とけ込み不足とビード形状の影響について*

アルミニウム合金溶接材の疲労について (第2報)

石川 裕** 吉田晋***

Studies on the effects of lack of penetration and bead profiles

on the fatigue of welded aluminum alloy (2nd Report)*

UDC 621.791.01: 669: 715: 620.178.3

ISHIKAWA Yutaka** YOSHIDA Susumu***

This paper reports the fatigue strength of welded aluminum alloys (mainly based on Al-Zn-Mg systems) having weld defects and various bead profiles.

The studies were made on (1) The effects of weld defects (mainly lack of penetration) on fatigue strength; (2) The effects of bead profiles on fatigue strength; and others.

The results obtained were as follows:

(1) In case of welds with bead, lack of penetration, even though the lack was more than a half of the plate thickness, had almost no effects on the fatigue strength under repeated bending stress.

(2) In case of welds without bead, cracks originated from the root of lack of penetration under repeated bending fatigue test and the lack of penetration gave remarkable effects on the fatigue strength of welds under repeated bending stress. However, the degree of effects depended upon the material of parent alloy or the combination of the parent alloy with filler wires. The fatigue strength of Al-Mg alloy welds decreased in parabolic curve with the increase of the depth of lack of penetration. However, in Al-Zn-Mg alloys, the fatigue strength did not decrease for the lack of penetration of about 1 mm. When Al-Mg alloys were used for filler wires (or about 2.5 mm. When Al-Mg-Zn alloys were used for filler wires). When the lack increased more than the above values, the fatigue strength decreased in parabolic curve with the same gradient as that in Al-Mg alloys.

The critical range of lack of penetration had no effects on the fatigue strength, but it depended upon the composition of the filler wire.

(3) Bead profiles had remarkable effects on fatigue strength; the fatigue strength linearly decreased with the increase of root angle of the bead in the range of $20 \sim 50^\circ$, but the effects on the strength were very little when the angle was without the above range. (Received Nov. 12, 1966)

1. 緒 言

アルミニウム合金溶接材の疲労に関する一連の実験のうち、第1報として表面効果と疲労強さの関係を中心として、疲労強さのパラッキの大きいことの原因について、さらに溶接材における応力集中係数の評価などについて報告したが、今回は溶接欠陥、(主としてとけ込み不足)と余盛形状の疲労強さにおよぼす影響について報告する。

溶接材の疲労強さに大きな影響をもつ溶接欠陥としては、気泡、とけ込み不足および種々の巻込みの三つが挙げられている¹⁾。このうち気泡については、余盛付溶接材の場合は気泡が多くなるにつれて疲労強さが低下するという結果²⁾もあるが、一般には気泡があつてもあまり影響を受けないと考えられており³⁾⁴⁾、気泡それ自体の

影響よりも余盛形状の影響の方が大きいとみるのが妥当なようである。これら余盛付溶接材の場合に対して余盛削除した溶接材の場合は気泡の影響がかなり顕著に現われて来る⁴⁾⁵⁾。それゆえ、たとえば R. P. Newman⁶⁾, J. L. Wood⁵⁾, J. E. Tomlinson⁴⁾, T. R. Gurney⁷⁾ 多田, 中村²⁾ など多くの人によって数多くの実験が行なわれており、これらをまとめると、JISの旧X線溶接等級1~2級に相当する気泡を有する試験片と4~6級に相当する気泡を有する試験片とでは約 2kg/mm^2 の疲労強さの差が生じるといえるのではなからうか。このように気泡と疲労強さの関係については余盛の有無にかかわらず数多く実験が行なわれており、その大きさと数と存在する位置によつて疲労強さにおよぼす影響を推定できる段階にきている。

つぎに、種々の巻込みもとけ込み不足の疲労強さにお

* 本研究は軽金属学会第30回春期大会講演会にて一部発表

** 古河アルミニウム工業株式会社日光工場 Furukawa Aluminum Co., Ltd.

*** 古河アルミニウム工業株式会社 Furukawa Aluminum Co. Ltd.

よばず影響についてはこれらの欠陥をもった試験片を定量的に作ることが困難なため実験結果はごく少ない。ただ、巻込みについては材料の流れの断截または不均質による応力集中という観点から、たとえば、Al-Zn-Mg-Cu 系合金中に生成する巨大クローム 金属間化合物などと同質のものと考えることができる。すなわち、巨大クローム化合物の場合、その大きさ、数と共に存在する位置が最も問題になるといわれ⁸⁾⁹⁾、シエンク式疲労試験のような曲げ応力が負荷される場合は、表層部に存在するものが問題になるが、引張圧縮型疲労試験機のような軸方向応力が負荷される場合は中心部に存在するものでもかなりの影響をもつて来ると云われている。巻き込みがある場合も同様な影響をもつと考えてよく、気泡の場合と同様、その大きさ、数および存在する位置によって疲労強さに影響する度合が推定できる性質のものである。

つぎに、とけ込み不足の疲労強さにおよぼす影響については、W.D.O. Dinsdale などが NP5/6-O をミグ突合せ溶接した場合、余盛付溶接材で溶接部断面におけるとけ込み不足の巾が板厚の $\frac{1}{4}$ 以下で、断面積の 7% 以下ならば軸応力下の疲労強さは健全材と変らないという報告¹⁰⁾がある程度で、これに関する実験はごく少ない。し

Table 1 Welding conditions for producing the welds with the lack of penetration.

Classification	Welding conditions			Lack of Penetration mm
	Volt. (V)	Amp. (A)	Welding Speed cm/min	
Sound	24	240	70	—
$< \frac{T}{7}$	24	240	50	0.7
$> \frac{T}{7} < \frac{T}{3}$	26	200	50	1.5
$\frac{T}{3} <$	24	200	70	3.0

T: Thickness of plate.

かし、Newman などによると¹¹⁾、とけ込み不足の疲労強さにおよぼす影響はかなり大きいといわれており、また、とけ込み不足は試験片中心部に存在する欠陥なので荷重方法によつても影響する度合がかなり違ってくるのが考えられる。

以上のような観点からわれわれは溶接欠陥としてとけ込み不足に焦点をしばつて疲労におよぼす影響を繰返し曲げ応力下で検討した。

なお、ビード形状が疲労強さにかなり影響することはよく知られている。溶接材の場合、余盛端と母材の境界に生ずる応力集中については第 1 報で考察したが、形状係数は 2.0~3.0 程度にもおよび、大きな応力集中源となることから欠陥と同質のものと考えることができる。そこで余盛形状の疲労におよぼす影響についてもじやつかん考察した。

2. 実験方法

供試材は第 1 報と同じく、母材としては Al-Zn-Mg 系の試料 A と Al-Mg 系の試料 C、溶加材としては試料 A には Al-Mg-Zn 系の溶加材 A と Al-Mg 系の溶加材 B、試料 C には溶加材 B を組合せて使用した。母材および溶加材の化学組成、鑄造条件、熱処理条件その他は第 1 報と同じである。ただ板の仕上げ厚さを 7 mm とし、溶接は $7 \times 100 \times 300$ mm 板を開先施工し、全自動ミグ溶接法で突合せ溶接を行なった。

Table 2 Welding conditions for producing the welds with various bead edge angles.

Bead Edge Angle	Welding conditions		
	Volt (V)	Amp (A)	Welding Speed (cm/min)
20°	22	240	90
30°	24	240	100
40°	26	260	90
60°	25	180	45

Photo. 1 Typical examples for lack of penetration.

Photo. 2 Typical examples of bead profiles.

とけ込み不足材は、すでに報告した⁽¹¹⁾⁽¹²⁾ようにこれら欠陥を定量的に作りうる溶接条件が設定されているので (Table 1 参照) この条件に従って人為的に作り, J. G. Young の方法⁽¹³⁾に準じて, 母材の板厚 T を基にして, とけ込み不足の幅が $<T/7$, $>T/7 < T/3$, $T/3 <$ の三種に分類したが, それら範囲の代表的とけ込み不足の長さを溶接条件と共に Table 1 に示した。また, とけ込み不足の代表的な例を Photo. 1 に示した。

つぎに, 余盛形状の疲労強さにおよぼす影響についての実験では, 余盛端と母材の境界の角を $20^\circ \sim 70^\circ$ に変えた溶接材を人為的に作つたが, この時の余盛形状と溶接条件の関係を Table 2 に示した。余盛形状の代表的な例を Photo. 2 に示した。なお, この場合, 余盛の高さは

3 mm 以内におさえた。

こうして溶接された試験片はシエンク式疲労試験機で疲労試験をしたが試験機の検定その他は第 1 報と同じである。

3. 実験結果

3.1 とけ込み不足の疲労強さにおよぼす影響

Fig. 1~2 は試料 A および C をそれぞれ溶加材 A, B で溶接した継手の静的機械的性質を示したものである。

Fig. 3~4 は同じ溶接継手のうち, 余盛付溶接材について S-N 曲線をまとめて示したものである。図より Al-Mg 系合金でも Al-Zn-Mg 系合金でも余盛付溶接材の場合には, 疲労強さはとけ込み不足量に影響されないことが判る。すなわち板厚の $1/5 \sim 1/2$ の中程度のとけ込み不足がある場合も板厚の $1/2$ 以上の厳しいとけ込み不足

Fig. 1 Change in the tensile properties of welds with lack of penetration. specimens are A welded with filler A (○, △) and B (●, ▲)

Fig. 2 Change in the tensile properties of welds with lack of penetration. specimens are C welded with filler B.

がある場合も健全材に比べて明確な差は認められずバラツキの範囲内で一つの曲線の帯の中に入る。これらとけ込み不足が疲労強さに影響をもたないことは **Photo. 3** に示した疲労破断の様相をみるとよく判る。写真(a), (b), (c)はそれぞれ健全材, 約 $T/7$ mm, $T/3$ mm のとけ込み不足をもつ溶接材の疲労破断のマクロの様相で, 板厚の

Fig. 3 S-N curves for specimen A welded with Filler A (Bead on)

半分にもおよぶ大きなとけ込み不足があつても疲労破断は母材と余盛端の境界に生じていることが判る。(e), (f)は疲労破断した試験片のとけ込み不足底のミクロ様相を示したものであるが, とけ込み不足の小さい(e)の場合のとけ込み不足底は何の変化も受けておらず, (f)の厳しいとけ込み不足のある場合は, とけ込み不足底にも亀裂がみられるが, 疲労亀裂は(d)に示すように余盛端から走つ

Fig. 4 S-N Curves for specimen C welded with the Filler B (Bead on)

Photo. 3 Appearances of fatigue fractured specimens with lack of penetration (In case of Bead on)

ている。このようになり厳しいとけ込み不足があつても疲労破断は余盛端から起ることから、余盛付溶接材の場合はとけ込み不足があつても疲労強さは影響されないことが判る。

Fig. 5~7 はとけ込み不足の疲労強さにおよぼす影響を余盛削除材について示したものであるが上述の余盛付溶接材の場合とかなり様相がちがうことがわかる。まず **Fig. 5** に示す Al-Mg 系合金の試料 C を母材とした場合には板厚の $\frac{1}{8}$ 程度のとけ込み不足があると、健全材に比べて 25% の疲労強さの減少がみられ、さらに板厚の $\frac{1}{2}$ 以上のとけ込み不足がある場合は、疲労強さは著しく低下し、健全材に比べて約 80% も減少する。これに対して **Fig. 6~7** に示した Al-Zn-Mg 系合金の試料 A を母材とする溶接材の場合は、母材と溶接材との組合せの違いでとけ込み不足の影響が異なる。すなわち試料 A を共金系の溶接材 A で溶接した試験片では、板厚の $\frac{1}{2}$ 以上の大きなとけ込み不足があつても疲労強さの低下は健全材に比べて 25% 程度であり、板厚の $\frac{1}{8}$ 程度のとけ込み不足の場合では疲労強さはほとんど影響を受けず健全材とは

Fig. 5 S-N Curves for specimen C welded with the Filler B (Bead off)

Fig. 6 S-N Curves for specimen A welded with the Filler A (Bead off)

ば等しい値を示す。これに対し同じ試料 A を母材として用いた場合でも、溶接材として Al-Mg 系合金である溶接材 B を用いて溶接した場合は前述の Al-Mg 系合金を母材とした溶接材の場合とよく似た傾向を示し、板厚の $\frac{1}{8}$ 程度のとけ込み不足があつても敏感に影響を受けて大きな疲労強さの低下がみられる。

以上のように使用する母材によりとけ込み不足に影響される度合いが違い、Al-Zn-Mg 系合金の場合は溶接材の種類によっても違ってくる。**Fig. 8** は余盛削除溶接材の場合のとけ込み不足量と疲労強さ減少率の関係を示したものである。この図をみると、母材のちがいは母材と溶接材の組合せによつてとけ込み不足に対する感受性のちがいがさらによくわかる。試料 C や試料 A を溶接材 B で溶接した試験片の場合は、とけ込み不足の巾が増す

Fig. 7 S-N Curves for specimen A welded with the Filler B (Bead off)

Fig. 8 Relation between depth of lack of penetration and reduction in Fatigue strength.

Photo. 4 Appearances of fatigue fractured specimens with lack of penetration (In case of Bead of t)

につれて疲労強さはほぼ放物線的に減少するのに対し、試料Aを溶加材Aで溶接した場合は板厚の $\frac{1}{4}$ 程度のとけこみ不足があっても疲労強さは健全材とほぼ等しくそれ以上のとけ込み不足があると、とけ込み不足量の増加と共に疲労強さは放物線に減少するが、その勾配はAl-Mg系合金母材の場合とほぼ等しいことが注目される。すなわち、Al-Zn-Mg系合金の場合、Al-Mg系合金に比べて疲労強さが影響されないある大きさのとけ込み不足量の範囲が存在すること考えられる。**Photo. 4**は余盛削除法の疲労破断の様相を示すものである。余盛削除法の場合の疲労破断は、**Photo. 4**の(b), (c)にみるように、いずれもとけ込み不足を中心に走っていることが判る。そして、この場合の疲労亀裂の発生源は(e)に示すようにとけ込み不足底である。(d), (e), (f), はとけ込み不足

底に亀裂が発生し溶着金属部を貫いてやがて破断する様子を示したもので板厚のおよそ $\frac{1}{3}$ のとけ込み不足を有する溶接材を 9 kg/mm^2 の応力負荷下で観察した結果である。

このように、余盛を削除すると繰返し曲げ応力下でとけ込み不足底が亀裂の発生源となり、とけ込み不足がかなり疲労強さに影響をもつて来る。

3.2 余盛形状の疲労強さにおよぼす影響

Fig. 9~10は試料Aを溶加材Aで、試料Cを溶加材Bで溶接した溶接材について母材表面と余盛端から引いた接線のなす角 θ を $20^\circ \sim 60^\circ$ に変えた試験片についてのS-N曲線を示したものである。これらS-N曲線における繰返数 10^7 回の時間強さと余盛角 θ と対比してまとめたのが**Fig. 11**である。図より試料Aでも試料Cの場合

Fig. 9 S-N Curves for specimen C welds (Filler with various bead edge angle).

Fig. 10 S-N Curves for specimen A welds (Filler A) with various bead edge angle.

合でも余盛角 θ が 20° 以下のきわめて滑らかな余盛形状の場合は、疲労強さは $\theta=0^\circ$ すなわち余盛削除材とほぼ等しい値を示すが、 θ が 20° を越えて約 50° に至る範囲では θ の増加と共に疲労強さは放物線的に減少する。さらに θ が 50° 以上になると疲労強さは余盛角 θ に影響されずほぼ一定値を示し、一般に余盛付溶接材で認められている $7 \sim 8 \text{ kg/mm}^2$ の値に飽和する。

以上のように余盛付溶接材の場合、余盛の形状によって疲労強さは顕著に影響されとくに余盛角 θ が $20^\circ \sim 50^\circ$ の範囲でそれが著しい。合金でみると試料Aでは余盛形状のちがいに約 4 kg/mm^2 、試料Cでは約 3 kg/mm^2 の相違がみられる。

4. 考 察

余盛付溶接材の場合、板厚の $\frac{1}{2}$ 以上の厳しいとけ込み不足があつても疲労強さはほとんど影響されないことが判つたが、これは W. O. Dinsdale などの結果¹⁾ すなわち NP5/6-O を溶接した場合、その断面におけるとけ込み不足の幅が板厚の $\frac{1}{4}$ 以下で断面積の 7% 以下ならば疲労強さの低下は少ないが、それ以上のとけ込み不足があると疲労強さは著しく影響されるという結果とかなり違つた結果である。これは両者における荷重形式のちがいによるものと考えられる。われわれの場合は曲げ応力下での結果であり、W. O. Dinsdale などの結果は軸応力下での結果であり、溶接欠陥はその存在する位置によって著しく荷重の形式の影響を受けると言われている¹⁴⁾。

Photo. 5 は板厚の $\frac{1}{2}$ にもおよぶ厳しいとけ込み不足をもつ溶接材に耐力の 75% の引張応力と曲げ応力を負荷した場合の余盛端およびとけ込み不足底における応力集中を銅メッキ法¹⁵⁾¹⁶⁾¹⁷⁾¹⁸⁾で検討したものである。銅メッキ法とは、試験片表面にメッキした銅メッキ層に発生する成長粒子、あるいはその表面に現われるはん点などを観察して、応力やひずみ、あるいは材料の疲れの進行程度を推定する方法である。写真より曲げ応力下と軸応力下で余盛端またはとけ込み不足底における応力集中のちがいがよく判る。すなわち曲げ応力下では板厚の $\frac{1}{2}$ 以上のとけ込み不足があつても応力は余盛と母材の移行部に集中しとけ込み不足底にはほとんど応力集中が起つていない。これに対して軸応力下では母材と余盛の移行部にはわずかしき応力集中が起つていないが、とけ込み不足底は大きな応力集中源になつてゐることが判る。このように荷重の形式によって欠陥の周りの応力集中はかなり違ってくるが、種々の欠陥材の種々の応力負荷方法下における応力集中については後日詳細に検討して報告する予定である。

余盛削除した溶接材の場合、とけ込み不足と疲労強さの関係は **Fig. 8** に示す通りで母材材質によって、または

母材と溶加材の組合せによつて、疲労強さが影響されないある大きさのとけ込み不足の範囲が存在するが、一たん影響されると、あとは母材材質などに関係なく同じ傾向で低下する。

余盛削除材でとけ込み不足量と疲労強さ減少率との関係は

(a) Positions estimated the stress concentration

- ① Bead edge
- ② Root of Lack of penetration.

Before Testing
	Position ①
	Position ②
After Testing
		Under Bending load
		Under Axial load

(b) Observation of Electroplated copper before and after fatigue test.

Photo. 5 Estimation of stress concentration at the bead edge or at the root of lack of penetration.

$$F_R = A(L-B)^2 \quad (\text{但し } L \leq B \text{ で } F_R \div 0)$$

で近似される。ここで、 F_R はとけ込み不足による疲労強さの減少率、 L はとけ込み不足の長さ、 A 、 B は常数で B はとけ込み不足によって疲労強さが影響され始めるまでの臨界とけ込み不足長さに相当するもので、本実験の場合、Al-Mg 系合金では $B \div 0$ 、Al-Zn-Mg 系合金では $B = 1/2 \sim 5/2$ である。軟鋼の場合のとけ込み不足と疲労強さ減少率の関係については R. P. Newman がいろいろの研究者の結果をまとめて Fig. 12 のようになると

Fig. 11 Effect of bead edge angles on the fatigue strength of welds.

Fig. 12 Influence of lack of penetration of fatigue strength of transverse butt welds¹⁾

いっている¹⁾。本実験で求めた Al-Zn-Mg 系合金および Al-Mg 系合金についての結果と比較するととけ込み不足が小さい範囲ではよく似た傾向を示すがとけ込みが大きくなるとそれに伴う疲労強さの減少はそれ程小さくなく、アルミニウム合金の場合と傾向がちがつてくる。こうした傾向のちがいはアルミニウム合金と軟鋼に特有のものであるかどうかは検討する必要がある。

Fig. 13 は Fig. 11 に示した余盛角 θ と疲労強さの関係を示す図にあわせて切欠材の場合の形状係数 α_k と疲労強さの関係を示したものである。両者を比較すると α_k と θ によって疲労強さが影響される傾向がよく似ていることが判る。すなわち、応力集中源という観点から両者は 1 対 1 の対応をなすとみてよいと思われる。それゆえ、両者を比較することによって余盛端における応力集中の大きさ、すなわち形状係数 α_k が推定される。これをまとめると $\theta = 10^\circ$ のとき、 α_k はおよそ 1.5 で以下、 θ が 10° 増すごとに α_k の値は 0.5 増す。すなわちその分だけ応力集中が大きくなっていくようである。

5. 結 論

- 1) 余盛付溶接材の場合は、板厚の $\frac{1}{2}$ 以上の大きなとけ込み不足があつても、曲げ応力下の疲労強さはほとんど影響を受けない。
- 2) 余盛削除溶接材ではとけ込み不足底が亀裂の発生源となり、繰返し曲げ疲労強さはかなり影響を受けるが、母材材質または母材と溶加材の組合せによって影響

Fig. 13 Change of fatigue strength with bead edge angle in welds and stress concentration factor in notched specimens.

を受ける度合がちがう。すなわち Al-Mg 系合金ではとけ込み不足量と共にほぼ放物線的に減少するが、Al-Zn-Mg 系合金では Al-Mg 系合金を溶加材とした場合は 1 mm 程度、Al-Mg-Zn 系合金を溶加材とした時は 2.5 mm 程度のとけ込み不足があつても疲労強さは低下せず、それ以上のとけ込み不足に対しては Al-Mg 系合金母材の場合とほぼ等しい勾配をもつて減少する。

3) 余盛形状の疲労強さにおよぼす影響は大きく、とくに余盛角 θ が $20^\circ \sim 50^\circ$ の範囲で著るしく影響されるが、それ以上またはそれ以下の θ ではほとんど影響をうけない。

最後にまとめて当り種々ご教示下さった重村郁雄君および、実験に当り種々協力下さった飯島克己、館野弘、沖田富晴の三君に深甚なる感謝の意を表します。

参 考 文 献

- 1) R. P. Newman and M. G. Dawes: Brit welding Jor. **11** (1965) 117.
- 2) 多田, 今井, 中村: 溶接技術 **8**-10 (1960) 730
- 3) 船舶用軽金属委員会: 軽金属溶接 No. 23 (1964) 20, No. 27 (1965) 34.
- 4) J. E. Tomlinson and J. L. Wood: Brit. Welding

- Jor. **7** (1960) 356.
- 5) J. L. Wood: ibid **7** (1960) 365.
- 6) R. P. Newman: ibid **6** (1959) 324.
- 7) T. R. Gurney: ibid **3** (1956)
- 8) 寺井, 馬場: 住友・金属技報 **2**-3 (1961) 216
- 9) L. E. Steele and P. L. W. Collins: J. Inst. Metals **88** (1959~60) 260.
- 10) W. O. Dinsdale and J. G. Young Brit. Welding Jor. **9** (1962) 482.
- 11) 石川, 重村, 沖田: 軽金属溶接 No. 35 (1965-11) 31.
- 12) 石川, 重村, 沖田: 軽金属溶接 No. 44 (1966-8) 14.
- 13) J. G. Young: Welding Metal Fab. **23** (1955) 278.
- 14) 北川: 軽金属溶接 No. 21 (1964) 978.
- 15) 大久保: 銅メッキ応力測定法 (朝倉書店) 1965
- 16) H. Okubo, K. Hosono and S. Murakami: J. Inst. Metals **91** (1962) 95.
- 17) 大久保: 金属 **35** (1965) 73
- 18) H. Okubo: J. Appl. Phys., **24** (1953) 1130.

(P. 53 よりつづく)

- * Dendrite arm spacing and solidification time in a cast. aluminium-copper alloy. B. P. Bardes and M. C. Flemings. Mod. Cast., **50** (3), 100-106, Sep., 1966.

PROPERTIES

- * Effects of structure on the creep behaviour of cast Al-Si-Mg alloys. J. Weller. Giessereitechnik, **12** (4), 98-100, Apr., 1966. (In German). (Abstracted in Bull. Br. non-ferr. Metals Res. Ass., **46** (444), 326, Jul., 1966).
- * The tensile deformation behaviour of an aluminium-magnesium alloy. A. T. Thomas. Acta metall., **14** (10), 1363-1374, Oct., 1966.
- * A study of the creep of aluminium-magnesium alloys. D. S. Bogoyavlensky. Nauchn. Trudy Voronezh. Inzh.-stroit. Inst., **11** (2), 53-61, 1965. (Abstracted in Metall. Abstr., **1** (8), 1196, Aug., 1966).
- * Fatigue strength of aluminium alloys. K. E. Persson and L. E. Olsson. Metallen, **22** (3), 119-127, 1966. (In Swedish).
- * Fatigue behaviour of aluminium in vacuum. M. J. Hordon. Acta metall., **14** (10), 1173-1178, Oct., 1966.
- * Effect of annealing on mechanical properties of electron-irradiated aluminium single crystals at 23°K. K. Ono and M. Meshii. Appl. Physics Letters, **7** (7), 191-193, 1965. (Abstracted in Metall. Abstr., **1** (8), 1180, Aug., 1966).
- * Ageing characteristics of some aluminium-zinc-magnesium alloys. R. P. Wahi and T. R. Anantharaman. Trans. Ind. Inst. Metals, **19**, 41-44, Mar., 1966.
- * Effects of several coatings on fatigue strengths of some wrought aluminium alloys. G. W. Stickley and J. O. Lyst. J. Materials, **1** (1), 19-33, Mar., 1966. (Abstracted in Bull. Br. non-ferr. Metals Res. Ass., **46** (445), 345, Aug., 1966).
- * Effect of high pressure on the aluminium manganese binary alloy system between 40 and 100 at% manganese. D. Ernst, J. Tydings and M. Pasnak. J. appl. Phys., **36** (3(2)), 1241-1242, 1965. (Abstracted in Metall. Abstr., **1** (9), 1316, Sep., 1966).

(P. 33 へつづく)