

その他 公表論文

I-438 プライマー鋼板溶接桁の疲労強度

東京鉄骨橋梁 正会員 田中 雅人
 法政大学 正会員 森 猛
 横河ブリッジ 木幡 嘉人
 東京工業大学 正会員 三木 千壽

1. はじめに

鋼橋の製作においては、製作および仮組の間の防錆を目的としたプライマー付き鋼板が用いられることが多い。プライマー鋼板をそのまま溶接すると、ブローホール等の発生原因となり易いために、各製作会社ともに、溶接時にプライマーを除去する等の対策を施している。しかし、作業環境の改善、溶接の自動化、高速化、ロボット化のために、プライマーを除去せず溶接することが望まれている。

本報告はプライマーを塗装した状態でフランジとウェブの接合部(首溶接)、垂直スチフナー、ウェブガセットプレートの溶接を行なった桁試験体の疲労試験を行ない、これら3種類のすみ肉溶接ルート部に生じるブローホールが疲労強度に及ぼす影響について検討したものである。

2. 試験体、試験方法

供試鋼材はSS400であり、試験体は図-1のようなI断面梁で2体製作した。この試験体には長ばく形エッチングプライマーを目標膜厚20 μ で塗布し、それぞれプライマーを削除せずに溶接を行なった。首溶接は炭酸ガスシールド自動溶接でフラックス入りワイヤー(FCW)を使用し、垂直スチフナーとガセットプレートは手溶接とFCWを使用した半自動溶接でそれぞれ半数ずつ施工した。溶接条件を表-1に示す。疲労試験は載荷梁を介した2点載荷とし、繰り返し速度を2.2Hzで1~26tfの繰り返し載荷にて行なった。試験体各部の応力範囲は首溶接で141Mpa、垂直スチフナーで101Mpa、ウェブガセットプレートで59~72Mpaである。疲労亀裂発生進展状況は、所定の間隔で磁粉探傷法により監視した。ウェブガセットプレートに発生した疲労亀裂については、その全長がおよそ40mmとな

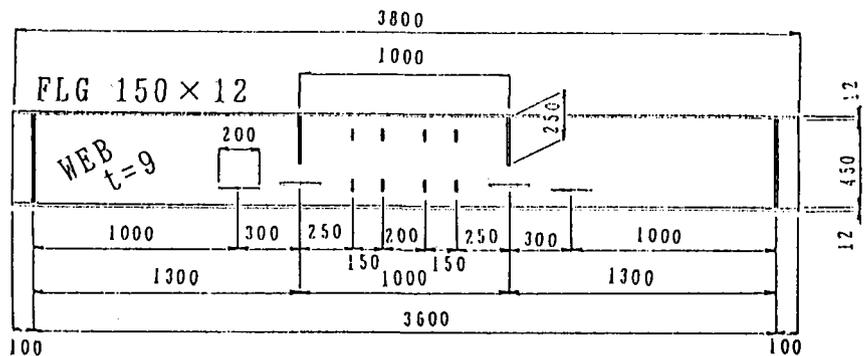


図-1 試験体形状

なった時点でストップホール、ハイテンボルト締めにより補修した。また、疲労試験終了後、溶接部を露呈し、ブローホールの高さ、幅、形状と潜在疲労亀裂の寸法を観察した。

表-1 溶接条件

溶接方法	溶接材料	溶接条件
手溶接	LB-52 5 ϕ	200A
FCW 自動	MX-200 1.2 ϕ	240A 34V 34cm/min
FCW 半自動	MX-200 1.2 ϕ	230A 30V

3. 試験結果

1) 首溶接部

疲労試験の載荷回数は1体目で458万回、2体目で471回行なった。首溶接に於いては、1体目は全て引張側の下側に発生しており、386万回で4箇所、440万回で新たに7箇所発生し458万回で疲労試験を終了した。終了時に亀裂は最大13mmまで成長し、貫通はしなかった。2体目の疲労亀裂は1箇所のみ検出された。この亀裂は158万回に圧縮側の上部に亀裂長1mmで検出され、176万回で5mm、297万回で10mm、433万回で11mmと成長した。また、453万回で裏側のピードおよび上フランジに貫通し、471万回でフランジの半分程度まで成長したため疲労試験を終了した。S-N曲線を図-2に示す。

2) ウェブガセットプレートと垂直ステイフナー溶接部

1、2体目ともにウェブガセットプレートに発生した疲労亀裂はすべて溶接止端部からであり、手溶接、FCW半自動の溶接方法による差異は見られなかった。これら溶接止端部に沿った亀裂は、磁粉探傷では判断しにくく、亀裂の長さが10mmを超えてから発見される場合が多かった。発生した疲労亀裂は片面で20~30mmまで成長すると、反対側に貫通する。貫通した疲労亀裂が初めに発生した疲労亀裂とほぼ同じ長さになると、表裏の疲労亀裂は同じ割合で成長する。試験終了後ストップホール(18φ)、ハイテンボルト締め補修箇所を詳細に観察したが、亀裂の再発生は見られず、補修方法は有効であることが確認された。また、垂直ステイフナーにおける疲労亀裂はまったく検出されなかった。S-N曲線を図-3、4に示す。

3) ルート部の暴露試験結果

暴露した首溶接部(先行溶接)の状況を写真-1に示す。先行溶接部には破面試験を行なった4mで約700個のブローホールの発生が確認された。これらのブローホールのうち約10%程度から疲労亀裂が発生していた。疲労亀裂のほとんどはブローホールの先端部から発生しており、残りの疲労亀裂はブローホールの内壁から発生していた。後行溶接部は連続した細長い(高さ約2mm)針状のブローホールの発生が見られたが、これらからの疲労亀裂の発生は見られなかった。同様にガセットプレートと垂直ステイフナー溶接のルート部においてもブローホールが存在していたが、そこからは疲労亀裂の発生は認められなかった。



写真-1 露呈した首溶接状況

4. まとめ

- 1) フランジとウェブの接合部の疲労亀裂はすべてブローホールから発生しており、ブローホールの影響を受けていると言える。しかし、JSSC疲労設計指針のD等級の強度等級を満たしている。
- 2) ウェブガセットプレートに発生した疲労亀裂は全て溶接止端部からであり、ブローホールの影響はない。
- 3) 垂直ステイフナーには疲労亀裂は全く発生しておらず、疲労強度に対するブローホールの影響はないことが確かめられた。
- 4) これらの溶接部の疲労強度はそれぞれに対応するJSSC疲労設計指針での強度等級を満たしている。

本研究は鋼橋技術研究会施工部会の共同研究として実施したものである。実施にあたり、日本橋梁建設協会から研究費の補助をうけました。ここに記して深謝いたします。

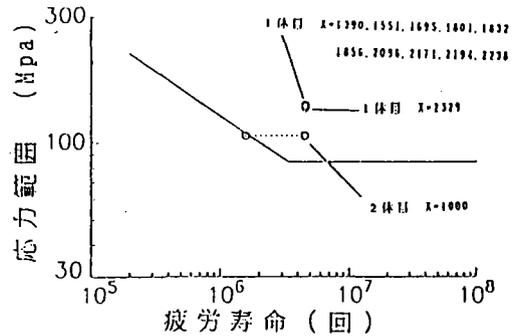


図-2 JSSC疲労設計指針での許容応力範囲との比較(首溶接)

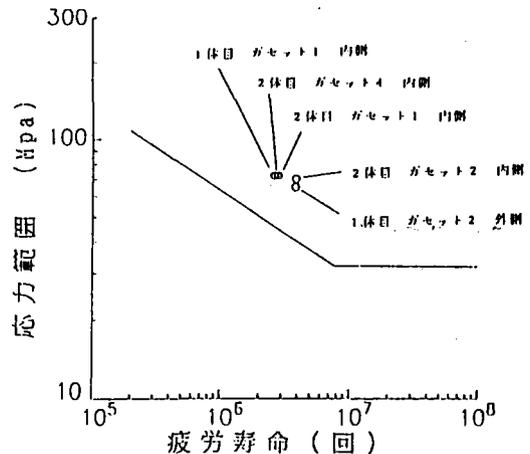


図-3 JSSC疲労設計指針での許容応力範囲との比較(ウェブガセット)

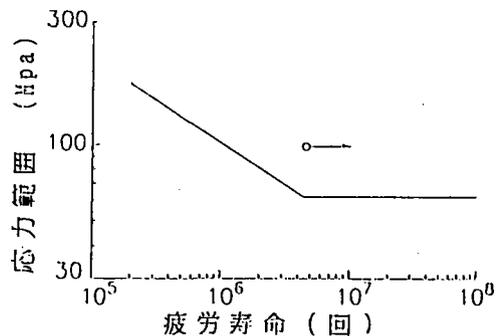


図-4 JSSC疲労設計指針での許容応力範囲との比較(垂直ステイフナー)

I-475 塗装鋼板の溶接施工性とその疲労強度に関する検討(その1)
 - 施工試験結果と引張強さ -

川崎重工 正員 吉本秀一 川鉄鉄構 林 俊一
 横河ブリッジ 木幡嘉人 法政大学 正員 森 猛
 東京鉄骨橋梁 正員 田中雅人 東京工業大学 正員 三木千壽

1. はじめに

鋼橋の製作においては、製作および仮組期間中の防錆等を目的として、プライマー塗装鋼板が用いられることが多い。塗装鋼板をそのまま溶接すると、ブローホールが生じることもあるため、溶接前にはプライマーを除去する等の対策が施されている。しかし、工場内の環境向上、溶接の自動化、高速化、ロボットの適用などの理由で、プライマー付きのまま溶接することが望まれている。

本検討は、プライマーを塗布した鋼板を溶接した継手のブローホールの発生状況、静的強度、疲労強度を調べたものである。本報告(その1)では、溶接方法とプライマーの組合せでのブローホールの発生状況及び静的強度について、報告(その2)では、荷重伝達型十字すみ肉溶接継手の疲労強度、報告(その3)では、塗装鋼板で製作した溶接桁の疲労強度について述べる。

2. 試験体及び試験方法

供試鋼材はSS400であり、図-1に示すような形状の試験体を製作し、ブローホール発生状況及び静的強度を調べた。試験体は溶接方法4種類(被覆手溶接、サブマージ溶接-SAW、CO₂溶接、マイクロサブマージ溶接-MISA)、プライマー3種(ウォッシューWP、無機ジंक-ZP、低ジंक-LZP)について各1体ずつ計12体製作した。プライマーの銼柄および膜厚等を表-1、溶接条件を表-2に示す。尚、立板はガス切断後にプライマーを塗布し、端面に付着したプライマーはグラインダーで除去した。溶接立板と中板を密着させた状態で行なった。目標脚長は6mmである。下側の脚長10mmの溶接は試験対象ではない。

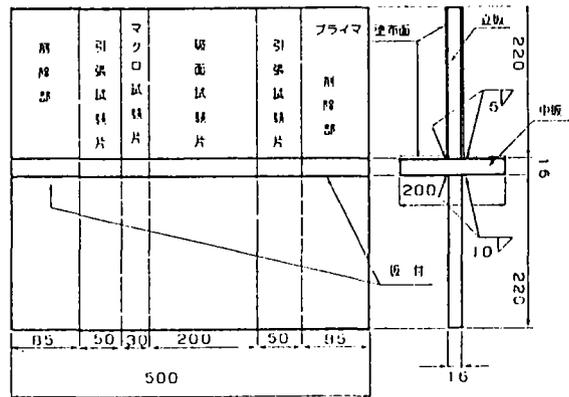


図-1 施工試験体形状

表-1 プライマーの銼柄、膜厚、表面粗さ

プライマーの種類	銼柄(日本VET)	平均膜厚	プライマー後の表面粗さ
ウォッシュー	ビシラ21207217	20.1μ	平均 59S
無機ジंक	ニッペン1000P	20.4μ ±16.3μ	
低ジंक	ニッペンE	19.2μ	

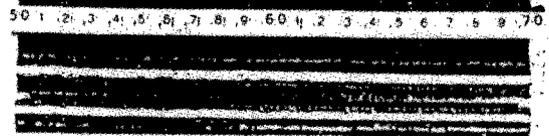
※CO₂のみ

表-2 溶接材料、溶接条件

溶接方法	溶接材料(種類)	溶接条件(A-V-cm/min)
被覆	LB-52(D5016) 5φ	200-26-12
SAW	US-36 4φ NF-53 12×48 (SS01-II 該当)	650-32-60
CO ₂	NY-200 1.2φ (YFW24)	ワイヤアーク 250-30-35 (溶材と電流条件) 無機ジंक、低ジंक 280-32-45 (同上)
MISA	US-36 2φ NF-53 8×48 (SS01-II 該当)	500-38-70

3. 試験結果

1) ビード表面に表われるピットの発生状況は、ピット径毎に重みづけの点数をつけ、個数との積の和として示す。溶着金属内に発生するブローホールは、破面試験より、破面に占めるブローホールの面積率で評価することとした。破面試験の写真を右に示す。図-2にブローホール面積率とピット評価点の関係を示す。手溶接ではどのプライマーにおいてもピットは発生しなかった。CO₂ではZP用の溶材を用いているため、ZPではピットは発生せず、LZP



破面状況写真

でも後行側に径が0.5mm程度の微小なものが数ヶ発生しただけであった。WPについては、30点のビットが発生した。MISAはWP、ZPでは50~80点のビットが発生したがLZPではほとんど発生しなかった。SAWはWP、ZPで5~15点のビットが発生したがLZPでは発生しなかった。ブローホール面積率は各溶接方法毎にビットの点数とほぼ比例関係にあり、ビットが発生しない場合で、手及びCO₂で約5%、MISAとSAWで約10~15%程度となっている。

2) 静的強度については、十字引張試験を行ない、引張荷重を溶接のど部の総断面積で除したものと総断面積からブローホール面積を引いた純のど断面で除したもので整理した。

$$\begin{aligned} \text{総のど断面積} &= (\text{実際のど厚}) \times (\text{板幅}) \times 2 \\ \text{純のど断面積} &= (\text{総のど断面積}) \times (1 - \text{ブローホール面積率}) \end{aligned}$$

ブローホール面積率と引張強さの関係を図-3、図-4に示す。総のど断面の引張強さは、ブローホール面積率に反比例して減少している。また、純のど断面の引張強さはブローホールの面積率に関係なくほぼ一定である。

4. まとめ

本試験結果から得られた結果は以下の通りである。

1) 手溶接、ZPとLZPのCO₂、LZPのMISAとSAWについては塗装鋼板のままでもビットはほとんど発生しなかった。

2) ビットが発生しない場合のブローホール面積率は手とCO₂で約5%であり、引張強さの低減率も同等であるため、応力伝達型でないすみ肉溶接では塗装鋼板のままでも溶接を行なっても問題ないと考えられる。また、応力伝達型では、約5%の強度低減を考慮して設計する等の対策をとることが考えられる。

尚、本検討は鋼橋技術研究会・施工部会の活動の一つとして行なったものである。

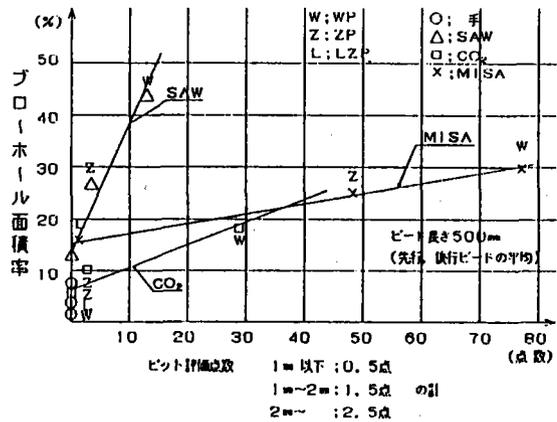


図-2 ビットの発生状況とブローホール面積率

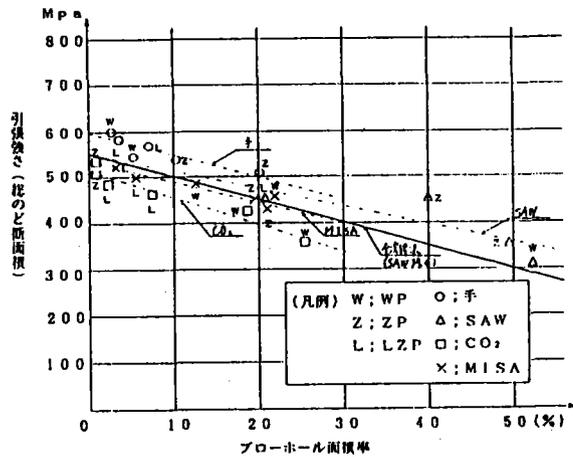


図-3 ブローホール面積率と引張強さ(総のど断面積)

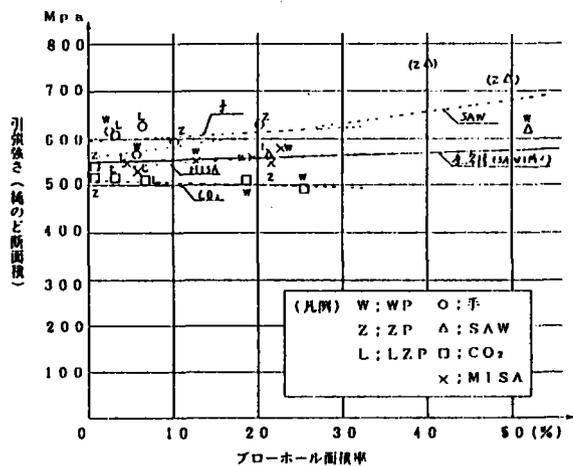


図-4 ブローホール面積率と引張強さ(純のど断面積)

塗装鋼板の溶接施工性と

その疲労強度に関する検討 (その2)

— 荷重伝達型十字すみ肉溶接継手の疲労強度 —

川鉄鉄構 正員 林 俊一 法政大学 正員 森 猛
 川崎重工 正員 吉本 秀一 東京鉄骨橋梁 正員 田中 雅人
 横河ブリッジ 木 幡 嘉人 東京工業大学 正員 三木 千寿

1. はじめに

塗装鋼板をそのまますみ肉溶接を行なうと、ルート部にブローホールが生じやすいとされている。ブローホールは溶接部の断面欠陥であり、また応力集中の原因ともなるため、ブローホールにより溶接部の疲労強度が低下するとも考えられる。本報告では、塗装鋼板のままおよびプライマーを除去した状態で作成した荷重伝達型十字すみ肉溶接継手の疲労試験を行ない、ルートブローホールが疲労強度に及ぼす影響について検討する。

2. 試験方法

供試鋼材は板厚16mmのSS400であり、その機械的性質および化学成分を表1に示す。この鋼板を所定の寸法に切断し、すみ肉溶接を行なった。溶接は、プライマー付きのままおよびプライマーをグラインダーで除去した状態で、低水素系の溶接棒を用いた手溶接法およびCO₂溶接法を用い、表2に示す条件で行なった。表3に各試験体の溶接部の平均寸法および平均のブローホール面積率をしめす。試験体の形状および寸法は図1に示すとおりである。

疲労試験は、動的能力±10tfの電気油圧サーボ式材料試験機を用いて、片振り引張応力下で行なった。その際、ルート部に生じる残留応力の影響を取除く目的で、最大応力を200~240MPaとしている。

表1. 機械的性質および化学成分

引張り試験			化学成分				
降伏点 (N/mm ²)	引張り強さ (N/mm ²)	伸び (%)	×100				
281	433	29	C	Si	Mn	P	S
			20	10	40	17	5

表2. 溶接条件

溶接方法	溶接条件 (A-T-cm/min)	入熱 (KJ/cm)	備考
CO ₂ 溶接	250-30-35	12.8	水平すみ肉
手溶接	200-28-13	24.0	

表3. 溶接部の平均寸法および平均ブローホール面積率

試験体符号	溶接方法	鋼材表面	脚長 (mm)	平均脚厚 (μ)	ブローホール面積率 (%)
CG	CO ₂ 溶接	プライマー除去	8.00	16.3	0
CB		プライマー付き	8.30		46.7
SG	手溶接	プライマー除去	7.35		0
SB		プライマー付き	7.44		1.4

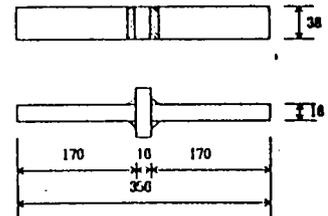


図1. 試験体の形状および寸法

3. 試験結果

疲労試験に用いた4種類の試験体の破断面の例を図2に示す。CG、SG試験体にブローホールはなく、脚長および溶込みの変化も少ない。CB試験体には大きなブローホールが多数あり、溶接部表面に開口しているものも少なくない。脚長および溶込みもCG、SG試験体に比べて変化が大きい。SB試験体には小さなブローホールが生じているが、欠陥率は小さく、すべての試験体で2.5%以下であった。

溶接のど部の総断面積で荷重範囲を除することによって求めた総のど断面応力範囲 $\Delta\sigma$ で整理した疲労試験結果を図3に示す。総のど断面積は、次式より求めた。

総のど断面積 = (サイズ/√2) × (板幅)
 図中の直線はそれぞれの形式の試験体での疲労寿命に対する $\Delta\sigma$ の回帰直線である。また、図中の折線はJSSC疲労設計指針での継手等級Hに対する疲労設計 $\Delta\sigma$ -N関係である。

ブローホールのないCG、SG試験体および欠陥率の低いSB試験体の疲労強度は同程度である。それに比べて、欠陥率の高いCB試験体の疲労強度は低く、JSSCのH等級も満たしていない。

図4は疲労試験結果を、欠陥を除いた純のど断面積を基に求めた純のど断面応力 $\Delta\sigma_N$ で整理したものである。

純のど断面積 = (サイズ/√2) × (板幅) × (欠陥率)
 すべての形式の試験体で疲労強度は同程度となっている。また、JSSCのH等級の設計曲線は、疲労試験データの下限に位置している。

4. まとめ

ル-ト部にブローホールを含む荷重伝達型十字すみ肉溶接継手の疲労強度は、ブローホールによる減少を考慮した実際ののど断面積に基づく応力範囲を用いれば、ブローホールのない継手と同程度である。

本検討は、鋼構技術研究会・施工部会の活動の一部として行なったものである。

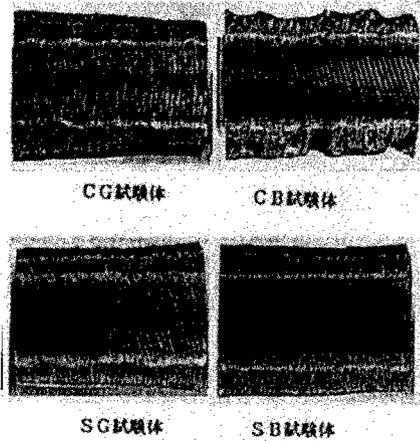


図2. 破断面

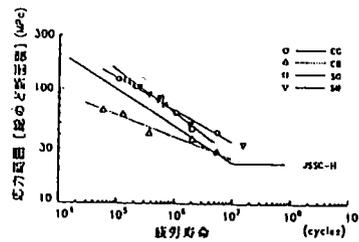


図3. 総のど断面積で整理した $\Delta\sigma$ -N関係

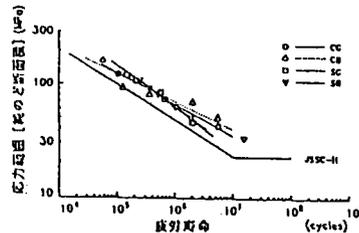


図4. 純のど断面積で整理した $\Delta\sigma$ -N関係

I-477 塗装鋼板の溶接施工性とその疲労強度
に関する検討 - (その3) 溶接桁の疲労強度 -

東京鉄骨橋梁 正会員 田中 雅人 法政大学 正会員 森 猛
川崎重工 正会員 吉本 秀一 横河ブリッジ 木幡 嘉人
川鉄鉄構 林 俊一 東京工業大学 正会員 三木 千壽

1. はじめに

本報告ではI断面溶接桁の、フランジとウェブの接合部(首溶接)、垂直スティフナー、ウェブガセットプレート等のすみ肉溶接部に発生したブローホールが疲労強度に及ぼす影響について報告する。

2. 試験体、試験方法

試験体数は合計4体であり、試験体形状を図-1に示す。供試鋼材はSS400とした。NO-1、NO-2の首溶接は炭酸ガスシールド自動溶接でフラックス入りワイヤー(FCW)により、NO-3、NO-4はサブマージアーク溶接により溶接した。各試験体の垂直スティフナーとガセットプレートは手溶接とFCW半自動溶接でそれぞれ半数ずつ施工した。溶接条件を表-1に示す。溶接部は長ばく型エッチングプライマーを約20 μ 塗布し、剝離せずに溶接した。疲労試験は載荷梁を介した4点曲げとし、繰り返し速度2.2Hzで1~26tfの繰り返し載荷にておこなった。また、NO-4のみピーチマーク載荷を行なった。試験体各部の応力範囲は首溶接が141Mpa、垂直スティフナーが98Mpa、ウェブガセットは59~91Mpaである。疲労亀裂の発生と進展は磁粉探傷により定期的に監視した。疲労試験終了後、溶接部を露呈し、ブローホールの寸法と潜在疲労亀裂を測定した。

3. 試験結果

首溶接の疲労亀裂は溶接の1stビード側から多く発生した。表面にまで達し磁粉探傷検査により検出された疲労亀裂の数および繰り返し載荷回数はNO-1で11個458万回、NO-2で1個471万回、NO-3で1個389万回、NO-4で4個226万回であった。亀裂はNO-2のみが圧縮側であり、その他は全て引張り側に検出された。ピーチマーク試験を行なったNO-4試験体の破面観察により疲労亀裂はブローホールの頂部付近から発生していることが明らかとなった。また、三次元有限要素解析を行ない、ブローホール頂部で応力集中が高いという結果を得た。ウェブガセット部で生じた疲労亀裂の数は、NO-1で5箇所、NO-2で3箇所、NO-3で8箇所、NO-4で3箇所であった。その全てが廻し溶接の止端部から発生していた(写真-2)。NO-4のピーチマーク結果およびX線結果(写真-3)からも疲労亀裂はブローホールとは無関係に溶接止端部に沿って進展していることが確認された。

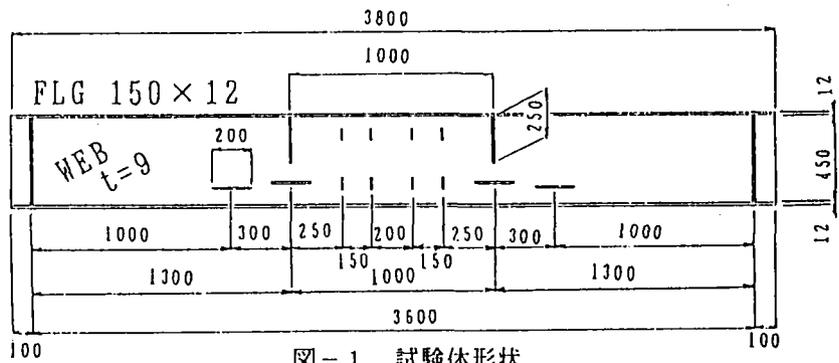


図-1 試験体形状

表-1 試験体の溶接方法および溶接条件

継手の部位	試験体名称	溶接方法	溶接材料	溶接条件
首溶接	NO-1、NO-2	FCW 自動	MX-200 1.2 ϕ	240A 34V 34cm/min
	NO-3、NO-4	S A W	US-36 4.0 ϕ MF-53 8-48	650A 32V 60cm/min
ウェブガセット プレートおよび 垂直スティフナー	NO-1~NO-4	手溶接	LB-52 5 ϕ	200A
		FCW 半自動	MX-200 1.2 ϕ	230A 30V

疲労亀裂はブローホールの頂部付近から発生していることが明らかとなった。また、三次元有限要素解析を行ない、ブローホール頂部で応力集中が高いという結果を得た。ウェブガセット部で生じた疲労亀裂の数は、NO-1で5箇所、NO-2で3箇所、NO-3で8箇所、NO-4で3箇所であった。その全てが廻し溶接の止端部から発生していた(写真-2)。NO-4のピーチマーク結果およびX線結果(写真-3)からも疲労亀裂はブローホールとは無関係に溶接止端部に沿って進展していることが確認された。

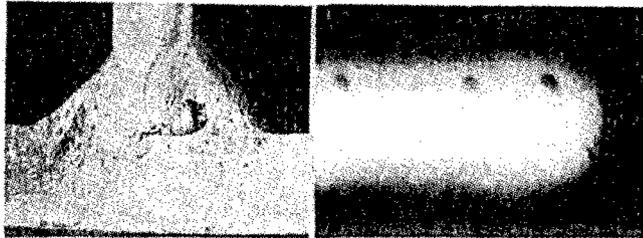


写真-1 首溶接部の
疲労亀裂

写真-3 ウェブガセット
部のX線結果

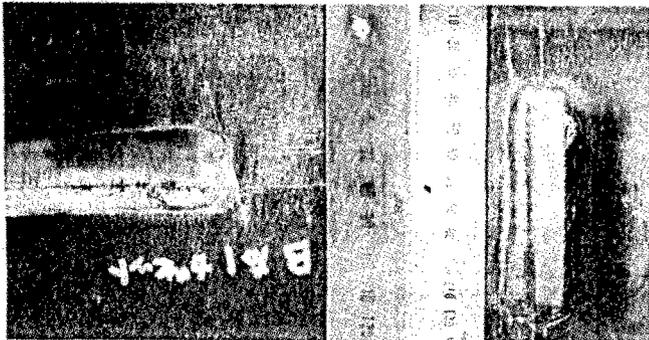


写真-2 ウェブガセット廻し 写真-4 垂直スティフナー
溶接部の疲労亀裂 部の疲労亀裂

垂直スティフナーからの疲労亀裂はNO-3からのみ発生した。ウェブガセットと同様に疲労亀裂はブローホールと無関係に溶接止端部に発生し、それに沿って進展していた(写真-4)。

図-2~4にS-N曲線を示す。首溶接ではNO-1で亀裂長13mmまで、その他は破断まで、ウェブガセットの疲労亀裂が長さ40mmに、垂直スティフナーでは溶接端部から10mmに達したときの繰返し回数を疲労寿命として、JSSC疲労強度設計指針(案)の強度等級D、G、Eと比較した。ここで得られた各継手の疲労強度は指針の規定値を満たしている。

4. まとめ

1) 首溶接、ウェブガセット、垂直スティフナーの溶接部の疲労強度はそれに対応するJSSC疲労設計指針(案)の強度等級を満たしている。

2) 首溶接の疲労亀裂は全てブローホールの頂部より発生しており、疲労強度はブローホールの影響を受けていると言える。また、ブローホール頂部では応力集中が高くなることを三次元有限要素解析により明らかにした。

3) ウェブガセットおよび垂直スティフナー継手部の疲労亀裂は、ブローホールの有無に関係なく溶接止端部に発生した。そのため、これらの継手の疲労強度に対するブローホールの影響はない。

本報告の一部は昨年度、文献1)に報告を行なったものも含まれるがこのたび一連の実験が終了したためまとめて報告を行なった。また、本研究は鋼橋技術研究会施工部会の共同研究として実施したものである。実施にあたり、日本橋梁建設協会から研究費の補助を受けました。ここに記して深謝いたします。

[参考文献] 1) プライマー鋼板溶接桁の疲労強度、第47回年次学術講演会、概要集1-546

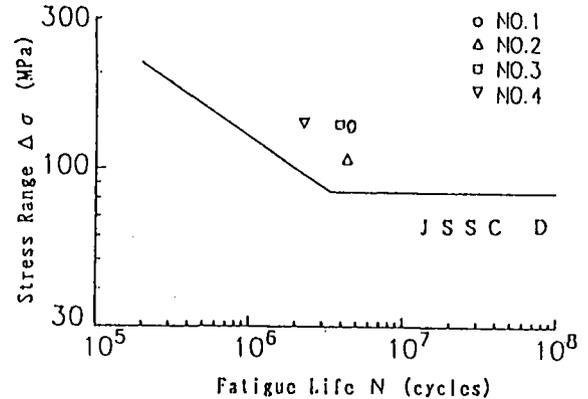


図-2 JSSC疲労設計指針での許容応力
範囲との比較(首溶接)

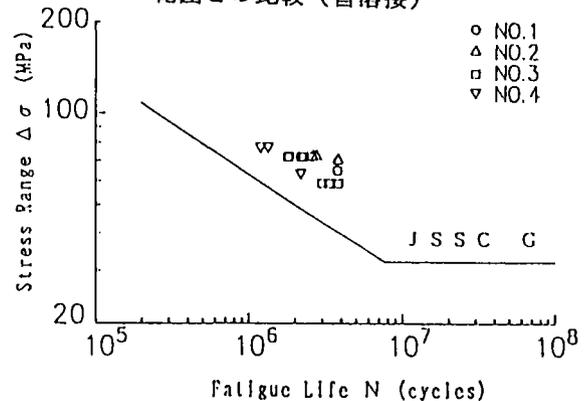


図-3 JSSC疲労設計指針での許容応力
範囲との比較(ウェブガセット)

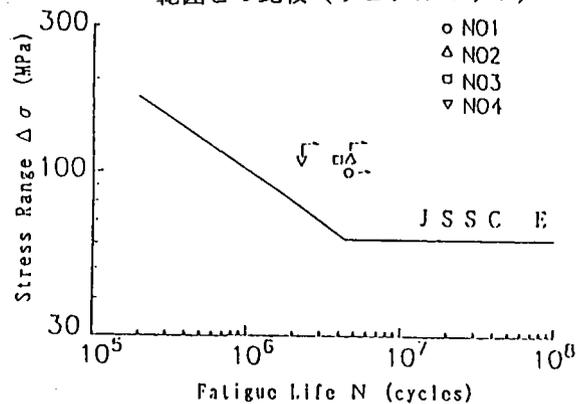


図-4 JSSC疲労設計指針での許容応力
範囲との比較(垂直スティフナー)

土木学会第19回関東支部技術研究発表会講演概要集(平成4年3月)

(I-36) ルート部にブローホールを含む荷重非伝達型すみ肉溶接継手の局部応力解析

法政大学 学生員 ○谷貝 誠、横井 昭仁
法政大学 正員 森 猛

1. はじめに

橋梁などの鋼構造物の製作においては、防錆を目的としたプライマー付き鋼板、いわゆる塗装鋼板が用いられることが多い。塗装鋼板をそのまま溶接するとブローホールなどの欠陥が発生しやすく、そのため溶接時にはプライマーを除去することが多い。しかし、溶接の自動化、高速化、ロボット化のためにはプライマー付きのまま溶接することが望まれている。

本研究では垂直スティフナーを想定した荷重非伝達型すみ肉溶接部の局部応力解析、およびその結果に基づいた疲労亀裂進展解析を行い、溶接ルート部に生じるブローホールが疲労強度に及ぼす影響について検討する。

2. 解析方法および結果

解析対象は荷重非伝達型すみ肉溶接継手であり、解析モデルは対称性を考慮し、図1に示すような1/4モデルとした。溶接の脚長は6mm、溶接止端の開き角は135°、曲率半径は0.5mmとした。また、ポアソン比は0.3、ヤング率は $2.1 \times 10^4 \text{ kgf/mm}^2$ 、最小要素寸法は0.025mmとした。応力解析は、法政大学所有の汎用有限要素法応力解析ソフト(FEM4)を用い、平面ひずみ条件下でブローホール無し、ブローホール小、ブローホール大の3種類(図1参照)について行なった。ブローホールの高さと幅の比は2:1とし、ブローホールの高さはブローホール小でのど厚の1/2、ブローホール大でのど厚の5/6とした。

解析によって得られた各モデルでの応力集中係数を図2に示す。図3は止端部、ブローホールの先端部の要素分割図である。図中の矢印は、それぞれで最も高い応力集中の生じる位置を示している。溶接止端で応力集中の生じる位置は、ブローホール無し、小、大で同じである。止端部の応力集中係数はブローホール無しで3.09、ブローホール小で3.04、ブローホール

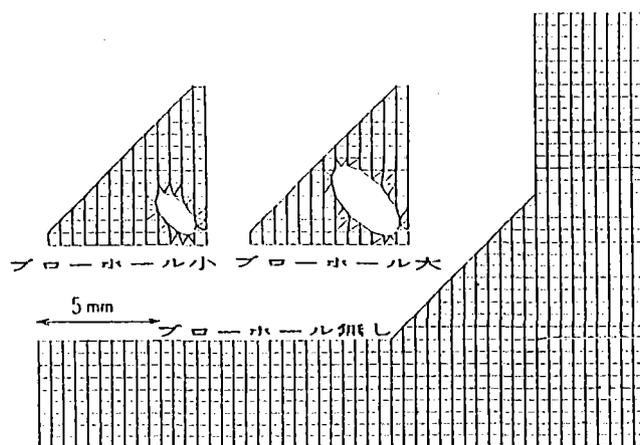


図1 解析モデル

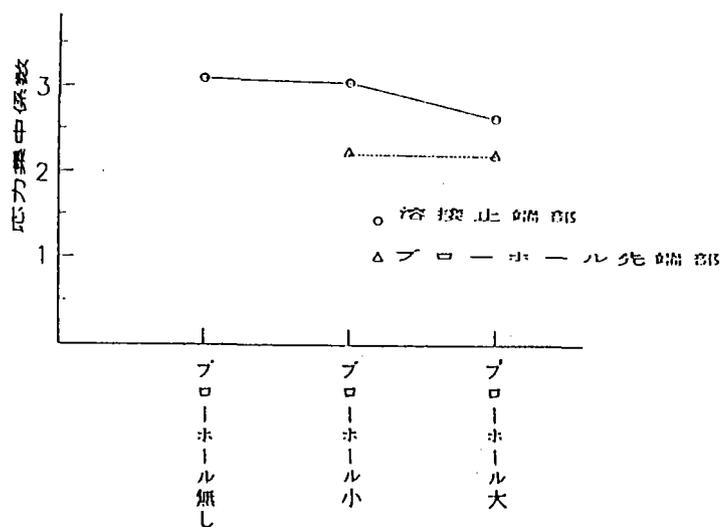


図2 応力集中係数解析結果

大で2.62となっており、ルート部に欠陥があっても止端部の応力集中が高くなることはないことがわかる。また、ブローホール先端の応力集中係数はブローホール小、大で2.21、2.19となっている。このように、ブローホール内壁での応力集中は止端部よりも小さく、したがってブローホールが疲労破壊の起点となる可能性は低い。

疲労亀裂進展解析は、疲労亀裂発生の可能性が高い溶接止端部からの疲労亀裂進展を対象として行なった。初期亀裂は長さ0.1mm、表面での長さ0.2mmの半楕円形の表面亀裂とし、限界亀裂の深さは板厚の80%とした。疲労亀裂進展速度 da/dN と応力拡大係数範囲 ΔK の関係は次式で表わすこととした。

$$da/dN = 5.4 \times 10^{-12} (\Delta K - \Delta K_{th})^3 \quad (da/dN : \text{m/cycle}, \Delta K : \text{MPa}\sqrt{\text{m}}, \Delta K_{th} = 2\text{MPa}\sqrt{\text{m}})$$

解析結果を図4に示す。疲労寿命はブローホールが存在しても、特に短くなることはないことがわかる。

3. まとめ

- ①ブローホール内壁での応力集中は溶接止端部よりも低く、ブローホールが起点となって疲労破壊が生じる可能性は低い。
- ②溶接止端部の応力集中は、ルート部にブローホールが存在しても高くなることはない。
- ③溶接ルート部にブローホールが存在しても、溶接止端部から亀裂が発生する場合に疲労寿命が短くなることはない。

以上より、荷重非伝達型すみ肉溶接継手の溶接ルート部にブローホールが生じたとしても疲労強度上特に問題は生じないと予想される。

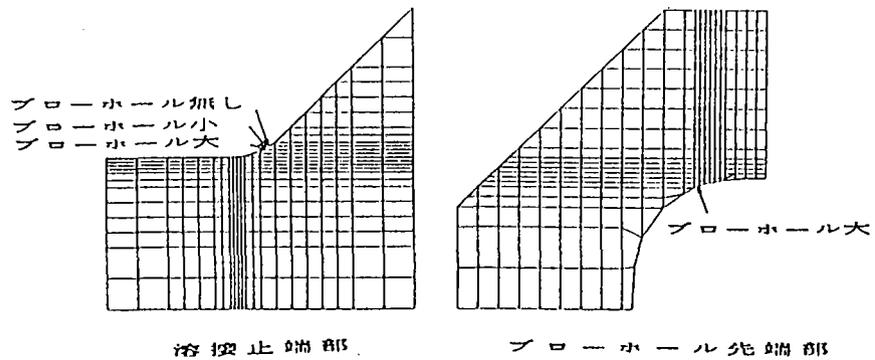


図3 要素分割図

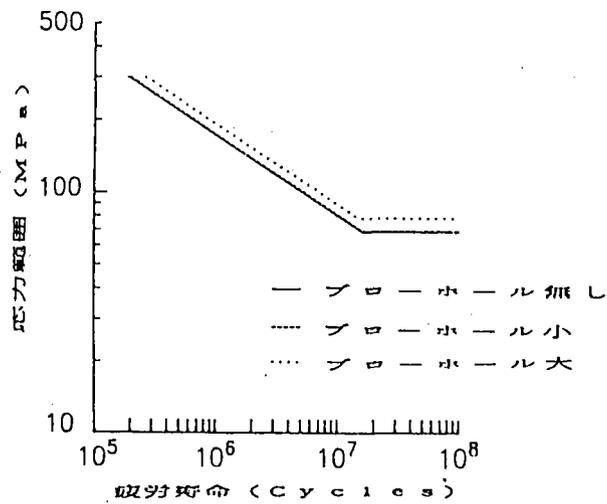


図4 疲労亀裂進展解析結果

土木学会第20回関東支部技術研究発表会講演概要集(平成5年3月)

(I-10) 荷重伝達型十字すみ肉溶接継手の疲労強度に及ぼすルートブローホールの影響

法政大学 学生員 安藤 英樹
 法政大学 学生員 飯島 大介
 法政大学 正 員 森 猛
 法政大学 学生員 貝沼 重信

1. はじめに

すみ肉溶接のルート部には、溶接時の鋼板表面および端面に付着した有機物などが原因でブローホールが発生することも少なくない。特に、鋼板をプライマー付きのまま溶接するとブローホールの発生が著しいとされている。本研究ではルート部のブローホールが荷重伝達型すみ肉溶接継手の疲労強度に及ぼす影響について実験的に検討した。

2. 試験体および試験方法

供試鋼材は板厚16mmのSS400であり、その降伏点は281MPa、引張強度は433MPa、伸びは29%である。この鋼板を所定の寸法に切断し図1に示すようにすみ肉溶接を行った。溶接姿勢は水平、目標脚長は6mmである。溶接は、プライマー付きのままおよび溶接面のプライマーをグラインダー除去した状態で、低水素系の溶接棒を用いた手溶接法(200A-26V-13cm/min)およびCO₂溶接法(250A-30V-12.9cm/min)を用いて行った。溶接の後、図1に示すように切断し、疲労試験に供する試験体を作製した。試験体の形状および寸法を図2に示す。また、表1に各試験体の溶接部の平均寸法および平均欠陥率を示す。

疲労試験は、動的能力±10tfの電気油圧サーボ式材料試験機を用いて片振り引張応力下で行った。その際、ルート部に生じる残留応力の影響を去除く目的で最大応力を200~240MPaとしている。このような試験条件で圧縮残留応力の影響が生じないこと、すなわちルート部で閉口が生じないことは、未溶着部を挟んだ2点間の変位と荷重の関係を調べることでより確かめている。

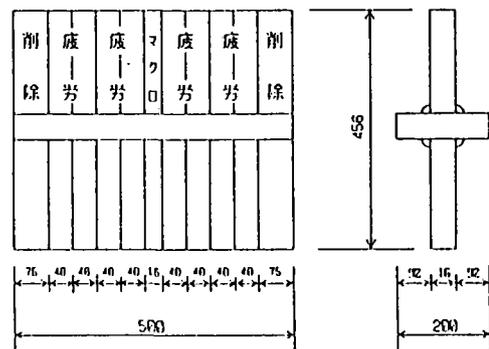


図1 試験体採取位置

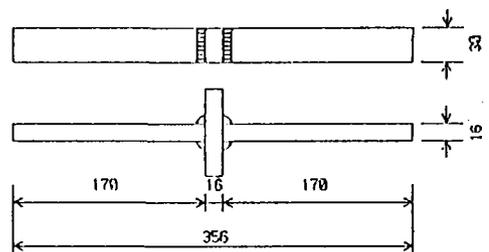


図2 試験体の形状および寸法

表1 平均寸法および欠陥率

試験体	溶接方法	鋼材表面	脚長(mm)	未溶着長さ(mm)	欠陥率(%)
C G	CO ₂ 溶接	プライマー除去	8.69	13.91	0
C B	CO ₂ 溶接	プライマー付き	8.30	14.51	46.7
S G	手溶接	プライマー除去	7.35	15.58	0
S B	手溶接	プライマー付き	7.44	15.50	1.4

3. 試験結果

疲労試験に用いた4種類の試験体の破断面の例を図3に示す。CG、SG試験体にブローホールはなく、脚長および溶込みの変化も少ない。CB試験体には大きなブローホールが多数あり、溶接部表面に開口しているものも少なくない。脚長および溶込みもCG、SG試験体に比べて変化が大きい。SB試験体には小さなブローホールが生じているが、欠陥率は小さく、すべての試験体で2.5%以下であった。

溶接のど部の総断面積で荷重範囲を除することによって求めた総のど断面応力範囲 $\Delta\sigma_G$ で整理した疲労試験結果を図4に示す。総のど断面積は、次式より求めた。

$$\text{総のど断面積} = (\text{サイズ} / \sqrt{2}) \times (\text{板幅})$$

図中の直線群はそれぞれの形式の試験体での疲労寿命に対する $\Delta\sigma_N$ の回帰直線である。また、図中の折線はJSSC疲労設計指針(案)での継手等級Hに対する疲労設計 $\Delta\sigma-N$ 関係である。ブローホールのないCG、SG試験体および欠陥率の低いSB試験体の疲労強度は同程度である。それに比べて、欠陥率の高いCB試験体の疲労強度は低く、JSSCのH等級も満たしていない。

図5は疲労試験結果を、欠陥を除いた純のど断面積を基に求めた純のど断面応力範囲 $\Delta\sigma_N$ で整理したものである。

$$\text{純のど断面積} = (\text{サイズ} / \sqrt{2}) \times (\text{板幅}) \times (\text{欠陥率})$$

すべての形式の試験体で疲労強度は同程度となっている。また、JSSCのH等級の設計曲線は疲労試験データの下限に位置している。

4. まとめ

ルート部にブローホールを含む荷重伝達型十字すみ肉溶接継手の疲労強度は、ブローホールによる減少を考慮した実際ののど断面積に基づく応力範囲を用いれば、ブローホールのない継手と同程度である。

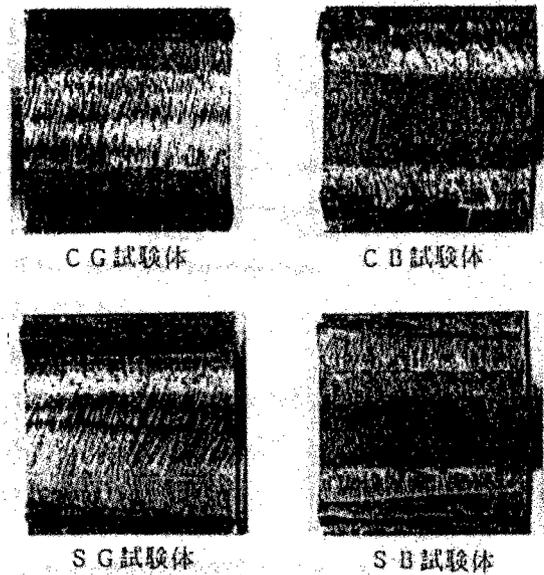


図3 破断面

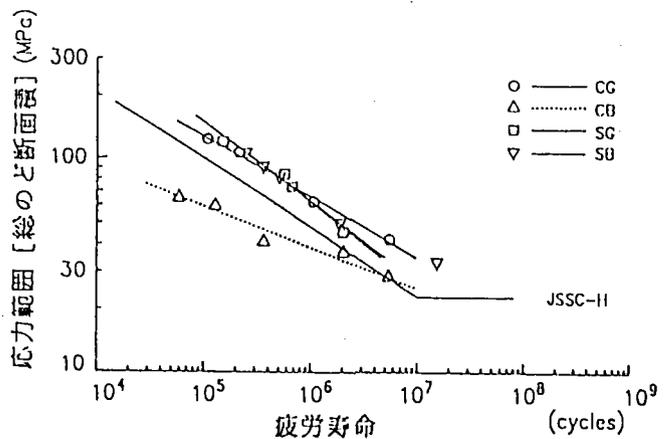


図4 総のど断面積で整理した $\Delta\sigma-N$ 関係

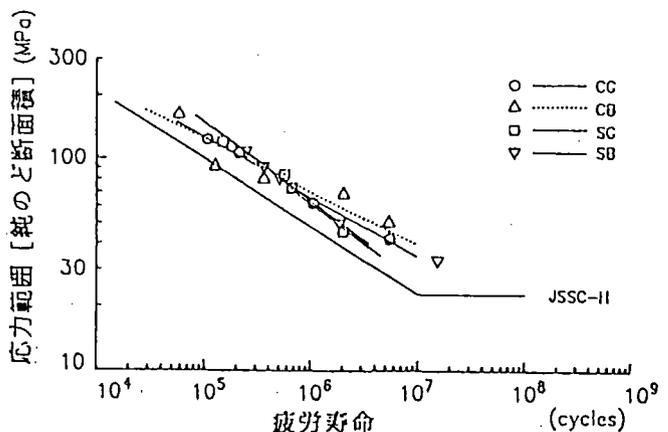


図5 純のど断面積で整理した $\Delta\sigma-N$ 関係

Fatigue Strength of Welded Plate Girders Made by Primed Steel Plates

Takeshi Mori¹⁾, Masato Tanaka²⁾

1) *Department of Civil Engineering, Hosei University, Tokyo, Japan*

2) *Tokyo Steel Rib & Bridge Construction Co., Ltd., Ibaragi, Japan*

ABSTRACT

When steel structures such as steel bridges are constructed, primed steel plates are used to protect against corrosion. In welding of the primed plates, blowholes often occur weld roots. In this study, an influence of blowholes in the roots of fillet welds on fatigue strengths is investigated by fatigue tests on the welded plate girder specimens which have the flange-web welded joints, the vertical stiffener welded joints and out-of-plane gusset welded joints.

INTRODUCTION

When steel structures such as steel bridges are constructed, primed steel plates are usually used to protect against corrosion. In welding of the primed plate, blowholes are apt to occur in weld roots, so the primer is often removed by grinding. However, in order to automate, robotize and make quick the welding processes, it is desired to weld the steel plates as-primed condition.

A blowhole is a gas pore in the weld metal, and cause the reduction of weld area and stress concentration. The blowhole, therefore, is considered to decrease the fatigue strength of a welded joint.

In this study, an influence of blowholes on fatigue strengths of welded joints is investigated through fatigue tests on the plate girder specimens which have the flange-web fillet welds, vertical stiffener fillet welds and out-of-plane gusset fillet welds.

EXPERIMENTAL PROCEDURE

Specimen

Figure 1 shows the configurations and dimensions of the welded plate girders (here-in-after referred to as "girder specimens") and details of welded

joints in the girder specimens. Four girder specimens were made, which have flange-web welds, vertical stiffener welds (small attachments of 50mm long simulate vertical stiffener) and out-of-plane gusset welds. The location of inner side gussets in the No.4 girder specimen is different to other specimens, and those weld toes were finished smooth by grinding. The other welds were left in as-welded condition.

The steel used for flange was JIS SS400 of 12mm thick and the steels used for web, vertical stiffener and gusset were JIS SS400 of 9mm thick. The mechanical properties and chemical compositions of the steels are shown in Table 1. These steel plates were coated with wash-type-primer whose thickness is about 20um.

Flange and web were connected by CO₂ arc welding for No.1 and 2 specimens, and by submerged arc welding for No.3 and 4 specimens. The stiffeners and gussets were attached by shield metal arc welding or CO₂ arc welding. The welding conditions are indicated in Table 2. All the weldings were performed to the as-primed plates.

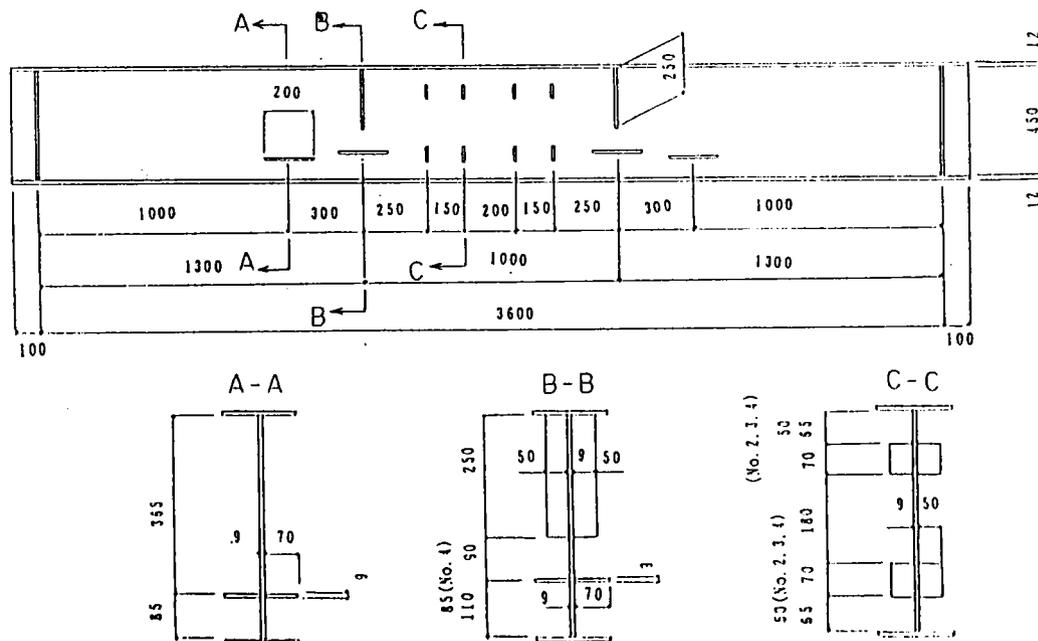


Figure 1 Configurations and Dimensions of Girder Specimens

Table 1 Mechanical Properties and Chemical Compositions of steels

thickness	yield point	tesile strength	elon-gation		
12mm	278MPa	450MPa	31%		
9mm	294MPa	441MPa	29%		
thickness	C	Si	Mn (%)	P	S
12mm	0.20	0.10	0.38	0.027	0.007
9mm	0.19	0.10	0.37	0.024	0.008

Table 2 Welding Conditions

procedure	material	welding condition
shielded metal arc	LB-52 5.0 φ	200A [*]
CO ₂ arc	MX-200 1.2 φ	230A 30V
automatic CO ₂ arc	MX-200 1.2 φ	240A 34V 34cm/min
submerged arc	US-36 4.0 φ	650A 32V 60cm/min
	MF-83 8-48	

Fatigue Test Procedure

Fatigue tests were performed using an electro-hydraulic-servo-type testing machine of dynamic loading capacity 300kN. The method of loading was four points bending. An appearance of fatigue testing is shown in Figure 2. The load waveform was sinusoidal, and the rate of load repetitions was 2.2Hz.

The load range was set at 250kN, in which the maximum load was equal to 260kN and the minimum load was equal to 10kN, for all the girder specimens. The stress range caused by the load range was 141MPa at the flange-web joints, 100 or 110MPa at the stiffener joints, 60 to 75MPa at the as-welded gusset joints and 88MPa at the finished gusset joints.

Fatigue crack initiation and propagation from the joints are observed using the magnetic particle testing. When the fatigue cracks formed at the stiffener joints or gusset joints reached designated length, testing was interrupted and repairs were done by drilling the circular hole (diameter 18mm) at the tips of fatigue cracks and tightening the hole with high-strength bolts (JIS F10T-M16). After then, fatigue testing continued.

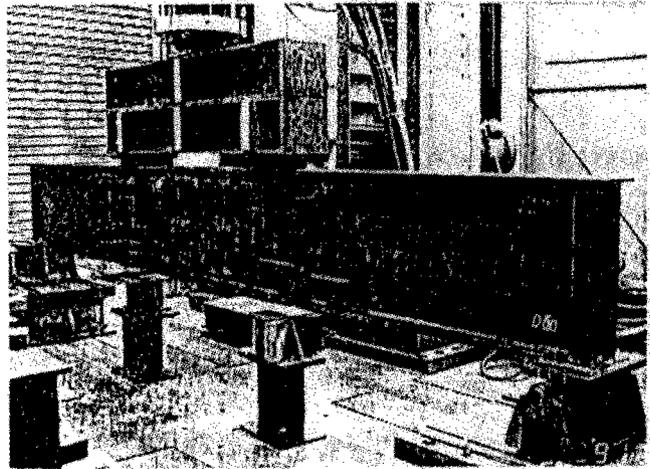


Figure 2 A View of Fatigue Testing

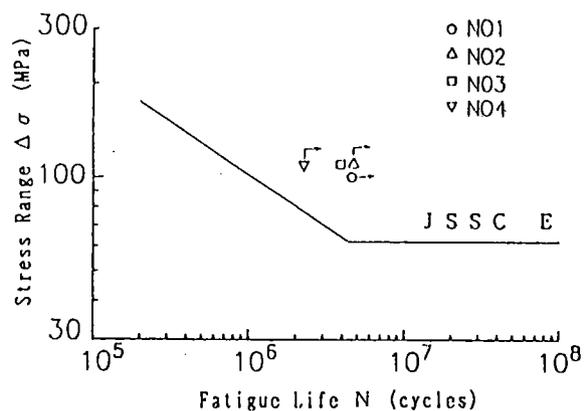


Figure 3 Fatigue Test Results (Stiffener Joint)

FATIGUE TEST RESULTS AND FATIGUE STRENGTH

Fatigue cracks originated from the flange-web joints became extremely long, then fatigue testing was finished. The number of load cycles up to the end of testing on No.1, 2, 3 and 4 specimen was 4,580,000, 4,710,000, 3,890,000 and 2,257,000, respectively.

Vertical Stiffener Welded Joints

Five fatigue cracks observed in No.3 specimen which have eight pairs of vertical stiffeners. In other specimens, a fatigue crack was not observed. The relationship between stress range and fatigue life is given in Figure 3. The fatigue life is the number of stress cycles until fatigue crack propagated to 10mm apart from the end of the stiffener. The solid line indicated in Figure 3 is the design fatigue curve given for the vertical stiffener joints in JSSC (Japanese Society of Steel Construction) Recommendations for Fatigue Design Method [1]. The test results are above the design curve.

The condition of fatigue crack growth is shown in Figure 4. Figure 5

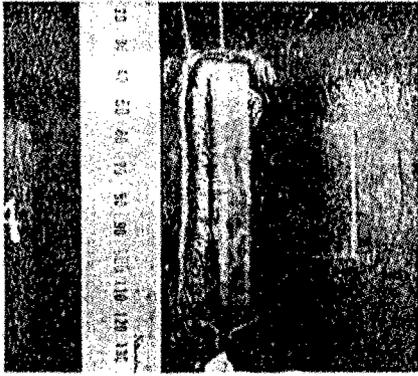


Figure 4 Fatigue Crack in Stiffener Joint

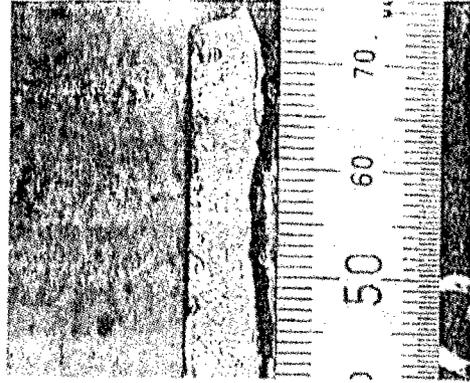


Figure 5 Root Blowhole (Stiffener Welds)

shows the broken fillet weld section along the weld line of stiffener joint. Many blowholes existed in the weld, but the fatigue crack originated from the weld toe and extended along the toe of fillet welds. Therefore, a root blowhole must not become origin of the fatigue crack.

The root blowhole may affect stress concentration at the toe of fillet welds and influence the fatigue strength when fatigue crack initiate from the weld toe. Therefore, two dimensional finite element stress analyses were performed in order to investigate the influence of root blowhole on the stress concentration factor at the weld toe. The analytical results indicate that the blowhole does not increase the stress concentration and does not decrease the fatigue strength.

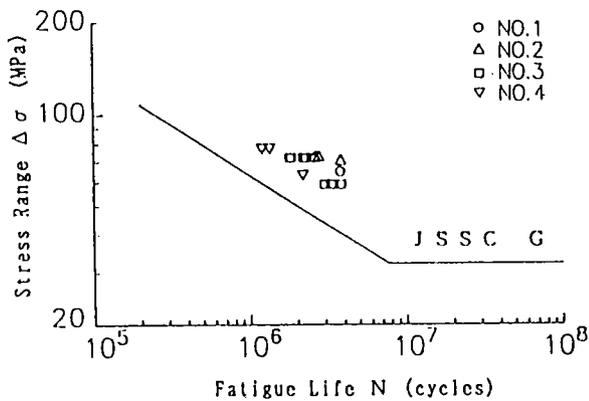


Figure 6 Fatigue Test Results (Gusset Joint)

Out-of-Plane Gusset welded Joints

Fatigue test results are shown in Figure 6. Figure 7 shows the fatigue crack which originated from the toe of fillet weld. Seventeen fatigue cracks were observed in the gusset joints. All the cracks initiated from the weld toe. In these joints, blowholes existed at the weld root as shown in Figure 8 which is a X-ray photograph. Fatigue life indicated in Figure 6 was the number of stress cycles when crack length became approximately 40mm.

Fatigue design curve for out-of-plane gussets specified in JSSC



Figure 7 Fatigue Crack in Gusset Joint

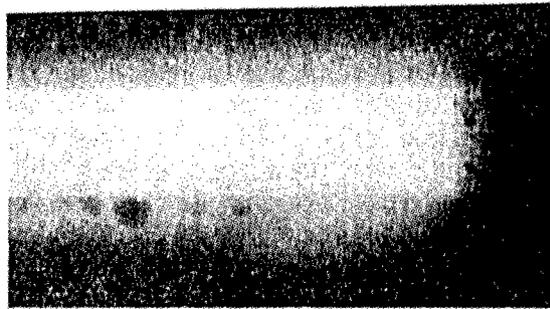


Figure 8 Root Blowhole (Gusset Welds)

Recommendations is also indicated by solid line in Figure 6. All the test results satisfy the corresponding design curve.

The joints with the fatigue cracks longer than about 40mm were repaired by drilling and tightening the hole. There are no initiations of fatigue cracks from the repaired joints.

In the gusset joints whose weld toes were finished, fatigue crack did not observed.

Flange-Web Welded Joints

The number of fatigue cracks appeared on the weld surface of flange-web joint of No.1, 2, 3 and 4 specimen is 11, 1, 1 and 4, respectively. These cracks originated from the blowholes at weld roots as shown in Figure 9. The results of fatigue tests are shown in Figure 10. The design curve given by JSSC Recommendations is located below the test results.

After completion of fatigue tests, flange-web joints were broken along the weld line to observe blowholes at the weld roots and verify the existence of partially propagated fatigue cracks which did not reach the weld surface. Figure 11 shows a example of the broken surface. Many blowholes exist in the weldments and partially propagated fatigue cracks originate from the some blowholes.

Figure 12(a) and (b) show the relationship between fatigue crack occurrence ratio from blowholes and the $2a_c$ value for upper and lower flange-web welds, respectively. The crack occurrence ratio is the ratio of the number blowholes from which crack occurred to the total number of blowholes. The $2a_c$ is the diameter when the blowhole is considered as a equivalent circular crack, and is given by ($2a_c = 0.94 \times W^{0.29} \times H^{0.48}$) [2], in which W and H are width and height of the blowhole, respectively. The values indicated in this figure are the total number of blowholes.

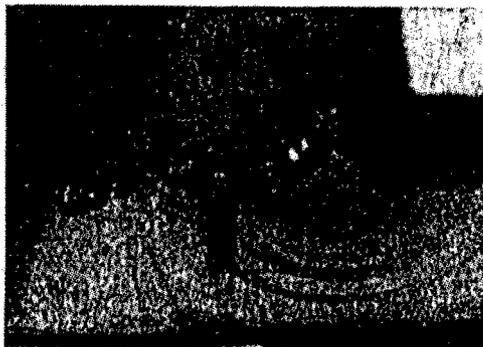


Figure 9 Fatigue Failure Surface (Flange-Web Joint)

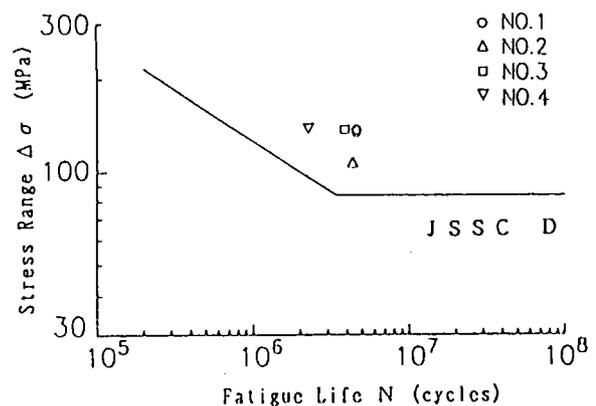


Figure 10 Fatigue Test Results (Flange-Web Joint)

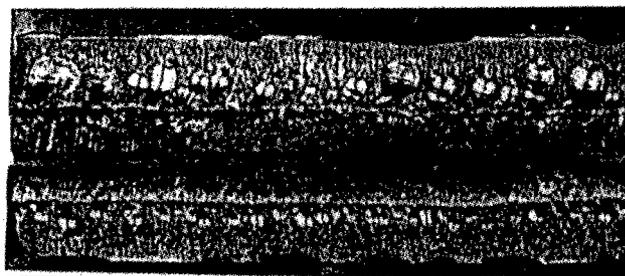


Figure 11 Root Blowhole (Flange-Web Welds)

In the upper welds which are subject to completely compressive cyclic stresses, many fatigue cracks originated from blowholes. The fatigue crack occurrence ratios of upper welds is nearly equal to that of lower welds. The ratio becomes higher as the $2a_e$ value becomes larger.

CONCLUDING REMARKS

The principal results obtained by performing the fatigue tests on welded plate girder specimens made by primed steel plates are as follows.

(1) Fatigue strengths of vertical stiffener welded joints and out-of-plane gusset welded joints are not exerted a baneful influence by root blowholes of fillet welds. Fatigue strengths of these joints satisfy the fatigue design curves for corresponding joints specified by JSSC Recommendations.

(2) Fatigue strength and crack occurrence ratio of flange-web welded joints are controlled by the size of root blowhole in fillet welds. However, the fatigue strength satisfy the fatigue design curve given in JSSC Recommendations.

This study was performed as a part of the activities of the Fabrication Committee (chairman : Chitoshi Miki, Professor, Tokyo Institute of Technology) organized by Japan Steel Bridge Engineering Association.

REFERENCES

1. Japanese Society of Steel Construction, "Recommendations for Fatigue Design Method", JSSC Report No.14, 1989. (in Japanese)
2. Miki,C., Mori,T., Sakamoto,K. and Sasaki,K., "An Analysis of Fatigue Crack Growth from Blowholes in Longitudinal Welded Joints", Proceedings of JSCE, No.386, pp.73-81, 1987.

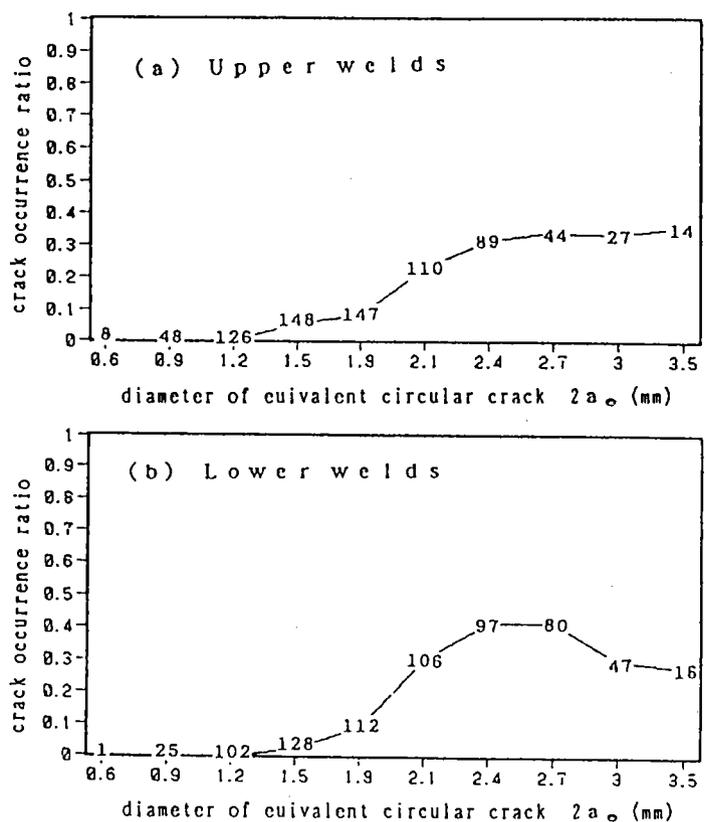


Figure 12 Fatigue Crack Occurrence Ratio from Blowhole