前面すみ肉溶接継手の変形挙動と強度に関する研究*

佐藤 邦彦** 瀬尾 健二**

Mechanical Behaviour and Strength of Front Fillet Welded Joint*

by Kunihiro Satoh**, Kenji Seo**

Abstract

In the previous paper³⁾, theoretical evaluation on the strength of fillet welded joint was presented and compared with the experimental results. Theoretical value agreed well with the test results obtained by using model specimens machined from a homogeneous mild steel sheet. But in the welded joints, mechanical properties of weld metal and heat-affected zone are different from those of base metal. So the mechanical behaviour and the strength of fillet welded joint will be different from those of model specimen.

In this paper the mechanical behaviour and the strength of the front fillet welded joints are explained experimentally and theoretically. Experiments are made with four typical types of front fillet welded joints as follows;

1. Double Tee fillet welded joint.
2. Double strapped fillet welded joint.
3. Double Tee fillet welded joint including soft or hard weld metal.
4. Partial penetration groove welded joint.

The results obtained are as follows.

1. Fracture mode of fillet weld is affected by the strength and work hardening properties of weld metal (cf. Photo 1).
2. The strength of front fillet welded joint can be calculated by using the equation (2), (3), or (4) which are given by theoretical analysis.
3. The strength of front fillet welded joint including soft or hard weld metal can be estimated by using the equivalent weld metal strength σ_{we} (cf. Fig. 15).
4. The friction between base plate and strapped plate has large influence on the strength of double strapped fillet welded joint (cf. Fig. 11, Fig. 12).
5. The equation for evaluation of the strength of partial penetration groove welded joint is given by comparing the test results and the theoretical analysis.

1. 緒 言

すみ肉溶接継手においては継手部断面の幾何学的形状・寸法(すみ肉形状, 脚長, とけこみ量)が継手強度に影響を与える最も大きな因子であろうとの観点から, 筆者らは十字すみ肉溶接継手を想定した模型試験片を用いて一連の研究を行ない, 継手の変形挙動および強度におよぼす上記幾何学的諸因子の影響を明らかにした¹⁾²⁾. さらに局部収縮理論を適用しすみ肉溶接継手の強度に対する理論式を誘導し, その結果が実験値と非常によく一致することを示した³⁾.

しかし実際のすみ肉溶接継手では, 溶接による熱影響部などの材質的に不連続な部分の存在, 母材と溶接金属の機械的特性の差異などのために, その変形挙動および

強度は模型試験片のそれと異なり問題がさらに複雑になることが予想される. そこで本研究では次に述べるような4種の溶接継手についてその変形挙動および強度に関する実験を行なった.

- ①十字すみ肉溶接継手
- ②両面あて金前面すみ肉溶接継手
- ③部分的に軟硬質部を含む十字すみ肉溶接継手
- ④部分とけこみ溶接継手

以上の実験結果を模型試験片による実験結果と比較検討するとともに筆者らの示した理論解析がこれらの溶接継手の強度算定にどのように適用できるかを考察した.

2. 十字すみ肉溶接継手の変形挙動と強度

2.1 実 験

板厚 40 mm の軟鋼板(材料の応力-ひずみ曲線を Fig. 1 に, 機械的特性および化学組成を Table 1 に示

*原稿受付 昭和47年4月24日(46年度秋季全国大会にて発表)

**正 員 大阪大学 Member, Osaka University

Fig. 1 Stress strain diagram of material used

Table 1 Chemical composition and mechanical properties

Material	Chemical composition (%)					M.P. (kg/mm²)	
	C	Si	Mo	P	S	Y.S.	T.S.
1(Model)	0.07	0.01	0.32	0.009	0.009	20.6	29.5
2(Base metal)	0.23	0.02	1.04	0.013	0.019	26.0	45.6
3(Weld metal A-Type)	0.10	0.12	0.41	0.012	0.015	36.2	43.8
4(Weld metal B-Type)	0.07	0.49	1.75	0.019	0.015	30.0	44.9
5(Weld metal C-Type)	0.12	0.38	1.20	0.016	0.020	45.5	56.8

している)を垂直板および貫通板とし、Fig. 2 に示す形状の十字すみ肉溶接継手試験片を製作した。試験片の溶接は手溶接、サブマージアーク溶接および炭酸ガスアーク溶接の三種類を用いて行なった。試験片は使用した溶接法によりそれぞれ A-Type, B-Type, C-Type と呼びそれぞれの溶接条件を Table 2 に示している。なお試験片は Fig. 3 に示すように溶接長 300 mm, 脚長 35 mm に多層溶接を行ない、その後 650°C で約30分間の焼きなましを施し、次に溶接始端部および終端部各々 30 mm を除く部分から所定の寸法(脚長 $f=5, 10, 15, 20, 30$ mm)に機械加工することにより製作した。溶接金属の機械的特性および化学組成を Table 1 に、応力ひずみ曲線を Fig. 1 に示す。溶接金属の応力-ひずみ曲線は Fig. 4 に示すようにすみ肉溶接部から製作した 3 mm ϕ 丸棒試験片から得たものである。なお Fig. 1 および Table 1 には別の論文²⁾に示した模型試験片の材料特性をも示している。Fig. 1 の図中の M 点は最大荷重点を示しており、最大荷重点までの一様ひずみ(ゲージレングス 15 mm)の大きさは手溶接による溶接金属(A-Type)、炭酸ガスアーク溶接による溶接金属(C-Type)、サブマージアーク溶接による溶接金属(B-Type)、母材、模型試験片材の順になっている。

試験片の引張りはオルセン型万能試験機(最大容量

Fig. 2 Specimen design ($f=5, 10, 15, 20, 30$)

Table 2 Welding condition

Specimen	Electrode, Core wire	Flux	W. current	W. voltage	W. speed
A-Type (manual)	TB-24 5 ϕ		230 A	25 V	15 cm/min
B-Type (submerged arc)	VS-36 4.8 ϕ	MF-38	800 A	37 V	25 cm/min
C-Type (CO ₂ arc)	HS-50n3.2 ϕ		500 A	26 V	25 cm/min

Fig. 3

Fig. 4 Small size test piece

10 ton)を用いて行ない、载荷はピン接点を介し偏心荷重がかからないように考慮して行なった。またすみ肉溶接部の変形挙動の観察には模型試験片の場合¹⁾と同様「うつし絵方式」のモアレ法を用いた。グリッドは200本

/cm の直交グリッドを使用し、拡大倍率は20倍とし、荷重軸に直角方向には0.98, 平行方向には1.02のミスマッチ法を採用した。またモアレ法による観察とは別に試験片の裏面は鏡面研磨をしておき、リュエダス帯の観察をも行なった。

2.2 すみ肉溶接部の変形挙動および破壊様相

2.2.1 変形挙動

Fig. 5 には全面降伏状態および最大荷重状態におけるすみ肉溶接部の引張軸方向ひずみの分布例を示している。図 (a) は模型試験片、図 (b) は手溶接による A-Type 試験片、図 (c) は炭酸ガスアーク溶接による C-Type 試験片の結果である。なお図はいずれも 20 mm 脚長の試験片のものである。また全面降伏状態は別報¹⁾で述べたと同様、ルート部からすみ肉表面まではほとんど瞬間的に生じるモアレ縞のゆがみから決定した。

図 (a) と図 (b) を比較してわかるように、全面降伏状態および最大荷重状態ともに、すみ肉溶接部のひずみ分布傾向は非常によく似通っている。すなわちひずみはルート部から荷重軸に対して約 $15^{\circ}\sim 20^{\circ}$ 方向に大きく広がっている。このことから実際の溶接継手においてもすみ肉溶接部の変形挙動は模型試験片のそれとほぼ同じであることがわかる。すなわちすみ肉溶接部の変形挙動には熱影響部の存在はほとんど影響していないことがわかる。なお図には示さなかったが、サブマージアーク溶接による B-Type 試験片の変形挙動も模型試験片および A-Type 試験片と同様であった。一方図 (c) に示した C-Type 試験片のすみ肉溶接部のひずみ分布の

傾向は図 (a), 図 (b) に示したそれとは異なっている。すなわちひずみはルート部と上止端部を結ぶ線上いわゆる母材上に大きく広がり、すみ肉溶接部はほとんど変形していない。これは Table 1 よりわかるように、C-Type 試験片では溶接金属の強度が母板のそれに比べていちじるしく高いため、大きな変形がすみ肉溶接部で生じないで母板で生じたものである。このような結果から十字すみ肉溶接継手の変形挙動は、溶接金属の強度と母板のそれとの組合せにより Fig. 6 に示すような3つのタイプが考えられる。すなわち

Fig. 6

- [A] 溶接金属の強度が母材のそれと同程度あるいはそれより弱い場合は大きなひずみは荷重軸に対して約 $15^{\circ}\sim 20^{\circ}$ 方向に広がる。
- [B] 母板の強度に比べて溶接金属のそれがいちじるしく高い場合は大きなひずみは垂直板上熱影響部に沿って広がる。
- [C] 貫通板の異方性が大きく、板厚方向の強度が厚延方向の強度や溶接金属の強度に比べていちじるしく弱

Fig. 5 Example of axial strain (%) distribution in fillet weld

い場合は大きなひずみは貫通板上熱影響部に沿って広がる。

なお母板の強度と溶接金属の強度の組合せについては〔2.3.3〕で述べる。

2.2.2 破壊様相

従来すみ肉溶接継手の破壊様相は継手の強度に関する理論と関連づけて議論される場合が多く、破壊面の方向は特に重要視されてきた。すなわちすみ肉溶接継手の強度算定のために仮定された破壊則の妥当性を検討するため破壊面の方向が実験値と一致するかどうか調べられてきた。しかしすみ肉溶接継手の破壊面の方向はその一例を Table 3 に示すように種々の方向が示されており、破壊面の方向に対する明らかな定説は未だ得られていない。そこで次に筆者らの行なった実験結果にもとづいて考察する。

Table 3 Angle of fracture line

	Reporter	Angle of fracture line	Experimantal condition		
			Specimen	Weld lenhth	Leg length
a	Van der EB ⁴⁾	28.7°	Welded	80mm	5.6mm
b	Turuta ⁶⁾	29.2°	"	80mm	12, 19mm
c	Otani ⁷⁾	17~38°	"	50mm	16mm
d	Otani ⁸⁾	45°	Model	5mm	25mm
e	Satoh ²⁾	45°	"	1.6mm	5, 10, 15, 20, 30mm
f	Naka ⁵⁾	20~25°	Welded	12mm	45mm

Photo. 1 には筆者らの行なった実験によるすみ肉溶接部の破壊様相の一例を示している。写真 (a) は模型試験片, 写真 (b) は手溶接による A-Type 試験片, 写真 (c) はサブマージアーク溶接による B-Type 試験片, 写真 (d) は炭酸ガスアーク溶接による C-Type 試験片の破壊様相を示している。なおいずれの写真も脚長 20 mm の試験片のものである。模型試験片, A-Type 試験片および B-Type 試験片は最大荷重状態においてほぼ同様の変形挙動をしていたにもかかわらず、破壊様相は写真 (a), 写真 (b), 写真 (c) に見られるように各試験片によって異なっている。このことからすみ肉溶接継手の最大荷重状態の変形挙動と破壊様相にはあまり対応のないことがわかるであろう。したがってすみ肉溶接継手の最大強度と破壊面の方向を関連づけて議論することはあまり意味がないことであろう。

Photo. 1 (a) (b) (c) を見ると破壊面の荷重軸に対する方向は手溶接による A-Type 試験片, サブマージアーク溶接による B-Type 試験片, 模型試験片の順で大きな角度方向となっており, これは Fig. 1 に示した溶接金属の最大荷重点までの一様のびすなわち加工硬化率の大きさの順序と一致している。このことから破壊面の方向は溶接金属の加工硬化率に影響され, いわゆる加工硬化率の大きな場合ほど破壊面の荷重軸に対する方向は大きな角度方向になることが考えられる。そこでこのことを確かめる目的で加工硬化率の大きいステンレス鋼

Photo 1 Appearance of fractured fillet

($n=0.5$) 板 (板厚 1.6 mm) を用いて十字すみ肉溶接継手を想定した模型試験片 (文献 (2) の A-4 試験片と同寸法) を製作して実験を行なった。試験片の破壊様相を Photo. 1 (e) に示している。破壊面の荷重軸に対する方向は写真 (a) の場合よりさらに大きな角度方向となっており上述の考えが妥当であることがわかる。溶接金属の加工硬化率の大きな場合ほど破壊面の方向が荷重軸に対して大きな角度方向になるのは定性的には次のように考えられる。

今溶接金属が完全弾塑性体であり加工硬化が全くないとするすでに理論的取り扱いで示した³⁾ ように荷重軸に対して約 15° 方向断面が最も早く不安定条件 (降伏条件) を満たし、この断面のみで変形しつつにこの断面で破壊する。したがって破断面の方向は荷重軸に対して約 15° 方向となる。しかし溶接金属に加工硬化があるとこの 15° 方向断面は加工硬化によって強度が増すため不安定条件を満たすのは垂直分力の大きなすなわち断面減少のよりいちじるしい断面、いわゆる荷重軸に対して大きな角度方向断面へと移動する。そしてこの断面は溶接金属の加工硬化率が大きな場合ほど断面減少のいちじるしい断面 (垂直分力の大きな断面) すなわち荷重軸に対して大きな角度方向断面となる。なおこのような溶接金属の加工硬化率が大きな場合ほど破壊面の方向が荷重軸に対して大きな角度方向になるということにより、Table 3 に示した従来の実験結果も次のように説明することができる。Table 3 に示した実験結果は二つのグループに大別することができる。すなわち溶接継手試験片を用いその破壊面の方向が荷重軸に対して約 $20^\circ \sim 30^\circ$ 方向のものと、模型試験片を用いその破壊面の方向が 45° 方向のものである。そして溶接金属の加工硬化率は一般に圧延鋼板のそれより小さいから溶接継手試験片を用いた場合の破壊面の方向が模型試験片の場合のそれより小さい角度方向になったものであろう。

なお写真 (d) に示した炭酸ガスアーク部溶接による C-Type 試験片の破壊が垂直板上でルート部と上止端部を結ぶ熱影響部に沿って生じているのは変形挙動の項で述べたと同様 C-Type 試験片では溶接金属の強度が母板のそれに比べていちじるしく高いためである。したがって溶接金属の強度と母板のそれとの組合せにより十字すみ肉溶接継手の破壊様相は変形挙動の場合と同様次の 3 つのタイプが考えられる。すなわち

[A] 溶接金属の強度が母板のそれに比べて同程度あるいはそれより低い場合は破壊はすみ肉溶接部で生じ、破壊面の方向は一般に荷重軸に対して約 $20^\circ \sim 45^\circ$ の方向となる。そして破壊面の方向は溶接金属の加工硬化率の大きな場合ほど荷重軸に対して大きな角度方向と

なる。

[B] 溶接金属の強度が母板のそれに比べていちじるしく高い場合は、垂直板上熱影響部に沿って剪断破壊をする。

[C] 貫通板の異方性が大きく、板厚方向に対して破壊を生じやすい場合は、貫通板上熱影響部に沿って剝離破壊をする。

2.3 すみ肉溶接継手の強度

2.3.1 降伏強度

Fig. 7 には各試験片の実のど断面平均降伏強度と脚長の関係を示している。図の縦軸には溶接金属の一軸引張り降伏強度との比すなわち強度比を示している。図中 ●印は文献 2 で示した模型試験片の結果を、△印は手溶接による A-Type 試験片の結果を、□印はサブマージアーク溶接による B-Type 試験片の結果を、○印は炭酸ガスアーク溶接による C-Type 試験片の結果を示している。また図中の実線は筆者らの導いた理論式³⁾ による計算値である。C-Type 試験片以外は、いずれもその降伏強度は計算値と非によく一致している。このことから筆者らの示した理論式は模型試験片のみでなく実際の十字すみ肉溶接継手の強度算定にも適用できることがわかる。なお C-Type 試験片のみが他と異なった値を示しているのは、溶接金属の降伏強度が母材のそれに比べて著しく高いため、全面降伏が溶接部で生じないで垂直板の熱影響部に沿って生じたためである (Fig. 5 (c) 参照)。したがってこのような溶接金属の強度が母板のそれに比べて著しく高い場合には筆者らの示した理論式を適用することができない。このような場合の強度については [2.3.3] で考察している。

Fig. 7 Yield strength of double Tee type fillet welded joint

2.3.2 最大強度

Fig. 8 には各試験片の実のど断面平均最大強度と脚

Fig. 8 Maximum strength of double Tee type fillet welded joint

長の関係を示している。図の縦軸には溶接金属の一軸引張り最大強度との比すなわち強度比を示している。図中●印は模型試験片の結果(文献2)を、△印は手溶接による A-Type 試験片の結果、□印はサブマージーク溶接による B-Type 試験片の結果、○印は炭酸ガスアーク溶接による C-Type 試験片の結果を示している。溶接金属の強度が母板のそれに比べて著しく高い C-Type 試験片の結果は降伏の場合と同様の理由で他の試験片結果と異なった傾向を示すが、A-Type 試験片および B-Type 試験片では模型試験片と同様、その強度は脚長の増加とともに低下し脚長がさらに大きくなるとほぼ一定値に近づいている。すなわち脚長の増加ともなう平均強度の低下する傾向は実際の十字すみ肉溶接継手においても現われている。しかし降伏強度に関しては溶接法にかかわらず強度比は同じ値を示していたにもかかわらず、最大強度に関してはその強度比は溶接法によって異なっている。すなわち継手の最大強度は溶接金属の一軸引張り強度との比すなわち強度比のみでは一義的に表わすことができない。強度比は A-Type 試験片、B-Type 試験片、模型試験片の順に高くなっており、これは溶接金属の最大荷重点までの一様さの大きさの順と一致している。すなわち加工硬化率の大きい場合は強度比は高くなり、これは筆者らの示した理論式と定性的に一致している。図中の破線は理論式にもとづく計算結果を示している。計算値は溶接金属の加工硬化指数 $n=0.215$ および $n=0.1$ の場合についてのものである。なお計算にあたってはすみ肉部のひずみはルート部切欠先端半径の中心からの距離に逆比例するとした。脚長が小さい場合には計算値は実験値より低い値を示しているが、脚長が大きくなると実験値とほぼ一致している。

2.3.3 十字すみ肉溶接継手の強度算定

前述の実験結果によれば継手の強度比は降伏強度と最大強度で異なっており、また最大強度についてはその強度比は溶接金属の加工硬化率および脚長によっても異なり非常に複雑となっている。しかし工業的な立場からすみ肉溶接継手の強度を考える場合には、その強度算定はより合理的であると同時により簡便に行なえるものでなければならない。そこで本項では降伏強度に対する強度比が最大強度のそれに対して、より簡単に算定することができ、かつその値が最大強度のそれに対して安全側にあるという点を考慮して十字すみ肉溶接継手の強度算定法を降伏強度に対する強度比にもとづいて考察する。

前述の実験結果からわかるように、十字すみ肉溶接継手の強度は溶接金属の強度と母板の強度との組合せにより Fig. 9 に示すように、[A] すみ肉溶接部の強度 (RA 断面強度)、[B] 垂直板の熱影響部に沿っての強度 (RB 断面強度)、[C] 貫通板の熱影響部に沿っての強度 (RC 断面強度) の3危険断面強度のうち最も低い強度によって定まると考えられる。そこで今垂直板の一軸引張り強度を σ_b 、貫通板の板厚方向の剝離強度を σ_h 、溶接金属の一軸引張り強度を σ_w とすると前述の3危険断面の強度はそれぞれ次のように与えられる。

Fig. 9

[A] すみ肉溶接部の強度

筆者らの示した理論式によると、すみ肉溶接部ののど断面平均強度は(1)式で与えられる。

$$\sigma = \sqrt{\frac{3 \sin^2 \psi + 1}{3 \cos^2 (\theta_f - \psi)}} \cdot \sigma_w \quad \dots\dots (1)$$

ただし $\tan \psi = \frac{1}{4} \tan \theta_f$

したがって、すみ肉溶接部の全のど厚を $2a$ とすると、単位溶接長当りのすみ肉溶接部の強度は(2)式で与えられる。

$$P_A = \sqrt{\frac{3 \sin^2 \psi + 1}{3 \cos^2 (\theta_f - \psi)}} \cdot \sigma_w \cdot 2a \equiv 2K_A \cdot \sigma_w \cdot a \quad \dots\dots (2)$$

[B] 垂直板の熱影響部に沿っての強度

Fig. 9 に示すようにすみ肉角度 θ_f のど厚 a とすると $RB = a / \cos \theta_f$ であるから、垂直板の剪断強度を $\sigma_b /$

$\sqrt{3}$ とすると、垂直板の熱影響部に沿っての単位溶接長当りの強度は (3) 式となる。

$$P_B = \frac{\sigma_b \cdot 2a}{\sqrt{3} \cos \theta_f} \equiv 2K_B \cdot \sigma_b \cdot a \quad \dots\dots\dots (3)$$

[C] 貫通板の熱影響部に沿っての強度

Fig. 9 において、 $RC = a / \sin \theta_f$ であるから貫通板の熱影響部に沿っての単位溶接長当りの強度は (4) 式である。

$$P_C = \frac{\sigma_h \cdot 2a}{\sin \theta_f} \equiv 2 \cdot K_C \cdot \sigma_h \cdot a \quad \dots\dots\dots (4)$$

$\theta_f = 30^\circ, 45^\circ, 60^\circ$ の場合について K_A, K_B, K_C の値をそれぞれ Table 4 に示している。したがって十字すみ肉溶接継手の単位溶接長当りの強度は、与えられた材料特性 $\sigma_w, \sigma_b, \sigma_h$ に対してそれぞれ $K_A \cdot \sigma_w, K_B \cdot \sigma_b, K_C \cdot \sigma_h$ を計算しその値の最小値に継手の全のど厚をかけることにより算定することができる。例えば最も多く実用されている等脚すみ肉溶接継手でその溶接金属の強度が母板のそれと同程度の場合には、継手の単位溶接長当りの強度は (5) 式となる。

Table 4

θ_f	K_A	K_B	K_C
30°	0.64	0.67	2.0
45°	0.73	0.82	1.42
60°	0.87	1.16	1.15

$$P = 0.73 \cdot \sigma_w \cdot 2a \quad \dots\dots\dots (5)$$

I I W 第15委員会が中心となっていくなれたすみ肉溶接継手の強度に関する実験結果から F.K. Ligtenberg⁹⁾ がすみ肉溶接継手の強度算定式として与えた (6) 式は

(5) 式に比較的近いが、前者は後者の約10%増しになっている。

$$P = 0.8 \cdot \sigma_w \cdot 2a \quad \dots\dots\dots (6)$$

3. 両面あて金すみ肉溶接継手の強度

3.1 実験

実験は以下に示す3種類の試験片を用いて行なった。すなわち薄板軟鋼板 (板厚 1.6 mm, 文献2の試験片と同一材) から機械加工により Fig. 10(a) に示す形状に製作した模型試験片 (D-Type 試験片), 使用材および溶接条件, 製作手順は A-Type 試験片 (手溶接) と全く同じとした全面あて金すみ肉溶接継手試験片 (E-Type 試験片, その形状を Fig. 10(b) に示す), および E-Type 試験片で母板とあて金の摩擦のみを取り除くためバンドソーでルート手前 5 mm まで切り込みを入れた F-Type 試験片 (Fig. 10(c)) の3種類の試験片を用いた。試験片の脚長 f はいずれの試験片 Type も 5 mm, 10 mm, 15 mm, 20 mm および 30 mm の5種類とした。実験は [2.1] で述べた十字すみ肉溶接継手試験片の場合と全く同様の手順で行なった。

3.2 実験結果

3.2.1 降伏強度

Fig. 11 に各試験片の実のど断面平均降伏強度と脚長の関係を示している。図の縦軸は溶接金属の一軸引張り強度との比すなわち強度比を示している。また図の右側縦軸には実際の溶接継手である E-Type 試験片および F-Type 試験片のど断面平均強度を示している。図中□印は模型試験片 (D-Type 試験片) の結果を, ○印は母板とあて金の間の摩擦を取り除いていない溶接継手試験

Fig. 10 Types of double strapped fillet welded joint specimen

Fig. 11 Effect of friction on yield strength of double strapped fillet welded joint

片 (E-Type 試験片) の結果を, ×印は母板とあて金の摩擦を取り除いた溶接継手試験片 (F-Type 試験片) の結果を示している. また△印は前述の十字すみ肉溶接継手試験片 (A-Type 試験片) の結果を示している. 図中実線は E-Type 試験片および F-Type 試験片の実験結果を結んだものであり, 破線は筆者らの導いた理論式による計算値である.

D-Type 試験片および F-Type 試験片の結果は A-Type 試験片の結果と同様, 破線で示した計算値と非常によく一致している. このことから母板とあて金の間に摩擦がない場合には, 両面あて金すみ肉溶接継手の強度は十字すみ肉溶接継手の強度と等しくなり, その値は筆者らの導いた理論式による計算値とよく一致することがわかる. すなわち不溶着部として存在する切欠の荷重軸に対する方向は継手の降伏強度には影響しないことがわかる. なお, F-Type 試験片で脚長が小さい場合にその強度が計算値より高くなったのは母板とあて金の摩擦の影響と考えられる. すなわち F-Type 試験片ではルート部近傍の形状を変えることなく母板とあて金の摩擦を取り除くことを目的としたため, ルート部手前 5 mm の位置までしか切り込みを入れなかった. そのため切り込み先端からルート部までの残り 5 mm の部分の摩擦の影響が存在し, この影響が脚長の小さい場合に相対的に大きく現われたものであろう.

両面あて金すみ肉溶接継手の強度に対して, 母板とあて金の間に存在する摩擦が大きく影響していることは E-Type 試験片の強度が D-Type 試験片および F-Type 試験片の強度よりかなり高いことから明らかであろう. すなわち摩擦の存在しない場合の強度比は 0.73 であるのに対して摩擦の存在する E-Type 試験片の強度比は約 1.0 で摩擦によりその強度は約 37%, のど断面平均強度にして約 10 kg/mm² 上昇している. 以上のことから, 両面あて金すみ肉溶接継手の強度が十字すみ肉溶接継手

のそれより高くなるのは, 母板とあて金の間に存在する摩擦が主原因であると結論することができる.

3.2.2 最大強度

Fig. 12 には実のど断面平均最大強度と脚長の関係を示している. 図の左側縦軸には強度比, 右側縦軸にはのど断面平均強度を示している. 図中○印は母板とあて金の間の摩擦を取り除いていない E-Type 試験片の結果を, ×印は摩擦を取り除くため切り込みを入れた F-Type 試験片の結果を, △印は十字すみ肉溶接継手 (A-Type 試験片) の結果を示している. なお, 模型試験片 (D-Type) は 1.6 mm という薄板でできているため最大荷重以前に座屈を生じてしまったのでその結果は示していない.

Fig. 12 Effect of friction on maximum strength of double strapped fillet welded joint

F-Type 試験片と A-Type 試験片の降伏強度には差がみられなかったにもかかわらず, 最大強度では差がみられ, F-Type 試験片の強度は A-Type 試験片のそれよりやや高い値を示している. これは十字すみ肉溶接継手の最大強度が変形にともなう断面減少と加工硬化の相殺による不安定現象によって定まると考えることが出来るのに対し, あて金すみ肉溶接継手の最大強度は溶接金属の剪断特性にも影響され, いわゆる不安定現象のみで最大強度が定まっていなかったためであろう. すなわち不溶着部として存在する切欠の荷重軸に対する方向は最大強度には多少影響していることがわかる. しかし, F-Type 試験片と A-Type 試験片の強度差は, E-Type 試験片と F-Type 試験片の強度差すなわち母板とあて金の間に存在する摩擦による強度増加に比べるとあまり大きくはない. このことから降伏強度と同様最大強度に関しても, 両面あて金すみ肉溶接継手の強度が十字すみ肉溶接継手の強度より高くなるのは母材とあて金の摩擦が主原因であるといえよう.

以上に示した実験結果より, 一般にあて金すみ肉溶接

継手の強度が十字すみ肉溶接継手のそれより高くなる主原因は母板とあて金の間に存在する摩擦であることが明らかになった。しかし、この摩擦が強度におよぼす影響は母板とあて金の表面状態あるいは溶接施工の順序、方法などによって大きく異なり、これを定量的に取り扱うことは非常にむづかしいことであろう。したがって両面あて金すみ肉溶接継手の強度を設計の立場から考える場合は、簡単でかつ安全側であることを考慮して、摩擦による強度増加は期待しない方がいいであろう。すなわち両面あて金すみ肉溶接継手の強度は十字すみ肉溶接継手の場合と同様(2)式、(3)式、(4)式を用いて算定するのが妥当であろう。なお I I W 第15委員会が中心となつて行なつた膨大な実験結果から導かれた実験式(6)式は摩擦が期待できるような両面あて金すみ肉溶接継手に対してはじゅうぶん安全側の強度を与えている。

4. 部分的に軟硬質部を含む十字すみ肉溶接継手の強度

4.1 実験

溶接金属の機械的特性が一樣でなく、すみ肉溶接部が部分的に軟質(低強度)あるいは硬質(高強度)溶接金属であるような十字すみ肉溶接継手試験片の形状を Fig. 13 に示している。試験片は SM 41 を母材に用い、ル

Fig. 13 Specimen design

ート部を軟鋼用溶接棒、表層部を 60 kg/mm² 級高張力鋼用溶接棒を用いたいわゆる部分的に硬質部を含む G-Type 試験片と、母材に HT 80 材を用い、ルート部を 50 kg/mm² 級高張力鋼用溶接棒、表層部を 80 kg/mm² 級高張力鋼用溶接棒を用いたいわゆる部分的に軟質部を含む H-Type 試験片の 2 種類とした。試験片の溶接は溶接電流 230 A、電圧 25 V 速度 15 cm/min の手溶接で行なつた。使用溶接棒および溶接金属の強度を Table

Table 5 Mechanical properties of weld metal

Specimen	Weld Metal	Electrode	Y.S. (kg/mm ²)	T.S. (kg/mm ²)
G-Type	Soft	TB-24	36.2	43.8
	Hard	LB-62	56.4	67.9
H-Type	Soft	LB-52	49.5	60.0
	Hard	LB-116	70.0	86.0

5 に示している。なお本論文では、ルート部の軟鋼用溶接棒および 50 kg/mm² 級高張力鋼用溶接棒で溶接された部分を軟質部、表層部の 60 kg/mm² 級および 80 kg/mm² 級高張力鋼用溶接棒で溶接された部分を硬質部と呼ぶことにする。なお G-Type 試験片の引張りおよびすみ肉溶接部の変形挙動の観察は〔2.1〕で述べたと同様の方法で行なつた。また、H-Type 試験片の引張りは 30 ton アムスラー試験機で行なつた。

4.2 実験結果と考察

部分的に硬質部を含む G-Type 試験片で得られた実験結果を Fig. 14 に示している。図の縦軸にはのど断面平均強度を、横軸には軟質部の脚長 A' を示している。 $A'=0$ の場合すなわちすみ肉溶接部がすべて硬質部であるような継手の強度は軟質部脚長が 5 mm ($A'=5$ mm) である継手の強度とほぼ等しいが、軟質部脚長が 5 mm ($A'>5$ mm) 以上となると継手の強度は軟質部の増加とともに直線的に減少している。このことから、このような継手の強度は(7)式で与えられることがわかる。

Fig. 14 Mean stress in throat area at general yield and maximum load

$$\sigma = K \cdot \frac{\sigma_s \times A' + \sigma_H \times (A - A')}{A} = K \cdot \sigma_{we} \dots \dots (7)$$

ただし σ_s : 軟質部の一軸引張り強度

σ_H : 硬質部の一軸引張り強度

K : 比例定数

A : 全脚長 (=20 mm)

A' : 軟質部の脚長

(7) 式において, σ_{we} をすみ肉溶接金属の等価一軸引張り強度と定義すると比例定数は強度比と考えられる. 強度比と A' の関係を図示したものを Fig. 15 に示している. Fig. 15 に示した強度比は降伏強度については約 0.73, 最大強度については約 0.75 となっており, これは Fig. 7, Fig. 9 で得られた値とよく一致している. このことから溶接金属の機械的特性が様でないような十字すみ肉溶接継手においても, (7) 式で示すような等価一軸引張り強度 σ_{we} を定義するとその強度は, 溶接金属が同様であるような継手の強度の場合と全く同様に考えることができる. すなわち継手強度は (2) 式において σ_w のかわりに σ_{we} を代入することによって計算することができる. なお Fig. 15 で $A'=0$ の場合のみの強度比が低い値となっているのは, Fig. 16 に示す全

Fig. 15 Relation between strength and A

面降伏状態におけるすみ肉溶接部のひずみ分布より明らかであろう. すなわち $A'=0$ mm 以外の場合には全面降伏はすみ肉溶接部でルート部から部荷重軸に対して約 15° 方向断面で生じているのに対し, $A'=0$ の場合は垂直板上でルート部と上止端部を結ぶように生じており, これは (2.2.1) で示した C-Type 試験片の挙動と全く同じである.

Fig. 17 には部分的に軟質部を含む H-Type 試験片で得られた実際結果を示している. 図中実線は (7) 式を用いての計算値である. なお計算にあたって強度比 K は降伏強度については 0.73, 最大強度については 0.75 とした. 計算値と実験値はほぼ一致している. このことから高張力鋼を用いた部分的に軟質部を有する十字すみ肉溶接継手の強度計算においても (2) 式, (3) 式, (4) 式および (7) 式が適用できることがわかる.

Fig. 17 Mean stress in throat area at general yield and maximum load

Fig. 16 Axial strain(%) distribution at general yield

5. 部分とけみ溶接継手の強度

5.1 部分とけみ溶接継手の強度に関する考察

Fig. 18 に示すようなとけみ量 p なる部分とけみ溶接継手に脚長 f および f' なる補強すみ肉をつけた継手の強度を考える. このような継手はとけみ量 p

Fig. 18

で脚長 f および f' なる不等脚十字すみ肉溶接継手と考えることができる。したがって、このような継手の強度はすでに筆者らが示したように、すみ肉角度 θ_f と上止端からとけこみ量 p をのぞむ角 θ_p により一義的に定まり、継手のど断面（ルートからすみ肉表面までの最短距離断面）平均降伏強度は理論的に（８）式によって与えられる。

$$\left. \begin{aligned} &\theta_p \leq \tan^{-1} \left\{ \frac{1}{4} \tan \theta_f \right\} \text{ の場合} \\ &\sigma = \sqrt{\frac{3 \sin^2 \psi + 1}{3 \cos^2 (\theta_f - \psi)}} \cdot \sigma_w \\ &\text{ただし } \tan \psi = \frac{1}{4} \tan \theta_f \\ &\tan^{-1} \left\{ \frac{1}{4} \tan \theta_f \right\} \leq \theta_p \leq \theta_f \text{ の場合} \\ &\sigma = \frac{1}{\cos(\theta_f - \theta_p)} \sqrt{\frac{3 \sin^2 \theta_p + 1}{3}} \cdot \sigma_w \\ &\theta_f \leq \theta_p \leq 90^\circ \text{ の場合} \\ &\sigma = \sqrt{\frac{3 \sin^2 \theta_p + 1}{3}} \cdot \sigma_w \end{aligned} \right\} \dots\dots (8)$$

なお、最大強度は溶接金属の一軸引張り強度以外に材料の加工硬化率あるいはどの厚寸法にも影響され、取り扱いが非常に複雑となる。したがって（２．３．３）で述べたように設計の立場から安全側にあり、かつ取り扱いが簡単であるということから本節では最大強度に関しても（８）式を適用することにする。

種々の θ_f に対して（８）式を用いて計算したのど断面平均強度と θ_p の関係を Fig. 19 に示している。図の縦軸は溶接金属の一軸引張り強度 σ_w との比、すなわち強度比を示している。同じ θ_f に対して、強度比は θ_p が大きいほど大きくなっている。すなわち補強すみ肉の脚長に対してとけこみ量が大きい継手ほどのど断面平均強度は高くなることがわかる。

Fig. 19 Effect of depth of penetration on strength

実際に溶接継手が耐えうる荷重はのど断面平均強度とのど断面積との積で与えられるから、継手の単位溶接長当りの降伏荷重および最大荷重は（９）式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} &\theta_p \leq \tan^{-1} \left\{ \frac{1}{4} \tan \theta_f \right\} \text{ の場合} \\ &P = 2(p+f) \sin \theta_f \sqrt{\frac{3 \sin^2 \psi + 1}{3 \cos^2 (\theta_f - \psi)}} \cdot \sigma_w \\ &\text{ただし } \tan \psi = \frac{1}{4} \tan \theta_f \\ &\tan^{-1} \left\{ \frac{1}{4} \tan \theta_f \right\} \leq \theta_p \leq 90^\circ \text{ の場合} \\ &P = 2\sqrt{p^2 + f^2} \cdot \sqrt{\frac{3 \sin^2 \theta_p + 1}{3}} \cdot \sigma_w \end{aligned} \right\} \dots (9)$$

（９）式を種々のとけこみ量 p に対して計算したものを Fig. 20 に示している。図は等脚補強すみ肉（ $\theta_f = 45^\circ$ ）を有する継手についてのものである。実用の部分とけこみ溶接継手では補強すみ肉はほとんどの場合等脚であろう。Fig. 20 の右側横軸には補強すみ肉の脚長 f を示し、図中にはとけこみ量 p の値を示している。縦軸には継手の単位溶接長当りの耐えうる荷重 P と溶接金属の強度 σ_w の比を示している。一方、左側横軸には継手の単位溶接長当りの耐えうる荷重を示している。したがって、今一例として 50 kg/mm^2 の強度を有する溶接金属を用いて、単位溶接長当り 20 ton/cm の荷重に耐え得る部分とけこみ溶接継手が得たい場合、とけこみ量 16 mm が得られる開先加工を行なって溶接するならば図中 $D' \rightarrow C' \rightarrow B' \rightarrow A'$ とたどることによって脚長約 14 mm の補強すみ肉をつければよいことがわかる。

5.2 強度に関する実験的検討

前述の強度に関する考察の妥当性を実験的に検討する。（８）式によって与えられる理論強度が妥当な値であることは、ほぼ均質材と考えられる薄板軟鋼板から機械加工により製作した模型試験片を用いて確かめている。しかし、この値が実際の溶接継手に対しても妥当な値であるかどうかは疑問となるところである。そこで次に実際の溶接継手試験片を用いて（８）式による理論強度の妥当性を検討する。

使用材料および溶接条件は前述の A-Type 試験片と全く同じとして、Fig. 21 に示す形状の溶接継手試験片を製作して実験を行なった。なお、試験片の溶接にさきだてて所定のとけこみ量 p が得られるように垂直板に Fig. 22 に示すような開先加工を行なった。各試験片番号と試験片各部の公称寸法を Table 6 に示している。

Fig. 23 には得られた実験結果を示している。図は実のど断面平均強度と θ_p の関係を示している。なお、実のど断面および θ_p の値は載荷にさきだてて試験片断面

Fig. 20 Diagram for evaluation of the strength of partial penetration groove welded joint

Fig. 21 Specimen design

Fig. 22 Sketch of edge preparation

Table 6 Strength of partial penetration groove welded joint

Specimen	p(mm)	f(mm)	θ_p	Yield load (ton/cm)		Maximum load (ton/cm)	
				experiment	calculated	experiment	calculated
I-1	12	0	90°	8.9	6.4	11.2	11.0
I-2	5	5	45°	3.8	2.7	4.8	4.8
I-3	10	5	63.5°	7.5	4.8	8.6	8.5
I-4	12	5	67.4°	9.1	6.6	11.3	11.2
I-5	5	10	26.6°	5.3	3.4	6.9	6.1
I-6	10	10	45°	7.6	5.6	9.6	10.0
I-7	13	10	52.5°	9.4	7.4	12.3	12.8
I-8	14	10	54.5°	9.2	7.6	13.5	13.5
I-9	5	15	18.4°	6.3	4.6	8.8	8.2
I-10	10	15	33.5°	8.7	5.8	11.5	10.5
I-11	5	20	14.1°	8.3	5.7	11.3	10.2
I-12	10	20	26.6°	10.6	7.3	13.8	13.0

にマクロエッチを施し測定したものである。実際の溶接継手においても強度は、とけこみ量あるいは補強すみ肉の脚長の絶対値には関係なく、 θ_p のみによって一義的に定まることがわかる。図中実線は(8)式による計算値である。 θ_p が小さい場合には実験値と計算値はよく

一致しているが、 θ_p が大きくなると実験値は計算値より低い値となっている。 θ_p が大きくなると実験値が理論値より低くなるのは、 θ_p が大きくなり溶接部強度が高くなると、貫通板の熱影響部に沿って剥離破壊を生ずるためであろう。すなわち Photo. 2 にその一例を示す

Fig. 23 Effect of depth of penetration on strength

Photo 2 Fracture appearance

ように、 θ_p が大きくなるとルート部に発生したクラックが貫通板の熱影響部に沿って進展し (写真 (a)) その後、溶接金属部に進展するような破壊となり均質材のそれとは異なっている。理想的な模型継手と異なり実際の溶接継手では熱影響部などの材質的不連続の存在、あるいはとけこみ量の大きさや溶接の難易による溶接金属の強度変化によって継手強度が理論値ほど高くなかったものであろう。特に θ_p が大きい場合に、この傾向が著しく、したがって (8) 式を用いて実際の部分とけこみ溶接継手の強度を算定する場合にはこの点をじゅうぶん考慮しておく必要がある。

ところで実用の継手ではどの断面平均強度よりもむしろその継手がどれだけの荷重に耐えうるかがより重要な問題となるであろう。そこで次に、この点に関して検討する。Table 6 に示す各試験片の公称寸法を有する継手の単位溶接長当りの耐えうる荷重を Fig. 20 に示す線図から求めたものを Table 6 に示している。この場合、試験片は SM 41 材を用いて製作しているから、J I S 規格にしたがって降伏荷重については $\sigma_w = 23 \text{ kg/mm}^2$ 、最大荷重については $\sigma_w = 41 \text{ kg/mm}^2$ を用いている。なお、Table 6 には実際の溶接継手試験片で得られた実験結果も同時に示している。ほとんどの試験片について実

験値は Fig. 20 の線図より求めた荷重より高い値を示している。一般に実用の溶接継手では溶接金属の強度は母材のそれより高い値を示すから、溶接金属の強度として使用母材の規格強度を用いることにより Fig. 20 の線図から求めた継手の耐え得る荷重は実験値に対して安全側となる。このことから、実際の部分とけこみ溶接継手の強度を Fig. 20 に示す線図を用いて算定することは実用的には、ほぼ妥当であることがわかる。ただし θ_p が大きな場合にどの断面平均強度が理論値よりかなり低い値となっていること、さらに軟鋼以外の材料を用いた継手に対しても適用できるかどうか等、まだ多くの問題点が残っており、部分とけこみ溶接継手については今後さらに系統だった研究を行なう必要がある。

6. 結 論

前面すみ肉溶接継手の変形挙動と強度について実際の溶接継手試験片を用いて検討を行ない、筆者らの示した理論解析が実際の溶接継手の強度算定にどのように適用できるかを考察した。本研究で得られた結論の要点を列挙すると次の通りである。

- 1) 実際の十字すみ肉溶接継手の全面降伏状態および最大荷重状態における変形挙動は母板強度と溶接金属の強度とのかねあいにより三つの型に大別できる。すなわち [A] 主としてすみ肉溶接部が大きく変形する場合、[B] 垂直板が熱影響部に沿って大きく変形する場合、[C] 貫通板が熱影響部に沿って大きく変形する場合である。なお [A] 型の変形挙動を示す場合には、その変形挙動は溶接継手においても模型継手のそれとほとんど差が認められない。(Fig. 5, Fig. 6 参照)
- 2) 実際の十字すみ肉溶接継手の破壊様相は変形挙動と同様、三つの型に大別できる。すなわち [A] すみ肉溶接部で破壊する場合、[B] 垂直板の熱影響部に沿って剪断破壊する場合、[C] 貫通板の熱影響部に沿って剝離破壊する場合である。そして [A] 型のすみ肉溶接部で破壊する場合、その破壊面の荷重軸に対する方向は溶接金属の加工硬化特性によって異なる。すなわち、溶接金属の加工硬化率が大きい場合ほど破壊面の方向は荷重軸に対して大きな角度方向となる。(Photo. 1 参照)
- 3) 筆者らの導いた理論解析は実際の溶接継手の強度算定に対しても、ほぼ適用できることが明らかとなった。(Fig. 7, Fig. 8 参照)。そしてこの結果から求めた十字すみ肉溶接継手の強度算定式は、Ligtenber が I I W に提案した設計式よりも約 10% 低い値を与える。

- 4) 両面あて金すみ肉溶接継手の強度が十字すみ肉溶接継手の強度より高くなるのは, 不溶着部として存在する切欠の荷重軸に対する方向性の違いというよりむしろ母板とあて金との間に存在する摩擦力が主原因である. (Fig. 11, Fig. 12 参照)
- 5) 部分的に軟硬質部を含む十字すみ肉溶接継手の強度はすみ肉溶接部を構成する溶接金属のそれぞれの占める面積を考慮した平均強度, すなわち等価一軸引張り強度を定義することにより, 溶接金属が一樣である場合と全く同様に考えることができる. (Fig. 14, Fig. 15, Fig. 17 参照)
- 6) 部分とけこみ溶接継手の強度は上止端からとけこみ量をのぞく角 θ_p により一義的に定まる. そして, その強度は θ_p が小さい場合には筆者らの求めた理論強度とよく一致するが, θ_p が大きな場合は理論値よりも低くなっている. (Fig. 23 参照). また, 筆者らの示した方法によって部分とけこみ溶接

継手の単位溶接長当たり耐えうる荷重を簡単に推定できることが明らかとなった. (Fig. 20, Table 6 参照).

参 考 文 献

- 1) 佐藤他: “引張りをうける十字すみ肉溶接継手の変形挙動と強度 (第1報)”. 溶接学会誌, Vol. 41 (1972) No. 3
- 2) 佐藤他: “引張りをうける十字すみ肉溶接継手の変形挙動と強度 (第2報)”. 溶接学会誌, Vol. 41 (1972) No. 4
- 3) 佐藤他: “局部収縮理論にもとづくすみ肉溶接継手の強度解析”. 溶接学会誌, Vol. 41 (1972) No. 4
- 4) Von der EB: “The testing of end fillet welds”, Fourth Congress, Preliminary Publication IABSE pp. 459~474
- 5) 仲他: “前面隅肉溶接の破壊機構と強度について”. 溶接学会誌, Vol. 34, No. 4, (1965) pp. 417~425
- 6) 鶴田他: “大型隅肉溶接の強度について”. 溶接学会誌, Vol. 25, No. 8, (1956) pp. 460~463
- 7) 大谷他: “T型すみ肉接手の剛性”. 溶接学会誌, Vol. 26, No. 6, (1957) pp. 406~411
- 8) 大谷他: “溶接継手の静的強度 (第1報)”. 溶接学会誌, Vol. 38, No. 3, (1969) pp. 261~271
- 9) F.K. Ligtenberg: “International Test Series, Final Report”, IIW, Comm. XV, Doc. XV-247-68

国際溶接学会 (IIW) 第 II 委員会 1971 年度版文献集の頒布案内

アーク溶接を研究テーマとする, I I W 第 II 委員会へ1971年度に各国より提出された, 全文献を収録しました標記文献集を頒布致しますので, ご案内申し上げます.

I I W 第 II 委員会は, 本委員会の下に, 下記の4つの分科会をもち, 各々, 最新の研究が発表され, また, 情報交換がされております.

A分科会 (溶着金属の冶金研究) B分科会 (アーク溶接機の試験と測定) C分科会 (溶着金属の試験と測定) E分科会 (電気溶接棒の分類)

これらの文献は, 有益なものがく, しばしば, 引用参考されておりますので, 是非座右に備え, ご活用されることを期待致します.

<概 要>

1. 内 容 I I W 第 II 委員会に提出された, 論文, 調査報告, 討議記録など, 1971年度分を収録 (文献リストを参照して下さい).
2. 体 裁 A4 版, 青焼, クロス巻上製本, 全2冊, 本文884ページ, 目次7ページ.
3. 頒 価 全2冊 (上・下) 13,500円 (送料を含む)
4. 申込方法 当委員会所定の申込用紙を使って下さい. (用紙は事務局にあります.)
5. 申 込 先 東京都千代田区神田佐久間町1-11
〒101 (社) 溶接学会内 J I W 第 II 委員会
6. 代金払込方法
・現金・小切手は, 申込先.
・銀行振込は, 三和銀行岩本町支店
(社) 溶接学会内 日本溶接会議 (J I W) 第 II 委員会
普通預金口座 No. 31418
7. そ の 他 文献発送は, 申込みを受付けた翌月中旬頃になります.