

## FRP 積層T型継手における隅肉の有効性

山崎 福太郎\* 青木 義則\*

### Effectiveness of Matting-in T-Type Connections of FRP Laminates

By

Fukutaro YAMAZAKI and Yoshinori AOKI

#### Abstract

The FRP laying-up of matting-in connection forming T-type is to be secondary bonds depending on the reinforcement each other.

These matting-in angles are simplified by built-in I-beams formed flange and web, and thickness of web and width of fillet-leg are varied.

The results obtained from these experiments can be summarized as follows:

(1) The dimensional effect on a leg of fillet depends on  $\sigma_m/\sigma_0$  (stress diminution factor).

Where  $\sigma_0$  gives maximum bending stress at the top of flanges in the solid I-beam, and  $\sigma_m$  gives decrease of stress owing to adherent matting-in angles.

The values 0.4~0.6 of this factor  $\sigma_m/\sigma_0$  are suitable and conditions are obtained in 0.5~0.6 of the factor  $a/(h_1/2)$ .

Where  $a$  represents the leg of fillet and  $h_1$  is the effective web height.

$\sigma_m$  becomes excessive in case of below 0.5, and  $\sigma_m$  decreases, in above 0.7, but these are not of practical use.

(2) It is proved that the legs of fillets are to be reasonable dimensions when they are 35~50 millimetres.

#### 1. ま え が き

FRP板によって構成されるI型組立ばりはリベットによる結合が実用性に乏しく、また鋼構造のように完全な溶接もできない。したがってFRP板による直交組立継手はジョイント部を積層隅肉(マットイン)によって結合し、この部分の補強と樹脂同士の硬化に頼らざるを得ない。

このような結合継手はFRP構造物、例えばFRP小型船舶(救命艇を含む)等における部材構成にしばしば用いられている。艇側外板と空気箱サイドベンチ、外板と肋板等の直交接合箇所は、すべてこのマットインによって結合されている。

われわれは隅肉を有する継手様式をFRPフランジおよびウェブから成るI型ばりに単純模型化し、ウエ

ブの板厚および隅肉の脚長・板厚を変えた試験体により、隅肉の寸法効果を調べるため、曲げ試験による研究を行なった。

これらの実験結果から、FRP板組立ばりにおける積層隅肉の適正寸法、強度および、その有効性を求めた。

#### 2. 試験体の形状および変数

試験体の形状はFRP板の組立I型ばりとして、便宜上断面の高さ  $h$ 、幅  $b$  およびフランジ板厚  $t_f$  を一定にし、次のような寸法のものを用いた。

(1) ウェブの板厚  $b_1$  は5mmおよび7mmとし、5mm厚のものはM-605×3枚の積層、および7mm厚はM-455×1枚+M-605×4枚でともにハンドレイアップによるFRP積層板である。

\* 大阪支所 原稿受付：昭和47年6月7日

Table 1 Two shapes and variables of specimens (design)

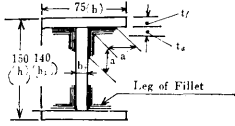
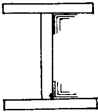
Shape																						
Items	Kindness	Both Faces Fillets																one side Fillet				
Const.	Flange	$b$	75																75			
	Height	$h$	150																150			
	Thick. Flange	$t_f$	5 (M600+M600+M600)																5 (as left)			
	Effect. Height	$h_1$	140																140			
Vari.	Thick. Web	$b_1$	5 (M600+M600+M600)								7 (M450+M600+M600+M600+M600)								as left			
	T. Fillet	$t_a$	3			5			3			5			7			3—7				
	Leg Fillet	$a$	25	35	45	25	35	45	25	35	45	25	35	45	25	35	45	25	35	—	35	45
		$a'$	"	"	35	"	"	35	"	34	"	"	34	"	"	34	34	"	"	—	34	34
Specimen No.		F-2	F-3	F-4	F-5	F-6	F-7	F-8	F-9	F-10	F-11	F-12	F-13	F-14	F-15	F-16	F-17	F-18	—	F-30	F-31	

Table 2 Compositions of FRP laying-up plates and strength, elastic constants

Items	nomen- clat.	Thick. comps. Unit	FRP laminates			
			3 mm	5 mm	7 mm	
			M600+M600	M600+M600+M600	M450+M600+M600 +M600+M600	
Tensile strength	$\sigma_t$	kg/mm <sup>2</sup>	6.4	6.8	8.0	
compression St.	$\sigma_c$	kg/mm <sup>2</sup>	—	—	—	
Bending St.	$\sigma_b$	kg/mm <sup>2</sup>	12.4	12.8	15.2	
Elastic modulus	Tension	$E_t$	kg/mm <sup>2</sup>	940	940	940
	Bending	$E_b$	kg/mm <sup>2</sup>	622	607	653
Shearing Strength (Double shear)	$\tau_d$	kg/mm <sup>2</sup>	6.25	6.24	6.29	
Poisson's ratio	$\gamma$	—	0.30	0.30	0.38	
Glass content	$G$	%	26—27	26—27	28—29	

Remarks; (1) Tests of the material carried out according to JIS K 6911.

(2) Above values are test-results of which test-pieces cut off from testing bodys.

(2) 隅内の板厚  $t_a$  は、3、5 および 7 mm とし、3 mm 厚は M-605 × 2 枚で構成し、5 および 7 mm のものは(1)と同じ構成にした。

(3) 隅内の脚長  $a$  は 25、35 および 45 mm の 3 種類とし、これらを変数にとった試験片の個々の形状と計測寸法は Table 1 に示すとおりである。

また、実際の FRP 工作物（構造物）によっては直交継手が片面に限る（ボックス型断面における内面の隅肉等）場合もあるので、これらを対象とした試験片についても実験を行なった。

### 3. FRP 板素材の機械的性質

組立ばりを構成している FRP 板の各種材料試験を行なった結果、Table 2 の成績が得られた。

### 4. 継手部分の接着面応力

いま、リベットによって結合されている I 型ばりを曲げた場合、フランジがウェブにそって滑ると、リベットがフランジからウェブに伝える力は、

$$S = \frac{\Delta M}{I_z} \int y dA$$

ここで  $\Delta M$  は例えばリベット心距  $e$  の両端面での曲げモーメントの差を表わし、 $I_z$  は中立軸に対する断面 2 次モーメント、積分はフランジ面積の中立軸に対するモーメントである。またリベット断面のせん断力を  $V$  とすると、

$$\Delta M = Ve$$

となり、フランジがウェブにそって滑ると、リベットはウェブの両側面でせん断力を受けることになるから、せん断力がこの両面に等分して働くとする、リベットのせん断応力は、

$$\tau_n = \frac{S}{\frac{2\pi d^2}{4}} = \frac{2Ve}{\pi d^2 I_z} \int y dA \quad (1)$$

しかし FRP の接着継手はリベットではなく、積層、隅肉によって結合されているため、隅肉接着シャーにおきかえねばならない。そこでこの場合、上記  $e$  を接着面の単位長さ当たりにおきかえれば、

$$S = 2e a \tau_f \quad (2)$$

ここで  $a$  は隅肉脚長とし、また  $\tau_f$  は隅肉とウェブ層間の曲げによって生じる平均接着せん断応力と見做した（仮定・1）。ただし、この層間に起るシャーは接着界面にのみ起るものとし、FRP の層間剝離の影響等は無視した（仮定・2）。

そこで、(1)式に、(2)式を代入して、 $\tau_f$  を求めれば、

$$\tau_f = \frac{V}{2al_z} \int y dA \quad (3)$$

このようにして、曲げによる接着面での隅肉せん断応力の平均値は上式によって与えられると仮定した。ウェブがフランジと隅肉を介して滑るに要する最大力は、ウェブ板に対して隅肉が両面（または片面）からストラップされているダブルシャーとシングルシャーに対応するはずである。つまりフランジ-隅肉-ウェブに伝えることのできるせん断力の限度と見做せるか

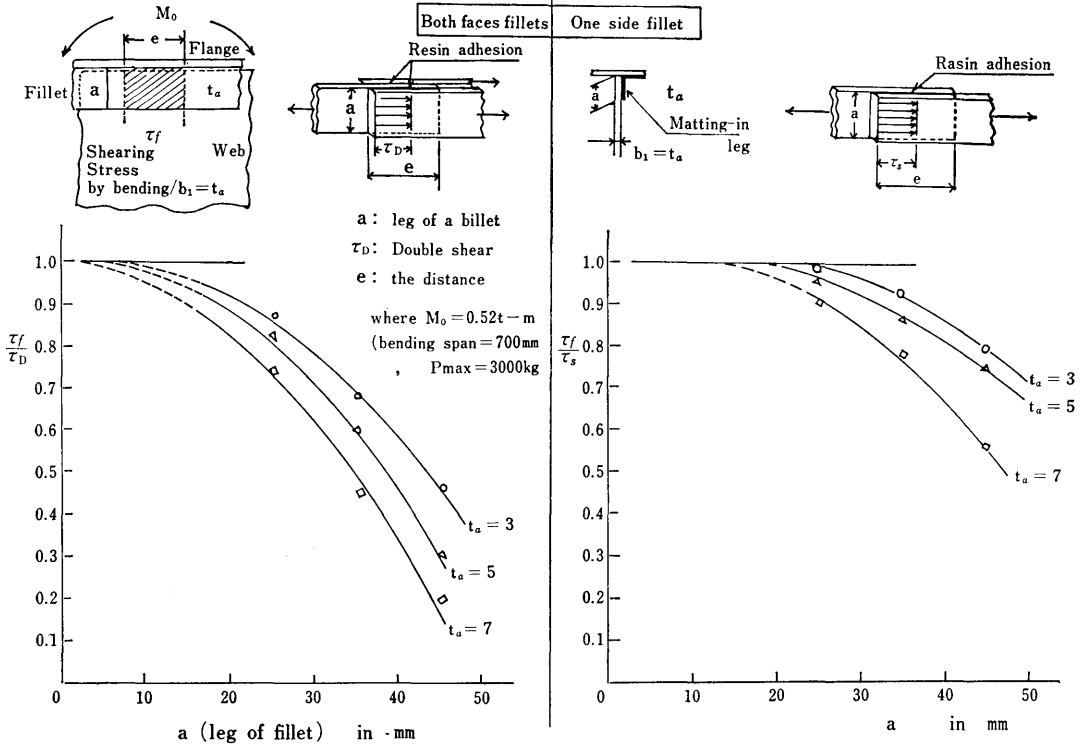


Fig. 1 Ratio of  $\tau_f/\tau_D$  or  $\tau_f/\tau_s$  versus leg of fillet ( $a$ )

ら、このせん断力の限界値（平均応力で  $\tau_D$  または  $\tau_s$ ）を実験的に求め、計算による  $\tau_f$  と比較し、とくに、隅肉の厚みおよび脚長によってその関係がどのように影響するかを調べた。

引張せん断（ダブルシャーまたはシングルシャー）と隅肉接着面シャーの関係を Fig. 1 に示す、即ち接着が両面の場合、脚長  $a$  のときの計算による  $\tau_f$  は幅  $a$  で長さ  $l$  の接着面を有する引張試験片 (Fig. 1) でのダブルシャーのせん断応力  $\tau_D$  より小さくなっている。もし逆の場合は、隅肉の用をなさないことになる。

$t_a$ （脚長の板厚）= 5mm および  $b_1 = 5\text{mm}$  の試験片についていえば、 $a = 35\text{mm}$  では  $\tau_f/\tau_D = 0.6$ 、 $a = 45\text{mm}$  では  $\tau_f/\tau_D = 0.3$  に近い値となる。この比は  $a = 25\text{mm}$  では 0.8~0.9 となり、 $\tau_f$  に近づくので望ましくないといえる。また、片面接着の場合は、Fig. 1 の左図に示すように、 $\tau_f$  に対する  $\tau_s$  の比が全般に、両面の場合より 1 に近い値になるので、片面のみによる接着はなるべく避けた方がよい。

### 5. 曲げによる I 型断面の応力

曲げは、両端支持、中央集中荷重（3点曲げ）として、すべての試験片に対して曲げモーメントを一定に

し、曲げ条件は、梁の最大曲げモーメント  $M_0 = 0.52t - m$ 、スパン = 700 mm、最大荷重 = 3 ton とした。

この程度の I 型ばり曲げ実験では、梁理論が適用されるものとして、梁に生ずる最大曲げ応力  $\sigma_m$  とウェブの最大せん断応力  $\tau_m$  および平均せん断応力  $\tau_a$  等を計算により求め、応力は抵抗線歪計によって計測した。とくに断面のせん断応力を求めるため直角 3 軸ロゼットタイプ<sup>2)</sup>も併用し、各断面の応力分布を求めた。

両面接着隅肉の代表的なもの 3 種類につき、応力分布を Fig. 3 に、また片面隅肉のもの 3 種の応力分布を Fig. 4 にそれぞれ示した。また一例として中央集中荷重による曲げ試験における測定歪と荷重との関係の一例を Fig. 2 に示した。

中央集中荷重、3 ton ( $M_0 = 0.52t - m$ ) の場合、梁の応力分布は計算値とほぼ一致する。ただしせん断力はウェブの幅がフランジの幅に較べて小さいときはせん断応力の最大値と最小値はあまり大差がなく、ウェブのせん断応力は近似的に等分布することになる。ウェブの最大せん断応力を近似的に求めるにはウェブに分布するせん断応力の合力が大體  $V$  に等しく、ウェブがほぼせん断力を負担するものとしてとりあつかえ

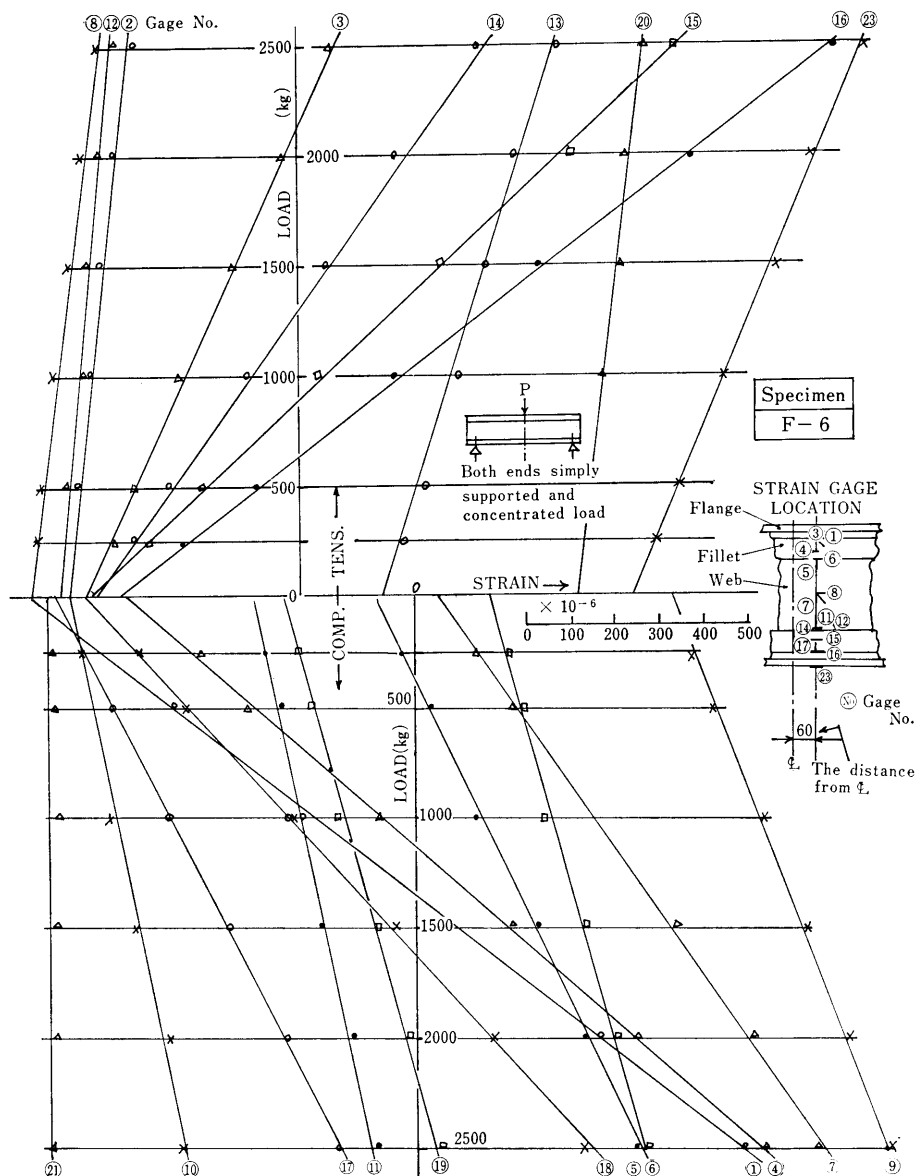


Fig. 2 Load-strain curve

る。したがってせん断力をウェブだけの断面積で割った平均応力  $\tau_a$  も図に併記した。

## 6. 実験結果

### 6.1 ダブルシャー（またはシングルシャー）と隅肉シャーとの関係

隅肉の板厚  $t_a$  を増し、脚長  $a$  が大きければ、隅肉接着シャー  $\tau_f$  はダブルシャー  $\tau_D$  と比較して小さい。(Fig. 1 参照)

$a=35\text{mm}$  および  $t_a=b_1=5\text{mm}$  ならば、 $\tau_f$  はダブルシャーの 0.6 程度になり、 $a=45\text{mm}$  ならば、 $\tau_f=0.3$  に近く、 $a=25\text{mm}$  では接着力が充分でないと考えられる。また片面隅肉はシングルシャー  $\tau_s$  と対応するが、 $\tau_f$  に余裕が少ないため、片面のみの接着はなるべく避けた方がよい。

### 6.2 最大曲げ応力 $\sigma_m$ と脚長 $a$ の関係

Fig. 5 において、 $\sigma_0$  とは隅肉のない、一体の理想的 I 型ばりにおける最大応力を意味し、また  $\sigma_m$  と

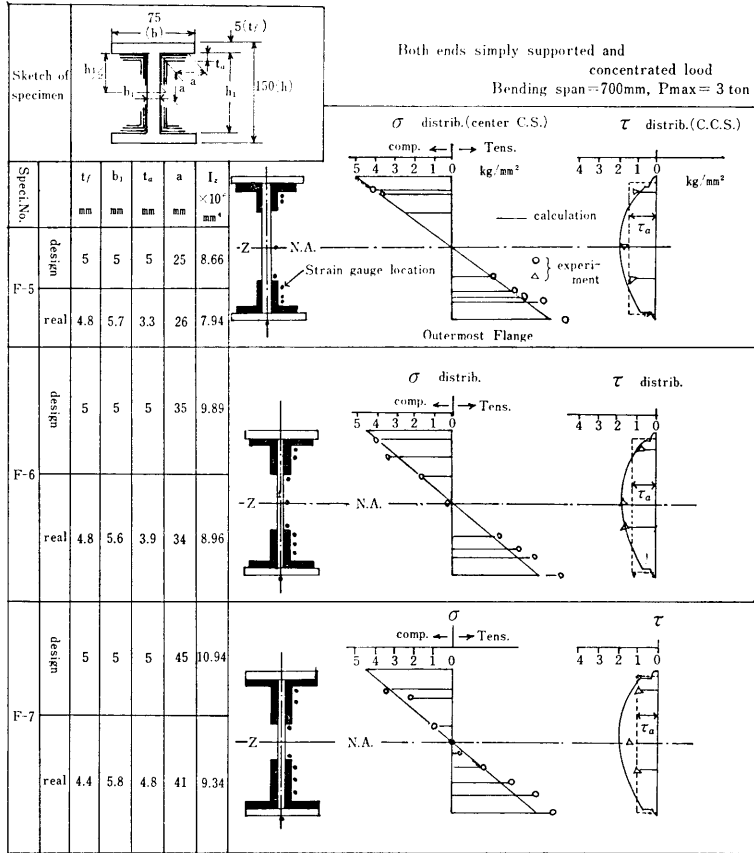


Fig. 3 Distributions of bending stress and shearing stress (both faces fillets)

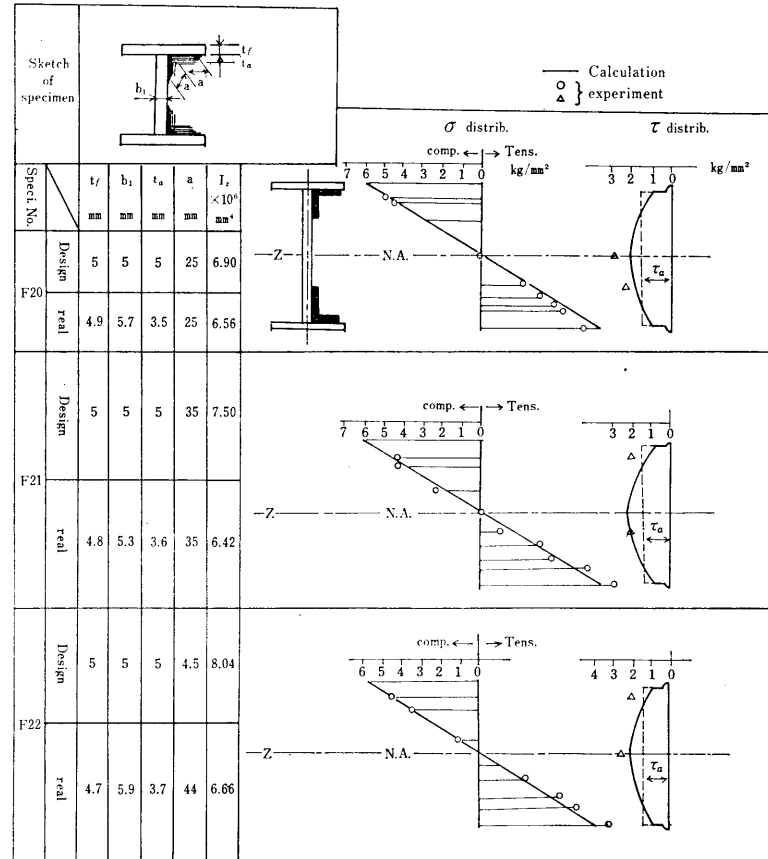


Fig. 4 Distributions of bending stress and shearing stress (one side fillet)

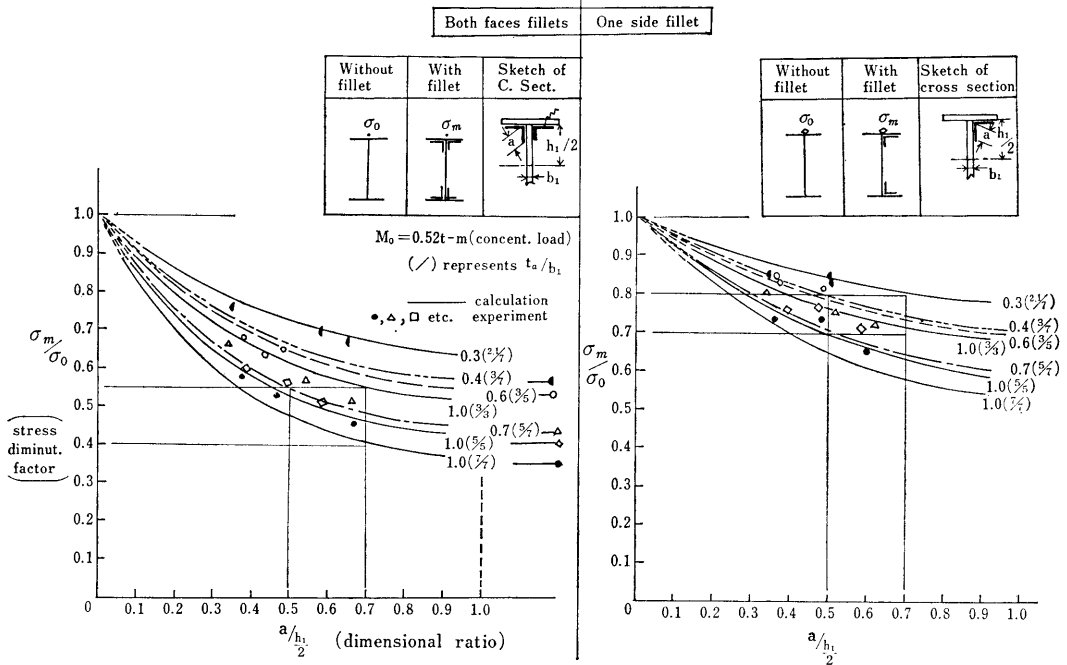


Fig. 5 Maximum bending stress ( $\sigma_m/\sigma_0$ ) versus leg of fillet  $a/(h_1/2)$

は隅肉が付加された場合の最大曲げ応力である。つまり隅肉のない一体構成の  $I_0$  に対して隅肉分だけ断面を増した  $I_m$  に対する曲げ応力を意味する。したがって  $\sigma_m/\sigma_0$  の比は隅肉の増分による応力減少率を与えている。横軸の  $h_1/2$  はウエブ有効高さの  $1/2$  を示し、 $a/(h_1/2)$  は脚長との比を示したものである。計算値曲線と実験点がほぼ一致していることは、隅肉が重ね接着ででき上がったものは一体ものとしてとりあつかえることの証左であろう。Fig. 5 は縦軸の  $\sigma_m/\sigma_0$  なる応力減少率に対する、脚長  $a$  の効果を示したもので、 $a/(h_1/2)$  が  $0.5$  程度が最も効果があると考えられ、 $0.5$  以下では ( $h_1$  に対して  $a$  が小さい、即ち脚長が短い場合)  $\sigma_m/\sigma_0$  はかなり大となる。いま  $h_1/2$  を一定にして、脚長  $a$  を増せば、それは隅肉の増分となり、 $\sigma_m$  の減少につながる。しかしこれらは直線的に下るものではなく、Fig. 5 に示すように、初め急激に下って、以後はかんまんなる。一方隅肉板厚とウエブ板厚の比  $t_a/b_1$  をパラメーターとして、 $\sigma_m/\sigma_0$  の変化を求めてみると、

$t_a=2.1\sim 3$  } の組合せは、 $\sigma_m/\sigma_0$  が比較的大  
 $b_1=7$  } きい。  
 $t_a=5\sim 7$  } の組合せは、 $\sigma_m/\sigma_0$  が比較的小  
 $b_1=7$  } さい。

これらの結果は隅肉の寸法をきめる場合の一つの指針を与えることになる。

$a/(h_1/2)$  が  $0.7$  以上では応力は小さくなるが、減り方が緩まつかつ脚長が長すぎて実用的でない。(もしこの比 =  $1$  では隅肉でなくウエブ全体のダブリングになってしまうから無意味) したがって  $a/(h_1/2)$  は  $0.5\sim 0.7$  が合理的で、適正寸法としては、この実験に関する限り、 $a=35\sim 50\text{mm}$  が良く、この場合  $t_a/b_1$  の比は、 $0.7\sim 1.0$  となり、 $t_a=5, 5\text{mm}$  に対して  $b_1=5, 7\text{mm}$  の組合せが良い、そして応力減少率は  $0.4\sim 0.6$  が期待できる。一方  $t_a=3, 3\text{mm}$  に対して、 $b_1=5, 7\text{mm}$  の組合せ、つまりウエブの厚いものに薄い脚長のを組合せる場合、応力が大きくなることに留意しなければならない。

また以上の関係を片面隅肉のものについても併記 (Fig. 5 の右側のグラフ) したが、同じ隅肉寸法に対して応力減少率が  $0.7\sim 0.8$  となり、応力の増加が目立つ、したがって片面のみの隅肉接着はなるべく避けることが望ましい。

### 6.3 せん断力 $\tau_a$ と脚長の関係

6.2 の傾向とほぼ同じで、やはり  $a=35\sim 50\text{mm}$  が適正であることが解る。ただし  $\tau_a$  はせん断力をウエブだけの断面積で除した値である。

### 6.4 $\sigma_m$ と $\frac{t_a \cdot a}{b_1 \cdot \frac{h_1}{2}}$ (隅肉の断面積 / ウエブの断面積) の関係

Fig. 7 は応力減少率と面積比の関係を示したもの

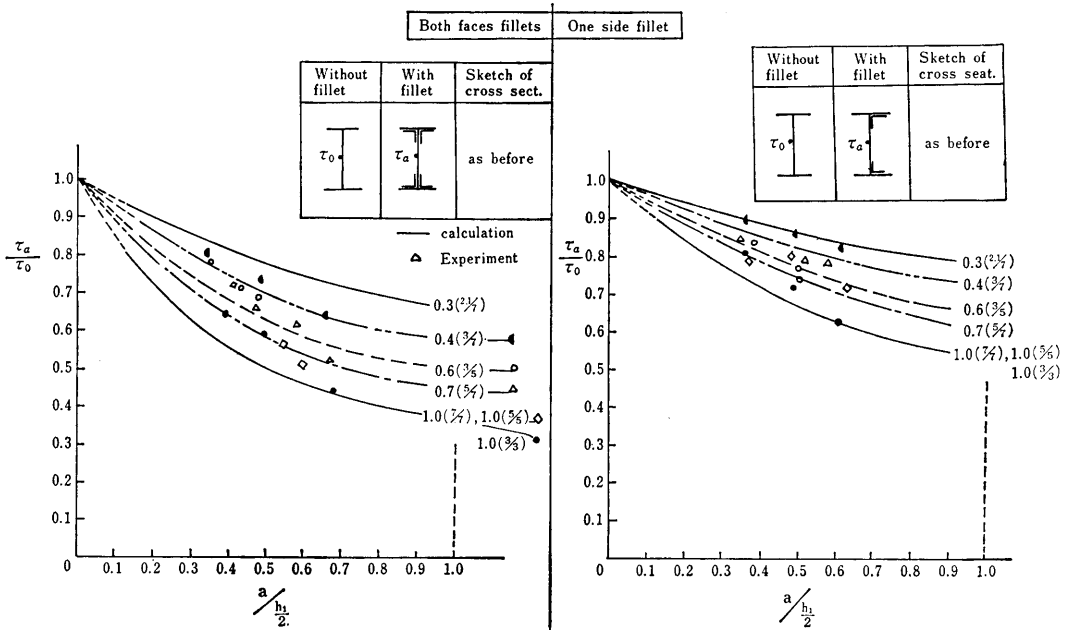


Fig. 6 Mean shearing stress ( $\tau_a/\tau_0$ ) versus leg of fillet  $a/(h_1/2)$

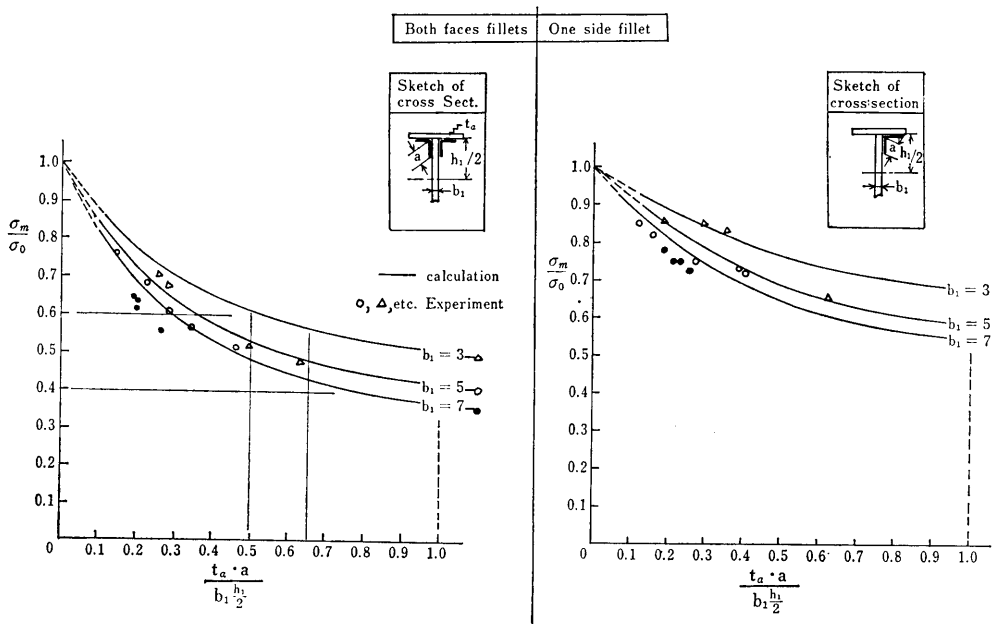


Fig. 7 Maximum bending stress ( $\sigma_m/\sigma_0$ ) versus ratio of cross section  $(t_a \cdot a)/(b_1 \cdot h_1/2)$

で、隅肉の断面積はウェブ断面積の0.5~0.7が適当で、この場合応力減少率は0.4~0.6となる。また、 $b_1$  (ウェブの板厚) による影響は少なく、 $b_1=3, 5$  として7mmに対してほぼ同じ傾向を示した。

### 7. 結 言

FRPT型積層継手における隅肉の有効性を要約すれば、次のとおりとなる。



(1) 厚くて、脚長の広い隅肉をマットインすれば、最大曲げ応力は低下する。

(2) しかし隅肉マットインが厚ければ良いと言うものではなく、隅肉のエンドに大きな段付きができれば局部的応力集中が無視できなくなり、問題が残る。

(3) また、板厚の大きいウェブに薄い隅肉を接着したものは、 $\sigma_m$  はあまり減らない。

(4) 本実験結果の範囲内で、隅肉寸法決定の指針を与えるとするれば、脚長板厚  $t_a=5\text{mm}$  に対して  $b_1$  の

板厚は  $5\text{mm}$  および  $7\text{mm}$  が良く、この場合脚長  $a$  は  $35\text{mm}\sim 50\text{mm}$  が適当である。

#### 参 考 文 献

- 1) S. Timoshenko: Strength of materials [(Part 1, Elementary theory and problems), 3rd edition, D. Van Nostrand co., (1955)]
- 2) 渡辺 理: ひずみゲージとその応用, 日刊工業新聞社, (1968)