試験体形状の異なる十字溶接継手の疲労強度に関する検討*

平山 繁幸**, 森 猛***

Difference of Fatigue Strength of Cruciform Welded Joints due to Specimen Configuration*

by HIRAYAMA Shigeyuki** and MORI Takeshi***

Fatigue strength obtained from cruciform welded joint specimens may be different from that of actual joints such as welded connections of lateral girder flange to main girder web or vertical stiffener to main girder flange, because main girder web is much wider than lateral girder flange or vertical stiffener is narrower than main girder flange. For the purpose of examining the influence of specimen configuration on the fatigue strength, fatigue tests and stress analyses have been performed using model specimens on the connections of lateral girder flanges and usual cruciform welded joint specimens. Fatigue test results suggest that fatigue strength of the model specimens has been nearly equal to that of cruciform welded joint specimens. This fact has been also confirmed from the stress analyses considering weld shape at the corner of main plate.

Key Words: fatigue strength, cruciform welded joint, specimen configuration, lateral girder flange, weld shape at main plate corner

1. 緒 言

日本道路協会の「鋼道路橋の疲労設計指針」¹⁾によれば、道路橋の疲労照査は、疲労設計荷重が橋上を走行した際に照査部位に生じる公称応力の変動範囲（応力範囲）を、疲労設計指針に示されている疲労強度等級 A~H' の疲労設計曲線（応力範囲 $\Delta\sigma$ と疲労寿命 N の関係）と比較することにより行うことにしている。照査部位の疲労強度等級は、当指針に記載されている代表的な継手に当てはめることによって決定される。

代表的な継手には面外ガセット溶接継手、突き合わせ溶接継手等があるが、その中でも十字溶接継手は鋼橋で広く用いられおり、疲労損傷事例も数多く報告されている²⁻⁴⁾。十字溶接継手にモデル化される部位としては、主桁ウェブに取り付けられた横桁フランジ溶接部や垂直スティフナが溶接された主桁フランジが挙げられる。これらの疲労強度は、Fig. 1(a) に示すような主桁の幅とリブ板の幅（あるいは中板の幅）の等しい十字溶接継手試験体の疲労試験を行うことにより求められるのが通常である。しかし、横桁フランジの幅は主桁ウェブに比べて狭く、また主桁フランジの幅は垂直スティフナに比べて広いので、これらの継手を Fig. 1(a) に示すような十字溶接継手にモデル化して疲労強

度を求めることは不適切とも考えられる。さらに、幅の広い板に主桁が溶接された継手の疲労強度について検討された例は、筆者らの知る限りない。

本研究では、このようなモデル化による試験体形状の違いが疲労強度に及ぼす影響を明らかにする目的で、Fig. 1(a), (b), (c) に示す 3 形状の十字溶接継手試験体の有限要素応力解析を行うとともに、Fig. 1(a) と (b) に示すモデル試験体の疲労試験を行った。

2. 溶接止端部の応力集中に対する試験体形状の影響

2.1 解析対象および方法

試験体形状による主桁（横桁フランジあるいは主桁フランジ）側溶接止端部の応力集中の相違を調べる目的で、三次元弾性有限要素応力解析を行った。解析対象は、Fig. 1(a) に示す疲労試験に通常用いられる主桁幅とリブ板幅の等しい C モデル、Fig. 1(b) に示す横桁フランジが主桁ウェブに取り付けられた交差部を模擬した I モデル、Fig. 1(c) に示す主桁フランジと垂直スティフナの溶接部を模擬した S モデルの 3 種類である。解析は、試験体の対称性を考慮して、いずれのモデルとも 1/8 モデルとして行った。解析モデルの寸法は Fig. 1 に示すとおりである。用いた要素は 8 節点固体要素、弾性係数は $2.06 \times 10^5 \text{ N/mm}^2$ 、ポアソン比は 0.3 とした。

溶接部の形状は、主桁側の脚長を 8 mm、曲率半径を 2.2 mm、付加板（主桁ウェブあるいは垂直スティフナ）側の脚長を 12 mm、曲率半径を 0.9 mm としてモデル化した。これらは、次章で示す試験体の溶接部形状測定結果に基づいて設定したものである。溶接止端部近傍の要素寸法は

*受付日 平成18年12月22日 受理日 平成19年3月29日 平成18年1月 FS 委員会で発表

**正 員 法政大学大学院工学研究科（現在(株)東京鐵骨橋梁）Member, Graduate School of Engineering Hosei University (present address TTK corporation)

***正 員 法政大学工学部 Member, Faculty of Engineering Hosei University

Fig. 1 configuration and dimension of analytical model

Fig. 2 finite element model (S model)

0.05 mm である。S モデルの要素分割図を Fig. 2 に示す。なお、解析は主板端部に等分布荷重を与えて行った。

2.2 解析結果

主板側溶接止端部の板幅方向に沿う長手方向応力の分布を Fig. 3 に示す。図の縦軸は、解析で得られた応力を公称応力で除した無次元応力である。

C モデルの無次元応力は、主板端部から 2 mm 程度離れた位置で最大 (1.63) となり、板幅中央に向かうにしたがって減少し、そこでの無次元応力は 1.45 である。C モデルの無次元応力が主板端部から少し離れた位置で最大となっているのは、板幅方向の変形の拘束が原因と考えられる。なお、C モデルの応力集中については、通常 2 次元平面ひずみ条件下で求められることが多い。2 次元平面ひずみ下で求められる応力集中係数は、ここで用いたような 3 次元解析から求められるものよりも数%低くなることもあり⁵⁾、注意が必要である。

I モデルの無次元応力は主板端部で 2.35 と最も高く、C モデルの応力集中係数 (1.63) と比べて約 45% も高くなっている。したがって、I モデルのような十字溶接継手試験体の

Fig. 3 stress distribution along main plate weld toe

疲労強度は、通常の C モデル試験体よりもかなり低くなることが予想される。なお、I モデルの無次元応力は板幅中央に向かうにしたがって減少し、板幅中央近傍では C モデルとほぼ同じとなっている。

S モデルの無次元応力は、リブ板端部に相当する位置で最大となっており、その値は 1.58 と C モデルに比べて若干低い程度である。また、応力分布の形状も C モデルとほぼ同じとなっている。したがって、本来 S モデルのような形状にモデル化すべき継手に、C モデル試験体から得られる疲労強度を適用しても特に問題はないものと考えられる。

3. 試験体

3.1 試験体の製作

前章で示した高い応力集中が生じる I モデル試験体と疲労試験で通常用いられる C モデル試験体を製作し、疲労試

験を行った。供試鋼材は板厚 9 mm の SM490Y である。鋼材の機械的性質と化学成分のミルシート値を Table 1 に示す。この鋼材から主桁ウェブと横桁フランジを想定した板 (120 mm × 700 mm) を切り出した後、ウェブ板中央に矩形の穴 (120 mm × 9 mm) を設けて横桁フランジを挿し込み、以下の手順で溶接した。主桁ウェブ片面と横桁フランジを仮付溶接した後、主桁ウェブ表面 (仮付溶接していない面) を板厚の 2/3 程度までガウジングし、そこに 2 層の溶接を行う。裏面も表面と同様にガウジングを行い、2 層の溶接を行った。溶接は、直径 1.2 mm のフラックス入りワイヤを用いた炭酸ガスアーク溶接法を用いて下向き姿勢で行った。溶接時の電圧は 35 V、電流は 280 A、速度は 40 cm/min である。現在、主桁・横桁交差部は主桁ウェブに横桁フランジを突き合わせて完全溶け込み溶接とする構造が一般的であるが、ここでは目違いや角変形の影響を取り除くために貫通型の構造とした。この試験体は、文献 6) で用いたものと同じである。

疲労試験には、以上のようにして製作したモデル試験体 (I-AW 試験体) と I-AW 試験体の主桁ウェブを切断して十字継手とした試験体 (C-AW 試験体)、さらにこれらの試験体に後熱処理を施し残留応力を低減した試験体 (I-SR 試験体、C-SR 試験体)、計 4 種類を用いた。試験体の形状と寸法を Fig. 4 に示す。熱処理は、昇温速度 70℃/hr で 620℃ まで加熱し約 1 時間半保持した後、降温速度 70℃/hr で 300℃ まで冷却して炉から取り出すという条件で行った。

3.2 溶接部の形状

疲労試験を実施する前に、I 試験体の廻し溶接部と一般溶接部 (Fig. 3 に示すように I 試験体と C 試験体の応力がほぼ等しくなる、主板端部から 10 mm 以上離れた領域) の脚長と曲率半径、フランク角を測定した。測定は、歯科用印象材で採取した型を約 2 mm の厚さにスライスし、それらを拡大投影機で 20 倍に拡大した状態で行った。

廻し溶接部の脚長の平均値は、主板 (横桁フランジ) 側で 8.4 mm、付加板 (主桁ウェブ) 側で 12.2 mm、一般溶接

部の脚長の平均値は、主板側で 7.7 mm、付加板側で 12.6 mm であった。廻し溶接部の曲率半径の平均値は、主板側で 2.6 mm、付加板側で 0.9 mm、一般溶接部の曲率半径の平均値は、主板側で 2.2 mm、付加板側で 1.6 mm であった。廻し溶接部のフランク角の平均値は、主板側で 132 度、付加板側で 131 度、一般溶接部のフランク角の平均値は、主板側で 135 度、付加板側で 133 度であった。

以上のように、廻し溶接部と一般溶接部の脚長と曲率半径、フランク角に顕著な違いは認められなかった。なお、サンプル数は、廻し溶接部で 344、一般溶接部で 120 である。I 試験体廻し溶接部の外観を Fig. 5 に示す。

Fig. 6 は廻し溶接部の拡大写真である。主板側の溶接されたコーナー部は角がとれ丸みを帯びた形状となっている、またその部分の溶接止端形状が他の部分と比べて滑らかになっているように見える。そのため、歯科用印象材を用いて Fig. 7 に示す①～⑤の溶接部の型取りを行い、それらから採取した断面サンプルを用いて溶接部形状をスケッチした。その結果の例を Fig. 8 に示す。一般溶接部や廻し溶接部中央の溶接止端形状は滑らかである。しかし、コーナー部の主板側溶接止端部 (断面②および④の main plate side) はえぐれた形状となっている。特に、断面④ではこのえぐれにより曲率半径は大きくなっている。主板コーナー部の曲率半径の平均値 (サンプル数: 41) は 3.3 mm であり、上述の一般溶接部や廻し溶接部中央の曲率半径よりも大きくなっている。なお、主板コーナー部の丸みは 1.5 R 程度であった。

Table 1 mechanical properties and chemical composition of SM490Y

(a) mechanical properties

yeild stress	tensile strength	elongation
434N/mm ²	560N/mm ²	26%

(b) chemical composition (wt.%)

C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni
0.16	0.38	1.44	0.017	0.007	0.02	0.02

(a) I specimen

(b) C specimen

Fig. 4 configuration and dimension of specimen

Fig. 5 appearance of boxing weld

Fig. 6 configuration of corner at main plate

Fig. 7 sampling points

Fig. 8 sketch of weld shape at sampling points

3.3 溶接残留応力の測定

主板表裏面に一軸のひずみゲージ（ゲージ長：2 mm）を貼付し、そのまわりを切断することによって解放されるひずみから、主板幅方向に沿う残留応力の分布を測定した。ひずみゲージの貼付位置は溶接止端から 5 mm 離れている（Fig. 4 参照）。なお、ひずみゲージは主板表裏面に加えて側面にも貼付した。

Fig. 9(a) に I 試験体、Fig. 9(b) に C 試験体の主板幅方向に沿う残留応力分布を示す。なお、残留応力の値は、試験体切断前後のひずみの変化量に鋼のヤング率（ $2.06 \times 10^5 \text{ N/mm}^2$ ）を乗じることにより求めている。I-AW 試験体の主板側面には 420 N/mm^2 程度の圧縮残留応力、主板中央には約 60 N/mm^2 の引張残留応力が生じている⁶⁾。一方、C-AW 試験体の主板側面には 300 N/mm^2 程度の圧縮残留応力、主板中央には約 160 N/mm^2 の引張残留応力が生じている。このように、I-AW 試験体と C-AW 試験体で残留応力の大きさは異なるものの、その分布形状に大きな違いはない。C-AW 試験体は、I-AW 試験体を切り出して作成したものであり、切断の影響で残留応力が解放されるとも考えられるが、残留応力の主原因は溶接部の収縮であり、切断したのは廻し溶接部のみのためか、両者に大きな違いは生じなかったものと考えられる。また、主板中央の引張残留応力の大きさは C-AW 試験体で大きくなっている。これはゲージ貼付位置の若干の違いなどが原因として考えられるが、その詳細は現在のところ不明である。

後熱処理を施すことで、いずれの試験体とも残留応力が大幅に低減されているものの、試験体端部には 20 N/mm^2 程度の圧縮残留応力が認められる。

4. 疲労試験

4.1 疲労試験方法

疲労試験は、動的能力 $\pm 500 \text{ kN}$ および $\pm 200 \text{ kN}$ の電気油圧サーボ式材料試験機を用いて軸引張荷重下で行った。繰返し荷重は、下限荷重を 10 kN あるいは 5 kN （下限応力： 9.3 N/mm^2 あるいは 4.6 N/mm^2 ）とし、上限荷重は応力範囲が $220, 180, 150 \text{ N/mm}^2$ となるように設定した。 500 kN の試験機は応力範囲 $220, 180 \text{ N/mm}^2$ の試験に、 200 kN の試験機は応力範囲 150 N/mm^2 の試験に使用した。応力波形は正弦波、繰返し速度は $5 \sim 9 \text{ Hz}$ である。なお、応力繰返し数が 1000 万回に達し、磁粉探傷試験を行っても疲労き裂が検出されなかった場合には、そこで試験を終了した。

残留応力を低減した SR 試験体については、後述する理由から高い応力比での疲労試験も行った。この試験では、上限荷重を 350 kN （上限応力： 324 N/mm^2 ）で一定に保ち、下限荷重を上述の疲労試験と同様の応力範囲となるように設定した。

4.2 溶接ままの試験体の疲労試験結果

I-AW 試験体、C-AW 試験体を問わずすべての試験体において、疲労き裂は主板側溶接止端部から発生し、公称応力の作用方向に対して直角に（溶接止端に沿って）進展した後、破断に至った。疲労破壊に主たる役割を果たしたと思われる疲労き裂の発生位置を Fig. 10 に示す。なお、図中の数字 2 は、同じ位置にき裂が発生した試験体が 2 体あったことを示している。I-AW 試験体は高い応力集中が生じる主

Fig. 9 residual stress distribution along main plate width

Fig. 10 fatigue crack originating points (As-Welded)

板端部, C-AW 試験体は主板端部から 2mm 程度離れた位置が破壊起点になると予想されたが, すべての試験体で疲労き裂は端部から離れた一般溶接部から発生した. これは, 主板端部が高い圧縮残留応力場, 主板中央部が引張残留応力場になっているためと考えられる. このことは, 山田らの実験によっても確かめられている⁷⁾.

疲労試験結果を Table 2 に示す. Fig. 11 は応力範囲と疲労寿命 (破断するまでの応力繰返し回数) の関係を示している. 図中の 2 本の直線は, 最小自乗法により求めた I-AW 試験体と C-AW 試験体の疲労寿命に対する応力範囲の回帰直線である. これらの直線より求めた各試験体の 100 万回疲労強度は, I-AW 試験体で 185 N/mm², C-AW 試験体で 182 N/mm²であり, 試験体形状による疲労強度の顕著な差は認められない. このように I-AW 試験体と C-AW 試験体の疲労強度に差が生じなかった原因は, 先述のような残留応力の効果により, 応力集中のほぼ等しい一般溶接部が疲労破壊起点となったことにあると考えられる.

4.3 残留応力を低減した試験体の疲労試験結果

実構造物においては, 拘束応力などにより圧縮残留応力の効果が期待できない場合もある. 主板側面の圧縮残留応力が低減されれば, 両試験体の形状に起因する応力集中係数の違いにより疲労強度に差が生じると考えられることから, SR 試験体を用いた疲労試験を行った.

Fig. 12 に, 疲労破壊に主たる役割を果たしたと思われるき裂の発生位置を示す. I-SR 試験体, C-SR 試験体とも一般溶接部から疲労き裂が発生した試験体もそれぞれ 1 体あったが, それ以外の I-SR 試験体では主板端部コーナーから, C-SR 試験体では端部から 8~16mm の主板裏面にき裂が発生していた. このように, I-SR 試験体のき裂発生位置は Fig. 3 で示した高い応力集中発生位置と対応している. しかし, C-SR 試験体のき裂発生位置は最大の応力集中点から数 mm 程度内側となっている. この原因としては, Fig. 9(b) で

Table 2 fatigue test result (As-Welded)

specimen	stress range (N/mm ²)	fatigue life ($\times 10^4$ cycles)
I-AW-1	220	33.5
I-AW-2	220	48.5
I-AW-3	180	142.3
I-AW-4	180	64.3
I-AW-5	150	>1000
C-AW-1	220	48.9
C-AW-2	220	83.8
C-AW-3	180	73.3
C-AW-4	180	74.6
C-AW-5	150	219.6
C-AW-6	150	>1000

Fig. 11 stress range vs. fatigue life (As-Welded)

示した板端部の圧縮残留応力が影響している可能性も考えられる. なお, 主き裂が主板端部コーナーから生じた I-SR 試験体においては一般溶接部からも微小なき裂が生じていた.

疲労試験結果を Table 3 と Fig. 13 に示す. 図中の 2 本の直線は, I-SR 試験体と C-SR 試験体の疲労寿命に対する応力範囲の回帰直線である. なお, 比較のために I-AW, C-AW 試験体の疲労試験結果から求めたそれぞれの試験体の回帰直線も示している. 回帰直線より求めた I-SR 試験体の 100 万回疲労強度は 173 N/mm², C-SR 試験体の 100 万回疲労強度は 170 N/mm²であり, 溶接ままの試験体と同様に疲労強度に対する試験体形状の影響は認められない. また, SR 試験体の疲労強度は, 短寿命域では AW 試験体に比べて低くなっているものの, 長寿命域ではほぼ等しくなっている. 短寿命域と長寿命域で傾向が異なるのは, 前章で示したように後熱処理を行っても多くの試験体で破壊起点となった試験体端部近傍に 20 N/mm²と小さいものの圧縮残留応力が生じていたことが原因と考えられる. すなわち, 繰返し応力の引張成分が疲労寿命を支配するとすれば, 圧縮残留応力による繰返し応力の引張成分の減少の割合が試験に

Fig. 12 fatigue crack originating points (Stress-Relieved)

用いた応力範囲が大きいほど小さくなるためと考えられる。また、高い応力集中が生じる試験体端部だけではなく、比較的応力集中の低い試験体中央部からも疲労き裂が発生していることから、圧縮残留応力の影響が考えられる。なお、AW 試験体と SR 試験体の 100 万回疲労強度の差は 10% 程度であった。

4.4 高い応力比で行った疲労試験の結果

後熱処理により残留応力を低減した試験体を用いても、I 試験体と C 試験体の疲労強度に差は認められなかった。この原因は、先述のように SR 試験体の主板側面に生じている小さな圧縮残留応力 (Fig. 9 参照) の存在にあるのではないかと考え、高い応力比で疲労試験を行った。

疲労き裂発生位置を Fig. 14 に示す。主き裂は、I 試験体で主板端部コーナー、C 試験体で端部から約 10 mm までの範囲の主板表裏面から発生していた。すなわち、すべての試験体で高い応力集中が生じる位置から主き裂が生じた。

疲労試験結果を Table 4 と Fig. 15 に示す。Fig. 15 中には前節で示した I-SR 試験体と C-SR 試験体の回帰直線も示している。なお、高い応力比で疲労試験を行った試験体名の末尾には、R を付している。I-SR-R 試験体と C-SR-R 試験体の疲労寿命に差はほとんどない。また、両者の疲労強度は、I-SR、C-SR 試験体の疲労強度とほぼ同じである。したがって、主たる破壊起点は、すべて高い応力集中が生じる位置となったものの、SR 試験体の疲労強度に主板側面の圧縮残留応力の影響は希薄であったと言える。

5. 溶接部形状の影響

先述の疲労試験において I-SR 試験体と C-SR 試験体の疲労強度に差が認められなかったのは、3.2 節で述べた主板端部の形状特性にあるのではないかと考え、I 試験体を対象に三次元有限要素応力解析を行った。解析に供したモデルは、

Table 3 fatigue test result (Stress-Relieved)

specimen	stress range (N/mm ²)	fatigue life ($\times 10^4$ cycles)
I-SR-1	220	16.0
I-SR-2	220	32.3
I-SR-3	180	62.9
I-SR-4	180	139.2
I-SR-5 ⁸⁾	150	129.1
I-SR-6 ⁸⁾	150	276.0
I-SR-7 ⁸⁾	150	228.9
I-SR-8	100	>1000
C-SR-1	220	27.3
C-SR-2	220	22.5
C-SR-3	180	141.2
C-SR-4	180	141.8
C-SR-5	150	72.5
C-SR-6	150	70.8

Fig. 13 stress range vs. fatigue life (Stress-Relieved)

実際の主板コーナー部の丸みと溶接止端部の曲率半径を考慮したモデル (以後、I-RC モデルと呼ぶ) に加えて、比較のためにコーナー部の丸みのみを考慮したモデル (I-R モデル)、溶接止端部の曲率半径のみを考慮したモデル (I-C モデル) の計 3 種類である。

解析は試験体の対称性を考慮して 1/8 モデルで行った。使用した要素および材料定数は 2 章と同じである。コーナー部の形状は、半径 1.5 mm の R をつけることで模擬した。また、コーナー部の溶接止端部の曲率半径は一般溶接部や廻し溶接部の曲率半径と異なるが、I-RC および I-C モデルではすべての溶接止端部の曲率半径を 3.2 mm で一様とした。また、I-R モデルの溶接止端曲率半径は 2.2 mm としている。これらの値は 3.2 節の測定結果を参考に設定した。溶接脚長、付加板側溶接止端部の曲率半径は 2 章で用いた値と同じである。主板側溶接止端近傍の要素寸法は 0.05 mm とした。I-RC モデルコーナー部近傍の要素分割図を Fig. 16 に示す。

Fig. 14 fatigue crack originating points (high stress ratio)

以上の条件で求めた Fig. 17 に示す座標軸 s に沿う主板長手方向応力の分布を Fig. 18 に示す。図の縦軸は、解析より得られた応力を公称応力で除した無次元応力である。図中には、2 章で示した I モデルおよび C モデルの解析結果も示している。なお、図中の縦に引いた点線は、I モデルの主板コーナー部の位置を示している。I および I-C モデルの無次元応力はコーナー部近傍で急激に増加している。コーナー部が丸みを帯びた形状である I-R, I-RC モデルにおいても、応力はコーナー部近傍で最大となっている。

コーナー部溶接止端での応力集中係数は、I モデルで 2.35, I-R モデルで 2.08, I-C モデルで 2.05, I-RC モデルで 1.88 であった。I モデルと比較して、I-R モデルの応力集中係数は 11%, I-C モデルの応力集中係数は 13% 減少している。このように、コーナー部の丸みは、ここで対象とした曲率半径 (2.2 mm と 3.2 mm) と同程度の応力集中に対する影響を有する。また、本解析ではコーナー部の半径が 1.5 mm と小さいために応力集中係数の緩和率は 10% 程度であったが、人為的に大きな R を設ければ応力集中は更に低減されることが考えられる。このような性質を利用して疲労強度を改善することも期待できる。

I-RC モデルの応力集中係数 (1.88) は、I モデルの応力集中係数 (2.35) に比べて 20% 程度減少している。また、I-RC モデルと C モデルの応力集中係数 (1.88 と 1.63) の差は 10% 強にすぎない。

以上のように、I-SR 試験体の破壊起点となった主板コーナー部形状が丸みを帯び、溶接止端部での曲率半径が大きく、そこでの応力集中係数が十字継手の応力集中係数と顕著な差がなかったために、試験体形状が異なっても疲労強度に大きな差は生じなかったものと考えられる。また、溶接によりえぐれた溶接止端部 (Fig. 8 の断面②と④) の硬さが増して疲労強度が向上したとも考えられるが⁹⁾、その詳細は現在のところ不明である。

Table 4 fatigue test result (high stress ratio)

specimen	stress range (N/mm ²)	fatigue life ($\times 10^4$ cycles)
I-SR-R-1	220	21.1
I-SR-R-2	180	44.1
I-SR-R-3	150	84.0
C-SR-R-1	220	17.3
C-SR-R-2	180	56.8
C-SR-R-3	150	81.6

Fig. 15 stress range vs. fatigue life (high stress ratio)

本研究で用いた試験体 (板厚, 溶接条件) に限れば, Fig. 1(b), (c) に示した溶接継手の疲労強度を求める際には十字溶接継手を用いても問題はないと言える。ところが, 上記の応力解析において, 応力集中に大きな影響を与えたコーナー部の半径とその位置の曲率半径は溶接姿勢により異なるとも考えられる。このことを確かめるために, 200 mm $\times$ 300 mm の板に 60 mm $\times$ 120 mm の付加板を下向き溶接および水平姿勢ですみ肉溶接 (溶接電流: 260 A, 溶接電圧: 35 V, 溶接速度: 約 30 cm/min) した試験体を製作し, 付加板側コーナー部の丸みと曲率半径を測定した。その結果, 曲率半径は, 下向き姿勢で 3.2 mm, 水平姿勢で 3.5 mm となり疲労試験体の主板コーナー部で得られた値 3.3 mm とほぼ同じであったものの, 丸みの半径は, 下向き溶接で 1.7 mm, 水平姿勢で 0.7 mm と溶接姿勢に依存していた。しかし, 工場において溶接は下向き溶接で行うのがほとんどであること, また本研究で対象としている横桁フランジの端部コーナーは塗装が所定の厚さとなるように面取り (道路橋示方書¹⁰⁾では 1 mm 程度と記載されている) されることを考慮すれば, 主板のコーナー部は角がとれ応力集中が低減されていると考えてもよいと言える。

今後, この結果を一般的なものとするためには, 疲労強度に対する主板および付加板厚, 溶接姿勢, 溶接材料の影響について確認する必要がある。

Fig. 16 finite element model (I-RC model)

Fig. 17 definition of coordinate axis s

6. 結 論

本研究では、モデル化による試験体形状の違いが疲労強度に及ぼす影響を明らかにすることを目的として、疲労試験と有限要素応力解析を行った。用いた試験体は、一般に横桁フランジの疲労強度を求める際に用いられる主板幅とリブ板幅（中板幅）の等しい十字継手試験体（Cモデル試験体）と主桁ウェブ・横桁フランジ交差部を模擬したモデル試験体（Iモデル試験体、横桁フランジの疲労強度を対象）、そしてこれらの試験体に後熱処理を施した試験体の4種類である。また、垂直スティフナが溶接された主桁フランジを対象としたモデル（Sモデル）についても応力解析を行った。ここで得られた主な結果は以下の通りである。

- (1) Iモデル試験体では、主板端部のコーナー部で高い応力集中が生じ、その値はCモデル試験体に比べて40%も大きい。Sモデルでの応力集中とその分布はCモデルとほぼ同じであった。したがって、垂直スティフナが溶接された主桁フランジの疲労強度を求める際に、十字溶接継手を用いても問題はない。
- (2) 溶接のままの試験体では、疲労強度に対する継手形状の影響は認められなかった。これは、高い応力集中が生じる主板端部が圧縮残留応力場であり、疲労破壊起点が応力集中のほぼ等しい主板中央付近となったためである。
- (3) 残留応力を低減した試験体においても、形状の違いによる疲労強度の差は認められなかった。この原因の一端は、Iモデル試験体の主板コーナーの形状が丸みを帯び、この位置の曲率半径が大きく、そこでの応力集中係数とCモデル試験体の応力集中係数に顕著な差がないことにあると考えられる。
- (4) 主板コーナー部が丸みを帯びていれば、横桁フランジ溶接継手部を十字溶接継手にモデル化しても、その疲労強度に大きな違いはない。

謝 辞

本研究を実施するにあたり、JFEエンジニアリング(株)鋼構造事業部・吉田誠太郎氏には試験体の熱処理に協力いた

Fig. 18 stress distribution along main plate corner

だいた。また、疲労強度研究委員会の委員の方々には、論文をまとめるにあたり貴重な意見を賜った。ここに記して、感謝いたします。

参 考 文 献

- 1) Japan Road Association: Fatigue Design Recommendations in Steel Highway Bridges, Maruzen (2003). (in Japanese)
- 2) Subcommittee for Investigation of Fatigue Damage of Steel Structures: Study on Deterioration and Damage Assessment of Existing Steel Bridges, Journal of Structural Mechanics and Earthquake Engineering, 368-I-5 (1986), 1-12. (in Japanese)
- 3) C. Miki, M. Sakano, K. Tateishi, Y. Fukuoka: Data Base for Fatigue Cracking in Steel Bridges, Journal of Structural Mechanics and Earthquake Engineering, 392-I-9 (1988), 403-410. (in Japanese)
- 4) H. Nakai: Case Study of Fatigue Damage in Urban Expressway Bridges, Bridge and Foundation Engineering (1990), 23-31. (in Japanese)
- 5) T. Mori, T. Inomata: Weld Shape and Fatigue Strength of Cruciform Welded Joint, JSSC Journal of Constructional Steel, 11 (2003), 547-554. (in Japanese)
- 6) S. Hirayama, T. Mori: Influence of Bi-Axial Loading on Fatigue

- Strength of Welded Joint between Main Girder Web and Lateral Girder Flange, Journal of Structural Mechanics and Earthquake Engineering, 745-I-65 (2003), 121-130. (in Japanese)
- 7) K. Yamada, S. Kainuma, M. Suzuki, A. Kondo: Fatigue of In-Plate Gusset with Static Load in Main Plate, Journal of Structural Engineering, 44A (1998), 1073-1082. (in Japanese)
- 8) T. Mori, S. Hirayama, S. Shigihara: Influence of Bi-Axial Stress on Fatigue Strength of Lateral Girder Flange Welded to Main Girder Web, Journal of Structural Mechanics and Earthquake Engineering, 63-1 (2007), 56-65. (in Japanese)
- 9) Y. Natsume: The Effects of Several Factors on Tension and Compression Fatigue Strength of Induction Hardened Steel, Journal of The Society of Material Science, 23-244 (1974), 33-39. (in Japanese)
- 10) Japan Road Association: Specification for highway bridges, Maruzen (2002). (in Japanese)
-