

頭付きスタッドの疲労強度に及ぼすスタッド余盛り形状の影響

EFFECT OF WELD COLLAR SHAPE ON FATIGUE STRENGTH OF HEADED STUD SHEAR CONNECTORS

平城 弘一^{*}・松井 繁之^{**}

By Hirokazu HIRAGI and Shigeyuki MATSUI

Fatigue failures of the upper flanges of continuous composite girders and steel plates of composite slabs have been frequently reported from laboratory fatigue tests. Those failures were caused by the initiation of fatigue cracks on the toe of welding of studs. To increase the fatigue strength, the authors have developed a new welding method to get smooth toe shape of the collar. Essential change is to let the high temperature gas occurred during welding go out upward by closing the castellation at the bottom in the ordinary ferrule. Furthermore, a modification on the ferrule have been developed to give slope on the collar side. To confirm the improvement on fatigue strength by those changing of welding and ferrule, many type of fatigue tests have been carried out. High improvement of fatigue strength, especially for a stud under the combination of tensile stress in the steel plate and shear stress in the stud, was recognized.

1. まえがき

鋼とコンクリートの合成構造は、鋼構造あるいはコンクリート構造のそれぞれの利点を生かした構造として認められ、種々の構造物への適用が計られつつある。鋼とコンクリートとを一体化させる要のずれ止めには、今後も施工の容易さからほとんど頭付きスタッド（以下、スタッドと略記）が使用されるであろう。一方、土木構造物には、変動する活荷重が支配的なものがあり、スタッド自身あるいはスタッドを溶接する鋼部材の疲労強度を向上させることは、合成構造をさらに有利にさせる。

単純合成桁のような圧縮域のコンクリートにスタッドが埋め込まれた場合、図1に示すように加力方向から発生したスタッド根元の2種類のクラック（クラック1、2）、または加力方向と反対側から発生したスタッド軸部のクラック（クラック3）によって、スタッド自身の疲労破壊に至ることが多くの押抜き^{1)・2)}および梁³⁾の試験において観察されてい

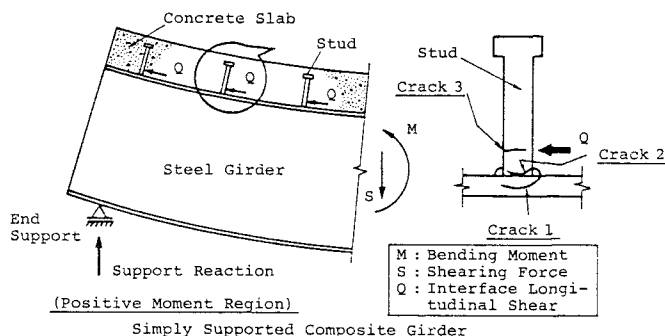


図1 スタッドの疲労破壊

^{*} 工修 摂南大学講師 工学部土木工学科（〒572 大阪府寝屋川市池田中町17-8）

^{**} 工博 大阪大学助教授 工学部土木工学科（〒565 大阪府吹田市山田丘2-1）

る。

一方、スタッドが引張応力を受ける鋼板、たとえば図2に示すように連続合成桁の中間支点付近（負曲げ領域）の鋼桁上フランジ、あるいは正曲げを受ける合成床版の鋼板に溶接された場合、スタッド溶接部の鋼板側止端部から疲労クラックが入り鋼板の疲労破壊をもたらす。スタッド溶接部は鋼板に作用する引張力と、スタッド自身に作用するせん断力とそれに伴う曲げを同時に受ける3次元応力状態となり疲労破壊するものと思われる。この疲労照査

のために複合加力での試験が必要になってくる。複合加力の試験結果から鋼板に引張力のみ^{(4)~(7)}あるいはスタッドにせん断力のみを作用させた場合よりも大幅な疲労強度の低下を示すことがすでに明らかにされている⁽⁸⁾。

著者らは、この疲労強度の低下の原因はスタッドの溶接部の複合応力と止端形状による応力集中にあると判断し、後者の止端形状を改良することによって疲労強度の向上が計れるものと考えた。そこで、フェールを改良・試作し、溶接法の改善を計った。この改善を加えたフェールを用いて溶接されたスタッドおよびスタッド付き鋼板について各種の疲労試験を実施し、疲労強度を大きく向上させることができることを検証した。

2. 余盛り形状の改良

（1）改良フェールおよび溶接法の特徴

従来のフェールおよび改良フェールを用いたアークスタッド溶接法（コンタクト方式）の順序を図3に示す。両者の違いの特徴は高温ガスの噴出位置（上吹き、下吹き）である。

従来のフェールを用いた溶接法（Aタイプ）は、鋼板と接触するフェール下縁に切欠き溝を放射状に設け、溶接により発生する高温ガスをこの溝から噴出させる（下吹き）。このため、溶接止端部には図4および写真1のAタイプのように溝に沿った溶接バリが残り、溶接不良箇所となったり、応力集中のため、疲労強度の低下および疲労データのバラツキの原因となって

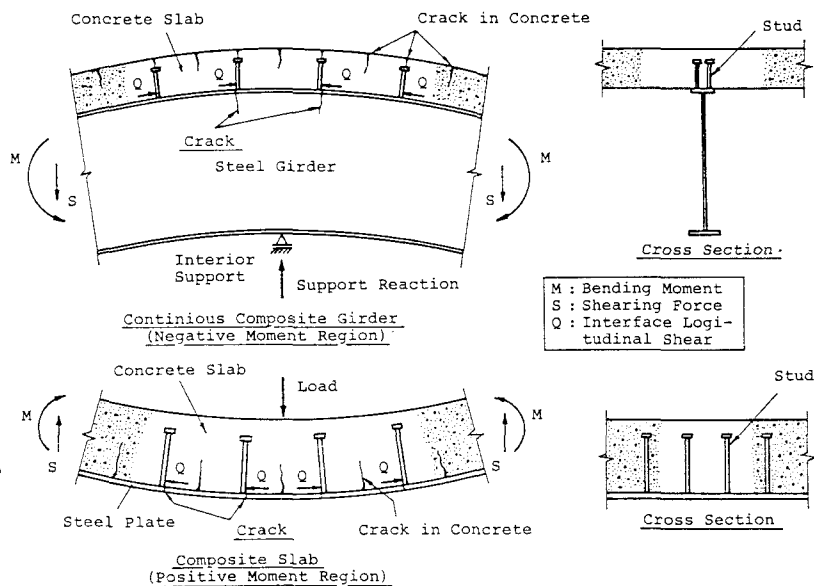


図2 鋼板の疲労破壊

Step	Usual Method	Proposed Method
1		
2		
3		

図3 スタッド溶接法の順序

いると思われる。

このために著者は、溶接止端部が滑らかに仕上がる工夫を試行錯誤し、次のように溶接により発生する高温ガスを上に逃がすような溶接方法を考案した。

改良型 ①（Bタイプ）：鋼板と接触する面の切欠き溝を閉塞し、溶接により発生する高温ガスをフェール上部より噴出させる。このため、フェールをスタッドの軸径よりも一回り大きいものを使用することにした。試溶接の結果、溶接止端の形状は図4および写真1～3のBタイプに示すように円滑になった。ただし、若干余盛りが大きくなった。

改良型 ②（Cタイプ）：このタイプは、Bタイプと同様とするが、余盛りに傾斜をつけるようにフェールを特別成形した。溶接結果を図4および写真1～3のCタイプに示したように、溶接余盛りの形状が円滑で、傾斜のあるものになった。

（2）各タイプの溶接部形状の詳細測定結果

鋼板およびH形鋼の鋼種はすべてSS41材を、スタッドの素材にはSS41相当材—JIS B 1198-1982 規格品—を用いた。

写真1～3のような適正な溶接外観、マクロ断面および余盛り断面が得られるよう溶接条件を見だし、表1のような条件に設定した。溶接余盛り高さおよび厚さの測定はノギス（1/20mm）を用いて行った。さらに余盛り形状を詳細に調べるため、シリコンゴムで型取りをし、拡大投影機を用いて拡大（10倍：写真3参照）して余盛りの溶接止端の曲率半径、角度および切欠き深さの測定を行った。なお、余盛りの詳細測定はφ19mm スタッドについて実施した。

ノギスによる測定結果を表2に示す。各タイプとも10本ずつで、一本のスタッド当たり4断面について余盛り厚さdと高さhを測定した。

余盛り厚さdの平均値はAタイプがもっとも小さかった。Bタイプのdは、Aタイプに比べ約1.53倍であり、同じく、Cタイプのdは約2.06倍であった。

Type	A	B	C
Sketch			
Ferrule	Usual	Improved①	Improved②

図4 溶接止端の形状

表1 溶接条件

Type	A	B	C
Electric Current (A)	1500	1700	1800
Length of Penetration (mm)	5	10	10
Hour of Arc (sec.)	0.9	1.1	1.3

表2 ノギスによる余盛りの測定結果

Reinforcement	Type	Max.	Min.	Mean	Stan. dev.
Thickness d (mm)	A	3.83	2.00	2.95	0.358
	B	6.12	3.03	4.52	0.714
	C	7.30	3.93	6.07	0.643
Height h (mm)	A	7.80	2.02	4.96	1.643
	B	7.90	1.70	5.20	1.667
	C	7.28	2.68	4.62	1.207
(Reference) D ₁ = 19 mm					
A Type : D ₂ = 1.31 D ₁ , h = 0.26 D ₁					
B Type : D ₂ = 1.48 D ₁ , h = 0.27 D ₁					
C Type : D ₂ = 1.64 D ₁ , h = 0.24 D ₁					
Johnson : D ₂ = 1.34 D ₁ , h = 0.25 D ₁					

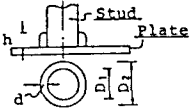
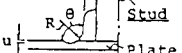
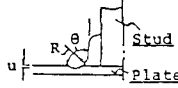
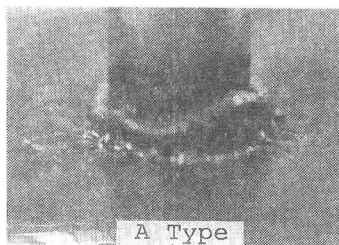


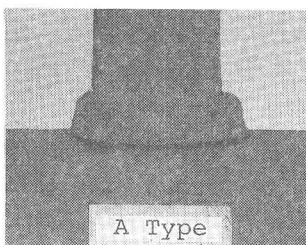
表3 拡大投影機による余盛りの測定結果

Reinforcement	Type	Position	Max.	Min.	Mean	Stan. dev.	No. of data
R (mm)	A	O	0.80	0.05	0.39	0.209	40
		T	1.25	0	0.30	0.303	34
	B	4.01	0	0.59	0.656	39	
	C	1.80	0	0.42	0.493	39	
θ (°)	A	O	119.8	40.8	78.5	17.95	40
		T	135.8	40.0	87.2	23.72	40
	B	125.8	16.0	79.5	24.44	40	
	C	152.8	23.6	100.4	25.63	40	
u (mm)	A	O	0.19	0	0.029	0.054	10
		T	0.08	0	0.004	0.018	2
	B	0.13	0	0.011	0.032	4	
	C	0.12	0	0.011	0.033	4	
(Notation)							
R : Radius of Curvature					O		
θ : Angle					T		
u : Depth of Notch					Position		

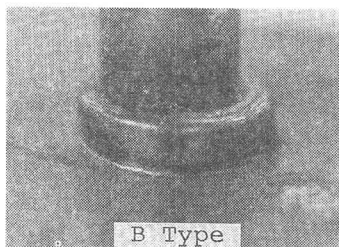




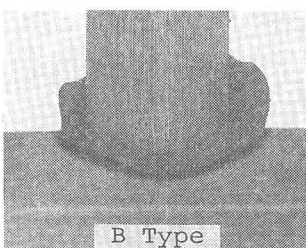
A Type



A Type



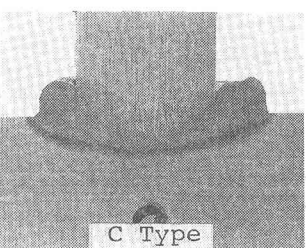
B Type



B Type



C Type



C Type

写真1 余盛り部の外観

写真2 余盛り部のマクロ断面

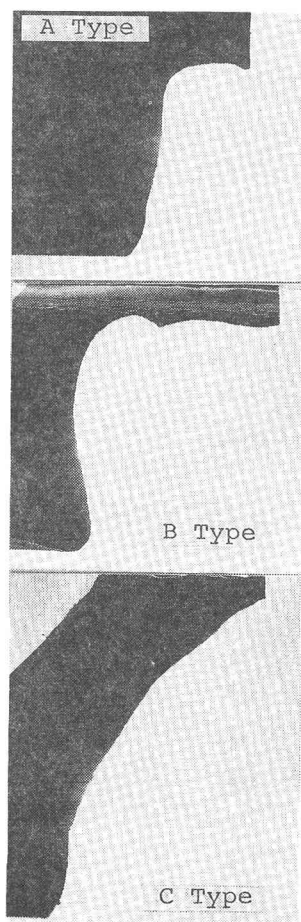


写真3 余盛り部の拡大断面

また、余盛り高さ h の平均値はCタイプがもっとも小さかった。Aタイプの h は、Cタイプに比べ約1.07倍であり、同じく、Bタイプの h は約1.13倍であった。なお、余盛り部の直径 D_2 は、Aタイプの溶接法が Johnson の提案している直径⁹⁾にもっとも近かった。

拡大投影機による余盛り形状の測定結果を表3に示す。この測定も各10本ずつについて行った。着目した断面は、Aタイプについては溶接バリが発生しているT部と発生していないO部の2箇所（表3中の図参照）で、また溶接バリのないB、Cタイプについては任意に選んだ2箇所である。さて、溶接止端部の曲率半径 R の平均値はAタイプのT位置がもっとも小さかった。Bタイプの R は、Aタイプに比べ約1.97倍であり、同じく、Cタイプの R は約1.40倍であった。余盛り部の傾斜角 θ の平均値はAタイプのO位置がもっとも小さかった。Bタイプの θ は、Aタイプに比べ約1.01倍であり、同じく、Cタイプの θ は約1.28倍であった。切欠き深さ u の平均値はAタイプのO位置がもっとも大きく、B、Cタイプの約2.6倍であった。

以上の結果より、溶接により発生する高温ガスをフェルールの上部から噴出させるよう

表4 JISによるスタッドの試験結果

Type	Tensile Test		Bending Test*
	Mean Tensile Strength (kg/mm ²)	Failure Place	
A	47	Shaft in Stud	good
B	47	Shaft in Stud	good
C	47	Shaft in Stud	good

* : Bending test is a result of visual inspection when stud was bent to 30°

に、フェルールを改良することによって、従来型のスタッド溶接法に比べ、余盛り形状の厚さおよび高さとも大きくすることができ、止端部の曲率半径および余盛り部の傾斜角を大きくし、切欠きの発生率（表3中の No. of data 参照）およびその深さ（ u ）を最小限にとどめられることが明らかになった。よって、余盛り部の形状を改善するという当初の目的が外観上達成されたと言える。

（3）JIS規格への適合性判定

JIS規格¹⁰⁾に示されたスタッドの試験方法は、引張試験と曲げ試験である。表4にJIS規格に従うスタッドの試験結果を示す。この表より引張強度は改良型と従来型とに差異がなくすべて規格を満足していることがわかる。また、破壊箇所はすべてスタッドの軸部で、曲げ試験結果はすべて good の判定であった。よって、本改良型の溶接方法は現行のJIS規格に合格したものであると言える。

3. 疲労試験の種類と目的および試験方法

今回実施した疲労試験の種類を図5に総括した。全疲労供試体における鋼板およびH形鋼の鋼種はすべてSS41材を、スタッドの素材にはSS41相当材—JIS B 1198-1982 規格品—を用いた。なお、今回は $\phi 19\text{mm}$ と $\phi 13\text{mm}$ のスタッドについて実験を進めた。

（1）シリーズ1

本試験はスタッド付き鋼板の引張疲労強度が溶接法の違いの影響を受けるか否かを確認するためのものである。試験には $\pm 10\text{t}$ 油圧サーボ式疲労試験機を用いて、下限荷重 0.2t を一定とした部分片振試験を行った。

（2）シリーズ2

本試験は改良型溶接法によってスタッド自身のせん断疲労強度が低下しないか否かを確認するために実施した。試験機、下限荷重および試験法はシリーズ1と同じとした。

（3）シリーズ3、4

一般にスタッドはコンクリート中に埋め込まれている。このような状態下でのスタッドのせん断疲労強度が従来調べられてきた基本疲労強度である。よって、シリーズ3、4の試験を通じ、スタッド溶接法の改良によってこの疲労強度が向上するか否かを確認しなければならない。シリーズ3の試験は Fisher タイプと呼ばれる押抜き試験方法であり、荷重が若干偏心して作用する。一方、シリーズ4の試験方法は標準タイプの押抜き試験方法であり、スタッドに純せん断力が作用する。

Series	Type	Ferrule	Sketch
1	A	Usual	Tension Test
	B	Improved①	
	D	Non-Stud	
2	A	Usual	Shearing Test
	B	Improved①	
3	A	Usual	Push-out Test①
	B	Improned①	
4	A	Usual	Push-out Test②
	B	Improved①	
	C	Improved②	
5	A	Usual	Combined Test
	B	Improved①	
	C	Improved②	

図5 試験の種類

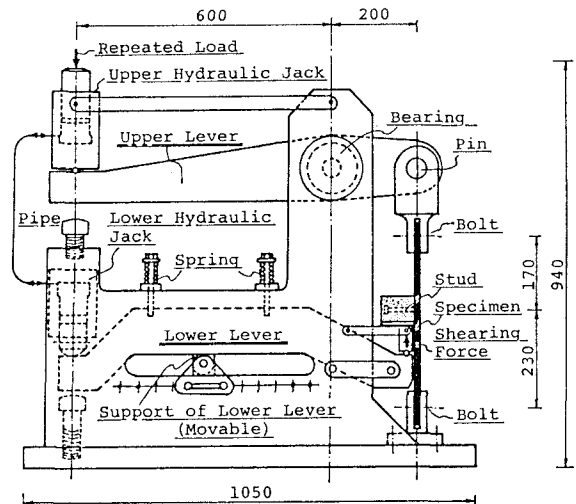


図6 複合加力試験装置（シリーズ5）

シリーズ3とシリーズ4のφ13mm スタッドの試験については、シリーズ1、2と同じ試験機、下限荷重および試験法で行った。シリーズ4のφ19mm スタッドの試験については±30t油圧サーボ式疲労試験機を用い、下限荷重 3.0t を一定とした部分片振試験で行った。

(4) シリーズ5

このシリーズの試験は当初の目的である鋼板に引張力、スタッドにせん断力を同時に作用させた場合、鋼板の疲労強度の向上度を調べるものである。このため、図6のような引張とせん断が同時に作用させることができる特別な疲労試験装置を作製した。この試験装置では、垂直応力とせん断応力との比は任意に変化させることができる。

4. 試験結果および考察

(1) 鋼板の引張疲労試験 (シリーズ1)

シリーズ1の疲労試験 (図7中の Shearing Force が作用していない場合) では、各タイプともスタッド余盛り部の溶接止端部から疲労クラックが発生し、繰り返し回数の増加に伴い、板厚方向および板幅方向に進展していく破断であった (図7のクラックパターン1参照)。

スタッド付き鋼板の引張疲労試験結果を図8に示す。この試験法ではA、Bタイプで疲労強度はほとんど差異がなかった。ただし、A、Bタイプのスタッドが溶接された鋼板の疲労強度は、鋼板のみ (Dタイプ) の疲労強度からは大きく低下した。この低下はスタッド余盛り下止端の応力集中および鋼板の溶接熱による材質変化に起因している。

(2) スタッドのせん断疲労試験 (シリーズ2)

スタッドのせん断試験結果を図9に示す。この試験の場合、疲労破壊箇所がいずれも余盛りのスタッド側止端から発生するもの (図10のクラックパターン1～3参照) であった。余盛り形状の違いはこの疲労強度に現れないと考えていたが、Bタイプにおいて若干の疲労強度の向上が認められた。この向上は表2に示したように、余盛り高さの違いにより生じたものと推察できる。すなわち、Bタイプでは余盛り高さが大きくなっているため、スタッド軸部の載荷点から溶接余盛りの上部までの距離が小さくなり、せん断力に伴う曲げ応力が小さくなったためと思われる。

(3) スタッドの押抜き疲労試験 (シリーズ3)

Fisher タイプの供試体を用いた押抜き試験結果を図12に示す。この場合、疲労破壊はすべて図10に示したクラックモードAであった。BタイプはA

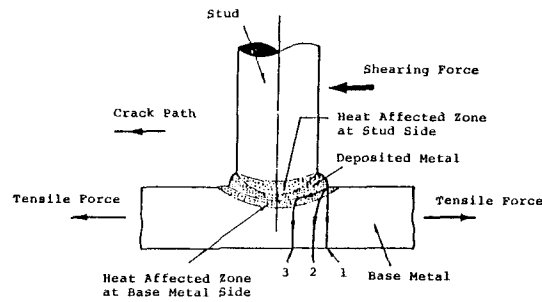


図7 鋼板のクラックパターン

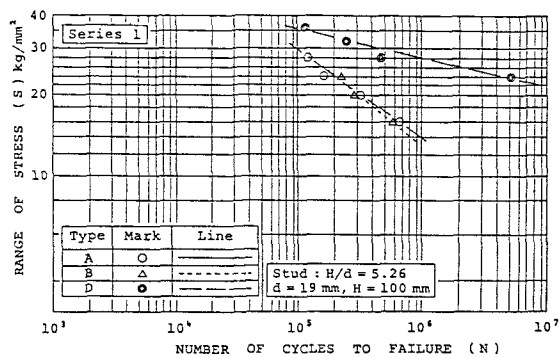


図8 シリーズ1のS-N曲線

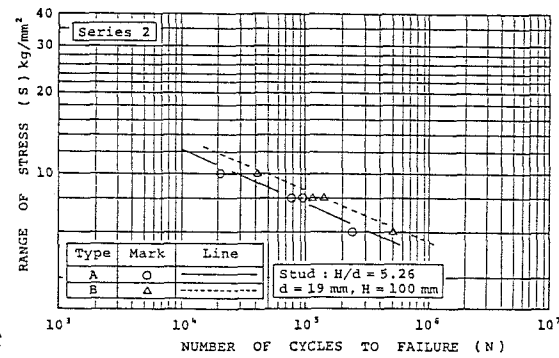


図9 シリーズ2のS-N曲線

タイプに比べ若干疲労強度が向上した。この試験結果から、溶接法を変えることによって純せん断力を受ける場合でも効果があると言える。ただし、この試験の場合、荷重が偏心しているために、スタッドにはせん断力と曲げが同時に作用していることに注意する必要がある。

(4) スタッドの標準押抜き疲労試験（シリーズ4）

標準型の押抜き供試体（シリーズ4）では疲労試験に先立ち静的試験も実施した。

a) 静的試験結果

試験結果の一例として、スタッド一本当りの荷重と相対・残留ずれの関係を図13、14に示す。これらの図より明らかに、 $\phi 13\text{mm}$ および $\phi 19\text{mm}$ のスタッドともずれに関しては溶接法を変化させたことによる影響は認められなかった。破壊荷重に関しては改良型が若干の低下を示したが有意な差とは言えない。

b) 疲労試験結果

$\phi 13\text{mm}$ スタッドの破壊形式は、Aタイプではスタッド側止端部にクラックが発生し、繰返し回数の増加に伴い溶着金属とスタッド側熱影響部の界面に沿って進展して破断するケース（図10のクラックパターン1～3参照）が多く見られた。一方、Bタイプでは鋼板側止端部にクラックが発生し、繰返し回数の増加に伴い溶着金属と鋼板側熱影響部の界面に沿って進展しスタッドがせん断される破壊形式（図11のクラックパターン1～2参照）が多く見られた。また、高サイクル領域ではA、Bタイプともスタッド基部からほぼ直径に等しい位置において加力方向と反対側から発生するスタッド軸部の破壊も見られた（図11のクラックパターン3参照）。
 $\phi 19\text{mm}$ スタッドの疲労破壊は、すべてのタイプともスタッドがせん断される形式（図11のクラックパターン1、2参照）であった。

$\phi 13\text{mm}$ および $\phi 19\text{mm}$ スタッドのS-N曲線を図15、16に示す。 $\phi 13\text{mm}$ スタッドに関しては改良型①しか試験していないが、Bタイプは大きく疲労強度が向上した。200万回における時間強度を比較した場合、BタイプはAタイプの約1.2倍に向上していた。

同様に、 $\phi 19\text{mm}$ スタッドに関しては、特に高サイクル領域において改良型①、②（B、Cタイプ）が従来型（Aタイプ）に比べ有利性を発揮した。

200万回における時間強度を比較した場合、BタイプはAタイプに比べ約1.2倍、およびCタイプは同じく約1.1倍の向上があった。また、BタイプのS-N曲線の傾きが緩やかになって、高サイクルになるほど有利性が期待できる。

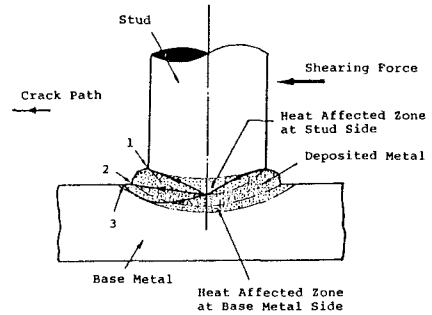


図10 スタッドのクラックモードA
（スタッド側止端部から発生）

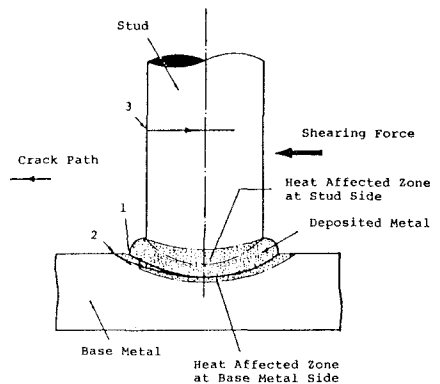


図11 スタッドのクラックモードB
（鋼板側止端部から発生）

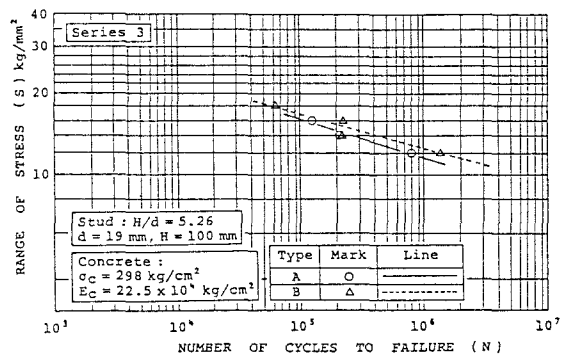


図12 シリーズ3のS-N曲線

(5) スタッド付き鋼板の複合加力 疲労試験 (シリーズ5)

シリーズ5の疲労破壊はすべてせん断力の作用する側の鋼板側溶接止端部に疲労クラックが発生し、繰り返し回数の増加に伴い板厚および板幅の両方向に進展して、鋼板が破断した (図7のクラックパターン2、3参照)。

せん断応力振幅 τ (スタッドに作用するせん断力をスタッド軸部の公称断面積で除した応力の最大値と最小値との算術差) を 0.0、3.0、3.9、5.6 および 7.0 kg/mm^2 と変化した場合のS-N図を図17~21に示す。この縦軸のSはせん断加力側の鋼板の平行部断面における公称引張応力であり、横軸は破壊に至るまでの繰り返し回数である。

図17より明らかなように、せん断力が作用していない ($\tau=0 \text{ kg/mm}^2$) 場合には、溶接法の違いがスタッド付き鋼板の疲労強度に与える影響は少なかったものの、200万回の時間強度を比較した場合、BタイプはAタイプに比べ若干の向上が認められる。

そして、せん断力が同時に作用すると、図18~21で明らかなように、溶接法の違いがスタッド付き鋼板の疲労強度に大きく影響を与える結果となった。200万回の時間強度を比較した場合、特に $\tau=3.9 \text{ kg/mm}^2$ においてBタイプがAタイプに比べ約1.6倍もの向上を示し、それ以外のせん断においてもBタイプはAタイプに比べ1.2~1.3倍の向上を示した。なお、Cタイプの疲労強度も $\tau=3.9 \text{ kg/mm}^2$ を除いてAタイプに比べ、向上したが、Bタイプに比べて向上率は小さかった。図22~24は縦軸にせん断応力振幅で表現したS-N曲線である。これからも、改良型2種とも従来型より疲労強度が向上したと言える。

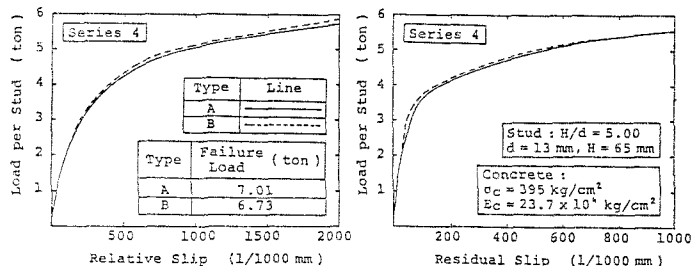


図13 荷重と相対・残留ずれの関係 (phi 13mm スタッド)

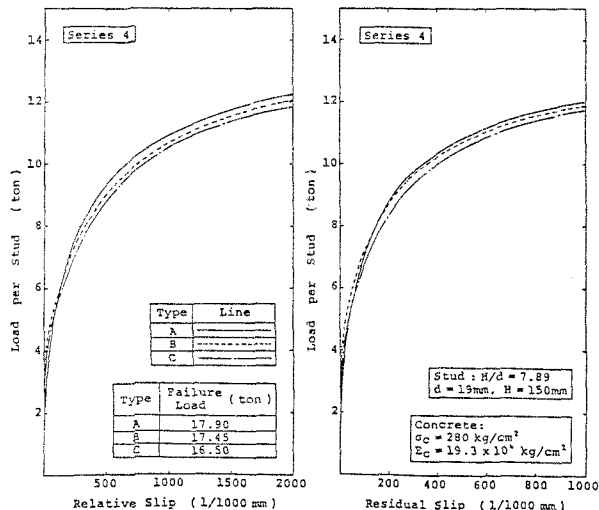


図14 荷重と相対・残留ずれの関係 (phi 19mm スタッド)

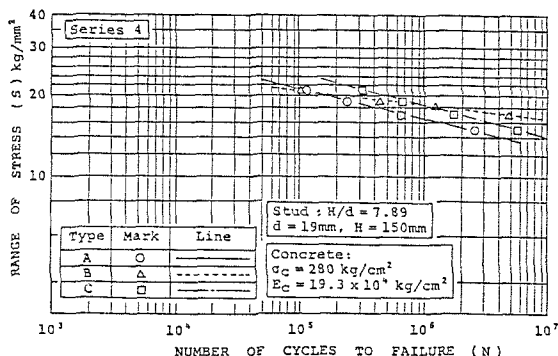
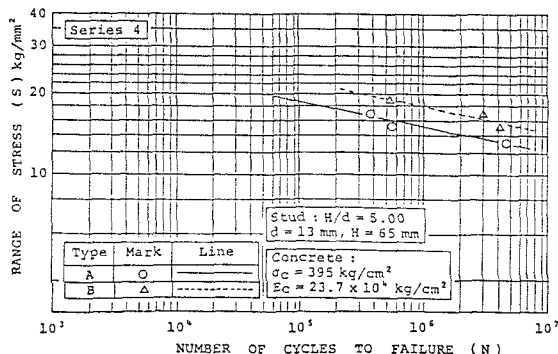


図15 シリーズ4のS-N曲線 (phi 13mm スタッド) 図16 シリーズ4のS-N曲線 (phi 19mm スタッド)

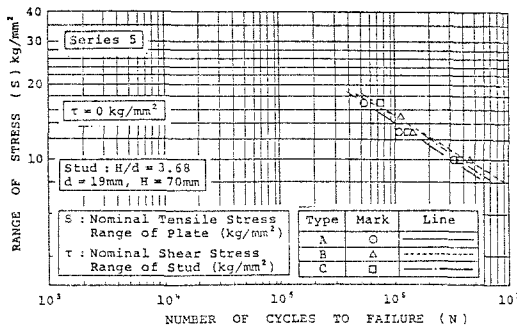


図 17 シリーズ5のS-N曲線 ($\tau = 0 \text{ kg/mm}^2$)

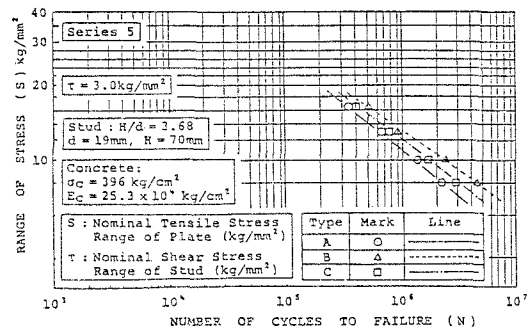


図 18 シリーズ5のS-N曲線 ($\tau = 3.0 \text{ kg/mm}^2$)

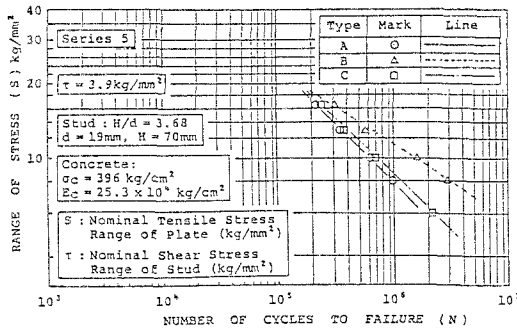


図 19 シリーズ5のS-N曲線 ($\tau = 3.9 \text{ kg/mm}^2$)

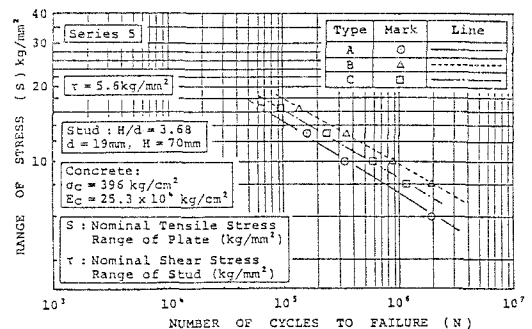


図 20 シリーズ5のS-N曲線 ($\tau = 5.6 \text{ kg/mm}^2$)

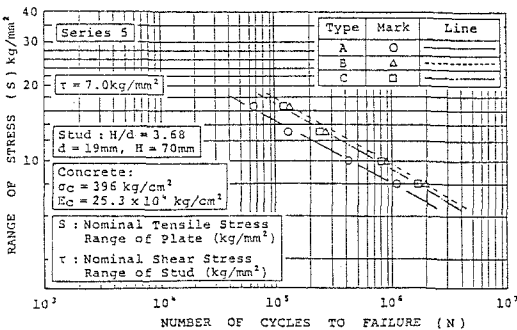


図 21 シリーズ5のS-N曲線 ($\tau = 7.0 \text{ kg/mm}^2$)

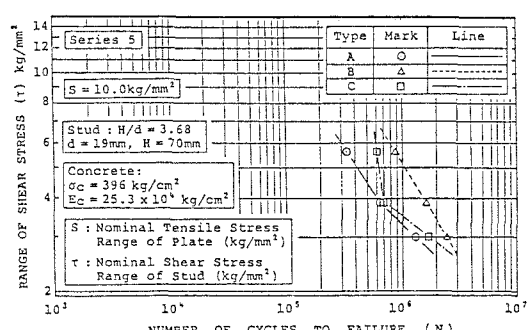


図 22 シリーズ5の τ -N曲線 ($S = 10.0 \text{ kg/mm}^2$)

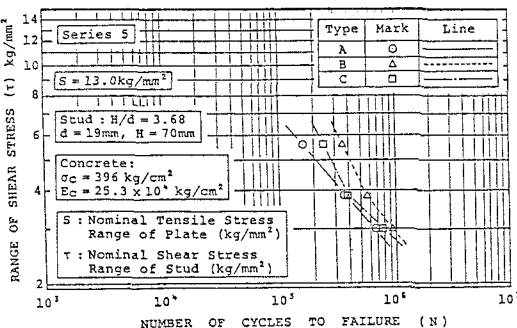


図 23 シリーズ5の τ -N曲線 ($S = 13.0 \text{ kg/mm}^2$)

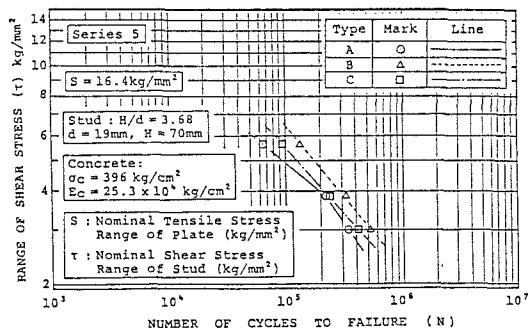


図 24 シリーズ5の τ -N曲線 ($S = 16.4 \text{ kg/mm}^2$)

5. 複合加力を受けるスタッド付き鋼板の疲労強度に関する評価法

本研究の最大目標は、連続合成桁の中間支点上におけるスタッド、あるいは、鋼板・コンクリート合成床版におけるスタッドの疲労強度の向上をいかに計るかである。シリーズ5の疲労試験から、溶接法の改良によって所期の目的が達成されたことが明らかとなった。そして、本シリーズの結果は今後の設計に資することができる。しかし、実際の構造物ではさまざまな組合せの応力状態が発生するので、図18～24の結果を直接活用できない。任意の組合せ応力に対しても、本試験結果が適用可能であるように一般化する必要がある。この一般化の方法としては、疲労クラック発生位置近傍における相当応力に着目した梶川らの方法⁸⁾が有用であると思われる。

この方法を適用して、図18～24の結果を再整理し、その結果を図25および26に示す。これらの図中に相当応力式を示しておいた。ただし、図25は、 τ をスタッド軸部における

せん断応力〔せん断力をスタッド軸部の公称断面積で除した値〕で表現した場合、図26は、 τ をスタッド余盛り部におけるせん断応力〔せん断力を表3に示した余盛り部の断面積で除した値〕で表現した場合である。なお、図25、26とも、 S にはせん断力が作用する側の鋼板の平行部における引張応力〔(引張力+せん断力)を鋼板断面積で除した値〕を代入した。

図25、26で明らかなように、 $S-N$ 結果を鋼板の引張応力とスタッドに作用するせん断応力を用いた相当応力で整理すると、A、Bタイプとも一本の $S-N$ 曲線に集約できることがわかった。よって、任意の鋼板引張応力とスタッドせん断応力の組合せを受けるスタッドの疲労照査にはこれらの $S-N$ 曲線が適用可能である。

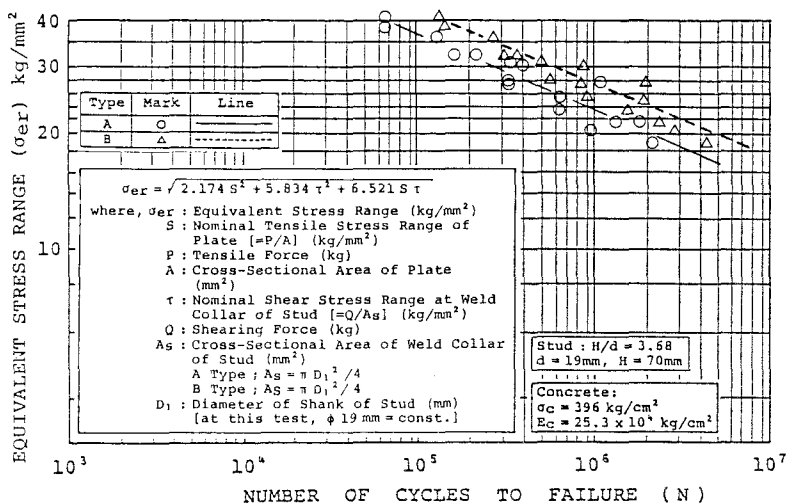


図25 シリーズ5の相当応力による $S-N$ 関係
(スタッド軸部のせん断応力を用いた場合)

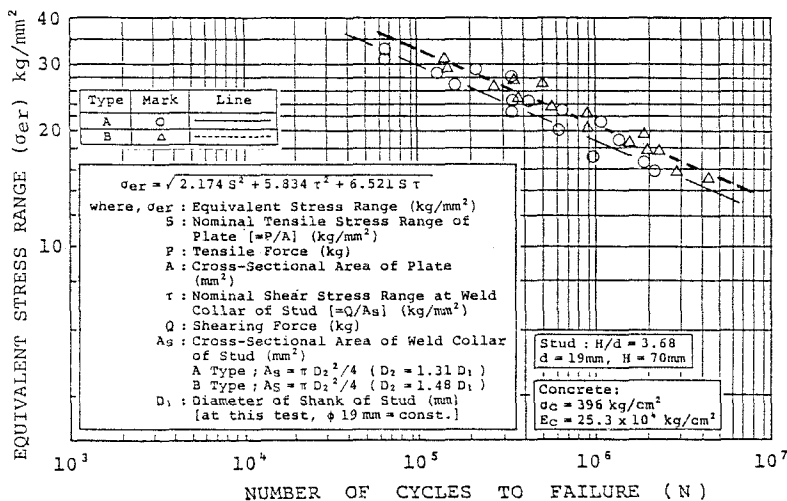


図26 シリーズ5の相当応力による $S-N$ 関係
(スタッド余盛り部のせん断応力を用いた場合)

さて、これらの両図において、特に図25でBタイプの疲労強度向上は明白であろう。図26のようにスタッド余盛り部のせん断応力を用いた場合の相当応力で疲労試験結果を整理したならば、A、Bタイプの試験結果をほぼ一つにまとめることができそうであるが、Bタイプの試験結果がAタイプに比べ向上しているのは、表3に示されているように溶接止端部の曲率半径Rおよび余盛り部の傾斜角 θ を改善したことによる影響が現れたものと思われる。なお、図26において各S-Nデータを回帰分析した結果、次式を得た。

$$\bullet \text{ Aタイプ: } \log \sigma_{er} = 2.495 - 0.204 \cdot \log N \quad (\text{相関係数: } -0.936) \quad (1)$$

$$\bullet \text{ Bタイプ: } \log \sigma_{er} = 2.565 - 0.204 \cdot \log N \quad (\text{相関係数: } -0.975) \quad (2)$$

ここで、 σ_{er} : 相当応力 (kg/mm²)

N : 破壊に至るまでの繰り返し回数

Bタイプの相関係数がAタイプに比べわずかに大きかったことにより、改良型のスタッド溶接法は従来型のものに比較して、若干であるが溶接施工のバラツキが少なくなるものと考えられる。

6. 結 論

スタッド自身あるいはスタッド付き鋼板の疲労強度を向上するために実施した一連の試験結果から、スタッド溶接時に使用するフェルールに改良を加えることにより疲労強度の向上が計られたものと言える。本試験の結果を要約すると次のようである。

(1) スタッド付き鋼板の引張試験(シリーズ1)からは、改良型のスタッド溶接法を用いても従来型と同じ疲労強度が確保された。

(2) スタッドのせん断試験(シリーズ2)からも、全タイプの疲労強度の違いはなく、溶接により発生する高温ガスの上吹きなどの溶接条件の違いの悪影響はないものと言える。

(3) Fisher 型および標準型の供試体を用いたスタッドの押抜き試験(シリーズ3、4)からは、スタッドにせん断力のみが作用する場合でも、溶接法の改良によって疲労強度は向上した。特にS-N曲線の傾きが緩やかになり、高サイクルになるほど有利性が発揮できる。このことから、正曲げを受ける合成桁でも、改良型のスタッド溶接法を用いるならば、スタッドの疲労強度の向上が計れるものと思われる。

(4) スタッド付き鋼板の複合加力試験(シリーズ5)からは、改良型 ① (Bタイプ) が従来型 (Aタイプ) に比べ疲労強度を大きく向上させていることが明らかになった。改良型のスタッド溶接法による疲労強度の向上の主要因は、図26のように両タイプのS-N結果がほぼ一本のS-N曲線で表現できることから、従来型の溶接法に比べ、スタッドの余盛りが大きくなったためと言える。さらに、余盛り部の形状が滑らかになったことによる効果が加えられる。また、改良型 ② (Cタイプ) の溶接法でも疲労強度が $\tau=3.9$ kg/mm²を除いてAタイプよりわずかに向上していることが明らかになった。

この結果から連続合成桁の負曲げ領域、および、合成床版の鋼板などにこれらの改良型の溶接法を使用することによって、疲労強度向上が計られるものと思われる。

(5) シリーズ5におけるA、Bタイプの試験結果を、スタッド余盛り部のせん断応力を用いた場合の相当応力で整理したならば、それぞれ一本のS-N曲線にまとめ、任意の応力の組合せを受ける実構造物の疲労強度はこれらのS-N曲線で照査できる。

謝 辞

本研究を遂行するにあたり、摂南大学教授の成岡昌夫先生には全面的なご支援とご激励を賜った。大阪大学教授の福本晴士先生には有益なご助言とご指導をいただいた。またフェルールの改良の実施、スタッドの溶接には日本スタッドウェルディング(株)大阪支社技術部長 三好栄二氏にお願いし、多大のご協力を得た。

さらに、摂南大学工学部土木工学科構造工学研究室卒研究生（昭和58年度～昭和61年度）には試験ならびにデータ整理に協力を得た。ここに記して、深く謝意を表する次第である。

参 考 文 献

- 1) Thürlimann, B.: Fatigue and Static Strength of Stud Shear Connectors, Journal of ACI, Vol.30, pp.1278-1301, 1959.
- 2) 赤尾・栗田・平城：頭付きスタッドの押抜き挙動に及ぼすコンクリートの打込み方向の影響、土木学会論文集、No.380/I-7, pp.311-320, 1987.
- 3) 阿部英彦：鉄道用合成桁のずれ止めに関する実験的研究、国鉄鉄研報告、No.961, 1975.
- 4) Selby, K.A., Stallmeyer, J.E. and Munse, N.H.: Fatigue Tests of Plates and Beams with Stud Shear Connectors, Civil Engineering Studies, Structural Research, Series No.270, Uni. of Illinois, 1963.
- 5) Roshardt, W.: Einfluss des Aufschweissens von Bolzen auf das Grundmaterial, Schweiz. Bauzeitung 84, Heft51, s.906-908, 1966.
- 6) 若林武忠・沢野邦彦・成岡昌夫：スタッドジベルが溶接された鋼板の引張疲労試験、橋梁と基礎、Vol. 5, No.4, pp.27-29, 1971.
- 7) 尾形素臣：合成桁の疲れ強さに関する研究、カラム、No.50, pp.64-67, 1974.
- 8) 梶川靖治・前田幸雄：組合せ荷重下におけるスタッド溶接フランジの疲労強度の評価、土木学会論文集、No.362/I-4, pp.285-292, 1985.
- 9) Johnson, R.P. and Oehlers, D.J.: Analysis and Design for Logitudinal Shear in Composite T-Beams Proc. Instn Civ. Engrs, Part2, pp.989-1021, 1981.
- 10) JIS: 頭付きスタッド、JIS B 1198-1982, 日本規格協会、1982.

(1987年10月16日)