲気)
- (ix) Chalfont Park における曝露試験(田園／都市雰囲気)

結果は図3のようであり、図中の曲線はレイティングが10点を外れ始める最初の陽極酸化皮膜面でのピッティング発生が見られるまでの時間を示している。結果は相対的なものであるが、自動車トリムの耐用年数を10年間とし、少くともその間洗滌が行われるとすると、 5μ 以上の膜厚が良好な結果を与える。

以上述べたようにアルミニウム・トリウムの表面処理に関して、使用例と文献を紹介した。結論的には、Al-Mg系の板材を用いる場合、陽極酸化皮膜を一般にいわれているように $7\sim8\mu$ に保持すれば、光沢と耐蝕性を両立させることができよう。

6. 我が国に於けるトリム類のアルミ化の現状

現在我が国においては、トリム類には主として次の素材が使用されている。

- (i) ステンレス・スチール
- (ii) ステンレス・スチールに塗装を施したもの
- (iii) 合成樹脂及び合成樹脂に金属箔を貼り合わせたもの
- (iv) (i) および (iii) を複合させたもの
- (v) アルミニウム(陽極酸化処理または塗装を施したもの)

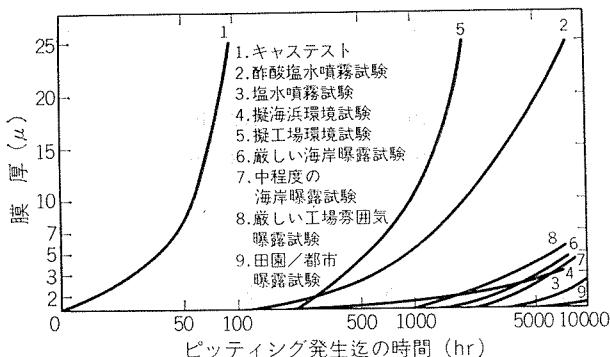


図3 各種腐蝕試験に於いて、陽極酸化皮膜にピッティングが発生する迄の時間 (Hainesら)。

この内、ステンレス・スチールおよび合成樹脂は従来から用いられているのに対し、アルミニウムの使用は緒に着いたばかりであって、最近、二、三の車種のガーニッシュとして実用に供され始めている。特にガーニッシュが着目されているのは次の理由による。

- 1) 凍結防止剤の使用が増すにつれてステンレス・スチール部品に赤錆の発生が目立つようになり、この対策として耐蝕性にすぐれたアルミニウムの使用が検討され始めた。
- 2) 特にガーニッシュには外観の多様化が要求されるため、表面処理的手法の多いアルミニウムが選定されるようになった。
- 3) ガーニッシュは他のトリム類に比べ比較的大型の部品が多く、アルミニウムの使用は重量軽減にも寄与できる。

実際にアルミ化された(あるいは検討中の)ガーニッシュでは、上記の事情をふまえたすぐれた耐蝕性と外観を持つ表面処理法、例えば自然発色陽極酸化法と2次電解着色法が採用されている。以下これ等の表面処理法が選ばれる理由について考察する。なお、処理方法の詳細については、付録を参照されたい。

- 1) 自然発色陽極化法：本処理法によって得られる陽極酸化皮膜は次の特長をもっている。

(i) 耐蝕性および皮膜硬度がすぐれており、 15μ 以上の膜厚では、キャステスト 100hr 以上でもピッティングを生じず、皮膜硬さは $H_v 400$ 以上の値をもつ。

(ii) Al-Mg系合金を用いた場合、 15μ の膜厚でステンレス・スチールに似た色調が得られ、また材質と膜厚を選定することによりアンバー色～黒色の皮膜が得られる。

(iii) 建材への適用の実績から 15μ 以上の膜厚では長期使用においても変退色や腐蝕の心配がない。

従って、ガーニッシュの表面処理法としても、本法は最もすぐれた外観と耐蝕性が得られる方法であるということができる。

- 2) 2次電解発色法：アルミニウム・トリム類に求められる表面仕上げの一つに純黒色光輝処理仕上げがあるが、この仕上げに最も適しているのが本法である。本着色法の特長としては、次の項目が挙げられる。

- (i) ブロンズ色、ゴールド色、純黒色等比較的多くの色調を選ぶことができる。
- (ii) 皮膜の耐蝕性は1次電解皮膜の性能により決まるので、要求性能に応じた皮膜厚さを選ぶことができる。
- (iii) 建材への適用の実績から、変退色の心配がない。

本着色法は、アルミニウムサッシ等の分野に広く普及しており、耐候性等に於いても全く問題の無い表面処理法であるので、今後もガーニッシュのみならずトリム・モールに対しても広く普及し採用されるものと考えられる。

7. 結　　び

欧米乗用車のトリム類のアルミニウム化の現状について実車装着用市販品の分析および評価結果を紹介し、文献も含めて考察した。

我が国においては、トリム類として昭和40年頃にラジエータ・グリルを中心とし光輝処理したアルミニウムが使用された実績があるが、その後ステンレス・スチールや合成樹脂に代替されていた。しかし、最近、再びアルミニウムが表面処理の多様性を生かしてトリム類、とりわけガーニッシュに使用されるようになってきた。

付録 1. 自然発色皮膜

電解液の種類やアルミニウム合金の種類により、陽極酸化処理時に皮膜が自然に発色する皮膜を自然発色皮膜と呼ぶ。この自然発色法を大別するとアルミニウム合金の種類により発色させるものと、電解液の組成により発色させるものとがある。前者を合金発色法、後者を電解発色法と称し、いずれも耐光性が非常にすぐれており、紫外線による変色、退色が無いため、外装材等に広く利用されている。アルミニウム・トリム類、特にガーニッシュの表面処理としては、電解発色法が中心となるので、以下電解発色法について概説する。

1) 処理技術

電解発色法としては、古くは蔥酸法、また、近年では、カルカラー法、スミトーン法等数多くの方法が知られているが、それらの内で工業化された発色法について共通的処理条件を以下に示す。

(i) 電解液

- ・ジカルボン酸（例、蔥酸、マレイン酸、マロン酸）
- ・芳香族スルホン酸（例、スルホサルチル酸、スルホフタル酸）
- ・カルボン酸スルホネート（例、スルホマレイン酸）

表6 代表的発色技術の例

発色法名称	所 有 会 社	主 要 電 解 質
Kalcolor	カイザー社（米）	スルホサルチル酸+硫酸
Duranodic 300	アルコア社（米）	スルホフタル酸+硫酸
Veroxal	VAW社（独）	マレイン酸+しう酸+硫酸
Alcanodox	アルミニウムラボラトリー（カナダ）	しう酸
Eurocolor	ペシナー（仏）	有機酸
Permalux	スイスアルミ（スイス）	マレイン酸+硫酸
Auto color	ハンガリアンライトメタル（ハンガリー）	脂肪酸+芳香族酸
スミトーン	住友軽金属	フェノールスルホン酸+硫酸
SC カラー	住友化学	1,5-ナフタリンスルホン酸+硫酸

今後もステンレス・スチールや合成樹脂にない持ち味を生かす試みを続けるなら、トリム類へのアルミニウムの使用も定着するものと期待される。

文　　献

- 1) 寺井士郎、西邑 弘、本誌 6 (3), 1965.
- 2) R. Baboian, SAE Report No. 770110.
- 3) G. F. Bush, SAE Report No. 650A.
- 4) P. A. Haines et al, Inst. of Mech. Engrs. Conf. Pub. 1974.

• スルホン酸アミン（例、スルファミン酸）

主となる酸（上述の有機酸）50~300g/l
電解を容易にするために添加する酸（主に硫酸）
1~10g/l

- (ii) 電解液温度 20~30°C
- (iii) 電流密度 1.5~3 A/dm²
- (iv) 電解電圧 初期 30~60V, 最終 50~80V
- (v) 電解時間 30~90 min
- (vi) 皮膜厚さ 15~40μ
- 2) 代表的工業技術

表6に代表的発色技術の例を挙げる。

- 3) 電解発色皮膜の特長
 - (i) 皮膜色調……ステンレス色、アンバー色、ブロンズ色、黒色等。
 - (ii) 耐光性……極めてすぐれている。
 - (iii) 耐蝕性……極めてすぐれている。
 - (iv) 耐磨耗性……極めてすぐれており、硬質皮膜としての利用も可能である。

付録 2. 2次電解着色皮膜

陽極酸化を行った後、金属塩を含む電解液中で交流、または直流を用いて2次電解することによって電解液中の金属塩を電気化学的に金属またはその化合物の形で皮膜の多孔質中に沈着させる着色皮膜を2次電解着色皮膜という。2次電解皮膜の金属塩の析出の状況を図4に示す。本法は

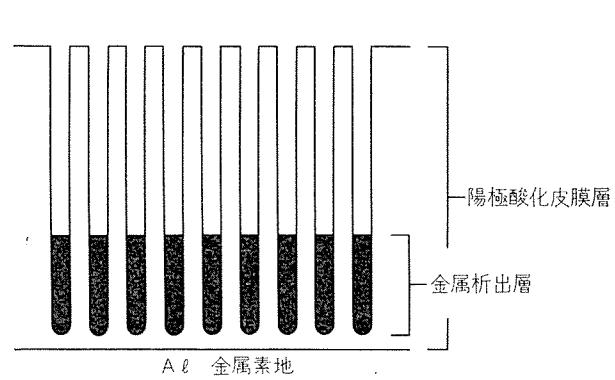
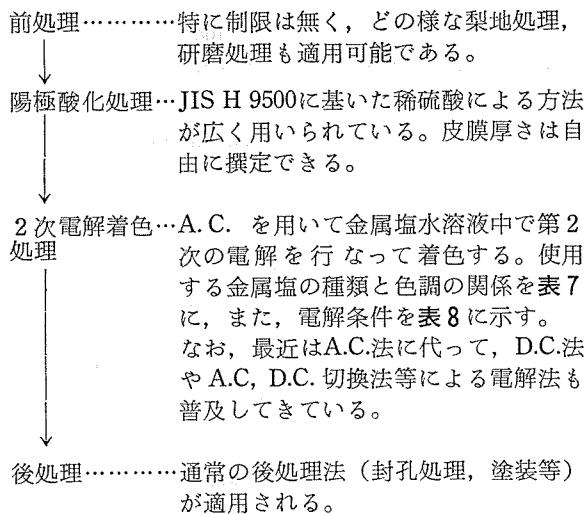


図4 2次電解皮膜に於ける金属の析出状況

別名を浅田法と呼ばれており、住宅ならびにビル用建材の着色技術として工業化され広く普及している。

1) 処理技術

基本的工程を下に示す。



2) 2次電解発色皮膜の特長

- (i) 皮膜の色調：表7に示したごとく金属塩の種類に応じて各種の色調が得られる。
- (ii) 耐候性：極めてすぐれしており、外装建材に多用されている。
- (iii) 耐蝕性・耐磨耗性：使用する1次電解皮膜の種類・膜厚に対応した性能となる。

表7 交流電解着色皮膜の色調

金属塩	皮膜の色調
Co 塩	ブロンズ系（ライトブロンズ～ブロンズ）
Ni 塩	ブロンズ系（ライトブロンズ～ブロンズ）
Sn 塩	ブロンズ系（ライトブロンズ～ブラック）
Cu 塩	ワイン色～マルーン～ブラック
Pb 塩	茶褐色
Ag 塩	黄緑色
Se 酸塩	黄茶色
Au 塩	赤紫色
Mn酸塩	からし色
Mo 塩	黄金色
TeO ₃ 塩	黄色～淡ブロンズ色

表8 交流電解着色法の処理条件

金属塩	浴組成		温度 (℃)	電圧 (V)	時間 (min)	色
	成 分	濃度 (g/l)				
Ni	NiSO ₄	25	20	AC 15	2~15	ライトブロンズ
	H ₃ BO ₃	30				ブロンズ
	(NH ₄) ₂ SO ₄	15				ブラック
Cu	CuSO ₄	30	20	AC 15	2~15	ピンク
	H ₂ SO ₄	10				マルーン ブラック
Se	Na ₂ SeO ₃	5	20	AC 8	8	ごく薄い黄茶
	H ₂ SO ₄	10				
Mn	KMnO ₄	20	20	AC 15	8	からし色
	H ₂ SO ₄	20				

注. 99.9%アルミニウムに硫酸陽極酸化皮膜を14μ 施したあとに無機塩電解浴で交流電解を行なった場合の例。

Reprinted from SUMITOMO LIGHT METAL TECHNICAL REPORTS (Title No. R-238)

コンピュータ制御されたX線マイクロアナライザ

土 田 信* 花 木 和 宏*

Computer Controlled Electron Probe
Micro Analyser

by Shin Tsuchida and Kazuhiro Hanaki

住友軽金属工業株式会社技術研究所

コンピュータ制御されたX線マイクロアナライザ

土田 信* 花木和宏*

Computer Controlled Electron Probe Micro Analyser

by Shin Tsuchida and Kazuhiro Hanaki

1. はじめに

X線マイクロアナライザ (Electron Probe Micro Analyser, 以下 EPMA と略記する) が、金属の微小領域分析に応用されるようになってからすでに20年近い年月を経過した。昭和36年国内メーカーから市販開始されたEPMAは、すでに国内だけでも700台以上普及したと見られ、今では金属材料研究に不可欠な分析機器となっている^{1~4)}。当社においては昭和42年に第1号機が導入されて以来、鋳塊の熱処理における各種元素の挙動に関する研究^{5~7)}、Al-Mg系合金材料に介在する塩素化合物の調査⁸⁾など金属素材の製造技術上の問題解決とともに、耐食性、表面処理性、溶接性などの関連において各種アルミ合金、銅およびチタン材料の改良、開発研究に利用されてきた^{9~16)}。

このような生産技術と材料研究におけるEPMAの利用状況、装置に加えられた多くの改良と機能拡張^{17~21)}および最近要求される新しい分析手法などを考慮した結果をもとに、最近コンピュータによる自動分析機構を備えた第2号機を導入し、その利用体制をほぼ確立したのでここにその概略を紹介する。

2. EPMAの原理

装置は基本的に図1の様な構成からなる。

本体部は電子光学系、光学観察系、X線分光系に大別され、電子銃からX線検出器に至る本体は $2 \sim 5 \times 10^{-5}$ Torrの真空中に置かれる。

電子光学系は、電子銃で発生、加速された電子線を集束レンズ、対物レンズにより直径最小 0.01μ から最大 500μ 程度に絞り、試料上に照射するためのものである。分析時の最小電子線径は約 0.5μ であるがこのときX線発生領域は $1 \sim 2\mu$ 程度となり、これがEPMAにおける分解能になる²²⁾。

光学観察系は、試料微動系と併用して分析位置を探索するとともに、分析位置をX線分光系の焦点に合わせるため

のものである。

偏向コイルは、入射電子線を試料面上で二次元的に走査するものである。これと同期してブラウン管上の輝点を走査し、各位置で検出される信号強度に応じて輝度変調することにより二次電子や特性X線を試料面内位置の情報として取り出す。

電子線を試料表面に照射すると、一般に入射電子の持つエネルギーの99%程度は熱に変換されるが、残りのエネルギーは特性X線、連続X線、二次電子、後方散乱電子（反射電子）、試料電流（吸収電子）、可視光線などに変換される。これらのうちEPMAで利用する情報は、特性X線、二次電子、後方散乱電子、試料電流である。

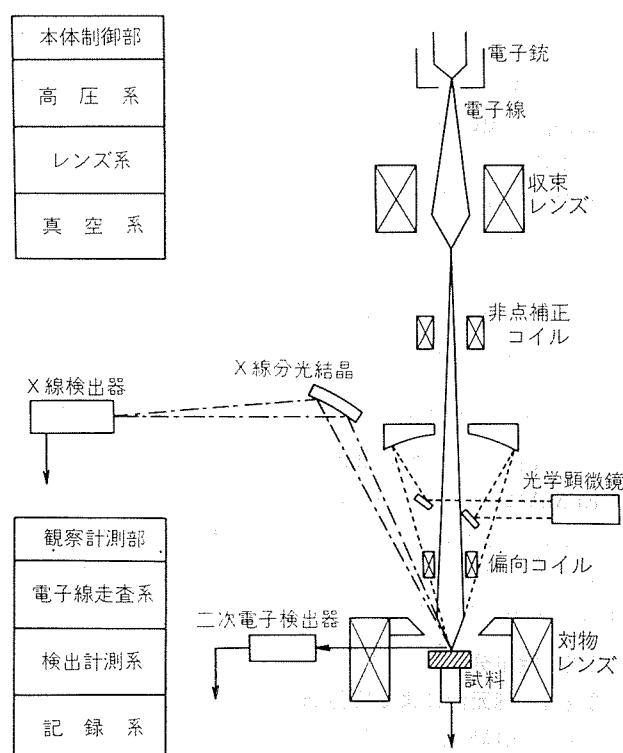


図1 EPMAの構成

*技術研究所

入射電子によって励起された結果発生する特性X線の波長 λ は、Moseleyの法則

$$\lambda = \frac{C}{(Z-\sigma)^2} \quad (C, \sigma: \text{定数}) \quad \dots\dots(1)$$

にしたがい原子番号 Z と一定の関係にあり、入射電子のエネルギーではなく、物質を構成している元素の種類によって決まる。すなわちEPMAにおける定性分析では、発生する特性X線の波長を検定すればよく、またその強度を測定することにより定量分析が可能となる。

後方散乱電子の強さおよび吸収される電子の大きさ（試料電流）は、原子量に左右され、前者は試料の原子番号 Z が大きいほど大となり、後者は逆に小となる。これらの信号から複数の元素が混在する物質の大まかな元素分布を知ることができる。また二次電子の発生は、試料表面の凹凸に敏感で空間分解能がよく、焦点深度が大きいため、立体的な表面形状の観察に多く利用される。

3. EPMAの分析方法

3.1 定性分析

分析点に電子線を照射して発生する特性X線のエネルギーまたは波長解析をするため、X線分光器としてはエネルギー分散型（EDX）と波長分散型（WDX）が実用化されている²³⁾。前者は半導体検出器によって複数の元素を同時測定できるので迅速性に優るが、¹¹Na以前の軽元素の分析が難しい。

波長分散型分光器は、一定の焦点円周上を分光結晶と検出器を走査させることによって波長スペクトルを解析するため、波長分解能にすぐれるが、多元素を分析するのに相当の時間を要する。波長スペクトルの解析に際しては、他元素の高次線の重なり、サテライト線の影響、化学結合状態によるプロファイルの変化およびピークシフトについて注意しなければならない。

元素の有無判定は、特性X線のピーク位置での計数 N_P とバックグラウンドの計数 N_B との大小比較によって行なわれるが、検出されるX線の計測値は統計変動を含むため、一般には(2)式に従って判定する。

$$N_P > N_B + 3\sqrt{N_B} \quad \dots\dots(2)$$

この場合判定の信頼度は99%となる。

EPMAによる定性分析は比較的安易に考えられる傾向があるが、多元素の混在する試料内で微量元素の有無を正しく判定するためには、高次線、サテライト線を含めての慎重な測定が必要である。

3.2 定量分析²⁴⁾

3.2.1 純元素による定量法

この方法は標準試料に純元素を用いるもので、微小部の定量法として一般的な方法である。

未知試料中の i 元素の濃度（重量パーセント）を求める

には、まず試料から発生する i 元素の特性X線強度 I_{oi} と同じ条件で純元素標準試料から発生する特性X線強度 $I_{o(i)}$ を測定し、それぞれのバックグラウンド強度、検出器の数え落しなどを補正した I_i および $I_{(i)}$ から(3)式に従って純粋なX線強度比 k_i を求める。

$$k_i = \frac{I_i}{I_{(i)}} \quad \dots\dots(3)$$

半定量には k_i を i 元素の濃度 C_i とするが、試料が多元素からなる場合は、種々の理由により k_i と C_i は一致しない²⁵⁾。このため一般には以下に述べる原子番号、吸収およびけい光励起に対する補正（ZAF補正）を、また酸化物試料に対してはBence-Albee法と呼ばれる各種補正を行なわなければならない。

(1) 原子番号補正（Z補正）

試料中に浸入した電子線は、エネルギーを失いながら i 元素の特性X線を発生してゆく。そのX線強度は電子の浸入深さ、試料面での散乱、試料の平均原子番号、加速電圧に影響される。

原子番号補正係数 G_z は、(4)式で表わされる²⁶⁾。

$$(G_z)_i = \frac{S' \lambda'}{S_i \lambda_i} \quad \dots\dots(4)$$

ここで、 S_i は i 元素に対する阻止能、 S' は未知試料に対する阻止能、 λ_i は i 元素に対する後方散乱係数、 λ' は未知試料に対する後方散乱係数である。

(2) 吸収補正（A補正）

未知試料の内部で発生した i 元素の特性X線は、試料外部に出るまでに試料自身の吸収をうける。この効果はX線取出角が小さいほど、加速電圧が高いほど、また特性X線の波長が長いほど大きくなる。

吸収補正係数 G_A は、(5)式で表わされる²⁷⁾。

$$(G_A)_i = \frac{f(x)_i}{f'(x)_i} \quad \dots\dots(5)$$

ここで、 $f(x)_i$ は i 元素の吸収補正関数、 $f'(x)_i$ は i 元素に関する未知試料の吸収補正関数で(6)式で表わされる。

$$f(x) = \frac{1+h}{(1+x/\sigma)[1+h(1+x/\sigma)]} \quad \dots\dots(6)$$

ここで

$$h : 1.2A/Z^2 \quad (A \text{ は原子量}, Z \text{ は原子番号})$$

$$x : \mu \operatorname{cosec} \theta \quad (\mu \text{ は質量吸収係数}, \theta \text{ はX線取出角})$$

$$\sigma : \frac{4.5 \times 10^5}{E_0^{1.65} - E_c^{1.65}} \quad (E_0 \text{ は電子線加速電圧}, E_c \text{ は特性X線の最低励起電圧})$$

(3) けい光励起補正（F補正）

i 元素の特性X線は入射電子線によって直接励起されるほかに、共存元素によって間接的に励起されることがある。この効果は吸収効果とは反対に i 元素のX線強度を強くする方向に働く。また試料中で発生した連続X線によっても励起されることがある。これらの効果は共存元素の種類と濃度、X線取出角、加速電圧などの影響をうける。

けい光励起補正係数 G_F は、(7) 式で表わされる²⁸⁾。

$$(G_F)_i = \frac{1}{1 + \gamma_i} \quad \dots\dots(7)$$

ここで、 γ_i は(8)式で表わされる。

$$\begin{aligned} \gamma_i &= \sum_j P_{ij} C_j \left(1 - \frac{1}{J_i}\right) D \frac{\omega_j}{2} \frac{\mu_{ij}}{\mu_{Mj}} \frac{A_i}{A_j} \left\{ \frac{\ln(1+u)}{u} \right. \\ &\quad \left. + \frac{\ln(1+v)}{v} \right\} \end{aligned} \quad \dots\dots(8)$$

ここで

$$D = \left(\frac{U_j - 1}{U_i - 1} \right)^{1.67}$$

$$u = \frac{\mu_{ij}}{\mu_{Mj}} \operatorname{cosec} \theta$$

$$v = \frac{\sigma}{\mu_{Mj}}$$

であり、 P_{ij} は励起確率、 C_j は j 元素の重量濃度、 J_i はジャンプファクター、 U_i 、 U_j はそれぞれ i 元線、 j 元素のオーバーボルテージレシオ、 ω_j はけい光收率、 μ_{ij} と μ_{Mj} は質量吸収係数、 A_i と A_j は原子量、 σ は Lenard 定数である。

以上の補正を行なったあと真の濃度 c_i が(9)式により求められる。

$$c_i = k_i \times (G_Z)_i \times (G_A)_i \times (G_F)_i \quad \dots\dots(9)$$

3.2.2 経験的補正係数を用いる定量法(Bence-Albee法)

一般に酸化試料と金属試料とは試料内部における電子線の挙動が異なるため、純元素による定量を行なうと大きな誤差を生じることがある²⁹⁾。Bence らは酸化物、特にケイ酸塩について経験的な補正係数を用いることによって、かなり高い精度で定量できることを報告し³⁰⁾、Na をはじめとする 10 元素の単純酸化物について、経験的補正係数 α を測定した。補正された濃度 c_A は A、B 二元系の場合(10)式で示される。

$$c_A = \alpha_{AB}^A k_A \quad \dots\dots(10)$$

N 元系の場合には、 α 係数のかわりに β 係数が用いられる。

$$\beta_N^A = \frac{k_A \alpha_A^A + k_B \alpha_B^A + \cdots + k_N \alpha_N^A}{k_A + k_B + \cdots + k_N}$$

3.3 分析モード

試料面に対する電子ビームの當て方を変えることによつて一般には、点分析、線分析、面分析が行なわれる。

点分析は、試料面の一点に電子ビームを固定し、その位置における組成を定性定量分析するもので EPMA の基本となるものである。

線分析は、点または線状に絞った電子ビームによって試料面内の直線上の位置に対応した組成変化を分析する方法で、分析範囲が短い場合には電子ビームを偏向することによって、長い場合には試料を移動することにより分析位置を移動する。

面分析は、平面内位置に関する元素分布を知るもので、一般には点状の電子ビームを X 軸、Y 軸に沿って偏向させ各点において発生した特性 X 線量をプラウン管上に輝度分布として表示する。分光結晶と X 線検出器からなる分光器は、分析対象点に対し焦点範囲を有するので、電子ビームをある範囲以上に広く走査しても意味がない。通常有効な走査範囲は $200\mu \times 200\mu$ 以内である。さらに広い範囲を分析する場合には、試料を移動させる必要が生じコンピュータを利用したマッピングが行なわれる。

表 1 EMX-SM7 の主な仕様

項目	性能		
	Kα	Lα	Mα
二次電子分解能	100 Å		
X 線分解能	1 μ		
X 線分光器	4 台		
X 線取出角	52.5°		
加速電圧	0 ~ 50KV		
電子線走査領域	$1 \times 1.2\mu \sim 10 \times 12\text{mm}$		
表示倍率	$\times 10 \sim \times 100,000$		
観察光学系倍率	$\times 280, \times 22$		
試料寸法	$25.4\text{mm}^d \times 17\text{mm}, 32\text{mm}^d \times 17\text{mm}$		
試料装てん数	6 個		
試料微動範囲	X 軸 24mm, Y 軸 24mm, 再現性 ±1μ		

表 2 X 線分光器と分析元素

チャンネル	分光結晶	検出器	分析波長範囲(Å)	分析元素		
				Kα	Lα	Mα
1	LiF (フッ化リチウム) PET (ペントエリスリトール)	Kr イグザトロン	1.1~3.8 2.6~8.0	19K ~ 34Se 14Si ~ 22Ti	49In ~ 84Po 36Kr ~ 57La	71Lu ~ 92U
2	LiF (フッ化リチウム) ADP (二水素リシン酸アンモニウム)	Kr イグザトロン	1.1~3.8 2.9~10	19K ~ 34Se 12Mg ~ 21Sc	49In ~ 84Po 33As ~ 54Xe	65Tb ~ 92U
3	RAP (酸性フタル酸ルビジウム) PbSD (ステアリン酸鉛)	FPC (ポリプロ)	8 ~ 25 26~90	8O ~ 13Al 5B ~ 7N	23V ~ 35Br 20Ca ~ 22Ti	57La ~ 70Yb
4	PbSD (ステアリン酸鉛)	FPC (ポリプロ)	27~50	6C ~ 7N	20Ca ~ 22Ti	

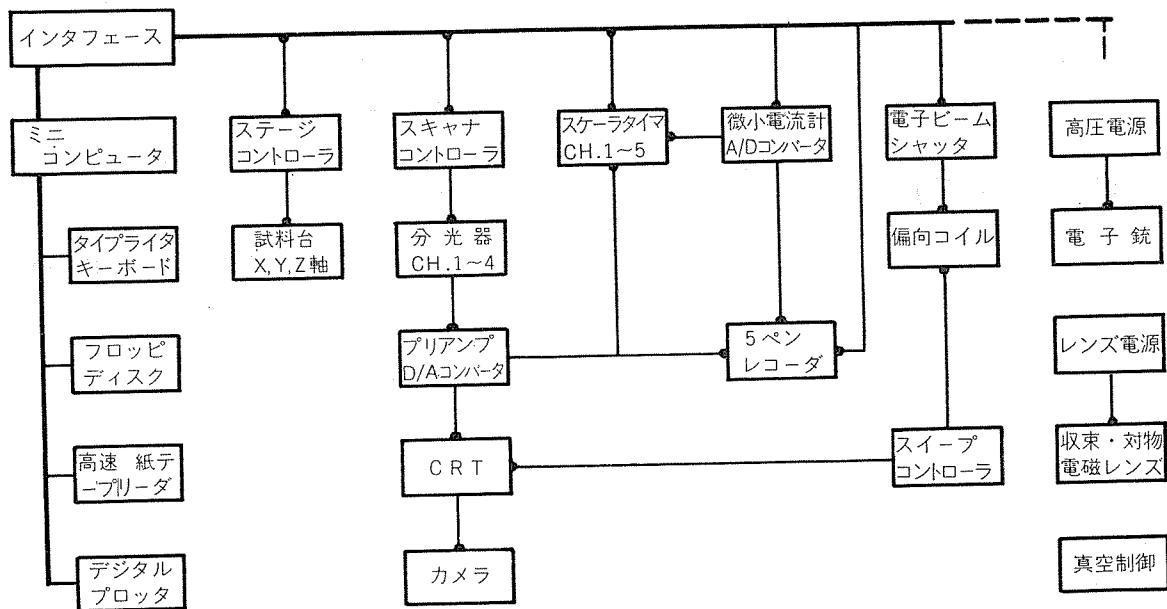


図2 EPMA2号機のコンピュータ制御システム系統図

4. 第2号機の概要

4.1 本体

導入された2号機は、島津製作所製のEMX-SM7である。その主な仕様を表1に示す。

X線分光器は、波長分散型4台を備え、5種の分光結晶が装備されている。各分光器の内容と分析元素を表2に示す。PETはADPと分析波長範囲が重複するが、検出感度が高い利点をもち、いっぽうADPは波長分解能にすぐるので、アルミ合金の分析を主体とする当社の利用状況から判断して両者を装備している。これらの分光結晶の組合せによって $^{\circ}\text{C} \sim ^{92}\text{U}$ まで結晶交換することなく分析することができます。コンピュータによる自動分析システムを稼動させないときには、本体装置のすべては従来機と同様に手動操作される。

4.2 自動分析システム

EPMAのコンピュータ制御は比較的以前から報告がなされていましたが³¹⁾、当社では2号機の導入を機会に、分析作業の能率と測定精度の改善および新しい分析手法を目的としてSYSTEM 700と名付けられたミニコンピュータによる自動分析、データ処理システムを採用した。

システムの構成は図2に示すように、本体制御部および観察計測部のうち4台の分光器とスケーラタイマ、試料台の移動(X, Y, Z軸)および微少電流計に関する部分をミニコンで制御することとし、高圧およびレンズ関係と写真撮影装置は特にその必要がないことから自動化を省略した。このシステムにおいて自動制御される主な機能は次のとおりである。

(EBS コンソール関係)

- モニタ電流または試料電流の測定レンジ設定と測定値の読み込み
 - X線励起用電子ビームの照射 ON/OFF 制御
 - 5系列スケーラタイマの測定時間設定と測定値の同時読み込み
 - 5ペンレコーダの駆動制御

(本体機械的操作關係)

- 4 台の分光器の並列駆動
 - 試料微動 (X, Y, Z 軸) の並列駆動
 - 試料室ゲートバルブの開閉確認

(データ処理関係)

- ・入出力用タイプライト制御
 - ・フロッピディスク制御
 - ・出力用デジタルプロッタ制御
 - ・入力用高速紙テープリーダ制御

中央演算処理装置としては OKITAC-4300b (16ビット、24K語) のミニコンが利用され、合計 256K語のフロッピディスク（2連）には自動分析とデータ処理に必要なすべてのプログラムおよび諸係数が格納されている。またデジタルプロッタには任意長さの図形表示を可能とするために特別仕様としてリコー GP-10 型プロッタを採用した。本体のユニットはそれぞれ専用の作動論理回路を備えているので自動制御信号の大部分はユニットのスタート/ストップあるいはレンズ指定信号に整理され、制御プログラムの開発が容易になされると同時に、切換スイッチより簡単にすべてが手動化される。

プログラムに使用される言語は BASIC に準拠した島津製作所独自の科学計測データ処理用言語 BICOMS-43 で通常の BASIC 命令語に加えて機器制御とデータ処理のため

のアッセンブルサブルーチン命令を持つものである。このアッセンブルサブルーチンはきわめて便利な命令で、例えば、一台の分光器をバックラッシュを除去しながら指定波長位置にセットするためにはわずか一行の命令で十分である。自動分析とデータ処理に必要なソフトウェアはメーカー開発によるものが各種提供されたが、入出力形式をはじめ制御内容の細部に当社使用法と適合しない部分があったためにこれを修正し現在下記の内容をもつものを整備している。

(1) 高速定性分析

未知試料の組成をできるだけ短時間に解析するために、⁵B～⁹²Uの全元素または指定元素について元素存在の有無を判定し、標準試料のある成分についてはk-ratioを求め。分光器は標準試料のある元素に関してはその特性X線波表（見かけの値）を、標準試料のない元素については理論波長を用いて駆動される。この場合⁵Bは分光結晶の交換を要するので半手動測定される。未知試料一点につき全元素分析に必要な時間は結果のタイプアウトまで含めて約40分、標準試料のある40元素だけを指定した場合には約20分である。

(2) 高速半定量分析

標準試料のある元素についてのみ、その全元素または指定元素についてピークサーチしながら分析しk-ratioを求めることによって分析を終了する。所要時間は分析元素によって変動し、40元素分析の場合約30分、10元素分析約15分である。同様の分析を全手動で行なう場合には約1～3時間が必要とすることと比較して大幅な能率向上が実現される。なお標準試料に関する測定値としては標準データとしてディスク内に記憶してある予め同一条件で測定した値を利用する。またX線の計測時間ピークサーチの点数および時間などは実行のつどタイプライタキーボードから入力指定される。

(3) 定量分析

前記(2)によって求められた測定値または別個に測定された未知試料と標準試料に関する測定値についてZAFまたはBence-Albee補正を加えて定量値を求める。この場合オンライン処理も可能であるが、自動分析システムの稼動をより効率よくするために測定データはすべて一度ディスク内に記憶し、改めて定量補正計算するシステムとした。同時に補正できる元素数は最大20元素で補正に必要なすべての諸係数はディスク内にある。したがってこの補正計算に際してはプログラムの実行命令以外に何ら外部より入力する必要がないので次に述べるステップ線分析やマッピングに際してサブプログラムとしても利用可能である。

(4) ステップ線分析

従来のコンピュータ制御されないEPMAにおいては同時に分析できる元素数は分光器の台数で決定されるので、多元素同時分析を実現するために、7台あるいは11台の分光器備えた装置が開発された³⁾。コンピュータ制御を採用

したEPMAにおいては試料の微動と分光器の駆動を自動的に制御できることに着眼し、4台の分光器を用いて最大15元素を同時に線分析する目的でこのプログラムが開発された。すなわちこの分析モードにおいて、試料は線分析すべき直線上を最小0.5μづつステップ送りされ、その各位置で4台の分光器によって指定した15元素の分析が行なわれ、各位置における測定値がデジタルプロッタによって任意長さの折れ線図または棒グラフとして表示される。点分析を微妙間隔で繰り返すものであるから処理時間を無視すれば各点においてピークサーチや各種補正処理が可能で、多元素同時であるとともに位置的ずれのない精度よい線分析が可能である。本システムでは同時に15元素、測定点2500を最大機能とする。

処理速度は分光器駆動時間が律速となって分析元素の組合せによっては1点の測定に1～3分を費すのが難点である。当社では停電に対する保護装置を用意しこれを夜間無人運転で処理することにしている。なおこの分析方法において各分光器に1元素を割当てれば大幅に高速化されることは言うまでもなく、試料台のリニア駆動による通常の線分析とほぼ同程度の時間で精度よい線分析がなされる。

(5) マッピング

ステップ線分析を二次元化した分析方法である。基本的にはX軸50点、Y軸50点からなるマトリックスの各点において分光器を操作しながら最大15元素の濃度分布を測定する機能である。通常250～500倍以上で観察される特性X線像は試料面広さに換算すると200～300μ角にすぎず、より広い範囲を観察するためには試料位置をずらしながら写真撮影または観察を繰り返すことになる。本システムでは分解能を犠牲にして所定の大きさに調整した電子ビームを50行50列の各領域に照射しその領域内の平均濃度を検出する。EMX-SM7の分光器焦点範囲が約200μであるから、設定する電子ビームを最大200μ×200μとするとき10mm×10mmの平面について平均濃度の分布図が得られることに

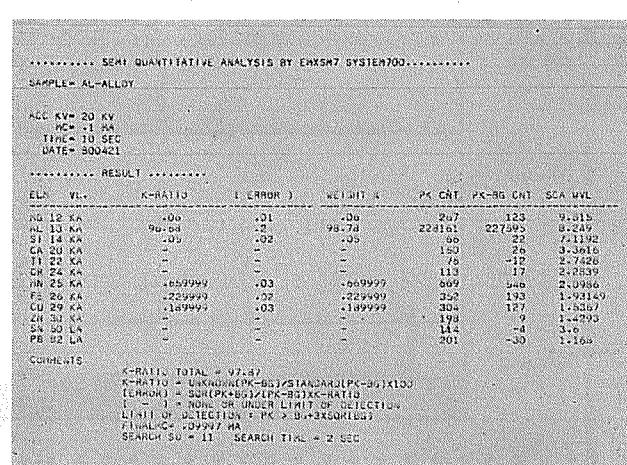


図3 Al-0.8Mn-0.4Fe-0.2Cu合金の12元素指定による
高速半定量分析例

なる。システムのハード上からは両軸の分割数を増し分解能を高めることができるが、この分析方法は試料内の存在位置が分らない少量の異種元素の位置を一次的に探索することを目的とするので、現在のところ 50×50 分割にとどめている。ステップ線分析と同様、試料を間けつ的に移動させながら分光器を駆動するため処理速度は後者の駆動時間によって支配される。15元素同時に分析しようすると全測定時間は100時間近いものとなるが、1元素についてのみ高速化したプログラムでは約2時間で測定を完了する。

(6) その他

以上の分析用ソフトウェアと別に、定性定量分析のための標準データを作成するプログラムおよび装置点検用のテストプログラムを整備した。標準試料に関するデータテーブルは本システムが稼動するまで予想しなかった2つの問題を解消するために開発された。問題の第一は未知試料を分析するごとに標準試料を測定することによって分析時間が長くなることである。 k -ratioのみを求める半定量分析においては測定精度よりもむしろ迅速性が要求されることに勘案し、各分光結晶について予め同一条件で測定した標準

試料のピーク強度、バックグランド強度、ダイアル上の見掛け波長などをテーブル化することによって分析時間の大巾な短縮を実現した。第二の問題は分光器駆動に際してのピーク位置の捕え方に関する。一般には分析すべき特性X線の理論波長を用いて分光器をピーク位置にセットするが、分光器の波長目盛は機構上直線近似によっているため正しいピーク位置にセットされない。波長分解能が低い場合にはこのピーク位置のずれは測定値にほとんど影響せず、またピークサーチすることで問題は解消されるが、より迅速性を要求される高速定性においてはピークサーチ時間を無視することができない。そこで標準試料によって確認された真のピーク位置にセットするための分光器駆動用波長を求ることでこれを解決した。実際の未知試料は標準試料と異なる化学結合状態にあってケミカルシフトによる誤差を避け得ないが、理論波長による駆動方式に比べはるかに高い信頼性をもって特性X線ピークを捕えることが可能となった。この駆動用波長も前記標準テーブル内に収納されており必要に応じて読み出されるとともに、定期的に検査書き換えする仕組みである。

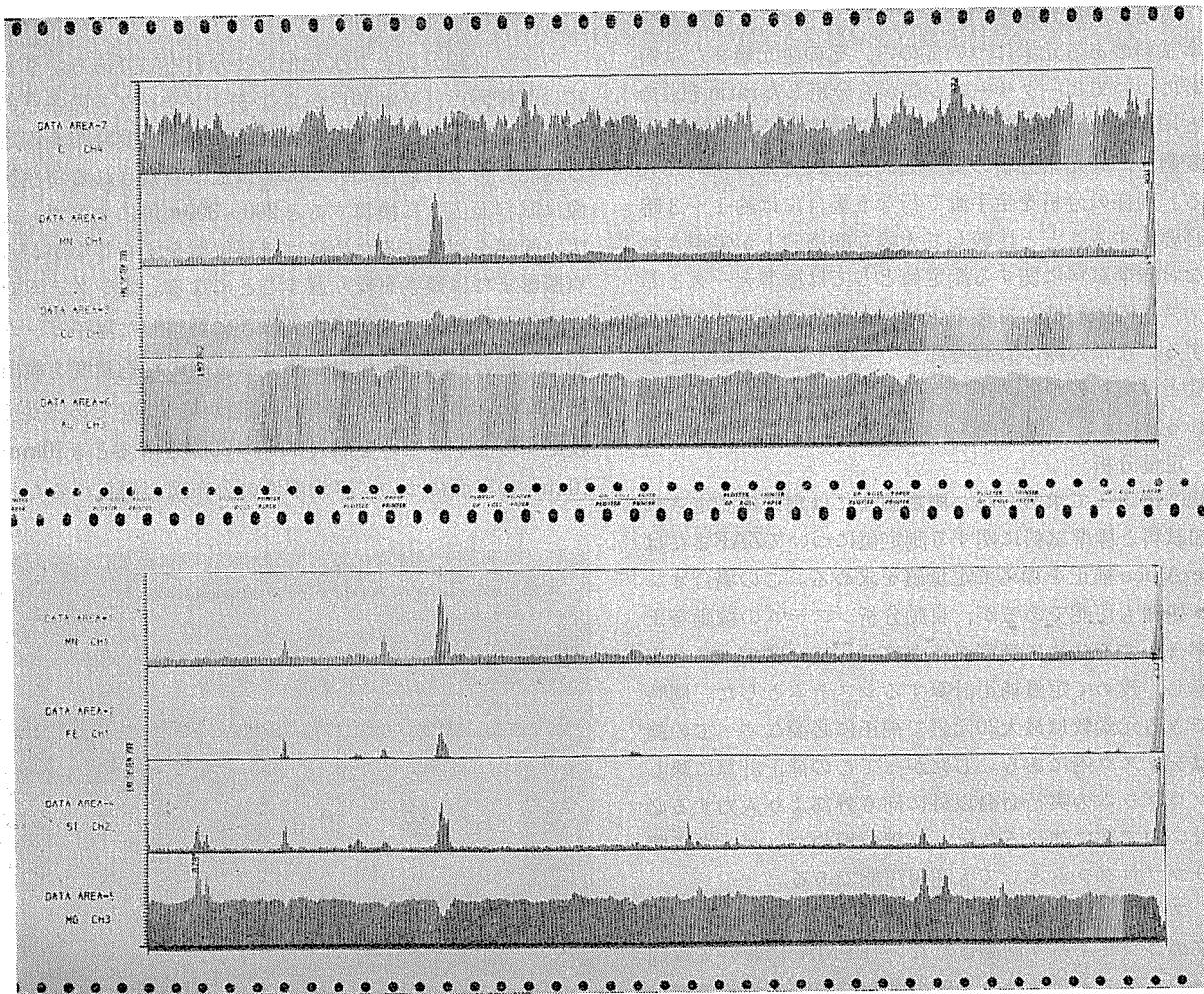


図4 Al-1.0Mn-1.0Mg合金板表面の7元素同時ステップ線分析出力例
出力は4元素づつ2回に分けてなされている。(20KV, 0.02μA)

4.3 応用例

自動分析システムを利用してアルミニウム合金を分析した例を示す。図3はAl-0.8Mn-0.4Fe-0.2Cu合金を12元素指定して高速半定量分析したときに得られる測定結果の出力例である。分析結果には *k*-ratio のほかに誤差範囲と測定値および *k*-ratio の比率が重量%欄にいすれも無補正のまま参考値として併記される。この測定値はディスク内に保存されているので必要に応じて定量補正が加えられる。図4は1%のMnとMgを含むアルミニウム合金圧延板の表面について4台の分光器を用いて7元素同時にステップ線分析した結果である。図の縦軸は特性X線強度、横軸は1目盛1μ計500点の分析位置を示している。Mg-SiおよびMn-

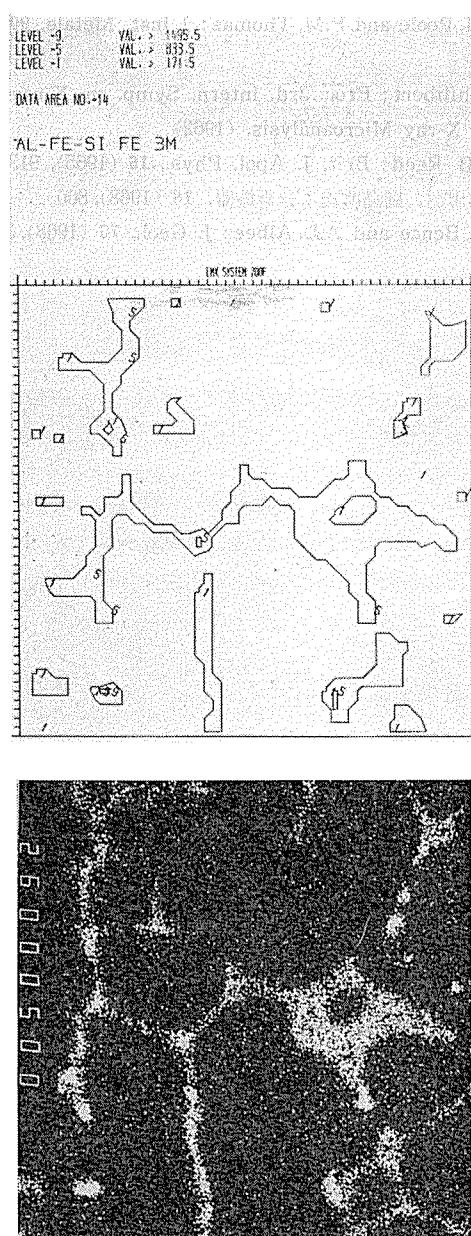


図5 Al-0.8Fe-0.5Si合金鋳塊のFe分布マッピング例
図の両軸は1目盛3μ、写真倍率×500×%，比較のため同一視野について分析

Fe-Si-Cuの二組みの化合物が存在し、板表面に圧延油がトラップされている様子が明らかである。測定値はこの図を出力した後もすべて原始状態で記憶されているので、バックグラウンド補正あるいは特定部分の拡大、定量補正などが可能である。なおこの分析は夜間約11時間の無人計測によってなされた。図5はAl-0.8Fe-0.5Si合金中のFeについてマッピングした例である。図に示す特性X線像は比較のために同じ位置についてFeの分布を観察したもので二つの图形はよく一致している。このマッピングは特性X線像と対応させるため両軸150μの範囲を各50分割して測定したものであるが、実用上はこれより数倍以上広い面積に対して実施される。マップは各領域で検出された特性X線強度を10段階に区分したのち希望するレベルの等高線表示として得られるが、異種元素の存在位置を一次的に探索する場合にはその位置と強度レベルがタイプアウトされる。

ここに述べた3つの応用例は SYSTEM 700 の標準機能とは別に開発されたもので、コンピュータ制御されたEPMAの柔軟性と飛躍的に拡張される機能を示す代表として選択したものである。

5. おわりに

EPMAへのコンピュータ利用は複雑な装置操作を自動化するとともに、データの補正処理によって分析結果の信頼性を改善することが大きな目的である。自動化による利点はルーチンワークの作業能率改善にあり、同時に手動分析では不可能に近かった新しい分析手法を実現することにある。複雑な繰返し計算を要するデータ補正処理は定量分析結果の信頼性を高めるが、ともするとケミカルシフトや高次線の影響を無視する危険がありオンライン処理に際しては従来以上の慎重さが必要となる。自動分析によって得られた一次的データをもって必要十分とする場合も少くないが、自動化によって生み出される時間的余裕とデータ処理能力はさらに詳細な解析を加えることに利用されるべきである。

EPMAの普及とともに最近ではその利用が広く一般の研究者、技術者に開放される場合も多く、このような場合にコンピュータ制御されたEPMAの平易な操作性は大いに歓迎されるであろうが、分析の基本原理、測定データがもつ特異性には従前と何ら変るところが無いということを忘れてはなるまい。感度と安定性に関する装置の改善はほぼ頂点に達した観があり、今後のEPMAは操作の簡易化を指向すると思われるが、分析対象の一定しないEPMAにおいてすべての操作、解析をコンピュータ処理することは著しく困難であるとともに無駄を生じやすい。紹介した2号機はこれらの制約の内でシステム化したものである。EPMAに关心をもつ諸兄のご参考になれば幸いである。

文 献

- 1) 遠山健次郎：島津評論，32 (1975), 5.
- 2) 篠山哲明, 副島啓義：金属材料, 15-5 (1975), 49.
- 3) 藤野允克：金属材料, 17-9 (1977), 22.
- 4) 内山 郁, 渡辺 融, 紀本静雄：X線マイクロアナライザ, 日刊工業新聞社, 東京, (1972), 185.
- 5) 広沢栄一, 直江正久：本誌, 10 (1969), 14.
- 6) 広沢栄一, 直江正久：本誌, 11 (1970), 61.
- 7) 広沢栄一, 直江正久：本誌, 11 (1970), 249.
- 8) 土田 信, 片岡義典：本誌, 20 (1979), 116.
- 9) 馬場義雄, 浜田淳司：本誌, 11 (1970), 169.
- 10) 福井利安：本誌, 11 (1970), 139.
- 11) 馬場義雄, 直江正久, 萩原理樹：本誌, 12 (1971), 139.
- 12) 福井利安：本誌, 13 (1972), 198.
- 13) 福井利安, 難波圭三：本誌, 13 (1972), 102.
- 14) 馬場義雄, 萩原理樹, 浜田淳司：本誌, 14 (1973), 63.
- 15) 佐藤史郎, 永田公二：本誌, 15 (1974), 73.
- 16) 福井利安, 杉山禎彦：本誌, 18 (1977), 137.
- 17) 萱島敬一：島津評論, 29 (1972), 5.
- 18) 副島啓義, 伊達 玄, 片山幸昭, 岩永政也：島津評論, 29 (1972), 11.
- 19) 萱島敬一, 阪本吉男, 白岩俊男, 藤野允克：島津評論, 29 (1972), 19.
- 20) 萱島敬一, 伊達 玄, 中島 悠, 大森良久, 白岩俊男, 藤野允克：島津評論, 29 (1972), 27.
- 21) 若林忠男, 三宅俊行, 伊達 玄, 副島啓義：島津評論, 29 (1972), 41.
- 22) 副島啓義：島津評論, 32 (1975), 13.
- 23) 若林忠男, 荒木 武：島津評論, 32 (1975), 77.
- 24) 若林忠男, 副島啓義, 堀 彰男：X線マイクロアナライザにおける定量分析の実際, 島津製作所講習会テキスト.
- 25) Toyota Central R & D Labs., Inc.: Diagrams and Tables for Quantitative Electron Probe Microanalysis, Toyota Central R & D Labs., Inc., Nagoya, (1970).
- 26) D.M. Poole and P.M. Thomas: J. Inst. Metals, 90 (1962), 228.
- 27) J. Philibert: Proc. 3rd. Intern. Symp. on X-ray Optics and X-ray Microanalysis, (1962).
- 28) S.J.B. Reed: Brit. J. Appl. Phys., 16 (1965), 913.
- 29) 若林忠男, 副島啓義：分析機器, 16 (1968), 800.
- 30) A.E. Bence and A.L. Albee: J. Geol., 76 (1968), 382.

Reprinted from SUMITOMO LIGHT METAL TECHNICAL REPORTS (Title No. R-239)

アルミニウムおよびアルミニウム合金の熱間変形抵抗

Study on the Flow Stress of Aluminum and
Aluminum Alloy at High Temperature

千 田 憲 雄*

住友軽金属工業株式会社技術研究所

アルミニウムおよびアルミニウム合金の熱間変形抵抗

Study on the Flow Stress of Aluminum and Aluminum Alloy at High Temperature

千田憲雄*

1. はじめに

アルミニウムおよびアルミニウム合金5材質の熱間変形抵抗についてはすでに述べた^{1), 2)}。その後、引続き数材質について変形抵抗を測定したので、本資料において、上記の測定結果をも含め、データシートとして示す。

2. 実験装置および試験方法

実験装置はひずみ速度一定で測定可能なカム・プラストメータ（最大荷重35t, 最大圧縮量12mm, 最大カム回転数600 rpm）³⁾を用いた。圧縮荷重はロードセルにより、圧縮量は差動トランスにより測定した。なお、測定方法についての詳細はすでに述べたので、ここでは省略する¹⁾。

供試材の化学成分および機械的性質を表1に、熱処理条件および実験条件を表2に示す。なお、供試材として1100,

2017, 3003, 5052, 5053は鋳塊, 1097, 1050, 1200, 3004, 5N01, 5082, 6061は熱間粗圧延のH112材を用いているが、鋳塊とH112材との加工履歴による変形抵抗への影響のないことは確認している¹⁾。

3. 結 果

測定結果を図1～図8に示す。図1～図7は各材質毎の変形抵抗線であり、図8はひずみ速度6 sec⁻¹, 温度400°Cの場合の変形抵抗曲線である。

文 献

- 1) 千田憲雄, 木村紘, 馬場義雄: 本誌, 19 (1978), 3.
- 2) 馬場義雄, 木村紘, 千田憲雄: 軽金属学会第53回秋期大会講演概要 (1977), 131.

* 技術研究所

アルミニウムおよびアルミニウム合金の熱間変形抵抗

表1 化学成分および機械的性質

	化 学 成 分 (%)								機 械 的 性 質		
	Cu	Si	Fe	Mn	Mg	Zn	Cr	Ti	0.2%耐力 (kg/mm ²)	引張強さ (kg/mm ²)	伸 び (%)
1097	0.02	<0.01	<0.01	0.00	<0.01	0.00	0.00	0.00	1.4	5.8	65
1050	0.01	0.11	0.29	0.00	0.00	0.01	0.01	0.01	4.7	8.5	69
1100	0.07	0.15	0.54	0.01	0.01	<0.01	<0.01	0.01	3.1	9.3	49
1200	0.02	0.14	0.30	0.00	0.02	0.01	0.01	0.01	4.6	8.8	71
2017	4.0	0.29	0.31	0.47	0.54	0.06	0.00	0.01	14.3	25.6	5
3003	0.13	0.26	0.59	1.10	0.01	<0.01	<0.01	0.01	4.7	11.6	35
3004	0.15	0.15	0.30	1.05	1.09	0.01	0.01	0.04	5.7	16.7	38
5N01	0.10	0.06	0.19	0.00	0.34	0.00	0.01	0.01	3.4	9.6	56
5052	0.02	0.10	0.27	0.02	2.40	<0.01	0.21	0.01	6.6	18.3	31
5282	0.01	0.08	0.20	0.12	4.36	0.01	0.07	0.00	9.8	24.7	38
5083	0.01	0.11	0.19	0.04	4.30	0.01	0.18	0.01	12.0	28.2	13
6061	0.23	0.54	0.24	0.04	0.85	0.01	0.24	0.04	9.3	16.3	30

表2 热処理条件および測定条件

定測材質	供試材	熱処理条件 (C×hr)	試験片寸法 (mm)	測定範囲			潤滑材
				温 度 (°C)	ひずみ速度 (sec ⁻¹)	対数ひずみ	
1097	H112材	焼 鈍 450×1					
1050	H112材	焼 鈍 450×1					300°C
1100	鋳 塊	ソーキング 540×3					プレスオイル とタルクとの 混合
1200	H112材	焼 鈍 450×1					
2017	鋳 塊	ソーキング 465×8		300	1.3		
3003	鋳 塊	ソーキング 580×10	φ8×11.73 h	1	1	最大 0.8	300°C以上 コロイド状黒 鉛
3004	H112材	焼 鈍 450×1	500	34.0			
5N01	H112材	焼 鈍 450×1					
5052	鋳 塊	ソーキング 500×8					
5282	H112材	焼 鈍 450×1					
5083	鋳 塊	ソーキング 500×8					
6061	H112材	焼 鈍 450×1					

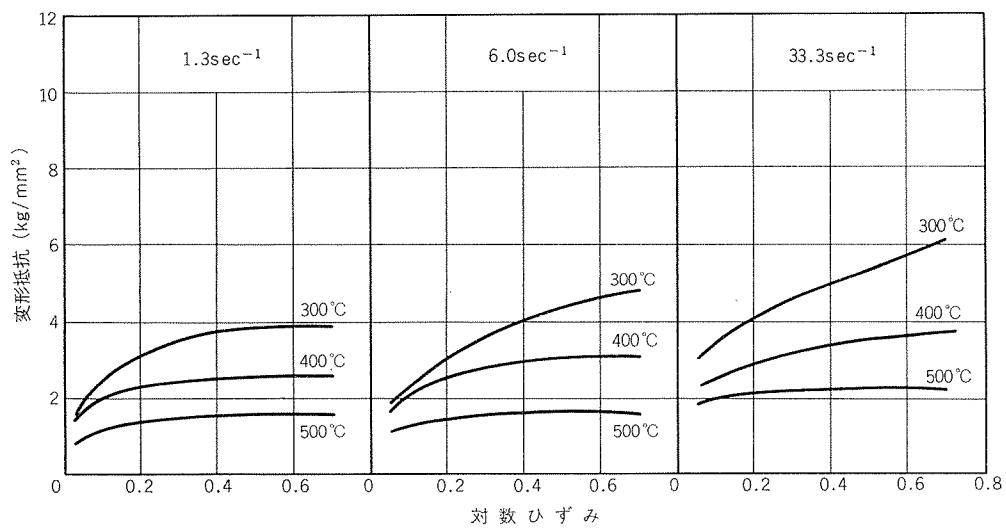


図1 変形抵抗曲線 1097

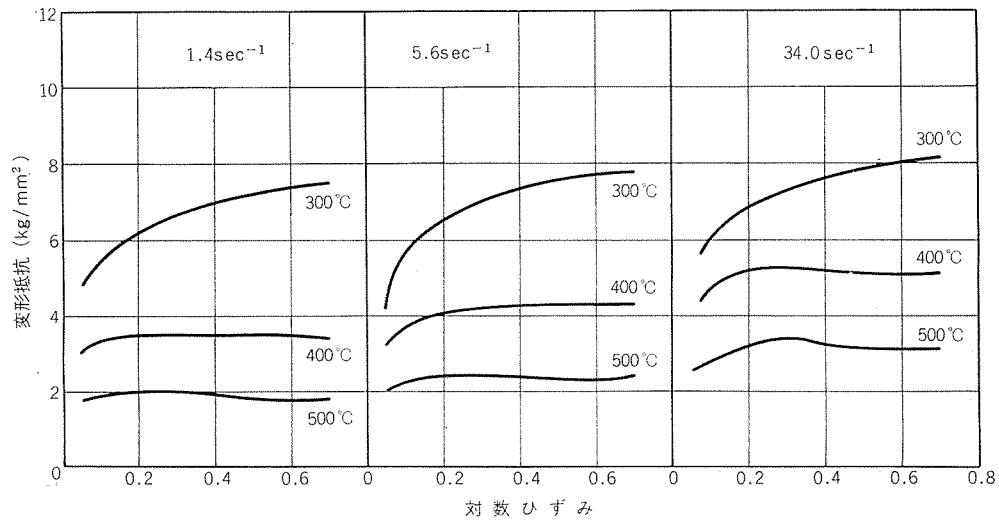


図2 変形抵抗曲線 1100

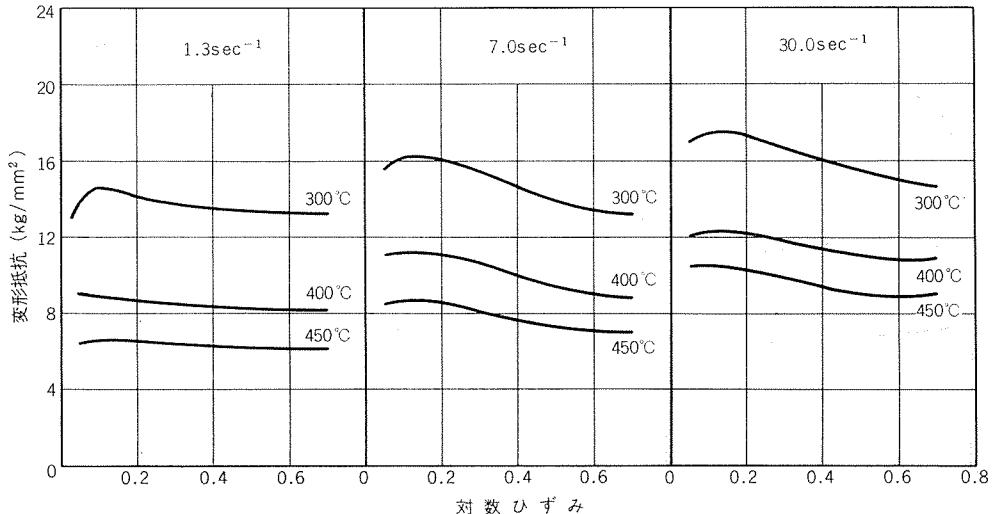


図3 変形抵抗曲線 2017

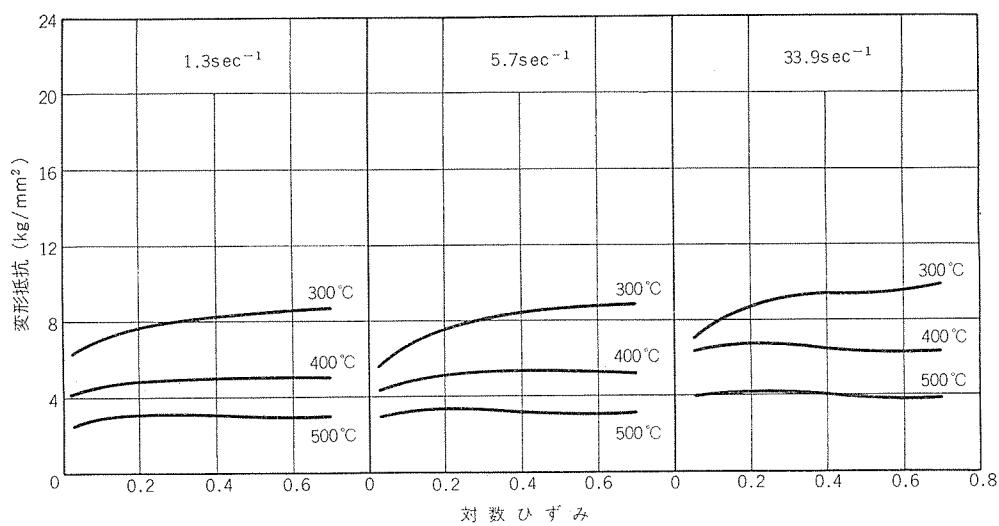


図4 変形抵抗曲線 3003

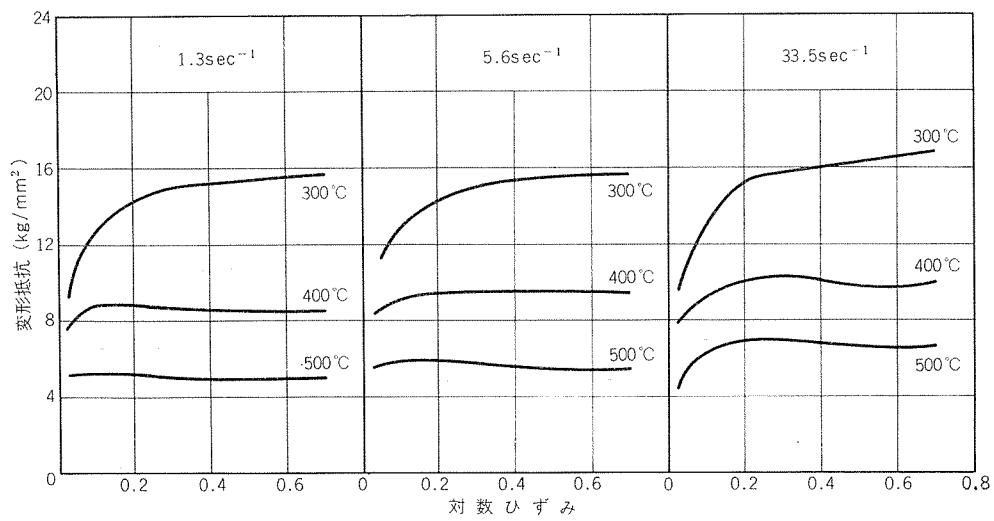


図5 変形抵抗曲線 5052

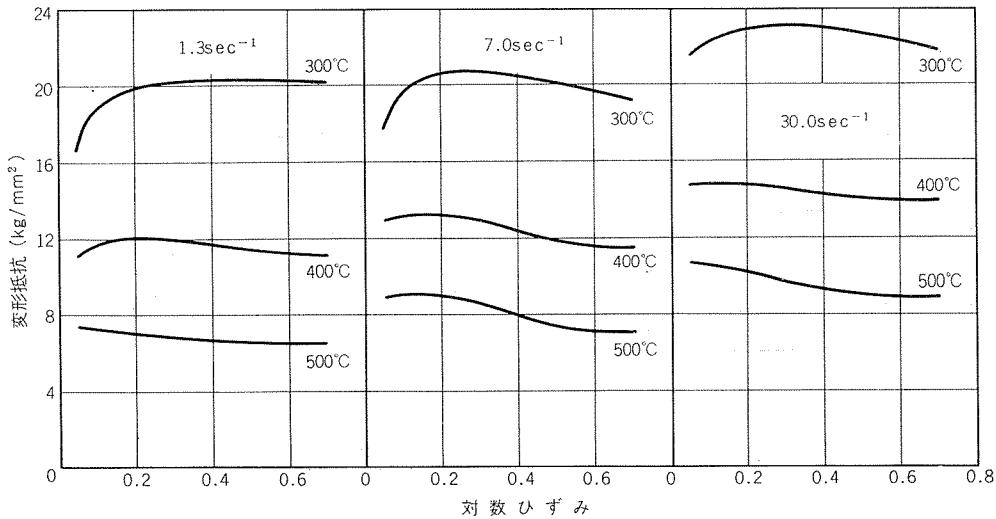


図6 変形抵抗曲線 5083

TECHNICAL DATA SHEET

Vol. 21 No. 3

(225)

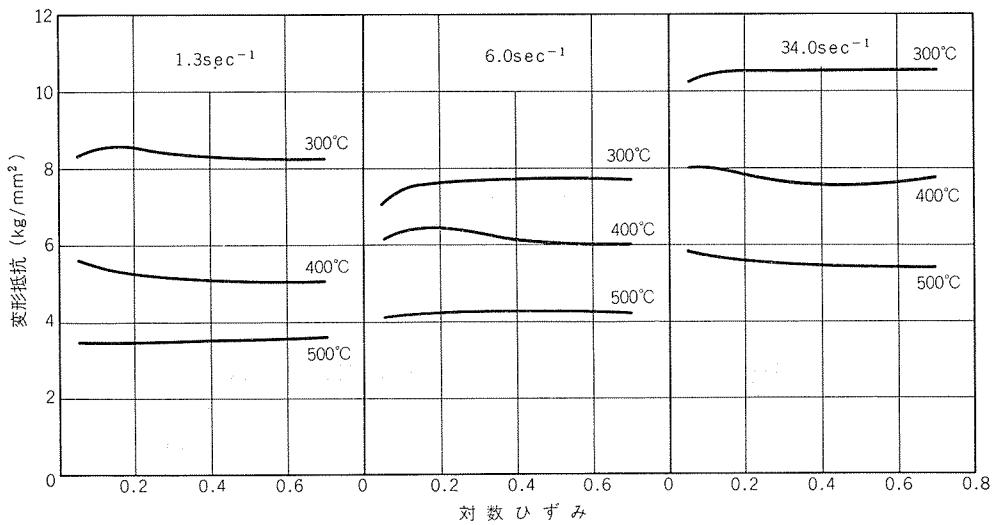


図7 変形抵抗曲線 6061

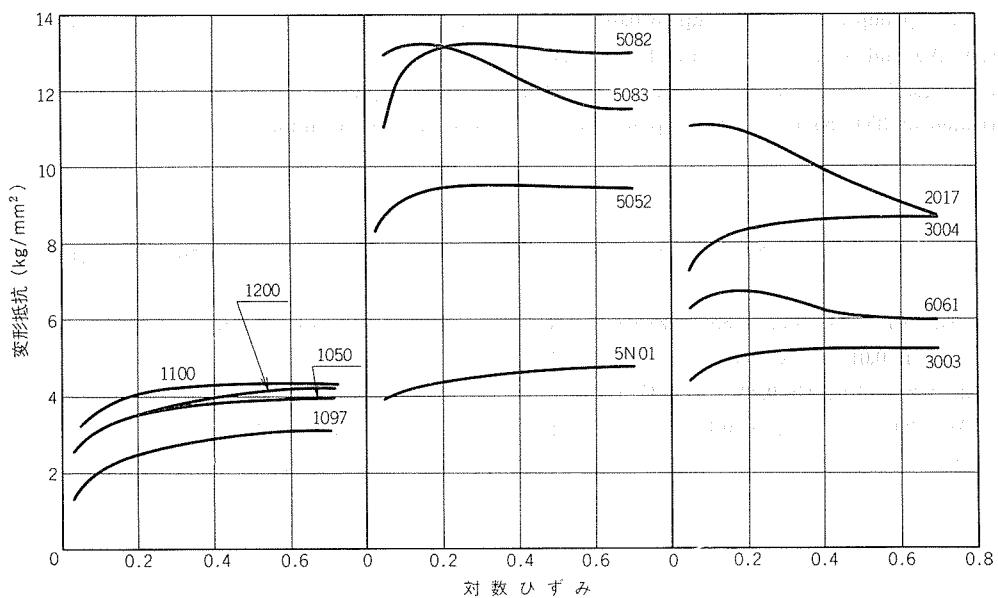


図8 変形抵抗曲線 (温度 400°C, ひずみ速度 6.0 sec^{-1})