

Al-Mg 系合金突合せ溶接継手の疲れ強さについて

竹内勝治
杉山禎彦

住友軽金属工業株式会社

Al-Mg系合金突合せ溶接継手の疲れ強さについて*

竹内勝治** 杉山禎彦***

Fatigue Strengths of Welded Butt-Joints in Al-Mg Alloys

by Katsuzi Takeuchi and Yoshihiko Sugiyama

In recent years, Al-Mg and Al-Zn-Mg alloys have widely been used as structural materials because of their good fusion weldability and progress in welding technique. This report summarizes several research experiments for fatigue properties of welded butt-joints of 5052, 5056, and 5083 aluminium alloys in MIG or TIG welding.

The fatigue tests of the materials of 4~6 mm in thickness were conducted with Schenck's plane-vibrating fatigue tester and the tests of round-bar specimens obtained from plates of 20 mm in thickness were conducted with Ono's rotary-bending fatigue tester. The values of fatigue strengths were determined at 10^7 cycles.

The number of blowholes had no remarkable effects on fatigue strength of butt-jointed specimen having reinforcement of weld. When there were no defects on the surfaces of the finished specimen, the fatigue strengths of welded specimen approached those values of annealed base-metals. These results are summarized in Fig. 5.

The effects of filler-metals employed for the fatigue strength of 5083-O alloy in MIG welding are shown in Fig. 8. The effects of the shape of reinforcement of weld or presence of blowholes on the surfaces of the finished specimen were more powerful than those of filler-metals employed.

Above results were obtained from the experiments on materials of 4~6 mm in thickness. In the welded butt-joint of 20 mm in thickness, the fatigue strengths of finished round-bar specimens, having welded zone in parallel part, were about 33 % lower than those of the base-metals. These values of the strengths of the specimens approximately corresponded to those of the cast materials as shown in Table 10.

1. 緒 言

最近, Al-Mg系合金, とくに5083合金がその溶接方法の進歩と関連して建築, 橋梁, 船舶, 車両, 起重機などの面に広く使用され, また, 溶接構造用として開発されたAl-Zn-Mg系合金もかなり実用に供されるようになった。したがって設計上, これらの材質の溶接部の疲れ強さが重要視されるわけである。

著者らの一人はすでにこれらの材質について溶接部の疲れ強さにおよぼす諸因子の影響を文献その他から解説した^{1~3)}が, 資料が比較的少ないため詳細な実験がさらに必要なことを述べた。本報はAl-Mg系合金についてつぎの各実験結果をまとめたものである。

- (1) 5052, 5083合金4mm板ティグ溶接継手の疲れ強さ。
- (2) 5083合金6mm板ミグ溶接継手の疲れ強さにおよぼす溶加材の影響。

(3) 5052, 5056, 5083合金20mm板ミグ溶接継手の疲れ強さにおよぼす溶接欠陥の影響。

(4) 5052, 5056, 5083合金鋳造材の疲れ強さ。

すなわち, 実験(1)は溶接等級がJIS 1級のものについて疲れ強さを求め, 実験(2)は母材よりMg量の若干多い6材質の溶加材をえらんで溶接継手の疲れ強さにおよぼす影響を検討し, いずれも平面曲げ疲れ試験機を用いて行なった。実験(3)は溶込み不良または表面にプローホールをもつ溶接継手の回転曲げ疲れ強さを明らかにし, さらにその溶着金属部は強度的にみると鋳造材に近いという考え方から実験(4)を行なったしたいである。以下, 実験別に詳細を述べる。

2. 5052, 5083合金4mm板ティグ溶接 継手の疲れ強さ

2.1 供試材および溶接部の静的強さ

供試材は5052-O, 5083-Oおよび-H各4mm板であり, その化学成分と引張性質をそれぞれTable 1~2に示す。各板から幅200mmの素材を多数採取し, つぎの条件で

* 本報は, 軽金属, 18(1968), 71に発表済

** 研究部 工学博士

*** 研究部

Table 1 Chemical compositions of base-metals.

Material	Chemical composition (%)								
	Mg	Mn	Cr	Cu	Si	Fe	Ti	Zn	Al
5052-O	2.61	Tr.	0.23	0.02	0.08	0.25	0.02	0.04	Bal.
5083-O	4.56	0.65	0.18	0.02	0.09	0.21	0.01	0.04	Bal.
5083-H	4.65	0.58	0.08	0.02	0.11	0.22	Tr.	0.02	Bal.

Table 2 Tensile properties of base-metals and butt-joints.

Material	Tensile properties			Reduction (%)	
	Yield strength [0.2% offset] (kg/mm ²)	Tensile strength (kg/mm ²)	Elongation (%)	For yield strength	For tensile strength
5052-O	Base-metal	9.5	20.7	30	0
	Butt-joint ⁽¹⁾	9.2	21.2	21	3.2
5083-O	Base-metal	14.8	32.3	24	0
	Butt-joint ⁽¹⁾	13.8	29.4	13	6.7
5083-H	Base-metal	38.3	45.4	8	0
	Butt-joint ⁽¹⁾	13.8	29.5	13	64.0

(1) Without reinforcement of weld.

圧延方向に直角にティグ手動溶接（両面より各一層溶接）を行なった。すなわち、開先はI型突合せとし、ルート間隔1.0mm、溶加材は母材と類似な化学成分をもつ2.3mmφワイヤ、5083-O材を例にあげると溶接電流は第1層が190～200A、第2層が170～190A、溶接速度は100mm/min、アルゴンガスの使用量は12.5l/minとした。

X線探傷検査は電圧60kV、電流3mA、透過時間1.5minの条件で行ない、透過度計はMIL-I-6825Aに指定されている0.2mmのものを用いた。溶接等級をJIS Z 2341によって判定すると、溶接部両端40mmを除く部分は1級であった。

各試験片は溶接線に直角で、かつ、溶接線が試験片の中央に位置するように採取して実験に供した。

溶接継手の余盛削除後の引張性質は前掲のTable 2にあわせて示した。5052-Oおよび5083-O材の静的強さは母材と同等かやや低い程度であり、前者は溶接部外で破断したものもあった。5083-H材は母材より静的強さがかなり低下し、O材を溶接したときの値とほぼ同じであった。

2・2 疲れ試験方法

疲れ試験はシェンク型平面曲げ振動疲れ試験機（容量4kg-m, 3500cpm）を用い、実験は繰返し回数10⁴ないし2×10⁷の範囲にわたって行ない、疲れ強さは繰返し回数10⁷の値を用いることとした。

試験片は加応力部の幅が20mm (B=45mm, b=20mm, R=15mm, L=90mm) のもの⁴⁾を用い、母材および余盛をシェーペ加工で削除した試験片（厚さ3mm）の表面は

理研カーボランダム研磨紙#400仕上げとした。余盛をもつ試験片はその端面と縁のみを#600研磨紙によって仕上げた。

2・3 実験結果

S-N曲線は材質別にFig. 1～3に示し、疲れ強さはTable 3に掲げた。得られた結果について検討するとつきのようである。

1) 母材の疲れ強さは5052-O材が10.1kg/mm²、5083-O材が9.6kg/mm²、同H材は11.1kg/mm²であり、前2者間に疲れ強さの差がなかった。従来までの実験結果も類似であり、5052-O⁵⁾および5083-O⁶⁾とも疲れ強さは10kg/mm²程度である。平面曲げ疲れ強さは回転曲げ疲れ強さのおよそ80%であるから、後者の値を5052-O材が11～12kg/mm²⁵⁾、5083-O材が15kg/mm²前後⁶⁾とすれば、前

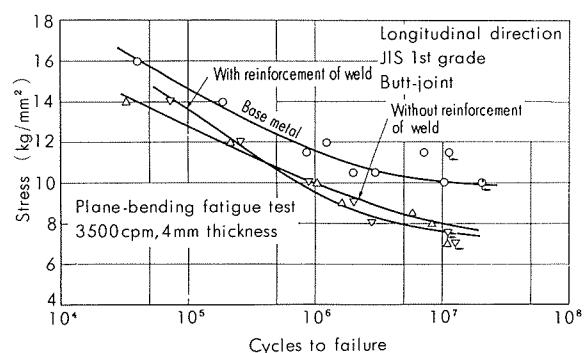


Fig. 1 S-N curves of TIG welded 5052-O alloy.

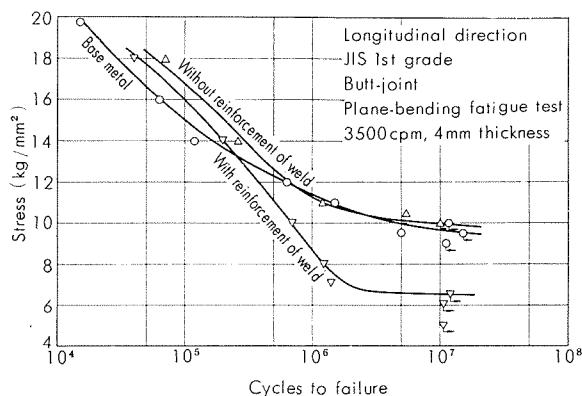


Fig. 2 S-N curves of TIG welded 5083-O alloy.

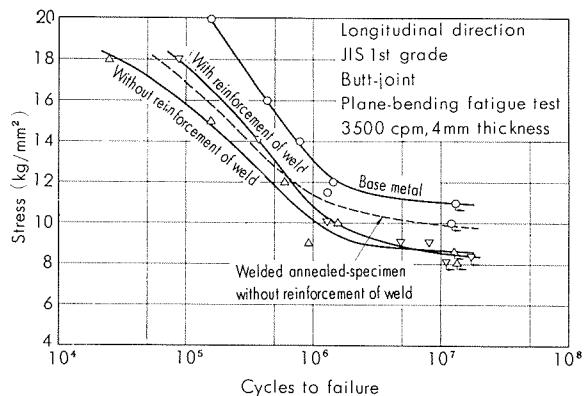
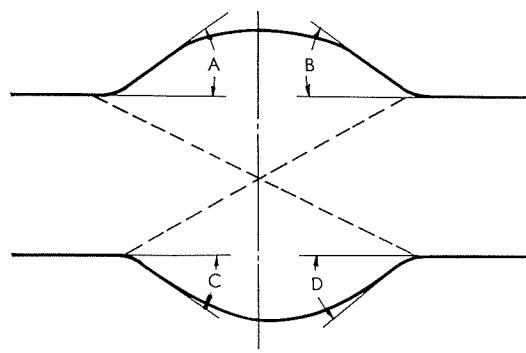


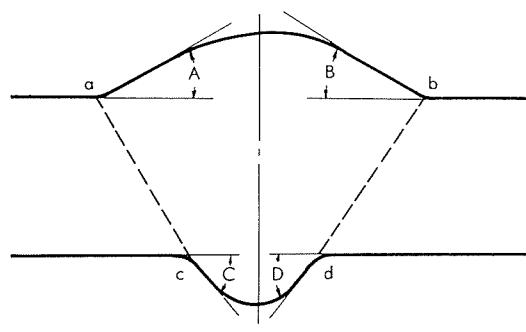
Fig. 3 S-N curves of TIG welded 5083-H alloy.

Table 3 Fatigue strengths of base-metals and butt-joints.

Material	Fatigue strength ⁽¹⁾ (kg/mm²)		Reduction (%)		Angle of reinforcement of weld (Degree)			
	Reinforcement of weld				A	B	C	D
	With	Without	With	Without				
5052-O	Base-metal	—	10.1	0	—	—	—	—
	Butt-joint	7.6	8.0	24.7	20.8	—	—	—
5083-O	Base-metal	—	9.6	0	—	—	—	—
	Butt-joint	6.6	9.9	31.3	-3.1	24.9	25.8	21.1
5083-H	Base-metal	—	11.1	0	—	—	—	—
	Butt-joint	8.6	8.7	22.5	21.6	26.9	23.0	21.8

(1) 10^7 cycles.

(a) Double groove joint



(b) Single groove joint

者はそれぞれ $9 \sim 10 \text{ kg/mm}^2$ または 12 kg/mm^2 程度となつしかるべきであろう。すなわち、本実験の 5052-O 材の値は妥当であるが、5083-O 材の値は低いようであり、後述する 3.4 項の場合には 12.5 kg/mm^2 の疲れ強さを得ている。

2) 余盛をもつ場合の疲れ強さは 5052-O 材が 7.6 kg/mm^2 、5083-O 材が 6.6 kg/mm^2 、同 H 材が 8.6 kg/mm^2 である。各試験片は余盛の端と母材との境界で破壊しており、文献によると余盛の角度が疲れ強さ⁷⁾ もしくは疲れ寿命⁸⁾にかなり影響をおよぼすので、各試験片について Fig. 4(a) に示す角度 A, B, C, D を倍率 30 の工具顕微鏡を用いて測定し、その平均値を Table 3 に掲げた。しかし、疲れ強さに差がある 5083-O および同 H 材の間に角度の相違がほとんど見出せなかった。

3) つぎに、余盛を削除すると疲れ強さは向上し、5083-O 材は 9.9 kg/mm^2 を示して母材の値と差がなく、5052-O および 5083-H 材はそれぞれ 8.0 または 8.7 kg/mm^2 となるがいづれも母材より 21% ほど低い。5083-H 材は O 材の場合と同程度の値となるはずであるがそれよりも低く、余盛削除後の表面に微小なプローホールがあったので、その影響が現われたのであろう。

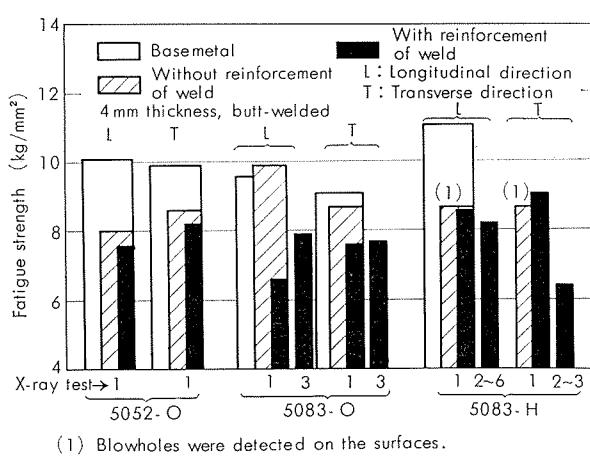


Fig. 5 Fatigue strengths at 10⁷ cycles of TIG welded 5052 and 5083 alloys.

4) Fig. 5 は上述の結果も含め、他に行なったティグ溶接 4 mm 板についての疲れ強さを参考までにまとめたものである。これらについて詳細に検討した結果を要約するとつきのようになる。

余盛をもつ場合の疲れ強さは 5083-O 材を例にあげると 6.6~7.9 kg/mm² の範囲にあり、溶接等級の差、すなわち、プローホールなどの多少は疲れ強さにそれほど影響をおよぼさず、また、余盛の角度の大小から疲れ強さの高低を説明するのも難しかった。なお、応力計算は余盛がないものとして危険断面（試験片中央）について行なったが、破壊は余盛の端と母材との境界におきているから、実際の断面係数は計算値より 10~15% 大きい。したがって、余盛をもつ場合の実際の疲れ強さは前掲の値より低いわけである。

余盛を削除した場合の疲れ強さは 5083-O 材の場合のように母材の疲れ強さに近い値となり、H 材も軟質の値に近くなると考えられるが、表面にプローホールなどがあると切欠効果のために低い値を示す。なお、5052-O 材は表面にプローホールが見られなかったが、表面近くに内在するプローホールも疲れ強さを低下させるので、軟質母材の値よりかなり低い値をもつときは、このようなことも考えねばなるまい。

Table 4 Chemical compositions and tensile properties of base- and filler-metals.

Material		Chemical composition (%)								Tensile properties		
		Mg	Mn	Cr	Cu	Si	Fe	Ti	Zn	Al	Tensile strength (kg/mm ²)	Elongation (%)
Base-metal ⁽¹⁾	5083-O	4.44	0.69	0.22	0.03	0.15	0.23	0.01	0.05	Bal.	32.3	25
Filler-metal ⁽²⁾	5056	5.11	0.10	0.09	0.03	0.13	0.17	0.01	0.01	Bal.	32.1	2 ⁽³⁾
	5083	4.58	0.62	0.03	0.03	0.14	0.18	0.01	0.01	Bal.	32.2	3 ⁽³⁾
	5356	5.15	0.14	0.15	<0.01	0.13	0.22	0.16	<0.01	Bal.	32.2	4 ⁽³⁾
	5556	5.03	0.67	0.15	<0.01	0.10	0.19	0.15	0.03	Bal.	31.1	1 ⁽³⁾
	ALCAN 56S	5.14	0.16	0.10	0.01	0.08	0.13	0.02	0.03	Bal.	33.1	12 ⁽³⁾
	NG 6	4.81	0.15	0.11	<0.01	0.09	0.22	0.04	0.08	Bal.	31.9	3 ⁽³⁾

(1) 6mm thickness.

(2) 1.6mmφ dia..

(3) gauge length : 200mm.

3. 5083 合金 6mm 板ミグ溶接継手の疲れ強さにおよぼす溶加材の影響

3.1 供試材

供試材は 5083-O, 6mm 板、溶加材は Table 4 に掲げる 6 材質の 1.6mmφ ワイヤをえらんだ。なお、溶加材 ALCAN 56S および NG 6 (AWCO 社製) は輸入品である。

3.2 溶接方法および溶接部の静的強さ

溶接方法はミグ自動溶接（一層盛）とし、開先は I 型突合せ、ルート間隔 1 mm, 溶接電圧 20~22V, 溶接電流 310~320A, 溶接速度 80mm/min, アルゴンガスの使用量は 28l/min とした。

溶接部の X 線探傷検査は電圧 70kV, 電流 3 mA, 透過時間 1.5min の条件で行ない、透過度計は 0.4mm のものを用い、判定結果は JIS 1 級であった。

各試験片の採取要領は 2.1 項と同じとした。余盛削除後の引張性質は Table 5 に示す。引張強さは母材より 4.3~8% 低下しているが、Table 5 に見られる範囲では溶加材による静的強さの差がないといつても差支えなかろう。また、溶接部断面についてビッカースかたさ分布も測定したが、溶加材による相違がほとんど見出せなかった。

Table 5 Tensile properties of butt-joint of 5083-O alloy.

Filler-metal	Tensile properties ⁽¹⁾			Reduction of tensile strength ⁽²⁾ (%)
	Yield strength [0.2% offset] (kg/mm ²)	Tensile strength (kg/mm ²)	Elongation (%)	
5056	15.0	29.7	17	6.5
5083	15.2	30.2	17	8.0
5356	15.2	30.1	15	6.8
5556	15.2	30.9	16	4.3
ALCAN 56S	15.5	30.6	16	5.2
NG 6	15.2	30.7	18	4.9

(1) Without reinforcement of weld.

(2) Reduction percentages refer to the tensile strength of base-metal.

3・3 疲れ試験方法

疲れ試験は 2.2 項と全く同じとしたが、余盛削除した試験片の厚さは 5 mm、また、試験片加応力部の幅は 20 mm であるが、つかみの幅 B = 45 mm、半径 R = 42.5 mm、長さ L = 120 mm とした。すなわち、試験片の板厚が大きいので形状を大きくしたわけである。

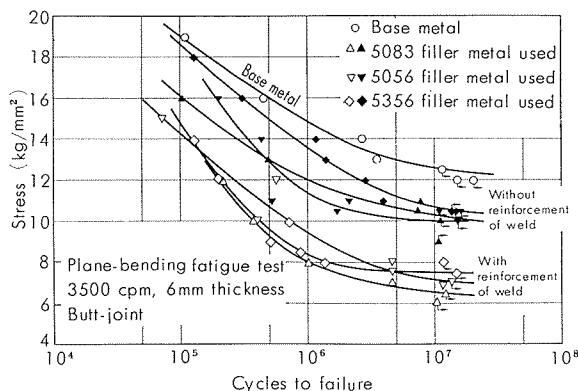


Fig. 6 S-N curves of welded 5083-O alloy

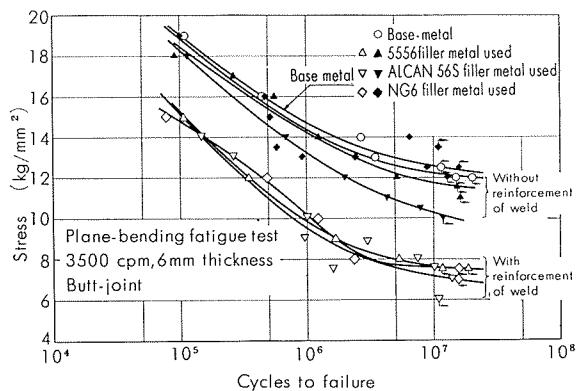


Fig. 7 S-N curves of welded 5083-O alloy.

3・4 実験結果

S-N 曲線は Fig. 6 に溶加材 5056, 5083, 5356 を、Fig. 7 に他の溶加材を用いた場合を、疲れ強さは Table 6 と Fig. 8 にそれぞれ示す。これらからつぎのことことがわかる。

1) 母材の疲れ強さは 12.5 kg/mm^2 である。余盛をもつときの疲れ強さは $6.6 \sim 7.7 \text{ kg/mm}^2$ 、余盛を削除すると $10.3 \sim 12.2 \text{ kg/mm}^2$ となり、母材よりそれぞれ $38.4 \sim 47.2\%$ または $2.4 \sim 19.2\%$ ほど低い。

2) 余盛をもつときの疲れ強さは溶加材 $5556 = \text{NG6} = 5356 > 5056 = \text{ALCAN 56S} > 5083$ の順に高い。破壊は余盛の端と母材との境界におきているので、Fig. 4(b) に示す余盛の角度 A, B, C, D をそれぞれ測定し、Table 6 にあわせて示した。大多数の試験片は Fig. 4b に示す位置 a または b より垂直に破壊しているが、疲れ強さが低かった溶加材 5083 の試験片は位置 c または d から破壊しているものがあった。また、溶加材 5056, 5083などを用いた試験片の余盛の角度は他より傾向として大きい。2.3 項の 4) では余盛の角度の大小と疲れ強さの関係が明らかでなかったが、本実験のように溶接条件を揃えて行なった場合には文献にあるごとく角度が大きいと疲れ強さが低い傾向をもつようである。

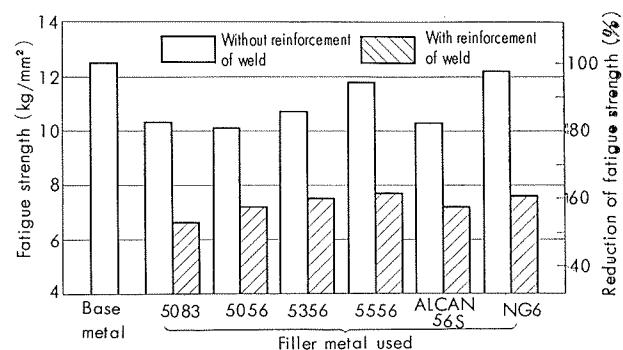


Fig. 8 The effect of filler metal on the fatigue strength at 10^7 cycles of butt-joint of 5083-O alloy.

Table 6 Fatigue strengths of base-metal and butt-joints of 5083-O alloy.

Material		With reinforcement of weld				Without reinforcement of weld		
		Fatigue strength ⁽¹⁾ (kg/mm²)	Reduction of fatigue strength (%)	Angle of reinforcement of weld ⁽²⁾ (Degree)		Fatigue strength (kg/mm²)	Reduction of fatigue strength (%)	Remarks
Base-metal		12.5	0	—	—	—	—	—
Filler-metal	5056	7.2	42.4	25	27	68	56	10.1
	5083	6.6	47.2	19	26	82	108	10.3
	5356	7.5	40.0	14	20	70	60	10.7
	5556	7.7	38.4	14	13	80	69	11.8
	ALCAN 56S	7.2	42.4	25	24	48	49	10.3
	NG6	7.6	39.2	24	19	36	36	12.2

* Some blowholes were detected on the surfaces of specimen.

(1) 10^7 cycles.

(2) Mean value of tested fatigue specimens.

3) 余盛を削除した場合の疲れ強さは溶加材 NG6=5556>5356>ALCAN56S=5083=5056 の順であり、破壊は溶接部中央におきている。疲れ強さが低い溶加材5056, 5083, ALCAN56Sなどの各試験片は表面に小さなブローホールが見られた。

4) 以上のようなあるから、溶加材 NG6, 5556, 5356などを用いると疲れ強さが他の溶加材の場合より高いともいえるが、余盛の形状、ブローホールの有無などを考慮すると本実験に用いた溶加材の範囲では疲れ強さに差がないとみなすのが妥当であろう。Fig. 9 は各 S-N 曲線上の実験点をまとめたものであり、余盛をもつときの疲れ強さは 6.4~8.1 kg/mm²、余盛を削除して表面にブローホールがないときは 10.5~12.5 kg/mm²、0.2 mm 程度以下のそれがある場合にも 10 kg/mm² 以上であることがわかる。

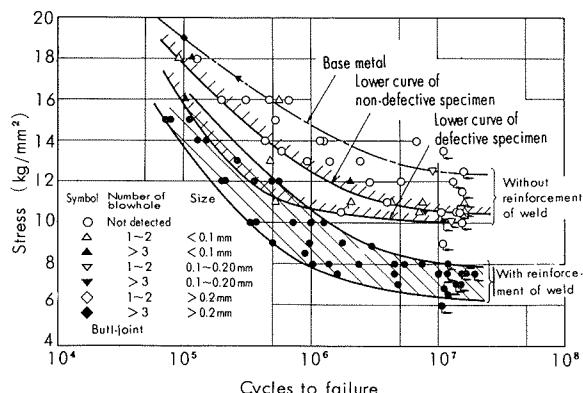


Fig. 9 Scatter-bands of welded 5083-O alloy

なお、溶着金属中のガス量や Mg 量についてすでに報告した⁹⁾ので省略するが、各溶加材を用いた場合に著しい相違がなかったから、疲れ強さにもそれらの影響はないものとみなされることを付記する。

4. 5052, 5056, 5083 合金 20mm 板ミグ溶接継手の疲れ強さにおよぼす溶接欠陥の影響

4・1 供試材および溶接部の静的強さ

供試材は厚さ 20mm の 5052, 5056 および 5083 合金の各熱間圧延板であり、化学成分と機械的性質をそれぞれ Table 7~8 に示す。

溶接条件および溶接部の X 線探傷検査結果は Table 9 に示し、探傷検査は 5083-R 材を例にあげると電圧 70kV、電流 3 mA、透過時間は 3 min、透過度計は 0.5 mm のものを用いて行なった。

各試験片は圧延方向に平行および直角とし、溶接線が試験片平行部中央に直角となるようにした。また、後述の疲れ試験片はその中心線が溶接部の中心と直交するよう注意して採取した。

余盛削除後の引張性質は前掲の Table 9 に示す。静的強さは母材よりいずれも若干低く、その割合は 5083-R 材がもっとも大きい。

Table 7 Chemical compositions of base-metals.

Material	Chemical composition (%)								
	Mg	Mn	Cr	Cu	Si	Fe	Ti	Zn	Al
5052-R	2.43	0.01	0.24	0.02	0.09	0.26	—	0.01	Bal.
5056 R	5.20	0.11	0.08	0.09	0.10	0.10	Tr.	0.01	Bal.
5083-R	4.40	0.69	0.20	0.03	0.11	0.20	Tr.	0.01	Bal.

Table 8 Mechanical properties of base-metals.

Material ⁽¹⁾	Tensile properties			Brinell hardness number (10/500/30)	Charpy impact value (U-notch) (kg·m/cm ²)
	Yield strength (0.2% offset) (kg/mm ²)	Tensile strength (kg/mm ²)	Elongation (%)		
5052-R	L	12.1	20.7	39	55
	T	12.8	21.4	38	
5056-R	L	12.7	29.2	42	66
	T	13.2	30.0	40	
5083-R	L	21.3	35.9	22	88
	T	21.3	36.1	23	

(1) Hot-roll finished, 20mm thickness.

L : Longitudinal direction
T : Transverse direction

Table 9 MIG semi-automatic welding conditions and tensile properties of butt-joints.

Material		Welding condition ^{(1), (2)}					Grade of X-ray inspection (JIS Z 2341)	Tensile properties ⁽³⁾		
		Root opening (mm)	Electric current (A)	Electric voltage (V)	Passed number	Rate of welding (m/min)		Yield strength [0.2% offset] (kg/mm ²)	Tensile strength (kg/mm ²)	Elongation (%)
5052-R	L	1.5~2	230~300	24~28	8	1.5~2.5	2~4	8.6	19.7	25
	T	0	260~310	29~31	3	0.26~0.33	1	8.6	20.3	24
5056-R	L	0	280~310	27~29	3	0.21~0.31	1	11.6	26.1	20
	T	1.5~2	210~370	23~29	8	1.4~2.4	4~5	12.3	27.8	24
5083-R	L	0	225~310	27~28	3	0.23~0.31	1	11.6	28.6	27
	T	1.5~2	210~370	23~29	8	1.4~2.4	3~6	12.0	28.2	25
5083-R	L	1.5~2	240~300	26~29	8	1.4~2.4	6	14.8	29.1	13

(1) Groove angle : 45°(X-type), Root face : 0.5mm, Flow rate of Argon gas : 25l/min.

(2) Filler-meal : 2.3mmφ, same composition as base-metal.

(3) Without reinforcement of weld.

4・2 疲れ試験方法

疲れ試験は小野式回転曲げ疲れ試験機（容量 6 kg-m, 1700rpm）を用い、実験は繰返し回数 10^4 ないし 2×10^7 の範囲にわたって行ない、疲れ強さは繰返し回数 10^7 の値を用いることとした。

試験片は直径 $10\text{mm}\phi$ の標準寸法 ($d=10\text{mm}\phi$, $D=15\text{mm}\phi$, $L=150\text{mm}$) とし、平行部は理研カーボランダム研磨紙 #400仕上げとした。

つぎに、成形した試験片の平行部を観察すると、溶接部

にプローホールがあつたり、また、溶接等級 1 級でも溶込み不良のものもあつた。表面に欠陥の有無が疲れ強さに影響するので、本実験では溶接等級によって試験片を区別せず、表面にある最大のプローホールの直径によって整理することとした。

4・3 実験結果

母材の S-N 曲線は Fig. 10 に、溶接継手のそれは材質別に Fig. 11～13 に示し、疲れ強さを Table 10 に掲げた。これらについて検討するとつぎのようである。

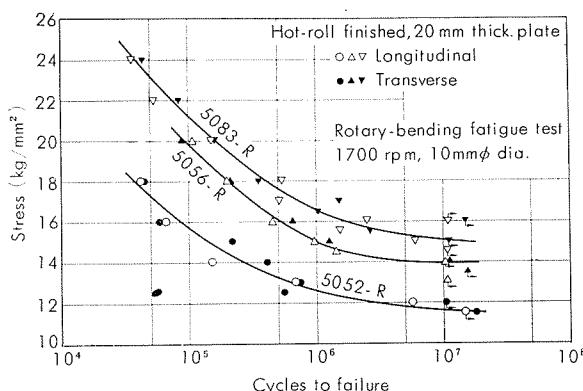


Fig. 10 S-N curves of base-metals.

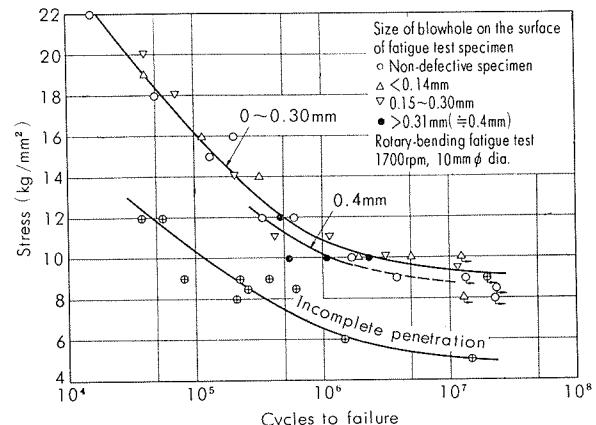


Fig. 12 S-N curves of welded 5056-R alloy.

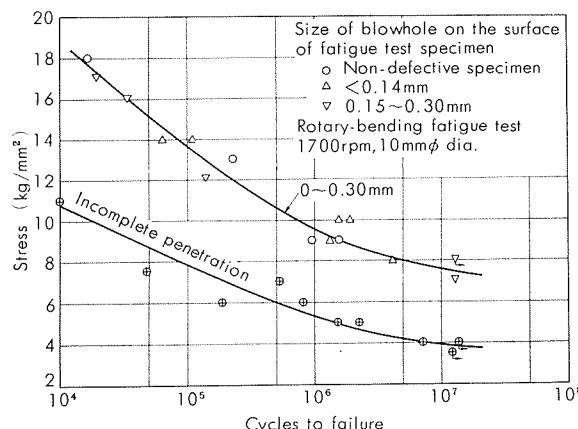


Fig. 11 S-N curves of welded 5052-R alloy.

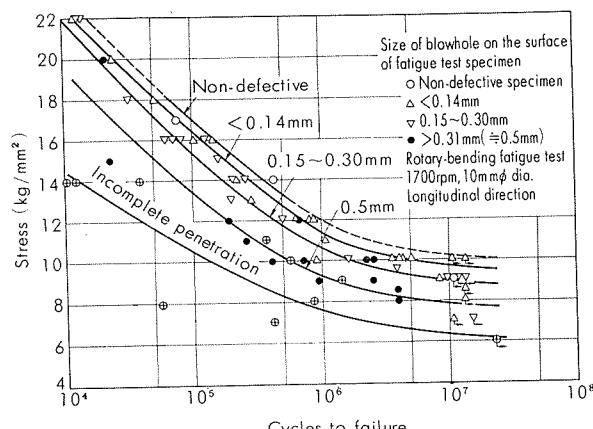


Fig. 13 S-N curves of welded 5083-R alloy.

Table 10 Fatigue strengths of base-metal, butt-joints and cast specimens.

Material	Base-metal	Fatigue strength ⁽¹⁾ of butt-joint (kg/mm ²)						Fatigue strength ⁽¹⁾ of cast specimen (kg/mm ²)	
		Size of detected blowhole on the surfaces (mm)							
		Non-detective	<0.14	0.15~0.30	0.4	0.5	Incomplete penetration		
5052	11.6		7.6		—	—	4.0	10.0~10.7	
5056	14.0		9.4		8.8	—	5.1	9.6~10.5	
5083	15.1	(10.2)	9.7	9.0	—	7.9	6.3	10.6~13.1	

(1) 10^7 cycles.

1) 母材の疲れ強さは5052-R材が 11.6kg/mm^2 、5056-R材が 14.0kg/mm^2 、5083-R材が 15.1kg/mm^2 であり、Fig. 10におけるS-N曲線上の実験点の散らばりからみると試験片採取方向の影響は無視しても差支えなかろう。

2) 溶接継手の疲れ強さは母材よりいずれも低く、プローホールや溶込み不良によってかなり低下している。5052-Rおよび5056-R材にプローホールがないか、もしくは直径 0.3mm 以下のものがある場合の疲れ強さはそれぞれ7.6および 9.4kg/mm^2 で母材より 34.5 または 32.9% 低下し、溶込み不良の場合はそれぞれ4.0および 5.1kg/mm^2 で母材より 65.5 または 63.6% ほど低い値をもつ。5083-R材は前2者とくらべプローホールの影響がかなり明らかに現われ、プローホールがない場合およそ 10.2kg/mm^2 で母材より 32.5% 低く、 $0.15\sim0.30\text{mm}$ のものがあると 9.0kg/mm^2 、 0.5mm では 7.9kg/mm^2 、溶込み不良があると 6.3kg/mm^2 で母材より 58.3% 減少した。各材質の切欠係数を比較すると、5083合金のそれ⁽⁶⁾は5052⁽⁵⁾または5056合金⁽⁵⁾より大きいので、上述の傾向は切欠に対する概念と一致している。

なお、破壊位置はいずれも溶接部であり、プローホールまたは溶込み不良を貫通して破壊した試験片が多い。

3) 以上の結果において、プローホールがないか、または 0.3mm 以下のものをもつ場合の疲れ強さは母材よりおよそ 33% 低いわけである。母材が熱間圧延板だから加工の影響があるので母材自身の疲れ強さが高かったとみなしても、溶接継手の低下率はかなり大きい。厚板な

ので溶着金属部がかなり大きく、強度的には鋳造材となるため低い強さを得たのではないかと考え、つぎの実験を行なった。

5. 5052, 5056, 5083 合金鋳造材の疲れ強さ

5.1 供 試 材

供試材はTable 11に示す化学成分をもつ5052、5056および5083合金の大型鋳塊から採取した幅 $200\times$ 長さ $800\times$ 厚さ 160mm のスライスである。

各供試材は東京計器機製UR-I型超音波探傷器を用い、その総合感度が学振II型標準試験片V44の欠陥を測定してパルス高さが片側 14mm となるような条件で探傷検査を行なった。結果は5052および5083合金がパルス高さ $2\sim3\text{mm}$ 、5056合金では $3\sim6\text{mm}$ であり、内在する欠陥は切削した場合にも見出しがたいほど小さなもので、健全な鋳塊として取り扱った。

つぎに、肉眼組織をくらべると、5052と5083合金は柱状晶が発達した組織を呈し、5056合金は細かい結晶粒組織であった。そこで、各試験片は鋳込み方向に平行、直角および厚さ方向の3方向から採取して実験に供した。

引張性質はTable 12に試験片6本以上の平均値を示す。5052および5083合金は肉眼組織からみると採取方向とその位置によってかなりの差があると予測していたが、静的強さはかなり揃っていた。また、静的強さは $5083 > 5056 > 5052$

Table 11 Chemical composition of cast specimens.

Material	Chemical composition (%)								
	Mg	Mn	Cr	Cu	Si	Fe	Ti	Zn	Al
5052	2.60	0.01	0.26	0.02	0.10	0.26	0.01	Tr.	Bal.
5056	5.38	0.10	0.10	0.02	0.14	0.18	Tr.	0.02	Bal.
5083	4.54	0.60	0.18	0.02	0.15	0.20	0.01	0.02	Bal.

Table 12 Tensile properties of cast specimens.

Direction	5052			5056			5083		
	Yield strength (0.2% offset) (kg/mm ²)	Tensile strength (kg/mm ²)	Elongation (%)	Yield strength (0.2% offset) (kg/mm ²)	Tensile strength (kg/mm ²)	Elongation (%)	Yield strength (0.2% offset) (kg/mm ²)	Tensile strength (kg/mm ²)	Elongation (%)
Longitudinal	7.8	18.6	28	10.5	25.0	21	11.6	26.1	24
Transverse	7.1	16.5	20	10.8	24.7	25	12.1	26.7	18
Short-transverse	7.6	18.1	23	10.0	24.4	24	10.6	25.6	25

52合金の順に高いが、前2者間の差は1~2 kg/mm²で比較的小さい。

5・2 疲れ試験方法および実験結果

疲れ試験は4.2項と同様とした。S-N曲線はFig. 14に掲げ、疲れ強さを前掲のTable 10にあわせて示した。これらからつぎのことがわかる。

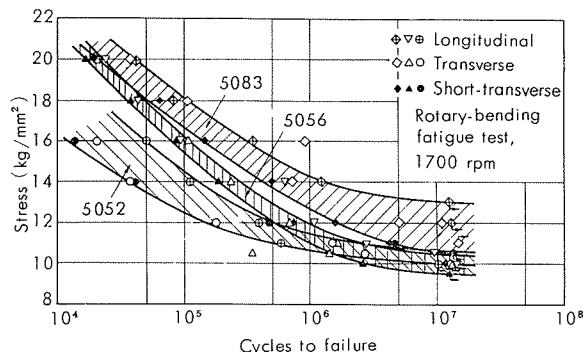


Fig. 14 S-N curves of casted specimens.

1) 5052合金の疲れ強さは10.0~10.7 kg/mm²、5056合金は9.6~10.5 kg/mm²、5083合金は10.6~13.1 kg/mm²であり、各合金間に展伸材におけるような差がなかった。なお、Fig. 14 からわかるように5083合金は鋳込み方向に平行に採取した試験片が他の方向のものより大きい疲れ寿命をもったので、疲れ強さの幅が大きくなつたわけである。すなわち、肉眼組織の1例をPhoto. 1に示すように、鋳込み方向に平行な試験片は長く伸びた結晶粒に直角に負荷されるような条件となっており、このためかもしれない。

5052合金では5083合金に見られるような肉眼組織の採取方向による相違がなかった。

2) つぎに、本実験結果をTable 10のプローホールがないか、もしくは0.3 mm以下のものをもつ溶接継手の疲れ強さとくらべると、ほぼ類似な値であることがわかる。したがつて、疲れ強さからみると、溶着金属部が大きい溶接継手の場合は铸造材とみなすのが妥当であろう。ただ、5052合金溶接継手が铸造材より低い疲れ強さをもつ理由は明らかでなく、今後の検討が必要であろう。

6. 考察

以上の各実験結果から考察するとつぎのことがいえる。

1) 余盛がある場合、余盛の角度が疲れ強さに影響し、3.4項の2)のように角度が大きいものは疲れ強さが低いといえるが、2.3項の2)の5083-Oと同H材および同項4)のような例もあるから、単に角度のみで実験結果を説明するのはむずかしい。余盛の切欠効果によって疲れ強さが低下するわけであるから、その因子として角度のみでなく、余盛の高さと母材の厚さとの割合、余盛と母材の境界の丸みなどを含めて検討すべきであろう。

一方において、余盛の形状係数を光弾性実験によって求めた結果¹⁰⁾は1.33であり、また、AlMg 5合金についてラッカーコート法で求めた結果¹¹⁾は1~1.8で平均1.25であったという。余盛の形状は溶接方法その他で変わるわけであるが、この程度の形状係数ならば疲れ強さの低下は比較的少ないはずである。そこで、母材の疲れ強さを余盛をもつ場合の値で除して得た切欠係数を用い、切欠材の回転曲げ疲

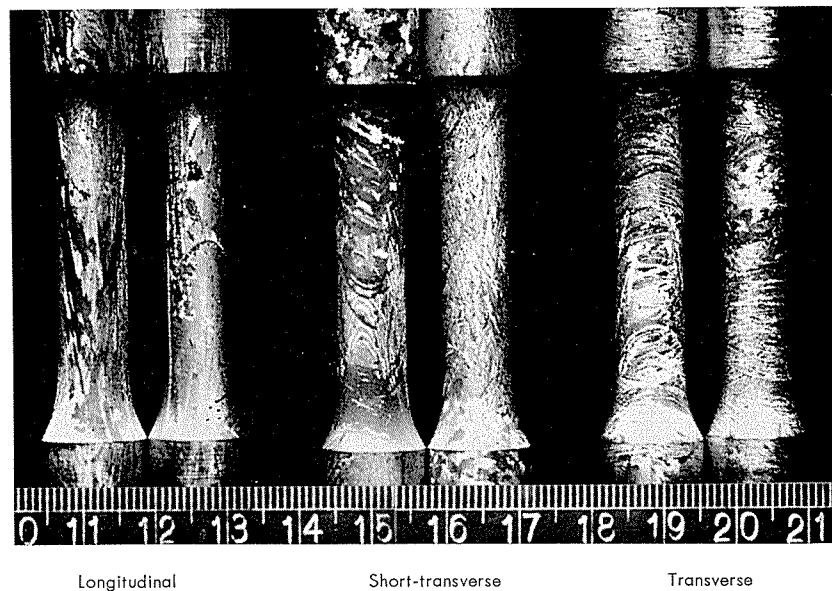


Photo. 1 Macro-structure of cast 5083 alloy fatigue test specimens.

れ試験結果における形状係数と切欠係数の関係^{5,6)}から、前者の値に相当する形状係数を類推すると、Table 3 およびFig. 5 における 5083-O 材のそれは 1.5~1.9 でおよそ 1.6、Table 6 の一層盛の場合は 2.1~2.6 でおよそ 2.3 程度となる。したがって、本実験における余盛の形状係数は 2 前後とみなせばよいようである。なお、破壊は余盛の端と母材との境界においているから、溶接による組織の変化はそれほど考慮しなくともよからう。

2) 余盛を削除した場合の疲れ強さは実験(1)と(2)に用いたような薄板で溶接部が健全ならば母材軟質の値と同等もしくはそれに近い値をえるとみなしても差支えない。しかし、実験(3)のような厚板の場合は前者とくらべて溶着金属部が大きくなるので、疲れ強さが铸造材の値に類似となる。

なお、余盛を削除すると X 線探傷検査で検出できなかつたような欠陥、または溶接等級の判定において採りあげない最大厚さの 2% 以下のプローホールなどが、いずれも表面もしくはその近くに内在すると、切欠として疲れ強さに影響する。この場合、欠陥の大きさと数、また、そのある位置などが試験片寸法との関係において重要な因子となるわけであるが、著者らの 1 人が人工欠陥をもつ 7075 合金について行なった実験^{12,13)}などが現段階ではその解釈にある程度参考となるのではないかと考える。

7. 結 語

Al-Mg 系合金溶接継手の疲れ強さについて検討し、次の結果を得た。

1) 余盛をもつ場合の疲れ強さは、5083 合金を例にあげると 7 kg/mm^2 前後であり、溶接等級の差、すなわち、

プローホールなどの多少はそれほど影響をおよぼさない。

2) 余盛を削除したときは溶接部表面にプローホールなどの欠陥がなければ母材の軟質の値にはほぼ近い疲れ強さが得られる。

3) 5083-O 材、ミグ溶接継手の疲れ強さにおよぼす溶加材の影響は、溶加材 5556, NG6, 5356, 5056, ALCAN 56S, 5083 合金の間に差がないようであり、むしろ、余盛の形状とか、余盛を削除したときは表面のプローホールの有無などの影響の方が大きい。

4) 以上の各結果は 4~6 mm 板についてであり、20 mm 板でプローホールがないか、もしくは 0.3 mm 以下のものを溶接部表面にもつ場合の疲れ強さは母材より 33% ほど低く、その疲れ強さは铸造材とほぼ同等であった。

なお、溶接部に溶込み不良があると疲れ強さの低下が著しい。

文 献

- 1) 竹内勝治：本誌，7(1966), 40
- 2) 竹内勝治：軽金属溶接，4(1966), 240
- 3) 竹内勝治：軽金属溶接，4(1966), 290
- 4) 竹内勝治：軽金属，6, 19(1956), 90
- 5) 竹内勝治、田中英司：本誌，3(1962), 117
- 6) 竹内勝治、田中英司：本誌，2(1961), 78
- 7) W. O. Dinsdale : Brit. Weld. J., 11(1964), 233
- 8) J. L. Wood : Brit. Weld. J., 7(1960), 365
- 9) 杉山禎彦：溶接学会誌，33(1964), 936
- 10) J. Koziarski : Weld. J., 34(1955), 466
- 11) A. Matting, G. Jacoby : ALUMINIUM, 38(1962), 309
- 12) 深井誠吉、竹内勝治：本誌，3(1962), 63
- 13) 深井誠吉、竹内勝治：材料，14(1965), 564

P

172

Reprinted from SUMITOMO LIGHT METAL TECHNICAL REPORTS Vol. 9 No. 4 October 1968

Al-Zn-Mg合金突合せ溶接継手の疲れ強さについて

竹内勝治
杉山禎彦
福井利安

住友軽金属工業株式会社

Al-Zn-Mg合金突合せ溶接継手の疲れ強さについて*

竹内勝治** 杉山禎彦*** 福井利安***

Fatigue Strengths of Welded Butt-Joints in Al-Zn-Mg Alloys

by Katsuzi Takeuchi, Yoshihiko Sugiyama and Toshiyasu Fukui

This paper reports the study which was carried out on the fatigue properties of welded butt-joints made of 5356 or Al-Zn-Mg alloy filler-metals in TIG welding of ZG43 or ZQ 50 Al-Zn-Mg alloys.

The fatigue tests were conducted with Schenck's plane-vibrating fatigue tester and the fatigue strengths were determined at 10^7 cycles.

The fatigue strengths of butt-joints with or without reinforcement of welds are shown in Table 6. The difference in the kinds of employed filler-metals or conditions of heat treatment of base-metals before welding had no remarkable effects on the fatigue strengths of welded butt-joints. The tempering treatment after welding slightly depressed the fatigue strengths from those values of as welded.

In order to explain the facts mentioned above, the fatigue tests of ZG43 bar-specimens, notched and unnotched, were conducted with a rotary-bending fatigue tester. The notch sensitivity increased with the rise in tempering temperature up to 140°C as shown in Fig. 12.

With respect to the fatigue properties of butt-joints in Al-Zn-Mg alloys, the authors concluded as follows:

- (1) T4 treatment of base-metal was superior to T6 treatment.
- (2) Tempering treatment after welding was undesirable.
- (3) The same properties were obtained by the filler-metals of 5356 as by those of Al-Zn-Mg alloys.

1. 緒 言

Al-Zn-Mg合金は焼入れ性および時効性が優れているので、溶接構造材として用いたとき、溶接時の熱入力によって熱影響部が溶体化するため軟化するが、その後の常温時効または高温時効によって強さを著しく回復し、また、溶着金属もその後の時効によって強さがかなり向上する。したがって、Al-Zn-Mg合金は溶接継手の静的強さの点からAl-Mg合金などとくらべて有利であり、また、耐食性ならびに加工性も比較的良好なので、車輌関係その他に最近かなり使用されるようになった。

本報はZG43¹⁾およびZQ50合金²⁾各T4, T6材について溶加材に5356合金とAl-Zn-Mg系合金を用い、ティグ突合

せ手動溶接した場合ならびにT4材を溶接後焼もどし処理したときの各平面曲げ疲れ強さを検討した。溶接後の焼もどし処理は後述の実験結果からみると疲れ強さの向上には必ずしも効果があるといいがたいので、それを確かめるためZG43-T4棒について焼もどし温度と切欠疲れ強さの関係も検討した。

2. 供試材および実験方法

2・1 供 試 材

供試材は板厚4 mmのZG43およびZQ50合金各T4, T6材であり、その化学成分と機械的性質をそれぞれTable 1と2に示す。また、焼もどし温度と切欠疲れ強さの関係を検討するのに用いたZG43-T4棒もあわせて掲げたが、これは $465^\circ\text{C} \times 1\text{h}$ 水冷後14日間常温時効させてから100ないし 200°C で48h焼もどし処理を施して実験に供した。

* 本報は、軽金属、18(1968), 191に発表済

** 研究部 工学博士

*** 研究部

Table 1 Chemical compositions of specimens.

Material	Size and manufacture	Chemical composition (%)								
		Zn	Mg	Mn	Cu	Si	Fe	Cr	Ti	Al
ZG 43	4mm, rolled	4.33	1.85	0.30	0.05	0.04	0.11	<0.01	0.01	Bal.
ZQ 50 ⁽¹⁾		4.80	2.02	0.01	0.02	0.06	0.23	<0.01	0.06	Bal.
ZG 43	20mmφ, extruded	4.05	1.72	0.31	0.03	0.06	0.19	<0.01	0.01	Bal.

(1) Ag 0.14%, Zr 0.18% contained.

Table 2 Mechanical properties of specimens.

Material	Tensile properties			Brinell hardness number (10/500/30)	Charpy impact value [U-notch] (kg-m/cm ²)
	Yield strength [0.2% offset] (kg/mm ²)	Tensile strength (kg/mm ²)	Elongation (%)		
ZG43-T4 ^{(1), (3)}	27.8	38.7	20	102	—
ZG43-T6 ^{(1), (4)}	39.5	44.0	16	123	—
ZQ50-T4 ^{(1), (3)}	32.4	42.8	18	109	—
ZQ50-T6 ^{(1), (4)}	44.1	48.2	17	132	—
ZG43-T4 ^{(2), (3)}	31.1	45.0	18	(Hv 115)	5.3

(1) 4mm, rolled. (2) 20mmφ, extruded.
(3) 465°C×1h water quenched, and 1 month aged.
(4) 465°C×1h water quenched, and 120°C×48h tempered.

2・2 溶接方法および試験片採取要領

4mm板から圧延方向に沿って130mm×400mmの素材を多数採取し、Table 3に掲げる溶接条件（溶接線は圧延方向に直角）でティグ手動溶接を行なった。すなわち、開先はI型突合せ（片側1層盛）とし、溶加材は5356合金ならびにAl-Zn-Mg系合金（ZG43合金に対しAl-3.9%Zn-1.8%Mg-0.5%Mn, ZQ50合金にはAl-3.9%Zn-2.4%Mg-0.3%Mn）を用いた。

溶接部のX線透過検査は溶接部の厚さを5mmとして、電圧50kV、電流3mA、透過時間5minの条件で行ない、透過度計は軽金属協会規格LIS TZ1-1963のAO2を用い、試験方法はLIS TW2-1965に準じた。溶接等級をJIS Z 2341によって判定すると、1, 2のものを除き1級であった。

後述の各試験片は溶接線に直角で、かつ、溶接線が試験片の中央に位置するように採取し、溶接後30日間以上常温時効したものを実験に供した。なお、T4材を溶接後焼もどし処理して実験に供した試験片の処理は120°C×48hとした。

2・3 溶接部の引張試験およびかたさ分布

引張試験片はJIS Z 2201の5号試験片とし、余盛の有無の2条件について引張性質を測定した。

溶接部断面のかたさ分布はビッカースかたさ試験機（荷

重5kg）を用いて測定した。

2・4 疲れ試験方法

2・4・1 平面曲げ疲れ試験

板材の疲れ試験はシェンク型平面曲げ振動疲れ試験機（容量4kg-m, 3500cpm）を用い、実験は繰返し回数10⁴ないし10⁷の範囲にわたって行ない、疲れ強さは繰戻回数10⁷の値を用いることとした。

試験片の形状は前報³⁾と同様、加応力部の幅b=20mm、つかみの幅B=45mm、長さL=120mm、半径R=42.5mmのものであり、母材および余盛をシェーパ加工で削除した試験片（厚さ3mm）は理研カーボランダム研磨紙#600仕上げとした。余盛をもつ試験片はその端面と縁のみを#600研磨紙で仕上げた。

なお、余盛をもつ試験片の応力計算は中央断面について余盛がないものとして取り扱った。

2・4・2 回転曲げ疲れ試験

棒材の疲れ試験は小野式回転曲げ疲れ試験機（容量8kg-m, 1700rpm）を用い、前項と同様に行なった。

平滑試験片は標準寸法（d=10mmφ, D=15mmφ, L=150mm）のものであり、平行部は#400研磨紙仕上げとした。切欠試験片は60°-V型環状切欠とし、切欠底の直径d=10mmφ、切欠の深さt=1.25mm、切欠底の丸みρ=

Table 3 TIG manual welding conditions of butt-joint.

Base-metal	Filler-metal	Root opening ⁽¹⁾ (mm)	Welding current (A)	Pass number	Rate of welding (m/min)	Flow rate of Argon gas (l/min)
ZG 43	5356 alloy ⁽²⁾ Al-3.9%Zn-1.8%Mg-0.5%Mn ⁽²⁾	1	310~330	1	0.26~0.28	10~13
ZQ 50	5356 alloy ⁽³⁾ Al-3.9%Zn-2.4%Mg-0.3%Mn ⁽³⁾	2	250	1	0.20~0.22	12

(1) I-type single groove joint.

(2) 3.2mmφ dia.

(3) 4.2mmφ dia.

0.30mm のものを用いた。Neuber の計算式⁴⁾によると形状係数が 3.0 に相当する切欠である。切欠部は旋削のままとして、その形状を投影器で 50 倍に拡大して検査し、標準寸法と比較して ±0.02mm の範囲にあるものを試験に供した。

3. 実験結果および考察

3.1 溶接継手の引張性質およびかたさ分布

溶接継手の引張性質は Table 4 に、また、溶接部断面のかたさ分布を ZG43 合金について Fig. 1 (5356 合金溶加材) および 2 (Al-Zn-Mg 系合金溶加材) にそれぞれ示す。これらから、つぎのことがわかる。

(1) ZG43 合金 T4, T6 溶接継手の耐力は 18.4~22.4kg/mm², 引張強さが 29.8~36.3kg/mm² であり、ZQ50 合金はそれぞれ 21.8~24.4kg/mm² および 34.0~37.5kg/mm² で前者よりいくぶん高い値をもつ。以下、若干詳しく述べるとつぎのようである。

母材の質別の相違は溶接後の静的強さに影響があまりなく、あえていうならば T4 材が T6 材よりごくわずかながら高い値をもつ傾向がみられる。また、静的強さは溶加材として 5356 合金より Al-Zn-Mg 系合金を用いたほうがおよそ 1kg/mm² ほど高い。余盛をもつときは母材と余盛の境

界で破壊がおきたためか余盛を削除したものとくらべ耐力が 1~2kg/mm², 引張強さでは 3.5~6kg/mm² (ZG43 合金) または 0.3~3kg/mm² (ZQ50 合金) ほどいざれも多い。

なお、上述の静的強さの傾向は既報^{5,6)} の実験結果となり一致している。

(2) つぎに、T4 材を溶接後焼もどし処理すると静的強さが向上し、その割合は ZG43 合金より ZQ50 合金において、また、5356 合金溶加材より Al-Zn-Mg 系合金溶加材を用いたほうが著しい。たとえば、5356 合金溶加材を用いた余盛をもつ ZG43 合金溶接材の場合、耐力が 28.3kg/mm², 引張強さは 36.9kg/mm² で処理しないものよりそれぞれ 6.3kg/mm² または 1.0kg/mm² 高い。同様に、Al-Zn-Mg 系合金溶加材のときは 11.0kg/mm² (耐力) および 3.5kg/mm² (引張強さ) 向上しており、しかも 5356 合金溶加材を用いたときより 5.1kg/mm² (耐力) または 2.9kg/mm² (引張強さ) 高い値をもつ。

(3) Fig. 1 および 2 について検討すると、5356 合金溶加材を用いたときの溶着金属部における最低かたさは母材の質別および溶接後の焼もどし処理によってほとんど変らない。しかし、Al-Zn-Mg 系合金溶加材の場合にはかたさが焼もどし処理によって向上しており、かつ、T4 溶接材の最

Table 4 Tensile properties of TIG welded butt-joints.

Base-metal	Condition	Filler-metal	Reinforce-ment of weld	Tensile properties			Reduction ⁽¹⁾ (%)	
				Yield strength (0.2% offset) (kg/mm ²)	Tensile strength (kg/mm ²)	Elongation (%)	For yield strength	For tensile strength
ZG43-T4	As welded ⁽²⁾	5356	With	22.0	35.9	15	20.9	7.8
			Without	20.0	30.9	9	28.1	20.2
		Al-3.9%Zn-1.8% Mg-0.5%Mn	With	22.4	36.3	16	19.4	6.2
			Without	20.8	33.8	12	25.2	12.7
	120°C×48h tempered ⁽³⁾	5356	With	28.3	36.9	5	28.3	16.1
			Without	23.4	31.3	5	40.8	28.8
		Al-3.9%Zn-1.8% Mg-0.5%Mn	With	33.4	39.8	7	15.4	9.5
			Without	28.3	33.3	5	28.3	24.3
ZG43-T6	As welded ⁽²⁾	5356	With	19.7	35.8	16	50.1	18.6
			Without	18.4	29.8	9	53.4	32.3
ZQ50-T4	As welded ⁽²⁾	5356	With	23.3	37.0	15	28.1	13.5
			Without	21.8	34.0	12	32.7	20.5
		Al-3.9%Zn-2.4% Mg-0.3%Mn	With	24.4	37.5	15	24.7	12.4
			Without	23.1	36.5	15	28.7	14.7
	120°C×48h tempered ⁽³⁾	5356	With	34.5	41.4	5	21.8	14.1
			Without	28.2	35.5	5	36.1	26.3
		Al-3.9%Zn-2.4% Mg-0.3%Mn	With	39.0	44.3	7	11.5	8.1
			Without	35.8	40.8	5	18.8	15.3
ZQ50-T6	As welded ⁽²⁾	5356	With	23.2	35.4	10	47.4	26.5
			Without	21.9	35.1	14	50.3	27.2
		Al-3.9%Zn-2.4% Mg-0.3%Mn	With	24.0	36.2	10	45.6	24.9
			Without	22.6	35.7	13	48.8	25.9

(1) Reduction percentages refer to the base-metals.

(2) 1 month aged.

(3) Reduction percentages refer to T6 treated base-metal.

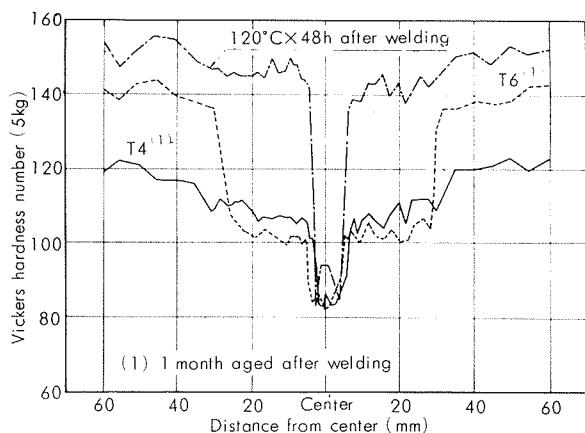


Fig. 1 Hardness distributions at the section of TIG welded ZG 43 alloy (Filler metal: 5356 alloy).

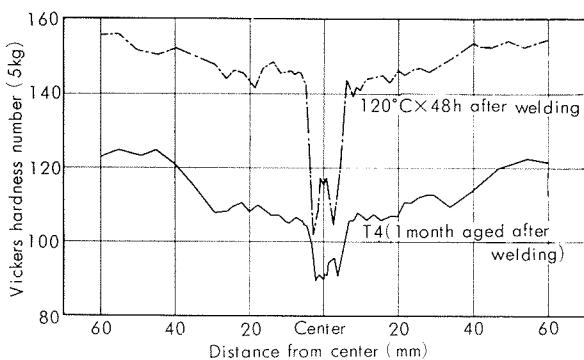


Fig. 2 Hardness distributions at the section of TIG welded ZG 43 alloy (Filler metal: Al-3.9% Zn-1.8% Mg-0.5% Mn).

低かたさも5356合金溶加材のときより若干高い値を示している。

3・2 母材の疲れ強さ

S-N曲線はFig. 3に、疲れ強さをTable 5に示す。

(1) ZG43-T 4 および T 6 材の疲れ強さはそれぞれ 14.0 kg/mm^2 および 15.2 kg/mm^2 である。ZQ50-T 4 材の疲れ強さは 14.4 kg/mm^2 、T 6 材は 14.0 kg/mm^2 であって T 4 材

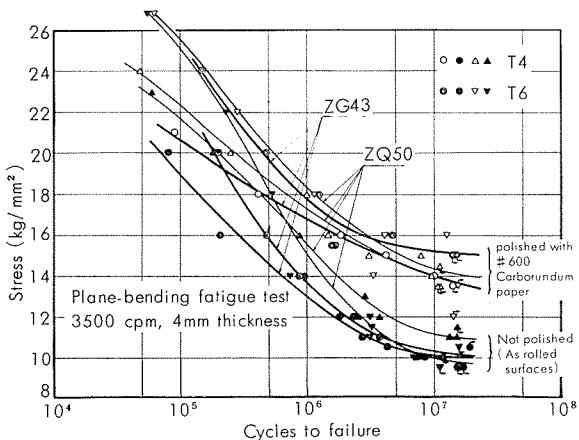


Fig. 3 S-N curves of base-metals.

より低い値を示し、また、ZG43合金とくらべるとT 4 材では高い疲れ強さをもつがT 6 材は低い。

(2) そこで、参考までに圧延のままの表面をもつ試験片について疲れ強さを測定し、同様にFig. 3 およびTable 5に掲げた。試験片は成形した端面と縁のみを#600研磨紙で仕上げたものである。

疲れ強さは ZG43-T 4 材が 10.1 kg/mm^2 、T 6 材が 10.3 kg/mm^2 、ZQ50-T 4 材は 11.1 kg/mm^2 、T 6 材は 10.0 kg/mm^2 であり、傾向は前項の場合と同じであった。T 6 材は後述の3.4項からわかるようにT 4 材より切欠感度が大きく、また、ZG43合金よりZQ50合金が切欠に敏感である²⁾から、前述したような結果があつてもよいのかもしれない。ただ、ZQ50-T 6 材はFig. 3 からわかるように繰返し回数107付近における実験点の散らばりが他より大きいことも低い疲れ強さを得た要因の一つであり、また、棒材の回転曲げ疲れ強さはT 4 材よりT 6 材のほうが 1 kg/mm^2 ほど高い値をえている²⁾ ことも付記する。

(3) なお、圧延のままの表面をもつ(2)項の結果とペーパ仕上げした(1)項を比較すると、疲れ強さはT 4 材でおよそ25%、T 6 材では30%ほど前者の方がいづれも低い。この差はジュラルミン板の場合⁷⁾ よりやや大きいようであり、著者らの一人が回転曲げ疲れ試験すでに指摘したようにペーパ仕上げは試験片の表面に加工層を形成すること、表面あらざの相違などのためにえられたのである。

Table 5 Fatigue strengths of base-metals.

Material		Surface condition	Fatigue strength (10^7 cycles) (kg/mm^2)	Reduction of fatigue strength (%)
ZG43	T4 ⁽¹⁾	Polished ⁽²⁾	14.0	0
		As rolled	10.1	27.9
	T6	Polished ⁽²⁾	15.2	0
		As rolled	10.3	32.2
ZQ50	T4 ⁽¹⁾	Polished ⁽²⁾	14.4	0
		As rolled	11.1	22.9
	T6	Polished ⁽²⁾	14.0	0
		As rolled	10.0	28.6

(1) 1 month aged.

(2) Polished with #600 Carborundum paper.

3・3 突合せ溶接継手の疲れ強さ

S-N曲線は母材および溶加材別にFig. 4ないし7に、疲れ強さはTable 6にそれぞれ示す。

3・3・1 余盛を削除した場合の疲れ強さ

(1) 疲れ強さはZG43合金が $10.6 \sim 12.6 \text{ kg/mm}^2$ 、ZQ50合金では $10.5 \sim 13.2 \text{ kg/mm}^2$ の範囲にあり、破壊はいづれも溶接部の中央におきている。以下、若干詳しく述べるところである。

(2) ZG43合金(5356溶加材)はT 6溶接継手のほうがT 4溶接継手より疲れ強さが 1.4 kg/mm^2 高く、ZQ50合金ではT 6溶接継手が逆に 1.6 kg/mm^2 (5356溶加材) または 0.7 kg/mm^2 (Al-Zn-Mg系合金溶加材) ほど低い。また

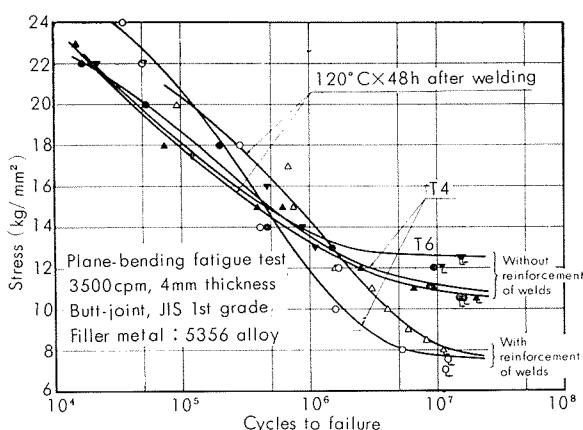


Fig. 4 S-N curves of TIG welded ZG 43 alloy.

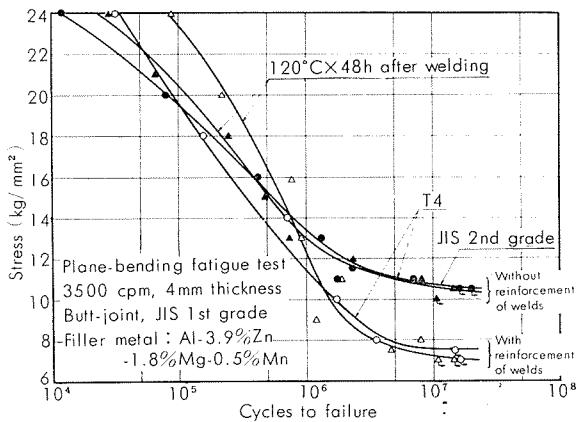


Fig. 5 S-N curves of TIG welded ZG 43 alloy.

疲れ強さは 5356 合金溶加材を用いたほうが Al-Zn-Mg 系合金溶加材の場合より ZG43 合金において 0.3~0.5 kg/mm², ZQ50 合金では 0.6~2.0 kg/mm² ほど高い値を示す。ただし、Table 6 の注に記したように後者の溶加材を使用した試験片の中には余盛削除後の表面に直径 0.12 mm 以下のプロ-

ホールをもつものもあったので、疲れ強さにその影響も含まれている。

(3) つぎに、T4 溶接継手のそれを焼もどし処理した場合の疲れ強さとくらべると、後者は前者よりいずれも低い値をもち、ZQ50 合金を例にあげると 5356 合金溶加材の場

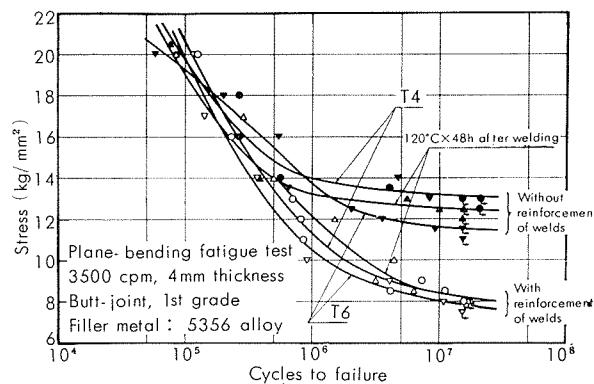


Fig. 6 S-N curves of TIG welded ZQ 50 alloy.

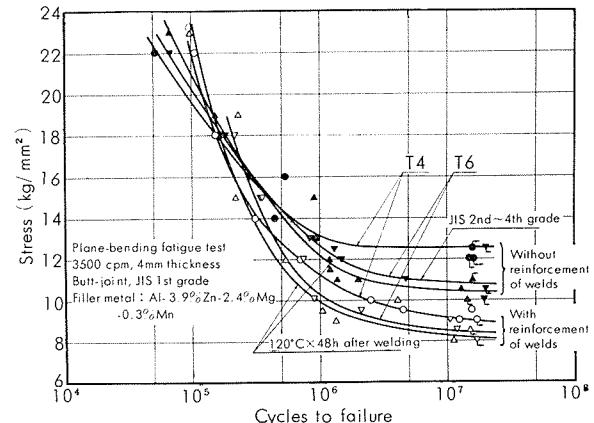


Fig. 7 S-N curves of TIG welded ZQ 50 alloy.

Table 6 Fatigue strengths of TIG welded butt-joints.

Base-metal	Condition	Filler-metal	Grade of X ray inspection	Fatigue strength (kg/mm ²)		Reduction of fatigue strength (%)	
				Reinforcement of Welds		Reinforcement of Welds ⁽⁶⁾	
				With	Without	With	Without
ZG43-T4	As welded ⁽¹⁾	5356	1	7.8	11.2	44.3	20.0
		Al-3.9%Zn-1.8%Mg-0.5%Mn	1	7.6	10.7 ⁽²⁾	45.7	23.6
	120°C × 48h tempered ⁽³⁾	5356	1	8.3	10.9	45.6	28.3
		Al-3.9%Zn-1.8%Mg-0.5%Mn	1	7.2	10.6 ⁽³⁾	52.6	30.3
ZG43-T6	As welded ⁽¹⁾	5356	1	—	12.6	—	17.1
ZQ50-T4	As welded ⁽¹⁾	5356	1	8.4	13.2	41.7	8.3
		Al-3.9%Zn-2.4%Mg-0.3%Mn	1	9.1	12.6	36.8	12.5
	120°C × 48h tempered ⁽³⁾	5356	1	8.4	12.5	40.0	10.7
ZQ50-T6	As welded	5356	1	8.0	11.6	42.9	17.1
		Al-3.9%Zn-2.4%Mg-0.3%Mn	1	8.5	10.9 ^{(3), (4)}	39.3	22.1

(1) 1 month aged.

(2) 2nd grade of X-ray inspection.

(3) Blowholes (<0.12 mm) detected.

(4) 2nd~4th grade of X-ray inspection.

(5) Reduction percentages refer to the base-metals.

(6) Reduction percentages refer to T6 treated base-metals.

Table 7 Dimensions of reinforcement in weld of butt-joints of ZG43 alloy.

Condition	Filler-metal	Form of reinforcement of welds (Degree, mm)							
		A	B	C	D	W ₁	W ₂	T ₁	T ₂
As welded	5356 alloy	23	21	50	50	13.4	4.9	1.3	1.5
	Al-3.9%Zn-1.8%Mg-0.5%Mn	20	18	56	55	14.3	4.3	1.3	1.2
120°C×48h tempered	5356 alloy	19	23	64	67	13.8	4.3	1.4	1.7
	Al-3.9%Zn-1.8%Mg-0.5%Mn	22	24	43	47	14.9	4.3	1.0	1.1

合 0.7kg/mm², Al-Zn-Mg 系合金溶加材では 2.1kg/mm² ほど差が見られる。すなわち、3.1 項の静的強さの場合と異なり、疲れ強さが向上しなかったわけである。

3・3・2 余盛をもつ場合の疲れ強さ

(1) 疲れ強さは ZG43 合金が 7.2~8.3kg/mm², ZQ50 合金では 8.0~9.1kg/mm² であり、3.3.1 項と同じく後者の方がいくぶん高い値をもつ。T4 溶接継手と T6 溶接継手、また、T4 溶接継手とそれを焼もどし処理した場合の疲れ強さをそれぞれくらべると、傾向は余盛を削除した場合とほぼ類似であるといつても差支えなかろう。溶加材の影響も同様であるが、ZQ50 合金では Al-Zn-Mg 系合金溶加材のほうが 5356 合金溶加材を用いた場合よりやや高い疲れ強さを示した例もある。

(2) なお、破壊は母材と余盛の端との境界における。そこで、各試験片について Fig. 8 に掲げる余盛の角度 A, B, C, D, 余盛の幅 W₁, W₂, 余盛の高さ T₁, T₂ を測定し、ZG43 合金の 1 例（各試験片の平均値）を Table 7 に示した。

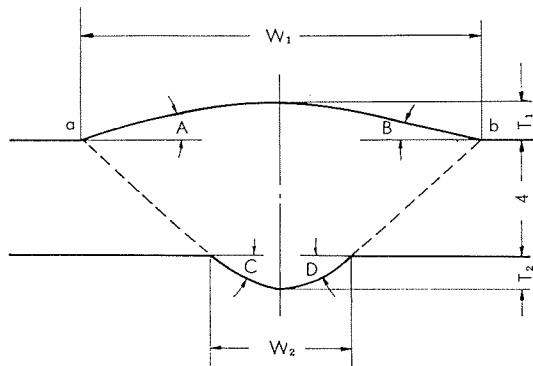


Fig. 8 Form of reinforcement of welds.

破壊位置は Fig. 8 に示す a または b であるから、切欠の要因として角度 A または B と、余盛の高さ T₁, a または b における境界の丸みがあげられるが、境界の丸みは測定が難しく、かつ、小さな値であった。また、試験片の形状からみると余盛の幅 W₁ の大小が断面係数、すなわち、見掛けの応力と関係する。これらのうち、どれが疲れ強さにもっとも影響するかは光弾性実験も必要であるが、本実験では各試験片の余盛の形状はほぼ類似であったとみなしたい。

3・4 焼もどし温度と切欠疲れ強さの関係

焼もどし温度と静的な機械的性質およびシャルピー衝撃値の関係は Fig. 9 に示す。平滑材および切欠材の S-N 曲線は Fig. 10 および 11 に掲げ、疲れ強さおよび切欠係数を温度との関係において Fig. 12 に示す。これらについて検討するとつきのようである。

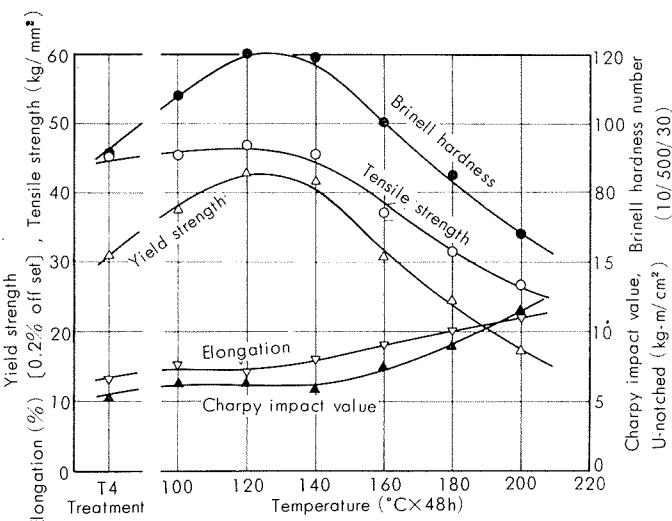


Fig. 9 Mechanical properties of tempered ZG 43 alloy after solution heat treatment.

(1) 耐力、引張強さ、かたさなどは焼もどし温度の上昇につれて向上し、その割合は耐力、かたさなどにおいて著しく、いづれも 120°C 付近で最高値に達したのち逆に低下し始める。伸びおよび衝撃値は 140°C 付近まで T4 材とくらべて大差なく、それ以上の温度になると増加する。

(2) 平滑材の疲れ強さと焼もどし温度の関係は前述の耐

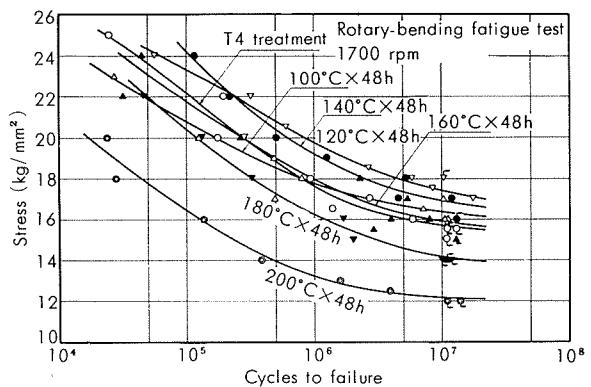


Fig. 10 S-N curves unnotched specimens of ZG 43 alloy.

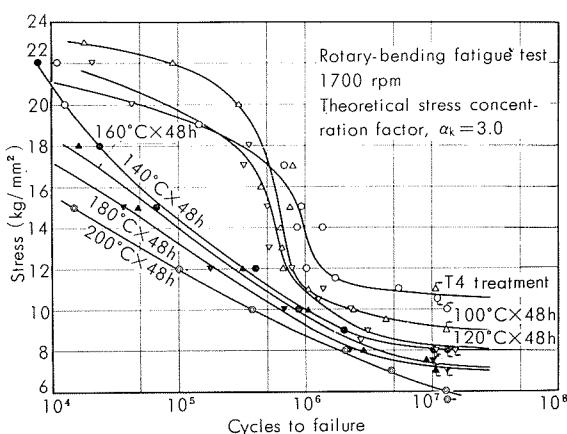


Fig. 11 S-N curves of notched specimens of ZG 43 alloy.

力またはかたさの場合と全く類似であるが、切欠疲れ強さは焼もどし温度の上昇につれてほぼ直線的に低下している。切欠係数は Fig. 12 からわかるように 120°C 付近まで急激に大きくなるが、それ以上の温度になると徐々に小さくなる傾向がみられる。

(3) 以上の結果からみると、120°C 程度以下における焼もどし処理は静的強さおよび平滑材の疲れ強さの向上に効果があるが、切欠感度は温度の上昇につれて大きくなるわけである。また、さらに高温で、すなわち、過時効の温度範囲における焼もどし処理も切欠疲れ強さを低下させていくので好ましくない。

なお、平滑材の疲れ強さと焼もどし温度の関係はジュラルミンについての実験結果⁹⁾とほぼ類似である。また Fig. 11においてT4材、100および120°C 焼もどし材のS-N曲線は通常と異なり、いわゆる、段がついたような形をもつ。このような例は2024-T4材についてすでに指摘した¹⁰⁾ことがあり、高応力で破壊した試験片の破面の状態も他と異なるが、これらについては別の機会に述べたい。

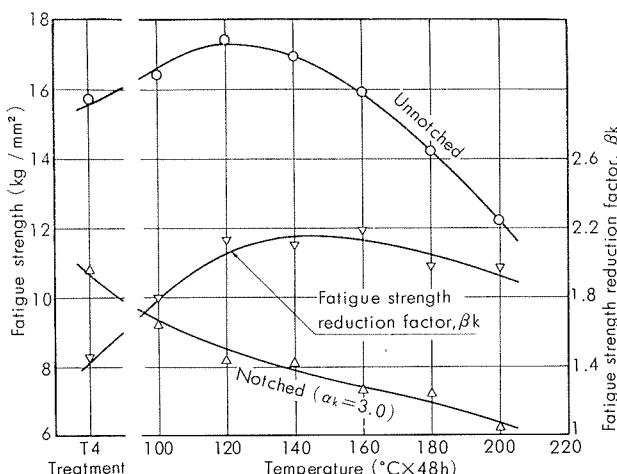


Fig. 12 Relations between fatigue strengths and tempered temperature after solution heat treatment of ZG 43 alloy.

3・5 考 察

以上の結果を要約すると多少の相違はあるが傾向として、母材の質別が T 4 か T 6 であるかということは溶接後の静的強さに影響があまりなく、また、溶加材に 5356 合金を用いても Al-Zn-Mg 系合金の場合ととくに著しい差が見られない。したがって、工業的見地からいえば、母材は T 4、溶加材は 5356 でよからう。

つぎに、溶接後の焼もどし処理は静的強さを高めるが疲れ強さを低下させる傾向があり、ZG43-T 4 棒の焼もどし温度と切欠疲れ強さの関係において明らかである。これは余盛、もしくは溶接部の欠陥などが切欠作用をもつためであり、焼もどし処理によって耐力がかなり向上するので切欠感度が大きくなることと関係する。疲れ強さからみると、焼もどし処理する必要はないわけであり、一方において、焼もどし処理は実際の溶接構造物に発生する残留応力を除去する効果をねらうという見方もできるが、200°C 以下の温度では残留応力の除去が期待できないことを付記する。

なお、ZG43 合金と ZQ50 合金各溶接継手の疲れ強さをくらべると後者の方がおよそ 1 kg/mm² ほど高い。また、前報の 5083-O 材の場合³⁾とくらべると ZG43 合金のほうがおよそ 1 kg/mm² ほど高い疲れ強さをもち、このような例は X7002-T6¹¹⁾、Z5A-T6¹²⁾ 各溶接継手と 5083 合金溶接継手の比較においても見られるが、いずれも本報と同様、主に両振り疲れ試験の場合である。構造物においては両振り繰返し応力が負荷される例が比較的少なく、片振りもしくは部分片振り繰返し応力を受ける場合が多いから、Matting らの実験¹³⁾に見られるごとく平均応力が大きいと静的強さの高い材質、すなわち、Al-Zn-Mg 合金の方が Al-Mg 合金より有利であると考えられる。

4. 結 語

ZG43 および ZQ50 合金 4 mm 板についてティグ突合せ手動溶接した場合の疲れ強さを検討し、つぎの結果を得た。

(1) 余盛を削除したときの疲れ強さは ZG43 合金が 10.6 ~ 12.6 kg/mm²、ZQ50 合金は 10.5 ~ 13.2 kg/mm² であり、余盛をもつ場合はそれぞれ 7.2 ~ 8.3 kg/mm²、または 8.0 ~ 9.1 kg/mm² であった。

(2) 母材の質別が T 4 か T 6 材かということは溶接後の疲れ強さに影響があまりなく、また、溶加材に Al-Zn-Mg 系合金を用いても 5356 合金溶加材の場合と大差がない。

(3) 溶接後の焼もどし処理は静的強さを高めるが、疲れ強さを低下せしめる。これは、ZG43-T 4 棒について焼もどし温度と切欠疲れ強さの関係を検討した実験結果においても明らかであった。

(4) 以上のようなので、疲れ強さの見地からいえば、母材は T 4、溶加材は 5356 合金、または Al-Zn-Mg 系合金のいずれでもよく、溶接後の焼もどし処理は施す必要がない

文 献

- 1) 竹内勝治, 田中英司: 本誌, 6(1965), 209
- 2) 寺井士郎, 竹内勝治, 田中英司, 馬場義雄: 本誌, 7(1966),
114
- 3) 竹内勝治, 杉山禎彦: 軽金属, 18(1968), 71, または本誌,
9(1968),
- 4) H. Neuber : Kerbspannungslehre, (1937)
- 5) 寺井士郎, 杉山禎彦, 福井利安: 本誌, 6(1965), 302
- 6) 寺井士郎, 杉山禎彦, 馬場義雄, 福井利安: 本誌, 7(1966),
197
- 7) 五十嵐勇, 深井誠吉: 機械学会論文集, 6, 22(1940), I, 20
- 8) 竹内勝治: 材料, 16(1967), 144
- 9) 五十嵐勇, 深井誠吉: 住友金属研報, 5(1934), 186
- 10) 深井誠吉, 竹内勝治: 機械学会誌, 61(1958), 1467
- 11) A.I. Kemppinen, W.B. Jenkins, G.E. Stein : Metal Prog.,
86(1964), 100
- 12) 神鋼カタログ
- 13) A. Matting, G. Jacoby : ALUMINIUM, 38(1962), 222

P

173

Reprinted from SUMITOMO LIGHT METAL TECHNICAL REPORTS Vol. 9 No. 4 October 1968

アルミニウム合金の高温割れにおよぼす微量元素の影響

福井利安

住友軽金属工業株式会社

アルミニウム合金の高温割れにおよぼす 微量添加元素の影響*

福 井 利 安**

Effects of Small Amounts of Additional Elements on Hot-cracking of Aluminum Alloys

by Toshiyasu Fukui

A study was made of the effects of small amounts of additional elements on hot-cracking of pure Al and alloys of Al-Mn, Al-Mg, Al-Mg-Si, Al-Cu-Mg and Al-Zn-Mg systems.

Susceptibilities to cracking were evaluated for tests of fish-bone cracking, bead-on-plate weld cracking and ring-cast cracking.

The results obtained were summarized as follows.

(1) The susceptibility to cracking of aluminum alloys in ring-cast cracking test decreased by the addition of Ti, B or Zr; in particular, by Ti.

(2) However, the addition of Zr had the most remarkable effects on the decrease of susceptibility in weld cracking test. The addition of either Ti or B had no appreciable effects, though they had more grain refining power for weld metals than Zr.

(3) None of other additional elements such as Be, V, and Mo were found to be effective for the decrease of hot-cracking of aluminum alloys, except for Al-Cu-Mg system.

(4) The susceptibility to cracking of aluminum alloys in weld cracking test depended upon various metallurgical factors as well as upon grain size, while in ring-cast cracking it mainly depended upon grain size.

1. 緒 言

溶接法の進歩とともに、近年各種アルミニウム合金を溶接構造用に用いることが多くなってきたが、実際の溶接施工ではしばしば割れを生じ、この割れ防止は工業的に非常に重要な問題となっている。

アルミニウム合金のこれらの溶接割れは鋳造割れと同じく、高温割れの現象としてよく知られており¹⁾、凝固収縮時に非平衡的に形成される Liquid film(液膜) の部分で生ずるとされている²⁾。

ところでこれらの高温割れにおよぼす因子としては合金の組成、凝固速度および拘束力などが主として考えられているが、凝固速度や拘束力が同じでしかも同一系統の合金では一般に組織の微細なものほど割れは少ないとされている。たとえば A. J. Murphy¹⁾は非鉄金属の高温割れは結晶粒度に依存すると指摘しており、I. I. Novikov³⁾は Al-Cu 系、Al-Si 系、Al-Cu-Mg 系および Al-Mg-Si-Cu 系合金の鋳造割れ防止に微細化効果の著しい Ti の添加が非常

に有効であるとしている。その他 K. P. Mudrack⁴⁾は Al-Zn-Mg 系合金の溶接割れ防止に Ti や Ti+B の添加が効果的であるとしており、J. H. Dudas ら⁵⁾は Al-Cu 系に Ti, Al-Zn-Mg 系に Zr の添加が有効であるとして、いずれも結晶粒の微細化によると結論している。

しかしながら、これらの点に関して系統的に調べられた報告は比較的少なく、また微細化による防止の機構についても、さらに明確にされねばならない点は多いように思われる。

本報は各種アルミニウム合金の高温割れと組織の微細化との関連について検討したものであるが、主として鋳造組織の微細化に有効な Ti, Zr, B, Be, V および Mo の添加について調査したものである。

2. 実験方法

2.1 供試材

実験に用いた試料は純アルミニウム (1100), Al-1.2% Mn (3003), Al-2.5% Mg (5052), Al-4.5% Mg (5083), Al-1% Mg-0.6% Si (6061), Al-0.7% Mg-0.4% Si (6063), Al-4.4% Cu-0.4% Mg (2014), Al-4.5% Cu-1.5% Mg (2024), Al-4.3% Zn-1.5% Mg および Al-5% Zn-2% Mg 系合金

* 軽金属, 18 (1968), 320に一部発表

** 研究部

Table 1 Chemical compositions of specimens.

Materials	Chemical compositions (%)						Remark
	Cu	Si	Mg	Mn	Zn	Cr	
Al and Al-Mn	—	—	—	—	—	—	1100
	—	—	—	1.2	—	—	3003
Al-Mg	—	—	2.5	—	—	0.25	5052
	—	—	4.5	0.8	—	0.10	5083
Al-Mg-Si	0.25	0.6	1.0	—	—	0.25	B : 0.05
	—	0.4	0.7	—	—	—	Be : 0.1
Al-Cu-Mg	4.4	0.8	0.4	0.8	—	—	V : 0.1
	4.5	—	1.5	0.6	—	—	2024
Al-Zn-Mg	—	—	1.5	—	4.3	—	Mo : 0.1
	—	—	2.0	—	5.0	—	—

の計10種類で、これらに Ti: 0.1~0.5%, Zr: 0.1~0.5%, B: 0.05%, Be: 0.1%, V: 0.1% および Mo: 0.1% をおのおの単独で添加した。供試材の標準化学組成を Table 1 に示す。化学分析の結果、不純物として、Fe: 0.2~0.3%, Si: 0.05~0.15%, Cu: 0.01~0.05% をおのおの含有しており、また主要添加元素はいずれも標準組成に対し±5%の範囲内であった。なお Ti, Zr, B, Be, V および Mo の微量添加元素の分析結果は実験結果の項におのおの示した。

2・2 溶接割れ試験

溶接割れ試験は Fish-bone cracking test と Bead-on-plate weld cracking test について行なったが、供試材はいずれも 3kg 板状鋳塊を 450°C で 24h の予備加熱後、熱間圧延および冷間圧延して 2mm 厚とし 450°C より炉冷した軟質材を用いた。軟質材を用いた理由は溶接割れ試験時に生じるねじれを少なくするためである。

割れ試験は両方の試験とも溶加材を使用しないナメ付溶接 (Test A) と母材と同成分の溶加材を用いた共金溶接 (Test B) の両方で行なった。溶接電流は 75~80A、電極径は 2.4mmφ、溶加材の径は 2.4mmφ で、いずれも TIG 溶接である。試験片の形状は Fig. 1 に示す。割れ感受性は割れ長さで示した。

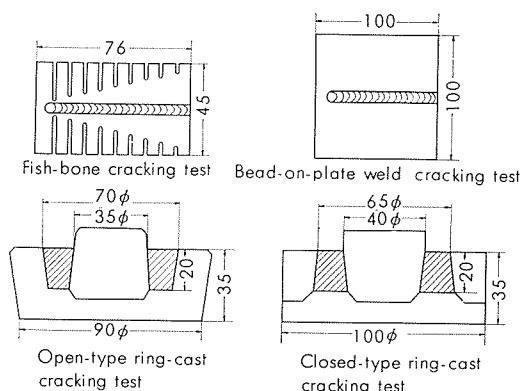


Fig. 1 Experimental procedures and size of specimens.

2・3 鋳造割れ試験

鋳造割れ試験は従来よりしばしば用いられている拘束型 (Closed-type) の Ring-casting の他、開放型 (Open-type) の Ring-casting についても試験した。これらの Ring-casting 用の鋳型は Fig. 1 に示す。鋳込みはいずれも十分な塩素処理を施した後、液相温度より 100°C 高い 740~760°C の範囲より行なった。

割れ感受性は割れの大きさと割れの数より求めたが、割れの大きさの分類は、予備実験で十分に検討した結果つきの 4 つ——すなわち、著しく割れが大きいもの (係数: 8), かなり大きいもの (係数: 4), 割れが小さいもの (係数: 2) およびかなり小さいもの (係数: 1) ——に分け、おのおの割れ係数と割れの数を乗じたものの総和で割れ感受性とした。なおおのおのの割れ係数は割れ長さのみならず割れの巾についても考慮しているが、概略的にはほぼ割れ長さに比例するものである。

3. 実験結果

3・1 溶接割れ試験の結果

純アルミニウム (以下 Al と記す), Al-2.5% Mg, Al-1% Mg-0.6% Si, Al-4.5% Cu-1.5% Mg および Al-5% Zn-2% Mg 系合金の溶接割れにおよぼす Ti および Zr 添加の影響を Fish-bone cracking test で調べた結果を Fig. 2 および Fig. 3 に示す。Fig. 2 は Test A の結果で Fig. 3 は Test B の結果であるが、Test A と Test B では Test A の方が割れは大きい。

Fig. 2 および Fig. 3 より明らかなるごとく Al は割れ感受性が小さく Test A でも割れは著しく少ない。Ti, Zr を添加してもこれらの割れ傾向はほとんど変っていない。Test B では割れはさらに減少しているだけで特に目立った変化はない。

Al-2.5% Mg 系合金の割れ感受性はかなり大きいが 0.2% Zr の添加で約 50% 程度に割れは減少している。一方 Ti の添加では割れの減少は少なく 0.5% ほど添加した場合に少々減少する程度である。

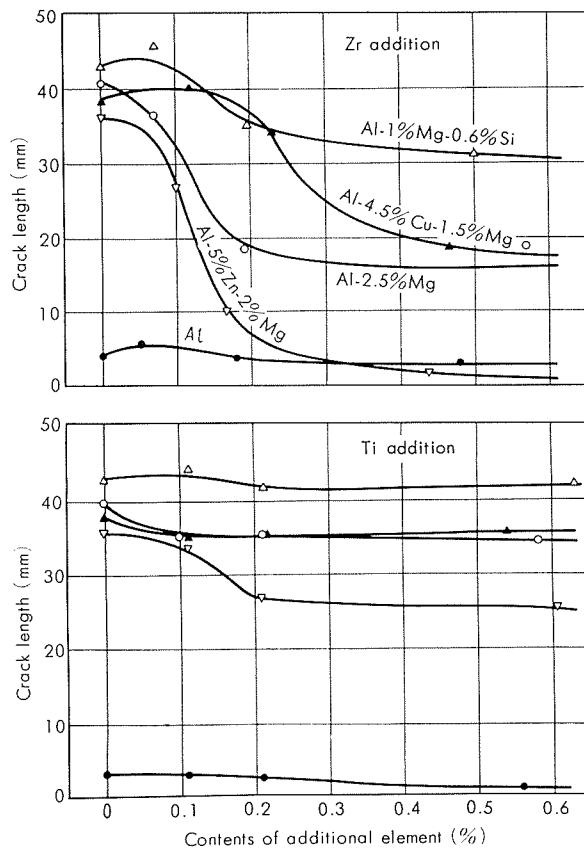


Fig. 2 Effect of Zr or Ti addition on the hot-cracking of Al-alloys. (Fish-bone cracking test without filler metal)

Al-1%Mg-0.6%Si系合金は非常に割れ感受性の強い合金であるがZrおよびTiの添加で割れは少し減少する。Test Aでは割れの減少率は少ないがTest Bでは75% (Zrの添加) および45% (Tiの添加) ほど減少している。

Al-4.5%Cu-1.5%Mg系合金もAl-Mg-Si系と同様非常に割れ感受性の強い合金であるが、Zrの添加で割れは少し減少する傾向を示す。しかしながら0.2%程度の添加では割れの減少は少ないようである。一方Tiの添加ではほとんど割れは減少せず、Test Bの時にわずか25%ほど減少しているに過ぎない。

Al-5%Zn-2%Mg系合金では比較的ZrおよびTi添加の効果は明瞭で、特にZrの添加による割れ減少が著しく、Zrの添加量が0.2%以上ではAlとほぼ同等の割れ感受性となっている。

Fig. 4およびFig. 5にBead-on-plate weld cracking testの結果を示す。Fig. 4はTest A, Fig. 5はTest Bの結果である。

Bead-on-plate weld cracking testはFish-bone cracking testのようにビードが進むにしたがい拘束力が開放されるように工夫されていないので割れの傾向は比較的単純で著しく割れるものとほとんど割れないものの2つに分れる傾向がある。しかしながらFig. 4およびFig. 5よりわかるごとく、全体の割れ傾向はFish-bone

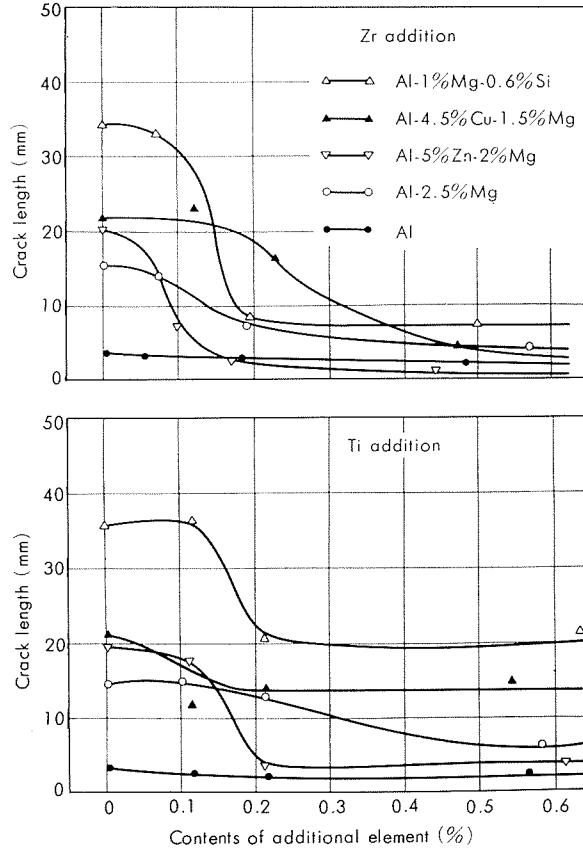


Fig. 3 Effect of Zr or Ti addition on the hot-cracking of Al-alloys. (Fish-bone cracking test with parent metal filler)

cracking testの結果に類似している。

AlはTest Aの時でもほとんど割れないがAl-Mg系、Al-Cu-Mg系およびAl-Zn-Mg系合金はTest Aの時ばかりの割れを示す。しかしTest Bではいずれも割れが著しく減少している。ただAl-Mg-Si系合金はTest AではAl-Cu-Mg系およびAl-Zn-Mg系とほぼ同等であるがTest Bでも割れは減少せず、この点は他の系合金と少し異なった挙動を示している。

ZrおよびTi添加による割れの減少はAl-2.5%MgおよびAl-5%Zn-2%Mg系合金で顕著である。すなわち、これらにZrを0.2%添加すればTest Aでも割れは著しく減少している。Tiの添加でも両方の合金とも割れの減少を示しており、Test Bではともにかなりの減少が認められる。しかしながらTest AではAl-2.5%Mg系は明らかに減少しているが、Al-5%Zn-2%Mg系はその程度が小さい。Al-4.5%Cu-1.5%Mg系合金ではZr、Tiとも少し効果をもつだけである。Al-1%Mg-0.6%Si系合金ではTest Bで、TiおよびZrの添加により著しい割れの減少を示すが、Test Aではともにほとんど効果を示していない。

以上は各種アルミニウム合金の溶接割れにおよぼす0.1～0.5%TiおよびZrの添加の結果であるが、0.05%B、0.1%Be、0.1%V、および0.1%Moの添加については、一例としてFish-bone cracking testの結果をFig. 6お

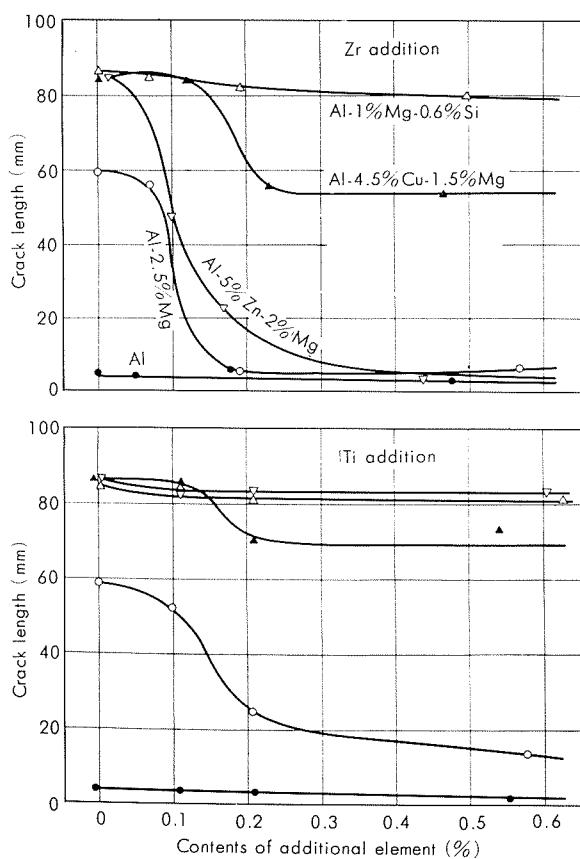


Fig. 4 Effect of Zr or Ti addition on the hot-cracking of Al-alloys. (Bead-on-plate weld cracking test without filler metal)

より Fig. 7 に示す。なお比較のために Fig. 6 および Fig. 7 には 0.2%Ti および Zr の添加についても示してある。

Fig. 6 は Al-Cu-Mg 系合金の結果である。Al-4.4%Cu-0.4%Mg 系と Al-4.5%Cu-1.5%Mg 系では割れ感受性はほぼ同じであるが、微量添加元素の影響については前者と後者でかなりの相違がある。Al-4.4%Cu-0.4%Mg 系では B および V の添加は割れを少し減少させる効果を持ち、Test B の時 20~40% ほど割れは減少している。Mo の添加は割れ挙動にほとんど影響を示さず、Be の添加は一部割れを増大させている。一方 Al-4.5%Cu-1.5%Mg 系では B, Be, V および Mo の添加によりいずれも割れは少し減少する。これらのうちでは Be の添加が最も効果的で次いで B および V であり Mo の添加では効果が少ない。この結果は Al-4.4%Cu-0.4%Mg と少し異なっている。

Fig. 7 は Al-Zn-Mg 系合金についての結果を示す。Al-4.3%Zn-1.5%Mg 系より Al-5%Zn-2%Mg 系の方が割れ感受性はやや小さいが、ともにかなりの割れを示している。B の添加は割れの減少に少し効果的で Test B では基合金より 40~50% の減少を示している。Be, V および Mo はほとんど割れ防止の効果を持たない。

その他 Al, Al-Mn, Al-Mg, Al-Mg-Si 系合金についても B, Be, V および Mo の添加の影響を調査したが、

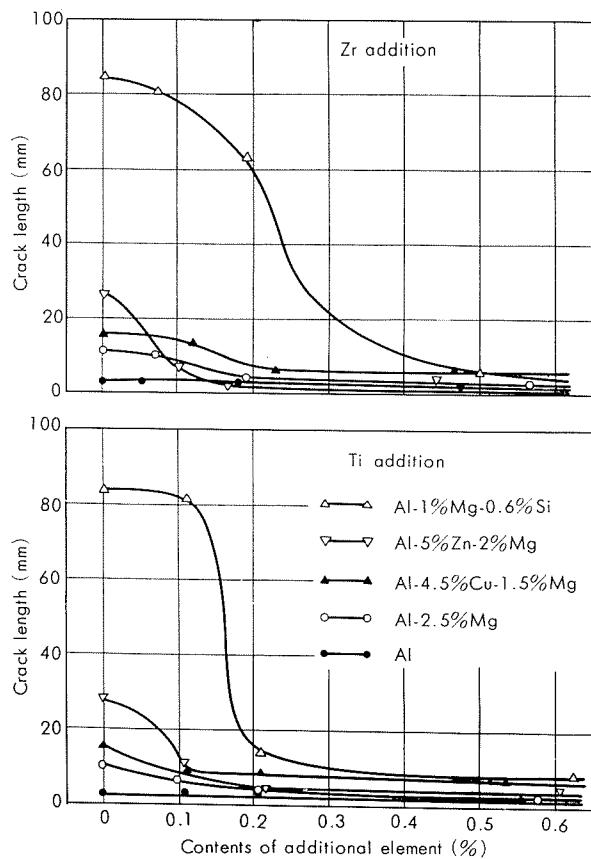


Fig. 5 Effect of Zr or Ti addition on the hot-cracking of Al-alloys. (Bead-on-plate weld cracking test with parent metal filler)

Fig. 7 に示す Al-Zn-Mg 系合金と同様、いずれも特筆すべきものはない。

以上 Al, Al-Mn, Al-Mg, Al-Mg-Si, Al-Cu-Mg および Al-Zn-Mg 系合金の溶接割れにおよぼす 0.1~0.5% Ti および Zr, 0.05% B, 0.1% Be, V および Mo の添加の影響を総括すると Table 2 および Table 3 のごとくである。なお Table 2 および Table 3 は Test A と Test B の両方を考慮し、割れが著しく大きいもの、やや大きいもの、割れがやや少ないもの、著しく少ないものの 4 種類に分類して示した。

Table 2 は Fish-bone cracking test による結果の総括である。これより明らかに Al, Al-Mn 系はともに割れ傾向が著しく小さい。Al-Mg 系合金では Al-4.5%Mg 系が比較的割れ感受性が小さく、とくに Zr を含むものは割れが著しく防止されている。Al-Mg-Si 系合金では全体的に割れ感受性が大きいが Zr を 0.2% 以上添加した場合のみやや割れが減少している。Ti の添加ではこの効果が少なく、B, Be, V および Mo はほとんど割れ防止の効果を持たない。Al-Cu-Mg 系合金では Al-4.4%Cu-0.4%Mg 系が Zr の添加で割れの減少を示しているのに対し Al-4.5%Cu-1.5%Mg 系では Be の添加が少し効果を示しているだけで、Zr, Ti その他はほとんど割れ防止の効果を示していない。Al-Zn-Mg 系合金では 0.2% 以上の Zr の

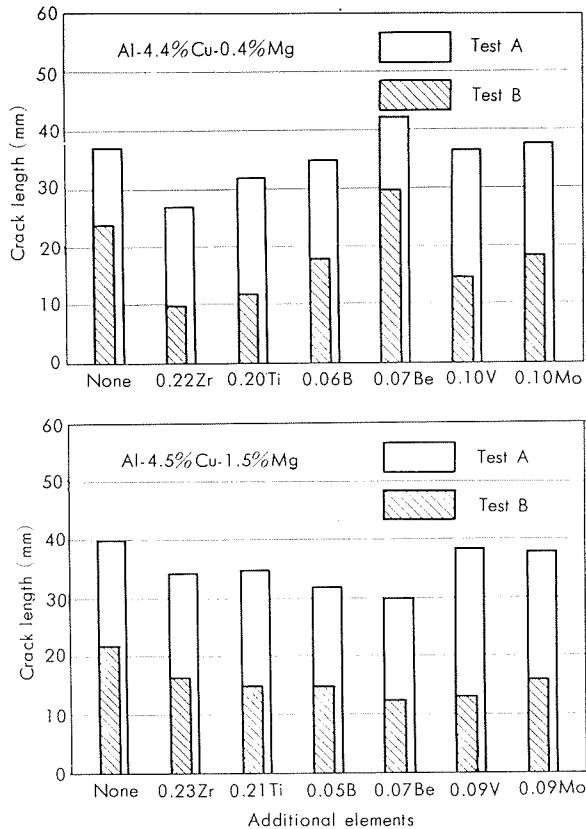


Fig. 6 Effect of additional elements on the hot-cracking of Al-Cu-Mg alloys. (Fish-bone cracking test)

添加が割れ防止に著しく効果的で、ついで、Ti, B の添加である。しかし Ti, B 添加による効果も Zr 添加にくらべると、かなり劣っている。

Table 3 に Bead-on-plate weld cracking test による結果の総括を示すが、全体の傾向は Table 2 の Fish-bone cracking test の結果どほぼ同様である。合金系により多少の相違は認められるが、Zr の添加が比較的割れ防止に効果的で、ついで Ti および B である。Be, V お

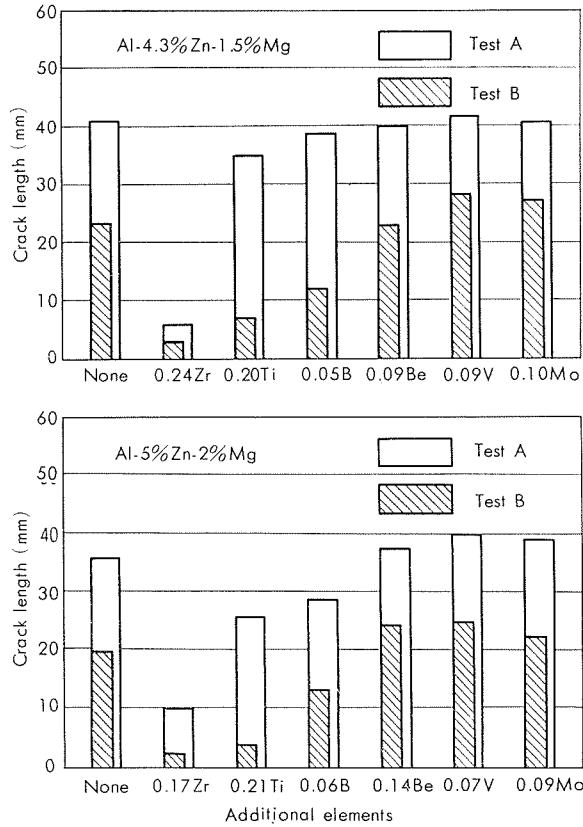


Fig. 7 Effect of additional elements on the hot-cracking of Al-Zn-Mg alloys. (Fish-bone cracking test)

より Mo の添加は一部の例外を除き、ほとんど割れ防止の効果を示していない。

3・2 鋳造割れ試験の結果

Al, Al-2.5%Mg, Al-1% Mg-0.6%Si, Al-4.5%Cu-1.5%Mg および Al-5%Zn-2%Mg 系合金の鋳造割れにおよぼす Ti および Zr の添加の影響を Ring-casting で調べた結果を Fig. 8 および Fig. 9 に示す。

Fig. 8 は開放型の鋳型による試験結果である。Al はほ

Table 2 Effect of additional elements on the hot-crack susceptibility of Al-alloys. (Fish-bone cracking test)

	none	Ti			Zr			B	Be	V	Mo
		0.1	0.2	0.5	0.1	0.2	0.5	0.05	0.1	0.1	0.1
Al	●	●	●	●	●	●	●	●	●	●	●
Al-1.2%Mn	●	●	●	●	●	●	●	●	●	●	●
Al-2.5%Mg	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
Al-4.5%Mg	●	○	●	●	●	●	●	●	●	●	●
Al-1.0%Mg-0.6%Si	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
Al-0.7%Mg-0.4%Si	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
Al-4.4%Cu-0.4%Mg	○	○	○	○	○	○	●	○	○	○	○
Al-4.5%Cu-1.5%Mg	○	○	○	○	○	○	○	○	●	○	○
Al-4.3%Zn-1.5%Mg	○	○	○	○	○	●	●	○	○	○	○
Al-5%Zn-2%Mg	○	○	●	●	●	●	○	○	○	○	○

● Very small

● Small

○ Large

○ Very large

Table 3 Effect of additional elements on the hot-crack susceptibility of Al-alloys. (Bead-on-plate weld cracking test)

	none	Ti			Zr			B	Be	V	Mo
		0.1	0.2	0.5	0.1	0.2	0.5	0.05	0.1	0.1	0.1
Al	●	●	●	●	●	●	●	●	●	●	●
Al-1.2%Mn	●	●	●	●	●	●	●	●	●	●	●
Al-2.5%Mg	○	○	○	○	○	●	●	●	○	○	○
Al-4.5%Mg	●	●	●	●	●	●	●	●	●	●	●
Al-1.0%Mg-0.6%Si	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
Al-0.7%Mg-0.4%Si	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
Al-4.4%Cu-0.4%Mg	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
Al-4.5%Cu-1.5%Mg	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
Al-4.3%Zn-1.5%Mg	○	○	○	○	○	●	●	○	○	○	○
Al-5%Zn-2%Mg	○	○	○	○	●	●	●	○	○	○	○

● Very small ○ Small ○ Large ○ Very large

とんど割れを生じていない。Al-2.5%Mg系合金はかなり大きな割れを示しているが、0.1%Tiの添加で割れはほとんどなくなっている。一方Zrの添加では、0.1%では割れはほとんど減少していないが0.2%では約75%ほど減少している。Al-1.0%Mg-0.6%Si系合金はAl-2.5%Mg系とほぼ同等の割れ感受性を示している。TiおよびZrの添加で割れはかなり減少しているが、他の系合金にくらべて

割れの減少は少ない。Al-4.5%Cu-1.5%Mg系合金はAl-2.5%Mg系およびAl-1.0%Mg-0.6%Si系について大きな割れ感受性を示しているが、0.1%Tiの添加で割れはほとんどなくなっている。一方Zrの添加では0.2%の添加で約70%ほど割れは減少しているが、割れがほとんどなくなるためには0.4%ほどの添加を必要としている。Al-5%Zn-2%Mg系合金は、前述のAl-Mg系、Al-Mg-Si系および

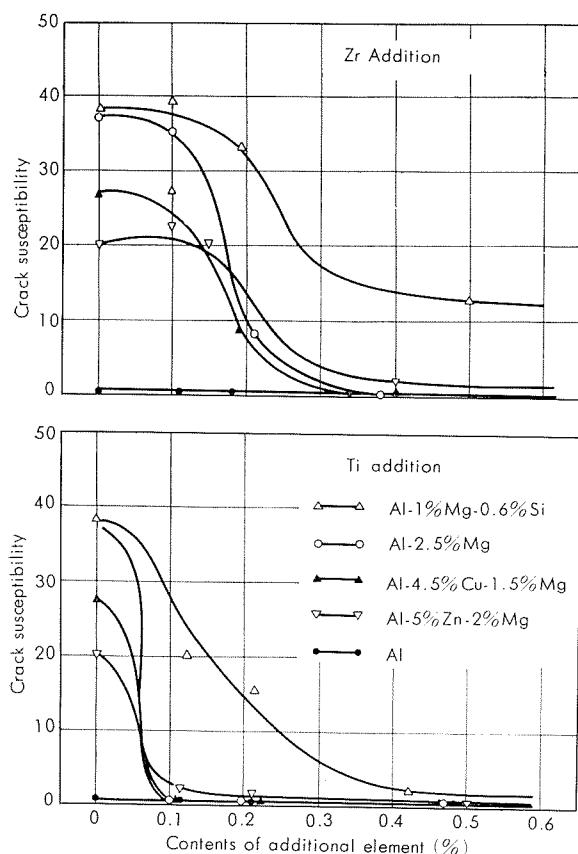


Fig. 8 Effect of Zr or Ti addition on the hot-cracking of Al-alloys. (Open-type ring-cast cracking test)

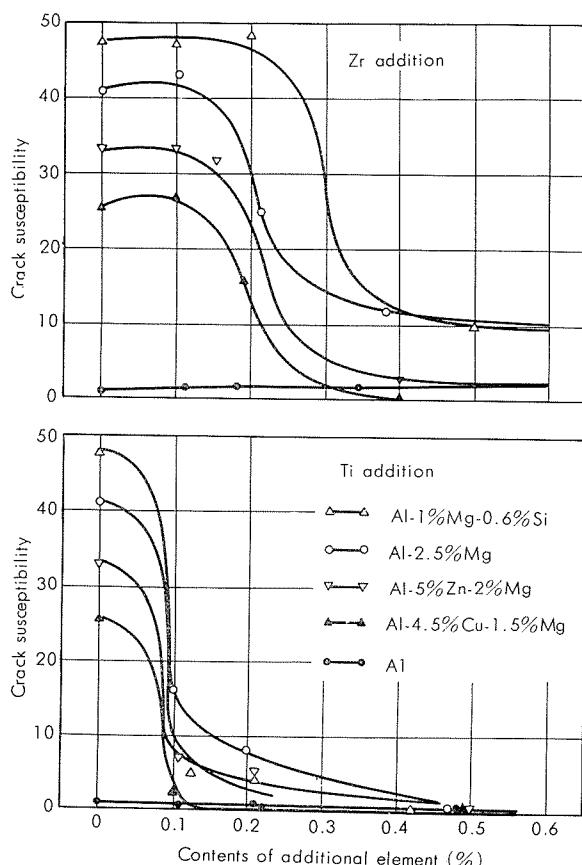


Fig. 9 Effect of Zr or Ti addition on the hot-cracking of Al-alloys. (Closed-type ring-cast cracking test)

Table 4 Effect of additional elements on the hot-crack susceptibility of Al-alloys. (Ring-cast cracking test)

	none	Ti			Zr			B	Be	V	Mo
		0.1	0.2	0.5	0.1	0.2	0.5	0.05	0.1	0.1	0.1
Al	●	●	●	●	●	●	●	●	●	○	●
Al-1.2%Mn	○	●	○	○	○	○	○	○	○	○	○
Al-2.5%Mg	○	○	●	●	○	○	○	○	○	○	○
Al-4.5%Mg	○	○	○	●	○	○	●	●	○	○	○
Al-1.0%Mg-0.6%Si	○	○	○	●	○	○	●	○	○	○	○
Al-0.7%Mg-0.4%Si	○	○	○	●	○	○	○	○	○	○	●
Al-4.4%Cu-0.4%Mg	○	○	●	●	○	○	●	●	○	○	○
Al-4.5%Cu-1.5%Mg	○	●	●	●	○	○	●	●	●	●	●
Al-4.3%Zn-1.5%Mg	○	○	○	●	○	○	●	●	●	○	○
Al-5%Zn-2%Mg	○	○	○	●	○	○	●	●	●	○	○

● Very small ○ Small ○ Large ○ Very large

Al-Cu-Mg 系より割れ感受性が小さいが、Al にくらべればかなり大きな割れである。0.1%Ti の添加で割れはほとんどなくなっているが、Zr の添加では添加量がさらに多くならないと割れの減少はない。

Fig. 9 は拘束型の鋳型による試験結果である。全体的な傾向は Fig. 8 に示す開放型の場合と同様であるが、拘束型の場合の方がやや割れが大きい。

Al-2.5%Mg, Al-1%Mg-0.6%Si, Al-4.5%Cu-1.5%Mg および Al-5%Zn-2%Mg 系合金はいずれも 0.1%Ti の添加で割れは著しく防止されており、0.2% の添加では、さらに減少している。一方 Zr の添加では、いずれの合金系も 0.1% の添加では割れ傾向はほとんど変化していない。0.2%Zr の添加では、Al-2.5%Mg, Al-4.5%Cu-1.5%Mg および Al-5%Zn-2%Mg 系合金はいずれも 30~50%ほど割れの減少を示しているが、Al-1%Mg-0.6%Si 系合金はほとんど割れの減少を示していない。また Al-2.5%Mg および Al-1%Mg-0.6%Si 系合金は他の系合金と異なり Zr 量がさらに増しても割れは減少していない。

以上は Ti および Zr の添加の影響についてであるが、同様にして B, Be, V および Mo の添加についても調査した。これらのうちでは B の添加が最も割れ防止に有効について Be である。また一部、V や Mo の添加が有効な場合もある。

これらの結果を総括して Table 4 に示す。なお Table 4 は開放型と拘束型の鋳型による両方の試験結果を考慮して、Table 2 および Table 3 同様割れ感受性の大きさを 4 種類に分類して示した。

Table 4 より明らかなごとく、0.2%Ti の添加で大部分の合金は著しく割れの減少を示している。0.05% B の添加も 0.2%Ti の添加と同様、割れの防止に効果的である。しかしながら Zr の添加では比較的割れの減少は少なく、0.2%Zr で割れがいく分防止されているのは Al, Al-Mg

および Al-Cu-Mg 系合金だけである。他の系合金では 0.5%Zr の添加でないと割れの減少は見られない。なお Al-Mg, Al-Zn-Mg 系合金では Be の添加が割れ防止に比較的効果的である。

以上 3.1 項と 3.2 項を比較すれば明らかなるごとく、鋳造割れ試験では溶接割れ試験と少し異なる結果を示している。すなわち溶接割れ試験では一部の例外を除き比較的 Zr の添加が割れ防止に効果的で、Ti や B の添加は Zr に比較すればかなり劣っているが、鋳造割れ試験では Ti の添加が割れ防止に最も効果的でついで B であり、Zr の添加は Ti に比較するとかなり劣っている。この原因を検討するため次項でマクロ組織およびミクロ組織について 2, 3 調査した。また、組織以外の因子については考察の項で 2, 3 検討を加えた。

3・3 組織の検討

Al, Al-Mn, Al-Mg, Al-Mg-Si, Al-Cu-Mg および Al-Zn-Mg 系合金に Ti, Zr, B, Be, V および Mo をそれぞれ添加した試料の溶接材および Ring-casting 材の断面マクロ組織およびミクロ組織を調査した。

溶接部のマクロ組織の一例として Photo. 1 に Al-2.5%Mg 系合金について示す。微量元素を添加していない基合金では、かなり粗大 (Very coarse) な組織で 0.1%V 添加の場合も同様な組織である。0.1%Zr の添加では基合金にくらべやや微細化しているが、依然組織は粗大 (Coarse) である。Zr の添加量が 0.2% と増した時はさらに微細 (Fine) な組織となっており、0.1%Ti 添加の場合もほぼ同じような組織となっている。0.2~0.5%Ti, 0.5%Zr および 0.05%B 添加の際は、いずれも非常に微細化 (Very fine) している。以上のことより Ti と Zr の添加について比較してみると、Ti では少量の添加でかなり微細化しているが、Zr の添加は Ti より微細化の効果が少なく、非常に微細な組織をうるためにはにかなりの添加量が必要で

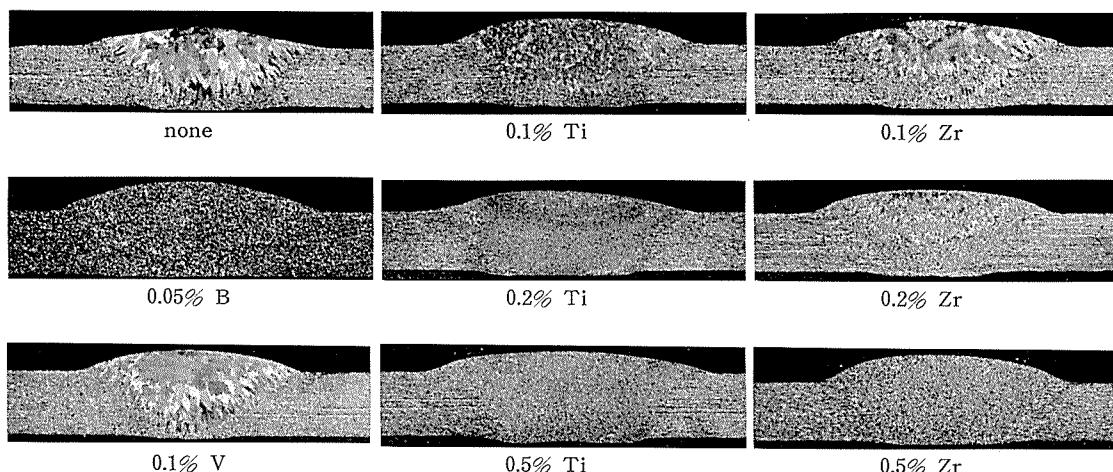


Photo. 1 Macro-structures of Al-2.5% Mg alloys with or without additional elements welded with parent metal fillers. (Base metal: 2mm thickness)

ある。

同様にして、各種合金の溶接部のマクロ組織を比較したが、これらの結果は Table 5 に総括して示す。なお Table 5 では Photo. 1 同様、結晶粒の大きさは非常に粗大 (Very coarse), 粗大 (Coarse), 微細 (Fine) および非常に微細 (Very fine) なものの 4 種類に分類して示した。

Table 5 より明らかなごとく、いずれの合金においても、0.1%Ti の添加で組織はかなり微細化されており、0.2%以上の添加では著しく微細な組織となっている。一方 Zr の添加においてもかなり微細化しているが、Ti に比較すれば全体的に微細化の程度は少なく、0.2%Zr の添加で著しく微細化されているのは Al-4.5%Cu-1.5%Mg および Al-4.3%Zn-1.5%Mg 系合金だけである。0.05%B の添加は 0.2%Zr の添加とほぼ同程度の微細化である。Be, V および Mo の添加ではほとんど微細化していない。

鉄物 (Ring-casting 材) のマクロ組織の一例を Photo.

2 に Al-4.3%Zn-1.5%Mg 系合金について示す。基合金および 0.1%Zr の添加材では非常に粗大な組織を示しているが、0.2%Zr の添加では基合金および 0.1%Zr 添加材より少し微細化している。しかし組織は依然粗大である。0.1%Ti の添加では微細化はかなり著しく、0.2~0.5%Ti, 0.5%Zr および 0.05%B の添加では著しく微細な組織となっている。

同様にして、各種合金の Ring-casting 材のマクロ組織を比較したが、これらの結果は Table 6 に総括して示す。組織の粗密の分類は Table 5 と同様である。

これより明らかなごとく大部分の合金は 0.1~0.2%Ti の添加で著しく微細化しており、0.5%Ti の添加ではさらに微細化が進んでいる。一方 Zr の添加は 0.2% では組織の微細化にはほとんど有効でなく、0.5% でかなり微細化している。0.05%B の添加は 0.2%Ti あるいは 0.5%Zr を添加した場合に似ている。Be, V および Mo の添加では少し微細化しているものもあるが、大部分は基合金と同じく粗大

Table 5 Effect of additional elements on the refinement of macro-grains in welds of Al-alloys.

	none	Ti			Zr			B	Be	V	Mo
		0.1	0.2	0.5	0.1	0.2	0.5				
Al	○	●	●	●	○	○	●	○	○	○	○
Al-1.2%Mn	○	●	●	●	○	●	●	○	○	○	○
Al-2.5%Mg	○	●	●	●	○	●	●	●	○	○	○
Al-4.5%Mg	○	●	●	●	○	●	●	○	○	○	○
Al-1.0%Mg-0.6%Si	○	●	●	●	○	●	●	○	○	○	○
Al-0.7%Mg-0.4%Si	○	●	●	●	○	●	●	○	○	○	○
Al-4.4%Cu-0.4%Mg	○	●	●	●	○	○	●	●	○	○	○
Al-4.5%Cu-1.5%Mg	○	●	●	●	●	●	●	●	●	○	○
Al-4.3%Zn-1.5%Mg	○	●	●	●	○	●	●	○	○	○	○
Al-5%Zn-2%Mg	○	●	●	●	○	●	●	●	●	○	○

● Very fine

○ Fine

○ Coarse

○ Very coarse

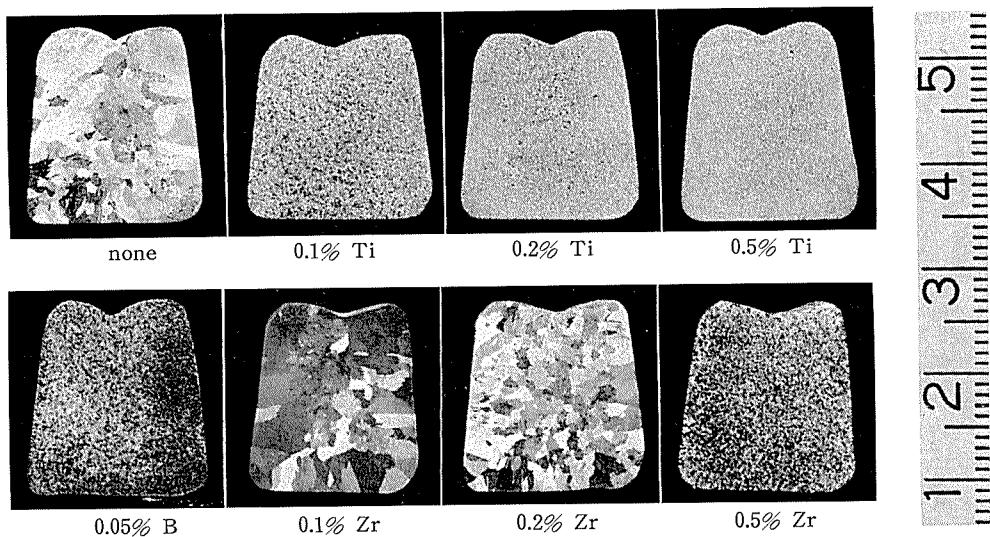


Photo. 2 Macro-structures of Al-4.3% Zn-1.5% Mg alloys with or without additional elements after ring-casting.

な組織である。

ところで Table 5 に示す溶接部のマクロ組織と Table 6 に示す Ring-casting 材のマクロ組織を比較すれば、前者の方が微量元素による微細化の程度が著しいことが明らかである。この原因は主として溶湯温度の相違および凝固(冷却)速度の相違にあると思われる。

つぎに溶接部のミクロ組織を代表的なものにつき 2, 3 の例を示す。

Photo. 3 は Al-1%Mg-0.6%Si 系合金に 0.2%Ti, 0.2%Zr, 0.05%B および 0.1%Mo をおのおの添加した場合で溶接ビードのほぼ中央部の組織である。0.2%Ti を添加した試料はミクロ的にもかなり微細な組織を示しているが、0.2%Zr あるいは 0.05%B を添加した試料では基合金の組織とほとんど変わっておらず、dendrite 組織がやや微細化しているに過ぎない。しかしながら Zr も 0.5% と添加量が増せば 0.2%Ti とほぼ同様な組織となっている。0.1%Mo の添加は溶接金属の dendrite を著しく微細にしてお

り共晶の分散も顕著である。なお、Photo. 3 には示していないが 0.1%V の添加も 0.1%Mo の添加と同様な組織となっており、0.1%Be では 0.2%Zr と 0.1%Mo のほぼ中間的な組織となっている。

Photo. 4 は Al-4.5%Cu-1.5%Mg 系合金に 0.2%Ti, 0.2%Zr, 0.05%B および 0.1%V をおのおの添加した場合である。0.05%B では基合金に近い組織でかなり粗大な dendrite を示している。0.2%Zr では個々の cell 組織がかなり微細化されており、0.2%Ti ではこの中間的な組織となっている。0.1%V の添加では dendrite の微細化が顕著である。なおこの傾向は 0.1%Be および Mo の添加においても認められている。

Photo. 5 は Al-5%Zn-2%Mg 系合金に 0.2%Ti, 0.1~0.5%Zr および 0.1%Be をおのおの添加した場合である。これらのうちでは 0.1%Be および 0.1%Zr を添加した試料が比較的基合金に近い組織となっている。0.2%Ti および 0.2~0.5%Zr の添加では、一見再結晶粒のような清浄な粒

Table 6 Effect of additional elements on the refinement of macro-grains in cast-structure of Al-alloys.

	none	Ti			Zr			B	Be	V	Mo
		0.1	0.2	0.5	0.1	0.2	0.5	0.05	0.1	0.1	0.1
Al	○	●	●	●	○	○	○	●	○	○	○
Al-1.2%Mn	○	●	●	●	○	○	○	○	○	○	○
Al-2.5%Mg	○	●	●	●	○	○	●	●	○	○	○
Al-4.5%Mg	○	○	●	●	○	○	●	●	○	○	○
Al-1.0%Mg-0.6%Si	○	○	●	●	○	○	●	●	○	○	○
Al-0.7%Mg-0.4%Si	○	○	○	●	○	○	○	○	○	○	○
Al-4.4%Cu-0.4%Mg	○	○	○	●	○	○	○	●	○	○	○
Al-4.5%Cu-1.5%Mg	○	○	●	●	○	○	●	●	○	○	○
Al-4.3%Zn-1.5%Mg	○	○	●	●	○	○	●	●	●	○	○
Al-5%Zn-2%Mg	○	○	●	●	○	○	●	●	○	○	○

● Very fine ○ Fine ○ Coarse ○ Very coarse

界を示している。0.2%Ti と 0.2%Zr では前者の方が微細な組織である。

なお Ring-casting 材についてもミクロ組織を調査したが、dendrite 組織の分布や形状は溶接金属のそれと大差

なかった。ただ一部の試料では少し粗大な dendrite を示している。また、Ring-casting 材では、巨大な金属間化合物を形成しているものも認められた。これは溶接部にくらべて、冷却速度(凝固速度)がいくぶん遅いためであろう。

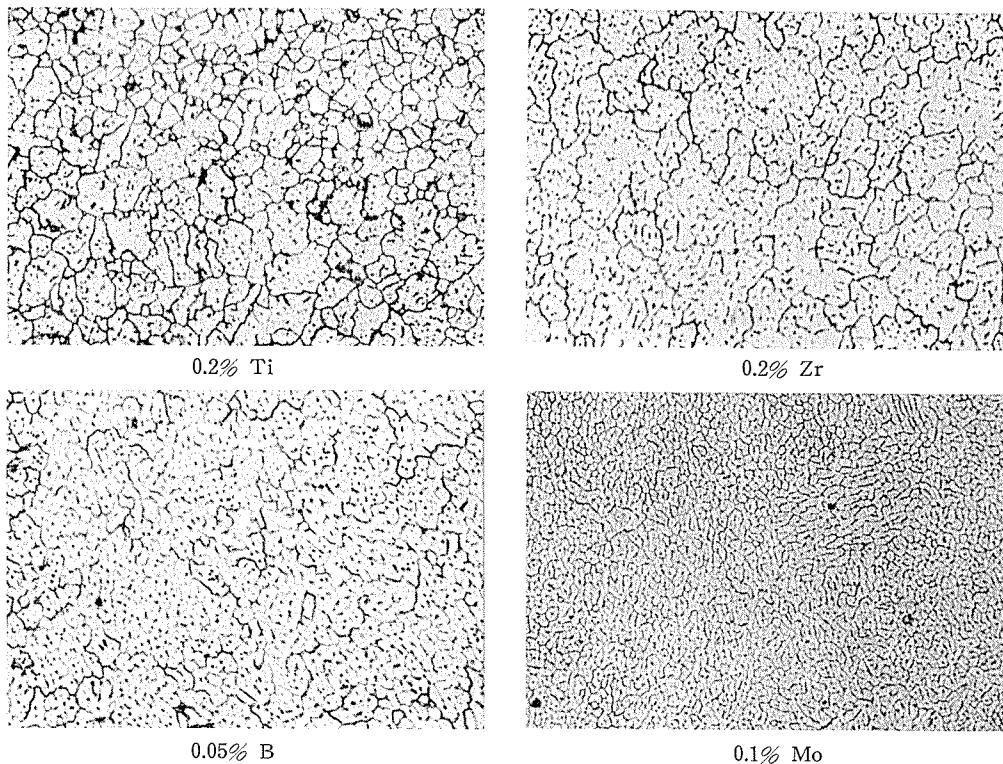


Photo. 3 Micro-structures of Al-1% Mg-0.6% Si alloys with additional elements welded with parent metal fillers. ($\times 100$)

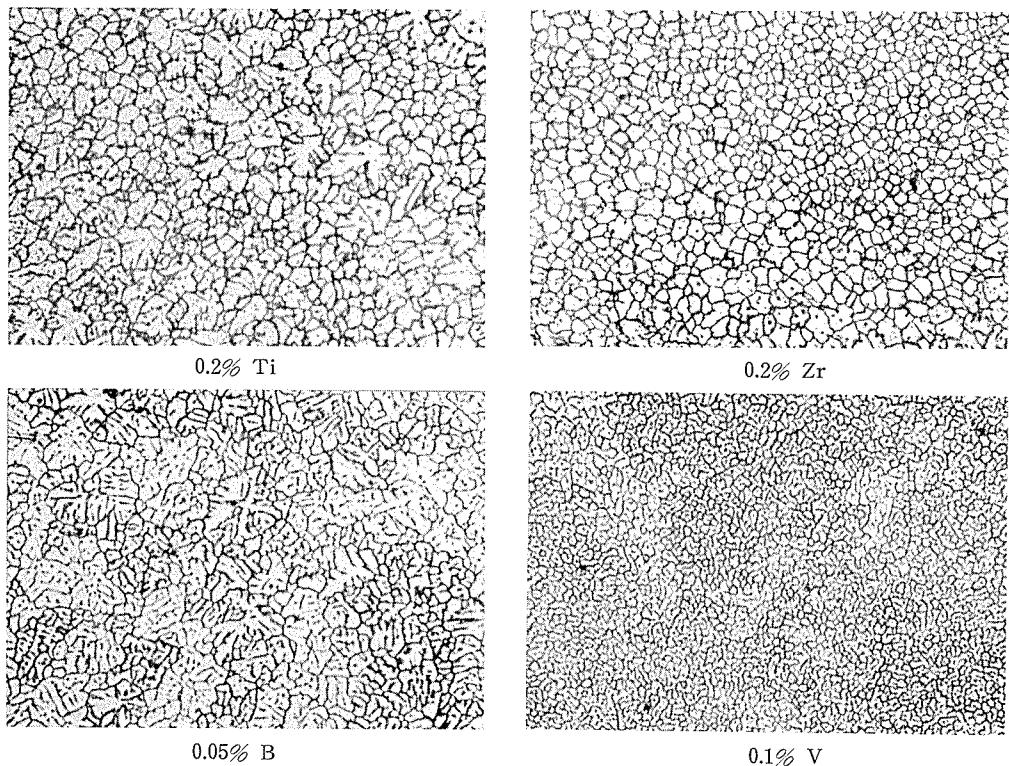


Photo. 4 Micro-structures of Al-4.5% Cu-1.5% Mg alloys with additional elements welded with parent metal fillers. ($\times 100$)

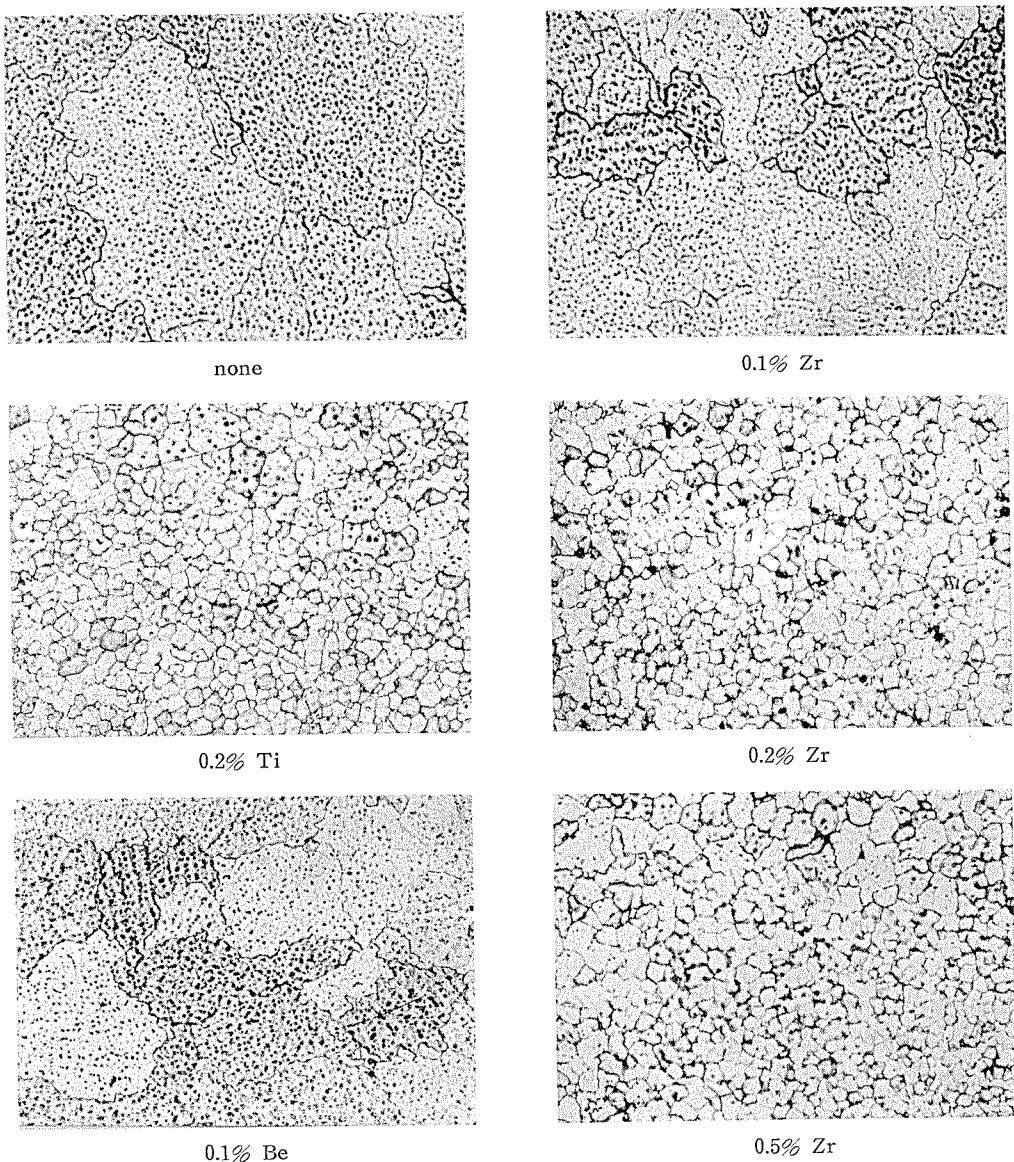


Photo. 5 Micro-structures of Al-5%Zn-2%Mg alloys with or without additional elements welded with parent metal fillers. ($\times 100$)

4. 考 察

アルミニウム合金の溶接割れあるいは鋳造割れは凝固収縮時に生じる高温割れであり^{1,2)}、この割れの機構に関しても Shrinkage-brittleness theory⁶⁾, Strain theory⁷⁾, Generalized theory^{2,8)}、などいくつかの提唱がなされている。これらのうち現在最も一般的に受け入れられているのは J. C. Borland²⁾による Generalized theory である。この概略を Fig. 10 に示すが、凝固がほぼ完了し一部粒界で共晶組成や低融点化合物などが Liquid film 状に存在する Stage III で割れが生じ、この割れ挙動は液固界面と結晶粒界面の界面エネルギーの比に左右されるものである。

これらの Liquid film は主として急冷凝固により非平衡的に形成される共晶組成であるが、主として Al_3Mg_2 (Al - Mg 系), Mg_2Si (Al - Mg - Si 系), Al_2Cu および S 化

合物 (Al - Cu - Mg 系), Zn_2Mg および T相 (Al - Zn - Mg 系) および Al_3Fe (全般) などであると思われる。

しかしながら Fig. 10 は二元系につき平衡論的に論じられたもので、実際にはもっと複雑なものと考えられる。なぜなら実用合金では三元あるいは四元系の場合が多く、しかも一般には凝固速度が著しく速く、また合金系によっては高融点の化合物を生成することもあるからである。

アルミニウム合金の高温割れは一般的に凝固速度、合金の組成および拘束力により支配されるが、冶金学的な因子としては結晶粒度、凝固域の広さ、凝固時の収縮量、溶湯の流動性、凝固時の粒界偏析と金属間化合物の粒界析出、亜粒界の形成、溶湯中のガス量および水素化物の形成などが考えられる^{1,5,9)}。これらのうち、結晶粒度、凝固域の広さ、凝固時の収縮量および溶湯の流動性が比較的重要な因子と思われるが、同一系統の合金で割れ感受性を比較する場合には、凝固条件が同じであれば割れの進行状況あるい

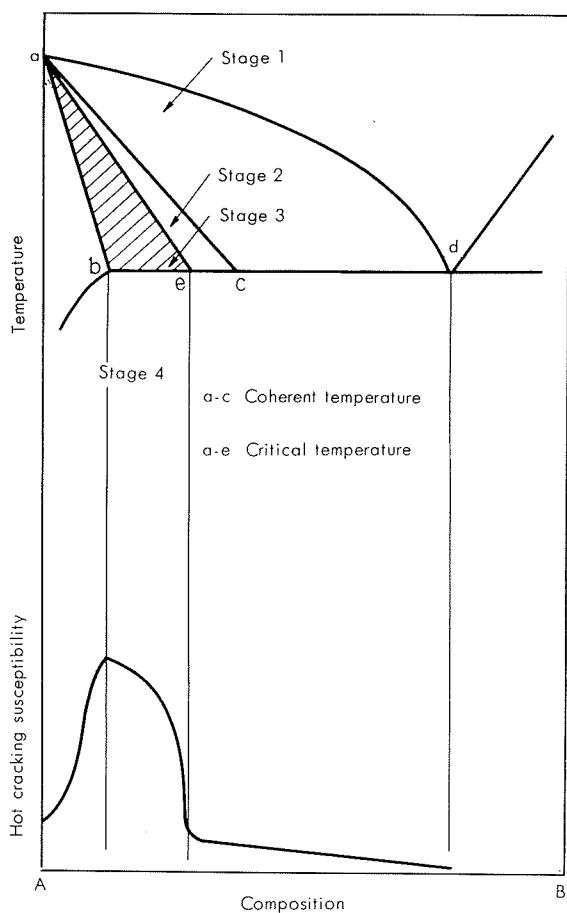


Fig. 10 Borland's theory of effect of constitutional features on cracking susceptibility in binary systems. (Generalized theory)

- Stage 1—Dendrites freely dispersed in liquid. No cracking.
- Stage 2—Interlocking of grains. "Liquid healing" possible if cracks form. "Accommodations" not important.
- Stage 3—Critical solidification range. No "healing" of cracks possible if "accommodation" strain exceeded.
- Stage 4—Solidification. No cracking. a-e-b Brittle range.

はその機構も比較的類似していると考えられるので多くの因子が省略され、最終的には結晶粒の大きさが最も問題となってくる。

結晶粒が微細化されている場合には、当然のことながら共晶組成の分散も著しく、Liquid film の形状と量が異なるため Mass feeding の状態が変ってくる。また凝固収縮時の応力やその他の負荷応力が分散され、このため割れ感受性が小さくなると容易に推察される。

本実験においても、鋳造割れ試験では Table 4 の割れ感受性と Table 6 の結晶粒の大きさを比較すれば明らかに、結晶粒の微細化に最も有効な Ti の添加が割れ防止にも最も有効で、他の微量元素の添加の場合も、組織の微細なものほど割れ感受性は小さくなっている。

しかしながら溶接割れ試験では組織の微細なものほど割

れ感受性が小さいとは限らないようである。すなわち、Table 2 および 3 の割れ感受性と Table 5 の結晶粒の大きさを比較すれば明らかに、結晶粒の微細化には Ti や B の添加が最も効果的であるが、割れの防止には Zr の添加が最も有効で、Ti や B の添加は Zr に比較すればかなりその効果が劣っている。特に Al-Zn-Mg 系合金ではこの傾向が強い。

以上はマクロ組織の大きさと割れ感受性の関係について検討した場合であるが、ミクロ組織と割れ感受性についても同様なことがいえる。すなわち Table 2 および 3 の割れ感受性と Photo. 3, 4 および 5 のミクロ組織を比較すれば明らかに、Ti や Zr の添加でミクロ組織は著しく微細化しており、同時に割れ感受性も小さくなっているのでミクロ組織の微細化が割れ防止に効果的であることは否定できないが、Ti と Zr の添加を比較すれば、Ti 添加の方がミクロ組織の微細化により有効であるにもかかわらず、割れの防止には Zr 添加の方が効果的である点である。

したがって溶接割れに関しては、Zr 添加による割れ防止の理由として、組織の微細化のみならず、他の因子についても考える必要がある。

たとえば水素の挙動である。水素のような非金属元素は粒界エネルギーを低下させ¹⁰⁾、また、粒界に沿って微細な Blow hole を形成して割れを助長すると考えられるが、Zr は比較的水素との Affinity が強く (Zr-H₂ の反応の活性化エネルギーは 37,500 cal/g·atom で他の金属と水素の反応の活性化エネルギーより高く¹¹⁾) Zr と水素がなんらかの形で結合する可能性が強いため Zr を添加した場合溶湯中の水素の挙動が拘束される。これを直接裏付ける証拠はないが、Zr の添加で Blow hole (水素が原因) の発生が減少する¹²⁾ことが知られている。また、Ar+N₂ ガス雰囲気で溶接すれば溶け込みの増大および溶接金属の微細化により溶接割れが著しく防止されるとの報告¹³⁾があるが、Ar+N₂ ガスでは Blow hole の発生が減少することが知られている^{14~16)}ので、この場合にも水素の挙動が何らかの影響をしているのかもしれない。

この他、Zr の添加で溶湯の流動性が増すことも考えられる¹⁷⁾。なお Si を多く含有する合金では Zr は Si とジルコニウム・シリサイドの化合物を形成するので、Zr の作用は抑制され、割れ防止の作用は減少する。

以上は溶接割れの防止における Zr 添加の影響を主として考えた場合であるが、前述したごとく鋳造割れ試験と溶接割れ試験で多少結果が異なっている。この原因としては一般的に、凝固速度の違いと溶湯の沸騰効果の違いにより共晶組成の分布および他の Compound の分布が異なることが考えられる。たとえば Table 6 より明らかに Ring-casting では、0.2%Zr の添加でいずれの合金もほとんど微細化しておらず、鋳造時に Zr 系の巨大な金属間化合物を形成しているためと思われる。溶接材で

はかなり微細化しており、巨大な Zr 系の金属間化合物も認められない。

また溶接割れ試験ではアルゴン雰囲気中で凝固するのに對し、铸造割れ試験では大気中で凝固する点も指摘される。大気中での凝固では Zr は Oxide を形成することがある。

アルミニウム合金の高温割れにおよぼす微量添加元素の影響については多くの報告があり^{3~5, 18~20)}、いずれも組織の微細化により割れは著しく防止されるとしている。本実験においても铸造割れ試験では同様な結果を示しており、組織の微細化が割れの防止に有効であることには疑う余地がないが、溶接割れ試験では、本実験の結果よりもわかるごとく、組織の微細化はむしろ一次的な因子でなく、割れ防止により有効な別の因子を考える必要があるようである。

なお本実験では dendrite の cell 組織の微細化と割れ感受性との間に相関性を見出すことができなかつたが、この点については今後さらに検討する必要がある。また溶接割れ試験では冷却速度や拘束力の異なる厚板についても実験する必要があり、铸造割れ試験では铸込温度、冷却温度について詳細に検討する必要があろう。

5. 総 括

純アルミニウム、Al-Mn系、Al-Mg系、Al-Mg-Si系、Al-Cu-Mg系およびAl-Zn-Mg系合金の高温割れにおよぼす微量元素——主として铸造組織の微細化に有効な Ti, Zr, B, Be, V および Mo の添加の影響について調査した結果つぎの点が明らかとなった。

- 1) Al および Al-Mn 系合金は割れ感受性が小さく、溶接割れ試験ではほとんど割れは見られない。
- 2) Al-Mg 系合金は、溶接割れ試験では Zr の添加が割れ防止に効果的で、ついで Ti, B であり、他はほとんど効果的でない。一方铸造割れ試験では、組織の微細化効果の著しい Ti の添加が割れ防止にも最も有効で、ついで B, Zr, Be である。
- 3) Al-Mg-Si 系および Al-Cu-Mg 系合金は全般的に割れ感受性が強い。溶接割れ試験では Zr の添加が割れ防止に少し効果的で、他は効果的でない。一方铸造割れ試験では Ti, B の添加が有効で、ついで Zr であり、Al-Cu-Mg 系の場合には V, Be, Mo の添加も効果をもつことがある。
- 4) Al-Zn-Mg 系合金では Zr の添加が溶接割れの防止に非常に有効で、ついで Ti であり他は有効でない。しかしながら铸造割れ試験では Ti の添加が割れ防止に最も効果的で、ついで B, Zr, Be である。
- 5) 以上を総括すると铸造割れ試験では組織の微細化効果の著しい Ti, B の添加が割れ防止に最も効果的で、ついで Zr であるが、溶接割れ試験では Zr の添加が割れ防止に最も効果的で、Ti, B の添加は Zr に比較するとかなりその効果が劣っている。したがって、溶接割れ試験の場合には、割れ防止の機構として組織の微細化のみならず、他

の冶金学的因子についても考慮する必要があろう。

謝辞：本報をまとめるに当たり有益なる御助言と御討議を載いた研究部寺井士郎主任研究員、杉山禎彦研究員および馬場義雄研究員に深く感謝致します。

文 献

- 1) A. J. Murphy : *Non-Ferrous Foundry Metallurgy* (1954), 137~140
- 2) J. C. Borland : *British Weld. J.*, 7 (1960), 508~512
- 3) I. I. Novikov : *Gorjachelomkoctj Tsvetnykh Metallov*. Cpravov Hayka, Mockba (1966), 238
- 4) K. P. Mudrack : *Schw. u. Schn.*, 12 (1960), 45~55
- 5) J. H. Dudas and F. R. Collins : *Weld. J.*, 45 (1966), 241~249
- 6) W. I. Pumphrey and P. H. Jennings : *J. Inst. Metals*, 75 (1948), 235~236
- 7) W. S. Pellini : *Foundry*, 80 (1952), 124~133, 192~199
- 8) R. L. Wells : *Trans. ASME*, 3 (1967), 40~48
- 9) 杉山禎彦、福井利安：溶接学会誌, 35 (1966), 70~77
- 10) D. McLean : *Grain Boundary in Metals* (1957)
- 11) Z. M. Turovtseva and L. L. Kumin : *Analysis of Gases in Metals* (1961), 17~18
- 12) 馬場義雄、杉山禎彦：軽金属, 14 (1964), 371~393
- 13) 万谷泰一郎、野谷秀雄：軽金属, 18 (1968), 282~290
- 14) 小林卓郎、桑名武、古平恒夫：溶接学会誌, 36 (1967), 147, (溶接学会講演概要)
- 15) 益本功、篠田剛：溶接学会誌, 36 (1967), 148, (溶接学会講演概要)
- 16) 福井利安、杉山禎彦、寺井士郎：軽金属学会第34回春期大会講演概要, (1968), 87~88
- 17) 磐部俊夫、山口恒紀、増田祐一：軽金属学会第30回春期大会講演概要(1966), 33~34
- 18) H. Schoer und W. Gruhl : *Metall*, 20 (1966), 221~225
- 19) 石川裕、田中孝一、吉田晋：軽金属学会第32回春期大会講演概要 (1967), 26
- 20) R. Develay, M. Croutzeilles : *Rev. de Mét.*, 4 (1952), 349~359

R 109

Reprinted from SUMITOMO LIGHT METAL TECHNICAL REPORTS Vol. 9 No. 4 October 1968

高圧ガス容器再検査における弾性膨張係数について

竹内勝治
中村授

住友軽金属工業株式会社

高压ガス容器再検査における弾性膨張係数について*

竹内勝治** 中村 指***

1. はじめに

高压ガス容器は高压ガス取締法第48～49条で再検査を受けることが義務づけられており、再検査の期間を定める容器保安規則¹⁾ 第47条、再検査の規格を定める同第48条およびその補則である高压ガス保安協会の容器保安規則関係基準IV章にしたがって再検査を受けなければならない。

容器再検査には外観検査、音響検査、質量検査および耐圧試験などがあるが、そのほか弾性膨張による検査方法がある。これは容器の限界弾性膨張係数を定め、これによって再検査における合否を判定するものであって、米国のCGA(Compressed Gas Association)およびICC(Intercity Commerce Commission)規格に定められ²⁾、わが国では高压ガス容器対策協議会(昭和35～39年)の鋼製高压ガス容器廃却基準³⁾に同様な規定がある。

弾性膨張係数は弾性膨張率を容器の任意の点に生じる応力で除したもので、内圧に対する容器全体の剛さを示すものである。したがって、この剛さの低下を調べることによって腐食などのために起る容器の肉厚減少を知ることができるが、現存の規格では弾性膨張の定義に若干の相違があり、しかも鋼製容器を対象としたものであって、アルミニウム合金製容器について検討された例は見受けられない。そこで本資料では弾性膨張の定義およびその性質を検討するとともに、数種のアルミニウム合金製容器の弾性膨張係数を実験的に求めてみたので紹介する。

2. 弾性膨張についての規格

2・1 CGA規格の弾性膨張係数

CGAの高压容器規格²⁾ 3・6項および4・1項に弾性膨張と容器寸法との関係を(1)式で与えている。

$$EE = KPV(16.387) \left(\frac{D^2}{D^2 - d^2} \right) \quad (1)$$

ここに、

EE；弾性膨張（全膨張から恒久膨張を差引いたもの），

cc

K；係数（実験的に決定される）

P；試験圧力, psi

V；内容積, in³

D；外径, in

d；内径, in

* 主要部は軽金属溶接 No. 66, (1968-6), 9 に発表済

** 研究部 工学博士

*** 研究部

である。さらに4・2項では係数Kの算出に必要な弾性膨張EE、内圧P、外径D、内径dの求め方と精度が説明されている。

2・2 ICC規則の弾性膨張

ICC規則第73・304条(d)項では試験圧力における鋼3材質の限界壁応力が規定されている。水圧試験における壁応力Sは次式より求める。

$$S = (1.7EE/KV) - 0.4P \quad (2)$$

ここに、

S；壁応力, psi

EE；弾性膨張, cc

K；試験容器の形状別に、実験的に定められた係数,

1/psi

V；内容積, cc

P；試験圧力, psi

である。このSの値が規定値を越えるときは廃却とする。

この(2)式は最大主ひずみ説の内圧と壁応力の関係式

$$S = P(1.3D^2 + 0.4d^2) / (D^2 - d^2) \quad (3)$$

と弾性膨張の式

$$EE = KPV\{D^2 / (D^2 - d^2)\} \quad (4)$$

とから算出されたものと想像される。

2・3 高压ガス容器対策協議会の弾性膨張

高压ガス容器対策協議会は鋼製容器に対して次式を与えている。

$$EE = \frac{PD}{2t} \times \frac{5m-4}{2mE} \times k \quad (5)$$

ここに、

EE；弾性膨張, cc

V；内容積, cc

P；試験圧力, kg/cm²

D；胴部外径, cm

t；胴部壁厚, cm

m；ボアソン数(=3.33)

E；縦弾性係数(=2.1×10⁶kg/cm²)

k；実験値からの係数

である。前述の係数Kに相当するのは(5m-4/mE)kである。

3. 弾性膨張係数の定義とその実測値

前節にみられるように、CGAおよびICCは厚肉円筒理論を、高压ガス容器対策協議会は薄肉円筒理論をもって弾性膨張係数Kを定義している。しかし、さらに別の定義もできると考えられるので、これについて以下調べることにする。なお、前節までと重複するところもあるが、次の

記号を用いる。

- EE ; 実際の弾性膨張
 ΔV ; 計算上の弾性膨張
 V ; 容器の内容積
 K ; 薄肉円筒理論で定義した弾性膨張係数
 K_{CGA} ; CGAの弾性膨張係数
 K_z ; 厚肉円筒理論, 胴部軸方向応力にもとづいて定義した弾性膨張係数
 K_t ; 厚肉円筒理論, 胴部内壁接線方向応力にもとづいて定義した弾性膨張係数
 k ; 補正係数, 添字は K の場合と同じ。 k_{CGA} , k_z , k_t
 d_0 ; 胴部外径
 d_m ; 胴部平均径
 d_i ; 胴部内径
 t ; 胴部壁厚
 l ; 胴部の長さ
 p ; 内圧
 σ_z , ε_z ; 胴部軸方向応力, ひずみ
 σ_t , ε_t ; 胴部接線方向応力, ひずみ
 σ_r , ε_r ; 胴部半径方向応力, ひずみ
 σ_s , ε_s ; 半球ヘッド中央の応力, ひずみ
 E ; 縦弾性係数
 ν ; ポアソン比

3・1 弾性膨張係数の定義

弾性膨張係数はすでに述べたように弾性膨張率を任意の点の応力で除したものである。内圧を受ける容器各部の応力は任意径 d において、薄肉円筒理論によれば(6)式、厚肉円筒理論によると(7)式でそれぞれ表わされる。

$$\left. \begin{array}{l} \sigma_z = pd/4t \\ \sigma_t = pd/2t \\ \sigma_s = pd/4t \end{array} \right\} \quad (6)$$

$$\left. \begin{array}{l} \sigma_z = p \frac{d_i^2}{d_0^2 - d_i^2} \\ \sigma_t = p \frac{d_i^2}{d_0^2 - d_i^2} \left\{ 1 + \left(\frac{d_0}{d} \right)^2 \right\} \\ \sigma_r = p \frac{d_i^2}{d_0^2 - d_i^2} \left\{ 1 - \left(\frac{d_0}{d} \right)^2 \right\} \end{array} \right\} \quad (7)$$

したがって、弾性膨張係数を次のように定義することが考えられる。

$$EE \equiv K_p V \frac{d}{4t} \quad (8)$$

$$= K_{CGA} p V \frac{d_0^2}{d_0^2 - d_i^2} \quad (9)$$

$$= K_z p V \frac{d_i^2}{d_0^2 - d_i^2} \quad (10)$$

$$= K_t p V \frac{d_0^2 + d_i^2}{2(d_0^2 - d_i^2)} \quad (11)$$

ここで、薄肉円筒理論にもとづく(8)式は d に d_0 , d_m あるいは d_i をあてることができる。

3・2 弾性膨張係数近似値の算出

3・2・1 薄肉円筒理論 (6)式の各応力に対するひずみは次式で与えられる。

$$\left. \begin{array}{l} \varepsilon_z = \frac{1-2\nu}{E} \frac{pd}{4t} \\ \varepsilon_t = \frac{2-\nu}{E} \frac{pd}{4t} \\ \varepsilon_s = \frac{1-\nu}{E} \frac{pd}{4t} \end{array} \right\} \quad (12)$$

実際には胴部とヘッドの結合部およびその近傍は互いの拘束によって応力もひずみも複雑な分布となるが、それを無視して次に弾性膨張を求めてみよう。

胴部の長さ l 、両端に等しい肉厚 t の半球殻ヘッドをもつ容器の内容積 V および内圧 p を受けたときの容積 V_p は、

$$\begin{aligned} V &= \frac{\pi d^3}{4} \left(\frac{l}{d} + \frac{1}{3} + \frac{1}{3} \right) \\ V_p &= \frac{\pi d^3}{4} \left\{ \frac{l}{d} (1+\varepsilon_t)^2 (1+\varepsilon_z) + \frac{1}{3} (1+\varepsilon_s)^3 \right. \\ &\quad \left. + \frac{1}{3} (1+\varepsilon_s)^3 \right\} \\ &\div \frac{\pi d^3}{4} \left\{ \frac{l}{d} (1+2\varepsilon_t+\varepsilon_z) + \frac{1}{3} (1+3\varepsilon_s) \right. \\ &\quad \left. + \frac{1}{3} (1+3\varepsilon_s) \right\} \end{aligned}$$

であり、計算上の弾性膨張 ΔV は

$$\begin{aligned} \Delta V &= \frac{\pi d^3}{4} \left\{ \frac{l}{d} (2\varepsilon_t + \varepsilon_z) + \varepsilon_s + \varepsilon_s \right\} \\ &= pV \frac{1}{E} \frac{\frac{l}{d} (5-4\nu) + (1-\nu) + (1-\nu)}{\frac{l}{d} + \frac{1}{3} + \frac{1}{3}} \frac{d}{4t} \quad (13) \end{aligned}$$

となる。したがって、一般的な補正係数を \bar{k} と表わすと実際の弾性膨張係数は次式で与えられる。

$$K = \frac{1}{E} C_1 \bar{k} \quad (14)$$

ここで、

$$C_1 = \frac{\frac{l}{d} (5-4\nu) + (1-\nu) + (1-\nu)}{\frac{l}{d} + \frac{1}{3} + \frac{1}{3}}$$

である。両端が膨張に寄与しないと考える平板ヘッドの場合 C_1 の分母分子ともに第1項まで、一端が平板ヘッドで他端が半球殻ヘッドのときはそれぞれ第2項までをとる。たとえば前者の場合、

$$K = \frac{5-4\nu}{E} \bar{k} = \frac{5m-4}{mE} k \quad (15)$$

となり、高圧ガス容器対策協議会の(5)式のそれと一致する。また3・1項で述べたように d に d_0 , d_m あるいは d_i をあてることができ、それぞれの弾性膨張係数を K_0 , K_m , K_i , 補正係数を k_0 , k_m , k_i とすれば

$$K_0/k_0 \leq K_m/k_m \leq K_i/k_i$$

の関係がある。第1表および第1図は $\nu=1/3$, $E=7000$ kg/mm²として計算した K/\bar{k} と l/d_0 の関係を示したものである。

第1表 薄肉円筒理論にもとづく計算上の弾性膨張係数 K/\bar{k}

l/d_0	弾性膨張係数 K/\bar{k} ($\times 10^{-6} \text{cm}^2/\text{kg}$)		
	両端半球殻ヘッドの容器	一端が平板、他端が半球殻ヘッドの容器	両端平板ヘッドの容器
∞	5.24	5.24	
5.0	4.96	5.08	
3.2	4.83	5.02	
3.0	4.81	5.00	5.24
2.8	4.78	4.98	
1.0	4.29	4.64	
0	2.86	2.86	

3・2・1 厚肉円筒理論 任意径 d における応力は(7)式に示した。内壁すなわち $d=d_i$ における応力とひずみは

$$\left. \begin{aligned} \sigma_r &= -p \\ \sigma_t &= p \frac{d_0^2 + d_i^2}{d_0^2 - d_i^2} \\ \sigma_z &= p \frac{d_i^2}{d_0^2 - d_i^2} \div \sigma_s \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_r &= \frac{p}{E} \frac{1}{d_0^2 - d_i^2} \{(1-2\nu)d_i^2 - (1+\nu)d_0^2\} \\ \varepsilon_t &= \frac{p}{E} \frac{1}{d_0^2 - d_i^2} \{(1-\nu)d_i^2 + d_0^2\} \\ \varepsilon_z &= \frac{p}{E} \frac{1}{d_0^2 - d_i^2} (1-2\nu)d_i^2 \\ \varepsilon_s &= \frac{p}{E} \frac{1}{d_0^2 - d_i^2} \{(1-2\nu)d_i^2 + \nu d_0^2\} \end{aligned} \right\} \quad (17)$$

である。したがって内容積 V および V_p は

$$V = \frac{\pi d_0^3}{4} \left\{ \left(\frac{d_i}{d_0}\right)^2 \frac{l}{d_0} + \frac{1}{3} \left(\frac{d}{d_0}\right)^3 + \frac{1}{3} \left(\frac{d_i}{d_0}\right)^3 \right\}$$

$$V_p = \frac{\pi d_0^3}{4} \left\{ \left(\frac{d_i}{d_0}\right)^2 \frac{l}{d_0} (1+\varepsilon_t)^2 (1+\varepsilon_z) + \frac{1}{3} \left(\frac{d_i}{d_0}\right)^3 (1+\varepsilon_s)^3 + \frac{1}{3} \left(\frac{d_i}{d_0}\right)^3 (1+\varepsilon_s)^3 \right\}$$

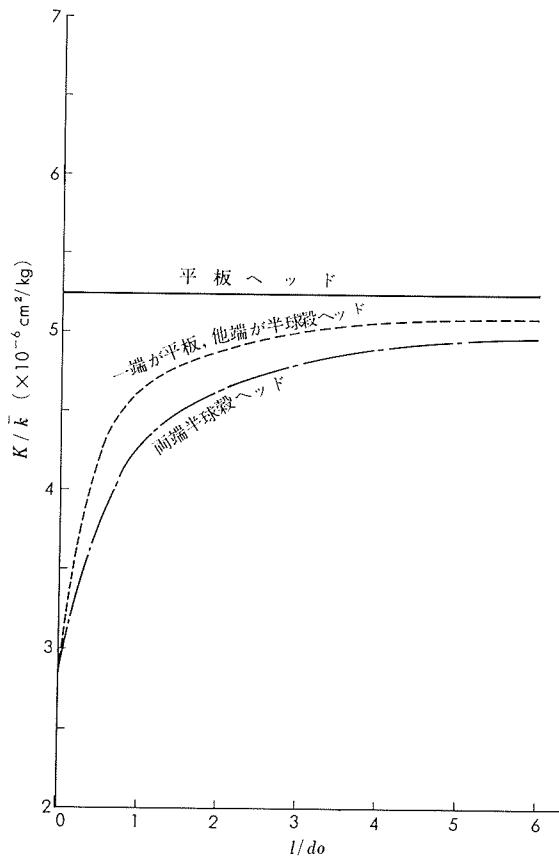
$$\div \frac{\pi d_0^3}{4} \left\{ \left(\frac{d_i}{d_0}\right)^2 \frac{l}{d_0} (1+2\varepsilon_t + \varepsilon_z) + \frac{1}{3} \left(\frac{d_i}{d_0}\right)^3 (1+3\varepsilon_s) + \frac{1}{3} \left(\frac{d_i}{d_0}\right)^3 (1+3\varepsilon_s) \right\}$$

であるから、計算上の弾性膨張は次式で表わされる。

$$\begin{aligned} \Delta V &= \frac{\pi d_0^3}{4} \frac{p \left(\frac{d_i}{d_0}\right)^2}{1 - \left(\frac{d_i}{d_0}\right)^2} \left[\frac{l}{d_0} \left\{ 2 + (3-4\nu) \left(\frac{d_i}{d_0}\right)^2 \right\} + \left(\frac{d_0}{d_0}\right) \left\{ \nu + (1-2\nu) \left(\frac{d_i}{d_0}\right)^2 \right\} + \left(\frac{d_i}{d_0}\right) \left\{ \nu + (1-2\nu) \left(\frac{d_i}{d_0}\right)^2 \right\} \right] \\ &= p V \frac{1}{E} \frac{\frac{l}{d_0} \left\{ 2 + (3-4\nu) \left(\frac{d_i}{d_0}\right)^2 \right\} + \left(\frac{d_i}{d_0}\right) \left\{ \nu + (1-2\nu) \left(\frac{d_i}{d_0}\right)^2 \right\} + \left(\frac{d_i}{d_0}\right) \left\{ \nu + (1-2\nu) \left(\frac{d_i}{d_0}\right)^2 \right\}}{\left(\frac{d_i}{d_0}\right)^2 \frac{l}{d_0} + \frac{1}{3} \left(\frac{d_i}{d_0}\right)^3 + \frac{1}{3} \left(\frac{d_i}{d_0}\right)^3} \frac{d_i^2}{d_0^2 - d_i^2} \end{aligned} \quad (18)$$

したがって、弾性膨張係数 K は

$$C_2 = \frac{\frac{l}{d_0} \left\{ 2 + (3-4\nu) \left(\frac{d_i}{d_0}\right)^2 \right\} + \left(\frac{d_i}{d_0}\right) \left\{ \nu + (1-2\nu) \left(\frac{d_i}{d_0}\right)^2 \right\} + \left(\frac{d_i}{d_0}\right) \left\{ \nu + (1-2\nu) \left(\frac{d_i}{d_0}\right)^2 \right\}}{\frac{l}{d_0} + \frac{1}{3} \frac{d_i}{d_0} + \frac{1}{3} \frac{d_i}{d_0}}$$

第1図 K/\bar{k} と l/do の関係

とおいてそれぞれ次のようになる。

$$\left. \begin{aligned} K_{CGA} &= \frac{C_2}{E} \bar{k}_{CGA} \\ K_z &= \left(\frac{d_0}{d_i} \right)^2 \frac{C_2}{E} \bar{k}_z \\ K_t &= \frac{2d_0^2}{d_0^2 + d_i^2} \frac{C_2}{E} \bar{k}_t \end{aligned} \right\} \quad (19)$$

ここで、前項の場合と同様、一端が平板ヘッド他端が半球殻ヘッドのときは C_2 の分母、分子ともに第2項までを、両端平板ヘッドのときは第1項までをとる。また、

$$\bar{k}_{CGA} = \bar{k}_z = \bar{k}_t = \frac{EE}{pV} \frac{E}{C_2} \frac{d_0^2 - d_i^2}{d_0^2} \quad (20)$$

の関係があることと、

$$K_{CGA} < K_t < K_z$$

なる大小関係があることに注目したい。

両端平板ヘッドの場合

$$C_2 = 2 + (3 - 4\nu) \left(\frac{d_i}{d_0} \right)^2$$

であるから

$$\left. \begin{aligned} K_{CGA} &= \frac{2 + (3 - 4\nu) \left(\frac{d_i}{d_0} \right)^2}{E} \bar{k}_{CGA} \\ K_z &= \frac{2 \left(\frac{d_0}{d_i} \right)^2 + (3 - 4\nu)}{E} \bar{k}_z \\ K_t &= \frac{2 \left[2 + (3 - 4\nu) \left(\frac{d_i}{d_0} \right)^2 \right]}{E \left[1 + \left(\frac{d_i}{d_0} \right)^2 \right]} \bar{k}_t \end{aligned} \right\} \quad (19)'$$

となる。 \bar{k}_{CGA} , \bar{k}_z , \bar{k}_t は両端平板ヘッドと考えたときの補正係数である。第1表、第1図と同様に $\nu=1/3$, $E=7000\text{kg/mm}^2$ として算出した弾性膨張係数 K/\bar{k} と d_i/d_0 および l/d_0 の関係を第2表から第4表までと第2図から第4図までに示す。ここで、 d_i/d_0 および l/d_0 に対して K_t/\bar{k}_t が他に比べ最も狭い分布をもつことがわかる。

第2表 厚肉円筒理論にもとづいて CGA の定義による計算上の弾性膨張係数 K_{CGA}/\bar{k}_{CGA}

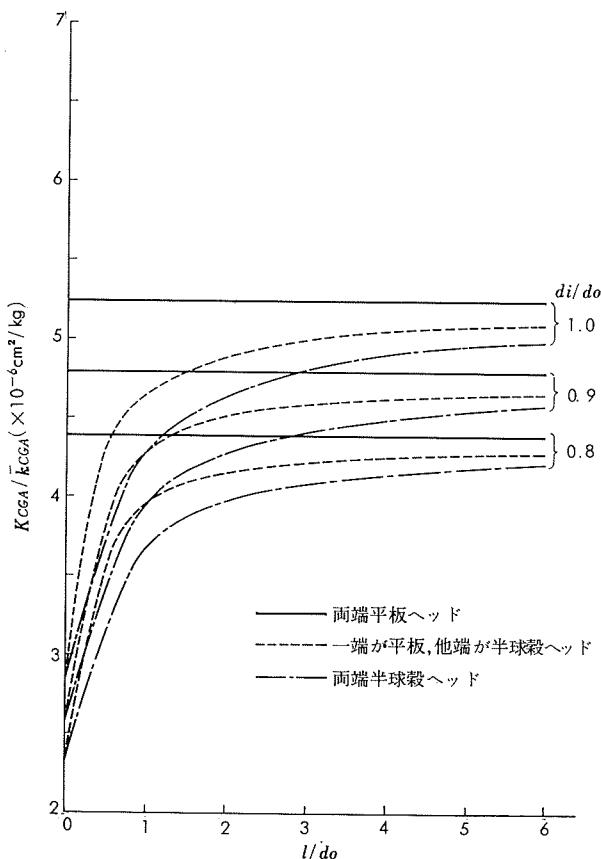
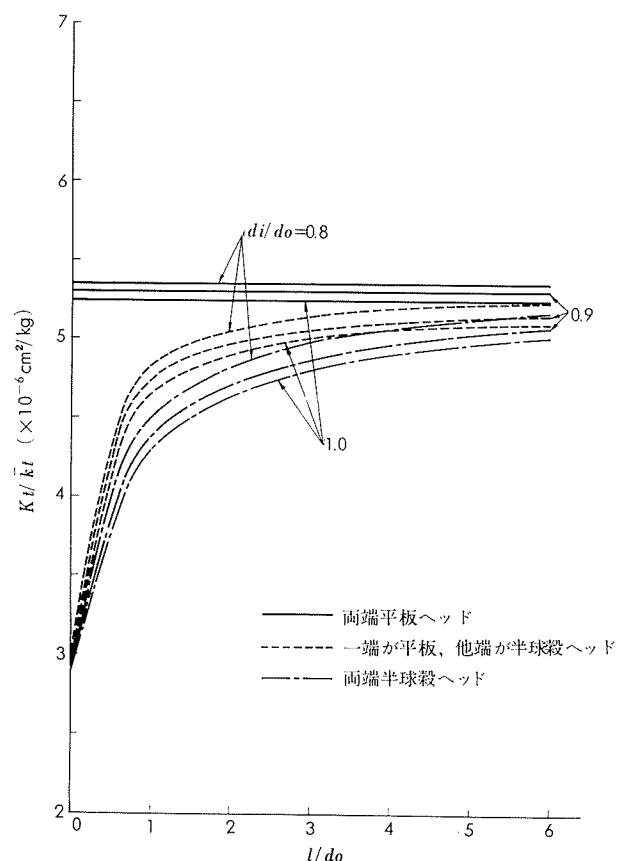
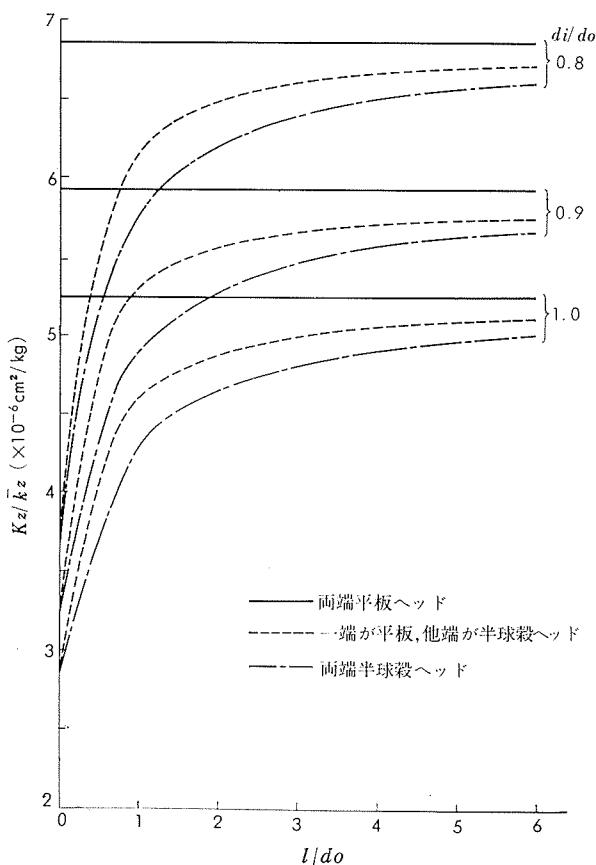
l/d_0	弾性膨張係数 K_{CGA}/\bar{k}_{CGA} ($\times 10^{-6}\text{cm}^2/\text{kg}$)														
	両端半球殻ヘッドの容器					一端が平板、他端が半球殻ヘッドの容器					両端平板ヘッドの容器				
	d_i/d_0					d_i/d_0					d_i/d_0				
	1.00	0.95	0.90	0.85	0.80	1.00	0.95	0.90	0.85	0.80	1.00	0.95	0.90	0.85	0.80
∞	5.24	5.00	4.79	4.57	4.39	5.24	5.00	4.79	4.57	4.39					
5.0	4.96	4.75	4.55	4.37	4.19	5.08	4.86	4.65	4.45	4.27					
3.2	4.83	4.63	4.43	4.23	4.08	5.02	4.81	4.59	4.39	4.22					
3.0	4.81	4.62	4.40	4.23	4.07	5.00	4.79	4.58	4.38	4.21	5.24	5.00	4.79	4.57	4.39
2.8	4.78	4.60	4.38	4.21	4.07	4.98	4.77	4.57	4.37	4.20					
1.0	4.29	4.12	3.95	3.82	3.67	4.64	4.43	4.29	3.98	3.96					
0	2.86	2.72	2.59	2.46	2.34	2.83	2.72	2.59	2.46	2.34					

第3表 厚肉円筒理論胴部軸方向応力にもとづく計算上の弾性膨張係数 K_z/\bar{k}_z

l/d_0	弾性膨張係数 K_z/\bar{k}_z ($\times 10^{-6}\text{cm}^2/\text{kg}$)														
	両端半球殻ヘッドの容器					一端が平板、他端が半球殻ヘッドの容器					両端平板ヘッドの容器				
	d_i/d_0					d_i/d_0					d_i/d_0				
	1.00	0.95	0.90	0.85	0.80	1.00	0.95	0.90	0.85	0.80	1.00	0.95	0.90	0.85	0.80
∞	5.24	5.54	5.92	6.33	6.86	5.24	5.54	5.92	6.33	6.86					
5.0	4.96	5.26	5.62	6.05	6.55	5.08	5.38	5.74	6.16	6.68					
3.2	4.83	5.14	5.47	5.90	6.38	5.02	5.33	5.67	6.08	6.60					
3.0	4.81	5.12	5.44	5.86	6.37	5.00	5.31	5.66	6.06	6.58	5.24	5.54	5.92	6.33	6.86
2.8	4.78	5.10	5.41	5.83	6.36	4.98	5.28	5.64	6.05	6.57					
1.0	4.29	4.57	4.88	5.28	5.74	4.64	4.91	5.30	5.51	6.19					
0	2.86	3.01	3.20	3.40	3.66	2.83	3.01	3.20	3.40	3.66					

第4表 厚肉円筒理論胴部内壁接線方向応力にもとづく計算上の弾性膨張係数 K_t/\bar{k}_t

l/d_0	弾性膨張係数 K_t/\bar{k}_t ($\times 10^{-6}\text{cm}^2/\text{kg}$)														
	両端半球殻ヘッドの容器					一端が平板、他端が半球殻ヘッドの容器					両端平板ヘッドの容器				
	d_i/d_0					d_i/d_0					d_i/d_0				
	1.00	0.95	0.90	0.85	0.80	1.00	0.95	0.90	0.85	0.80	1.00	0.95	0.90	0.85	0.80
∞	5.24	5.26	5.30	5.31	5.35	5.24	5.26	5.30	5.31	5.35					
5.0	4.96	5.00	5.03	5.07	5.12	5.08	5.12	5.13	5.17	5.22					
3.2	4.83	4.88	4.89	4.95	4.99	5.02	5.07	5.10	5.15						
3.0	4.81	4.86	4.87	4.92	4.98	5.00	5.05	5.06	5.08	5.14	5.24	5.26	5.29	5.31	5.35
2.8	4.78	4.85	4.84	4.89	4.97	4.98	5.02	5.05	5.08	5.13					
1.0	4.29	4.34	4.37	4.43	4.48	4.64	4.66	4.74	4.62	4.83					
0	2.86	2.86	2.86	2.86	2.86	2.86	2.86	2.83	2.86	2.86					

第2図 K_{CGA}/\bar{k}_{CGA} と l/do の関係第4図 K_t/\bar{k}_t と l/do の関係第3図 K_z/\bar{k}_z と l/do の関係

3・3 弾性膨張係数の実測と考察

弾性膨張係数を測定した容器の主要寸法と引張性質を第5表に示す。詳細を省略するが内容積 $1.1l$ 以下の容器は球殻型⁴⁾、 $2l$ および $7l$ ^{4,5)}容器は平板の底部をそれぞれもつエルハルト法による継目なし容器であり、 $56l$ 容器は各部の肉厚が均一で両端とも半球殻に近い形状をもつ溶接容器である。

弾性膨張 EE の測定はCGAの高圧容器規格の4・2項に従い水套を用いて行なった。膨張量の測定は $56l$ 容器の場合最小目盛 $2cc$ 、その他の容器には $0.1cc$ のメスシリンダーを使用した。内圧 p の測定は $56l$ 容器の場合最大圧力 $35kg/cm^2$ 、精度 1% 、 $7l$ 容器には最大圧力 $300kg/cm^2$ で精度 3% のブルドン管圧力計をそれぞれ用い、その他の容器には抵抗線ひずみゲージを用いた新興通信工業製圧力変換器PR300を使った。第5図は内圧 p と弾性膨張率 EE/V の関係の1例を示すものである。

この弾性膨張率と内圧の関係から算出した弾性膨張係数 K を第6表に示す。ただし、 $7l$ および $56l$ 容器は縦弾性係数を測定しなかったので、 $E=7000kg/mm^2$ として計算した。供試容器について求めた計算上の弾性膨張係数 K/\bar{k} を第7～8表に掲げ、実測値に対する補正係数 \bar{k} を第9～

第5表 供試容器の主要寸法と引張性質

材質	内容積 V (l)	容器の寸法 (mm)						引張性質			備考
		全長 L	外径 d_o	内径 d_i	d_i/d_o	l/d_o	底部の半径		引張強さ (kg/mm ²)	伸び (%)	
							R_i	R_o			
2017-T4	1.0	299.6	85.30	73.08	0.857	2.579	75	90	42.4	26	7170
2017-T4	1.1	280.0	100.94	82.48	0.817	1.853	87	103	43.0	25	7140
2017-T4	2.0	421.5	100.41	86.07	0.857	3.157	—	—	41.1	26	7220
2017-T4	7.0	590.0	153.0	132.0	0.863	3.039	—	—	45.8	22	—
Al-Mg系	7.0	590.0	158.4	132.0	0.833	2.904	—	—	21.8	26	—
Al-Mg系	56.0	1332	259.6	252.2	0.971	3.775	161.3	165	35.1	13	—

 l : 胴部の長さ。第6表 弾性膨張係数 K の水套式水圧試験による測定値

材質	内容積 V (l)	d_i/d_o	l/d_o	弾性膨張係数 ($\times 10^{-6}$ cm ² /kg)					
				K_0	K_m	K_t	K_{OGA}	K_z	K_t
2017-T4	1.0	0.857	2.579	4.84	5.22	5.65	4.50	6.13	5.19
2017-T4	1.1	0.817	1.853	4.94	5.44	6.04	4.49	6.72	5.38
2017-T4	2.0	0.857	3.157	5.43	5.84	6.33	5.04	6.86	5.81
2017-T4	7.0	0.863	3.039	5.38	5.78	6.24	5.01	6.73	5.75
Al-Mg系	7.0	0.833	2.904	5.33	5.82	6.40	4.89	7.04	5.77
Al-Mg系	56.0	0.971	3.775	4.70	4.77	4.84	4.64	4.91	4.77

第7表 薄肉円筒理論にもとづく供試容器の弾性膨張係数 K/\bar{k}

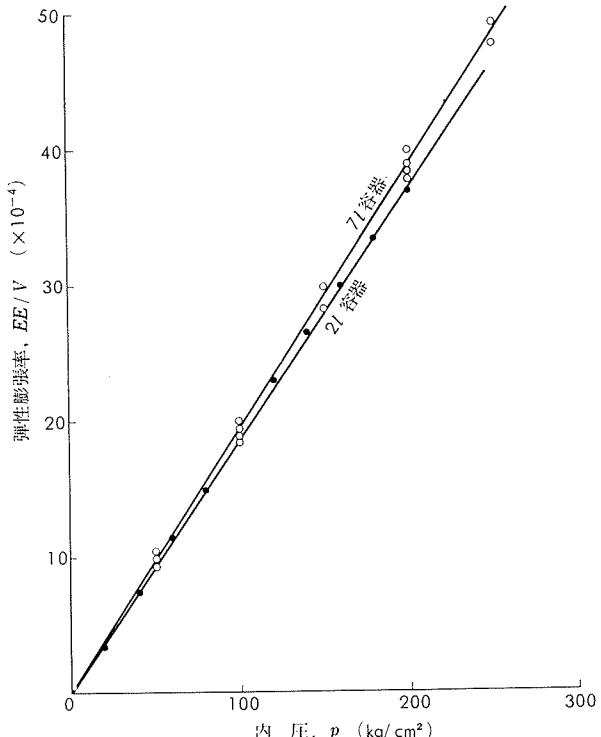
材質	内容積 V (l)	弾性膨張係数、計算値 ($\times 10^{-6}$ cm ² /kg)			
		一端が平板、他端が半球殻ヘッド		両端平板ヘッド K/k	
		K_0/k'_0	K_m/k'_m	K_m/k'_t	
2017-T4	1.0	4.84	4.86	4.88	5.11
2017-T4	1.1	4.78	4.80	4.83	5.14
2017-T4	2.0	4.86	4.87	4.89	5.08
2017-T4	7.0	5.00	5.02	5.03	5.24
Al-Mg系	7.0	4.99	5.02	5.03	5.24
Al-Mg系	56.0	5.04 (4.88)	5.05 (4.89)	5.05 (4.89)	5.24

() 内は両端半球殻ヘッドの場合、 K/\bar{k}' 。

10表に示した。ここで一端が平板、他端が半球殻ヘッドとみなした場合の補正係数にはダッシュ「」をつけ、56l容器は形状からみて両端半球殻ヘッドの場合も計算して「」をつけ、第7~10表において K/\bar{k}' 、 \bar{k}'' を()で示した。

弾性膨張係数には、弾性膨張にもっとも寄与する厚肉円筒理論胴部内壁接線方向応力 σ_t で定義された弾性膨張係数 K_t を用いるのが妥当であろう。また、薄肉円筒理論による弾性膨張係数 K は d_i/d_o がある程度1に近い容器に対して用いるべきであることはいうまでもない。

エルハルト法で製造された容器は半球殻ヘッドとみなされる口部が絞り加工で胴部より非常に厚くなってしまっており、かつ底部も厚いので、むしろ平板ヘッドとみるのがよく、第10表からわかるように補正係数も一端が平板、他端が半球



第5図 2017-T4 製容器の弾性膨張率と内圧の関係

殻ヘッドとしたときより1に近い。一方、56l容器のごとく各部の肉厚が均一な容器は形状からもいえるが、実験結果も両端半球殻ヘッドとみなす補正係数 \bar{k}'' がもっとも1に近い。

第8表 厚肉円筒理論にもとづく供試容器の弾性膨張係数 K/\bar{k}

材 質	内 容 積 V (I)	弾性膨張係数、計算値 ($\times 10^{-6} \text{cm}^2/\text{kg}$)					
		一端が平板、他端が半球殻ヘッド			両端平板ヘッド		
		K_{CGA}/k'_{CGA}	K_z/k'_z	K_t/k'_t	K_{CGA}/k_{CGA}	K_z/k_z	K_t/k_t
2017-T4	1.0	4.28	5.83	4.94	4.49	6.12	5.18
2017-T4	1.1	4.10	6.14	4.92	4.36	6.53	5.23
2017-T4	2.0	4.30	5.85	4.95	4.47	6.08	5.15
2017-T4	7.0	4.44	5.97	5.10	4.63	6.22	5.31
Al-Mg系	7.0	4.33	6.23	5.11	4.51	6.50	5.32
Al-Mg系	56.0	4.92 (4.76)	5.21 (5.05)	5.06 (4.90)	5.10	5.41	5.25

() 内は両端半球殻ヘッドの場合, K/k' 。第9表 薄肉円筒理論にもとづく供試容器の補正係数 \bar{k}

材 質	内 容 積 V (I)	補正係数					
		一端が平板、他端が半球殻ヘッド			両端平板ヘッド		
		k'_0	k'_m	k'_t	k_0	k_m	k_t
2017-T4	1.0	1.000	1.074	1.159	0.948	1.021	1.108
2017-T4	1.1	1.033	1.131	1.251	0.961	1.059	1.178
2017-T4	2.0	1.187	1.274	1.375	1.135	1.222	1.324
2017-T4	7.0	1.076	1.151	1.239	1.027	1.102	1.190
Al-Mg系	7.0	1.068	1.160	1.272	1.018	1.110	1.221
Al-Mg系	56.0	0.932 (0.964)	0.945 (0.977)	0.959 (0.990)	0.898	0.911	0.924

() 内は両端半球殻ヘッドの場合, k'' 。第10表 厚肉円筒理論にもとづく供試容器の補正係数 \bar{k}

材 質	内 容 積 V (I)	補正係数					
		一端が平板、他端が半球殻ヘッド			両端平板ヘッド		
		k'_{CGA}	k'_z	k'_t	k_{CGA}	k_z	k_t
2017-T4	1.0	1.050	1.050	1.050	1.001	1.001	1.001
2017-T4	1.1	1.095	1.095	1.095	1.029	1.029	1.029
2017-T4	2.0	1.246	1.246	1.246	1.199	1.199	1.199
2017-T4	7.0	1.128	1.128	1.128	1.083	1.083	1.083
Al-Mg系	7.0	1.130	1.130	1.130	1.084	1.084	1.084
Al-Mg系	56.0	0.942 (0.973)	0.942 (0.973)	0.942 (0.973)	4.908	0.908	0.908

() 内は両端半球殻ヘッドの場合, k'' 。

以上のように、弾性膨張係数は容器形状に大きく左右されるので、実際は、同一形状の容器についてそれぞれかなりの実測を行ない、統計的に処理して定める必要があろう。

定義される弾性膨張係数を用いるのがよいと考える。

なお、本資料に関し御討論いただいた軽金属溶接技術会設計委員会の各位に謝意を表する。

5. むすび

高压ガス容器の再検査における弾性膨張係数について米国 Compressed Gas Association やわが国の高压ガス容器対策協議会の例を紹介し、さらに弾性膨張係数を求める計算式と実験結果を述べた。弾性膨張係数をどのように定義し、どれを用いるかは容器の形状と関係するが、もつとも弾性膨張に寄与する厚肉円筒胴部内壁接線方向応力で

文 献

- 1) 高圧ガス保安協会：容器保安規則関係基準，(1966-10)，28
- 2) Compressed Gas Association : *Cylinder Service Life Seamless, High-Pressure Cylinder Spec. ICC-3, ICC-3A, ICC-3AA*, (2nd Ed. 1962), USA
- 3) 高圧ガス容器対策協議会：事業報告書，(1964-12-25)，225
- 4) 深井誠吉、竹内勝治、中村授：本誌，5(1964)，158
- 5) 深井誠吉、竹内勝治、中村授：高压ガス，2(1965)，130

R 110

Reprinted from SUMITOMO LIGHT METAL TECHNICAL REPORTS Vol. 9 No. 4 October 1968

アルミニウム合金展伸材の切欠疲れ強さ(その1)

竹内勝治
田中英司

住友軽金属工業株式会社

TECHNICAL DATA SHEET (9-4. 1)

アルミニウム合金展伸材の切欠疲れ強さ (その1)

1) 2011-T8 押出棒

第1表 化学成分

材質		化成成分(%)									
		Cu	Pb	Bi	Si	Fe	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti
2011-T8	QQ-A-00225/3	5.0~6.0	0.20~0.6	0.20~0.6	<0.40	<0.70	—	—	—	<0.30	—
	試材	5.64	0.35	0.57	0.16	0.27	0.04	痕跡	痕跡	0.11	0.01

第2表 機械的性質

材質	寸法 (mmφ)	熱処理	引張性質 ¹⁾					かたさ	
			耐力 (kg/mm ²)	引張強さ (kg/mm ²)	真破断強さ (kg/mm ²)	伸び (%)	絞り (%)	ブリネル (10/500/30)	ロックウェル (Bスケール)
2011-T8	17	—	(>28.1) 34.8	(>36.6) 44.1	(—) 57.8	(>10) 14	(—) 35	(—) 114	(—) 73

1) 試験片はJIS Z2201, 4号試験片。

2) () 内は QQ-A-00225/3(NAVY-Ships) の規格値を示す。

第3表 切欠疲れ強さならびに切欠係数

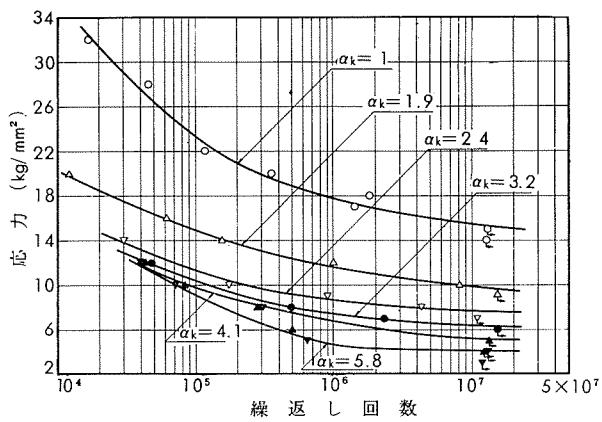
切欠底の丸み ρ (mm)	形状係数 α_k	疲れ強さ ¹⁾ (kg/mm ²)		切欠係数 β_k			
		10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回	10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回
∞	1 ^{a)}	23.2	17.8	15.4	1	1	1
1	1.9 ^{a)}	14.9	11.5	9.9	1.56	1.55	1.56
0.5	2.4 ^{a)}	11.3	8.6	7.7	2.05	2.07	2.00
0.25	3.2 ^{a)}	10.4	7.4	6.4	2.23	2.41	2.41
0.125	4.1 ^{a)}	9.7	6.8	5.1	2.39	2.62	3.02
0.06	5.8 ^{a)}	9.1	4.7	4.2	2.55	3.79	3.67

1) 小野式回転曲げ疲れ試験機 (1,700rpm) による。

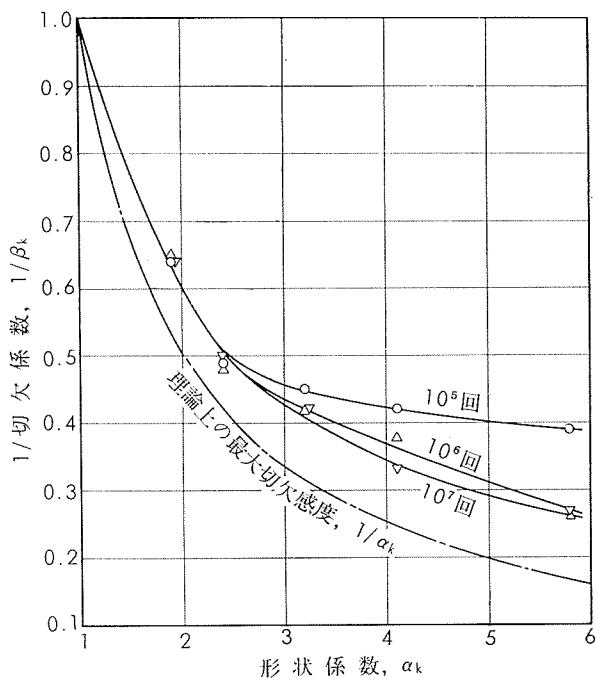
2) 10mmφ 標準試験片 (布やすり仕上)。

3) 半円型環状切欠試験片 (D=12mmφ, d=10mmφ, t=1mm, 旋削のまま)。

4) 60°-V型環状切欠試験片 (同上)。



第1図 2011-T8押出棒のS-N曲線



第2図 2011-T8押出棒の切欠感度

(昭和43年10月)

住友軽金属工業株式会社

研究部 竹内勝治
田中英司

TECHNICAL DATA SHEET (9-4. 2)

アルミニウム合金伸材の切欠疲れ強さ (その1)

2) 2014-T4 押出および鍛造棒 (高力アルミニウム合金1種)

第4表 化学成分

材質	規格	化学成分(%)							
		Cu	Mg	Mn	Si	Fe	Cr	Zn	Ti
2014-T4	JIS H 4131 4164	3.9~5.0	0.20~0.8	0.40~1.2	0.50~1.2	<1.0	<0.10	<0.25	<0.15
	試材 A B	4.39 4.12	0.76 0.46	0.76 0.76	0.85 0.75	0.34 0.37	痕跡 痕跡	0.04 0.02	0.01 0.01

第5表 機械的性質

試材	製造方法 寸法 (mmφ)	熱処理	引張性質 ¹⁾					かたさ	
			耐力 (kg/mm ²)	引張強さ (kg/mm ²)	真破断強さ (kg/mm ²)	伸び (%)	絞り (%)	ブリネル (10/500/30)	ロックウェル (Bスケール)
A	押出, 16	505°C×1h水冷	(>22) 34.9	(>38) 52.2	(-) —	(>16) 17	(-) 26	(-) 112	(-) 68
B	鍛造, 20	同上	(>21) 25.2	(>38) 44.9	(-) —	(>16) 24	(-) 39	(>100) 106	(-) 65

1) 試験片は JIS Z2201, 4号試験片。

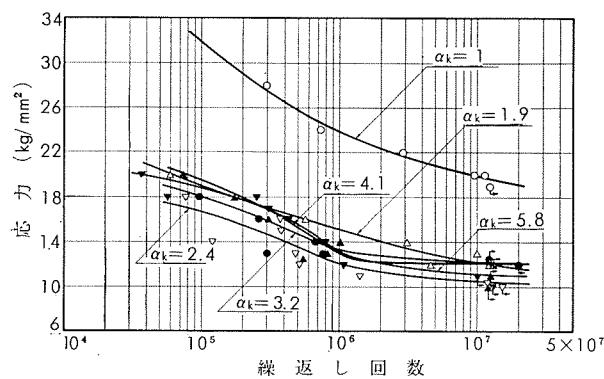
2) () 内は JIS H4131 (アルミニウム合金鍛造品) または H4164 (高力アルミニウム合金棒) の規格値を示す。

第6表 切欠疲れ強さならびに切欠係数

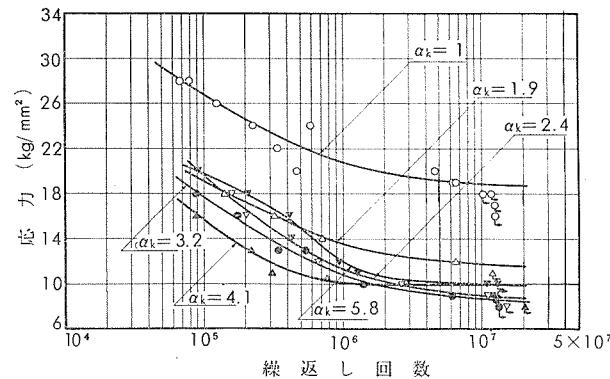
切欠底の丸み ρ (mm)	形状係数 α_k	試材 A (押出棒)						試材 B (鍛造棒)					
		疲れ強さ ¹⁾ (kg/mm ²)			切欠係数 β_k			疲れ強さ ¹⁾ (kg/mm ²)			切欠係数 β_k		
		10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回	10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回	10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回	10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回
∞	1.2 ²⁾	31.9	23.9	19.9	1	1	1	26.8	20.7	18.8	1	1	1
1	1.9 ³⁾	19.0	15.1	12.2	1.68	1.58	1.63	19.1	13.5	11.8	1.40	1.53	1.59
0.5	2.4 ⁴⁾	16.6	12.1	10.6	1.92	1.98	1.88	19.7	11.3	9.1	1.36	1.83	2.07
0.25	3.2 ⁴⁾	17.9	13.2	12.2	1.78	1.81	1.63	17.7	10.8	8.7	1.51	1.92	2.16
0.125	4.1 ⁴⁾	19.5	12.8	12.1	1.64	1.87	1.64	15.5	10.2	9.1	1.73	2.03	2.07
0.06	5.8 ⁴⁾	18.8	13.1	11.2	1.70	1.82	1.78	19.8	11.9	10.0	1.35	1.74	1.88

1), 2), 3), 4) は第3表の注と同じ。

5) 詳細は本誌, 1(1960), 45参照。



第3図 2014-T4 押出棒のS-N曲線



第4図 2014-T4 鍛造棒のS-N曲線

(昭和43年10月)

住友軽金属工業株式会社

研究部 竹内勝治
田中英司

TECHNICAL DATA SHEET (9-4. 3)

アルミニウム合金展伸材の切欠疲れ強さ (その1)

3) 2014-T6 押出棒および鍛造材 (高力アルミニウム合金1種)

第7表 化学成分

材質		化 学 成 分 (%)								
		Cu	Mg	Mn	Si	Fe	Cr	Zn	Ti	Al
2014-T6	JIS H 4131 4164	3.9~5.0	0.20~0.8	0.40~1.2	0.50~1.2	<1.0	<0.10	<0.25	<0.15	残
	試材 A B	4.38 4.47	0.43 0.60	0.77 0.86	0.77 0.73	0.29 0.25	0.03 <0.01	0.03 0.03	0.01 <0.01	残 残

第8表 機械的性質

試材	製造方法と寸法 (mmφ)	熱処理	引張性質 ¹⁾					かたさ		シャルピー衝撃値 (JIS 3号) (kg-m/cm ²)
			耐力 (kg/mm ²)	引張強さ (kg/mm ²)	真破断強さ (kg/mm ²)	伸び (%)	絞り (%)	ブリネル (10/500/30)	ロックウェル (Bスケール)	
A	押出, 16	505°C×1h水冷後 170°C×12h空冷	(>38) 49.0	(>45) 54.6	(-) 65.1	(>8) 12	(-) 26	(-) 142	(-) 81	(-) —
		—	(>38) 44.4	(>45) 50.1	(-) 63.5	(>10) 14	(-) 30	(>125) 144	(-) —	(-) 1.6
B	鍛造, 角材 ³⁾	—	(>38) 44.4	(>45) 50.1	(-) 63.5	(>10) 14	(-) 30	(>125) 144	(-) —	(-) 1.6

1) 試験片は JIS Z2201, 4号試験片。

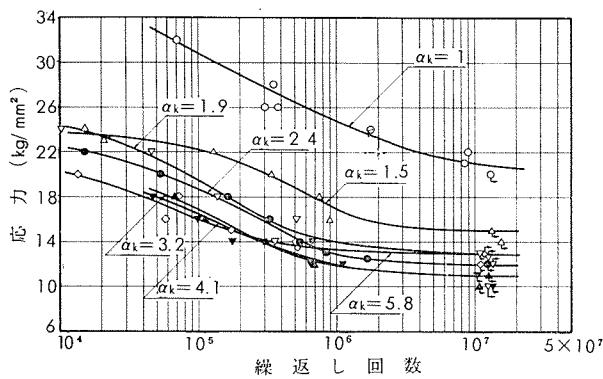
3) 断面寸法 35×55mm。

第9表 切欠疲れ強さならびに切欠係数

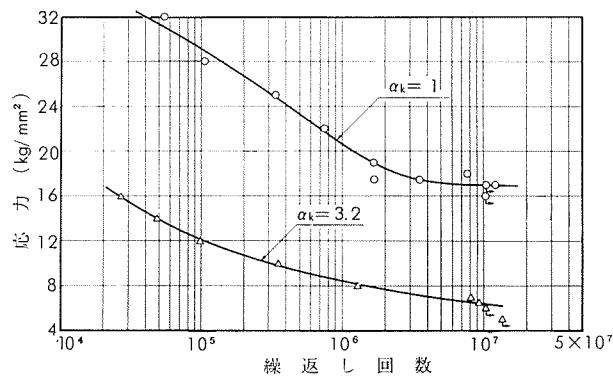
切欠底の丸み ρ (mm)	形状係数 α_k	試材 A (押出棒) ⁵⁾						試材 B (鍛造材)					
		疲れ強さ ¹⁾ (kg/mm ²)			切欠係数 β_k			疲れ強さ ¹⁾ (kg/mm ²)			切欠係数 β_k		
		10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回	10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回	10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回	10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回
∞	1 ²⁾	30.8	24.8	21.0	1	1	1	29.1	20.6	17.0	1	1	1
2	1.5 ²⁾	22.3	16.8	15.1	1.38	1.48	1.39	—	—	—	—	—	—
1	1.9 ³⁾	19.6	14.0	13.0	1.57	1.77	1.62	—	—	—	—	—	—
0.5	2.4 ⁴⁾	18.8	12.9	12.0	1.64	1.92	1.75	—	—	—	—	—	—
0.25	3.2 ⁴⁾	16.8	11.8	11.0	1.83	2.10	1.91	12.1	8.5	6.5	2.40	2.42	2.62
0.125	4.1 ⁴⁾	16.5	11.8	11.0	1.87	2.10	1.91	—	—	—	—	—	—
0.06	5.8 ⁴⁾	15.9	13.3	13.0	1.94	1.86	1.62	—	—	—	—	—	—

1), 2), 3), 4) は第3表の注と同じ。

5) 詳細は本誌, 1(1960), 45参照。



第5図 2014-T6 押出棒のS-N曲線



第6図 2014-T6 鍛造材のS-N曲線

(昭和43年10月)

住友軽金属工業株式会社

竹内勝治
研究部
田中英司

TECHNICAL DATA SHEET (9-4. 4)

アルミニウム合金伸材の切欠疲れ強さ (その1)

4) 2017-T4 押出棒 (高力アルミニウム合金2種)

第10表 化学成分

材質		化学成分(%)								
2017-T4	JIS H4164	3.5~4.5	0.20~0.8	0.40~1.0	<0.8	<1.0	<0.10	<0.25	—	残
	試材	3.95	0.48	0.52	0.16	0.24	痕跡	0.02	0.01	残

第11表 機械的性質

材質	寸法 (mmφ)	熱処理	引張性質 ¹⁾					ブリネル かたさ (10/500/30)
			耐力 (kg/mm ²)	引張強さ (kg/mm ²)	真破断強さ (kg/mm ²)	伸び (%)	絞り (%)	
2017-T4	20	505°C×1h水冷	(>22) 38.8	(>38) 51.6	(-) 62.2	(>12) 17	(-) 20	(-) 113

1) 試験片は JIS Z2201, 4号試験片。

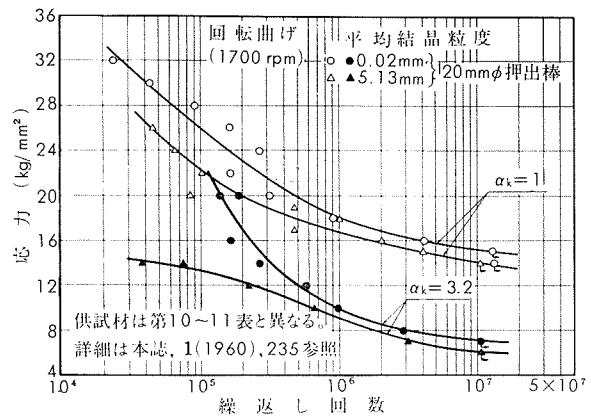
2) () 内は JIS H4164 の規格値を示す。

第12表 切欠疲れ強さならびに切欠係数

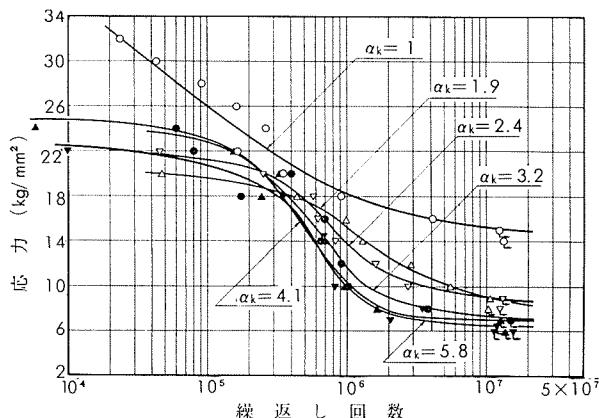
切欠底の丸み ρ (mm)	形状係数 α_k	疲れ強さ ¹⁾ (kg/mm ²)			切欠係数 β_k		
		10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回	10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回
		∞	1 ²⁾ 26.0	18.2	15.2	1	1
1	1.9 ³⁾ 19.6	15.2	9.0	1.33	1.20	1.69	
0.5	2.4 ⁴⁾ 21.3	13.5	9.0	1.22	1.35	1.69	
0.25	3.2 ⁴⁾ 22.7	11.6	7.3	1.15	1.57	2.08	
0.125	4.1 ⁴⁾ 23.1	10.4	7.0	1.13	1.75	2.17	
0.06	5.8 ⁴⁾ 20.8	9.9	6.6	1.25	1.84	2.30	

1), 2), 3), 4) は第3表の注と同じ。

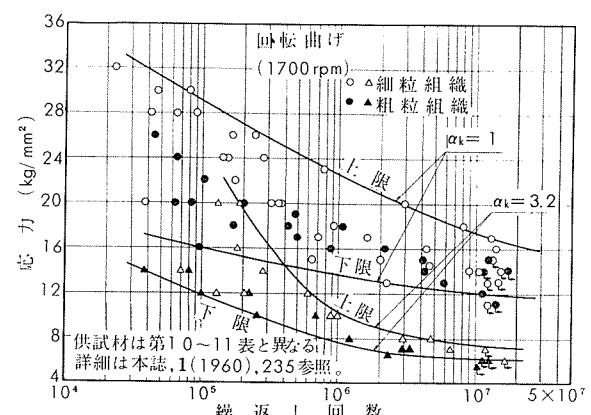
5) 詳細は本誌, 1(1960), 45参照。



第8図 2017-T4 押出棒のS-N曲線



第7図 2017-T4 押出棒のS-N曲線



第9図 2017-T4 押出棒の実験点の散らばり

(昭和43年10月)

住友軽金属工業株式会社

研究部 竹内勝治
田中英司

TECHNICAL DATA SHEET (9-4. 5)

アルミニウム合金展伸材の切欠疲れ強さ (その1)

5) 2018-T6 鍛造棒 (耐熱アルミニウム合金1種)

第13表 化学成分

材質		化 学 成 分 (%)									
		Cu	Mg	Ni	Si	Fe	Mn	Cr	Zn	Ti	Al
2018-T6	JIS H4131	3.5~4.5	0.45~0.9	1.7~2.3	<0.9	<1.0	<0.2	<0.10	<0.25	<0.05	残
	試材 A B	4.21 3.94	0.89 0.68	2.07 2.12	0.54 0.47	0.18 0.22	痕跡 痕跡	痕跡 痕跡	0.04 0.04	0.01 0.01	残 残

第14表 機械的性質

試材	寸法 (mmφ)	熱処理	引張性質 ¹⁾					かたさ	
			耐力 (kg/mm ²)	引張強さ (kg/mm ²)	真破断強さ (kg/mm ²)	伸び (%)	絞り (%)	ブリネル (10/500/30)	ロックウェル (Bスケール)
A	18	515°C×1h湯冷後	(>28)	(>28)	(-)	(>10)	(-)	(>100)	(-)
B	18	180°C×10h空冷	32.7	42.1	54.6	12	23	111	70

1) 試験片は JIS Z2201, 4号試験片。

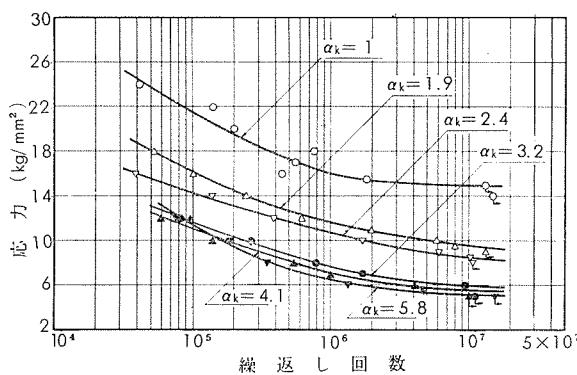
2) () 内は JIS H4131 の規格値を示す。

第15表 切欠疲れ強さならびに切欠係数

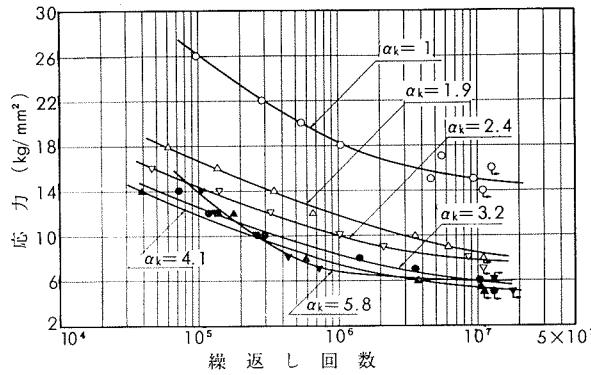
切欠底の丸み ρ (mm)	形状係数 α_k	試材 A						試材 B ⁵⁾					
		疲れ強さ ¹⁾ (kg/mm ²)			切欠係数 β_k			疲れ強さ ¹⁾ (kg/mm ²)			切欠係数 β_k		
		10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回	10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回	10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回	10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回
∞	1 ²⁾	21.4	16.0	15.0	1	1	1	26.2	18.2	14.9	1	1	1
1	1.9 ³⁾	16.1	11.6	9.5	1.33	1.38	1.58	16.7	11.9	8.5	1.57	1.53	1.75
0.5	2.4 ⁴⁾	14.3	10.7	8.5	1.50	1.50	1.77	14.4	10.0	7.8	1.82	1.82	1.91
0.25	3.2 ⁴⁾	11.7	7.7	5.9	1.83	2.08	2.54	12.6	8.3	5.9	2.08	2.19	2.53
0.125	4.1 ⁴⁾	11.1	7.2	5.6	1.93	2.22	2.68	11.9	7.5	5.4	2.20	2.43	2.76
0.06	5.8 ⁴⁾	11.3	6.5	5.2	1.89	2.46	2.89	13.6	6.7	6.0	1.93	2.72	2.49

1), 2), 3), 4) は第3表の注と同じ。

5) 詳細は本誌, 1(1960), 45参照。



第10図 2018-T6 鍛造棒 (試材A) のS-N曲線



第11図 2018-T6 鍛造棒 (試材B) のS-N曲線

(昭和43年10月)

住友軽金属工業株式会社

研究部 竹内勝治
田中英司

TECHNICAL DATA SHEET (9-4. 6)

アルミニウム合金伸材の切欠疲れ強さ (その1)

6) 2024-T4 押出および鍛造棒 (高力アルミニウム合金4種)

第16表 化学成分

材質	JIS H 4131 4164	化学成分 (%)								
		Cu	Mg	Mn	Si	Fe	Cr	Zn	Ti	Al
2024-T4	A	3.8~4.9	1.2~1.8	0.30~0.9	<0.50	<0.50	<0.10	<0.25	—	残
	B	4.60	1.58	0.58	0.35	0.16	痕跡	0.10	0.01	残
		4.36	1.49	0.64	0.27	0.23	痕跡	0.09	0.01	残

第17表 機械的性質

試験材	製造方法と寸法 (mmφ)	熱処理	引張性質 ¹⁾					かたさ	
			耐力 (kg/mm ²)	引張強さ (kg/mm ²)	真破断強さ (kg/mm ²)	伸び (%)	絞り (%)	ブリネル (10/500/30)	ロックウェル (Bスケール)
A	押出, 20	495°C×1h水冷	(>27) 41.5	(>44) 58.7	(—) 72.8	(>12) 15	(—) 17	(—) 125	(—) 76
B	鍛造, 20	495°C×1h水冷	(>24) 30.3	(>40) 49.3	(—) —	(>10) 22	(—) 39	(>100) 115	(—) 72

1) 試験片は JIS Z2201, 4号試験片。

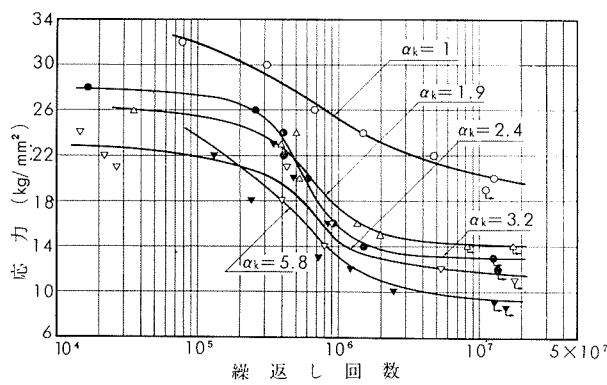
2) () 内は JIS H4131 (アルミニウム合金鍛造品) または H4164 (高力アルミニウム合金棒) の規格値を示す。

第18表 切欠疲れ強さならびに切欠係数

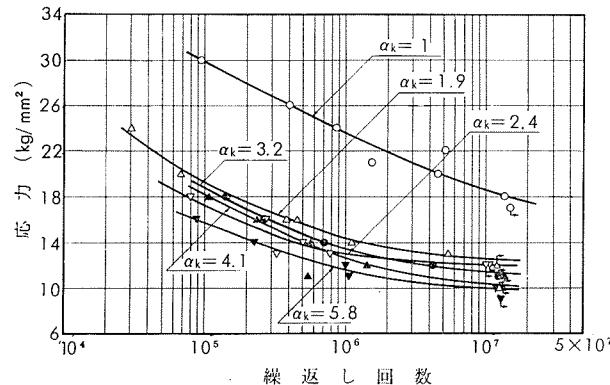
切欠孔の丸み ρ (mm)	形状係数 α_k	試験材 A (押出棒)						試験材 B (鍛造棒)					
		疲れ強さ ¹⁾ (kg/mm ²)			切欠係数 β_k			疲れ強さ ¹⁾ (kg/mm ²)			切欠係数 β_k		
		10 ⁶ 回	10 ⁸ 回	10 ⁷ 回	10 ⁶ 回	10 ⁸ 回	10 ⁷ 回	10 ⁶ 回	10 ⁸ 回	10 ⁷ 回	10 ⁶ 回	10 ⁸ 回	10 ⁷ 回
∞	1 ²⁾	31.8	25.3	20.3	1	1	1	29.8	23.7	18.6	1	1	1
1	1.9 ³⁾	25.5	17.5	14.1	1.25	1.45	1.44	19.1	14.4	12.6	1.56	1.65	1.48
0.5	2.4 ⁴⁾	22.0	14.4	11.8	1.45	1.76	1.72	17.3	13.0	12.1	1.72	1.82	1.54
0.25	3.2 ⁴⁾	27.3	15.7	13.0	1.16	1.61	1.56	18.7	13.5	11.5	1.59	1.76	1.62
0.125	4.1 ⁴⁾	—	—	—	—	—	—	18.1	12.7	10.4	1.64	1.87	1.79
0.06	5.8 ⁴⁾	23.8	13.0	9.5	1.34	1.95	2.14	15.7	11.6	10.0	1.90	2.04	1.86

1), 2), 3), 4) は第3表の注と同じ。

5) 詳細は本誌, 1(1960), 45参照。



第12図 2024-T4 押出棒のS-N曲線



第13図 2024-T4 鍛造棒のS-N曲線

(昭和43年10月)

住友軽金属工業株式会社

研究部 竹内勝治
田中英司

TECHNICAL DATA SHEET (9-4. 7)

アルミニウム合金展伸材の切欠疲れ強さ (その1)

7) 2025-T6 鍛造および抽伸棒 (高力アルミニウム合金5種)

第19表 化学成分

材質		化学成分(%)								
		Cu	Mn	Si	Mg	Fe	Cr	Zn	Ti	Al
2025-T6	JIS H4131	3.9~5.0	0.4~1.2	0.5~1.2	<0.05	<1.0	<0.10	<0.25	<0.15	残
	試材 A	4.40	0.77	0.72	痕跡	0.37	痕跡	0.04	0.01	残
	B	4.46	0.82	0.77	痕跡	0.38	痕跡	0.05	0.01	残

第20表 機械的性質

試材	製造方法寸法 (mmφ)	熱処理	引張性質 ¹⁾					かたさ		シャルピー衝撃値 (JIS 3号) (kg·m/cm ²)
			耐力 (kg/mm ²)	引張強さ (kg/mm ²)	真破断強さ (kg/mm ²)	伸び (%)	絞り (%)	ブリネル (10/50/30)	ロックウェル (Bスケール)	
A	鍛造, 18	515°C×1h湯冷後 170°C×12h空冷	(>23) 26.6	(>38) 40.8	(-) 55.1	(>16) 18	(-) 29	(>100) 112	(-) 66	(-)
B	抽伸, 19.5	515°C×1h湯冷後 170°C×12h空冷	27.5	41.9	58.1	18	33	108	-	3.4

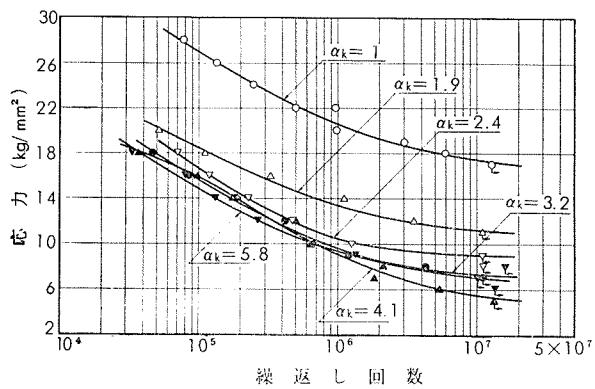
1) 試験片は JIS Z2201, 4号試験片。

2) () 内は JIS H4131 の規格値を示す。

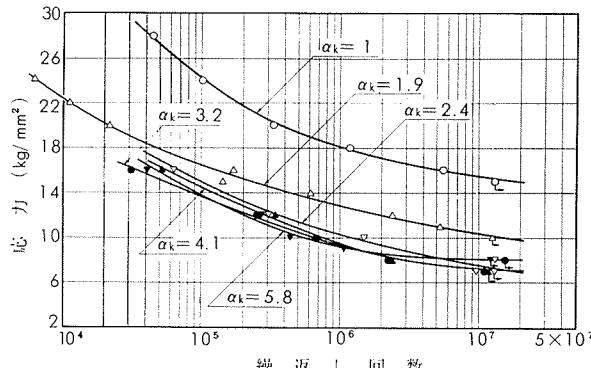
第21表 切欠疲れ強さならびに切欠係数

切欠底の丸み ρ (mm)	形状係数 α_k	試材 A (鍛造棒)						試材 B (抽伸棒)					
		疲れ強さ ¹⁾ (kg/mm ²)			切欠係数 β_k			疲れ強さ ¹⁾ (kg/mm ²)			切欠係数 β_k		
		10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回	10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回	10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回	10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回
∞	1 ²⁾	27.0	20.6	17.4	1	1	1	24.3	18.0	15.4	1	1	1
1	1.9 ³⁾	18.5	13.3	11.3	1.46	1.55	1.54	16.4	12.8	10.4	1.48	1.41	1.48
0.5	2.4 ⁴⁾	16.6	10.5	9.1	1.63	1.98	1.91	14.9	10.4	7.6	1.63	1.73	2.03
0.25	3.2 ⁴⁾	15.7	9.5	7.4	1.72	2.17	2.35	13.6	9.3	7.2	1.79	1.94	2.14
0.125	4.1 ⁴⁾	15.9	9.1	5.5	1.70	2.27	3.16	14.5	9.4	7.3	1.68	1.91	2.11
0.06	5.8 ⁴⁾	14.9	9.4	7.1	1.81	2.19	2.45	13.8	9.2	8.1	1.76	1.96	1.90

1), 2), 3), 4) は第3表の注と同じ。



第14図 2025-T6 鍛造棒のS-N曲線



第15図 2025-T6 抽伸棒のS-N曲線

(昭和43年10月)

◆ 住友軽金属工業株式会社

研究部 竹内勝治
田中英司

TECHNICAL DATA SHEET (9-4. 8)

アルミニウム合金展伸材の切欠疲れ強さ (その1)

8) 2117-T4 押出棒 (高力アルミニウム合金3種)

第22表 化学成分

材質	JIS H4167	化学成分 (%)							
		Cu	Mg	Mn	Si	Fe	Cr	Zn	Ti
2117-T4	JIS H4167	2.2~3.0	0.20~0.50	<0.20	<0.8	<1.0	<0.10	<0.25	—
	試材	2.61	0.21	0.01	0.23	0.27	0.04	0.05	0.02

第23表 機械的性質

材質	寸法 (mmφ)	熱処理	引張性質 ¹⁾					かたさ	
			耐力 (kg/mm ²)	引張強さ (kg/mm ²)	真破断強さ (kg/mm ²)	伸び (%)	絞り (%)	ブリネル (10/500/30)	ロックウェル (Fスケール)
2117-T4	20	505°C×1h水冷	(—) 15.3	(>26) 30.3	(—) 54.2	(—) 33	(—) 57	(—) 77	(—) 79

1) 試験片は JIS Z2201, 4号試験片。

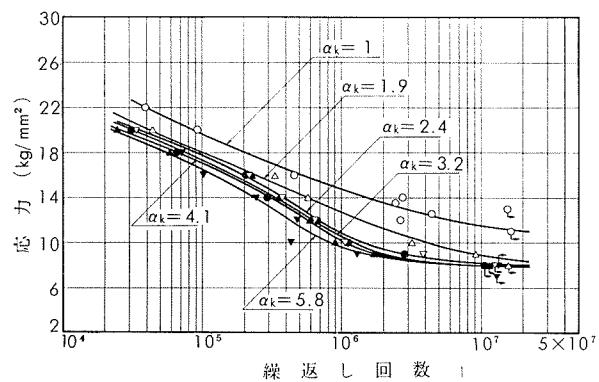
2) () 内は JIS H4167 (高力アルミニウム合金リベット材) の規格値を示す。

第24表 切欠疲れ強さならびに切欠係数

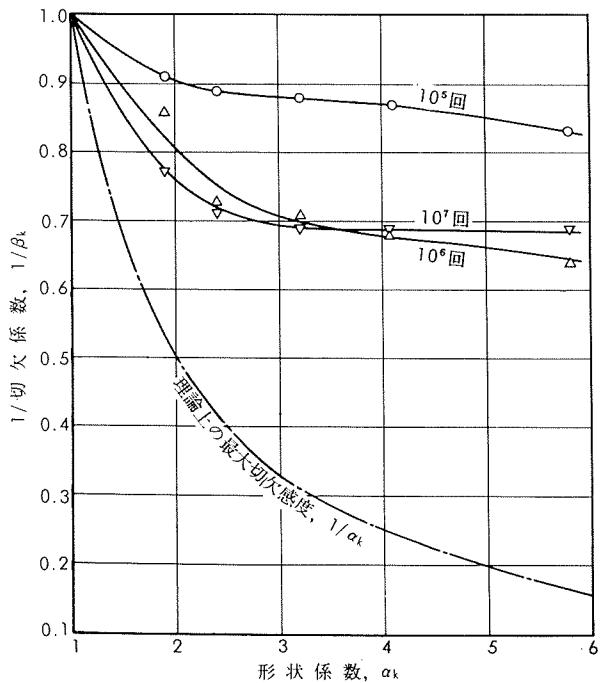
切欠底の丸み ρ (mm)	形状係数 α_k	拔れ強さ ¹⁾ (kg/mm ²)			切欠係数 β_k		
		10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回	10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回
∞	1 ²⁾	19.7	14.8	11.5	1	1	1
1	1.9 ³⁾	18.0	12.8	8.9	1.09	1.16	1.29
0.5	2.4 ⁴⁾	17.6	10.8	8.2	1.12	1.37	1.40
0.25	3.2 ⁴⁾	17.3	10.5	8.0	1.14	1.41	1.44
0.125	4.1 ⁴⁾	17.1	10.0	8.0	1.15	1.48	1.44
0.06	5.8 ⁴⁾	16.4	9.4	8.0	1.20	1.57	1.44

1), 2), 3), 4) は第3表の注と同じ。

5) 詳細は本誌, 1(1960), 45参照。



第16図 2117-T4 押出棒のS-N曲線



第17図 2117-T4 押出棒の切欠感度

(昭和43年10月)

住友軽金属工業株式会社

研究部 竹内勝治
田中英司

TECHNICAL DATA SHEET (9-4. 9)

アルミニウム合金展伸材の切欠疲れ強さ (その1)

9) 2218-T6 押出棒 (耐熱アルミニウム合金2種)

第25表 化学成分

材質		化 学 成 分 (%)									
		Cu	Mg	Ni	Si	Fe	Mn	Cr	Zn	Ti	Al
2218-T6	JIS H4131	3.5~4.5	1.2~1.8	1.7~2.3	<0.9	<1.0	<0.2	<0.10	<0.25	—	残
	試材	4.33	1.62	2.14	0.83	0.38	0.05	0.01	0.06	—	残

第26表 機械的性質

材質	寸法 (mmφ)	熱処理	引張性質 ¹⁾					かたさ		シャルピー衝撃値 (JIS 3号) (kg-m/cm ²)
			耐力 (kg/mm ²)	引張強さ (kg/mm ²)	真破断強さ (kg/mm ²)	伸び (%)	絞り (%)	ブリネル (10/500/30)	ロックウェル (Bスケール)	
2218-T6	20	510°C×1h湯冷後 170°C×12h空冷	(>28) 28.8	(>38) 38.7	(—) 50.1	(>10) 14	(—) 22	(>100) 116	(—) 75	(—) 0.9

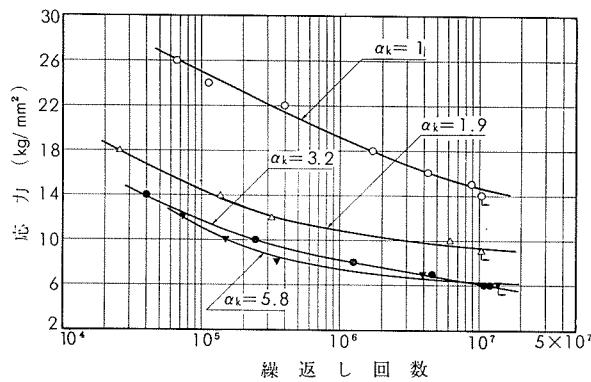
1) 試験片は JIS Z2201, 4号試験片。

2) () 内は JIS H4131 (アルミニウム合金鍛造品) の規格値を示す。

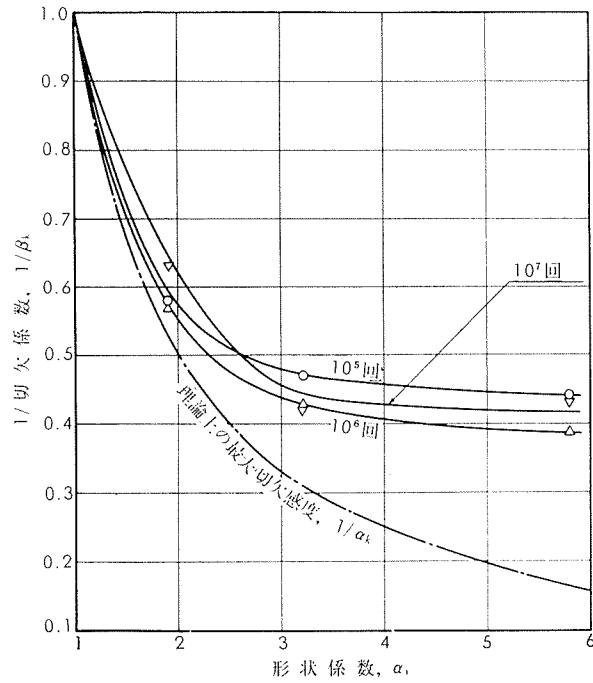
第27表 切欠疲れ強さならびに切欠係数

切欠底の丸み ρ (mm)	形状係数 α_k	疲れ強さ ¹⁾ (kg/mm ²)			切欠係数 β_k		
		10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回	10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回
∞	1 ²⁾	25.0	19.1	14.7	1	1	1
1	1.9 ³⁾	14.4	10.8	9.3	1.74	1.77	1.58
0.25	3.2 ⁴⁾	11.7	8.2	6.1	2.14	2.33	2.41
0.06	5.8 ⁴⁾	11.0	7.4	6.3	2.27	2.58	2.33

1), 2), 3), 4) は第3表の注と同じ。



第18図 2218-T6 押出棒のS-N曲線



第19図 2218-T6 押出棒の切欠感度

(昭和43年10月)

住友軽金属工業株式会社

研究部 竹内勝治
田中英司

TECHNICAL DATA SHEET (9-4. 10)

アルミニウム合金展伸材の切欠疲れ強さ (その1)

10) 3003-O および -H 棒 (耐食アルミニウム合金3種)

第 28 表 化 学 成 分

材 質	化 学 成 分 (%)						
	Mn	Cu	Si	Fe	Mg	Zn	Al
3003	JIS H4163	1.0~1.5	<0.20	<0.60	<0.70	—	<0.10
	O 材	1.19	0.02	0.12	0.53	0.01	0.02
	H 材	1.21	0.02	0.21	0.56	—	—

第 29 表 機 械 的 性 質

材 質	製造方法と寸法 (mmφ)	熱 处 理	引 張 性 質 ¹⁾					かたさ		シャルピー衝撃値 [JIS 3号] (kg-m/cm ²)
			耐力 (kg/mm ²)	引張強さ (kg/mm ²)	真破断強さ (kg/mm ²)	伸び (%)	絞り (%)	ブリネル (10/50/30)	ロックウェル (Fスケール)	
3003-O	押出, 20	360°C×1h空冷	(—)	(<14)	(—)	(>20)	(—)	(—)	(—)	(—)
			6.5	12.8	22.4	34	61	29	—	7.6
3003-H	30%抽伸, 16.5	(抽伸のまま)	(—)	(>14)	(—)	(—)	(—)	(—)	(—)	(—)
			16.6	17.2	24.6	13	46	46	25	—

1) 試験片は JIS Z2201, 4号試験片。

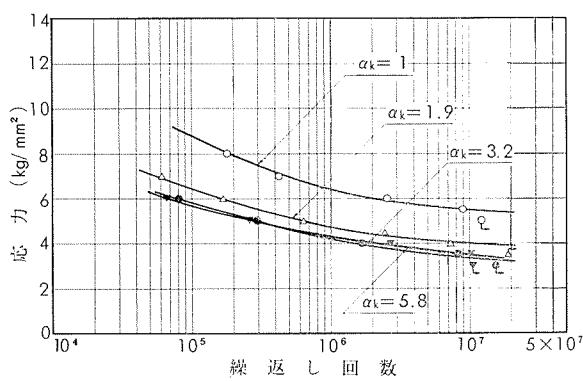
2) () 内は JIS H4163 の規格値を示す。

第 30 表 切欠疲れ強さならびに切欠係数

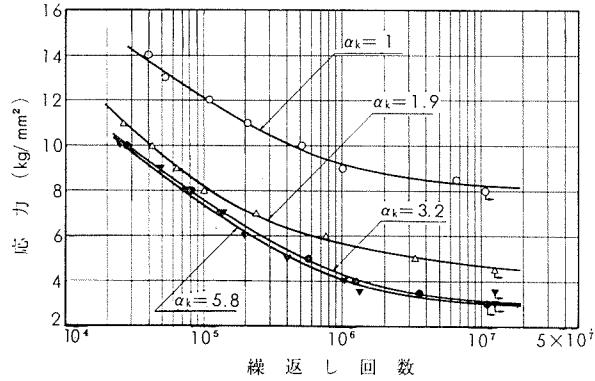
切欠底の丸み ρ (mm)	形 状 係 数 α_k	O 材						H 材					
		疲れ強さ ¹⁾ (kg/mm ²)			切欠係数 β_k			疲れ強さ ¹⁾ (kg/mm ²)			切欠係数 β_k		
		10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回	10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回	10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回	10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回
∞	1 ²⁾	8.8	6.4	5.5	1	1	1	12.1	9.2	8.3	1	1	1
1	1.9 ³⁾	6.5	4.7	4.0	1.35	1.33	1.38	8.2	5.7	4.7	1.48	1.61	1.77
0.25	3.2 ⁴⁾	5.8	4.2	3.4	1.52	1.52	1.62	7.6	4.3	3.1	1.59	2.14	2.68
0.06	5.8 ⁴⁾	5.7	4.3	3.6	1.54	1.49	1.58	7.4	4.1	3.0	1.64	2.24	2.77

1), 2), 3), 4) は第3表の注と同じ。

5) 詳細は本誌, 1(1960), 45参照。



第20図 3003-O 棒の S-N 曲線



第21図 3003-H 棒の S-N 曲線

(昭和43年10月)

住友軽金属工業株式会社

竹内勝治
研究部
田中英司

TECHNICAL DATA SHEET (9-4. 11)

アルミニウム合金展伸材の切欠疲れ強さ (その1)

11) 4032-T6 鍛造棒 (耐熱アルミニウム合金5種)

第31表 化学成分

材質		化学成分 (%)									
		Si	Mg	Ni	Cu	Fe	Mn	Cr	Zn	Ti	Al
4032-T6	JIS H4131	11.0~13.5	0.8~1.3	0.5~1.3	0.5~1.3	<1.0	<0.2	<0.10	<0.25	<0.05	残
	試材	12.00	1.16	0.89	0.81	0.28	0.01	痕跡	0.04	0.02	残

第32表 機械的性質

材質	寸法 (mmφ)	熱処理	引張性質 ¹⁾					かたさ	
			耐力 (kg/mm ²)	引張強さ (kg/mm ²)	真破断強さ (kg/mm ²)	伸び (%)	絞り (%)	ブリネル (10/500/30)	ロックウェル (Bスケール)
4032-T6	18	520°C×1h湯冷後 170°C×10h空冷	(>29) 39.9	(>36) 39.6	(-) 47.2	(>5) 10	(-) 18	(>115) 119	(-) 70

1) 試験片は JIS Z2201, 4号試験片。

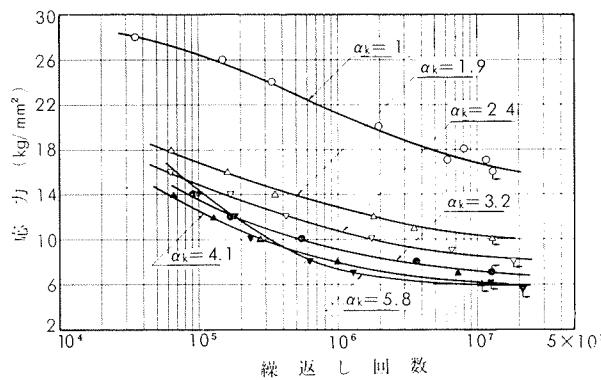
2) (-) は JIS H4131 の規格値を示す。

第33表 切欠疲れ強さならびに切欠係数

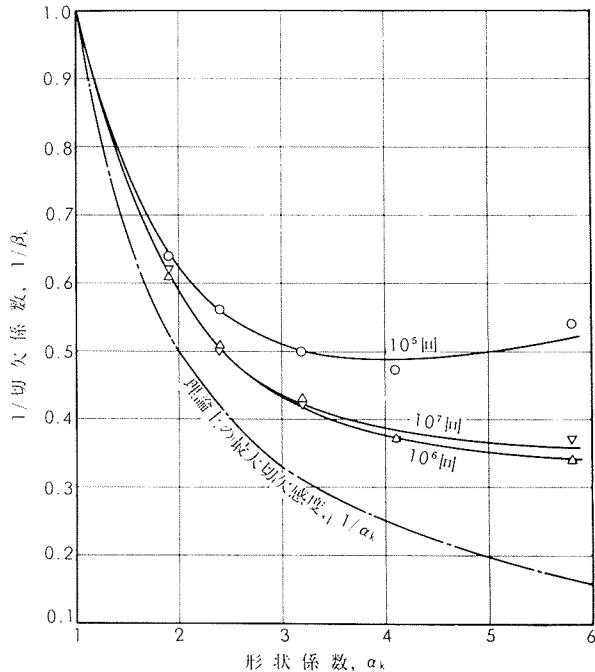
切欠底の丸み ρ (mm)	形状係数 α_k	疲れ強さ ¹⁾ (kg/mm ²)			切欠係数 β_k		
		10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回	10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回
∞	1 ²⁾	23.5	21.3	16.8	1	1	1
1	1.9 ³⁾	16.9	12.9	10.4	1.57	1.65	1.62
0.5	2.4 ⁴⁾	15.0	10.8	8.5	1.77	1.97	1.98
0.25	3.2 ⁴⁾	13.4	9.2	7.1	1.98	2.32	2.37
0.125	4.1 ⁴⁾	12.5	8.0	6.2	2.12	2.67	2.71
0.06	5.8 ⁴⁾	14.3	7.3	6.0	1.85	2.92	2.80

1), 2), 3), 4) は第3表の注と同じ。

5) 詳細は本誌, 1(1960), 45参照。



第22図 4032-T6 鍛造棒のS-N曲線



第23図 4032-T6 鍛造棒の切欠感度

(昭和43年10月)

住友軽金属工業株式会社

研究部 竹内勝治
田中英司

TECHNICAL DATA SHEET (9-4. 12)

アルミニウム合金展伸材の切欠疲れ強さ (その1)

12) 5005-F および -O棒 (耐食アルミニウム合金 8種)

第 34 表 化 学 成 分

材 質		化 学 成 分 (%)								
		Mg	Mn	Cu	Si	Fe	Cr	Zn	Ti	Al
5005	JIS H4104	0.50~1.1	<0.20	<0.20	<0.40	<0.7	<0.10	<0.25	—	残
	F および O 材	0.80	0.02	0.02	0.16	0.55	<0.001	0.03	0.01	残

第 35 表 機 械 的 性 質

材 質	製造方法 と寸法 (mmφ)	熱 处 理	引 張 性 質 ¹⁾					ブリネル かたさ (10/500/30)	シャルピー 衝撃 値 (JIS 3号) (kg-m/cm ²)
			耐 力 (kg/mm ²)	引 張 強 さ (kg/mm ²)	真 破 断 強 さ (kg/mm ²)	伸 び (%)	絞 り (%)		
5005-F	押出, 20	(製出のまま)	3.6	12.7	30.4	36	71	29	10.0 ²⁾
5005-O	抽伸, 17	360°C×1h空冷	3.7	11.8	27.6	37	73	28	10.0 ²⁾

1) 試験片は JIS Z2201, 4号試験片。

2) 破断せず。

第 36 表 切欠疲れ強さならびに切欠係数

切欠底の丸み ρ (mm)	形 状 係 数 α_k	F 材						O 材					
		疲れ強さ ¹⁾ (kg/mm ²)			切欠係数 β_k			疲れ強さ ¹⁾ (kg/mm ²)			切欠係数 β_k		
		10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回	10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回	10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回	10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回
∞	1 ²⁾	12.2	9.5	8.1	1	1	1	8.7	7.3	6.6	1	1	1
1.25	1.8 ³⁾	9.0	6.9	5.7	1.36	1.38	1.42	7.1	5.5	5.0	1.23	1.33	1.32
0.30	3.0 ⁴⁾	7.3	5.6	4.8	1.67	1.70	1.69	6.0	4.8	4.6	1.45	1.52	1.43

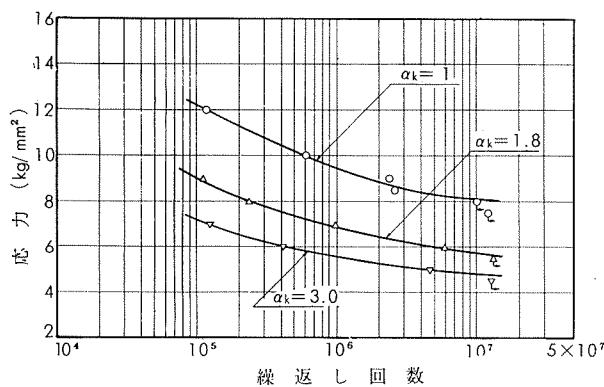
1) 小野式回転曲げ疲れ試験機 (1,700rpm) による。

2) 10mmφ 標準試験片 (布やすり仕上)。

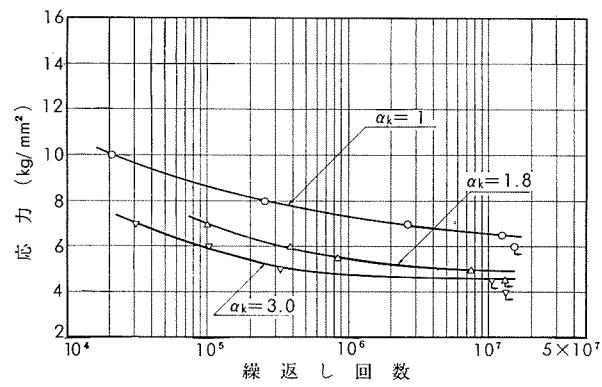
3) 半円型環状切欠試験片 (D=12.5mmφ, d=10mmφ, t=1.25mm, 旋削のまま)。

4) 60°-V型環状切欠試験片 (同上)。

5) 詳細は本誌, 4(1963), 318参照。



第24図 5005-F 棒の S-N 曲線



第25図 5005-O 棒の S-N 曲線

(昭和43年10月)

住友軽金属工業株式会社

研究部 竹内勝治
田中英司

TECHNICAL DATA SHEET (9-4. 13)

アルミニウム合金展伸材の切欠疲れ強さ (その1)

13) 5052-F および -O 棒 (耐食アルミニウム合金1種)

第37表 化学成分

材質	JIS H4163	化学成分(%)							
		Mg	Cr	Cu	Si	Fe	Mn	Zn	Ti
5052	JIS H4163	2.2~2.8	0.15~0.35	<0.10	Si+Fe<0.45	<0.10	<0.10	—	残
	F材	2.42	0.26	0.03	0.09	0.17	痕跡	0.01	0.01
	O材	2.54	0.21	0.03	0.10	0.12	0.01	0.02	0.01

第38表 機械的性質

材質	製造方法と寸法 (mmφ)	熱処理	引張性質 ¹⁾					ブリネル かたさ (10/500/30)	シャルピー 衝撃値 (JIS 3号) (kg-m/cm ²)
			耐力 (kg/mm ²)	引張強さ (kg/mm ²)	真破断強さ (kg/mm ²)	伸び (%)	絞り (%)		
5052-F	押出, 22	(製出のまま)	(一) 15.0	(>18) 23.3	(一) 48.7	(一) 25	(一) 70	(一) 54	(一) 17.3
5052-O	抽伸, 17	380°C×1h空冷	(一) 7.4	(18~23) 19.7	(一) 48.4	(>20) 34	(一) 74	(一) 44	(一) —

1) 試験片は JIS Z2201, 4号試験片。

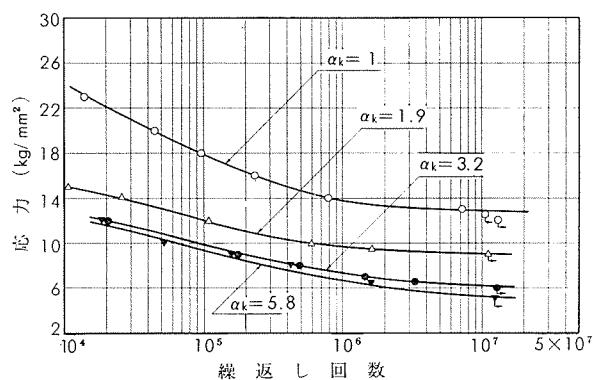
2) () 内は JIS H4163 の規格値を示す。

第39表 切欠疲れ強さならびに切欠係数

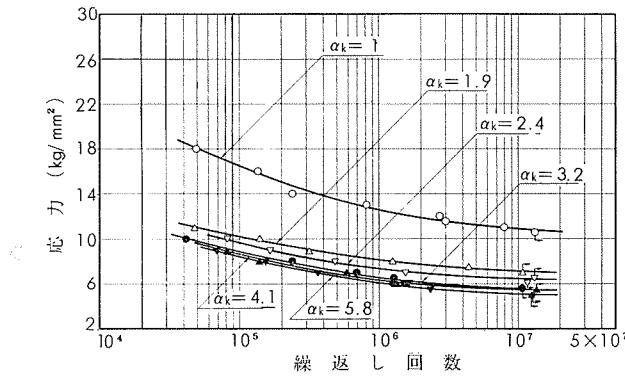
切欠底の丸み ρ (mm)	形状係数 α_k	F材						O材					
		疲れ強さ ¹⁾ (kg/mm ²)			切欠係数 β_k			疲れ強さ ¹⁾ (kg/mm ²)			切欠係数 β_k		
		10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回	10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回	10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回	10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回
∞	1.2 ²⁾	17.8	13.8	12.9	1	1	1	15.4	12.5	10.9	1	1	1
1	1.9 ³⁾	12.0	9.7	9.1	1.48	1.42	1.42	13.2	8.2	7.1	1.61	1.52	1.54
0.5	2.4 ⁴⁾	—	—	—	—	—	—	9.6	7.3	6.5	1.71	1.71	1.68
0.25	3.2 ⁴⁾	9.9	7.4	6.2	1.80	1.87	2.08	8.9	6.5	5.5	1.84	1.92	1.98
0.125	4.1 ⁴⁾	—	—	—	—	—	—	8.6	6.3	5.5	1.91	1.98	1.98
0.06	5.8 ⁴⁾	9.4	6.7	5.2	1.89	2.03	2.48	8.4	6.1	5.1	1.95	2.05	2.14

1), 2), 3), 4) は第3表の注と同じ。

5) 詳細は本誌, 3(1962), 287参照。



第26図 5052-F棒のS-N曲線



第27図 5052-O棒のS-N曲線

(昭和43年10月)

住友軽金属工業株式会社

研究部 竹内勝治
田中英司

TECHNICAL DATA SHEET (9-4. 14)

アルミニウム合金展伸材の切欠疲れ強さ (その1)

14) 5056-F および -O 棒 (耐食アルミニウム合金2種)

第40表 化学成分

材質	JIS H4163	化成成分(%)							
		Mg	Mn	Cr	Cu	Si	Fe	Zn	Ti
5056	JIS H4163	4.5~5.6	0.05~0.20	0.05~0.20	<0.10	<0.30	<0.40	<0.10	—
	F材	5.01	0.10	0.10	0.03	0.09	0.19	0.01	0.02
	O材	4.91	0.08	0.08	0.05	0.14	0.20	0.05	0.01

第41表 機械的性質

材質	製造方法と寸法 (mmφ)	熱処理	引張性質 ¹⁾					ブリネル かたさ (10/500/30)	シャルピー 衝撃値 [JIS 3号] (kg-m/cm ²)
			耐力 (kg/mm ²)	引張強さ (kg/mm ²)	真破断強さ (kg/mm ²)	伸び (%)	絞り (%)		
5056-F	押出, 20	(製出のまま)	(—) 15.1	(>25) 28.7	(—) 55.3	(—) 31	(—) 58	(—) 64	(—) 9.2
5056-O	抽伸, 18	380°C×1h空冷	(—) 12.0	(25~33) 27.9	(—) 55.3	(>16) 35	(—) 60	(—) 59	(—) —

1) 試験片は JIS Z2201, 4号試験片。

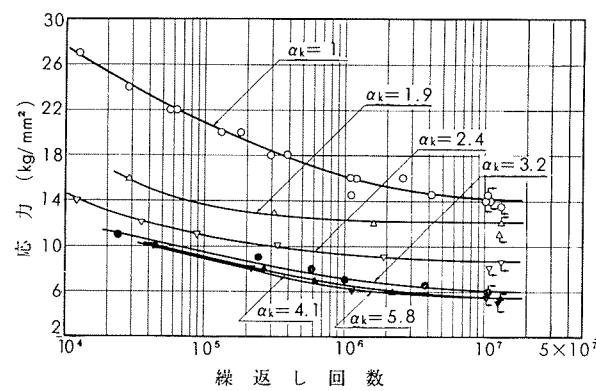
2) () 内は JIS H4163 の規格値を示す。

第42表 切欠疲れ強さならびに切欠係数

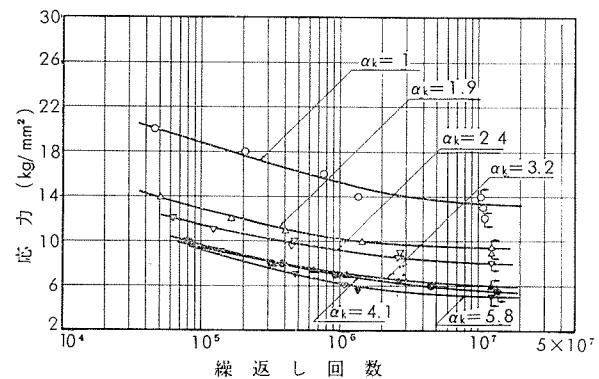
切欠底の丸み ρ (mm)	形状係数 α_k	F材						O材					
		疲れ強さ ¹⁾ (kg/mm ²)			切欠係数 β_k			疲れ強さ ¹⁾ (kg/mm ²)			切欠係数 β_k		
		10 ⁶ 回	10 ⁸ 回	10 ⁷ 回	10 ⁶ 回	10 ⁸ 回	10 ⁷ 回	10 ⁶ 回	10 ⁸ 回	10 ⁷ 回	10 ⁶ 回	10 ⁸ 回	10 ⁷ 回
∞	1 ^{a)}	21.0	16.1	14.2	1	1	1	18.8	15.2	13.4	1	1	1
1	1.9 ^{a)}	13.6	12.2	12.1	1.54	1.32	1.17	12.8	10.2	9.5	1.47	1.49	1.41
0.5	2.4 ^{a)}	10.9	9.2	8.7	1.93	1.75	1.63	11.4	9.2	8.0	1.65	1.65	1.68
0.25	3.2 ^{a)}	9.5	7.3	6.1	1.99	2.21	2.33	9.7	7.0	5.6	1.94	2.17	2.39
0.125	4.1 ^{a)}	9.0	6.6	5.6	2.33	2.44	2.54	9.4	7.2	6.0	2.00	2.11	2.23
0.06	5.8 ^{a)}	8.8	6.3	5.6	2.39	2.55	2.54	9.3	6.3	5.1	2.02	2.42	2.63

1), 2), 3), 4) は第3表の注と同じ。

2) 詳細は本誌, 3(1962), 295参照。



第28図 5056-F棒のS-N曲線



第29図 5056-O棒のS-N曲線

(昭和43年10月)

住友軽金属工業株式会社

竹内勝治
研究部
田中英司

TECHNICAL DATA SHEET (9-4. 15)

アルミニウム合金展伸材の切欠疲れ強さ (その1)

15) 5083-F および -O 棒 (耐食アルミニウム合金7種)

第43表 化学成分

材質		化成成分(%)								
		Mg	Mn	Cr	Cu	Si	Fe	Zn	Ti	Al
5083	JIS H4172	3.8~4.8	0.30~1.0	<0.50	<0.10	<0.40	<0.40	<0.10	<0.20	残
	FおよびO材	4.35	0.63	0.21	0.02	0.11	0.18	痕跡	痕跡	残

第44表 機械的性質

材質	製造方法と寸法 (mmφ)	熱処理	引張性質 ¹⁾					ブリネル かたさ (10/500/30)	シャルピー 衝撃値 (JIS 3号) (kg-m/cm ²)
			耐 力 (kg/mm ²)	引 張 強 さ (kg/mm ²)	真 破 断 強 さ (kg/mm ²)	伸 び (%)	絞 り (%)		
5083-F	押出, 20	(製出のまま)	(>13) 23.5	(>27) 36.4	(-) 47.3	(>12) 15	(-) 28	(-) 79	(-) —
5083-O	抽伸, 17.5	360°C×1h空冷	22.7	36.3	54.3	19	43	77	8.6

1) 試験片は JIS Z2201, 4号試験片。

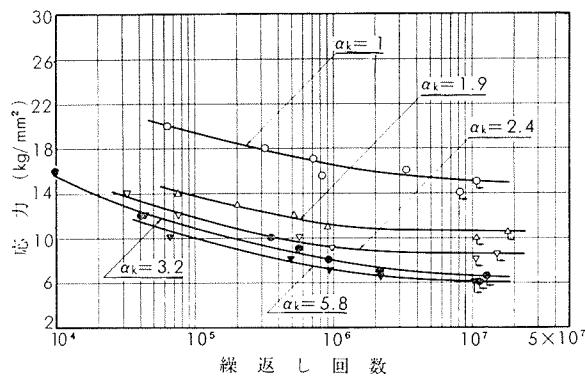
2) () 内は JIS H4172 の規格値を示す。

第45表 切欠疲れ強さならびに切欠係数

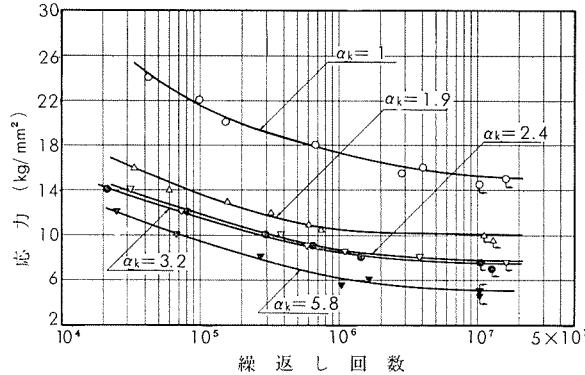
切欠底の丸み ρ (mm)	形状係数 α_k	H材						O材					
		疲れ強さ ¹⁾ (kg/mm ²)			切欠係数 β_k			疲れ強さ ¹⁾ (kg/mm ²)			切欠係数 β_k		
		10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回	10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回	10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回	10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回
∞	1 ^{a)}	19.5	16.6	15.1	1	1	1	21.4	17.4	15.2	1	1	1
1	1.9 ^{a)}	13.8	11.1	10.6	1.41	1.50	1.42	13.7	10.5	10.1	1.56	1.66	1.51
0.5	2.4 ^{a)}	11.8	9.2	8.6	1.65	1.81	1.76	11.8	8.7	7.7	1.81	2.00	1.98
0.25	3.2 ^{a)}	10.9	8.0	6.6	1.79	2.07	2.29	11.6	8.5	7.6	1.84	2.05	2.00
0.06	5.8 ^{a)}	10.1	7.1	6.1	1.93	2.34	2.48	9.5	6.2	5.1	2.25	2.81	2.98

1), 2), 3), 4) は第3表の注と同じ。

5) 詳細は本誌, 2(1961), 350参照。



第30図 5083-F棒のS-N曲線



第31図 5083-O棒のS-N曲線

(昭和43年10月)

住友軽金属工業株式会社

研究部 竹内勝治
田中英司

TECHNICAL DATA SHEET (9-4. 16)

アルミニウム合金展伸材の切欠疲れ強さ (その1)

16) 5154-F および -O 棒 (耐食アルミニウム合金9種)

第46表 化学成分

材質		化成成分 (%)								
		Mg	Cr	Cu	Si	Fe	Mn	Zn	Ti	Al
5154	JIS H4104	3.1~3.9	0.15~0.35	<0.10	Si+Fe <0.45	<0.10	<0.20	—	—	残
	FおよびO材	3.62	0.22	0.09	0.08	0.14	0.06	0.02	0.05	残

第47表 機械的性質

材質	製造方法と寸法 (mmφ)	熱処理	引張性質 ¹⁾					かたさ		シャルビー衝撃値 (JIS 3号) (kg-m/cm ²)
			耐力 (kg/mm ²)	引張強さ (kg/mm ²)	真破断強さ (kg/mm ²)	伸び (%)	絞り (%)	ブリネル (10/500/30)	ロックウェル (Bスケール)	
5154-F	押出, 20	(製出のまま)	11.3	25.8	49.2	29	63	56	60	16.3 ²⁾
5154-O	抽伸, 17	350°C×1h空冷	12.1	25.6	47.2	32	66	58	62	15.7 ²⁾

1) 試験片は JIS Z2201, 4号試験片。

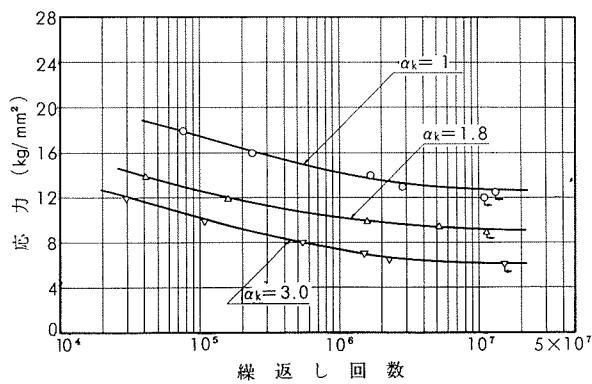
2) 破断せず。

第48表 切欠疲れ強さならびに切欠係数

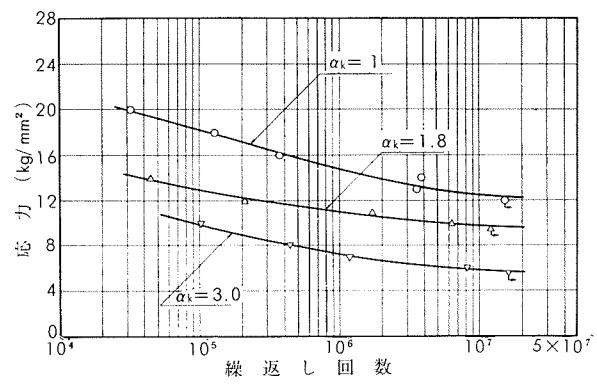
切欠底の丸み ρ (mm)	形状係数 α_k	F 材						O 材					
		疲れ強さ ¹⁾ (kg/mm ²)			切欠係数 β_k			疲れ強さ ¹⁾ (kg/mm ²)			切欠係数 β_k		
		10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回	10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回	10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回	10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回
∞	1 ²⁾	17.5	14.3	12.7	1	1	1	18.3	14.9	12.5	1	1	1
1.25	1.8 ³⁾	12.7	10.2	9.3	1.38	1.40	1.37	13.0	11.0	9.8	1.41	1.35	1.28
0.30	3.0 ⁴⁾	10.3	7.3	6.2	1.70	1.96	2.05	9.9	7.3	5.9	1.85	2.04	2.12

1), 2), 3), 4) は第36表の注と同じ。

5) 詳細は本誌, 4(1963), 150参照。



第32図 5154-F棒のS-N曲線



第33図 5154-O棒のS-N曲線

(昭和43年10月)

住友軽金属工業株式会社

研究部 竹内勝治
田中英司

TECHNICAL DATA SHEET (9-4. 17)

アルミニウム合金展伸材の切欠疲れ強さ (その1)

17) 6061-T4 および -T6 押出棒 (耐食アルミニウム合金4種)

第 49 表 化 学 成 分

材 質		化 学 成 分 (%)								
		Mg	Si	Cu	Cr	Fe	Mn	Zn	Ti	Al
6061	JIS H4163	0.8~1.2	0.40~0.8	0.15~0.40	0.15~0.35	<0.7	<0.15	<0.25	—	残
	T4 材	1.04	0.54	0.30	0.24	0.25	0.03	0.01	0.01	残
	T6 材	1.03	0.56	0.30	0.22	0.20	0.03	0.01	0.01	残

第 50 表 機 械 的 性 質

材 質	寸 法 (mmφ)	熱 处 理	引 張 性 質 ¹⁾					かたさ	
			耐 力 (kg/mm ²)	引張強さ (kg/mm ²)	真破断強さ (kg/mm ²)	伸び (%)	絞 (%)	ブリネル (10/500/30)	ロックウェル (Bスケール)
6061-T4	20	520°C×1h水冷	(>11) 11.4	(>18) 20.7	(—)	(>16) 31	(—)	(—) 60	(—) F63
6061-T6	20	520°C×1h水冷後 170°C×8h空冷	(>24) 25.0	(>26) 28.8	(—) 45.9	(>10) 22	(—) 50	(—) 89	(—) —

1) 試験片は JIS Z2201, 4号試験片。

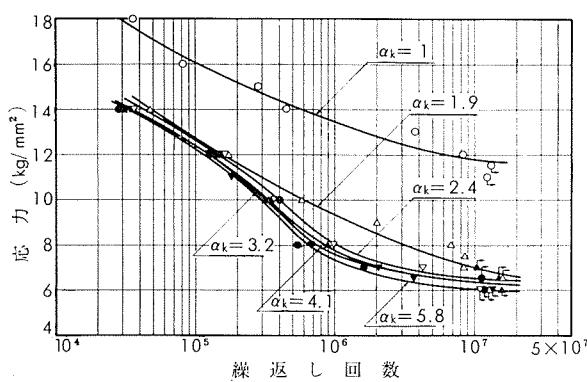
2) () 内は JIS H4163 の規格値を示す。

第 51 表 切欠疲れ強さならびに切欠係数

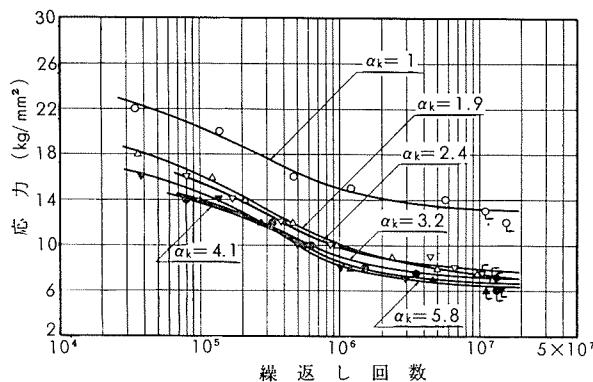
切欠底の丸み ρ (mm)	形 状 係 数 α_k	T4 材						T6 材					
		疲れ強さ ¹⁾ (kg/mm ²)			切欠係数 β_k			疲れ強さ ¹⁾ (kg/mm ²)			切欠係数 β_k		
		10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回	10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回	10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回	10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回
∞	12 ^{a)}	16.0	13.4	11.8	1	1	1	20.2	15.0	13.2	1	1	1
1	1.9 ^{a)}	12.8	9.3	7.0	1.25	1.44	1.69	16.2	10.0	7.4	1.25	1.50	1.78
0.5	2.4 ^{a)}	12.7	8.1	6.5	1.26	1.66	1.82	15.4	9.8	7.8	1.31	1.53	1.69
0.25	3.2 ^{a)}	12.4	7.8	6.4	1.29	1.72	1.84	14.0	9.0	7.2	1.44	1.67	1.83
0.125	4.1 ^{a)}	12.4	7.5	6.4	1.29	1.79	1.84	13.9	8.4	6.8	1.45	1.79	1.94
0.06	5.8 ^{a)}	12.3	7.4	6.0	1.30	1.81	1.97	14.5	8.1	6.5	1.39	1.85	2.03

1), 2), 3), 4) は第3表の注と同じ。

5) 詳細は本誌, 1(1960), 45参照。



第34図 6061-T4 押出棒の S-N 曲線



第35図 6061-T6 押出棒の S-N 曲線

(昭和43年10月)

住友軽金属工業株式会社

竹内勝治
研究部
田中英司

TECHNICAL DATA SHEET (9-4. 18)

アルミニウム合金展伸材の切欠疲れ強さ (その1)

18) 6062-T6 押出棒

第 52 表 化 学 成 分

材 質		化 学 成 分 (%)								
		Mg	Si	Cu	Cr	Fe	Mn	Zn	Ti	Al
6062-T6	成分範囲 ¹⁾	0.8~1.2	0.40~0.8	0.15~0.40	0.04~0.14	<0.7	<0.15	<0.25	<0.15	残
	試 材 A	0.96	0.75	0.32	0.10	0.35	0.02	0.03	痕跡	残
	B	1.02	0.55	0.31	0.12	0.52	0.01	0.03	0.01	残

1) SAE J455b の規格を示す。

第 53 表 機 械 的 性 質

試 材	寸 法 (mm ϕ)	熱 处 理	引 張 性 質 ²⁾					か た さ		シャルビー衝撃値 [JIS 3号] (kg-m/cm ²)
			耐力 (kg/mm ²)	引張強さ (kg/mm ²)	真破断強さ (kg/mm ²)	伸び (%)	絞り (%)	ブリネル (10/500/30)	ロックウェル (Bスケール)	
A	20	520°C×1h水冷後	(>24.6)	(>26.7)	(-)	(>10)	(-)	(-)	(-)	(-)
		175°C×8h空冷	27.3	31.2	46.6	19	44	89	57	3.5
B	20		27.2	30.9	45.8	18	44	92	60	3.0

1) 試験片は JIS Z2201, 4号試験片。

2) () 内は SAE 457b の規格値を示す。

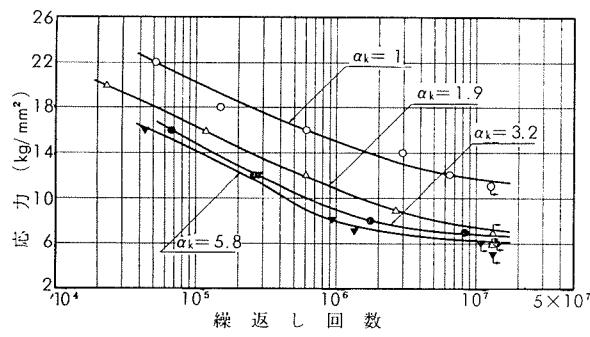
第 54 表 切欠疲れ強さならびに切欠係数

切欠底の丸み ρ (mm)	形 状 係 数 α_k	試 材 A						試 材 B					
		疲れ強さ ¹⁾ (kg/mm ²)			切 欠 係 数 β_k			疲れ強さ ¹⁾ (kg/mm ²)			切 欠 係 数 β_k		
		10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回	10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回	10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回	10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回
∞	1 ²⁾	20.3	15.0	11.7	1	1	1	21.3	15.4	11.1	1	1	1
1	1.9 ³⁾	16.3	10.9	7.4	1.25	1.38	1.58	14.6 ⁵⁾	10.7 ⁵⁾	7.8 ⁵⁾	1.46 ⁵⁾	1.44 ⁵⁾	1.42 ⁵⁾
0.25	3.24 ⁴⁾	14.8	9.0	6.8	1.37	1.67	1.72	—	8.5 ⁶⁾	5.8 ⁶⁾	—	1.81 ⁶⁾	1.91 ⁶⁾
0.06	5.8 ⁴⁾	14.2	7.8	6.2	1.43	1.92	1.89	—	—	—	—	—	—

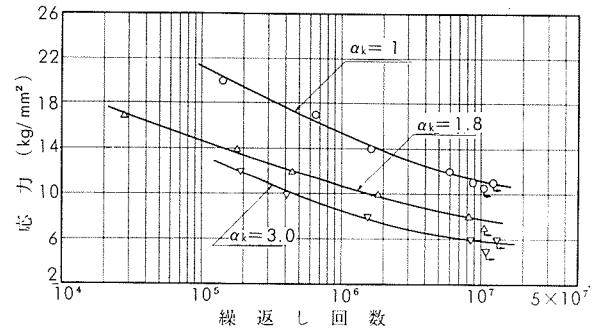
1), 2), 3), 4) は第3表の注と同じ。

5) $\alpha_k=1.8$ (D=12.5mm ϕ , d=10mm ϕ , t=1.25mm, $\rho=1.25$ mm)

6) $\alpha_k=3.0$ (D=12.5mm ϕ , d=10mm ϕ , t=1.25mm, $\rho=0.30$ mm)



第36図 6062-T6 押出棒 (試材A) の S-N 曲線



第37図 6062-T6 押出棒 (試材B) の S-N 曲線

(昭和43年10月)

住友軽金属工業株式会社

竹内勝治
研究部
田中英司

TECHNICAL DATA SHEET (9-4. 19)

アルミニウム合金展伸材の切欠疲れ強さ(その1)

19) 6063-T5 および -T6 押出棒(耐食アルミニウム合金5種)

第 55 表 化 学 成 分

材 質		化 学 成 分 (%)								
		Mg	Si	Cu	Fe	Mn	Cr	Zn	Ti	Al
6063	JIS H4163	0.45~0.9	0.20~0.6	<0.10	<0.35	<0.10	<0.10	<0.10	—	残
	T5 材	0.54	0.41	0.01	0.20	<0.01	<0.01	<0.01	0.01	残
	T6 材	0.66	0.39	0.06	0.24	0.03	0.06	0.05	0.01	残

第 56 表 機 械 的 性 質

材 質	寸 法 (mmφ)	熱 处 理	引 張 性 質 ¹⁾					か た さ		シヤルピー 衝 撃 値 (JIS 3号) (kg-m/cm ²)
			耐 力 (kg/mm ²)	引張強さ (kg/mm ²)	真破断強さ (kg/mm ²)	伸び (%)	絞り (%)	ブリネル (10/500/30)	ロックウェル (Fスケール)	
6063-T5	20	—	(>10) 18.5	(>15) 21.3	(—) 35.0	(>8) 18	(—) 50	(—) 64	(—) 66	(—) 4.7
6063-T6	20	520°C×1h水冷後 170°C×8h空冷	(>17) 19.7	(>21) 24.9	(—) 46.5	(>8) 24	(—) 63	(—) 72	(—) —	(—) —

1) 試験片は JIS Z2201, 4号試験片。

2) () 内は T5材が JIS H4172(耐食アルミニウム合金押出形材), T6材は H4163(耐食アルミニウム合金棒)の規格値を示す。

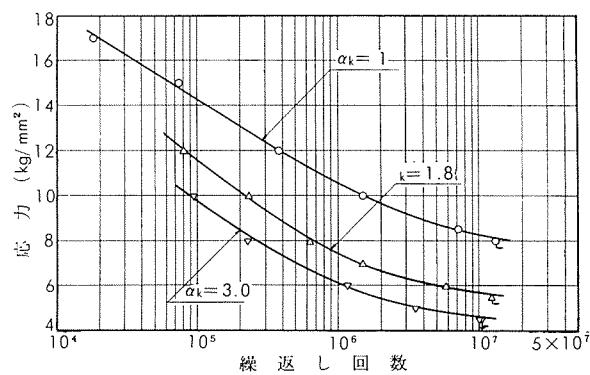
第 57 表 切欠疲れ強さならびに切欠係数

切欠底の丸み ρ (mm)	形 状 保 数 α_k	T5 材						T6 材					
		疲れ強さ ¹⁾ (kg/mm ²)			切欠係数 β_k			疲れ強さ ¹⁾ (kg/mm ²)			切欠係数 β_k		
		10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回	10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回	10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回	10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回
∞	1 ²⁾	14.3	10.5	8.2	1	1	1	17.2	13.9	10.9	1	1	1
1	1.9 ³⁾	11.6 ⁵⁾	7.4 ⁶⁾	5.7 ⁵⁾	1.23 ⁵⁾	1.42 ⁵⁾	1.44 ⁵⁾	14.4	9.2	7.4	1.19	1.51	1.47
0.5	2.4 ⁴⁾	—	—	—	—	—	—	13.9	8.5	7.5	1.24	1.64	1.45
0.25	3.2 ⁴⁾	9.7 ⁶⁾	6.1 ⁶⁾	4.6 ⁶⁾	1.47 ⁶⁾	1.72 ⁶⁾	1.78 ⁶⁾	13.6	8.5	7.5	1.26	1.64	1.45
0.125	4.1 ⁴⁾	—	—	—	—	—	—	13.4	7.9	6.1	1.28	1.76	1.79
0.06	5.8 ⁴⁾	—	—	—	—	—	—	13.5	8.0	6.2	1.27	1.74	1.76

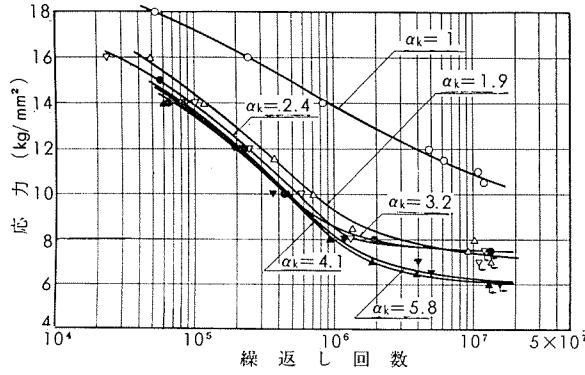
1), 2), 3), 4) は第3表の注と同じ。

5) $\alpha_k=1.8$ (D=12.5mmφ, d=10mmφ, t=1.25mm, $\rho=1.25$ mm)

6) $\alpha_k=3.0$ (D=12.5mmφ, d=10mmφ, t=1.25mm, $\rho=0.30$ mm)



第38図 6063-T5 押出棒のS-N曲線



第39図 6063-T6 押出棒のS-N曲線

(昭和43年10月)

◆ 住友軽金属工業株式会社

竹内勝治
研究部
田中英司

TECHNICAL DATA SHEET (9-4. 20)

アルミニウム合金展伸材の切欠疲れ強さ（その1）

20) 6151-T6 押出棒（耐食アルミニウム合金6種）

第58表 化学成分

材質		化 学 成 分 (%)								
		Mg	Si	Cr	Cu	Fe	Mn	Zn	Ti	Al
6151-T6	JIS H4131	0.45~0.8	0.6~1.2	0.15~0.35	<0.35	<1.0	<0.2	<0.25	<0.15	残
	試材	0.52	0.98	0.24	0.11	0.26	0.02	0.05	0.02	残

第59表 機械的性質

材質	寸法 (mmφ)	熱処理	引張性質 ¹⁾					かたさ	
			耐力 (kg/mm ²)	引張強さ (kg/mm ²)	真破断強さ (kg/mm ²)	伸び (%)	絞り (%)	ブリネル (10/500/30)	ロックウェル (Fスケール)
6151-T6	20	520°C×1h湯冷後 170°C×12h空冷	(>26) 27.0	(>30) 31.6	(--) 45.2	(>14) 16	(--) 47	(>90) 92	(--) 86

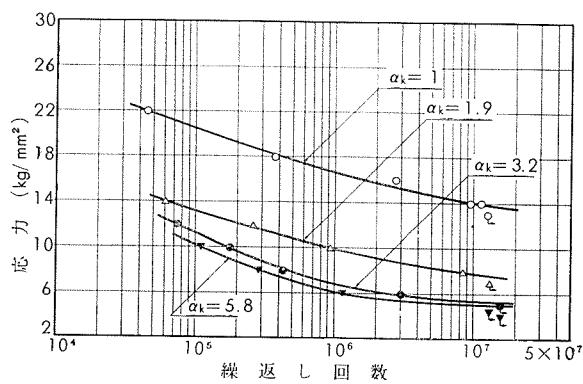
1) 試験片は JIS Z2201, 4号試験片。

2) () は JIS H4131 (アルミニウム合金鍛造品) の規格値を示す。

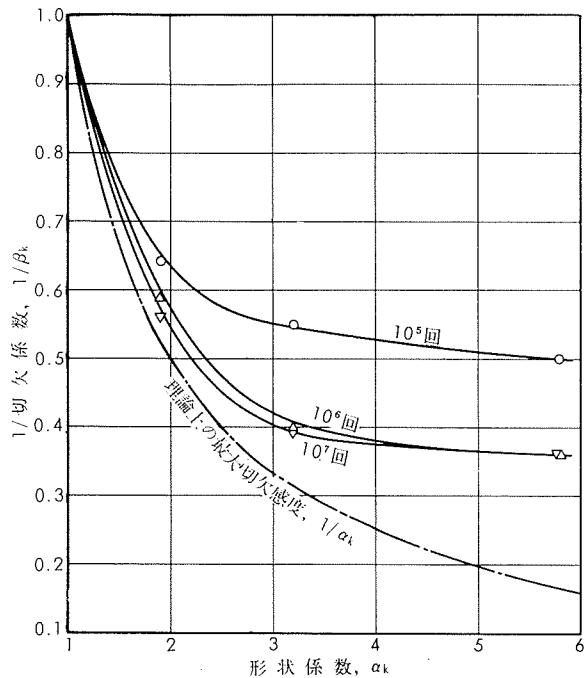
第60表 切欠疲れ強さならびに切欠係数

切欠底の丸み ρ (mm)	形状係数 α_k	疲れ強さ ¹⁾ (kg/mm ²)			切欠係数 β_k		
		10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回	10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	10 ⁷ 回
∞	1 ^{a)}	20.5	16.8	14.0	1	1	1
1	1.9 ^{a)}	13.2	9.9	7.8	1.55	1.70	1.79
0.25	3.2 ^{a)}	11.2	6.8	5.4	1.83	2.47	2.59
0.06	5.8 ^{a)}	10.2	6.1	5.1	2.01	2.75	2.75

1), 2), 3), 4) は第3表の注と同じ。



第40図 6151-T6 押出棒のS-N曲線（試材B）



第41図 6151-T6 押出棒の切欠感度

(昭和43年10月)

住友軽金属工業株式会社

研究部 竹内勝治
田中英司

R111

Reprinted from SUMITOMO LIGHT METAL TECHNICAL REPORTS Vol. 9 No. 4 October 1968

純チタンおよびチタン合金の低温引張性質

鈴木脩二郎
下野三樹雄

住友軽金属工業株式会社

TECHNICAL DATA SHEET (9-4. 21)

純チタンおよびチタン合金の低温引張性質

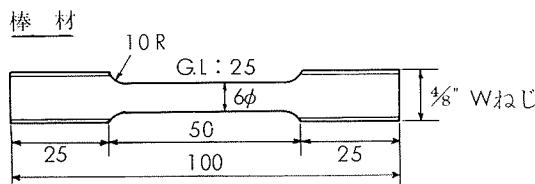
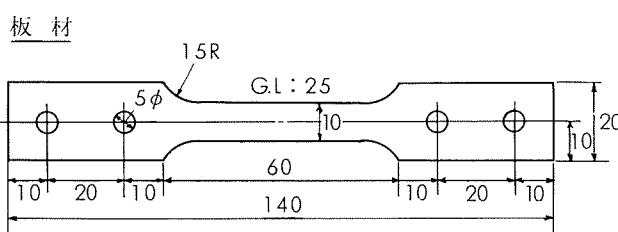
第1表 試料の化学成分

材質	化 学 成 分 (%)							
	Fe	N	Si	Al	Mn	V	Mo	Ti
ST-40	0.05	0.010	0.02	—	—	—	—	残
ST-60	0.06	0.007	0.02	—	—	—	—	残
ST-80	0.14	0.003	0.01	—	—	—	—	残
ST-A90	0.02	0.004	0.04	2.06	2.07	—	—	残
ST-A902	0.07	0.005	—	1.92	1.92	—	0.99	残
ST-A130	0.03	0.005	0.04	5.05	3.12	—	—	残
Ti-8Mn	0.05	0.009	0.01	—	8.21	—	—	残
Ti-6Al-4V	0.08	0.008	0.03	6.00	—	4.32	—	残

第2表 試料の加工条件

材質	加工条件			備考
	熱間鍛造	熱間圧延	焼鈍	
ST-40	850°C	750°C	700°C (A.C.)	板材 : 25%C.R.→1.5t
ST-60	850°C	750°C	700°C (A.C.)	板材 : 25%C.R.→1.5t
ST-80	850°C	750°C	700°C (A.C.)	板材 : 25%C.R.→1.5t
ST-A90	900°C	800°C	750°C (A.C.)	板材 : 25%C.R.→1.5t
ST-A902	900~1000°C	850~950°C	750°C (A.C.)	板材 : 850°C H.R.→1.6t
ST-A130	950°C	—	800°C (F.C.)	—
Ti-8Mn	900°C	850°C	750°C (F.C.)	板材 : 850°C H.R.→1.5t
Ti-6Al-4V	950°C	900°C	750°C (F.C.)	板材 : 900°C H.R.→1.5t

註 A.C. : 放冷 F.C. : 炙冷 C.R. : 冷間圧延 H.R. : 热間圧延



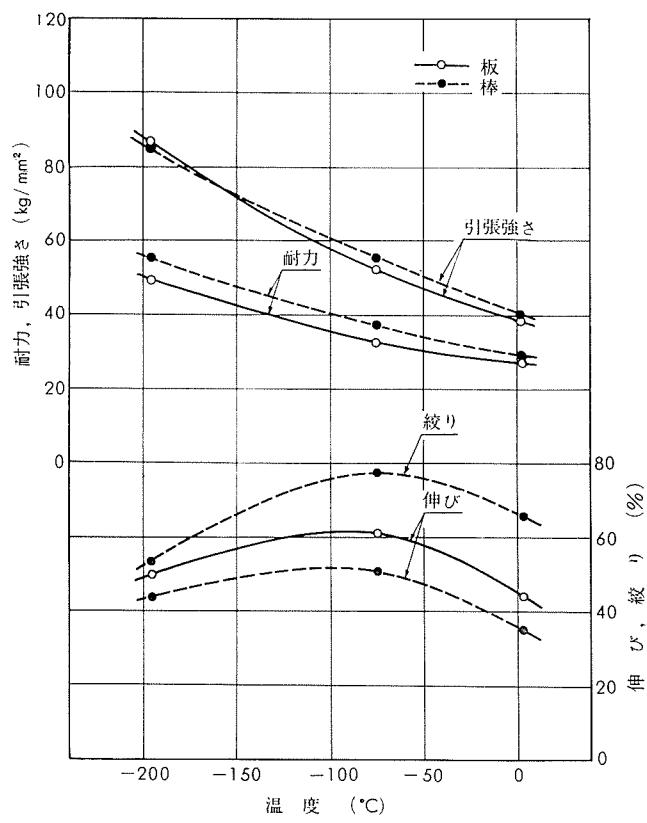
第1図 試験片の形状 (mm)

(昭和43年10月)

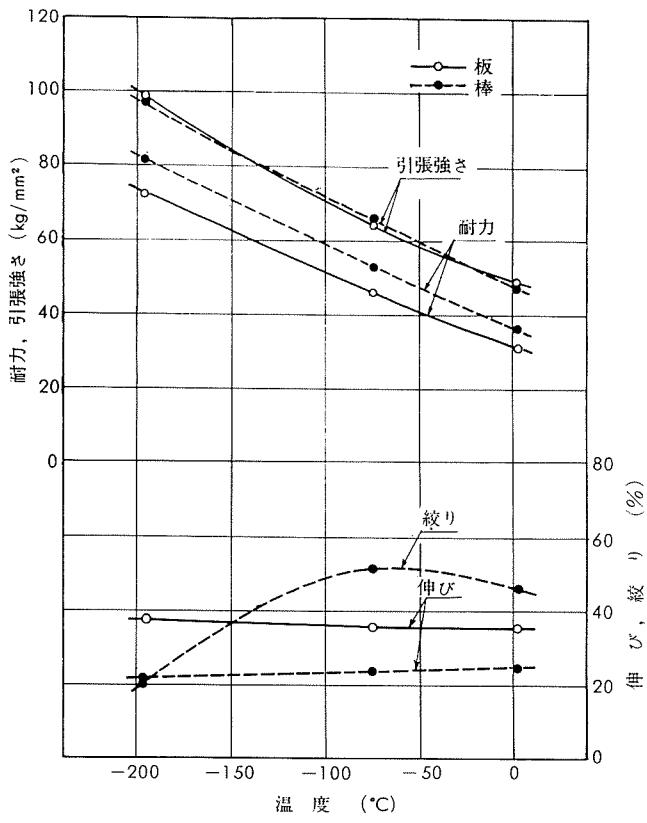
住友軽金属工業株式会社

研究部 鈴木脩二郎
下野三樹雄

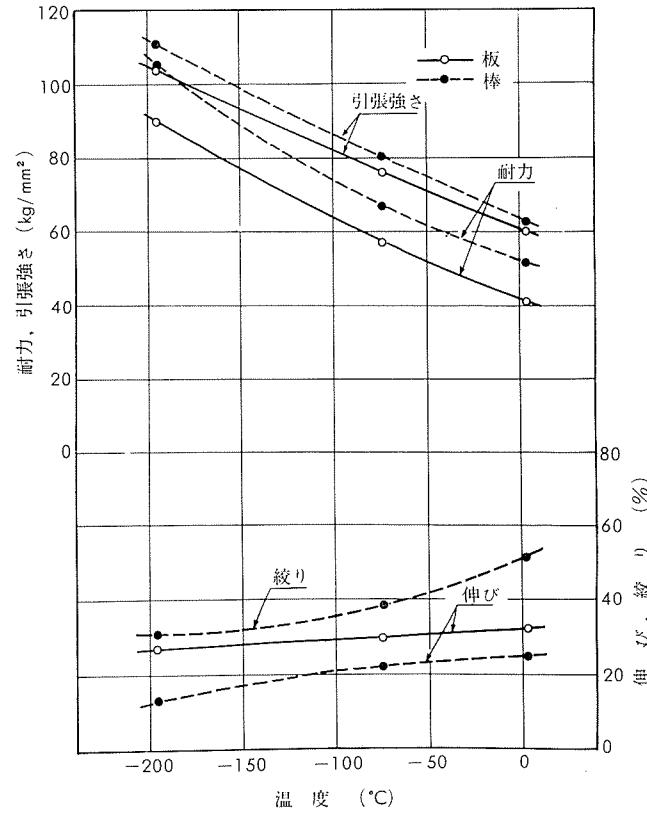
TECHNICAL DATA SHEET (9-4. 22)



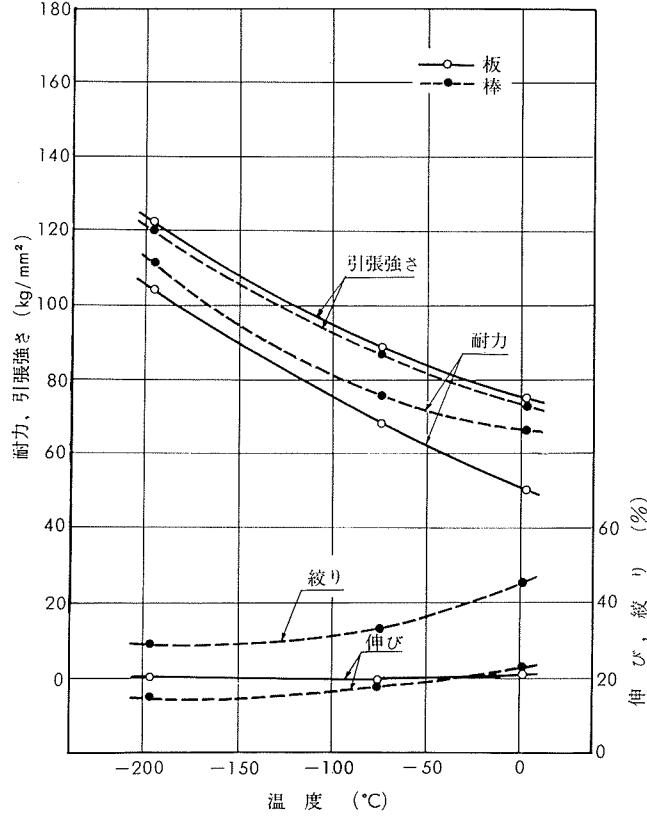
第2図 ST-40 (焼鈍材) の低温引張性質



第3図 ST-60 (焼鈍材) の低温引張性質



第4図 ST-80 (焼鈍材) の低温引張性質



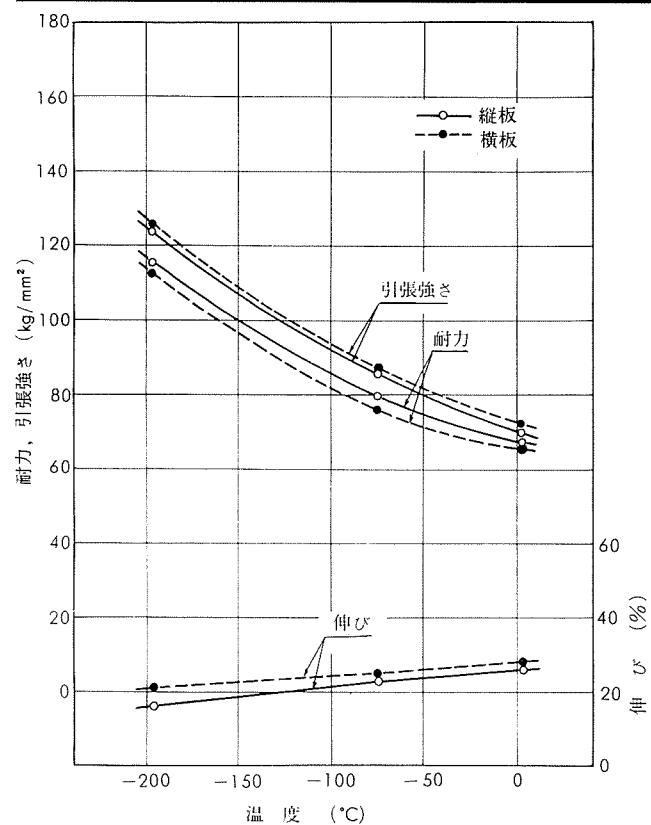
第5図 ST-A90 (焼鈍材) の低温引張性質

(昭和43年10月)

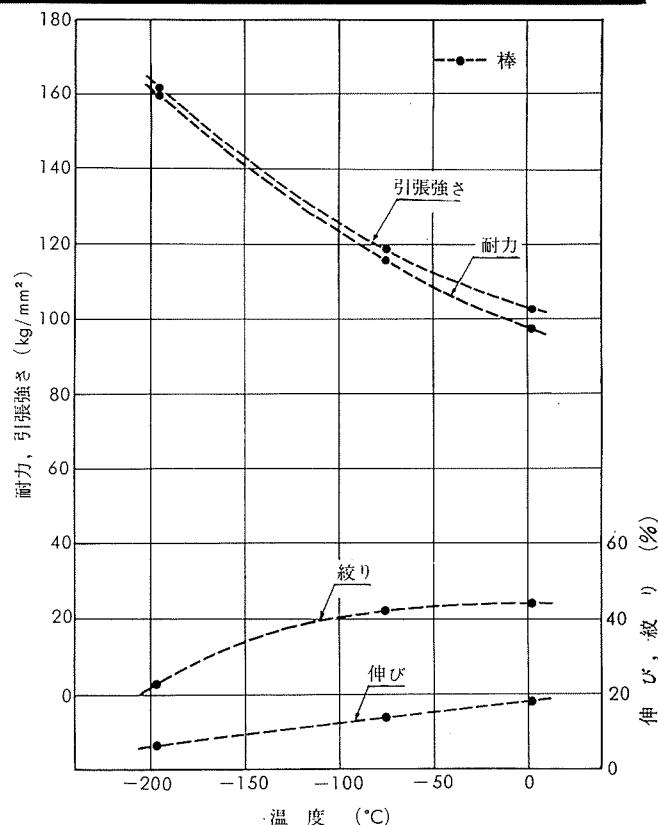
住友軽金属工業株式会社

鈴木脩二郎
研究部
下野三樹雄

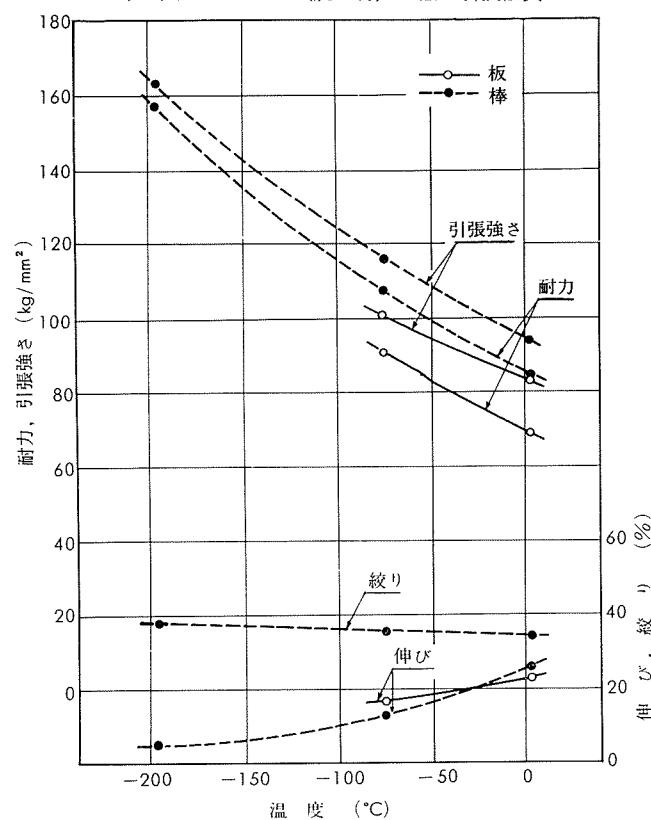
TECHNICAL DATA SHEET (9-4. 23)



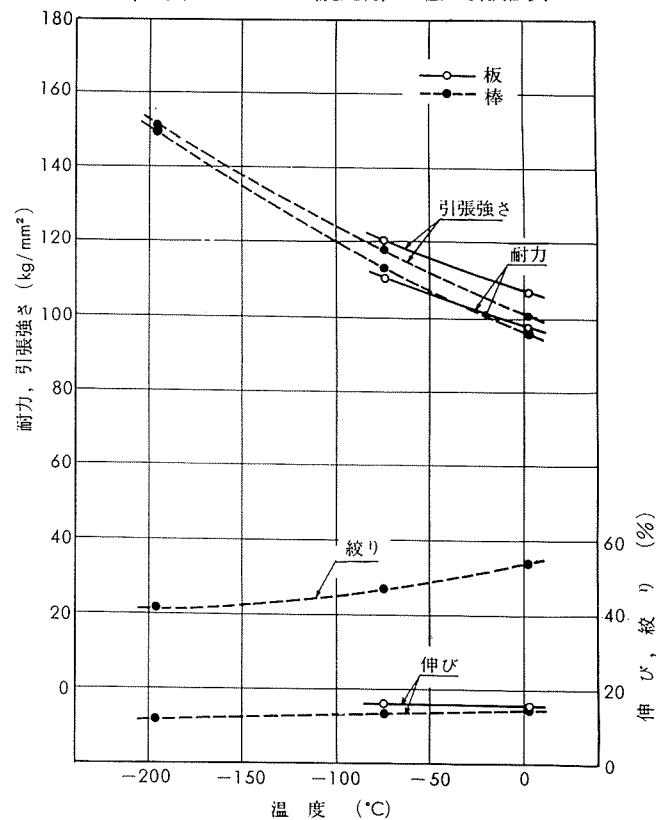
第6図 ST-A902(焼鈍材)の低温引張性質



第7図 ST-A130(焼鈍材)の低温引張性質



第8図 Ti-8Mn(焼鈍材)の低温引張性質



第9図 Ti-6Al-4V(焼鈍材)の低温引張性質

(昭和43年10月)

住友軽金属工業株式会社

鈴木脩二郎
研究部
下野三樹雄