

引張力を受ける特異なすみ肉溶接継手の強度 に関する実験的研究

——部分溶込み溶接および異形すみ肉溶接継手について——

Experimental Study on the Strength of the Special Types of Fillet Welded Joints
——Partial Penetration Groove Welded Joint and Oblique Fillet Welded Joint——

滝 沢 章 三*
Shozo Takizawa

山 本 昇**
Noboru Yamamoto

Synopsis:

This paper presents the results of two series-tests which have been undertaken to examine the strength of special types of fillet welded joints.

One series is to find strength of partial penetration groove weld under general complex stress state by the method of changing angle between the directions of forces and weld lines. The other is the experiment of oblique fillet weld whose profile is asymmetric with respect to the force axis so as to be in more actual condition.

From the test result, it has been found that calculated joint strength from so called "equivalent stress" on the throat section shows a good agreement with experimental values, and well applicable design formulas are proposed for the practical use.

1. 緒 言

すみ肉溶接継手の静的強度に関しては、従来より多くの研究がなされており、実用上は一応問題が解明されたかの感がある。しかし近年部材の厚肉化や構造形態の複雑化に起因して、部分溶込み溶接継手、異形すみ肉溶接継手など従来になかった新しいすみ肉溶接継手形式*が論議されるに至

※部分溶込み溶接は別名不完全溶け込み溶接ともいわれ、突合せ溶接の亜流とみなされる場合もあるが、形式的にすみ肉溶接に近いのでここではすみ肉溶接とみなしている。

った。部分溶込み溶接とは「材の全厚にわたって溶込みを確保させない溶接」¹⁾、異形すみ肉溶接とは「母材角度が直角でないすみ肉溶接」²⁾と各々定議されており、前者はもともと箱形断面柱の隅角部の溶接に用いられていたものであるが、最近では施工上の有利さから大脚長のすみ肉溶接にかわって適用されるのみならず、さらにすすんで超高層建築の柱継手部におけるメタルタッチ法との併用が試みられるまでになっている。一方、後者は当社DHS構法やHフレームの仕口部にみられるように、すでに広く応用されているものである。

* エンジニアリングセンター建設開発部鋼構造研究所構造研究室主任研究員・工博

** エンジニアリングセンター建設開発部鋼構造研究所構造研究室

このような状況下にあるにもかかわらず、これら継手の強度に関する諸データはきわめて少なく、建築学会の各規準においても消極的な使用制限がなされているにすぎず、実際設計上苦慮する点が少ない。この意味から著者らは設計指針の確立を意図して一連の基礎的研究を行っているが、今次実際の継手により近いものとして、複合応力が作用するときの部分溶込み溶接継手、および部材が斜交することによって、荷重軸に対し非対称な形状をもつ異形すみ肉溶接継手の強度に関する実験を報告するものである。

2. 部分溶込み溶接継手の実験

2.1 試験体

継手強度におよぼす溶込み量の影響、および補強すみ肉の効果に関してはすでに報告したとおりであるが³⁾、今回は複合応力状態下の強度に着目しているため、溶接線の傾斜角 θ を $0^\circ \sim 75^\circ$ の間で6段階に変化させ、溶接線方向に直角な力の成分と平行な力の成分の組合せを変えるよう意図した。また、 θ を変えた個々の試験体について、補強すみ肉のないもの（Aタイプ）とあるもの（Bタイプ）の2種類に分けて補強すみ肉の効果を考慮したが、各タイプ3体で総計36試験体を実験に供した（Fig. 1, Table 1 参照）。なお、継手は十字型前面継手とし、溶込み深さ（ベベル深さ）を一定としている。

試験体は厚さ40mm、幅200mmの鋼板にあらかじめ機械加工で所定寸法のベベルと角度を付

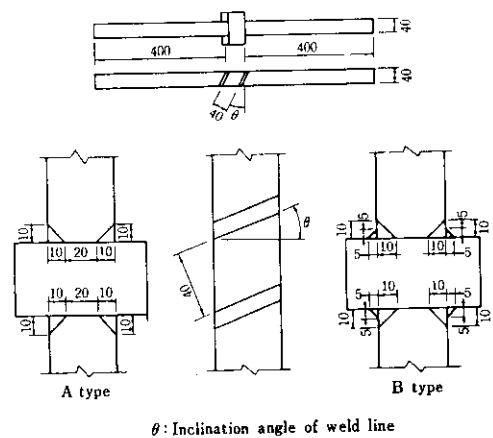


Fig. 1 Shapes and dimensions of test specimens for partial penetration groove welded joint

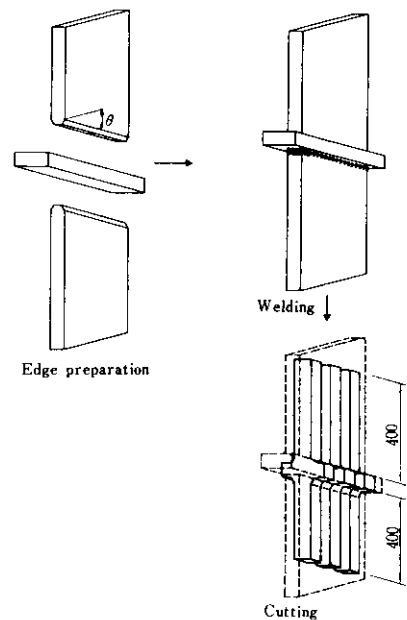


Fig. 2 Working process of test specimens

け、溶接後 Fig. 2 に示すように3体を切り出し、最終的に再度機械仕上げを施している。

なお、使用鋼種はS S 41、溶接棒はイルミナイト系 4φ (JIS D 430.1)を用いたが、溶着金属の機械的性質は小型引張試験片により、降伏応力度

Table 1 List of specimens

A type			B type		
Specimen name	θ	Number of specimens	specimen name	θ	Number of specimens
P-0-A	0	3	P-0-B	0	3
P-15-A	15	3	P-15-B	15	3
P-30-A	30	3	P-30-B	30	3
P-45-A	45	3	P-45-B	45	3
P-60-A	60	3	P-60-B	60	3
P-75-A	75	3	P-75-B	75	3

$\sigma_y = 37.5 \text{ kg/mm}^2$, 引張強度 $\sigma_c = 48.3 \text{ kg/mm}^2$ なる結果を得た。Table 1, 2 中の試験体記号は次のように規定した。すなわち、たとえば P-15-A-2 とあれば P は Partial Penetration の頭文字で、次の 15 は傾斜角の度数、A はタイプ名 (補強すみ肉なしの意)、最後の数字は同一形状試験体 3 体中の区分番号を示している。

2.2 実験方法

2.2.1 寸法測定

载荷に先だち溶接部断面にマクロエッチを行ない(例, Photo. 1), 溶込み深さを始め, 補強すみ肉脚長, のど厚, 溶接長などの寸法を実測した。



(a) P-30-B-2 (b) P-30-A-1
Photo. 1 Macro-etched test specimen

2.2.2 载荷実験

载荷は 50 t 万能試験機によって試験体に引張力

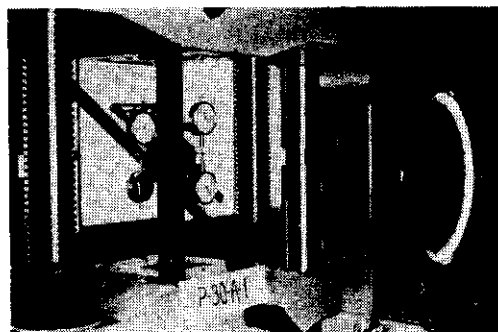


Photo. 2 Apparatus for testing partial penetration groove welded joints

を加えた。変形の測定は 1/1000mm ダイヤルゲージ 6 個を使用して, 加力方向の変形と溶接線方向の相対変形について行った。载荷および測定の状態を Photo. 2 に示す。なお, 試験体端部をチャックで直接固定したが, これは破壊までの横方向への相対変形 (溶接線方向のせん断変形) は試験体の長さ に 比 して 微 少 である ため, 端 部 固 定 条 件 の 溶 接 部 に お よ ぼ す 影 響 を 無 視 し 得 る と 判 断 し た から である。

2.3 結果と考察

試験体破断後の状態を Photo. 3, 4 に示す。実験結果の主なものを Table 2 に記したが, 表中の項目の内容は次のとおりである。

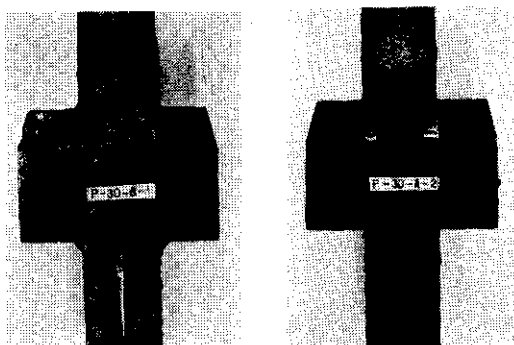
$P_{\max}$: 最大荷重 (試験機の荷重計が示した最大値),

θ_f : 破壊角 (破断面が荷重軸方向となす角度),

σ_L : 単位溶接長当り平均強度 (溶接長を l として $P_{\max}/2l$ の値),

σ_T : 単位のと断面積当り平均強度 (実際のど厚を a として $P_{\max}/2al$ の値。ただし実際のど厚とは, 溶接部のルートからビード表面までの最短長さ)。

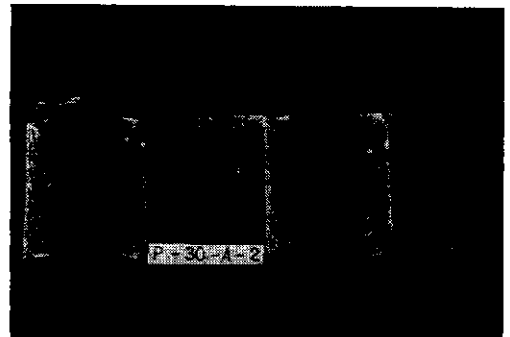
なお, P-30-A-1 の試験体は, 溶接部に大きなクラックが生じており, 実験目的に合致しないため考察ではこれを除外した。また Fig. 1 に示した各寸法は, 载荷軸に平行な断面で規定しているため, θ の増加に伴い実質的に開先角度が狭くなり, さらに溶接長も長くなる。したがって θ の



(a) P-30-B-1 (b) P-30-A-2
Photo. 3 Appearance of failure



(a) P-30-B-1



(b) P-30-A-2

Photo. 4 Surface of fractured weld

Table 2 Test results of partial penetration groove welded joints

Specimen name	Max. load $P_{max}(t)$	Angle of rupture $\theta_f (^{\circ})$	St. per unit weld length $\sigma_L (kg/mm)$	St. per unit area of throat $\sigma_T (kg/mm^2)$
P-0-A	1	72°00'	369.1	49.4
	2	90°00'	392.4	49.1
	3	71°31'	394.0	50.8
P-15-A	1	90°00'	392.0	52.6
	2	90°00'	446.5	54.8
	3	90°00'	378.7	47.4
P-30-A	1	90°00'	224.9	27.4
	2	90°00'	379.9	44.2
	3	83°00'	323.0	39.4
P-45-A	1	72°00'	278.6	35.4
	2	83°00'	288.0	36.8
	3	90°00'	292.6	35.8
P-60-A	1	90°00'	249.9	34.0
	2	90°00'	251.5	31.9
	3	90°00'	249.8	31.4
P-75-A	1	90°00'	205.1	25.6
	2	90°00'	203.2	24.1
	3	90°00'	207.6	26.0
P-0-B	1	58°00'	530.5	47.1
	2	50°00'	514.6	46.9
	3	55°30'	501.5	47.2
P-15-B	1	50°00'	513.1	36.9
	2	56°30'	486.4	42.8
	3	52°30'	486.3	42.1
P-30-B	1	56°00'	415.8	39.3
	2	50°30'	378.8	38.5
	3	59°00'	431.0	41.7
P-45-B	1	57°00'	343.1	29.5
	2	55°30'	339.9	31.1
	3	59°00'	364.3	40.8
P-60-B	1	61°00'	275.9	25.6
	2	73°30'	264.7	25.2
	3	65°00'	260.8	27.9
P-75-B	1	Base metal ruptured		
	2	62°00'	219.6	14.5
	3	72°30'	213.7	15.1

増加につれてルート部の溶込みを安定させるのが難しくなると同時に、試験体製作精度も確保しにくくなる欠点がある。これらを考慮しつつ慎重に加工したが、 $\theta \geq 60^\circ$ の試験体では偏心载荷の原因となる芯ずれが認められた。事実、 $\theta \geq 60^\circ$ では曲げなどの2次要因が働いていることが実験中に観察され、かつルート部に不安定な溶込み不足があった。したがって、ここで検討する範囲としては、一応安定した挙動を示した $\theta \leq 45^\circ$ のものに限定し、 $\theta \geq 60^\circ$ の結果については参考値として示すに止める。

(1) 単位溶接長当り平均強度

Fig. 3 に溶接線傾斜角 θ をベースとして比較したが、単位溶接長当り平均強度 σ_L は θ の増加

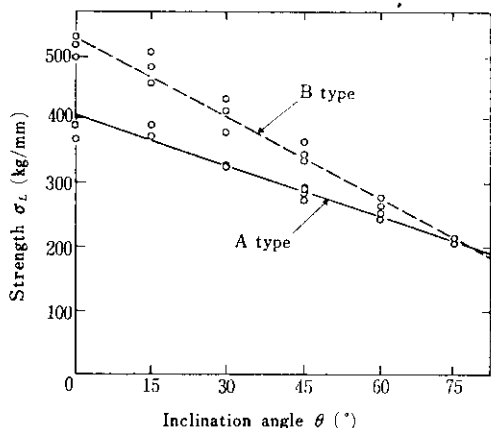
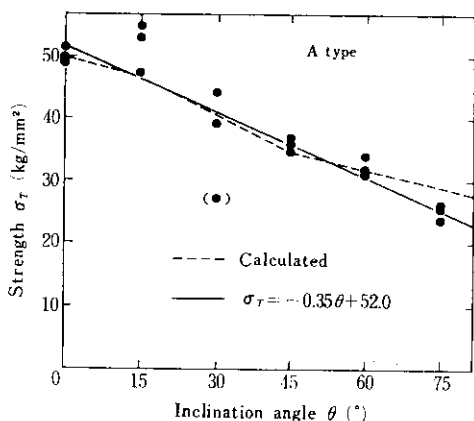


Fig. 3 Relation between strength per unit weld length and inclination angle of weld line



に伴い直線的に減少している。タイプ別に観察すれば、 θ が 0° の値に比べて、 45° では A タイプが 26%、B タイプは 32% の減少となっている。また、A、B 両タイプの間には、 $\theta = 0^\circ$ で 130 kg/mm 、 $\theta = 45^\circ$ で 60 kg/mm 程度の強度差が認められ、全体として補強すみ肉を付加した B タイプの方が高く、補強すみ肉の付加効果が σ_L を高めていることが示されている。

(2) 単位のと断面積当り平均強度

Fig. 4 に溶接線傾斜角 θ との関係を示す。図にみられるとおり、単位のと断面積当り平均強度 σ_T は単位溶接長当り平均強度 σ_L と同様、 θ の増加に従って減少する。減少の程度は、 $\theta = 0^\circ$ を基準にすれば、 $\theta = 45^\circ$ では A、B 両タイプとも約 30% の強度低下となっている。A タイプと B タイプとを比較するに、前者は後者より 2 kg/mm^2 から 10 kg/mm^2 程度高い傾向を示している。

(3) 補強すみ肉の効果

(1) と (2) の結果を比較検討すれば明らかなように、同じ溶接長の継手であれば、補強すみ肉は継手の強さを高めるものの、投入される溶着金属量に比して補強効率は低い。これは溶接線傾斜角 θ を変化させずに補強すみ肉の効果を調査した実験結果³⁾と一致するものである。補強すみ肉の目的からいって B タイプの方が A タイプよりむしろ応力の流れが円滑であるにもかかわらず前記のような結果になるのは、A タイプの溶接形状の場合、B タイプに比べ、破断位置での塑性流動が母材の弾性部分からの拘束を受ける結果、引張軸方向応

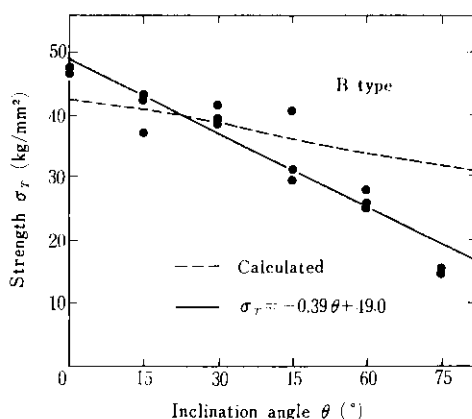


Fig. 4 Relation between strength per unit area of throat and inclination angle of weld line

力が上昇する、いわゆる塑性拘束現象が強く現れるためと考えられる⁴⁾。

2.4 強度の算定

破壊が溶接部のルートを含む平面で生じ、かつ破壊平面上の応力を一様とすれば、Fig. 5 に示すように加力軸方向の応力は $\sigma_{\perp}$, $\tau_{\perp}$, τ_{11} に分解される。これら3成分は θ の関数であって、

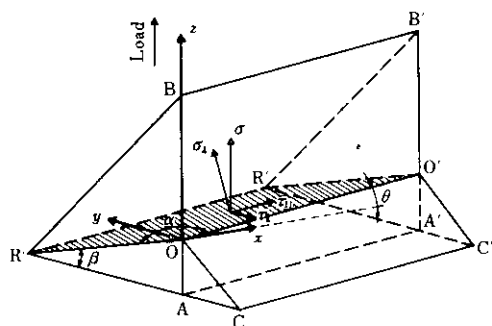


Fig. 5 Stress components on the throat section

$$\sigma_{\perp} = \sigma \cos \theta \cos \beta$$

$$\tau_{\perp} = \sigma \cos \theta \sin \beta$$

$$\tau_{11} = \sigma \sin \theta \cos \beta$$

$$\text{ただし、} \sigma = \frac{P}{2S} = \frac{P \cos \theta}{2al \sin \alpha} \quad (S \text{ はのど断面積})$$

また、相当応力 $\bar{\sigma}$ は (後述)

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\sigma_{\perp}^2 + 3(\tau_{\perp}^2 + \tau_{11}^2)} \quad (1)$$

この $\bar{\sigma}$ を溶着金属の引張強度 σ_c と等置し、(1)式を破壊条件式として実験結果の検討を行った。なお、(1)式に占める $\sigma_{\perp}$, $\tau_{\perp}$, τ_{11} の組合せの状態を、溶込み深さ、溶接長および σ を単位量として θ に関し図示すると、本試験体の場合 Fig. 6 のごとくなる。

一般に鋼材も含めた金属材料において、単軸引張試験より得られた応力-ひずみの関係は、降伏してから後も応力が上昇し続けることを示しており、これをひずみ硬化と称している。この現象を一般的な多軸応力状態において考えるには次のような方法がある。すなわち、材料が永久変形を開始するときの条件 (降伏条件) は、

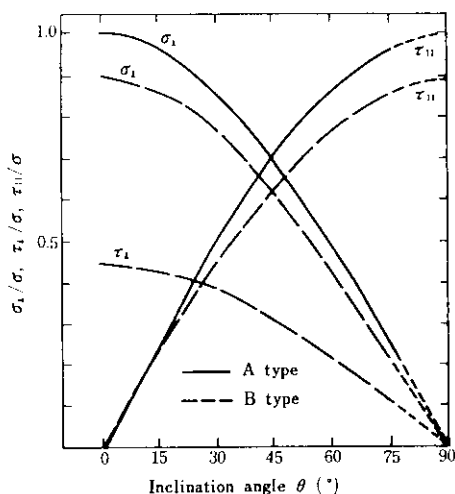


Fig. 6 Complex stress state in eq. (1) at each inclination angle

$$f(\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3) = C \quad (\text{一定})$$

で表わされるが、ひずみ硬化の過程を新たな降伏が連続的に生じている現象であり、かつその降伏応力が増大することであると解釈すれば、 C に代えて塑性変形中増大するスカラー量 $\bar{\sigma}$ を置けばよいことになる。この $\bar{\sigma}$ を多軸応力状態の大きさを一軸引張に換算したものと考え相当応力と称している⁵⁾。(1)式は Von Mises の降伏条件を採用し、

$$\bar{\sigma} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2 + \tau_{xy}^2)}$$

の関係式を適用したものであり、(1)式を破壊条件式として適用する意図は、破壊平面上における塑性域での組合せ応力値を $\bar{\sigma}$ で表わし、その上限値に σ_c を導入することにより、より一般的な形式をもつ強度算定式を得るところにある。

しかし、(1)式を直接破壊式とするためには、破壊平面の位置 (破壊角) をまず定める必要があり、このためには、 $\partial \bar{\sigma} / \partial \theta = 0$ より θ を求めねばならず、煩雑な手続きとなって実用的な設計式を得る目的からは適当でない。

一方破壊角を Table 2 に示したが、本実験の場合、Aタイプではほとんどすべてが荷重軸に対して直角に破断し、Bタイプでは $50^\circ \sim 70^\circ$ の破

壊角，換言すれば溶接ルートと補強すみ肉の止端部を結ぶ線にそった破面となっている。すなわち，両タイプともに破面がルートと溶接表面を結ぶ最短距離（＝実際のど断面）で生じていることを示している。

他方，佐藤，瀬尾氏⁴⁾は補強すみ肉のないものとあるものについて一枚の薄板より切り出した実験を行っているが，著者らと同様の結果を得ている。

したがって，著者らが選んだ一般的な形状の部分溶込み溶接継手では，破面が実際のど断面で生じるとすることは，実験的事実からも妥当であろう。このように仮定すれば強度は実際のど断面上で検討すればよく，(1)式の適用は簡略化されるわけである。

以上の計算手法によって各試験体の強度を求めると Fig. 4 のごとくなる。図より明白なように， $\theta \leq 45^\circ$ では ($\theta \geq 60^\circ$ では前述の理由により参考直となる) 実験値と計算値は良い一致をみせており，実際のど断面上で適用される(1)式は設計式として考慮されてしかるべきことを示している。

3. 異形すみ肉溶接継手の実験

3.1 試験体

今回は実際の継手形状に近いものとして，すみ肉形状が母材加力軸に関して非対称な試験体を製作した。Fig. 7, Table 3 にその形状および内容を

Table 3 Dimensions of specimens

Specimen name	Type	Number of specimens	ϕ (°)	a (mm)	s (mm)
0-30	C	3	30	8.0	8.3
	D	3	30	13.0	13.5
	E	3	30	16.0	18.7
0-45	C	3	45	8.0	8.6
	D	3	45	11.0	11.9
	E	3	45	13.0	14.0
0-60	C	3	60	8.0	8.9
	D	3	60	10.0	11.5
	E	3	60	12.0	13.8
0-75	C	3	75	8.0	10.1
	D	3	75	10.0	12.6
	E	3	75	12.0	15.2
0-90	C	3	90	8.0	11.3
	D	3	90	10.0	14.1
	E	3	90	12.0	17.0

を示すが，母材交角 ϕ を $30^\circ \sim 90^\circ$ の間で5段階変化させ，また同一交角の中で，鋭角側のど厚を3種類変えたもの各3体，計45体となっている。

試験体は2・1と同様に，厚さ 40mm の S S 41 鋼板を所定角度に端面加工のうえ，JIS D 4301, 4 ϕ の溶接棒を用いて溶接し，同一タイプ3体を切り出した後，機械仕上げを施して製作した。

なお，溶着金属の降伏応力度，引張強度は2.の素材試験結果に含まれており，同一値である。

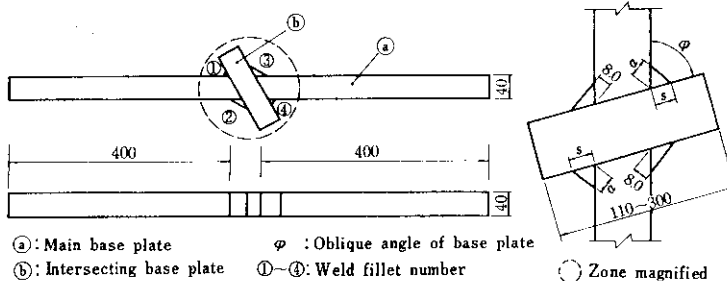


Fig. 7 Shapes and dimensions of test specimens for oblique fillet welded joint

3.2 実験方法

溶接部の寸法測定は2・2・1と同じ方法で行ったが、そのマクロ面の状況を **Photo. 5** に示す。

また、測定した実際のど厚の定義も同様である。

载荷は50 t 万能試験機によって試験体に引張力を加えた。各すみ肉の測定変形量としては、すみ肉ルート部近傍における主母材 (**Fig. 7** の③) と中間母材 (同じく⑥) の加力軸方向相対変位を選び、これを 1/1 000mm ダイアルゲージで計測し

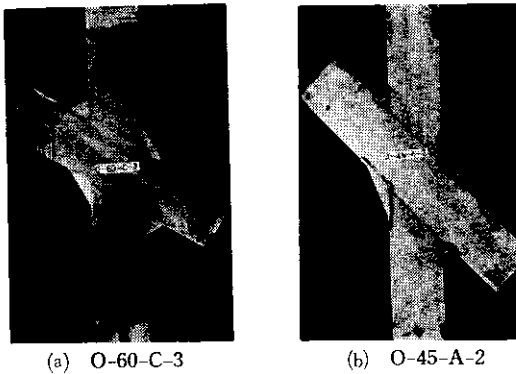


Photo. 5 Macro-etched test specimen

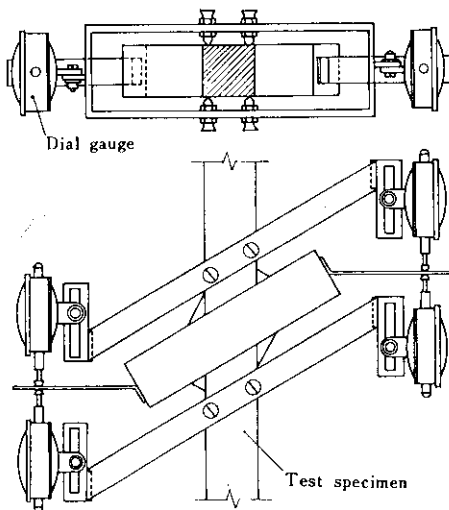


Fig. 8 Deformation measuring equipment of oblique fillet welded joints

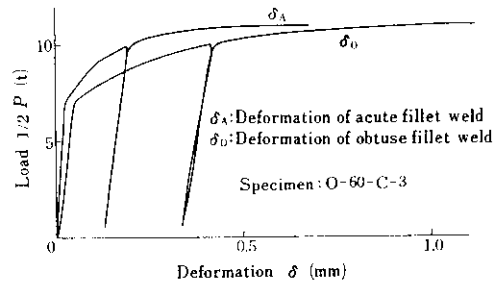


Fig. 9 One example of load-deformation curve on each side fillet

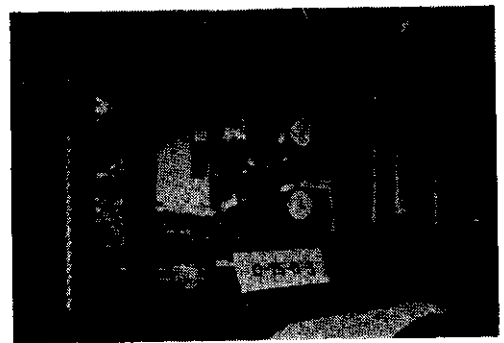


Photo. 6 Apparatus for testing oblique fillet welded joints

たが、用いた装置を **Fig. 8** に、荷重 (P) と変形 (δ) の関係の一例を **Fig. 9** に、実験状況を **Photo. 6** に示した。

3.3 結果と考察

Table 4 に各試験体についての実験結果の主なものを記したが、表中の項目に関する規約を次に述べる。添字 A は鋭角側、O は鈍角側の位置を示すことを前提として、 a' : 理論のど厚、 a : 実際のど厚、 l : 溶接長であり、かつ

σ_T' : 理論のど断面積当り平均強度 (最大荷重を両側すみ肉の理論のど断面積の和で割った値、すなわち $\sigma_T' = \frac{P_{\max}}{(a_A' + a_O')l}$)

σ_T : 実際のど断面積当り平均強度 (最大荷重を両側すみ肉の実際のど断面積の和で割った値、すなわち $\sigma_T = \frac{P_{\max}}{(a_A + a_O)l}$)

Table 4 Test results of oblique fillet welded joints

Specimen name		※	P_{max} (t)	a'_A (mm)	a_O' (mm)	a_A (mm)	a_O (mm)	l_A (mm)	l_O (mm)	σ_T' (kg/mm ²)	σ_T (kg/mm ²)
0-30-C	1	4	23.05	10.35	8.45	7.05	8.45	39.63	40.08	30.7	37.3
	2	4	22.45	10.90	8.20	6.90	8.20	39.70	39.59	29.6	37.5
	3	1	19.25	9.50	8.15	4.30	8.15	39.48	39.46	27.6	39.2
0-30-D	1	3	28.10	14.30	9.10	9.60	9.10	41.22	40.10	29.4	36.9
	2	2	26.75	14.10	8.60	9.45	10.35	39.38	39.29	29.9	34.4
	3	3.4	26.65	14.65	8.65	9.00	9.45	40.40	40.18	28.3	35.9
0-30-E	1	2	28.25	18.05	8.60	13.80	8.60	39.96	39.83	26.5	31.6
	2	2	27.00	18.85	8.25	13.20	8.25	39.67	39.49	25.1	31.8
	3	3	28.40	19.05	8.10	14.40	8.10	39.90	39.83	26.2	31.7
0-45-C	1	1.2	22.35	8.45	8.40	6.55	8.40	39.46	39.35	25.9	31.7
	2	1.2	21.95	8.85	8.35	7.10	8.00	39.15	39.03	32.6	37.2
	3	1.2	23.60	8.55	7.75	7.00	7.75	39.86	39.91	36.3	40.1
0-45-D	1	3	22.70	11.65	8.00	9.35	8.00	38.62	38.61	29.9	33.9
	2	3	23.55	11.15	7.85	8.95	7.85	39.95	39.98	31.0	35.1
	3	3	23.40	11.00	7.90	9.60	7.90	39.29	39.40	31.4	34.0
0-45-E	1	3	26.10	13.45	9.10	11.60	8.45	42.10	40.60	27.8	31.4
	2	2	27.50	13.35	8.10	11.70	8.10	39.93	39.83	32.1	34.9
	3	2	26.05	13.40	8.10	11.55	8.85	39.58	39.37	30.6	32.3
0-60-C	1	4	21.90	8.85	7.40	8.85	8.30	39.58	39.69	33.9	34.2
	2	1	21.70	8.57	7.37	7.95	7.70	39.37	39.38	34.5	35.2
	3	3.4	21.90	8.47	7.47	8.32	7.60	39.46	39.44	34.8	34.9
0-60-D	1	2	21.85	10.40	7.67	9.90	8.57	39.27	39.20	30.8	30.2
	2	2	24.95	11.20	8.15	10.87	8.95	39.46	39.45	32.6	31.9
	3	2	24.55	10.22	8.12	9.52	8.60	40.08	40.00	33.4	33.8
0-60-E	1	2	23.55	11.90	7.92	11.90	8.35	39.70	39.71	29.9	29.3
	2	3	24.20	12.22	8.05	11.67	8.47	39.95	39.95	29.8	30.1
	3	3	23.55	12.57	7.87	12.40	8.60	39.57	39.47	29.1	28.4
0-75-C	1	2	22.65	8.72	8.22	10.10	8.22	39.39	39.32	33.9	31.4
	2	2	22.05	8.00	7.42	9.20	7.52	39.68	39.60	36.0	33.3
	3	3	24.15	9.45	8.15	10.15	8.00	39.57	39.55	34.6	33.6
0-75-D	1	2	25.30	10.32	8.40	11.15	9.27	38.65	38.43	35.0	32.1
	2	4	26.45	10.77	9.77	11.95	10.50	40.10	40.22	32.0	29.3
	3	2	27.75	10.50	8.50	11.52	9.80	39.44	39.35	37.0	33.0
0-75-E	1	2	25.50	13.02	7.60	13.85	8.60	39.84	39.82	31.0	28.5
	2	3	25.83	15.97	6.87	16.10	8.35	39.50	39.43	28.6	26.8
	3	3	24.98	13.67	7.32	14.45	8.17	39.11	39.00	30.4	28.3
0-90-C	1	2	23.45	8.50	7.62	8.87	8.20	39.92	39.92	36.5	34.4
	2	3	23.85	8.30	7.85	8.95	8.12	39.87	39.87	37.1	35.0
	3	3	24.90	8.02	7.52	8.47	7.90	39.39	39.35	40.6	38.6
0-90-D	1	2	27.85	9.50	9.17	9.87	9.85	40.03	40.03	37.3	35.3
	2	3	28.60	9.40	9.40	10.05	10.07	39.56	39.55	38.4	35.9
	3	1	27.85	9.07	9.52	9.55	10.30	39.97	39.97	37.5	35.1
0-90-E	1	1	27.25	10.02	10.70	10.70	11.25	39.64	39.87	33.1	31.2
	2	1	29.80	12.67	10.60	12.90	10.95	39.96	39.93	32.0	31.3
	3	3	29.10	10.40	10.60	11.27	11.45	39.91	39.88	34.7	32.1

 P_{max} : Maximum load a' : Theoretical throat depth a : Actual throat depth l : Weld length σ_T' : Strength per unit area of theoretical throat σ_T : Strength per unit area of actual throat

※ : Number of fractured fillet (as illustrated in Fig. 7)

(Subscripts A and O indicate acute and obtuse fillet weld respectively)

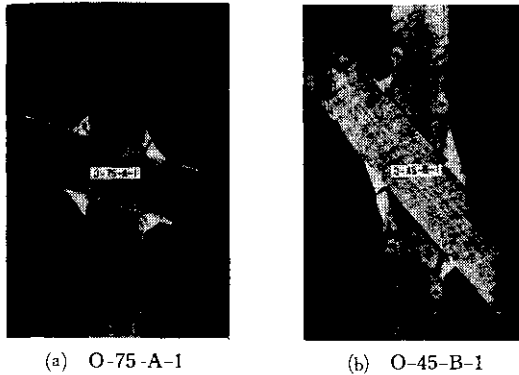


Photo. 7 Appearance of failure

また、試験後の破断状態の例を Photo. 7 に示した。

次に実験より得られた結果に対して、以下に考察を加えるが実験値はすべて 3 体の平均値である。

(1) 溶込み深さ

Fig. 10 に交角 φ と鋭角側すみ肉の溶込み深さ p との関係を示す。ここで、 $p = (\text{実際のど厚}) - (\text{理論のど厚})$ である。図より $\varphi \leq 60^\circ$ で溶込み不足が生じており、 $\varphi = 30^\circ$ では p の値のばらつきも大きいことがわかる。

なお、著者らは以前に実験を行い

$$p = 0.0423\varphi - 3.67 \quad (45^\circ \leq \varphi < 120^\circ) \quad \dots (2)$$

なる実験式を得ており、Fig. 10 に併記したが、これより (2) 式は $\varphi = 30^\circ$ をのぞいて、安全側の p 値を予想するのに適したものと見える。したがって、異形すみ肉継手の必要実際のど厚を確保す

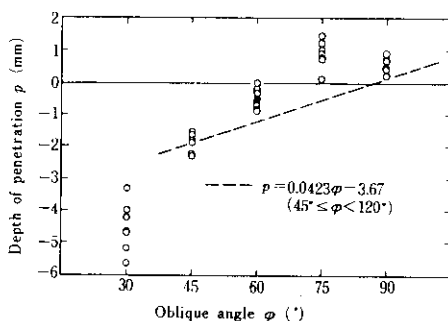


Fig. 10 Effect of oblique angle on depth of penetration

るための脚長の算出に当っては、(2)式を用いればよいことがわかる。

(2) 最大荷重

Fig. 11 に交角 φ と最大荷重 $P_{\max}$ の関係を示す。Eタイプが最も強く、次に D、C の順であり、鋭角側のど厚の大きさと対応している。一方交角 φ に着目すれば 90° と 30° のものが最も強く、その中間で強度はやや低下している。ここで (1) の溶込み深さの傾向を考慮すると、“継手耐力が鋭角側におけるすみ肉の溶込み不足の有無に影響されない”というきわめて興味ある事実が得られる。これはまた、溶込み不足の存在が継手耐力にとってかならずしも不利ではないことの証拠でもある。すなわち日本建築学会の設計規準では、溶込み不足の発生を論拠に母材交角 60° 以下のすみ肉溶接継手の使用を禁じているが、本実験の結果は異形すみ肉の適用範囲を学会規準以上に拡張できることを示唆している。

(3) 強度の評価

Fig. 9 に見られるごとく、 δ_A と δ_O が異っていることは、すみ肉形状の非対称性が変形の非対称性、したがって力の流れの非対称性に関与していることを示しており、応力状態を単純に評価することは困難である。したがって、今回強度を評価する手段として従来の慣例に習い、本節の冒頭に述べた σ'_t , σ_r の値を採用することにした。Fig. 12, Fig. 13 は σ'_t , σ_r をそれぞれ溶着金属引張強度 σ_0 で除して無次元化し、交角 φ に対してプロットしたものである。通常のすみ肉で

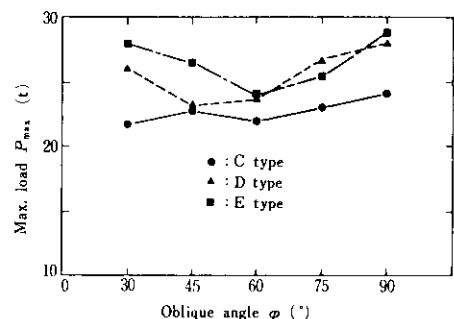


Fig. 11 Relation between maximum load and oblique angle

は、 $\sigma_T/\sigma_C=0.8\sim0.9$ であることを考慮すると Fig. 12 では強度的には全般にやや低く、交角 30° では一段と低下しているが、Fig. 13 より、実際のど厚で評価すると、交角 $30^\circ, 45^\circ$ でも強度は低下せず、全般的には $\sigma_T/\sigma_C=0.68\sim0.93$ の範囲にあることがわかる。したがって、本実験からは実際のど断面積当りの強度が立証しているごとく、継手強度はすみ肉形状にほとんど影響されないと結論づけられる。

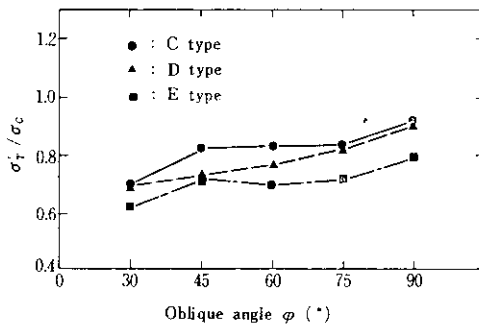


Fig. 12 Relation between strength per unit area of theoretical throat and oblique angle

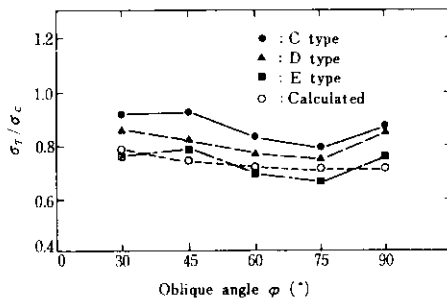


Fig. 13 Relation between strength per unit area of actual throat and oblique angle

(4) のど厚 a の変化による影響

Fig. 14 にタイプ別の σ_T/σ_C を示す。全試験体に共通して強度は、 $C>D>E$ なる傾向を示している。しかしパラメータである a の値は、逆に $E>D>C$ の順であるから、のど厚の増加と強度の増加はかならずしも結びつかない。このことは最

終破壊が個々ののど厚の絶対的大きさではなく、左右のすみ肉ののど厚の比率に影響されることを示しているといえよう。

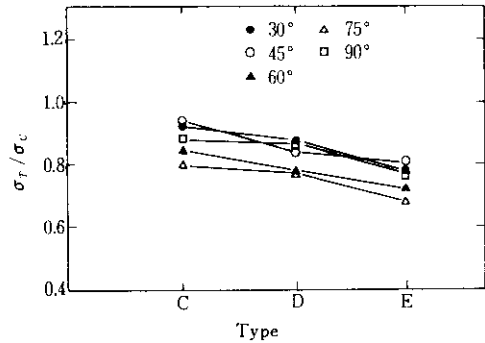


Fig. 14 Difference of strength per unit area of actual throat among three types

3.4 強度の算定

2.4 と同様、溶接部ルートと溶接表面を最短距離で結ぶ直線を含み溶接方向に平行な平面（のど断面）を想定し、この平面上における相当応力が一定値（溶着金属引張強度）に達すると破壊が発生するものとして(1)式を適用する。鋭角側と鈍角側の両すみ肉ののど断面上における加力方向応力が一様として、それぞれ σ_A, σ_O で表すと、幾何学的に

$$\left. \begin{aligned} \tau_{\perp} &= \sigma_A \cos \frac{\varphi}{2} \\ \sigma_{\perp} &= \sigma_A \sin \frac{\varphi}{2} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots \text{鋭角側}$$

$$\left. \begin{aligned} \tau_{\perp} &= \sigma_O \cos \left(\frac{\pi}{2} - \frac{\varphi}{2} \right) = \sigma_O \sin \frac{\varphi}{2} \\ \sigma_{\perp} &= \sigma_O \sin \left(\frac{\pi}{2} - \frac{\varphi}{2} \right) = \sigma_O \cos \frac{\varphi}{2} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots \text{鈍角側}$$

上式を(1)式へ代入し、 $\bar{\sigma}=\sigma_C$ と置くと、鋭角側と鈍角側のすみ肉について限界値が次のごとく得られる。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_A &= \frac{\sigma_C}{\sqrt{\sin^2 \frac{\varphi}{2} + 3 \cos^2 \frac{\varphi}{2}}} \\ \sigma_O &= \frac{\sigma_C}{\sqrt{3 \sin^2 \frac{\varphi}{2} + \cos^2 \frac{\varphi}{2}}} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (3)$$

$0 < \varphi \leq 90^\circ$ の範囲では、 $\sigma_O \geq \sigma_A$ となるが、荷

重が増大していったとき鋭角側と鈍角側のどちらが先に限界値 σ_A または σ_0 に達するかは、左右すみ肉の剛性に依存するため明らかでない。

ここで、両側すみ肉において同時に σ_A , σ_0 に達する、すなわち、同時に破断すると仮定すれば、

$$\sigma_A \cdot S_A + \sigma_0 \cdot S_0 = \sigma_T (S_A + S_0) = P_C \quad \dots\dots (4)$$

の関係がなりたつ。ただし、 P_C : $P_{\max}$ の計算値、 S_A : 鋭角側のど断面積 $= a_A l_A$, S_0 : 鈍角側のど断面積 $= a_0 l_0$ である。

(4)式は σ_T が σ_A と σ_0 に関してのど断面積の加重平均値であることを示しており、溶接長が等しければ ($l_A = l_0$) のど厚のみの加重平均値となる。すなわち、

$$\begin{aligned} \sigma_T &= \frac{S_A}{S_A + S_0} \cdot \sigma_A + \frac{S_0}{S_A + S_0} \cdot \sigma_0 \\ &= \frac{a_A}{a_A + a_0} \sigma_A + \frac{a_0}{a_A + a_0} \sigma_0 \end{aligned}$$

σ_C , a_A , a_0 , l_A , l_0 に実測値を用い、(3)式と(4)式より求めた P_C , σ_T の算定値を Fig. 15 (a)~(c) および Fig. 13 に示し、実験値と比較した。ただし σ_T の算定値は C, D, E タイプの間で最大 0.07 しか異ならないので各 φ につき 1 点で代表させている。図示されるように、これらの計算結果は実験値と比較的良好に合っている。とくに Fig. 15 を見ると C タイプが最も良く合っており、ついで D, E タイプの順となる。D さらに E タイプになるほど実験値より外れる原因は、継手破壊時の実状と計算仮定との不一致、換言すれば、非対称破断の影響が E タイプに顕著に現れ、C タイプに少ないためと推定される。さらに、実際と仮定との一致度合を左右する要因を考察すれば、鋭角側と鈍角側のど厚のバランス状態が関与していることがわかる。すなわち、 $a_A/(a_A + a_0)$ の値が C タイプではおよそ 0.5, E タイプでは 0.65, B タイプではその中間値となっている。

以上の計算結果に対する考察に加えて、実験値と計算値が定性的にきわめて良く合っている事実を併せ考えると、変形および破断の非対称性による影響を考慮した精度の良い、最大耐力 $P_{\max}$ の算定式を以下のごとく求めることができる。すなわち、両側すみ肉ののど厚比の偏りを示す係数を α , 領域で分けた 2 種類の強度低減係数を β , γ とすると、(3)式および(4)式より求めた最大荷重

P_C に対して、

$$\left. \begin{aligned} 0.5 - \alpha \leq \frac{S_A}{S_A + S_0} < 0.5 + \alpha \quad \text{の場合} \\ P_{\max} &= \beta P_C \\ \frac{S_A}{S_A + S_0} < 0.5 - \alpha, \text{ または} \\ 0.5 + \alpha \leq \frac{S_A}{S_A + S_0} \quad \text{の場合} \\ P_{\max} &= \gamma P_C \end{aligned} \right\} \quad \dots (5)$$

となる。ここで実験結果より、 $\alpha = 0.05$ として β , γ の平均値を求めると、それぞれ $\beta = 0.98$, $\gamma = 0.88$ となるが、実験値のばらつきを考慮すれ

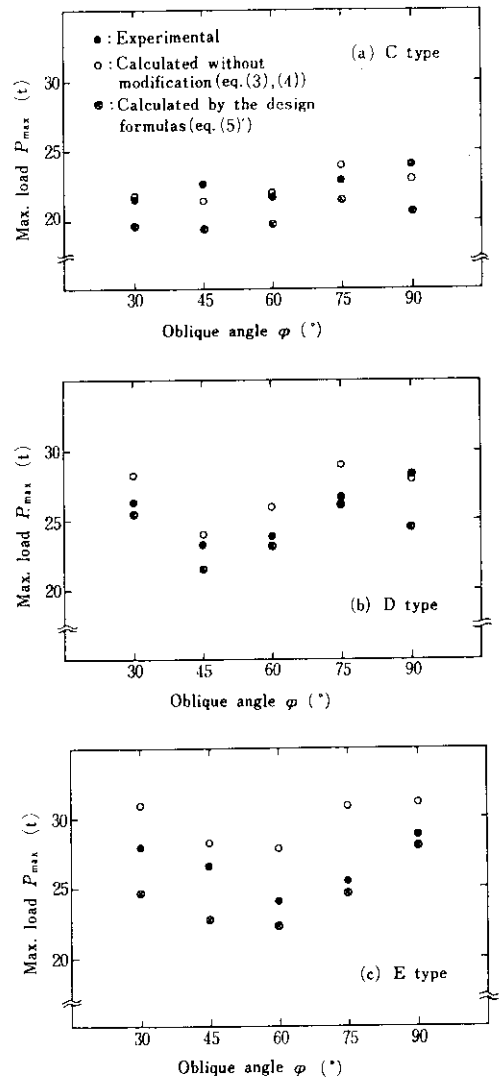


Fig. 15 Comparison between calculated and experimental value

ば、安全側の値として、 $\alpha=0.05$, $\beta=0.9$, $\gamma=0.8$ を採り、設計式として次式を選定する (Fig. 15, (a)~(c)参照)。

$$\left. \begin{aligned} 0.45 \leq \frac{S_A}{S_A + S_0} < 0.55 \text{ の場合} \\ P_{\max} = 0.9P_c \\ \frac{S_A}{S_A + S_0} < 0.45, \text{ または } 0.55 \\ \leq \frac{S_A}{S_A + S_0} \text{ の場合 } P_{\max} = 0.8P_c \end{aligned} \right\} \dots (5)'$$

以上をまとめ、異形すみ肉継手の強度計算手順を要約すれば次のようになる (ただし $\varphi \geq 45^\circ$)。

(i) (2)式より溶込み深さを考慮した実際のど厚 a_A , a_θ および S_A , S_0 を算出する。

(ii) (3)式と(4)式より P_c の算出を行う。

(iii) (5)式により補正を施した $\dot{P}_{\max}$ を求める。

4. 結 語

本論文の内容は次の2項目にわかれ、まず(1)部分溶込み溶接継手について要約すれば以下のごとくである。

(a) 単位溶接長当たり平均強度 σ_L および単位の

ど断面積当たり平均強度 σ_r は、いずれも溶接線傾斜角 θ の増加に伴って直線的に減少する。

(b) 補強すみ肉は、投入する溶着金属量に比してあまり効果的でない。

(c) 複合応力下での計算強度は、相当応力から導かれる式を実際のど断面に対して適用すれば、実験値とよく合致し、したがって(1)式は設計式となり得る。

次に

(2) 異形すみ肉溶接継手に関する結論としては、

(a) 母材交角の小さな継手では強度の減少がみとめられず、また、継手強度は実際のど厚で評価した場合、鋭角側すみ肉溶接部に生ずる溶込み不足の有無には無関係である。

(b) 終局強度に影響を与える主たる要因は、すみ肉に関する塑性域における鋭角側と鈍角側の剛性比であると推定されるが、これには交角および両側のど厚比が大きく影響する。

(c) 強度の算定は、まず $\bar{\sigma} = \sigma_c$ として(1)式を鋭角側と鈍角側のすみ肉にそれぞれ適用し、その和に上記(b)の影響を考慮した低減係数を掛ければよく、実験値と精度良く合致する。

などが明確となった。

参 考 文 献

- 1) 日本建築学会：鋼構造設計規準・同解説。(1970)
- 2) 盛岡純一、滝沢章三、山本昇：非対称異形すみ肉溶接継手の変形と強度に関する実験、建築学会大会学術講演梗概集、(1972)、10月
- 3) 鷲尾健三、滝沢章三：部分溶込み溶接継手の強度に関する研究、川崎製鉄技報、3 (1971)、4、30
- 4) 佐藤邦彦、瀬尾健二：引張りをうける十字すみ肉溶接断手の変形挙動と強度(第1報)、溶接学会誌、41(1971) 3
- 5) 山田嘉昭：塑性力学、(1965)、[日刊工業新聞社]
- 6) 盛岡純一、滝沢章三、山本昇：部分溶込み溶接継手の強度に関する実験、建築学会大会学術講演梗概集、(1972)、10月
- 7) 日本造船研究協会：溶接欠陥および工作誤作の船体強度におよぼす影響に関する研究、同協会研究資料、(1970)、111、3月