

鋼橋製作における荷重分配横桁フランジの接合方法に関する一考察

南 邦明¹・森 猛²・中野義行³・山野達也⁴・高坂正人⁵・下山康一⁶・米本栄一⁷

¹正会員 ㈱サクラダ 技術開発室開発課(〒272-0002 千葉県市川市二俣新町21)

²正会員 工博 法政大学 教授 工学部土木工学科(〒184-8584 東京都小金井市梶野町3-7-2)

³正会員 ㈱酒井鉄工所 生産企画部橋梁企画課(〒590-0831 大阪府堺市出島西町3-1)

⁴正会員 高田機工㈱ 技術研究所技術開発課(〒649-0111 和歌山県海草郡下津方1375-1)

⁵川崎重工工業㈱ 野田製造部 生産技術グループ(〒299-0268 千葉県野田市二ツ塚118)

⁶㈱日本製鋼所 室蘭製作所 機器・橋梁システム部(〒051-8505 北海道室蘭市茶津町4)

⁷正会員 工修 片山ストラテック㈱ 橋梁製造課(〒551-0021 大阪市大正区南恩加島6-2-21)

鋼橋で最も広く用いられている桁形式はI桁と箱桁である。これらの荷重分配横桁フランジと主桁ウェブの接合は、作用する応力の大きさに関わらず完全溶込み溶接で行われている。しかし、この部位に作用する応力の大きさは様々であり、必ずしも完全溶込み溶接が必要でない場合も多いと考えられる。本論では、作業環境の改善および製作コストの削減を図ることを目的とし、横桁フランジと主桁ウェブの接合に、部分溶込み溶接を適用することを考え、以下の検討を行った。まず、設計計算書の格子解析から求まる、横桁取合部に作用する応力の現状調査を行った。そして、この継手の溶接施工試験を行い、引張強度を調べた。さらに、疲労への影響について検討し、部分溶込み溶接の適用の可否についての考察を行った。

Key Words : fabrication, rationality, partial penetrated welding, welding procedure test, cross beam

1. はじめに

鋼橋で最も多く使用される橋梁形式は、I桁と箱桁である。これらの荷重分配横桁の設計では、主桁のウェブ高の70~80%を目安に横桁のウェブ高が決められ、そして、フランジ幅および板厚などの断面形状が決定される。応力照査は、橋軸直角方向に作用する曲げモーメントが最大となる格点でのみ行われ、ここで照査された断面が全横桁の断面構成となる。このため、それぞれの横桁に作用する応力は小さくなるものと考えられるが、各横桁に作用する応力の分布状態はあまり知られていない。

分配横桁の製作において、横桁ウェブと主桁ウェブの接合は、一般にすみ肉溶接(Fillet Welding : 以下、Fi 溶接)で行われるが、横桁フランジと主桁ウェブの接合は、作用する応力の大きさに関わらず完全溶込み溶接(Full Penetrated Welding : 以下、FP 溶接)で行われている(図-1, 写真-1)。しかし、この部位に作用する応力は様々であり、必ずしもFP溶接で行う必要がない箇所もあるものと考えられる。

通常、FP溶接を行う場合、図-2に示すように、

2mmのルートフェイスを有するレ型あるいはK型開先で行われ、開先形状は板厚によって選定される。これらの選定基準は製作会社によって異なり、開先角度も同様である。図-3はK型開先での施工例を示すが、一般的には主桁ウェブ面を水平にし、横向き姿勢での溶接作業となる。施工は、まず左側の開先内の溶接を行う。次に、ルートフェイスの未溶着部をアークエアーガウジング(以下、ガウジング)で削除し、その後、もう一方(右側)の開先内の溶接を行い、作業は完了する。その時のガウジング作業は、大きな騒音を発生し、また大量に粉塵が生じるなど、劣悪な作業環境下で行わざるを得ない。また、ガウジングで削除した溶接部を再溶接することとなり、鋼材の材質は低下し、変形量も大きくなる。さらに、作業効率の低下や、溶接品質の低下、製作コストの上昇などの問題も発生する。

本論は、作業環境の改善、溶接品質の向上、および製作コストの削減を図ることを目的に、I桁と箱桁(両桁ともに鋼床版は除く)の分配横桁(端部およびおよび中間支点上の横桁も除く)を対象に、横桁フランジと主桁ウェブの接合に関して、ガウジング作

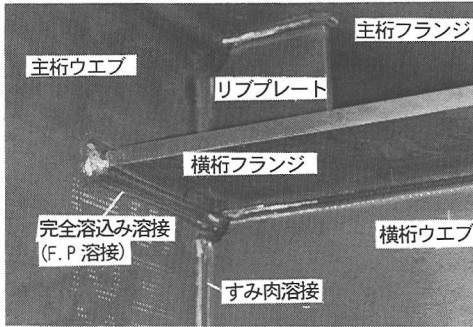


写真-1 横桁取合部の構造詳細(1桁)

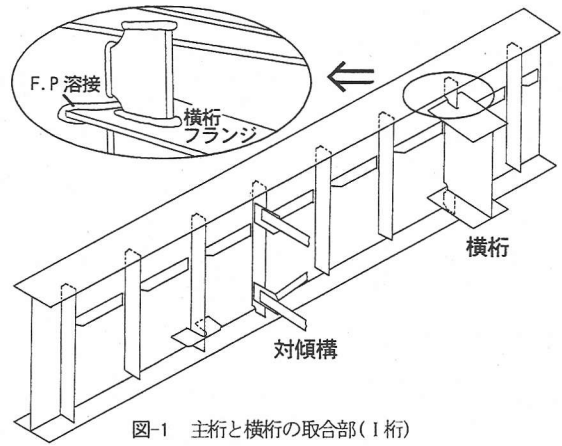


図-1 主桁と横桁の取合部(1桁)

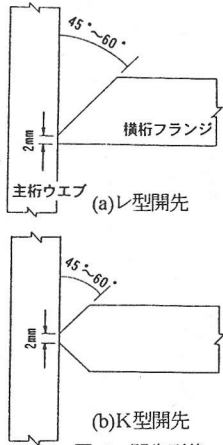


図-2 開先形状

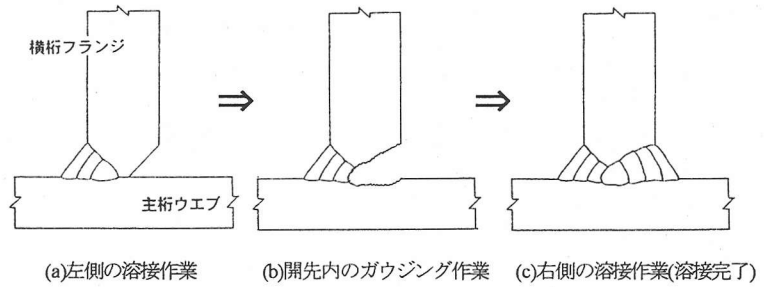


図-3 横桁取合部の製作手順(K型開先)

業を行わない部分溶込み溶接(Partial Penetrated Welding : 以下、P.P溶接)を適用することを考え、以下の検討を行った。まず、横桁取合部に作用する応力の現状調査を行うため、複数の設計計算書を利用して、格子解析から求まる横桁フランジに作用する応力の調査を行った。そして、溶接施工試験を行い、P.P溶接の溶接品質を調べるとともに、引張試験を行った。その際、溶込み量を計測し、P.P溶接の有効のど厚算定法の提案も行った。さらに、P.P溶接の疲労への影響について検討し、最後に、横桁取合部におけるP.P溶接の適用性についての考察を行ったので、これらの結果を報告する。なお、本論で言うP.P溶接とは、横桁フランジの板厚に関わらず、2mmのルートフェイスを残した溶接を意味する。

2. 分配横桁取合部に作用する応力の現状調査

(1) 概要

設計計算書には、橋軸直角方向に作用する曲げモーメントが最大となる格点のみの応力照査結果が掲載されており、その他の格点の応力状態は、不明であ

る。そこで、設計計算書に示されている各格点の橋軸直角方向の曲げモーメントを用いて、横桁取合部に作用する応力を調べた。

(2) 調査方法

応力調査は、平成 10,11 年に建設された(製作会社の異なる橋梁) I 桁および RC 床版箱桁の中から任意に抽出した 23 橋に対して行った。調査は、横桁取合部の F.P. 溶接部に作用する応力であり、設計計算書の格子解析で算出される全格点(箱桁の場合はウェブの位置)の曲げモーメントから算出したものである。曲げモーメントの計算に用いた荷重は、死荷重+活荷重、および活荷重の 2 ケースである。調査箇所は、I 桁では 15 橋(204 箇所)、箱桁では 8 橋(158 箇所)の格点部における応力を調べた。なお、I 桁、箱桁ともに調査対象は分配横桁のみであり、端部および中間支点上の横桁は除いた。また、I 桁では、ねじれ剛性がほとんどないので、両サイド(多主桁において断面方向で見た両端の主桁)の主桁では、橋軸直角方向の曲げモーメントはほぼ 0 となる。そこで、両サイドの主桁は除くこととし、さらに、少数主桁橋も対象外とした。

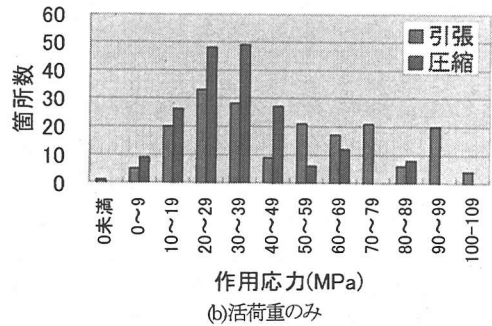
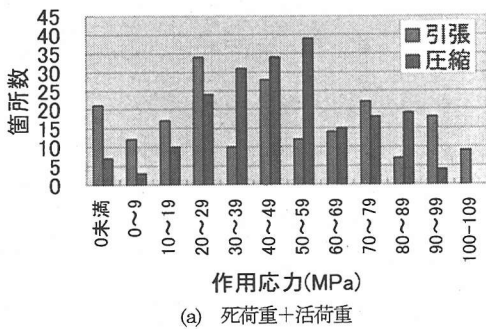


図-4 I桁に作用する応力の調査結果

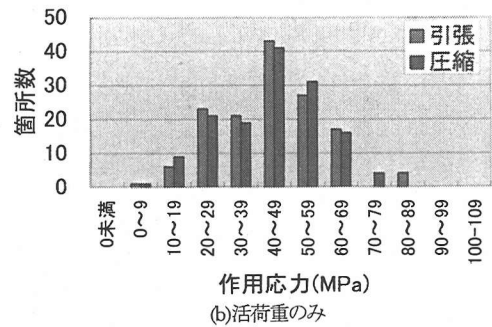
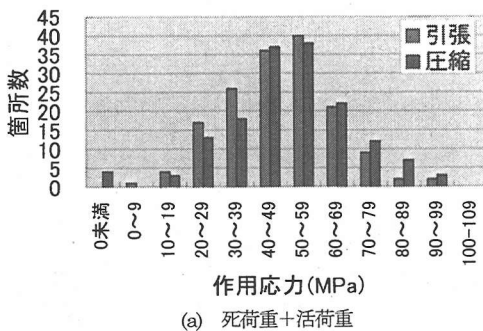


図-5 箱桁に作用する応力の調査結果

表-1 調査結果の平均

橋梁形式	荷重	引張強度	圧縮強度
I桁	死荷重+活荷重	42.0MPa	46.9MPa
	活荷重のみ	49.2MPa	34.2MPa
箱桁	死荷重+活荷重	48.4MPa	49.8MPa
	活荷重のみ	44.2MPa	43.7MPa

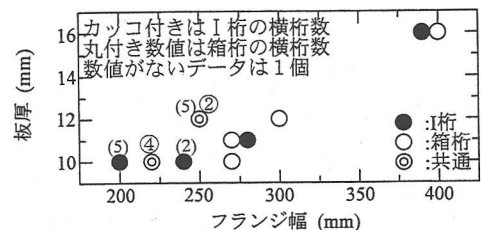


図-6 フランジの断面構成の集計データ

(3) 調査結果

調査結果を図-4.5 に示す. 縦軸は箇所数, 横軸は応力で表したものである. 図中の引張は, 各格点に作用する最大曲げモーメントに対する応力であり, 圧縮は最小曲げモーメントに対する応力を示している. すなわち, 各格点における横桁下フランジの取付部における応力である. また, 調査結果を平均した値を表-1 に示した.

I桁の調査結果(図-4)では, 死荷重+活荷重のデータではばらつきがあり傾向は明確でないが, 活荷重のみ作用した場合では, 20~40MPa の応力分布が卓越し, 応力が高くなるに従い, 箇所数は少なくなる傾向が示された. また, 表-1 の平均値で見た場合, 最大曲げモーメントが生じる引張応力は, むしろ活荷重のみの方が, 死荷重+活荷重よりも若干であるが, 平均値が大きかった. これは, I桁に

おいて死荷重のみでは, 負の曲げモーメントとなることが多いからである. このため, 最小曲げモーメントが作用する圧縮応力の平均では, これとは逆に, 死荷重+活荷重の方が大きくなっていった. しかし, 箱桁では(図-5)ばらつきも少なく, 40~60MPa の応力分布が卓越する凸型の分布を示した.

I桁および箱桁ともに, 横桁に作用する応力の約75%は 60MPa 未満であり, 許容応力(140MPa:SM400)の1/2以下の横桁が大半であった. また, 曲げモーメントが最も大きくなる, 死荷重+活荷重が作用した場合の平均値は, I桁では 42.0, 46.9MPa のそれぞれ引張・圧縮の応力が, 箱桁ではそれぞれ 48.4, 49.8MPa の応力しか作用していなかった.

(4) 考察

横桁に作用する応力は, 小さいことを示した. こ

表-2 溶接施工試験パラメータⅠ(板厚, 開先形状)

ケース	開先形状	ノットフェイス	板厚	製作会社
Case1	K型	2mm	12mm	A社
Case2			16mm	B社
Case3		4mm	12mm	C社
Case4	レ型	2mm	12mm	D社
Case5			16mm	E社
Case6		4mm	12mm	F社

表-3 溶接施工試験パラメータⅡ(接合方法, 開先角度, ワイヤー)

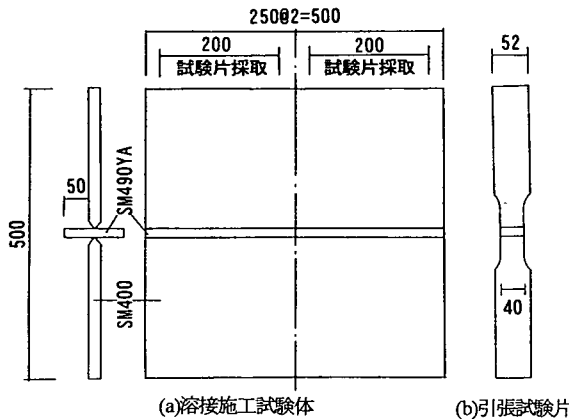
タイプ	接合方法	溶接材料	開先角度
Type1	部分溶込み溶接(PP)	ソリッド	45°
Type2		フラックス	
Type3		ソリッド	60°
Type4		フラックス	
Type5	完全溶込み溶接(F.P)	フラックス	45°
Type6	すみ肉溶接(Fi)	フラックス	-

表-4 使用材料の化学成分および強度(SM400)

ケース	化学成分(%)					強度(MPa)	
	C	Si	Mn	P	S	YS	TS
Case1	0.16	0.15	0.54	0.016	0.002	280	441
Case2	0.15	0.20	0.67	0.012	0.002	278	437
Case3	0.17	0.12	0.48	0.013	0.006	311	451
Case4	0.18	0.09	0.61	0.017	0.007	299	448
Case5	0.17	0.16	0.51	0.016	0.005	279	432
Case6	0.07	0.23	1.47	0.008	0.003	301	417

表-5 溶接ワイヤの銘柄および強度

ケース	ソリッド			フラックス入り		
	銘柄	YS	TS	銘柄	YS	TS
Case1	MG-50	420	570	MX-Z200	530	590
Case2	YM-26	460	560	MX-Z200	530	590
Case3	KC-50	460	550	PL-22	530	590
Case4	YM-26	460	560	MX-Z200	530	590
Case5	YM-26	460	560	MX-Z200	530	590
Case6	MG-50	420	570	MZ-200	530	590



(a)溶接施工試験体 (b)引張試験片
図-7 試験体形状

表-6 溶接施工条件およびパス数

ケース	溶接条件 (注1)		パス数 (注2)		
	電流(A)	電圧(V)	PP		
			45°	60°	F.P
Case1	260~310	31~34	2	3	2
	250~280	30~32	2	3	5
Case2	240~260	36	2	3	2
	220~240	35	2	3	4
Case3	240~260	32~34	1	1	2
	220~240	34	1	1	3
Case4	240~260	22~24	5 or 6	9	5
	240~280	28~30	1	1	5
Case5	200~250	31~34	7	11	7
	210~230	29~30	1	1	3
Case6	275~290	28~29	2	3	-
	270~285	28~29	1	1	-

(注1)上段はソリッド, 下段はフラックス入りの溶接条件
(注2)上段は左側の開先内, 下段は右側の開先内のパス数

の理由は先にも述べたように、荷重分配横桁を設計する時、通常、主桁のウェブ高の70~80%を目安に横桁のウェブ高が決定され、横桁断面が決まる。そして、橋軸直角方向に作用する曲げモーメントが最大となる格点でのみ応力照査が行われ、ここで照査された断面が全横桁の断面となる。このため、それぞれの横桁に作用する応力は、小さくなったものと言える。

以上のように、応力のみで判断すれば、横桁の断面は大きすぎるように思われる。図-6は、応力調査した横桁のフランジ幅と板厚の関係を示したものである。使用鋼材はSM400が一般に使用され、一部のデータを除けば、板厚は10~12mm、フランジ幅は200~300mmであり断面は小さい。次に、ウェブでは、板厚は全データで9mmを使用していた。以上の

ように、横桁の断面は小さく、ウェブ高を低くしない限り断面剛性は小さくならない。しかし、これを小さくすると荷重分配効率が低下し、主桁の断面が大きくなることも考えられる。これに配慮して、現在の設計では、主桁ウェブ高の70~80%としているものと思われる。すなわち、応力以外の関係も含めた横桁の断面性能が要求されるので、応力的には小さくてもある程度の剛性が必要と言える。

(5) まとめ

横桁取合部に作用する応力は様々であり、平均値は50MPa未滿と低かった。また、著者らは、設計値と実構造との違いを定量的に調べるため、1つのI桁橋を対象に、これをモデル化してFEM解析を行い、横桁取合部に作用する応力を解析的に調べ

表-7 作業時間と作業時間比

Type	Type1		Type2		Type3		Type4		Type5		Type6		
接合方法	部分溶込み溶接											完全溶込み溶接	すみ肉溶接
溶接材料	ソリッド		フラックス入り		ソリッド		フラックス入り		フラックス入り		フラックス入り		
開先角度	45°				60°				45°		-		
作業時間	時間(秒)	比*	時間(秒)	比*	時間(秒)	比*	時間(秒)	比*	時間(秒)	比*	時間(秒)	比*	
Case1	182	1.94	228	2.43	310	3.30	354	3.77	622	6.62	94	-	
Case2	190	1.79	236	2.23	360	3.40	466	4.40	743	7.01	106	-	
Case3	108	0.92	124	1.06	142	1.21	167	1.43	492	4.21	117	-	
Case4	221	2.29	198	2.05	345	3.58	329	3.40	599	6.20	97	-	
Case5	381	3.28	448	3.86	525	4.52	764	6.59	950	8.19	116	-	
Case6	179	1.72	190	1.83	240	2.31	240	2.31	-	-	104**	-	

*:作業時間比はすみ肉溶接に対する割合(すみ肉脚長6mm換算)

** : Case1~Case5の平均値とし、この時間で時間比を算出

た^り、この解析モデルでは、設計値(格子解析値)と比較するため、床版の剛性を考慮しなかったにも関わらず、解析値は、設計値の78%しか作用しない結果となった。実構造では床版の剛性もあり、作用する応力はさらに小さくなるもの考えられる。

以上のことから判断すると、すべての横桁取合部でF.P溶接が必要であるとは言えない。

3. 部分溶込み溶接(P.P溶接)施工試験

(1) 概要

本章では、P.P溶接の溶接品質、作業効率および引張強度を調べることを目的に、溶接材料、開先形状および板厚をパラメータとして、横桁フランジの溶接部を想定した溶接施工試験を実施した。

(2) 溶接施工試験のパラメータ

溶接施工試験は、表-2に示す6個のCaseをそれぞれ異なる6製作会社で作業を分担した。さらに、表-3に示す6個のTypeを各Caseで行うこととした。ただし、Case6では、F.P溶接、Fi溶接は行わないこととし、合わせて34(=6×6-2)のパラメータによる施工試験を実施した。

表-2に示す6つのCaseは、開先形状、ルートフェイスおよび板厚を変化させた。これらの形状は、図-2に示すように、通常の横桁で用いられるものであるが、Case3、Case6のルートフェイス4mmについては、開先加工を行う時、最大で±1mm程度の加工誤差が生じる場合があるので、2mmの誤差が生じたものを想定した試験体である。

表-3に示す6つのTypeは、接合方法、溶接材料および開先角度を変化させた。接合方法は、引張強度および作業効率の比較を行うため、F.P溶接、Fi溶接も行った。横桁の製作は、通常、炭酸ガス溶接で行い、この溶接材料は2種類のワイヤーがあるの

で、この違いをパラメータとした。また、開先角度の違いによる溶込み量および作業効率の差異を調べるため、開先角度を変化させた。

(3) 試験体の説明

試験体形状は、図-7(a)に示すように、横桁フランジと主桁ウェブの接合を想定した十字継手試験体である。

使用鋼材は、開先を有する鋼材(横桁フランジを想定した)はSM400とし(表-4)、もう一方の鋼材はSM490YA(12mm)とした。これは、横桁では、通常SM400を使用し、主桁ウェブではSM490YAを使用するからである。次に、溶接材料は表-5に示す溶接ワイヤーを使用し、公称の降伏強度(Yield Strength: Y.S)、引張強度(Tensile Strength: T.S)も示した。これらの材料は490N/mm²鋼材用の材料であり、炭酸ガス溶接のワイヤーでは400N/mm²鋼材用の溶接材料ではなく、通常、これらの材料を使用する。すなわち、横桁フランジではオーバーマッチングジョイントとなっている。

溶接施工試験体の幅は、図-7(a)に示すように500mmであり、1つの試験体で2つのパラメータを左右に分けて行い(例えば、左側をType1、右側をType2)、1つのCaseで3体の試験体を製作した。また、開先加工は、溶込み量を精度良く計測するため機械加工とした(Type1~4のみ)。次に、図-7(b)に示す引張試験片(JIS Z3121, 1号試験片に準ずる)は、溶接終了後、溶接施工試験体の200mmの幅を切断して各Type毎に3体取り出し、合わせて102個(=6×6×3-6)の引張試験片を作成した。なお、溶込み量を計測するため、引張試験片の両断面をマクロ試験と同様の手順で腐食させ、引張試験片はマクロ試験体を併用させた。

(4) 溶接施工と作業効率

溶接施工は、横桁取合部と同じ作業となるよう横

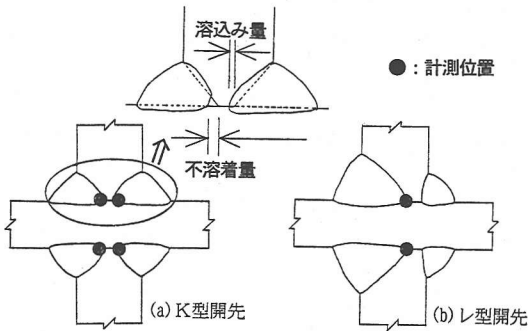
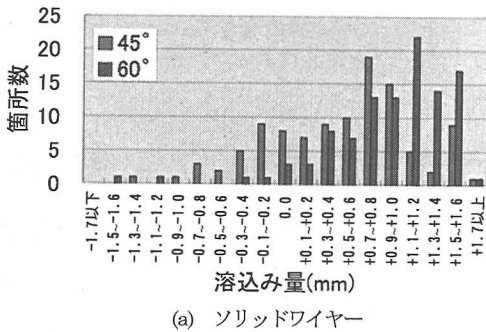


図-8 溶込み量計測位置



(a) ソリッドワイヤー

表-8 溶込み量の平均値 (単位: mm)

Type	Type1	Type2	Type3	Type4
溶接材料	ソリッド	フラックス	ソリッド	フラックス
開先角度	45°		60°	
Case1	+0.7	* -0.2	+1.0	* -0.2
Case2	+0.4	+0.2 -0.7	+1.0	+0.7 -0.6
Case3	-0.4	-0.6	+0.1	-0.4
Case4	+0.9	** -1.3	** +1.3	** -0.5
Case5	+1.4	+1.1 -1.3	-1.0	+1.3 +0.3
Case6	+0.9	-0.5	+1.1	-0.5
平均値	+0.5***	-0.7***	+0.9***	-0.3***

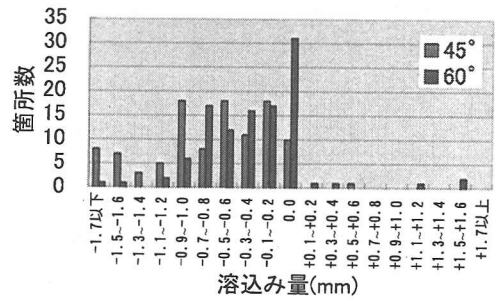
(+: 溶込み量)

(-: 不溶着量)

*: K型開先の場合(Case1~Case3の平均値)

** : L型開先の場合 Case4~Case6の平均値)

***: 全体平均(Case1~Case6の平均値)



(b) フラックス入りワイヤー

図-9 溶込み量の計測結果

向き姿勢で行い、溶接脚長は、6mm を目標に炭酸ガス溶接で行った。表-6 は、その時の溶接条件およびパス数を示したものである。なお、これらの条件は、溶接作業実施者が作業し易い条件で行ったものであり、あらかじめ指定したのではない。

表-7 は、T継手に必要な作業時間(十字継手の半分の時間)を測定した結果である。これらの時間は、溶接時間だけでなく、スラグ除去時間、ガウジング時間なども含んでおり、2面の溶接作業に必要な総時間である。溶接施工試験体では、1つの Type で 250mm の溶接を行っており、この長さは平均的なフランジ幅である(図-6 参照)。すなわち、これらの時間は、横桁フランジの取付けに必要な時間と言える。また、表中に示す時間比は、Fi 溶接の作業時間に対する割合(すみ肉脚長 6mm 換算)である。なお、Case6 では、Fi 溶接を行っていないので、Case1~Case5 の Fi 溶接の作業時間を平均し、この平均値に対する時間比で示した。

F.P 溶接では、ガウジングに要する時間や、ガウジングを行った開先側ではパス数が増えた(表-6 参照)ことによる溶接時間で、Fi 溶接に比べ平均すると板厚 12mm では 5.7 倍、板厚 16mm では 7.6 倍となっていた。また、P.P 溶接と比較すると、2.12~3.96 倍の作業時間となった(Type5 を Type2 で割つ

た場合)。これらを平均すると(横桁に様々なディテールが適用されることを想定した場合)3.0 倍となり、F.P 溶接を行っている部位を P.P 溶接に変更することにより、作業効率が 1/3 となる。なお、溶接施工試験では、手元にガウジング機器やスラグ除去機器などが用意されているので、これらの機器の搬送時間は含まれていない。しかし、実施工においては、この搬送時間やエアース準備時間などもあり、F.P 溶接の作業時間は、さらに多くなるものと考えられる。

次に、P.P 溶接において、開先角度によって作業時間が異なることは言うまでもないが、同じ開先角度であっても、溶接ワイヤーによっても作業時間は異なっていた。これはフラックス入りワイヤーでは、スラグが多く、各パス毎にこれを除去しなければならず、この作業に要する時間が増えたことで、ソリッドワイヤーに比べ、フラックス入りワイヤーでは作業時間が長くなるケースが多かった。

作業効率(時間比)の傾向は、各 Case によって異なっており、ルートフェイス 4mm で行ったものでは溶着量が少なく、特に Case3 では 1 パスで行っているため、Fi 溶接に対する変化が少ない。次に、板厚、ルートフェイスが同じで、開先形状による違いは(例えば、Case2 と Case5 を比較)、ほとんどの

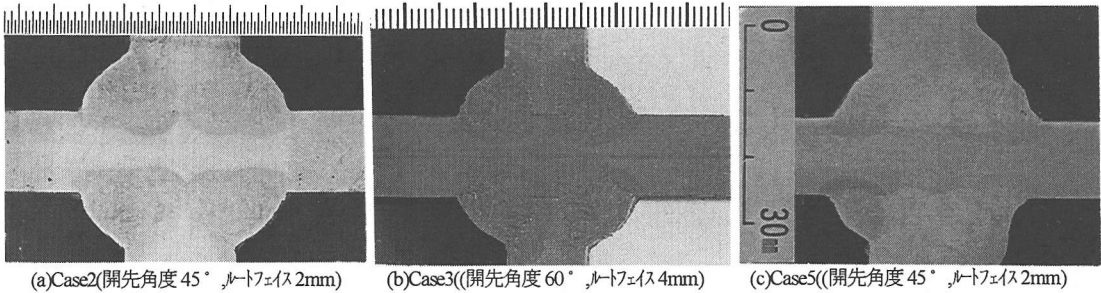


写真-2 ソリッドワイヤーを用いた場合のP.P溶接のマクロ断面の一例

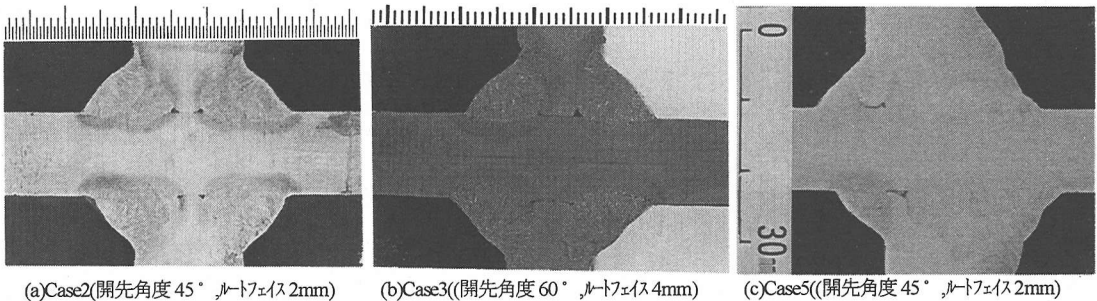


写真-3 フラックス入りワイヤーを用いた場合のP.P溶接のマクロ断面の一例

ケースにおいて、レ型開先の方が作業時間は長かった。これは、レ型開先の方が溶着量は多く、表-6から判るようにパス数が多くなっているからである。これらの結果から、作業効率を考慮した場合、開先角度は45°で行い、ソリッドワイヤーの使用が有効であると言える。また、板厚や開先形状によっても異なるが、平均すればP.P溶接はF.P溶接に比べ、作業時間は約1/3であり、P.P溶接を適用すれば製作の合理化が可能である。

(5) 溶込み量の計測結果

溶込み量の計測は、引張試験を行う前に実施し、図-8に示すように、1つの引張試験片でK型開先では片面4箇所(表裏面合わせて8箇所)、レ型開先では片面2箇所(表裏面合わせて4箇所)計測し、各Case各Type合わせて324箇所を測定した。

図-9は、溶接ワイヤーおよび開先角度を考慮して整理した計測結果である。縦軸には箇所数、横軸には0.2mmピッチで示した溶込み量であり、マイナスで表示したものは、溶込んでいない長さ(不溶着量)を示している。また、表-8はこれらのデータを各Case各Type毎に平均したものである。写真-2,3は、それぞれソリッドワイヤーおよびフラックス入りワイヤーを用いた場合のマクロ写真の一例を示す。

表-9 完全溶込み率 (単位: %)

Type	Type1		Type2		Type3		Type4	
溶接材料	ソリッド		フラックス		ソリッド		フラックス	
開先角度	45°				60°			
Case1	8	8*	0	0*	83	75*	0	0*
Case2	8		0		67		0	
Case4	100	88**	0	0**	100	100	0	8**
Case5	75		0		100		17	

*: K型開先の場合(Case1~Case2の平均値)

** : レ型開先の場合(Case4~Case5の平均値)

図-9に示すように、溶込み量の分布状態は、ソリッドワイヤーでは多くのデータで、開先角度に関わらず母材に溶込んでいるが(0以上)、フラックス入りワイヤーでは、逆にほとんどのデータで、溶込みが得られなかった(0以下)。写真-2,3を見ても判るように、同じ溶接業者(同じCase)が施工しても、ソリッドワイヤーの方が溶込み量は大きいと判断できる。ソリッドワイヤーでは、平均すればK型開先では0.5mm、レ型開先では1.2mm程度の溶込みが期待できる結果となった。しかし、フラックス入りワイヤーでは、溶込みが浅く、また、スラグがすべてビード表面に浮上せず、一部が開先の先端に残っていた。これらの影響もあって、十分な溶込みが得られず、平均すれば0.5mm程度の不溶着部が発生した。表-8に示すCase1~6の平均値と比較すると、溶接ワイヤーの違いにより、1.2mmの差が生じていた(開先

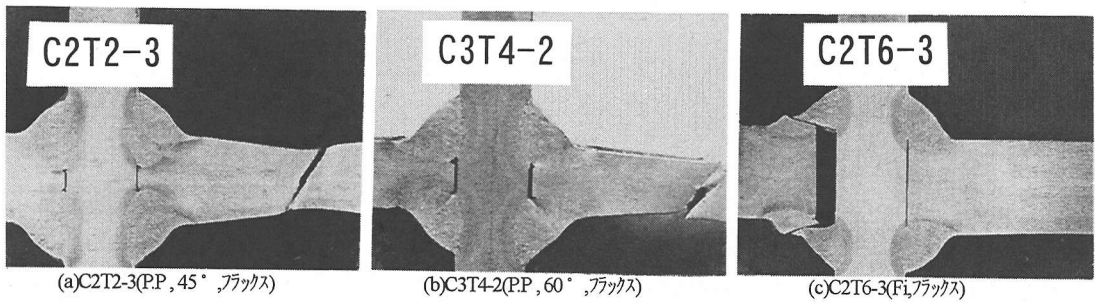


写真-4 引張試験断面の一例

角度45°、60° 両者ともに). 開先角度による影響も多少あり, ソリッドワイヤー, フラックス入りワイヤーともに, 60° 開先の方が0.4mm, 深く溶込んでいた.

次に, 開先形状による違いは, ソリッドワイヤーにおいて, K型開先(Case1-3)の方が溶込み量の平均値が小さかった. K型開先で溶込みが少ない要因として, 開先内の溶接を行う時, はじめに行った側(例えば, 図-3では左側)は, ガス抜けの関係で溶込みが若干深くなる. すなわち, レ型開先(Case4-6)では開先内の溶接を行った後にFi溶接を行っているので, はじめに行った側だけを計測している. しかし, K型開先は両方の計測を行っていることもあって, 溶込み量の平均が若干小さくなったものと考えられる. もう1つの原因としては, 施工による誤差であり, Case3のデータでは溶込みが少なく, この影響でK型開先の平均値が小さくなった. 写真-2(b)に示すように, Case3では, 母材への溶込みは十分得られているが, 1パスで施工しており, 適切な等脚のビード形状とするために, 狙い位置(溶接ビードの中心位置)が開先の先端ではなく, 母材側にずれており, この影響で開先先端での溶込み量が少なくなったものと考えられる. 図-9(a)に示されているマイナスのデータのほとんどが, このCase3のデータであり, これを除けばソリッドワイヤーでは, ほとんどがプラス(溶込んでいる)のデータであった. 次に, フラックス入りワイヤーでの開先形状による違いは, 60° 開先の場合 (Type4), ソリッドワイヤーと同様の結果であったが, 45° 開先の場合 (Type2), レ型開先の方が不溶着量は大きかった. しかし, この特別な理由はなく, これは施工による誤差と考えられる.

次に, 表-9 は, ルートフェイスを2mmで行ったCaseで, ガウジングを行わなくてもFP溶接となった確率を示したものである. これらの計測結果は, 1つの引張試験片で表裏合わせて4箇所を計測し,

1つのTypeで12箇所の計測結果から算出したものである.

これらの傾向は, 表-8の結果と同様であるが, ソリッドワイヤーでは, さらに開先形状による溶込みの違いが大きく現れた. 特に, 45° 開先(Type1)では, その特徴がはっきりとしていた. レ型開先で溶込みが深く, 完全溶込み率が高くなったもう1つの理由としては, 片側の溶接をFi溶接で行っており, 開先内の溶接を行うよりも溶込み量が深くなったことによるものと考えられる.

開先角度による違いも発生しており, 特にソリッドワイヤーを用いたケースにおいて, K型開先では明確な違いが現れた. また, レ型開先でも開先角度による違いが若干生じており, 60° 開先では, ガウジングを行わなくても100%の確率で, FP溶接となっていた.

なお, 本溶接施工試験では, 横向き姿勢で行っており, 下向き姿勢で行う場合より入熱量は低く, 溶込みも少ない. 下向き姿勢で行えば, さらに溶込みが深くなるものと言える.

(6) 引張試験結果

写真-4 は, 引張試験の破断面の一例を示し, 表-10 は引張試験結果を示したものである. また, 各パラメータによる溶込み量の詳細は前項で述べたが, 引張強度に関係すると思われる, 未溶着量(以下, スリット長)については表中に記載した. ここに示すスリット長とは, 図-10に示すように, ルートフェイスが残った部分のことであり, 1つの引張試験片で表裏面合わせて4箇所を計測し, 表中には4箇所中の最大値とその平均値を示した(平均値①). また, 同一パラメータで平均した結果も示した(平均値②:12箇所の平均). なお, 表-10に示す引張強度は, 破断荷重を試験片の断面積(板厚×幅)で割って求めた値であり, 図-11には, この引張強度を図示し, さらに, 破断荷重をすみ肉溶接の有効の

表-10 引張試験結果

試験体	開先形状		溶接材料	スリット長(mm)			強度(MPa)		試験体	開先形状		溶接材料	スリット長(mm)			強度(MPa)							
	形状	角度(度)		方法	最大値	平均値①	平均値②	Y.S		T.S	形状		角度(度)	方法	最大値	平均値①	平均値②	Y.S	T.S				
																				個々	平均	個々	平均
C1T1-1	K型	45	P.P	溶接	1.1	0.5	0.8	378	477	C4T1-1	レ型	45	P.P	0.0	0.0	0.0	314	496					
C1T1-2					1.5	1.0	0.8	369	476	478				C4T1-2	0.0	0.0	0.0	318	494				
C1T1-3					1.2	0.9		371	482					C4T1-3	0.0	0.0		331	499				
C1T2-1					2.9	2.4		367	472					C4T2-1	3.5	2.8		337	497				
C1T2-2					3.2	2.4	2.4	367	472	473				C4T2-2	3.0	2.7	2.7	328	496				
C1T2-3					3.0	2.3		368	475					C4T2-3	3.0	2.7		332	499				
C1T3-1				ルートフェイス	2mm	P.P	溶接	0.3	0.1		375	484	C4T3-1	ルートフェイス	2mm	P.P	3.0	0.0		295	484		
C1T3-2								0.2	0.1	0.1	363	480	482				C4T3-2	0.0	0.0	0.0	294	481	
C1T3-3								0.0	0.0		367	484					C4T3-3	0.0	0.0		299	485	
C1T4-1								2.5	1.2		370	477					C4T4-1	2.1	1.6		299	486	
C1T4-2								3.2	1.8	1.5	366	476	477				C4T4-2	2.0	1.6	1.8	307	479	
C1T4-3								2.3	1.6		370	479					C4T4-3	3.5	2.2		299	486	
C1T5-1	板厚	12mm	F.P	溶接	—	—	—	378	479	C4T5-1	板厚	12mm	F.P	—	—	—	342	505					
C1T5-2					—	—	—	373	475	477				C4T5-2	—	—	—	333	497				
C1T5-3					—	—	—	379	477					C4T5-3	—	—	—	332	498				
C1T6-1					—	—	—	—	—	—				471*	C4T6-1	—	—	—	—	—	—	486*	
C1T6-2					—	—	—	—	—	—				476*	C4T6-2	—	—	—	—	—	—	472*	
C1T6-3					—	—	—	—	—	—				451*	C4T6-3	—	—	—	—	—	—	474*	
C2T1-1	K型	45	P.P	溶接	2.5	1.9	1.7	386	494	C5T1-1	レ型	45	P.P	0.9	0.2	0.2	305	475					
C2T1-2					2.6	1.5	1.7	392	497	495				C5T1-2	0.8	0.4	0.2	311	477				
C2T1-3					2.3	1.6		395	493					C5T1-3	0.0	0.0		304	476				
C2T2-1					4.5	3.9		382	493					C5T2-1	4.0	3.4		292	473				
C2T2-2					4.4	4.0	3.9	382	494	493				C5T2-2	3.4	2.7	3.4	287	471				
C2T2-3					4.3	3.8		387	493					C5T2-3	4.4	4.0		288	472				
C2T3-1				ルートフェイス	2mm	P.P	溶接	1.1	0.6		412	507	C5T3-1	ルートフェイス	2mm	P.P	0.0	0.0		345	489		
C2T3-2								0.0	0.0	0.4	414	512	509				C5T3-2	0.0	0.0	0.0	344	488	
C2T3-3								0.8	0.4		397	509					C5T3-3	0.0	0.0		346	481	
C2T4-1								5.1	3.7		399	506					C5T4-1	2.9	1.1		345	490	
C2T4-2								4.1	3.3	3.5	391	508	508				C5T4-2	2.0	1.0	1.2	348	487	
C2T4-3								4.2	3.5		397	509					C5T4-3	3.4	1.6		343	486	
C2T5-1	板厚	16mm	F.P	溶接	—	—	—	383	498	C5T5-1	板厚	16mm	F.P	—	—	—	342	470					
C2T5-2					—	—	—	395	508	506				C5T5-2	—	—	—	352	472				
C2T5-3					—	—	—	413	511					C5T5-3	—	—	—	347	471				
C2T6-1					—	—	—	—	—	—				354*	C5T6-1	—	—	—	—	—	—	359*	
C2T6-2					—	—	—	—	—	—				345*	C5T6-2	—	—	—	—	—	—	383*	
C2T6-3					—	—	—	—	—	—				345*	C5T6-3	—	—	—	—	—	—	362*	
C3T1-1	K型	45	P.P	溶接	5.2	4.9	4.6	367	476	C6T1-1	レ型	45	P.P	2.7	2.4	2.6	—	451					
C3T1-2					5.2	4.4	4.6	368	475	475				C6T1-2	3.1	2.9	2.6	—	458				
C3T1-3					5.2	4.6		366	475					C6T1-3	2.8	2.5		—	447				
C3T2-1					5.0	4.7		363	473					C6T2-1	4.9	4.5		—	448				
C3T2-2					5.5	5.2	5.0	364	474	474				C6T2-2	4.5	4.2	4.4	—	457				
C3T2-3					5.5	5.1		365	475					C6T2-3	4.8	4.4		—	454				
C3T3-1				ルートフェイス	4mm	P.P	溶接	3.4	3.2		363	472	C6T3-1	ルートフェイス	4mm	P.P	2.1	2.0		—	452		
C3T3-2								3.8	3.4	3.3	369	473	472				C6T3-2	2.5	2.3	2.2	—	447	
C3T3-3								3.6	3.5		366	472					C6T3-3	2.6	2.4		—	437	
C3T4-1								5.0	4.8		362	474					C6T4-1	4.3	3.1		—	464	
C3T4-2								5.5	5.2	4.9	366	477	475				C6T4-2	4.8	4.1	3.7	—	464	
C3T4-3								5.0	4.9		361	474					C6T4-3	4.2	3.9		—	453	
C3T5-1	板厚	12mm	F.P	溶接	—	—	—	364	480	C6T5-1	板厚	12mm	F.P	—	—	—	—	—					
C3T5-2					—	—	—	364	479	479				C6T5-2	—	—	—	—	—	—	—	—	
C3T5-3					—	—	—	364	479					C6T5-3	—	—	—	—	—	—	—	—	
C3T6-1					—	—	—	—	—	—				455*	C6T6-1	—	—	—	—	—	—	—	—
C3T6-2					—	—	—	—	—	—				448*	C6T6-2	—	—	—	—	—	—	—	—
C3T6-3					—	—	—	—	—	—				453*	C6T6-3	—	—	—	—	—	—	—	—

(記号の説明)

(試験体名)

↗ 試験片番号

C 2 T 3 - 1

↓ ↘ Type3

Case2

(スリット長)

平均値①: 1体(4箇), F.P:完全溶込み溶接, Fi:すみ肉溶接

(引張試験)

Y.S:降伏強度, T.S:引張強度, *:溶接材料で破断

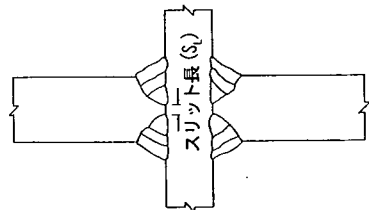
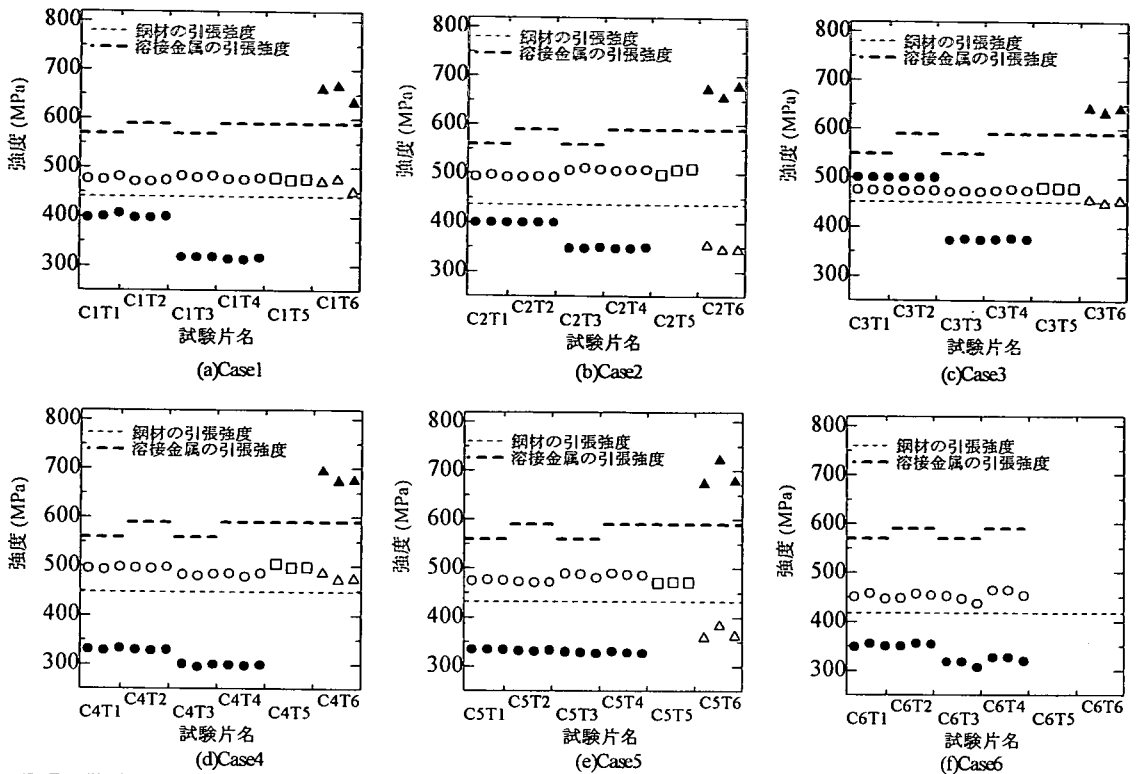


図-10 スリット長(未溶着量)の説明図



(記号の説明)
 ○：PP溶接(引張強度)，□：FP溶接(引張強度)，△：Fi溶接(引張強度)，●：PP溶接(せん断応力)，▲：Fi溶接(せん断強度)
 (注1)引張強度は破断荷重を断面積(板厚×幅)で割った値
 (注2)せん断応力(強度)は破断荷重をすみ肉溶接の有効の厚断面($\Sigma a \times$ 幅)で割った値
 (注3)PP溶接およびFP溶接は鋼材で破断、Fi溶接は溶接金属で破断

図-11 引張強度と破断時のすみ肉溶接部に生じるせん断応力との関係

ど厚断面(Σ のど厚×幅)で割って求めた、破断時に生じるすみ肉溶接部のせん断応力(Fi溶接ではせん断強度)も示すこととした。

PP溶接の引張試験結果では、スリット長に関わらず、すべての試験片において母材で破断し、FP溶接と同等の引張強度を有していた。特に、Case3およびCase6のようにルートフェイス4mmで、溶込みがほとんど期待できないフラックス入りワイヤーではスリット長も大きく、最大で5.5mmのスリット長が存在していた。これに関わらず、母材で破断した(写真-4(b))。ただし、これらの試験片では、ルートフェイス部からクラックが生じていた試験片もあった。また、写真-3(a)と写真-4(a)および写真-3(b)と写真-4(b)は、それぞれ同じ試験片における引張試験前後のものであるが、引張試験後は、ルートギャップが大きくなっており、この近傍では局所的な塑性変形が生じていた。また、PP溶接の引張強度は、すべての試験片で母材(ミルシート(表-4))よりも高くなった。これは、溶接金属の強度が母材よりも高く、継手引張試験片(JISZ3121,1号)の

ように破断位置となる平行部の長さが短かければ、引張荷重作用時に平行部は両端で拘束を受けるため、母材よりも強度が高くなったものと考えられる。次に、せん断応力で見た場合、PP溶接では、すべての試験片において母材で破断したこともあって、せん断応力(破断荷重で算出)は、Case3の一部を除けば、引張強度より低くなった。すなわち、溶接金属で破断に至るには、さらに大きな荷重が必要となる。これに加え、試験片はオーバーマッチングジョイントであり、溶接金属の引張強度は母材よりも高い。例えば、Case3のC3T1,C3T2では、せん断応力が継手の引張強度を超え、約500MPa近くであったにも関わらず、溶接金属の強度が550MPaを越えたものを使用していたので、母材で破断する結果となった。すなわち、横桁取合部でPP溶接を適用しても、溶接金属で破断することはほとんどないと言える。

Fi溶接は、すべての試験片で、写真-4(c)に示すように、溶接金属で破断した。Fi溶接の引張強度は、脚長と板厚の関係で強度が決まるが、本試験のように脚長6mmにおいては、FP溶接に対し、板

$$D \geq 2 \cdot \sqrt{T}$$

$$(\theta = 45^\circ \sim 70^\circ)$$

$$S = D(\sec \theta - 1)$$

$$Te = (D \cdot \sec \theta \cdot \cos(\theta/2))$$

$$a = Te - 3$$

アーク手溶接で $\theta \geq 60^\circ$ の場合、またはサブマージアーク溶接の場合は3mmを控除しなくてもよい。

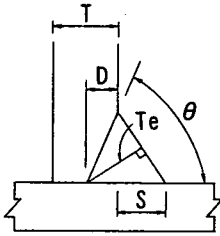


図-12 有効のど厚(a)の計算法

厚 12mm では 90~98%，板厚 16mm では 70~80% の強度を有していた。また，12mm では母材の引張強度を満足していた。次に，せん断強度では，全試験片で 600MPa を越えており，公称の溶接金属引張強度よりも高い値を示した。

4. 有効のど厚算定法の提案

P.P溶接の有効のど厚を算定する時，図-12に示すように被覆アーク溶接でかつ開先角度が 60° 未満では，のど厚は計算値から3mm差し引くことが示されている²⁾。これは，被覆アーク溶接では入熱量が小さく，溶接棒の径が太いので，開先角度が小さくなると開先の先端まで十分な溶込みを期待することができないことを考慮して規定されているものと考えられる。一方，サブマージアーク溶接では入熱量が大きく，溶接品質も安定しているので，開先角度に関わらず3mm差し引く必要がなく，全断面を有効としている。しかしながら，炭酸ガス溶接における規定は，ここでは明確に示されていない。また，JSSC溶接開先標準³⁾では，炭酸ガス溶接も，被覆アーク溶接と同等とすることが示されている。しかし，この基準が示されてから25年過ぎており，この間，溶接材料の品質は著しく向上している。また，炭酸ガス溶接は，被覆アーク溶接と比較すると入熱量も大きく，さらに溶接ワイヤーの径が細いので，開先の先端まで溶込みが期待できる。これらのことは，表-8，図-9および写真-2,3で示した。そこで，本章では，これらの計測結果を基に，炭酸ガス溶接を用いた場合の，P.P溶接における有効のど厚算定法を提案することとした。

表-11は，提案する有効のど厚算定法を示す。ここでは，使用する溶接材料を考慮し，ソリッドワイヤーを用いた場合，開先角度に関わらず，全断面有効とした。これは，溶込みが少なかつた 45° K型開先においても，溶込み量の平均値は0.5mm確保されていたからである。また， 60° 開先では，十分な溶込みが得られたので，溶込み量を加算することも考

表-11 炭酸ガス溶接における有効のど厚算定法の提案

溶接材料 開先角度	ソリッド ワイヤー	フラックス入り ワイヤー
$45^\circ \leq \theta < 60^\circ$	Te	Te-2mm
$60^\circ \leq \theta < 70^\circ$	Te	Te-1mm

Te：計算上ののど厚

えたが，その他の基準²⁾³⁾ではこのようなことを行っていないので，加算することは行わなかった。次に，フラックス入りワイヤーでは，ほとんど溶込みが得られず，平均すれば， 60° 開先で0.3mm， 45° 開先で0.7mmの不溶着部が発生した。そこで，安全サイドを考え，開先角度が 60° 以上では1mm，開先角度が 60° 未満では2mm，計算上ののど厚から差し引くこととした。なお，本溶接施工試験では，横向き姿勢で行っており，下向き姿勢で行うより溶込み量も小さく，本提案は安全側の検討となっている。

5. 疲労への影響と P.P 溶接の疲労強度

(1) 横桁取合部の疲労損傷事例

これまで，静的な強度について述べてきたが，横桁取合部の一部で疲労亀裂が発生しているケースもあるので，本項では，これまでに報告されている文献をもとに，疲労への影響について述べることとした。

横桁取合部において，これまでRC床版箱桁では，疲労損傷事例は報告されていないが，I桁では疲労亀裂が発生した報告もあり^{4)~9)}，これらに関する疲労の研究も行われてきた^{10)~12)}。損傷事例が報告されている桁は，いずれも昭和40年代に架設された橋梁で，昭和39年度の鋼道路橋設計・製作方書(昭和42年追補)により製作されたものである。これらの橋梁は，主桁間隔3.85m，床版厚さ18cmの橋梁形式であり，現在の示方書の規定と比べると剛性が乏しい構造である。しかし，昭和48年度版の道路橋示方書から床版厚や主桁間隔などが改訂され，これ以降の橋梁では，いまだ横桁取合部の疲労損傷事例は，報告されていない。これまでに報告されている疲労亀裂は，図-13に示すタイプの亀裂が発生している。なお，以前は横桁フランジが主桁ウェブを貫通させるディテールを採用したケースもあり，この場合，主桁ウェブにスカラップを有する構造となる。このスカラップから疲労亀裂が発生した報告⁴⁾⁹⁾もあるが，現在この主桁ウェブ貫通型の構造は，採用されてい

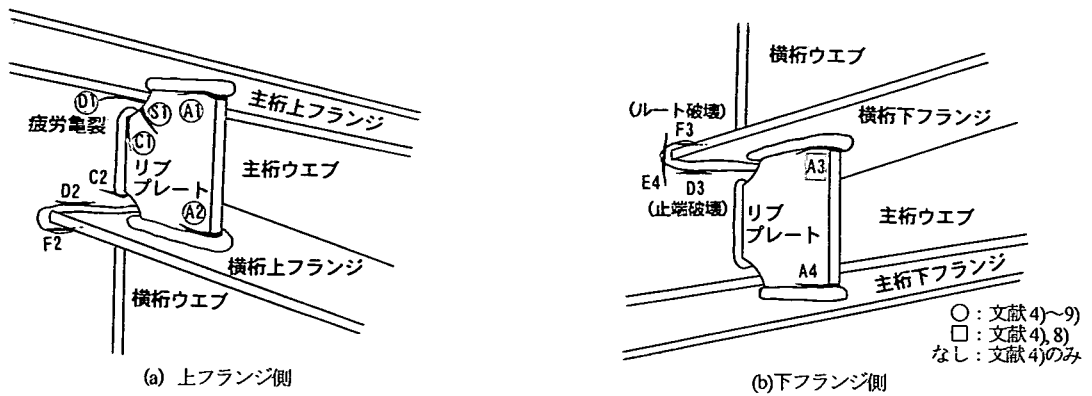


図-13 横桁取合部の疲労亀裂

ないので、この亀裂は図示しなかった。

疲労亀裂は、上下フランジ両側で発生し、特に上フランジ側のリブプレート取付部、およびスカラップ近傍から発生した亀裂(A1,A2,C1,S1,D1)の報告が多かった^{4)~9)}。この原因として、輪荷重による床版のたわみの影響や、活荷重による荷重分配の影響など、2次応力の発生が主な要因となっており、これらの疲労亀裂発生メカニズムは、実験や解析でも検証されている^{10)~12)}。亀裂の発生頻度について、鋼橋の疲労⁹⁾では、供用開始後、10~20年の橋梁を対象に調査した報告では、調査した全格点の4%の格点で疲労亀裂が発生し、そのうちA1が全体の約80%、D1が全体の約20%と報告されている。その他の亀裂については明確にしていらないが、全亀裂に対する割合は、少ないものと推測できる。

次に、横桁フランジと主桁ウェブの溶接部では、上下フランジ両側での疲労亀裂(D2,F2,D3,F3,E4)が報告されている⁹⁾。これらの亀裂を発生させる荷重については、三木ら⁷⁾が報告しているように、E4については、横桁方向の軸力と水平方向の局所的な曲げが支配的としている(主桁ウェブの板曲げ)。また、荷重伝達型十字継手としては、止端破壊であるD2,D3亀裂(主桁ウェブ側の溶接止端部)、ルート破壊(図-14参照)であるF2,F3亀裂が報告されていた。D型亀裂の発生要因については、鉛直方向の曲げ(面外力)のみによるものであり、横桁取合部の剛性が支配的となっている。現在のディテールでは、リブプレートの板厚を高めることや、床版厚を大きくすること、さらに、主桁間隔を短くすることなどにより、局所的な曲げを小さくさせる構造詳細となっているので、この亀裂対策は行われていると言える。次に、F型亀裂は、横桁方向の軸力のみが亀裂発生の要因であり、P.P溶接の適用に向けた場合、このタイプの亀裂発生を抑制する必要がある。この亀裂が発生した位置の応力状態などは明確でないが、接

合方法については、ルート破壊していることから考えると、P.P溶接あるいはFi溶接で行われていたものと推測される。しかしながら、この亀裂は1次応力(軸力)によるものであり、この部位の疲労照査を適切に行えば、F2,F3亀裂の発生を抑制することができるものと考えられる。なお、横桁フランジ溶接部からの亀裂を報告しているのは、文献4)のみであり、亀裂発生頻度は低いものと推測できる。

(2) 部分溶込み溶接の疲労強度

荷重伝達型十字継手の疲労等級は、JSSC疲労設計指針¹³⁾において、F.P溶接で行った場合、E等級(200万回で80MPa)であるが、P.P溶接については、図-14に示すように、止端破壊の場合ではF等級(200万回で65MPa)、ルート破壊ではH等級(200万回で40MPa)としている。このため、疲労照査する上で破壊起点を推定し、強度の低いルート破壊を防止する必要がある。

これまで、P.P溶接およびFi溶接での破壊発生位置に関する研究が行われてきた^{14)~18)}。破壊の起点は、当然のことであるが脚長や溶込み量が大きくなれば、溶接部の応力は低減されるので止端破壊となり、脚長や溶込み量が小さければ、ルート破壊となる。一般的に、ルート破壊から止端破壊へ変化する溶接脚長は、臨界脚長と呼ばれ、貝沼、森らは、板厚、溶接脚長および溶込み量を考慮して、以下の算定式(1)を提案している¹⁸⁾。

$$\begin{aligned} \text{ルート破壊} &: s/t \leq \alpha \\ \text{止端破壊} &: s/t \geq \alpha \\ \alpha &= -1.83(P_w/t) + 1.20 \end{aligned} \quad (1)$$

s:溶接脚長, t:板厚, P_w :溶込み量

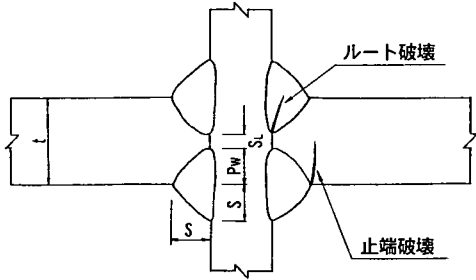


図-14 荷重伝達型十字継手破壊起点

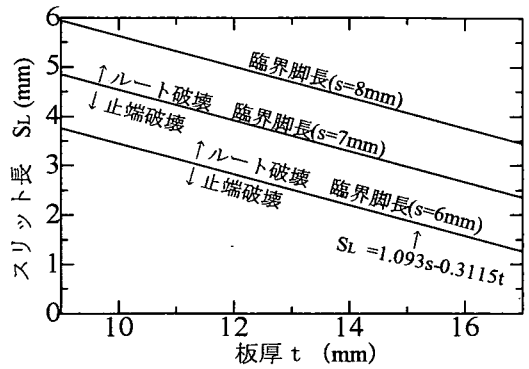


図-15 各パラメータによる破壊起点

本論ではこれを引用し、P.P溶接の疲労破壊起点について言及する。

式(1)を展開し、止端破壊となる条件を、スリット長(S_L : 未溶着量, 図-10参照)と板厚の関係で示すと、次の式(2)が導き出される。

$$\text{止端破壊: } S_L \leq 1.093s - 0.3115t \quad (2)$$

図-15は、式(2)を図式化し、縦軸にはスリット長、横軸には板厚の関係で示したものである。疲労設計する場合、これらの関係を考慮し、P.P溶接で懸念されるルート破壊とならないように、適切な溶接脚長を選定する必要がある。ただし、ここで言うスリット長とは、溶接前のルートフェイスではなく、溶接後の未溶着量のことであり、先にも述べたが、開先角度や使用ワイヤーによって溶込み量が異なり、スリット長に違いが生じる。

スリット長については、表-11 で提案した有効のど厚と同様な溶込み状態と考えれば、2mm のルートフェイスを用いた場合、ソリッドワイヤーでは開先角度に関わらず $S_L=2\text{mm}$ 、また、フラックス入りワイヤーでは、開先角度 $45\sim 60^\circ$ では $S_L=6\text{mm}$ 、 60° 以上では $S_L=4\text{mm}$ となる。

表-12には、上記のスリット長を用いた場合の、各板厚におけるルート破壊を防止できる溶接脚長を示したものである。疲労照査を行う時、ルート破壊を発生させないように、これを用いて、適切な溶接脚長を設定する必要がある。

以上のように、ルート破壊の発生さえ抑制すれば、これまで1次応力(軸力)による止端破壊(横桁フランジ側の溶接止端部)が発生したケースはなく(D2,D3は主桁ウェブ側の溶接止端部であり亀裂発生要因が異なる)、横桁取合部において、2mm のルートフェイスを有する P.P 溶接の適用が可能と考えられる。また、止端破壊することを想定した場合においても、溶込み量や溶接脚長によっては、F.P 溶接とほとんど

表-12 ルート破壊を防止させるための溶接脚長 s(mm)

板厚 (t)	$45^\circ \leq \theta < 60^\circ$		$60^\circ \leq \theta < 70^\circ$	
	ソリット ($S_L=2\text{mm}$)	フラックス ($S_L=6\text{mm}$)	ソリット ($S_L=2\text{mm}$)	フラックス ($S_L=4\text{mm}$)
10	> 4.68	> 8.34	> 4.68	> 6.51
12	> 5.25	> 8.91	> 5.25	> 7.08
14	> 5.82	> 9.48	> 5.82	> 7.65
16	> 6.39	> 10.05	> 6.39	> 8.22

ど疲労強度の違いが、生じないこともある^{17,18)}。

6. 部分溶込み溶接の適用について

3章で述べたように、P.P溶接の引張試験では、すべての試験片において母材で破断し、F.P溶接と比べても強度の違いはなかった。また、5章では疲労について述べたが、疲労照査を適切に行えば、横桁取合部において、P.P溶接の適用が可能であるとした。しかしながら、すべての横桁フランジでP.P溶接を採用してもよいということではない。というのも、2章で示したように、横桁取合部に作用する応力は様々であり、応力が低いところでは積極的にこれを推進していくことは、問題ないと考えられる。しかし、作用する応力が高い箇所もあり、このような箇所では安全性を考えれば、F.P溶接が適切と思われる。このため、P.P溶接の選定法を検討する必要があると言える。

P.P溶接の選定法として、例えば、図-16に示すような横桁取合部の設計手順が考えられる。設計手順は、横桁の断面決定後、全横桁(格点)の応力照査を行う。そして、作用する応力が、ある応力(以下、判定応力)以上ではF.P溶接、それ未満ではP.P溶接と

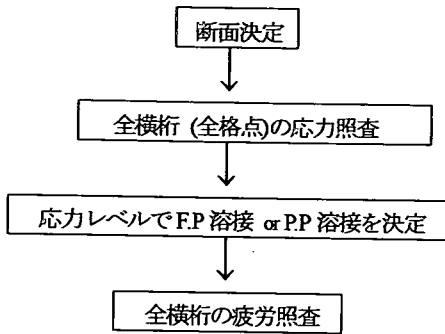


図-16 横桁取合部の設計手順の一例

し、各格点ごとに接合方法を検討する。その後、すべての横桁の疲労照査を行い、P.P溶接で問題がなければ、通常の溶接脚長²⁾を有するP.P溶接とし、問題があれば、ルート破壊が起こらない適切な溶接脚長を適用するか、あるいはF.P溶接へと変更する。この手順で設計すれば、横桁フランジ接合部において、2mmのルートフェイスを有するP.P溶接の適用は可能であると考えられる。

ただし、ここで示す判定応力をどのように取り扱うかは、今後の課題と考えているが、例えば、道路橋示方書¹⁹⁾において、部分溶込み溶接の許容応力は、SM400の場合、80MPaとしており、これを引用する方法が考えられる。また、今後、性能照査型設計が本格的に導入されるが、判定基準は、技術者の判断に委ねるという方法も1つの選択肢と言える。

ここで示した設計手順(図-16参照)では、横桁(格点)毎に接合方法が異なってくるため、適切な施工管理を行う上で、設計図面においてF.P溶接、あるいはP.P溶接を明確に記載しておく必要が生じる。これにより現状よりも管理項目が増えるものの、施工管理上の問題は生じないものと考えられる。

P.P溶接では、溶込み量にばらつきが生じる場合もある。本論では、3章の溶接施工試験の結果をもとに、さらに安全を見込んだ有効のど厚(表-11)およびルート破壊を防止できるすみ肉脚長(表-12)を示した。この条件を満たせば、静的強度および疲労強度上の問題は生じないものと考えられる。しかし、現状では、P.P溶接の品質管理手法が確立されていないことを考慮すると、技術者の判断により(性能照査型設計を前提として)、さらに安全を見込んだ有効のど厚や、必要すみ肉脚長を設定することで、溶込み量のばらつき対策の1手法となるものと思われる。何れにしても、P.P溶接の品質管理のあり方については、今後の検討課題としたい。

7. 結論

本研究をまとめると、以下のことが言える。

- 1)横桁取合部に作用する応力は、1桁および箱桁ともに、横桁の約75%は60MPa未満であり、許容応力(140MPa)の1/2以下のものが大半であった。また、平均値も50MPa未満と低かった。さらに、設計では格子解析で行っていることや、床版の剛性を考慮していないなどを考えると、実構造で作用する応力は、さらに小さくなるものと考えられる。これらのことから判断すると、すべての横桁取合部で、F.P溶接が必要であるとは言えない。
- 2)P.P溶接の作業時間は、F.P溶接の約1/3であり、P.P溶接を採用すれば製作コストが削減できる。
- 3)溶込み量は、開先角度の違いによって、45°より60°開先の方が0.4mm大きかった。また、溶接材料の違いでは、ソリッドワイヤーの方が1.2mm深く溶込んでいた。すなわち、溶込み量は、開先角度の影響も多少あるが、溶接材料の影響の方が大きい。
- 4)ソリッドワイヤーを用いれば十分な溶込みが得られ、高い確率でガウジングを行わなくてもF.P溶接となった(45°のK型開先を除く)。しかし、フラックス入りワイヤーでは、ほとんど溶込みは得られず、平均すれば0.5mmの不溶着部が発生した。
- 5)P.P溶接の引張試験では、すべての試験片において母材で破断し、F.P溶接と同等の引張強度を有していた。
- 6)炭酸ガス溶接における、P.P溶接の有効のど厚を算定する場合、開先角度だけでなく使用するワイヤーも考慮する必要がある。表-11に示す有効のど厚の算定法を適用することが望まれる。
- 7)横桁取合部にP.P溶接を採用した場合の疲労亀裂の起点は、溶接ルートとなることもある。これを防止するために、適切な溶接脚長を選定する必要がある(表-12)。
- 8)応力照査と疲労照査を適切に行えば、横桁フランジ接合部において、2mmのルートフェイスを有するP.P溶接の適用は可能であると考えられる。

8. おわりに

道路橋示方書¹⁹⁾の「4章連結」4.2.7の解説中には、「曲げモーメントを受ける継手には、全断面溶込みグループ溶接を用いるのを原則とするが、主げたと横げたとの連結部などで曲げモーメントによって生じる応力度が小さい場合は、溶接性や溶接ひず

みの面からすみ肉溶接を用いた方がよい場合もある。」と記載されており、必ず完全溶込み溶接で施工しなければならないという訳ではなく、むしろ、すみ肉溶接の適用について言及している。

本論では、2mmのルートフェイスを有する部分溶込み溶接の適用について検討してきたが、すみ肉溶接についても、引張強度は示した。今後さらに、作用する応力によっては、すみ肉溶接の適用についても検討の余地はあるものと考えられ、これについては、今後の検討課題としたい。

謝辞：本研究は、鋼橋技術研究会施工部会(部会長：森 猛)の「製作の合理化WG」(主査：南 邦明)の研究の一環として行ったものであり、本論をまとめるにあたり、施工部会会員の方々には、数々のご意見、ご助言を賜りました。ここに心より感謝致します。

参考文献

- 1) 南 邦明, 森 猛, 山野達也, 高坂正人, 中野義行：分配横桁取合部の接合方法に関する1考察(その2), 土木学会第56回年次講演会概要集I-A243, pp.486-487, 2001.9.
- 2) 日本橋梁建設協会：'97 Design Data Book, 1997.3.
- 3) 日本鋼構造協会：日本鋼構造協会溶接開先標準(JSS6-1977), JSSC VOL.13, NO.137, 1977.5.
- 4) 日本道路協会：鋼橋の疲労, 1997.5.
- 5) 西川和廣：プレートガーダーの疲労損傷例, 道路, pp.58-63, 1985.7.
- 6) 鋼構造委員会疲労変状調査小委員会：鋼橋の疲労変状調査, 土木学会論文集, 第368号/I-5, pp.1-12, 1986.4.
- 7) 三木千壽, 坂野昌弘, 館石和雄, 福岡良典：鋼橋の疲労損傷事例のデータベースの構築とその分析, 土木学会論文集, 第392号/I-9, pp.403-410, 1988.4.
- 8) 岩崎雅紀, 名取暢, 深沢誠, 寺田博昌：鋼橋の疲労損傷事例と補修・補強対策, 横河橋梁技報, No.18, pp.1-17, 1989.1.
- 9) 中井 博：都市高速道路橋の疲労損傷事例, 橋梁と基礎, pp.23-31, 1990.2.
- 10) 松本信二, 堀川浩甫, 北沢正彦：合成I桁橋の主桁と横桁の取合部の疲労, 土木学会論文集, 第386号/I-8, pp.247-255, 1987.10.
- 11) 大倉一郎, 指吸政男, 平野浩：プレートガーダー橋の横桁連結部の局部応力と橋の3次元挙動の関係, 構造工学論文集, Vol.33A, pp.373-381, 1987.3.
- 12) 大倉一郎, 井上博之, 福本壽士, 山田靖則：プレートガーダー橋の横桁連結部の疲労試験, 構造工学論文集, Vol.38A, pp.989-998, 1992.3.
- 13) 日本鋼構造協会：鋼構造物の疲労設計指針・同解説, 技報堂出版, 1993.
- 14) Soete, W. and Van Crombrugge, R. : Fatigue Strength of Welded Joints, *Welding Journal*, Vol.31, No.2, pp.100-103, 1952.
- 15) Ouchida, H. and Nishioka, A. : A Study of Fatigue of Fillet Welded Joints, *Hitachi Review*, Vol.13, No.2, pp.3-14, 1964.
- 16) Mori, T. and Kainuma, S. : A Study on Fatigue Crack Initiation Points in Load-Carrying Type of Cruciform Fillet Welded Joints, *The Seventh East Asia-Pacific Conference on Structural Engineering & Construction*, pp.219-224, 1999.
- 17) 森 猛, 一宮 充：荷重伝達型十字すみ肉溶接継手の疲労破壊起点の検討, 溶接学会論文集, 第17巻, 第1号, pp.94-101, 1999.
- 18) 貝沼重信, 森 猛, 一宮 充：荷重伝達型十字溶接継手の疲労破壊起点の評価方法の提案, 土木学会論文集, No.668/I-54, pp.313-318, 2001.1.
- 19) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説(II鋼橋編), 1996.3.

(2001.7.9 受付)

A STUDY ON WELDING CONNECTIONS BETWEEN CROSS BEAM AND MAIN GIRDERS IN STEEL BRIDGES

Kuniaki MINAMI, Takeshi MORI, Yoshiyuki NAKANO, Tatsuya YAMANO,
Masato KOUSAKA, Yasukazu SHIMOYAMA and Eiichi YONEMOTO

The connection between a flange of a cross beam and a web of a main girder is welded by full penetration, regardless of the magnitude of transmitting stress at a cross beam. However, the magnitude of stress depends on position, so there are some cases that the full penetrated welding is not necessary. In this paper, an application of partial penetrated welding to the connection has been discussed in order to improve the environment of the working area and reduce the fabrication cost. For this purpose, the stress on the flange of cross beam has been examined on the basis of usual design, welding procedure tests and tensile coupon tests were carried out, and fatigue strength of the connection with partial penetration welding has been discussed.