

鋼道路橋垂直補剛材取付け部の疲労強度

坂野昌弘¹・米本栄一²・鹿野顕一³・三上市藏⁴

¹正会員 工博 関西大学助教授 工学部土木工学科 (〒564-8680 大阪府吹田市山手町 3-3-35)

²正会員 工修 片山ストラテック(株) 大阪工場工務部 (〒551-0021 大阪市大正区南恩加島 6-2-21)

³正会員 M.S. 三井造船(株) 鉄構建設事業部 (〒104-0045 東京都中央区築地 5-6-4)

⁴フェローメンバー 関西大学教授 工学部土木工学科 (〒564-8680 大阪府吹田市山手町 3-3-35)

4種類の垂直補剛材取付け部をもつプレートガーダー試験体を用いた一定振幅荷重および道路橋シミュレーション変動荷重疲労実験を行い、ディテールによる違いやせん断応力の影響を考慮した強度評価、強度のばらつきなどについて検討した。その結果、曲げ応力とせん断応力から求めた最大応力範囲で疲労強度を評価すれば、一定振幅、変動荷重ともに全てのディテールについてD等級を十分満足すること、および、すみ肉溶接止端部の形状のばらつきに着目した疲労亀裂進展解析により、かなり厳しい条件を想定した場合でも垂直補剛材取付け部の疲労強度等級としてD等級が十分適用できることなどが示された。

Key Words : steel highway bridge, fatigue strength, vertical stiffener joint, variable amplitude loading

1. はじめに

1990 年の道路橋示方書改訂により、鋼プレートガーダー引張フランジへの垂直補剛材の取付け方法が新たに規定された¹⁾。すなわち、「疲労への配慮」から、支点部以外では原則として引張フランジと垂直補剛材は溶接しないこととし、荷重集中点では密着させ、荷重集中点以外ではさらに防錆に配慮して適当な間隔をあけて取付けるものとした。一方、桁の面外方向の水平力を垂直補剛材を介して伝達する場合や引張フランジが床版に接する場合などでは、引張フランジと垂直補剛材は溶接することと規定している。もとより、道路橋示方書では鋼床版以外の一般的な部材に対する疲労照査法は規定されていないため、それら垂直補剛材取付け部の疲労強度に関する記述はみられないが、疲労亀裂の発生・成長が桁全体の崩壊につながるおそれのあるそのような引張フランジ付近のディテールに関しては、その疲労挙動を十分に把握しておく必要がある。

また、最近、鋼橋の製作コスト削減をめざして省補剛・少部材化の動きがみられる。一般に、水平補剛材は省略できても垂直補剛材は残されるケースが多い。横構や対傾構が省略されてガセット継手が

なくなれば、プレートガーダーの疲労強度は垂直補剛材取付け部の疲労強度で決まるようになる。

このような応力直角方向に設けられた補剛材取付け部の疲労強度を評価する場合、荷重非伝達型十字継手試験体の疲労試験結果を基準として用いるのが一般的である²⁾。しかしながら、実際の補剛材接合部にはスカーラップや回し溶接、溶接線の交差部などが存在しており、小型の継手試験体でそれらを忠実に再現するのは容易ではない。また、ディテールによっては溶接施工性に差があり、それらが疲労強度に影響を及ぼすことも予想される。近年、実物大の継手ディテールを有する大型試験体を用いた疲労試験^{3)~6)}が行われるようになってきており、従来実施してきた小型試験体を用いた疲労試験の結果に比べて、それら大型試験体の疲労強度が低い場合があることが報告されている。したがって、実物大の垂直補剛材取付け部を忠実に再現した大型試験体を用いて疲労実験を行い、それらの亀裂発生位置や破壊挙動、疲労強度特性などを十分に把握する必要がある。

著者らは以前、4種類の垂直補剛材取付けディテールを有するプレートガーダー試験体を用いて、一定振幅荷重疲労実験⁷⁾、およびコンピュータシミュ

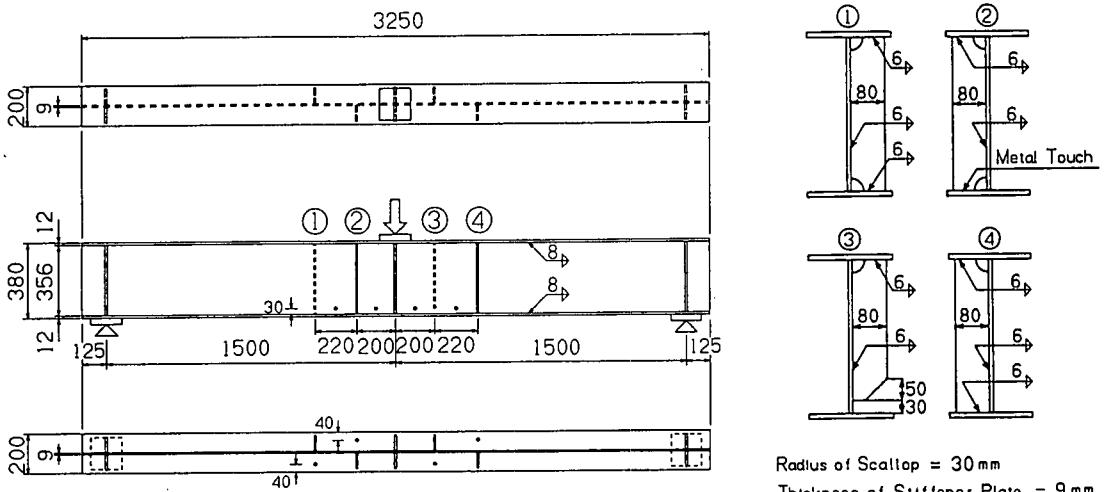


Fig.1 Plate girder specimens with four types of vertical stiffener connections (· : strain gages).

Table 1 Mechanical properties and chemical composition of steel plates.

Material	Thickness (mm)	Mechanical properties			Chemical composition (%)				
		Y.P. (MPa)	T.S. (MPa)	EL. (%)	C × 100	Si × 100	Mn × 100	P × 1000	S × 1000
SM490A	12	363	510	29	16	35	124	24	22
SM490A	9	363	519	26	16	39	144	16	3
SS400	9	284	431	30	14	15	65	17	3

レーションによって発生させた道路交通荷重を用いた変動荷重疲労実験⁸⁾を実施した。それらにより、垂直補剛材取付け部の疲労強度にはばらつきはあるが、それは必ずしもディテールの違いによるものではないこと、およびウェブとフランジの両方に溶接した場合には曲げ引張応力が小さいはずのウェブ側から亀裂を生じることなどの興味深い結果が得られた。本論文は、それらの実験結果を統合・再整理し、ウェブのせん断応力の影響や疲労強度のばらつきについて新たな知見を加えて再構成したものである。せん断応力の影響については、曲げ引張応力とせん断応力から求められる最大主応力によって実験結果を再評価することにより、また疲労強度のばらつきについては、溶接止端形状のばらつきに着目して疲労寿命解析を行うことにより検討した。

2. 実験方法

(1) 試験体

試験体の形状と寸法を Fig.1 に示す。試験体は 5

体で、一定振幅疲労実験に 3 体 (No.1~No.3)、変動荷重疲労実験に 2 体 (No.4 と No.5) を使用した。全て同一条件で製作したものであり、全長約 3m、高さ約 40cm の I 型断面プレートガーダーの 4ヶ所に、それぞれ以下の 4 種類の方法で垂直補剛材を取付けている。

- ①スカーラップを設け引張フランジと溶接する
 - ②スカーラップを設け引張フランジと密着させる
 - ③引張フランジと 30mm の間隔をあけて取付ける
 - ④スカーラップなしで引張フランジと溶接する
- なお、垂直補剛材の取付け位置は、各ディテールについて疲労亀裂の発生が予想される位置 (ディテール①と④では下フランジ上面の溶接止端、ディテール②と③では補剛材下端部ウェブ側の溶接止端) の公称曲げ引張応力が等しくなるように決定した。また、Fig.1 の ·印の位置にひずみゲージを貼付し、試験部に作用する応力を測定した。

ウェブおよびフランジは板厚が 9mm および 12mm の JIS SM490A 製、補剛材は板厚 9mm の JIS SS400 製である。ウェブとフランジの組み立てはソリッド

Table 2 Welding conditions.

Welding method	Material	Current (A)	Voltage (V)	Speed (cm/min)	Heat input (kJ/cm)
Submerged Arc	YS-S6(4.8mm) FS-FP1(12×48)	650	35	60	23
CO ₂ Arc	YFW24(1.2mm)	250	28	20~26	16~21

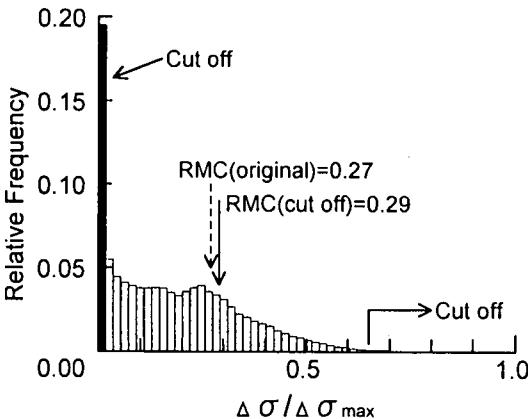


Fig.2 Stress range histogram.

ワイヤ（YS-S6）およびフラックス（FS-FP1）を用いたサブマージアーク溶接、補剛材の取付けはフラックス入りワイヤ（YFW24）を用いたCO₂ガスシールドアーク溶接により行った。使用鋼材の機械的性質と化学成分をTable 1に、溶接条件をTable 2に示す。

(2) 変動荷重

道路橋の実働荷重ができるだけ忠実に再現するためにコンピュータシミュレーションによって発生させた変動荷重波形を用いた。シミュレーションの条件として大型車混入率が非常に高く（85%）、複数車両の同時載荷の影響が大きい2車線の橋梁を仮定した⁹⁾。シミュレーションによって発生させた変動荷重波形に対し、レインフロー法を用いて求めた変動応力範囲の頻度分布をFig.2に示す。本研究ではシミュレーションで得られた波形から、最大応力範囲の1%以下の極めて微小な応力範囲成分（相対頻度19.5%）と65%以上の極めて低頻度の高応力範囲成分（相対頻度0.4%）を削除した。なお、本実験で用いた変動応力では疲労限（JSSC指針D等級）を越える成分の割合は13~19%であり、上記0.4%

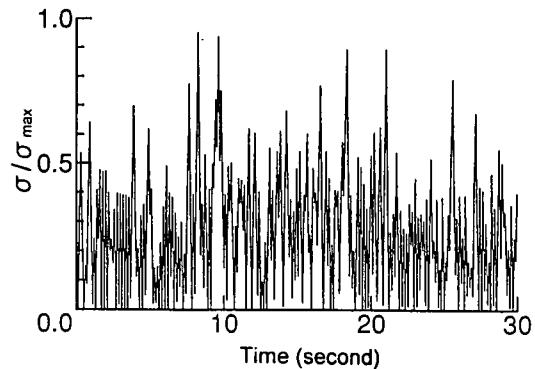


Fig.3 Variable amplitude loading wave form after cutting-off.

はそれに比べても十分無視できる程度である。応力範囲頻度分布の3乗平均の3乗根として得られる等価応力範囲の最大応力範囲に対する比（ $\Delta\sigma_{eq}/\Delta\sigma_{max}$ ）は、削除前0.27に対し、削除後は0.45となる。削除後の $\Delta\sigma_{max}$ は削除前の65%であるから、その0.45は0.29となり、Fig.2に示すとおり $\Delta\sigma_{eq}$ 自体はほとんど変化していない。Fig.3には疲労試験に用いた削除後の変動荷重波形の一部を示す。

(3) 疲労試験

疲労試験は動的能力±400kNの電気油圧式疲労試験機を用いて行った。載荷方法はFig.1に示すような両端支持の中央1点載荷とし、死荷重応力を想定してスパン中央（曲げモーメント最大位置）の引張フランジの最大応力がほぼ許容応力（186MPa）となるように最大荷重を294kNに固定した部分片振り荷重とした。このとき、試験部の最大応力は140MPa、応力比は0.3~0.6程度となる。一定振幅荷重試験は、載荷波形：正弦波、荷重繰返し速度：3~6Hzで行った。

変動荷重試験の際の疲労試験機の制御はD/Aコンバータを介し、パーソナルコンピュータにより行った¹⁰⁾。疲労試験中のコンピュータからの変動荷

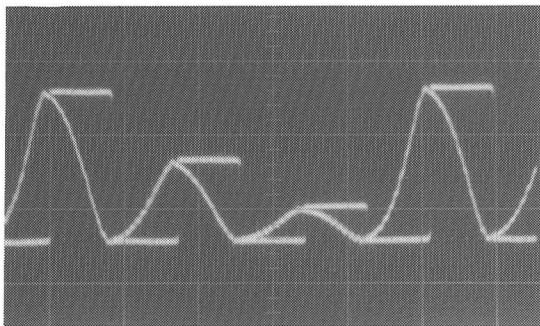


Photo.1 Input signal and output response of variable amplitude loading.

重の制御信号（矩形波）と実働荷重波形を Photo.1 に示す。応力繰返し速度は 5Hz である。

また、疲労亀裂の発生と進展挙動を調べるため、疲労亀裂の発生が予想される溶接部について目視、浸透探傷法および磁粉探傷法により亀裂の検出を試みた。Photo.2 に示すように、溶接止端に生じた表面長さ 1mm 程度の亀裂から検出することができた。亀裂が成長してフランジが破断した場合には、Photo.3 に示すような高力ボルトによるフランジの添接補強とウェブのストップホール高力ボルト締めを併用して試験を続行した。

3. 疲労試験結果

(1) 疲労亀裂の発生・進展挙動

Table 3 に一定振幅荷重、Table 4 に変動荷重の疲労試験結果、Fig.4 に各試験体の疲労亀裂発生状況を示す。 ΔP は荷重範囲、 $\Delta \sigma$ は公称曲げ応力範囲で測定値は Fig.1 に示したひずみゲージから求めたもの、計算値は曲げモーメントと断面係数から求めたもの、 $\Delta \tau$ はせん断力とウェブの断面積から求めた平均せん断応力、 $\Delta \sigma_1$ と $\Delta \sigma_2$ は $\Delta \sigma$ と $\Delta \tau$ から求めた最大および最小主応力、 θ はその角度、 $2b_a$ は発見された時の亀裂の表面長さ、 N_d は亀裂発見時の荷重繰返し数、 N_f は亀裂が板厚を貫通して Fig.4 に示すようなある程度の大きさになった時の荷重繰返し数で定義した継手部の破断寿命である。下添字 eq はそれぞれの値について 3 乗平均の 3 乗根で定義される等価値である。

一定振幅荷重を受けた No.1～3 の 3 体の試験体では、80 万回～500 万回での荷重の繰返しによって、各ディテールで表面長さが 1～20mm 程度の亀裂が発生し、200 万回～700 万回までの間にフランジが破断している。試験体 No.2 では下フランジとウェブの間の縦方向すみ肉溶接内部のプローホール

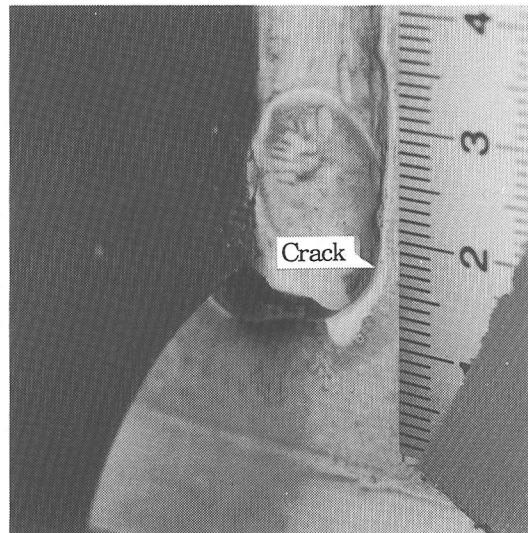


Photo.2 Detected fatigue crack
(Specimen No.1, Detail②, N=0.8Mcycles).



Photo.3 Retrofitting Method
(Specimen No.3, Detail④, N=5.0Mcycles).

(BH1 では最大幅 1.6mm 長さ 2.1mm、BH2 では最大幅 1.7mm 長さ 4.1mm) を起点として亀裂を生じた。発見した時は亀裂は板厚を貫通しており、 $N_d=N_f$ である。なお、試験体 No.3 では、初めの荷重条件では 1000 万回を超える繰返し荷重を受けても全く亀裂が発見されなかったため、荷重範囲を上げて再試験を行った。

変動荷重を受けた試験体 No.4 では、疲労亀裂は 500 万回から 900 万回程度の間にディテール④、①、③の順序で発見され、1000 万回を超えたところでウェブとフランジを接合する縦方向すみ肉溶接部に生じた亀裂により下フランジが破断したために一旦試験を中断した。高力ボルトによる補強を行い

Table 3 Constant amplitude fatigue test results.

Specimen	ΔP (kN)	Detail	Measured		Calculated				$2b_d$ (mm)	N_d (Mcycles)	N_f (Mcycles)
			$\Delta \sigma$ (MPa)	$\Delta \sigma$ (MPa)	$\Delta \tau$ (MPa)	$\Delta \sigma_1$ (MPa)	$\Delta \sigma_2$ (MPa)	θ (deg)			
No.1	216	①	101	105.5	2.4	105.6	-0.1	-1.3	—	> 2.4	> 2.4
		①*	84	87.7	33.7	99.2	-11.4	-18.8	18	2.4	3.4
		②	103	105.6	33.7	115.4	-9.8	-16.3	1	0.8	2.9
		③	102	105.6	33.7	115.4	-9.8	-16.3	—	> 3.8	> 3.8
		④	98	105.5	33.7	115.3	-9.8	-16.3	3	1.2	2.6
No.2	176	①	82	86.4	2.0	86.4	-0.0	-1.3	—	> 6.8	> 6.8
		②	85	86.4	27.5	94.4	-8.0	-16.2	—	> 6.8	> 6.8
		③	85	86.4	27.5	94.4	-8.0	-16.2	—	> 6.8	> 6.8
		④	87	86.4	27.5	94.4	-8.0	-16.2	9, 8	4.9	6.8
		BH1	118	117.3	2.0	117.3	-0.0	-1.0	120	4.9	4.9
		BH2	94	93.2	2.0	93.2	-0.0	-1.2	12	5.9	6.8
No.3	137	①	65	67.1	1.5	67.1	-0.0	-1.3	—	> 10.5	> 10.5
		②	65	67.2	21.4	73.4	-6.2	-16.2	—	> 10.5	> 10.5
		③	65	67.2	21.4	73.4	-6.2	-16.2	—	> 10.5	> 10.5
		④	65	67.1	21.4	73.3	-6.2	-16.2	—	> 10.5	> 10.5
No.3 (retest)	196	①	93	95.9	2.2	96.0	-0.1	-1.3	—	> 6.6	> 6.6
		②	95	96.0	30.6	104.9	-8.9	-16.3	6	5.0	6.6
		③	96	96.0	30.6	104.9	-8.9	-16.3	—	> 6.6	> 6.6
		④	95	95.9	30.6	104.8	-8.9	-16.3	2	0.8	3.3

* : Stress range at the stiffener end on the web plate.

Table 4 Variable amplitude fatigue test results.

Specimen	ΔP_{eq} (kN)	Detail	Measured		Calculated				$2b_d$ (mm)	N_d (Mcycles)	N_f (Mcycles)
			$\Delta \sigma_{eq}$ (MPa)	$\Delta \sigma_{eq}$ (MPa)	$\Delta \tau_{eq}$ (MPa)	$\Delta \sigma_{1eq}$ (MPa)	$\Delta \sigma_{2eq}$ (MPa)	θ (deg)			
No.4	143	①	66	69.8	1.6	69.9	-0.0	-1.3	—	> 7.3	> 7.3
		①*	55	58.1	20.8	64.8	-6.7	-17.8	15	7.3	12.9
		②	71	69.9	20.8	75.6	-5.8	-15.4	—	> 10.6	> 10.6
		③	69	69.9	20.8	75.6	-5.8	-15.4	8	9.0	12.9
		④	70	69.8	20.8	75.6	-5.8	-15.4	5	5.2	12.9
		BH	99	92.1	1.6	92.2	-0.0	-1.0	200	10.6	10.6
		①(Comp)	84	84.1	1.6	84.1	-0.0	-1.1	23, 33	12.9	> 12.9
		①(Comp)*	70	69.9	1.6	75.6	-0.0	-15.4	10	12.9	> 12.9
		①(Comp)	70	69.8	1.6	69.9	-0.0	-1.3	—	> 12.9	> 12.9
		Attachment (Comp)	98	98.0	1.6	98.1	-0.0	-0.9	53, 93	12.9	> 12.9
No.5	123	①	61	59.7	1.4	59.7	-0.0	-1.3	—	> 9.0	> 9.0
		①*	50	49.6	17.8	55.4	-5.7	-17.8	9	9.0	18.5
		②	59	59.7	17.8	64.6	-4.9	-15.4	3	11.1	21.5
		③	60	59.7	17.8	64.6	-4.9	-15.4	4	6.4	12.3
		④	58	59.7	17.8	64.6	-4.9	-15.4	30	13.5	17.6
		①(Comp)	71	71.8	1.4	71.9	-0.0	-1.1	30, 40 38, 38	21.5	> 21.5
		①(Comp)	59	59.7	1.4	59.8	-0.0	-1.3	—	> 21.5	> 21.5
		Attachment (Comp)	84	83.7	1.4	83.8	-0.0	-1.0	68, 82	21.5	> 21.5

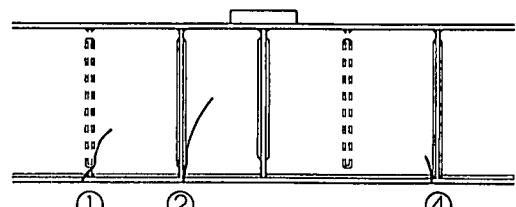
* : Stress range at the stiffener end on the web plate.

試験を続行したが、約 1300 万回でディテール①が破断したために試験を終了した。試験体 No.5 では、600 万回から 1400 万回までの間にディテール③、①、②、④と試験体 No.4 と逆の順序で亀裂が発見され、1200 万回から 2200 万回の間で全てのディテールが破断している。以上のようにディテールごとに亀裂を生じる順番は様々であり、補剛材取付けディテールと亀裂発生順序の間に特に相関は認められない。

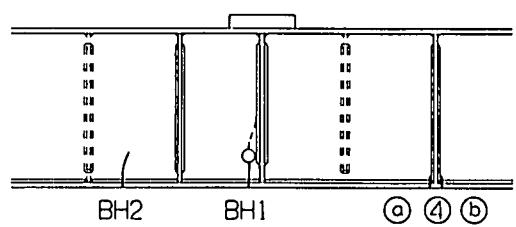
Photo.4 は試験体 No.4 および No.5 について各ディテールの疲労破面を示したものである。疲労亀裂の発生位置については、一定振幅荷重と変動荷重、および各試験体による違いはみられない。即ち、ディテール①、②、③では垂直補剛材下端部のウェブ側の溶接止端、ディテール④ではウェブとフランジを接合する縦方向溶接と補剛材を取付ける横方向溶接の交差部の溶接止端である。ウェブーフランジ間の縦方向溶接部の破面上には、最大幅 1.2mm、長さ 3.1mm のプローホールが認められる。

ディテール①では下フランジとウェブの両方に補剛材が溶接されているが、曲げ引張応力の小さいウェブ側から亀裂が発生、進展し、フランジ側の溶接部を破断させている様子がよくわかる。このように垂直補剛材を下フランジに溶接したからといって、必ずしも下フランジ側から亀裂が発生するとは限らない。本研究では、ディテール①で亀裂を生じた 3 体の試験体全てで逆にウェブ側から発生している。なお、フランジ側溶接部の破断面が止端部でないのは、Photo.2 および Fig.4 に示すように亀裂の発生・進展方向が鉛直方向から若干傾いているためである。その傾きは Table 4 中の主応力の角度に対応しており、亀裂の進展方向は最大主応力方向とほぼ直交している。このことは、ウェブ側で生じる亀裂に対してせん断応力の影響が無視できないことを示唆するものである。

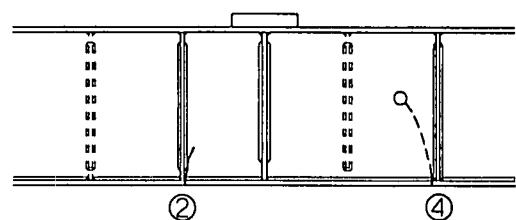
また、Fig.4 中の矢印は変動荷重疲労試験終了後に圧縮側で検出した疲労亀裂を示している。各亀裂の発生状況を Photo.5 に示す。疲労亀裂は垂直補剛材上端部のウェブ側とフランジ側の溶接止端、および圧縮フランジ上面の載荷板の前面すみ肉溶接部（フランジ側と載荷板側の両方の溶接止端；載荷板側の亀裂はウェブ直上にのみ生じていることから、曲げモーメントによって生じる圧縮力ではなく、鉛直方向の荷重の集中によるものと思われる）で生じているが、いずれも溶接部内に停留しており、このままの状態では特に耐荷力に影響するものではない。これららの圧縮側の亀裂は、溶接部の高い引張残留応力の存在下で平均応力の上昇によって発生し、その後



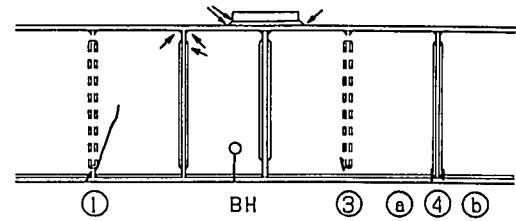
(a) Specimen No.1



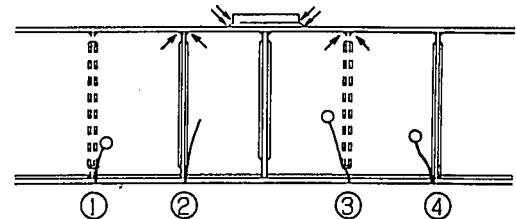
(b) Specimen No.2



(c) Specimen No.3

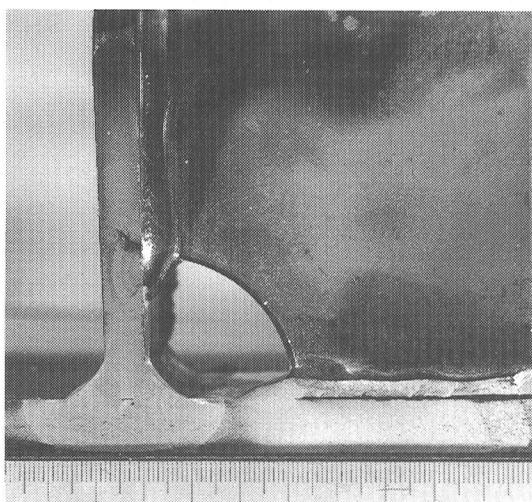


(d) Specimen No.4

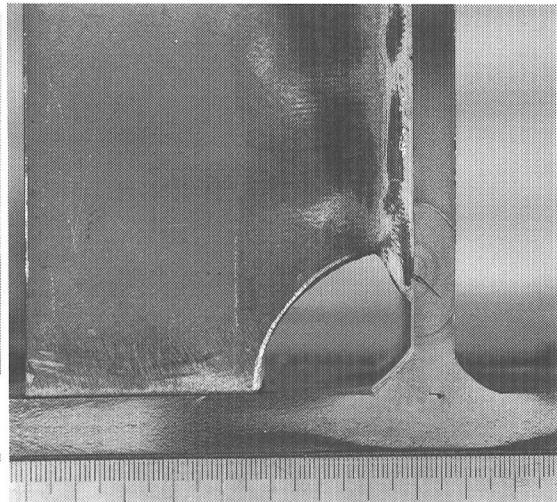


(e) Specimen No.5

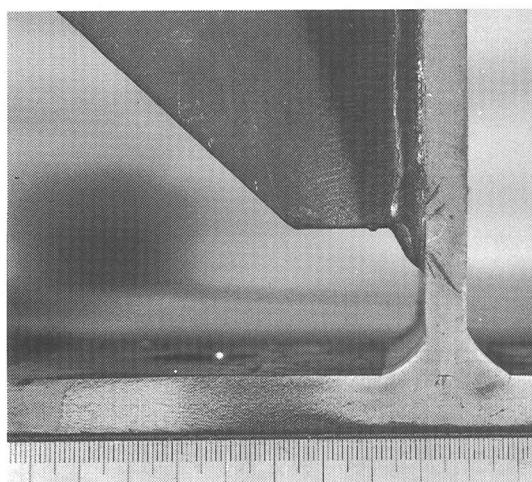
Fig.4 Fatigue cracks in each specimen



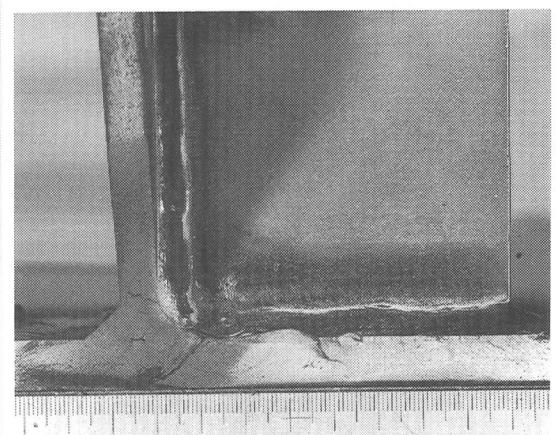
(a) Detail ① (Specimen No.5)



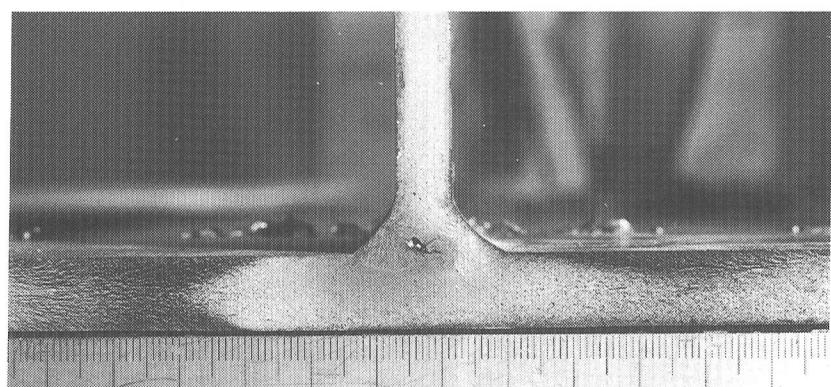
(b) Detail ② (Specimen No.5)



(c) Detail ③ (Specimen No.5)

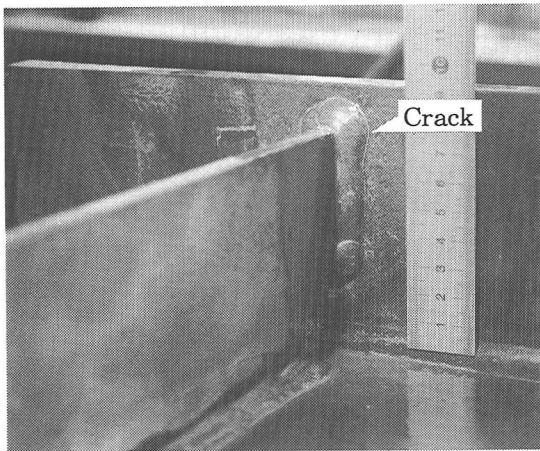


(d) Detail ④ (Specimen No.5)

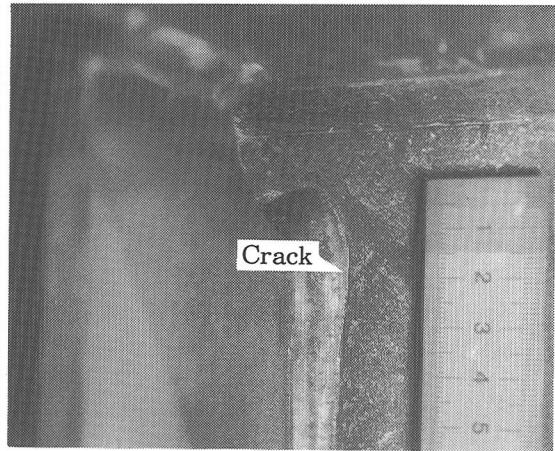


(e) Longitudinal fillet weld (Specimen No.4)

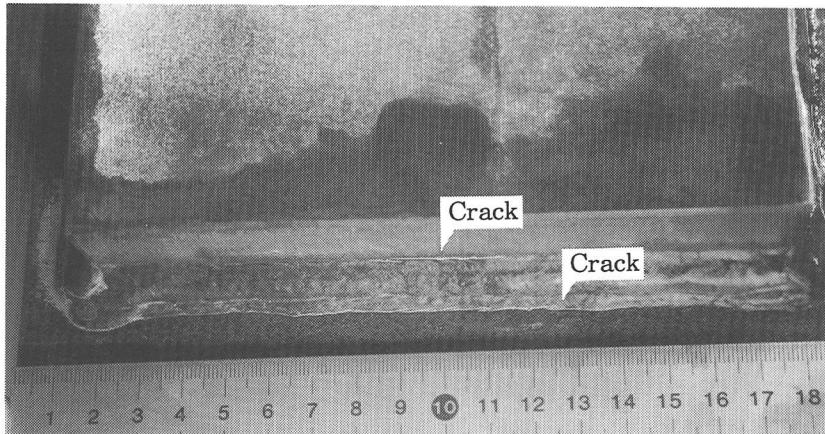
Photo.4 Fatigue fracture surfaces.



(a) Stiffener end on top flange (Specimen No.4)



(b) Stiffener end on web (Specimen No.4)



(c) Attachment end on top flange (Specimen No.5)

Photo.5 Fatigue cracks in compression area.

残留応力の消失あるいは残留応力の小さい領域への進展に伴う平均応力の下降によって停留したものと考えられる。

Fig.5 と Fig.6 は、一定振幅荷重下で溶接止端から発生した疲労亀裂についてビーチマークにより求めた亀裂深さ a あるいは亀裂表面長さ $2b$ とフランジの破断寿命に対する荷重繰返し回数の比 N/N_f の関係を表したものである。亀裂深さが板厚に相当する 10mm 前後、亀裂表面長さが板厚の 2 倍程度の 20~30mm に達するまでに破断までの寿命の 80% 以上が費やされており、亀裂が板厚を貫通したあとでの寿命はほとんど期待できないことがよくわかる。したがって、垂直補剛材取付け部の一次応力に対する疲労限界状態としては亀裂が板厚を貫通する状態を想定するのが適当と考えられる。

(2) 疲労強度

Fig.7 と Fig.8 に、曲げ応力範囲でプロットした一定振幅および変動荷重疲労試験結果をそれぞれ亀裂発見寿命 N_d とフランジ破断寿命 N_f について示す。各図中には、JSSC 疲労設計指針²⁾の一定および変動荷重に対する設計寿命曲線も示してある。疲労限を 1000 万回以上の繰返し荷重を受けても亀裂が検出されない応力範囲の最大値と定義すれば、Fig.7(a)により、全てのディテールの疲労限は E 等級を満たしている。亀裂を生じた試験体については、 N_d でみると、当然ながら一定振幅、変動荷重とともに亀裂の大きさによっては E 等級さえ満たさないケースも出てくる。疲労限界状態としてフランジの破断、すなわち N_f を基準とすれば、一定振幅、変動荷重とともに、全てのディテールが E 等級を十分満足し、ディテールによっては D 等級なみの強度

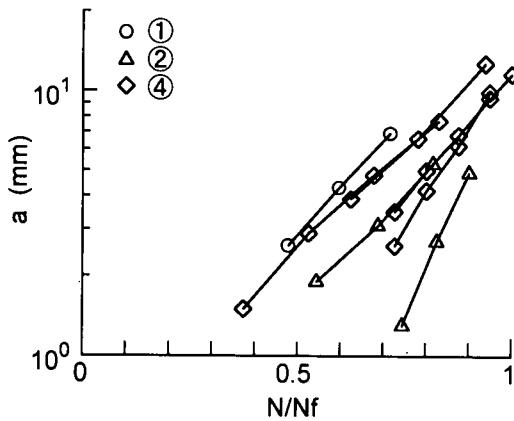


Fig.5 Crack depth vs. relative number of cycles relationship

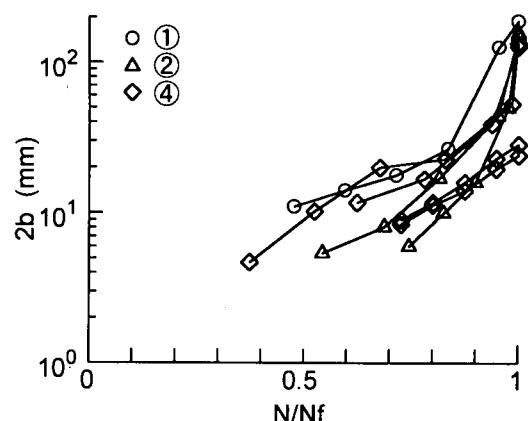
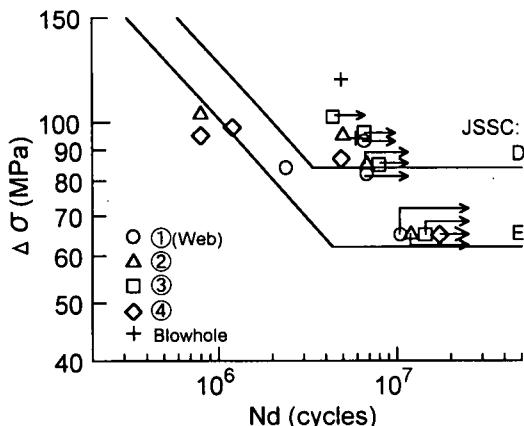
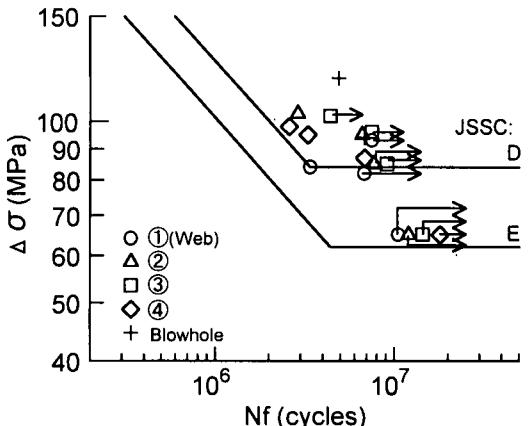


Fig.6 Crack surface length vs. relative number of cycles relationship

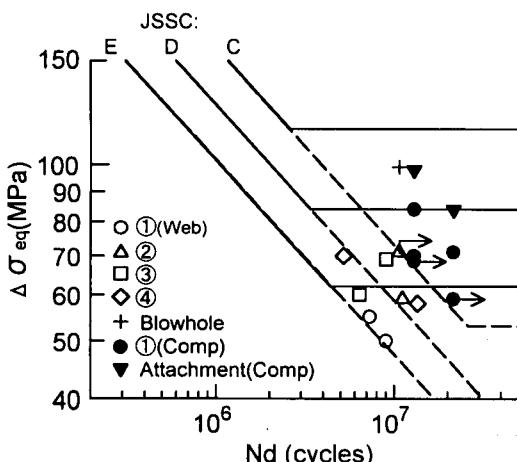


(a) Crack detection life N_d

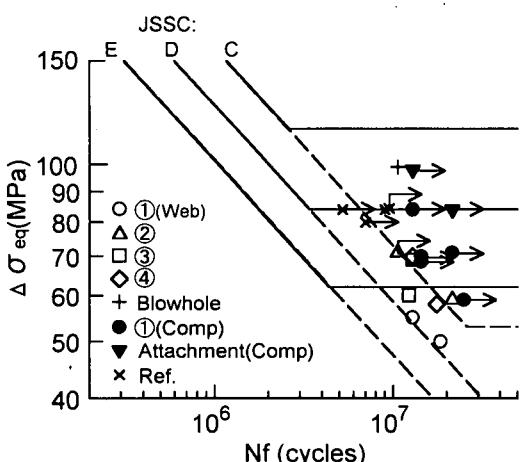


(b) Fatigue failure life N_f

Fig.7 Constant amplitude fatigue test results (Bending stress range).

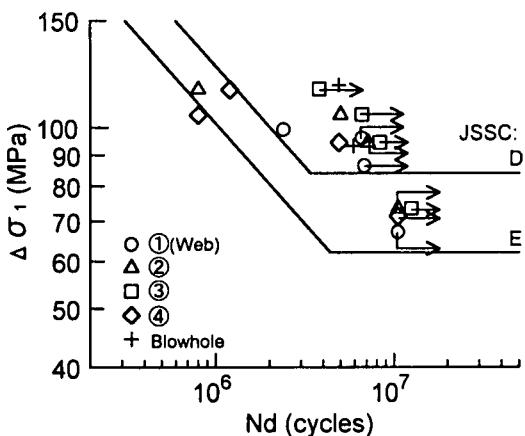


(a) Crack detection life N_d

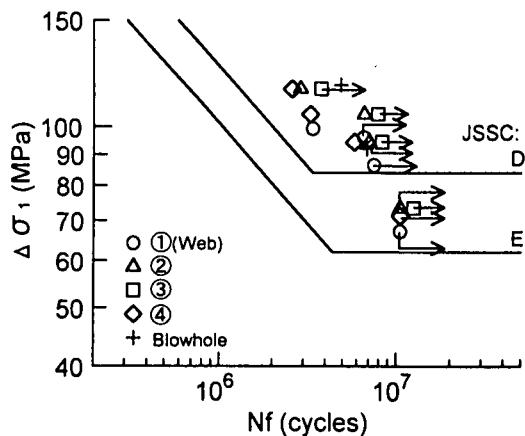


(b) Fatigue failure life N_f

Fig.8 Variable amplitude fatigue test results (Bending stress range).

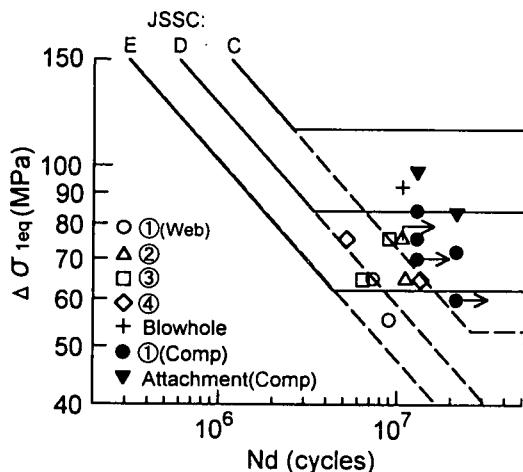


(a) Crack detection life N_d

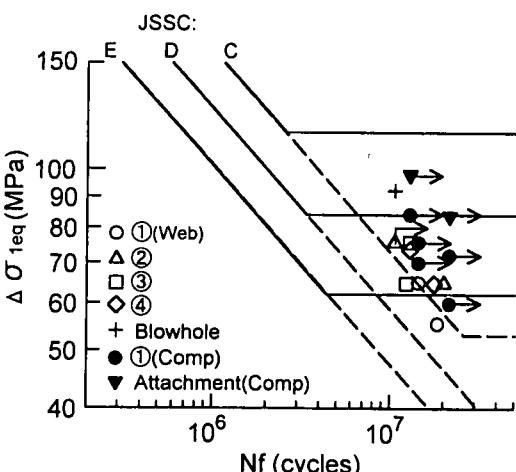


(b) Fatigue failure life N_f

Fig.9 Constant amplitude fatigue test results (Maximum principal stress range)



(a) Crack detection life N_d



(b) Fatigue failure life N_f

Fig.10 Variable amplitude fatigue test results (Maximum principal stress range)

を示す。4種類の中ではディテール①のウェブ側の強度が最も低く、D等級をぎりぎり満たすか満たさないかといったところである。前述のように、ウェブ側で発生する亀裂に対しては、曲げ応力の他にせん断応力の影響も考慮する必要がある。

Fig.9とFig.10は、曲げ応力とせん断応力から求めた最大主応力範囲で実験結果をプロットじ直したものである。ウェブ側の応力範囲は大きくなり、ディテール間のばらつきは小さくなつて、一定振幅、変動荷重ともに N_f を基準とすればD等級を余裕をもってクリアーする。このように、従来通り、曲げ応力範囲のみによって桁ウェブ側の疲労強度を評価

すれば、無視したせん断応力の分だけ作用応力に誤差が生じ、せん断応力の大きさによっては危険側の評価となる場合も考えられる。それに対して、曲げ応力とせん断応力から求められる主応力範囲を用いれば、実際の亀裂発生・進展挙動と対応した合理的な評価が可能となり、さらに強度等級アップの可能性も生じる。

なお、ブローホールから疲労亀裂を生じた縦方向すみ肉溶接部の疲労強度は、ウェブのせん断応力にはかかわりなく最大幅1.5mm、長さ4mm以下の欠陥が許容されるC等級を十分な余裕をもって満たしている。

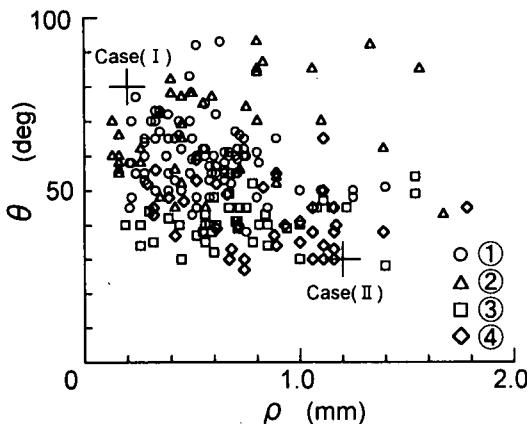
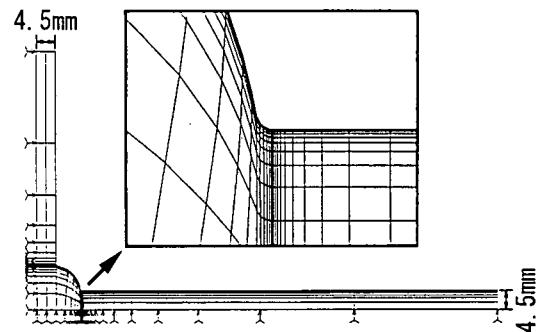
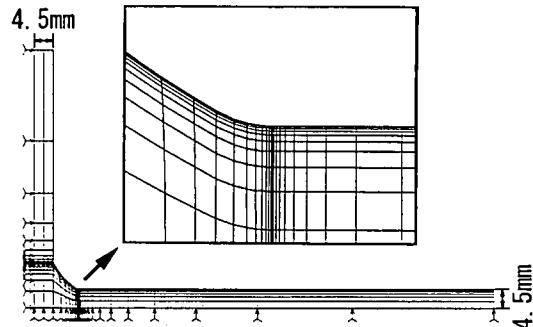


Fig.11 Distribution of weld toe angle ; θ and radius ; ρ



(a) Case I ($\theta = 80^\circ$, $\rho = 0.2\text{mm}$)



(b) Case II ($\theta = 30^\circ$, $\rho = 1.2\text{mm}$)

4. 疲労寿命解析

(1) 解析方法

長寿命領域の疲労試験データは数が少なく、継手の強度等級を決定するためのばらつきを考慮できるような十分な数のデータを揃えることは事実上不可能と考えられる。そこで、鋼道路橋の垂直補剛材取付け部に適用する疲労強度等級を決めるための実験結果を補う資料となるよう、主に溶接部の形状のばらつきを考慮した疲労寿命解析を行う。亀裂進展解析の手法は基本的には文献 11)と同様である。ここでは、4種類の垂直補剛材取付けディテール全てにおいて、亀裂発生位置となったすみ肉溶接止端部の形状のばらつきに着目して補剛材取付け部の疲労強度のばらつきについて検討する。

Fig.11 に各試験体で測定した亀裂発生位置付近の止端部の角度 θ と曲率半径 ρ の分布を示す。かなり広範囲にはばらついている。止端形状の厳しい側として $\rho = 0.2\text{mm}$ で $\theta = 80^\circ$ (Case I), 緩い側として $\rho = 1.2\text{mm}$ で $\theta = 30^\circ$ (Case II) の 2種類を仮定した。Fig.12 に各ケースの要素分割図を示す。なお、FEM 解析にはパソコン版パッケージプログラム COSMOS/M を用いた。また、亀裂の形状パラメータ a/b としては、一定振幅試験体のビーチマークから読み取った値 (Fig.13) の平均値として 0.7 を仮定した。その他、初期亀裂深さは 0.05mm 、最終亀裂深さはウェブの板厚 9mm 、亀裂進展速度は JSSC 指針²⁾の平均的な速度式を用いた。

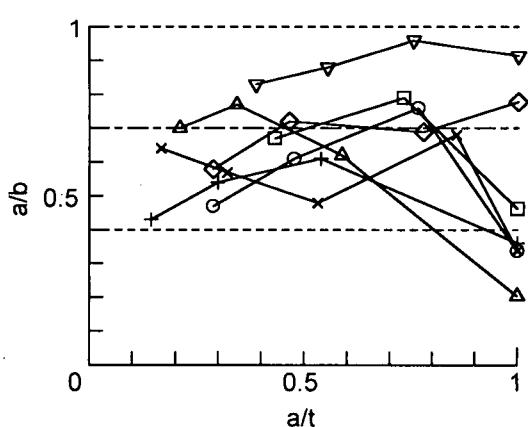


Fig.13 Change of crack aspect ratio ; a/b .

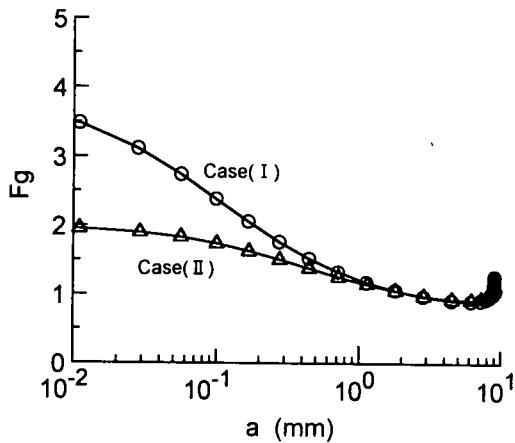


Fig.14 Comparison of correction factor ; F_g .

(2) 解析結果

Fig.14 に応力分布に対する補正係数 F_g と亀裂深さ a の関係を示す。初期亀裂深さを仮定した $a=0.05\text{mm}$ では、Case I は Case II の約 1.5 倍である。

Fig.15 と Fig.16 に解析で得られた Case I と Case II の寿命曲線と実験結果をそれぞれ一定振幅荷重と変動荷重について示す。Case I と Case II の寿命曲線は実験結果の下限値と上限値をよく表している。下限側の Case I に注目すれば、何れも D 級の設計曲線をクリアしており、止端部の $\rho = 0.2\text{mm}$, $\theta = 80^\circ$ というかなり厳しい条件を想定した場合でも垂直補剛材取付け部の疲労強度等級としては D 級が十分適用できることが示された。

5. おわりに

4種類の垂直補剛材取付け部をもつプレートガーダー試験体を用いた一定振幅荷重および道路橋シミュレーション変動荷重疲労実験を行い、ディテールによる違いやせん断応力の影響を考慮した疲労強度評価、疲労強度のばらつきについて検討した。得られた主な結果は以下の通りである。

- (1) 疲労亀裂の発生位置は、垂直補剛材取付け部の補剛材上下端付近のフランジ側およびウェブ側のすみ肉溶接止端、およびウェブと下フランジを接合する長手方向のすみ肉溶接内部に残されたプローホールである。
- (2) 垂直補剛材がウェブと下フランジの両方に溶接されている場合でも、曲げ引張応力の小さいウェ

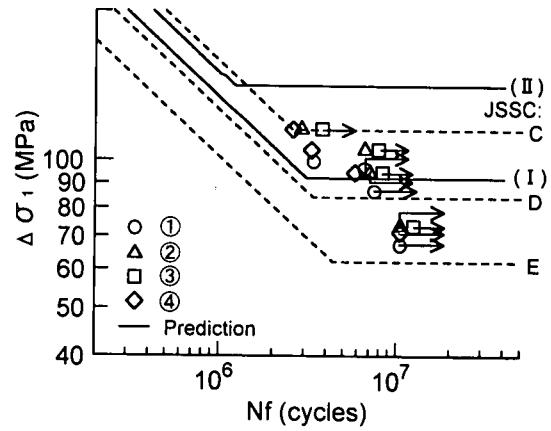


Fig.15 Constant amplitude fatigue life estimation curves.

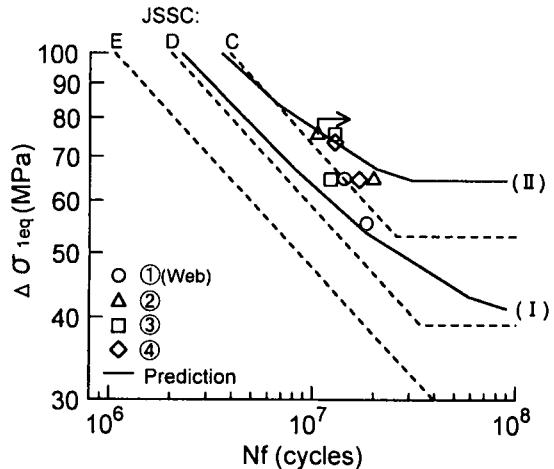


Fig.16 Variable amplitude fatigue life estimation curves.

ブ側のすみ肉溶接止端から亀裂が発生、進展し、フランジを破断させた。したがって、垂直補剛材を下フランジに溶接しても、必ずしも下フランジ側から亀裂が発生するとは限らない。なお、亀裂の進展方向は最大主応力方向とほぼ直交しており、ウェブ側で生じる亀裂に対してせん断応力の影響が無視できないことを示唆している。

- (3) 曲げ応力とせん断応力から求めた最大主応力範囲で実験結果をプロットすると、曲げ応力範囲の場合と比べてウェブ側の応力範囲は大きくなり、ディテール間のばらつきは小さくなって、一定振幅、変動荷重とともに全てのディテールについて D 級を十分満足する。

- (4) すみ肉溶接止端部の形状のばらつきに着目した疲労亀裂進展解析により、止端部の曲率半径：0.2mm、角度：80°というかなり厳しい条件を想定した場合でも、垂直補剛材取付け部の疲労強度等級としてD等級が十分適用できることが示された。
- 以上のとおり、曲げ応力範囲のみによって桁ウェブ側の疲労強度を評価すれば、無視されるせん断応力の分だけ作用応力に誤差が生じ、せん断応力の大きさによっては危険側の評価となる場合も考えられる。それに対して、曲げ応力とせん断応力から求められる最大主応力範囲を用いれば、実際の亀裂発生・進展挙動と対応した合理的な評価が可能となり、さらに強度等級アップとなる可能性もある。

謝辞：本研究の発端は、昭和62年度～平成元年度文部省科学研究費補助金総合研究(A)(研究代表者：中井博(大阪市立大学教授))の研究会における疲労と耐荷力の両方を考慮した構造ディテールに関する議論の中から生まれたものである。研究会のメンバー各位に心より感謝する次第である。また、本研究を行うにあたり文部省科学研究費補助金および関西大学学術研究助成基金による助成を受けたことを記し、謝意を表する。

参考文献

- 1) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説（I共通編・II鋼橋編）、1990。
- 2) 日本鋼構造協会：鋼構造物の疲労設計指針・同解説、技報堂、1993。
- 3) Fisher,J.W., Mertz,D.R. and Zhong,A. : Steel bridge members under variable amplitude long life fatigue loading, National Cooperative Highway Research Program Report 267, 1983.
- 4) 山田健太郎、重富寿：長寿命域での低荷重振幅疲れ試験結果、構造工学論文集、Vol.35A, pp.961-968, 1989.
- 5) 三木千寿、豊田幸宏、森猛、榎土尚宏：鋼桁ディテールの道路橋シミュレーション荷重疲労、構造工学論文集、Vol.35A, pp.951-960, 1989.
- 6) 坂本謙二、阿部允、杉館政雄：実働荷重による鋼橋部材の疲労強度(その1)、(その2)、鉄道総研報告、Vol.3, No.10, pp.22-29, 1989, Vol.5, No.5, pp.1-9, 1991.
- 7) 坂野昌弘、三上市藏、米本栄一、安池寿夫：4種類の垂直補剛材取付部をもつプレートガーダー試験体の疲労実験と寿命予測、構造工学論文集、Vol.38A, pp.999-1010, 1992.
- 8) 坂野昌弘、三上市藏、鹿野顕一、米本栄一：鋼道路橋の疲労設計のための垂直補剛材取付け部の変動荷重実験、材料、Vol.44, No.500, pp.557-561, 1995.
- 9) 坂野昌弘、三上市藏、宮川欣也：大型車3乗平均重量と同時載荷係数を用いた道路橋疲労設計荷重の設定、構造工学論文集、Vol.38A, pp.1063-1070, 1992.
- 10) Miki,C., Murakoshi,J. and Sakano,M. : Fatigue Crack Growth in Highway Bridges, Proc. of JSCE, No.386/I-8, pp.155-164, 1987.
- 11) Miki,C., Sakano,M. and Murakoshi,J. : A Parametric Study on Fatigue Design Curves for Steel Highway Bridges, Proc. of JSCE, No.398/I-10, pp.31-39, 1988.

(1997.6.9受付)

FATIGUE STRENGTH OF VERTICAL STIFFENER JOINTS IN STEEL HIGHWAY BRIDGES

Masahiro SAKANO, Eiichi YONEMOTO, Ken'ichi KANO and Ichizo MIKAMI

Long-term fatigue behavior of plate girder specimens with four types of vertical stiffener connections is investigated through fatigue tests under constant amplitude and highway bridge variable amplitude loadings. Fatigue cracks are initiated from fillet weld toe at the top and bottom ends of each stiffener and from blow holes contained in the web-to-flange longitudinal weld. It is found that the fatigue failure life of all four connection details plotted against the maximum principal stress range satisfies JSSC fatigue category D.