

鋼 I 桁橋ウェブギャップ部の疲労試験と 応力緩和による疲労寿命向上効果

山田健太郎¹・貝沼重信²・香川直輝³・石井博典⁴・西岡敬治⁵

¹正会員 Ph. D. 名古屋大学大学院教授 工学研究科土木工学専攻 (〒464-8603 名古屋市千種区不老町)

²正会員 工修 名古屋大学大学院助手 工学研究科土木工学専攻 (〒464-8603 名古屋市千種区不老町)

³学生会員 名古屋大学大学院 工学研究科博士課程前期課程 (〒464-8603 名古屋市千種区不老町)

⁴正会員 榑横河ブリッジ 技術本部研究所研究課 (〒261-0002 千葉市美浜区新港 88)

⁵正会員 工修 阪神高速道路公団 神戸第1建設部設計課 (〒650-0041 神戸市中央区新港町 16-1)

鋼 I 桁橋の主桁の上フランジと横桁に取付けられたウェブギャップ板に疲労損傷が生じている。これは、この板がコンクリート床版の回転変位に抵抗するために生じる。この板に半円孔を明け、このことで発生応力を緩和し、疲労寿命を向上させることができる。ウェブギャップ部をモデル化した試験体の3点曲げ疲労試験を行い、半円孔を明けた場合の疲労挙動を実験的に明らかにした。また、実橋モデルの有限要素解析を行なって、実橋のウェブギャップ板の疲労寿命向上効果を明らかにした。

Key Words : fatigue test, stress reduction, fatigue life, web gap plate, semi-circular cut-out

1. はじめに

都市内高架橋に多い鋼 I 桁橋の主桁の上フランジと横桁の間に取付けられたウェブギャップ板(以下、ギャップ板と呼ぶ)に疲労損傷が数多く報告されている^{1),2)}。例えば、図-1 に示すウェブギャップ部には、タイプ 1~4 の疲労損傷が発生している。この中で、ギャップ板上端部のまわし溶接部から疲労き裂が発生するタイプ 1 が最も多い³⁾。このき裂の発生要因として、隣接する主桁の相対変位によるものも挙げられるが、コンクリート床版の回転変位にギャップ板が抵抗するため、局部的に大きな応力が発生することが主要因であることが分かっている⁴⁾⁻⁶⁾。

この疲労損傷の補修・補強については、これまで①ギャップ板の増厚、②溶接部のグラインダー仕上げ、③TIG 処理など⁷⁾⁻¹⁰⁾が検討され、実橋で試みられてきた。例えば、阪神高速道路公団では、スカーラップがある 9 mm のギャップ板からスカーラップの無い 19 mm の厚板への取替えを、標準的な補強方法とした¹¹⁾。これまでに、疲労損傷が発見された場合、あるいは予防的にギャップ板のほとんどが開先を設けた 19 mm の厚板に取替えられている。

前述のように、この損傷はギャップ板がコンクリート床版の回転変位に抵抗するために生じる。部分溶込み溶接による厚板に取替えることで疲労寿命向上はある程度期待できるものの、コンクリート床版の回転変位を大幅に低減することはできない。した

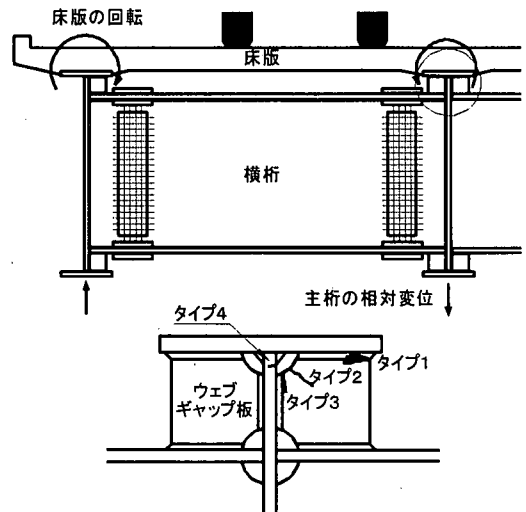


図-1 ウェブギャップ板の疲労損傷とその発生要因

がって、ギャップ板に生じるひずみの大きな低減は期待できない。事実、既補修部の実働応力の測定結果から、ウェブギャップ部に比較的高い実働応力が生じていることが最近になって確認された⁶⁾。

著者らはこのギャップ板に半円孔を明け、応力を緩和することで疲労寿命を向上させる方法について検討してきた^{12),13)}。この方法は、Westgate Bridge のデッキプレートとウェブプレートの溶接部の疲労寿命の向上法として用いられたことがあり¹⁴⁾、局所的な発生応力を緩和し、より疲労強度の高い部位(例

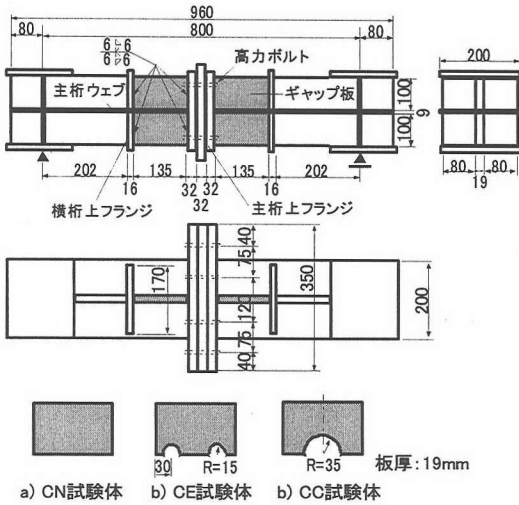


図-2 試験体の形状および寸法

例えば、溶接部から母材へ応力集中を移すことができる。しかし、半円孔を明けた場合の疲労挙動は不明である。そこで、本研究ではその効果を実験的に確認するため、以下に示すような手順で検討を行なった。

- ① ウェブギャップ部をモデル化した試験体の3点曲げ疲労試験を行なった。試験は、19 mm のギャップ板(スカーラップ無し)のもの7体、ギャップ板の上下端部に半径15 mm の半円孔を2カ所明けたものを4体、ギャップ板の中央に半径35 mm の半円孔を明けたもの6体について行なった。
- ② 疲労試験結果は、まず、応力範囲により整理した。つぎに、実橋ではこのき裂はコンクリート床版の回転変位により発生することから、主桁上フランジの中央を中心としたギャップ板の回転角で試験結果を整理した。
- ③ つぎに、実橋モデルの有限要素応力解析を行ない、ギャップ板の回転角から、ギャップ板に半円孔を明けることによる疲労寿命の向上効果について検討した。

2. 試験体

試験体は図-2 に示すように、ウェブギャップ部をモデル化した試験片2体を横向きにして、32 mm の載荷板を挟んで高力ボルト接合したものである。この試験体に3点曲げ荷重を与えることで、床版の回転変位によるギャップ板の挙動をモデル化した。供試鋼材は JIS SS400 材であり、その機械的性質および化学成分を表-1 に示す。

表-1 機械的性質および化学成分

(a) 機械的性質					
降伏点 (MPa)	引張強さ (MPa)	伸び (%)			
298	438	32			

(b) 化学成分 (%)					
C	S _i	M _n	P	S	C _{eq.}
×100		×1000		×100	
20	8	44	17	8	21

板厚 19 mm のギャップ板の着目部材端には、阪神高速道路の補修要領¹¹⁾に従って 6 mm の開先加工を行ない、実橋での溶接姿勢を考慮して、上向きで部分溶込み溶接を手溶接により行なった。なお、溶接材料には LB-52 を用いた。溶接サイズの目標値は 6 mm とした。表-2 にギャップ板の溶接条件および溶接の積層方法を示す。

試験体は、下記に示す3種類とした。

- 1) CN 試験体：阪神高速道路の補修要領¹¹⁾に基づいた 100×134×19 mm の矩形のギャップ板(スカーラップ無し)を有する試験体。
- 2) CE 試験体：CN 試験体のギャップ板の上下材端から 30 mm の位置を中心とした半径 15 mm の半円孔を2個明けた試験体。半円孔は機械加工により明け、その半円孔壁を100番の粗さのバークラインダーで半円孔を明けた際の傷を取り除くように仕上げた。
- 3) CC 試験体：CN 試験体のギャップ板上下端の中央を中心とした半径 35 mm の半円孔を明けた試験体。半円孔は NC ガス切断により明け、100番の粗さのバークラインダーにより CE 試験体と同様に切断面を仕上げた。また、試験体6体の内2体の半円孔部コーナーは120番の粗さのサンドペーパーで仕上げ、残りの4体については、グラインダーで約2 mm の面取りをした後、120番の粗さのサンドペーパーで仕上げた。

3. 有限要素応力解析と静的載荷試験

(1) 有限要素応力解析の方法

有限要素応力解析は、CN、CE および CC モデルの計3種類のモデルを用いて行なった。ギャップ板の部分溶込み溶接の溶接サイズは 10 mm とし、溶接止端部の止端半径 ρ および止端角 θ は、それぞれ 0 mm、45° とした。解析は、試験体の対称性を考慮して図

表-2 溶接条件および溶接の積層方法

姿勢	パス数	直径 φ (mm)	電流 (A)	電圧 (V)	速度 (cm/min)	入熱量 (kJ/cm)
上向き溶接	1	3.2	140	30	10.2	24.7
	2	4.0	170	30	10.7	28.6
	3	4.0	160	30	8.6	33.5

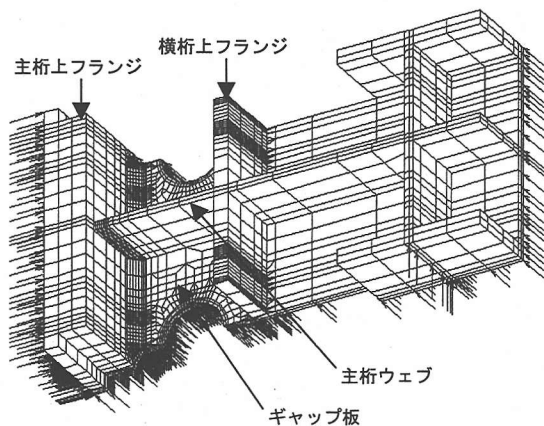
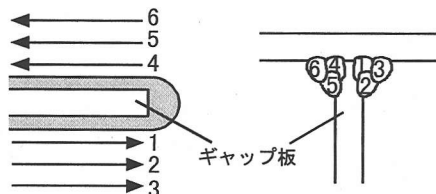


図-3 要素分割例(CCモデル)

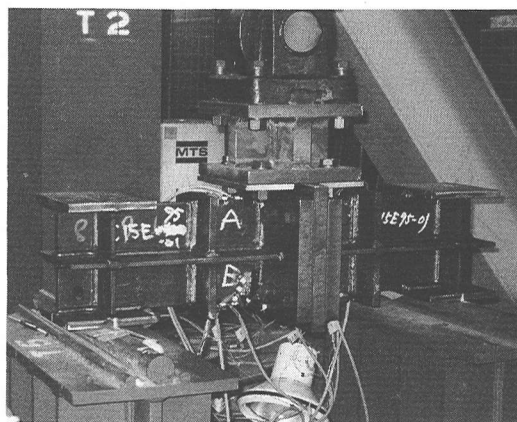


写真-1 試験状況

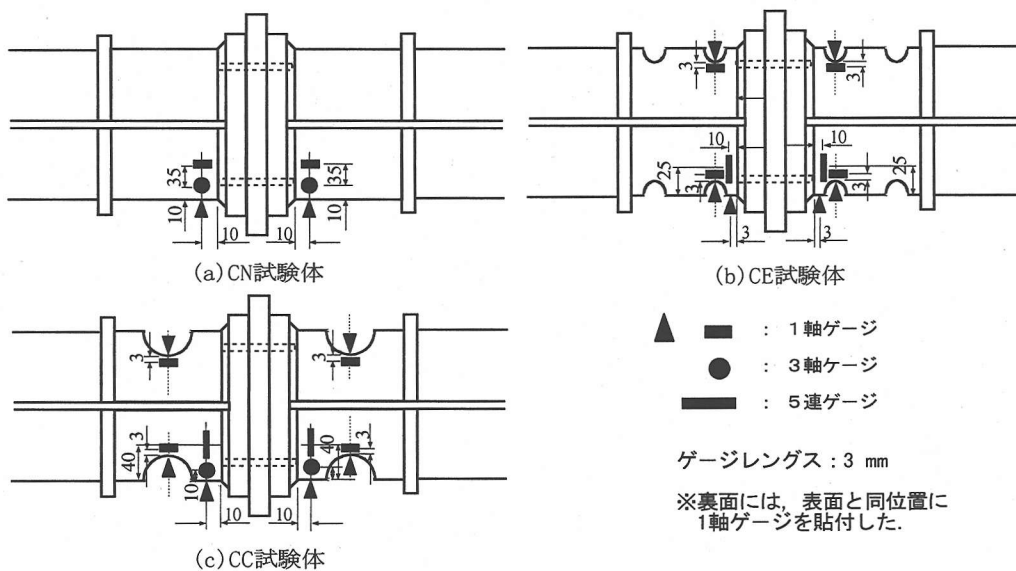


図-4 ひずみゲージの貼付位置

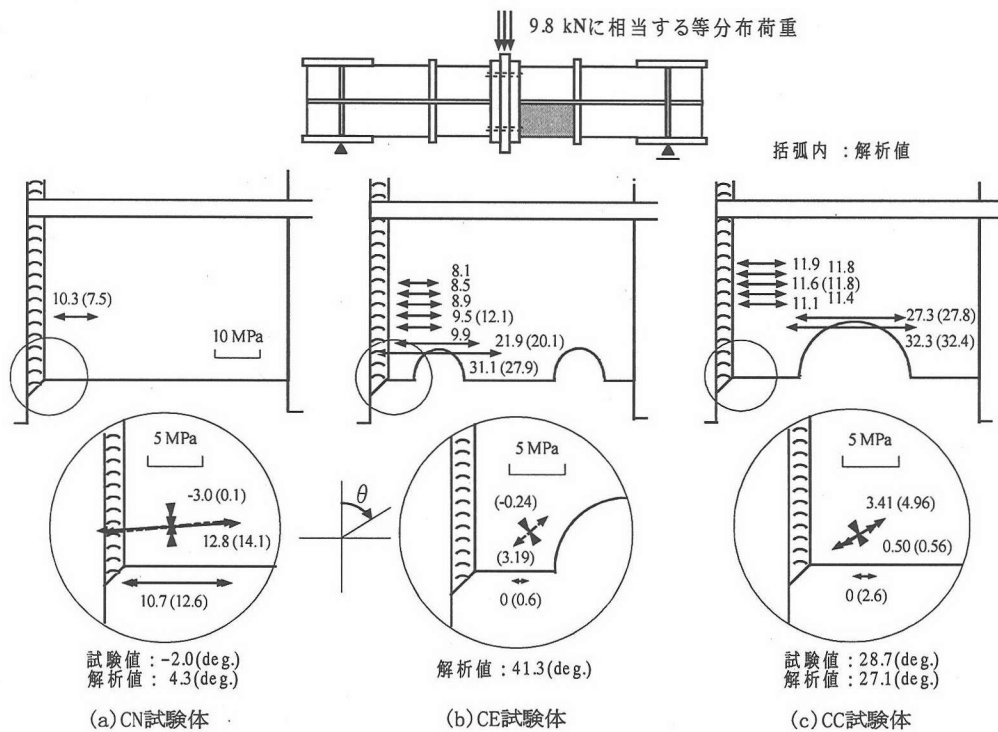


図-5 静的載荷試験の結果(主応力および直応力)

一3 に示す 1/4 モデルを用いて行なった。要素には 8 節点のソリッド要素を用いた。その最小要素寸法は、後述の静的載荷試験に用いたひずみゲージのゲージ長と同程度の $2 \times 2 \times 2.5 \text{ mm}$ とした。スパン中央の載荷板の上面には、9.8 kN に相当する等分布荷重を載荷した。

(2) 静的載荷試験の方法

静的載荷試験は、写真-1 に示すように動的能力 $\pm 350 \text{ kN}$ の電気油圧サーボ式試験機を用いて 3 点曲げで行なった。ひずみの測定は、図-4 に示す位置で行った。すなわち、着目部であるギャップ板のまわし溶接部とすみ肉溶接部、および半円孔の底部に 1 軸ゲージ、3 軸ゲージあるいは 5 連ゲージを表裏面に貼付した。なお、ひずみゲージのゲージ長は 3 mm である。

(3) 解析結果と試験結果の比較

静的載荷試験から得られた主応力および直応力を図-5 に示す。図中の数値は図-4 の表面に貼付したひずみゲージ値を 9.8 kN 載荷時に換算した応力値である。実線は静的載荷試験の結果、破線および括弧内の数値はひずみゲージ貼付位置での有限要素応力解析の結果である。静的載荷試験より得られた

主応力および直応力は、試験体の種類、測定位置によらず、いずれも有限要素応力解析の結果と良く一致している。また、疲労き裂の発生位置近傍の解析値についても後述する図-8 の載荷試験結果と比較的良好一致している。

ギャップ板材端のまわし溶接部近傍の応力は、CN 試験体では約 10 MPa 生じているのに対し、半円孔を明けた CE と CC 試験体では、この値が小さくなっている。それに比べて、CC、CE 試験体に明けた半円孔部の値は、ともに約 30 MPa となっており、半円孔部には応力集中が生じている。

まわし溶接部近傍の主応力は、CN 試験体では 5° 程度であり、ほとんど傾いていない。これに対して半円孔を明けた CE 試験体では約 40° 、CC 試験体では約 30° となっており、CN 試験体に比べ主応力が大きく傾いている。ここで、日本鋼構造協会(以後、JSSC と呼ぶ)の疲労設計指針¹⁵⁾では直応力とせん断応力が同時に作用し、両者が主応力に大きく影響を及ぼす場合には、評価応力として最大主応力を用いることとしている。以下の議論では試験体の評価応力として解析から求められた主応力を用いることとする。

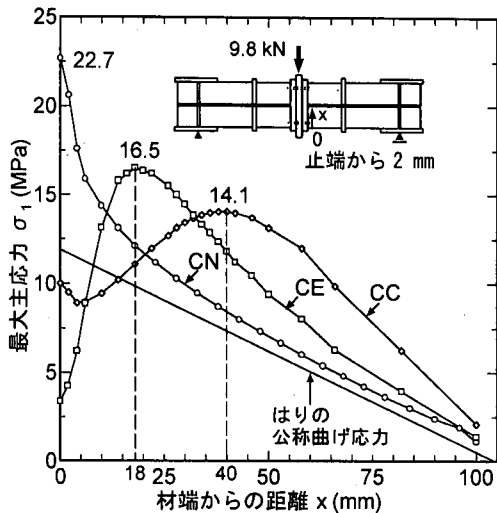


図-6 ギャップ板上端の溶接止端の主応力分布

(4) すみ肉溶接止端部に沿っての応力分布

試験体に 9.8 kN を载荷した場合のギャップ板のすみ肉溶接止端に沿う主応力の分布を図-6 に示す。図の横軸はギャップ板材端からの距離 x 、縦軸は解析から求めた最大主応力 σ_1 である。図中の実線は、半円孔が無い CN モデルのギャップ板に発生する曲げ応力をはり理論により算出した結果である。CN モデルでは、ギャップ板のまわし溶接部に近づくに従って発生応力が大きくなり、材端 ($y=0$) で最大値が 22.7 MPa となった。これに比べ、CE モデルでは半円孔の影響で材端の応力が小さくなったが、逆にギャップ板の材端から約 18 mm の位置で 16.5 MPa 最大応力が生じた。CC モデルでは、最大応力が発生する位置が材端から約 40 mm となり、その値は 14.1 MPa となった。このように、半径 35 mm の半円孔を明けることで、半円孔が無い CN モデルに対して最大主応力が約 40% 低減する。なお、半円孔の底部の最大主応力は、CE モデルで 26.2 MPa、CC モデルで 32.3 MPa であった。

4. 疲労試験

(1) 疲労試験の方法

静的载荷試験の後、応力比を約 0.1 とした一定振幅荷重下で 3 点曲げの疲労試験を行なった。荷重波形は正弦波、繰返し速度は 4~12 Hz である。疲労試験には、CN 試験体を 7 体、CE 試験体を 4 体、および CC 試験体を 6 体用いた。

試験体の疲労き裂発生寿命 N_c 、および破断寿命 N_f を求めるために、0.04 ϕ のウレメット被覆銅線を溶接止端と半円孔の底部に貼付した。これは、疲労

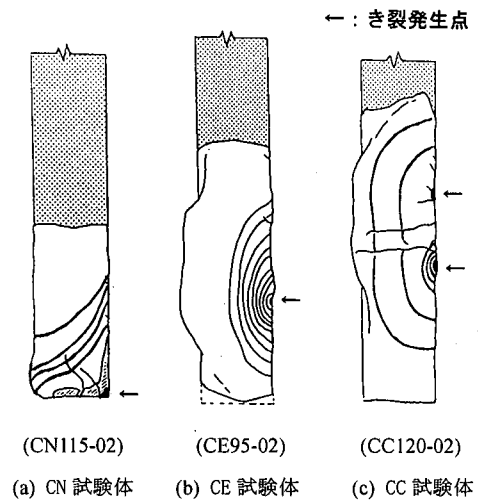


図-7 試験終了後の破面とビーチマーク

き裂が発生・進展し、銅線が切れた後に試験機を停止させるためである。疲労試験結果の整理では、 N_c を溶接止端部あるいは半円孔の底部に貼付した銅線が切れたときの繰返し回数と定義した。 N_f は、CN 試験体ではまわし溶接部から 35 mm 内側に貼付した銅線が切れたときの繰返し回数とした。CE、CC 試験体では、すみ肉溶接の止端部から発生したき裂が板厚方向に貫通し、裏面に貼付した銅線が切れたときの繰返し回数と定義した。また、半円孔部からの疲労き裂については、半円孔部から 35 mm 離れた位置の銅線が切れたときの繰返し回数とした。

さらに、銅線が切断された時のき裂の発生位置、およびその形状と寸法を破面に残すため、ダイマキングを 1 回と、その後ビーチマーク試験を 5~10 回繰返し行なった。

(2) 疲労き裂の発生点および進展状況

疲労試験結果を表-3 に示す。なお、き裂発生寿命 N_c は参考値として示している。試験終了後の試験体破面の代表例を図-7 に示す。破断した CN 試験体 6 体は、全てギャップ板端部のまわし溶接部のギャップ板側の止端部コーナーか、中央部からき裂が発生した。

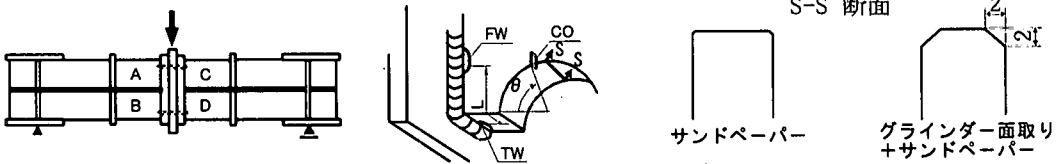
CE 試験体 4 体の内 2 体は、ギャップ板のすみ肉溶接止端に半楕円形のき裂が発生した。他の 2 体の内 1 体は、すみ肉溶接部と半円孔部のコーナーからき裂が発生し、半円孔部から破断した。残りの 1 体は、半円孔部のコーナーのみから 1/4 楕円のき裂が発生し、破断した。

CC 試験体の半円孔のコーナー部をグラインダーで面取りしていない 2 体の内 1 体は、半円孔のコー

表-3 疲労試験結果

試験体	荷重範囲 ΔP (kN)	公称曲げ 応力範囲 $\Delta \sigma_b$ (MPa)	き裂発生寿命 N_c ($\times 10^3$) (cycles)	破断寿命 N_f ($\times 10^3$) (cycles)	き裂の発生位置		
					ギャップ 板	位置 L (mm)	角度 θ (deg.)
CN140-3	111	135	586	-	D	-	-
CN140-4	111	135	-	1,163	B	5 (TW), 3.5 (FW)	-
CN115-1	95	115	-	1,452	B	-	-
CN115-2	95	115	-	1,628	D	-	-
			950	-	B	-	-
			1,592	2,049	D	11 (TW), 7 (FW)	-
CN90-1	74	90	1,896	-	B	0, 15 (TW)	-
			2,561	3,999	D	0 (TW)	-
CN75-1	62	75	4,580	7,915	D	(TW)	-
CN65-1	51	62	-	>9,586	-	-	-
CE150-1	125	152	262	-	B	23,47 (FW)	-
			1,111	1,342	B	-	85 (CO)
CE150-2	125	195	916	1,006	D	-	80 (CO)
CE95-1	78	95	2,335	-	B	24 (FW)	-
			-	5,533	D	28 (FW)	-
CE95-02	78	95	4,209	8,982	D	26 (FW)	-
CC120-1*	98	119	304	-	D	27,35,45,60 (FW)	-
			741	881	D	-	80 (CO)
CC120-2+	98	119	640	3,807	B	35,46,50 (FW)	-
			3,373	-	D	-	-
CC120-3*	98	224	918	944	B	-	85 (CO)
CC100-1+	81	98	5,213	5,275	D	-	-
CC100-2+	81	98	1,185	8,750	D	-	-
CC100-4+	81	98	-	6,220	B	44,51,54,65 (FW)	-

半円孔のコーナー部の仕上げ * : サンドペーパー, + : バーグラインダーで約 2 mm 面取り+サンドペーパー



ナーから 1/4 楕円形のき裂が発生し破断した。他の 1 体は、すみ肉溶接部からもき裂が発生したが、半円孔部から破断した。一方、グラインダーで面取りした 4 体は、すべてギャップ板のすみ肉溶接止端部で複数の半楕円き裂が発生した。これらのき裂は、合体しながら半楕円形のき裂として進展した。これは、半円孔のコーナー部の傷をグラインダーの面取りにより完全に除去したため、半円孔部の疲労強度が高くなり疲労き裂がすみ肉溶接部から発生・進展したものと考えられる。

すみ肉溶接から破断した場合の試験体の破面から観察されたき裂発生点と、載荷荷重 9.8 kN に相当する最大主応力との関係を図-8 に示す。CN 試験体では、破断した 6 体すべての疲労き裂はギャップ板の材端に発生した。CE 試験体は、それから 23~28 mm, あるいは 47 mm 離れた位置のすみ肉溶接の止端部で、各試験体 1ヶ所あるいは 2ヶ所にき裂が発生した。ギャップ板の材端から 47 mm 離れた位置から

発生した場合を除けば、き裂の発生点は最大応力が発生する位置とほぼ一致している。一方、CC 試験体では、複数のき裂がギャップ板の材端部から 27~65 mm 離れた位置にばらついて発生した。これは、CE 試験体に比べ最大応力が生じる位置の前後で応力勾配が小さいため、より広範囲に複数のき裂が発生したものと考えられる。

(3) 応力範囲で整理した疲労試験結果

疲労試験結果を応力範囲により整理する際に、つぎの 2つの考え方をういて、作用応力範囲を定義し、S-N 線図を整理した。作用応力範囲としては、①試験体のまわし溶接部の曲げモーメント範囲 ΔM からはりの曲げ理論を用いて応力範囲 $\Delta \sigma_b$ を計算したものと、②溶接止端から発生するき裂に対し、溶接止端に起因する応力集中を除き、ギャップ板のまわし溶接や半円孔による応力集中の影響を考慮した公称応力範囲 $\Delta \sigma_n$ を求めたもの、の 2つを考えた。

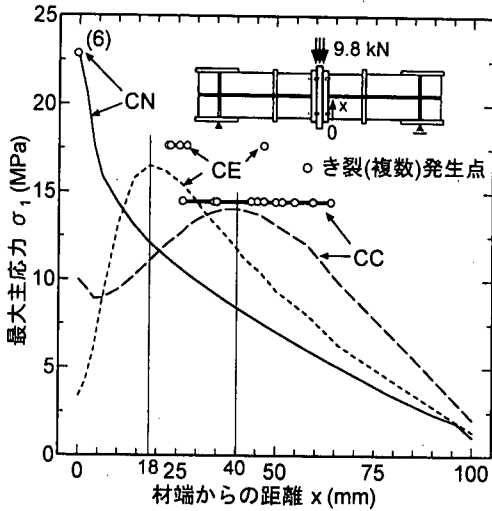


図-8 疲労き裂発生点の位置と応力の関係

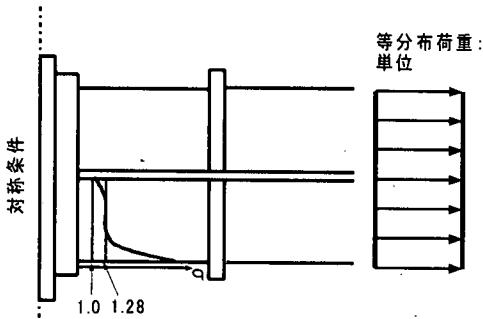


図-10 すみ肉溶接部の応力集中係数 (溶接止端から2 mm)

前者は、同様な継手に作用する曲げモーメントの値が得られれば、簡単に N_f を算出できる。また、後者は、すみ肉溶接継手の疲労強度 (JSSC の継手等級 E) と比較できる。実測あるいは有限要素応力解析により、すみ肉溶接による応力集中を含まない $\Delta\sigma_n$ が求められれば、 N_f が推定できる。

a) 曲げ応力範囲 $\Delta\sigma_b$ で整理

疲労試験で用いた荷重範囲 ΔP から試験体のまわし溶接部の ΔM を算出し、CN 試験体のギャップ板端部の曲げ応力範囲 $\Delta\sigma_b$ で $S-N$ 線図を求めた結果を図-9 に示す。この整理では、実橋のギャップ板に半円孔を明けた場合の疲労寿命を各試験体と比較はできないが、同一の曲げモーメントが作用した場合の各試験体の N_f が直接比較できる。まず、CN 試験体では、ギャップ板端部のまわし溶接による応力集中の影響があるものの、十字すみ肉溶接の継手等級である JSSC-E 等級より長寿命になっている。これに比べて、CE および CC 試験体では、すみ肉溶接から破断した場合、半円孔を明けることでギャップ板端部の応力集中が低減するため、いずれも CN 試

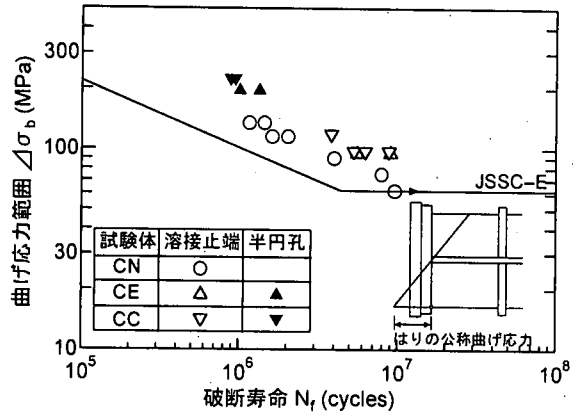


図-9 曲げ応力範囲 $\Delta\sigma_b$ で整理した場合

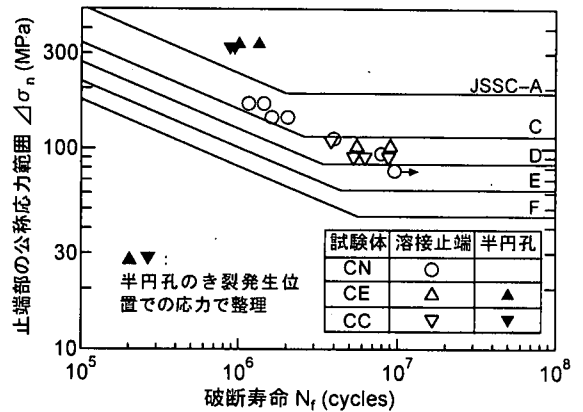


図-11 溶接止端の公称応力範囲 $\Delta\sigma_n$ で整理した場合

験体より長寿命となっている。

しかし、半円孔を明けた断面では、半円孔を明けたために断面係数が小さくなり、発生応力が大きくなった。この断面には、CE 試験体およびグラインダーで面取りをしていない CC 試験体の各 2 体に疲労き裂が発生し、破断した。

b) すみ肉溶接継手の公称応力範囲 $\Delta\sigma_n$ で整理

疲労試験では、12 体の試験体の溶接止端部からき裂が発生した。CN 試験体では、図-6 に示すようにギャップ板の材端で高い応力集中が生じるが、この部分はすみ肉溶接とまわし溶接の両方の応力集中が生じるものと考えられる。また、CE と CC 試験体では、材端からそれぞれ 18 mm あるいは 40 mm 離れた位置に最大主応力が生じる。この位置では、すみ肉溶接と半円孔による応力集中が混在していること、半円孔部とすみ肉溶接が近接していること、からすみ肉溶接止端のホットスポット応力を算出するための外挿点 2 点を決定することは困難である。また、有限要素応力解析では、すみ肉溶接止端の応力集中は要素寸法の大きさに依存し、本解析で用いた $2 \times$

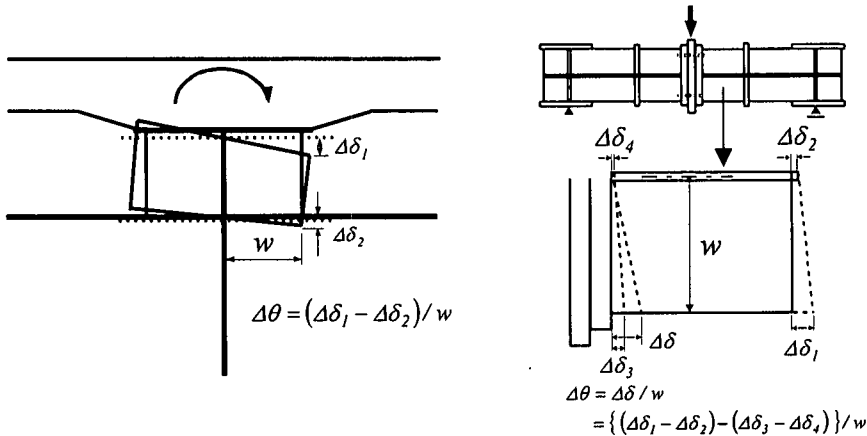


図-12 ギャップ板の回転角範囲の算出方法

表-4 回転角の計算結果

モデル	変位 (×10 ⁻³) (mm)					回転角 (×10 ⁻⁵)
	Δδ ₁	Δδ ₂	Δδ ₃	Δδ ₄	Δδ	Δθ = Δδ / w
CN	7.23	0.02	0.76	0.02	6.47	6.19
CE	10.31	0.03	0.54	0.02	9.76	9.34
CC	16.94	0.03	0.56	0.02	16.37	15.67

w : (ギャップ板の幅 : 100 mm) + (中板の板厚 / 2 : 4.5 mm) = 104.5 mm P=9.8 kN 載荷時・

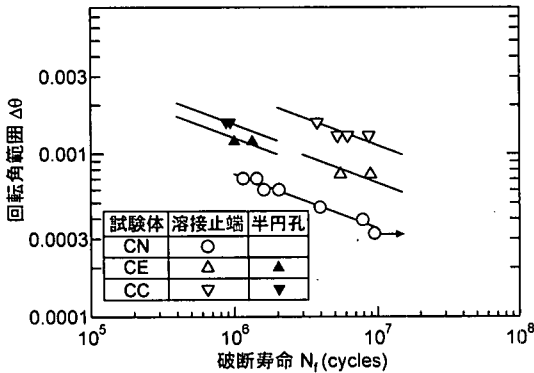


図-13 回転角範囲 Δθ で整理した試験結果

2×2.5mm の寸法の要素では溶接止端に起因する応力集中を正確に把握しているとは言い難い。そこで、逆に解析結果から溶接止端の影響を除去することを考えた。

まず、溶接止端の応力集中を求めるため、図-10 に示すように CN 試験体の長手方向に単位 (1 MPa) の引張応力を作用させ、図-6 に示す最大主応力と同じ位置 (溶接止端から 2 mm) の主応力分布を求めた。この結果、ギャップ板の端部はまわし溶接の影響で大きな応力集中が発生するものの、それ以外の位置では、約 1.28 MPa の一定応力が得られた。これをすみ肉溶接止端の応力集中と考え、図-6 に示す最大主応力を除した。この応力範囲 Δσ_n は、すみ肉

溶接止端の応力集中を含まないが、ギャップ端のまわし溶接、あるいは半円孔による応力集中の影響を考慮していることから、すみ肉溶接継手の強度等級と比較できる。この応力範囲で整理した疲労試験結果を図-11 に示す。

CN 試験体とすみ肉溶接の止端部から破断した CE および CC 試験体の疲労強度は、いずれも同程度になっている。このことは、半円孔を明けることで、すみ肉溶接から発生するき裂の発生位置や進展性状が異なる場合でもギャップ板の疲労強度を十字すみ肉溶接継手の等級として評価できることを示唆している。

CE および CC 試験体の半円孔部から破断した場合の強度等級は、半円孔の底面に生じる応力で試験結果を整理すると A 等級になる。

(4) ギャップ板の回転角で整理

ギャップ板上端部の疲労損傷の主要因は、コンクリート床版が回転することでギャップ板にたわみ角 (回転角) が生じ、ギャップ板に過大なひずみが発生するためである⁴⁾⁻⁶⁾。そこで、疲労試験結果を試験体モデルのギャップ板に生じる回転角範囲 Δθ により整理した。この結果は図-12 に示すように、コンクリート床版の回転角を実測あるいは有限要素解析により求めれば、実橋のギャップ板の疲労寿命を評価することができる。

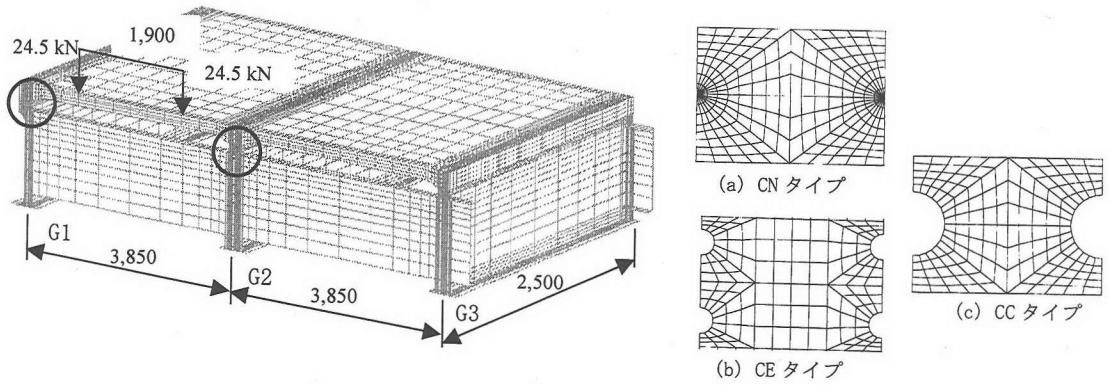


図-14 実橋モデル

ギャップ板の $\Delta\theta$ は、ギャップ板の下端に対する上端の相対変位を主桁ウェブからギャップ板の端部までの距離 w で除すことで算出した。有限要素応力解析によって算出した各モデルのギャップ板の回転角を表-4に示す。試験体モデルで計算された回転角は、CN試験体に比べて半径15mmの半円孔を2個明けたCE試験体では約1.5倍になっている。また、半径35mmの半円孔を明けたCC試験体では、約2.5倍になっており、ギャップ板の曲げ剛性が低下している。

ギャップ板の回転角範囲 $\Delta\theta$ で整理した疲労試験結果を図-13に示す。図の実線は傾きを $-1/3$ としたときの $\Delta\theta$ に対する N_f の回帰直線(式(1))である。

$$\Delta\theta^m \cdot N_f = C, \quad m=3 \quad (1)$$

CN試験体: $C = 4.26 \times 10^{-4}$

CE試験体: $C = 2.90 \times 10^{-3}$ (すみ肉溶接)

$C = 1.97 \times 10^{-3}$ (半円孔)

CC試験体: $C = 1.44 \times 10^{-2}$ (すみ肉溶接)

$C = 3.51 \times 10^{-3}$ (半円孔)

疲労試験結果を $\Delta\theta$ で整理すると、CN試験体に比べてすみ肉溶接から破断したCEおよびCC試験体の疲労強度は大きく向上している。これは、 $\Delta\theta$ を一定とした疲労試験を行なった場合に相当する $\Delta\theta - N_f$ 線図であり、ギャップ板に半円孔を明けることで曲げ剛性が小さくなった分、CEおよびCC試験体の疲労寿命が向上することを示している。一方、半円孔部から破断した場合、CE試験体は破断位置によらず疲労強度は同程度である。CC試験体については、半円孔部から破断するとCE試験体のすみ肉溶接から破断した $\Delta\theta - N_f$ 線と同程度になり、すみ肉溶接から破断した場合に比べ疲労強度が低下している。

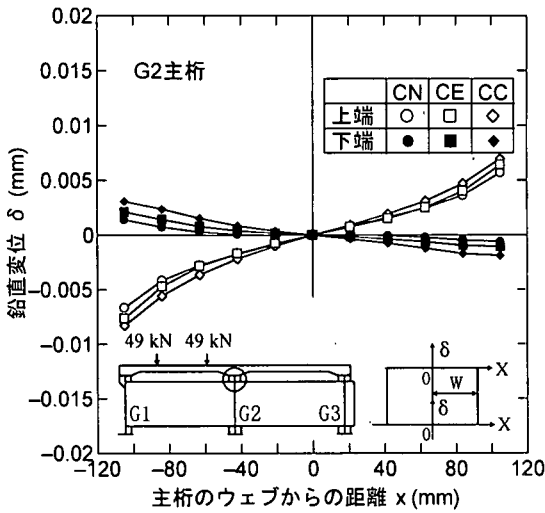
5. 実橋への適用例

(1) 実橋への適用方法

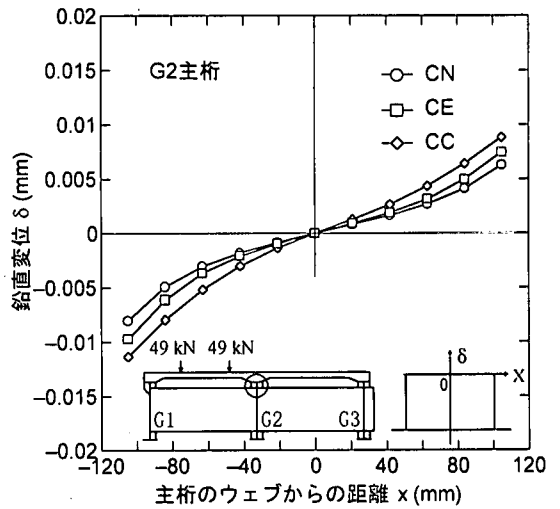
実橋のコンクリート床版の回転変位によりギャップ板に生じる回転角範囲 $\Delta\theta$ は、①実橋で高精度の変位計を用いて図-12の変位範囲 $\Delta\delta$ を実測する、②実橋モデルの有限要素解析を行って求める、の2つの方法が考えられる。ここでは、後者の方法を適用した。手順としては、①実橋モデルに単位荷重あるいは実輪重を載荷して有限要素解析する。②ギャップ板上下端の変位からギャップ板の相対変位を求め、図-12に従って $\Delta\theta$ を求める。③疲労寿命を推定したい単位荷重または実輪重による $\Delta\theta$ を求め、式(1)に代入して N_f を求める。④必要なら日交通量あるいは日走行輪数から疲労寿命を推定する。

(2) 実橋モデルの有限要素解析^{12), 13)}

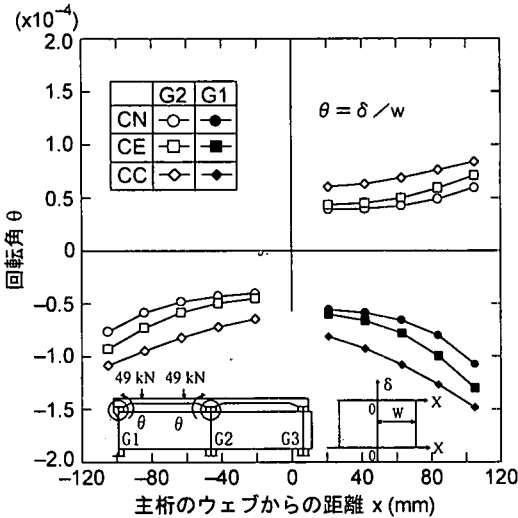
解析モデルは、疲労損傷が数多く報告されている昭和39年の鋼道路橋設計・製作方書に基づいて製作された標準的な鋼I桁橋を対象とし、主桁間隔3,850mm、コンクリート床版厚180mmの3主桁とした。横桁直上に輪重を載荷した場合、隣り合う横桁以上橋軸方向に離れた床版にはたわみがほとんど生じない。そこで、解析モデルの橋軸方向の長さを隣り合う横桁間隔(5m)とした。ギャップ板の寸法は、疲労試験体と同様な標準的な大きさ100×135mmとした。図-14に解析モデルの要素分割例を示す。解析は板厚19mmのギャップ板に疲労試験体と同様な半円孔を明ける前後で行なった。ギャップ板上端部の局部応力は主桁の相対変位ではなく、その大半は床版の回転変位により生じる⁶⁾。そこで、床版の回転変位に着目するため、主桁の下フランジ面(G1, G2およびG3)で全自由度を拘束した。要素には床版にソリッド要素、その他の部材にはシェル要素を用いた。床版と主桁の上フランジの境界部は



(a) ギャップ板の上下端の鉛直変位



(b) ギャップ板の相対鉛直変位



(c) ギャップ板の回転角

図-15 ギャップ板の回転角の算出

非合成桁，合成桁に関わらずとも一体として挙動するため，床版のソリッド要素の節点と主桁上フランジの節点を剛結した．床版の弾性係数は床版が健全であると仮定し，鋼部材の弾性係数の 1/7，すなわち 2.9×10^4 MPa とした．載荷荷重として，ギャップ板の応力が最大となる G1 と G2 主桁の中央に 1,900 mm の間隔で 24.5 kN (輪重 49 kN) を 2 点載荷した．ここで用いた輪重は，文献 17) の軸重実態調査の軸重の 3 乗平均値を 1/2 倍して算出した．

(3) ギャップ板の回転角の算出

実橋モデルにおける G2 主桁のギャップ板上下端の鉛直変位を図-15(a)に示す．図の横軸は主桁ウェブからの距離 x ，縦軸は鉛直変位 δ である．なお，

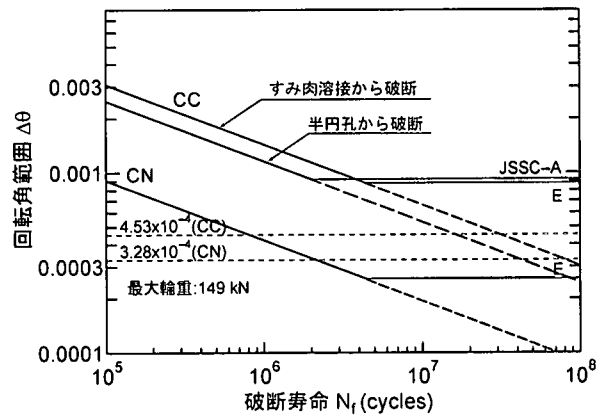


図-16 回転角範囲 $\Delta\theta$ で整理した継手等級

δ は G2 主桁のウェブとギャップ板上下端の交点の鉛直変位を 0 とした鉛直変位である．つぎに，ギャップ板の下端に対する上端の相対鉛直変位を図-15(b)に示すように求めた．この相対鉛直変位を主桁ウェブからの距離 x で除すことにより，ギャップ板の回転角を算出した．このようにして求めた実橋モデルの G2 内桁と G1 外桁のギャップ板の回転角を図-15(c)に示す．有限要素解析では，ギャップ板の変位分布が非線形であり，それから求めた回転角は一定にならなかった．そこで，回転角 θ として，ギャップ板の材端の値を用いた．CN タイプのまわり溶接部の回転角に対して，CE タイプは約 1.2 倍，CC タイプは約 1.4 倍となっている．これらの値は，G3 外桁のギャップ板についても同様である．この結果から CN タイプに比べて CE と CC タイプでは半円孔を明けることによってギャップ板の剛性が低減しており，回転角も 20~40% 大きくなっている．

表-5 実橋モデルの疲労寿命の推定(49 kN×2 輪)

ギャップ板	内桁 G2 主桁			外桁 G1 主桁			
	$\Delta\theta$ ($\times 10^{-4}$)	N_f ($\times 10^6$)	$N_f/N_{f,CN}$	$\Delta\theta$ ($\times 10^{-4}$)	N_f ($\times 10^6$)	$N_f/N_{f,CN}$	
CN タイプ	0.77	933	1.0	1.08	338	1.0	
CE タイプ	すみ肉	0.93	3,610	3.9	1.30	1,320	3.9
	半円孔	0.93	2,450	2.6	1.30	897	2.6
CC タイプ	すみ肉	1.08	13,200	14.1	1.49	4,350	12.9
	半円孔	1.08	3,210	3.4	1.49	1,060	3.1

(4) 実橋モデルの疲労寿命の向上効果

実橋モデルのギャップ板のまわし溶接部の回転角を式(1)に代入して、G2 内桁および G1 外桁における各タイプのギャップ板の疲労寿命を試算した。なお、この計算では打切り限界は考慮していない。載荷荷重としては、図-14 に示すように 24.5 kN(輪重 49 kN)を 2 点載荷した。その結果を表-5 に示す。ここでは、参考値として CC タイプの半円孔部コーナーの傷をグラインダーによる面取りで除去しない場合、すなわち半円孔から破断する場合についても示している。CN タイプのギャップ板に半径 15 mm の半円孔を明けた場合(CE タイプ)、ギャップ板の疲労寿命向上効果は半円孔部で決定されるために 3 倍程度となる。また、ギャップ板に半径 35 mm の半円孔を明け(CC タイプ)、半円孔部コーナーの傷をグラインダーによる面取りで完全に除去すれば疲労寿命はすみ肉溶接部で決定されるため、約 13 倍に向上する。しかし、半円孔部から破断する場合、式(1)を用いて疲労寿命を算出すると、CN タイプのギャップ板の疲労寿命に対して約 3 倍にしか向上しない。

ここで、ギャップ板の回転角範囲 $\Delta\theta$ が最も大きくなる外桁 G1 の CC タイプのギャップ板について、その半円孔部からき裂が発生する可能性を検討する。図-11 で示したように、まわし溶接およびすみ肉溶接の強度等級を十字すみ肉溶接継手の E 等級、半円孔部を帯板(機械仕上げ)の A 等級と考え、これらの等級を試験体モデルの解析結果に基づきギャップ板の回転角範囲 $\Delta\theta$ で整理した。その結果を図-16 に示す。図中の実線は一定振幅応力下の各継手等級を $\Delta\theta$ で整理したものである。破線は文献 17) の軸重実態調査結果の最大輪重 149 kN を図-14 の実橋モデルに載荷した場合に CN タイプおよび CC タイプのギャップ板に生じる回転角範囲 $\Delta\theta$ を示している。これらの値は、表-5 に示す外桁 G1 の $\Delta\theta$ を輪重 149 kN に換算して求めた。その結果、CN タイプの $\Delta\theta$ は、 $3.28 \times 10^{-4} (= 1.08 \times 10^{-4}) \times 149 \text{ kN}/49 \text{ kN}$ となり、CC タイプについては $4.53 \times 10^{-4} (= 1.49 \times$

$10^{-4}) \times 149 \text{ kN}/49 \text{ kN}$) となった。

最大輪重 149 kN を載荷した場合の CN タイプの $\Delta\theta$ は、CN タイプの打切り限界を上回っているが、CC タイプの半円孔部の $\Delta\theta$ については、CC タイプの打切り限界を大きく下回っている。したがって、CC タイプの半円孔により、すみ肉溶接部の局部応力を緩和し、疲労強度の高い半円孔に応力集中を移しても、新たに半円孔部からき裂が発生する可能性は小さいものと考えられる。

6. まとめ

鋼 I 桁橋の主桁上フランジと横桁に取り付けられたウェブギャップ板の疲労寿命向上法について実験的に検討した。この部分をモデル化した試験体の 3 点曲げの疲労試験を行なった。試験体の標準的な寸法(100×135 mm)の矩形のギャップ板には疲労寿命向上をねらって、半径 15 mm の半円孔を 2 個、あるいは半径 35 mm の半円孔を明けた。また、半円孔の応力緩和効果を確認するため有限要素応力解析を行なった。さらに、実橋モデルの有限要素解析を行なうことで、実橋のギャップ板に半円孔を明けることによる疲労寿命向上効果を試算した。

以下に、本研究で得られた主な結果を示す。

- (1) ギャップ板(100×135 mm)の上下端から 30 mm の位置に半径 15 mm の半円孔を明けることで、溶接止端部に発生する局部応力は約 30% 低減する。また、ギャップ板の材端中央に半径 35 mm の半円孔を明けた場合、止端部の局部応力は約 40% 低減する。
- (2) 矩形のギャップ板の疲労き裂は、まわし溶接から発生・進展する。一方、ギャップ板に半円孔を明けた場合はまわし溶接ではなく、ギャップ板のすみ肉溶接の止端部から発生・進展する。ただし、半円孔部のコバ面(応力集中部)の傷の除去が不十分な場合、疲労き裂は半円孔部コーナーの傷から発生し、破断する。

- (3) ギャップ板のまわし溶接，および上端のすみ肉溶接の疲労強度は，すみ肉溶接の止端の影響を除く公称応力で整理すると同程度の疲労強度になり，十字すみ肉溶接継手の疲労強度等級で評価できる。
- (4) 実橋ではコンクリート床版の回転変位によりギャップ板は回転する。そこで，疲労試験結果をギャップ板の回転角で整理した。その結果，ギャップ板(100×135 mm)に半径 15 mm の半円孔をまわし溶接部の近傍に明けることで疲労寿命が約 3 倍に向上する。半径 35 mm の半円孔をギャップ板の材端中央に明けて約 2 mm の面取りをすると，疲労寿命はさらに向上し 13 倍程度となる。
- (5) まわし溶接部，すみ肉溶接部および半円孔部の疲労強度に相当する継手等級をギャップ板の回転角範囲で整理した結果，軸重実態調査結果¹⁷⁾の最大軸重 149 kN が半径 35 mm の半円孔部の一定振幅応力下での打切り限界を下回っていた。このことから，実橋のギャップ板の半円孔部から疲労き裂が発生しないものと考えられる。

謝 辞：本研究の疲労試験を行うにあたり，名城大学理工学部土木工学科の近藤明雅教授および研究当時学部生であった野村宜宏氏に多大な御協力を頂いた。また，(株)池田ネジ商会の池田勝弘氏および吉田功氏には半円孔の孔明けに関して御協力頂いた。ここに記して感謝致します。

参考文献

- 1) 土木学会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。
- 2) 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。
- 3) 西川和廣：道路橋における疲労問題と補修・補強，橋梁と基礎，pp. 19-23，1983。

- 4) 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。
- 5) 大倉一郎，坂本洋，塩崎哲也，福本昤士，南莊淳：プレートガーダー橋の垂直補剛材の上端部の局部応力と疲労き裂，構造工学論文集，Vol. 40A，pp. 1087-1100，1994。
- 6) 平成 9 年度 主桁と横桁取合い部・桁端切欠部の疲労損傷に関する検討業務報告書，阪神高速道路公団，1998。
- 7) 三木千壽，竹之内博行，森猛，大川征治：主桁と対傾構との取合部の疲労損傷に対する補修方法の提案，構造工学論文集，Vol. 34A，pp. 543-550，1988。
- 8) 永津省吾：鋼桁の主桁及び横桁の取合い部の疲れ試験，名古屋大学卒業論文，1984。
- 9) 阪神高速道路公団，川崎重工業株式会社：合成 I 桁の主桁及び横桁の取合部検討(その 2)業務，1985。
- 10) 大倉一郎：鋼橋の疲労，東洋書店，1994。
- 11) 阪神高速道路公団：道路構造物の補修要領・第 1 部，鋼構造物，1990。
- 12) 貝沼重信，山田健太郎，西岡敬治，中村一平，石井博典：鋼 I 桁橋の主桁上フランジと横桁の取合部の応力緩和による疲労強度向上法，構造工学論文集，Vol. 43A，pp. 1025-1032，1997。
- 13) S. Kainuma, K. Yamada, N. Kagawa, T. Nishioka and H. Ishii: Improving Effect on Fatigue Strength of Web Gap Plate by Semi Circular Cut-out, Asia-Pacific Symposium on Bridge Loading and Fatigue, pp. 71-77, 1996。
- 14) P. Grundy: Fatigue Studies of Westgate Bridge, Australian Structural Engineering Conference, pp. 81-87, 1994。
- 15) 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。
- 16) 日本道路公団 試験研究所：平成 6 年度 本線軸重計データを用いた交通荷重調査・解析(その 2) 報告書(1/6) (解説編)，1995。
- 17) 建設省土木研究所：限界状態設計法における設計活荷重に関する検討，土木技術資料，No. 2539，1988。

(1998. 6. 15 受付)

FATIGUE TESTS OF WEB GAP DETAIL WITH SEMI-CIRCULAR CUT-OUT IN PLATE GIRDER BRIDGE

Kentaro YAMADA, Shigenobu KAINUMA, Naoki KAGAWA,
Hironori ISHII and Takaharu NISHIOKA

Web gap plates, connecting between upper flange of plate girder and its cross beam, were fatigue-cracked due to concrete slab deflection. Semi-circular cut-out in the plate is one of the retrofitting measure, since it decreases the stresses in the upper edge of the plate. Fatigue tests were carried out on the three kind of 3-points bending model specimens of web gap detail with or without the cut-out. Finite element analyses were also carried out on an actual plate girder bridge model with or without the cut-out, and then fatigue life was calculated on the basis of their results.