

薄肉ハイブリッド・ガーダーの疲労強度に関する研究

Study on the Fatigue Strength of Thin-walled Hybrid Plate Girders

前 田 幸 雄*

Yukio Maeda

石 渡 正 夫**

Masao Ishiwata

川 井 豊***

Yutaka Kawai

Synopsis:

An experimental study on thin-walled hybrid plate girders subjected to repeated loading is summarized.

Six large-sized hybrid plate girders fabricated with 80 kg/mm² class high strength steel (quenched and tempered) at a tension flange, SM-58 at a compression flange and SS-41 at a web are tested under repeated bending.

Parameters investigated in this study are maximum stress, stress range, web slenderness ratio and rigidity ratio of longitudinal stiffener.

Test results are discussed on the observed fatigue crack patterns according to the classification proposed by Toprac, and S-N curves for hybrid girders are developed and compared with several previous research data. Consequently, it is proved that the fatigue failures can be evaluated well from the crack at the transverse stiffener-to-web fillet weld below the neutral axis and fatigue strength at 2×10^6 cycles of these girders is 12.9 kg/mm² in stress range which is nearly equal in strength to homogeneous girders consisting of 80 kg/mm² class high strength steel. Moreover, a good correlation is observed in the fatigue test results between model specimens with transverse fillet welded attachments and large-sized girder specimens.

1. ま え が き

近年、橋梁構造物の大型化および長大化に伴ない、薄肉・軽量化が大きな問題となっている。この問題点の一つの解決法として最近目ざましい進歩をとげた高張力鋼材の適用が有効である。プレート・ガーダー型式の橋梁においても死荷重の軽減を目的とした 80 kg/mm² 級高張力鋼の鉄道橋への適用が当社千葉製鉄所内の連絡橋において試みられた¹⁾。しかし、高張力鋼をすべての部材に

用いることは、剛性の低下を招くとともに座屈などの問題から経済性を十分に満足する設計は難しい。

これらの背景から、高張力鋼の有効な適用法として、トラス構造などにおいては引張部材にのみ採用する方法が考えられ、プレート・ガーダー橋においても、腹板に普通鋼、フランジに高張力鋼を用いるハイブリッド・ガーダー（混成桁）が軽量かつ経済的・強度的に効率のよいガーダーとして開発された。

ハイブリッド・プレートガーダーの静的載荷時

* 大阪大学工学部土木工学科教授・工博

** エンジニアリングセンター建設開発部土木開発室課長

*** エンジニアリングセンター建設開発部鋼構造研究所構造研究室

の挙動およびその終局強度については、筆者らが先に報告²⁾したほか、多くの研究^{9)~8)}がなされており、静的強度面からは道路用桁橋として使用しても、実用上支障のないことが確認されている。

しかし、ハイブリッド桁においては、単一鋼種よりなる均質桁に比べ腹板に高い応力が作用すること、腹板とフランジに異種鋼材間の溶接が含まれることなどから疲労強度に関する研究が不可欠である。さらに、プレート・ガーダーの腹板の薄肉化から、薄肉腹板特有の疲労亀裂の発生が報告されており^{9)~13)}、腹板が高い応力を受ける性質上この方面からのハイブリッド桁の疲労性状についても明らかにしておく必要がある。すなわち、初期不整をもつ腹板が曲げによる圧縮力を受ける際、面外に変形することにより腹板の境界部に生ずる亀裂に関する研究が望まれる。

本研究では、400, 300, 200 という腹板細長比の大きな薄肉ハイブリッド桁の大型試験体を製作して曲げ疲労試験を行ない、動的性状、疲れ強さおよび薄肉腹板特有の亀裂についての検討を加えた。また、これらのハイブリッド桁の疲れ強さに関する実験結果と Toprac の研究結果^{14), 15)}との比較を行なうとともに単一鋼種よりなる桁の疲れ強さとの比較も行なった。

2. 実 験

2.1 実験目的

ハイブリッド桁の研究は Texas 大学における Toprac による一連の研究が主なものであり、主として腹板に ASTM-A36 (SS 41 相当)、フランジに ASTM-A514 (80kg/mm² 級高張力鋼相当) を使った上下対称の試験体を用いて、静的⁵⁾・動的実験^{14), 15)}が行なわれている。これらの研究成果は 1968 年に ASCE-AASHO・合同小委員会 (Subcommittee 1 on Hybrid Beams and Girders Joint ASCE-AASHO Committee on Flexural Members) のハイブリッドばりの設計法に関する報告書¹⁶⁾としてまとめられ、米国においてはハイブリッド桁は実用化の段階に入ったといえる。

一方、わが国におけるハイブリッド桁の研究は新らしく、いまだ余り関心が払われていないようである。しかし、最近の構造物の大型化、高張力鋼の発達から、構造物に高張力鋼を用いる機会が増加しており、プレート・ガーダーにおいても高張力鋼を部材断面に有効に取り入れることが桁の経済性を考慮した軽量化を図る上に不可欠となってきた。この意味で、材料の適材適所のな使用法としてのハイブリッド桁の実用化は急務であると考えられる。

静的強度から見た場合、ハイブリッド桁を道路橋桁橋として使用しても実用上支障のないことが確認されているが、疲労強度の面からはいまだ種々の疑問点が指摘される。すなわち、

- (1) ハイブリッド桁では、腹板に降伏歪を越えるか、あるいは降伏歪に近い歪が生ずるが、単一鋼種からなる桁に比べ極端な疲労強度の低下が生じないか
- (2) ハイブリッド桁の静的強度は、圧縮フランジの座屈応力で支配されるが、疲労強度を決定する主なパラメーターは何か
- (3) 薄肉ハイブリッド桁を使用した場合、腹板の面外変形に起因する腹板圧縮側境界部の亀裂^{9)~13)}が単一鋼種桁に比べ顕著に表われることはないか

などの疑問点である。

これらの問題点を明らかにするため、腹板細長比を 200, 300, 400 と変化させた大型試験桁 6 体を用いて、

- (1) 薄肉ハイブリッド桁の疲れ性状および疲労強度
- (2) 腹板の面外変形に起因する腹板境界部の亀裂におよぼす腹板細長比と水平補剛材の剛度の影響

について実験的研究を行なった。

2.2 試験桁

試験桁は、Fig. 1 に示すように全長 8.3 m、支間長 8.0 m の試験体 6 体で、おのおの純曲げを受ける桁中央部の試験パネルとその両側の支持パネルからなり、支持パネルは試験パネル内に疲労亀裂を生ずるまでは、このパネルから疲労亀裂を

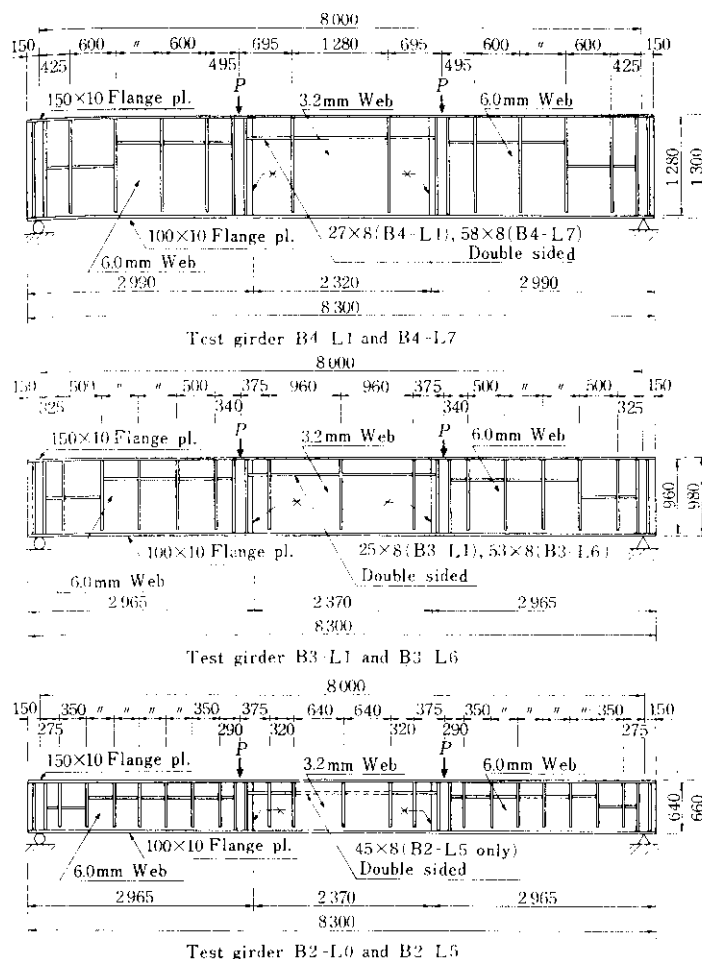


Fig. 1 Details of test girder

Table 1 Dimensions of test panel

Test girder	Flange		Web ($h \times t_w$)	Web slenderness ratio	Panel aspect ratio	Stiffener ($b_s \times t_s$)	Rigidity ratio of stiffener	Notation
	Comp. ($2b_c \times t_{fc}$)	Tens. ($2b_t \times t_{ft}$)						
B4-L7	150×10 (151×9.9)	100×10 (100×10)	1280×3.2 (1280×3.1)	400 (413)	1.0	58×8 (58×8.4)	7	
B4-L1	150×10 (150×9.9)	100×10 (100×10)	1280×3.2 (1280×3.1)			27×8 (27×8.4)	1	
B3-L6	150×10 (151×9.9)	100×10 (101×10)	960×3.2 (960×3.1)	300 (31)	1.0	53×8 (53×8.4)	6	
B3-L1	150×10 (150×9.9)	100×10 (101×10)	960×3.2 (960×3.1)			25×8 (25×8.4)	1	
B2-L5	150×10 (150×9.9)	100×10 (100×10)	640×3.2 (640×3.1)	200 (206)	1.0	45×8 (45×8.4)	5	
B2-L0	150×10 (150×9.9)	100×10 (100×10)	640×3.2 (640×3.1)				0	

(Measured plate dimension in parenthesis)

(in mm)

生じないように十分な強度を持たせてある。また、載荷点付近の試験パネルには集中荷重による応力の乱れを避けるため小さなパネル（サイド・パネル）を設けた。

6体の試験体を、腹板細長比 β により、B4系列($\beta=400$)、B3系列($\beta=300$)およびB2系列($\beta=200$)の3種類に分け、おのこの系列に対して、水平補剛材の剛比のみを変化させて2体ずつ製作した。

試験パネルの使用鋼材は、静的強度試験²⁾と同様圧縮フランジにSM58 (RIVER ACE 60)、腹板にSS41、引張フランジに、HT80 (RIVER ACE K-O)、補剛材にSM50を用い上下非対称完全ハイブリッド桁とした。

Table 1 に試験パネルの断面諸元の公称値および実測値を示す。材料試験による鋼材の機械的性質と、ミルシートによる化

学成分を **Table 2** に示す。試験桁の引張フランジは、溶接による疲労強度の低下を避けるため一本に通すとともに、垂直補剛材は、溶接部の応力集中を忌避して、引張フランジから 2.0 cm 程度上で止めてあるが、垂直補剛材下端のまわし溶接部はグラインダーなどによる仕上げは施していない。

2.3 溶接棒

ハイブリッド桁の製作では、当然異なった強度、化学成分を持つ鋼材間の溶接が含まれる。異種鋼材間の溶接にあたっては、溶接棒の種類を静的強度試験桁²⁾の場合と同様、次のような考え方に従って選定した。

- (1) 突合せ溶接については、溶接性(耐割れ性、耐ポロシティ性、延性、衝撃値)に重点を置いて、低水素系溶接棒を使用し、強度レベルは 50kg/mm² 級を採用して溶着金属部における母材からの強度の漸減、または、漸増を期待した。
- (2) SM 58 (圧縮フランジ材)、HT 80 (引張

フランジ材) に対しては極低水素系であることが必要である。

- (3) すみ肉溶接に関しても、低水素であることには変りはないが、鉄粉低水素系として良好なビード形状を期待した。(衝撃値などの機械的特性については、すみ肉用 KS-77 は KS-76より若干劣る)

継手に使用した溶接棒を **Table 3** に示す。

2.4 試験装置と測定器具

使用した試験機は、ローゼン・ハウゼン型パルセーター付 (60 t/40 t) 万能疲労試験機(森試験機)で荷重繰返し速度は約 285回/min とした。桁は両端単純支持とし、両支点より 2.665m の位置に油圧ジャッキで2点載荷することによりジャッキ間の試験パネルに純曲げを与えた(**Fig. 2**)。また、動的載荷中、桁の横振れが予想されるため、ジャッキ位置で桁の両側からローラーで押え付けてこれを防止した(**Photo. 1**)。

動的載荷前、および動的載荷中、所定の繰返し数ごとに行なった静的載荷試験では、桁の撓み

Table 2 Material properties

Member		Steel	Thic- kness (mm)	Chemical composition (wt%)											Mechanical properties		
				C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	V	Ceq	Yield stress σ_y (kg/ mm ²)	Tensile strength σ_u (kg/ mm ²)	Elonga- tion (%)
Web		S S 41	3.1	0.17	0.06	0.67	0.001	0.001							31.6	44.5	40
Flange	Comp.	S M58Q	9.9	0.16	0.34	1.07	0.029	0.014	0.54	0.01	0.03	0.057	0.038	0.37	59.4	63.2	26
	Tens.	H T 80	10.0	0.14	0.26	1.11	0.018	0.072	0.21	0.00	0.56	0.310	0.021	0.54	74.5	83.0	23
Stiffener		S M50A	8.4	0.16	0.38	1.33	0.022	0.012							38.8	55.0	24

Table 3 Welding electrodes

Weld	Plate	Welding electrode	JIS	Locatin
Butt Weld	SM50-S S 41	KS-76	D 5016	Side panel
Fillet Weld	HT 80-S S 41	KS-77	D 5026	Test panel
	SM58-S S 41	KS-77	D 5026	
	SM50-S S 41	KS-77	D 5026	
	SM50-S M50	KS-77	D 5026	Suqqort panel
	SM58-S M50	KS-77	D 5026	

をダイヤルゲージと差動トランス型変位計で、桁の断面の歪分布、腹板面外変形に起因する腹板境

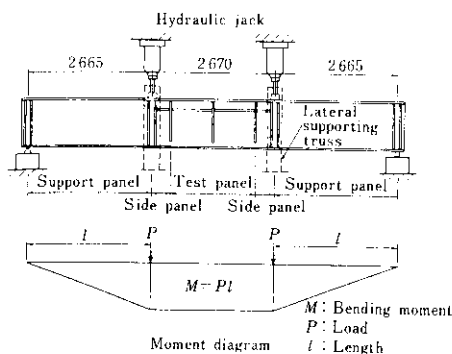


Fig. 2 Schematic view of test setup

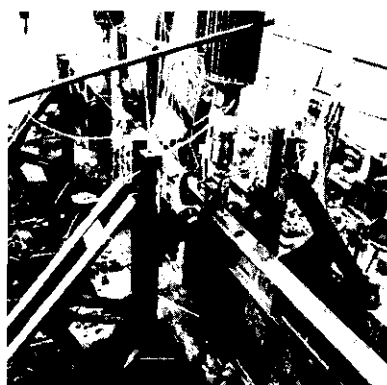


Photo. 1 Lateral supporting system

界部の2次曲げ歪分布および垂直補剛材下端付近の歪量を歪ゲージ（共和電業製，KF-5-C1，KFC-5-D16-11，KFC-5-D17-11）で測定した。なお、歪ゲージは腹板の両面に1対づつ貼付し面外曲げ歪を分離できるようにした。腹板の面外変形量（横撓み）は、Photo. 2 に示すアングルに取付けたダイヤルゲージで測定した。

動的載荷時の測定は、桁の撓みを変位計、フランジの歪を歪ゲージ、荷重をジャッキ継ぎ足し棒に貼付した歪ゲージで動歪計を用いて行なうとともに電磁オシロで記録した。

2.5 測定方法

Table 4 に各試験体の各種参考荷重を示す。

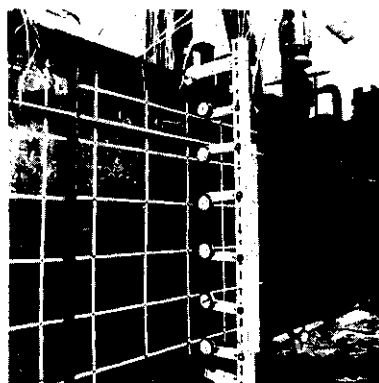


Photo. 2 Lateral web deflection measurement

Table 4 Reference loads

Test girder	B4-L1	B4-L7	B3-L1	B3-L6	B2-L0	B2-L5
Moment of inertia I (cm ⁴)	163 500	167 500	82 800	85 700	33 400	36 000
Web yield load P_{yw} (t)	26.8	27.2	17.2	17.8	13.5	15.6
Web buckling load P_{cr} (t)	13.1	13.1	20.6	21.3	5.6	15.6*
Ultimate ²⁾ strength P_u (t)	39	40	26	26	13	15
Minimum applied load P_{min} (t)	5	5	8	8	5	5
Maximum applied load P_{max} (t)	23	23	15.2	20	10	10
Range of applied load P_{range} (t)	18	18	7.2	12	5	5
P_{min}/P_u (%)	13	13	31	31	38	33
P_{max}/P_u (%)	59	58	58	77	76	66
P_{max}/P_{cr} (%)	176	174	74	94	89	64
P_{range}/P_{max} (%)	78	78	48	60	50	50

* Plastic buckling

動的載荷試験に先立ち、下限荷重を含む所定の荷重段階で上限荷重まで静的載荷試験を行ない、処女載荷時の桁の挙動を観察した。

動的載荷中は所定の載荷回数ごとに動的載荷を中止し、ただちに静的載荷試験を行ない荷重のチェックと試験桁の“疲れ”を観察した。また、約2時間ごと(約35000回)に拡大鏡を用いて溶接熱影響部および応力集中部の亀裂の有無を観察し、亀裂発生後は観察回数を増して亀裂の進展状況を記録した。

3. 実験経過と結果

3.1 腹板突合せ溶接部の補修

本試験桁では、曲げ剪断を受ける支持パネルからの疲労き裂の発生を防ぐため支持パネルの腹板厚を6 mmにしてある。試験パネルの3.2 mm腹板と支持パネルの6 mm腹板とを試験パネル中のサイドパネルで突合せ溶接を行ない、応力集中を避けるためグラインダ仕上げをした。ところがB4系列では動的載荷中数万回でこの溶接部に割れが見られた。この部分の割れの発生原因としては、

- (i) 溶接による疲労強度の低下
- (ii) 突合せ溶接部の溶接欠陥
- (iii) グラインダ仕上げによる板厚の減少
- (iv) 腹板横撓みによる二次応力の付加
- (v) 溶接による拘束応力の付加

などが、相乗的に作用した結果と考えられる。

そのためB4系列について、割れ発生後この部分をガウジングして補修溶接を行なったが、拘束応力が大きく同一箇所で拘束割れが発生した。したがって、B4系列では止むなく補強板を当て隅肉溶接を行ない、腹板突合せ溶接部の断面補強をはかった。B3、B2系列の試験体については、事前にこの部分のX線透視写真撮影を行ない、溶接欠陥の有無を確認し、次の手順で腹板の補強を行なった。

- (1) 溶接欠陥が疲労強度を低下させる引張側のサブパネルにおいて、突合せ溶接線に沿ってガス切断で2~2.5 mmのスリットを入れ、溶接応力を開放する。スリットの両端には、こ

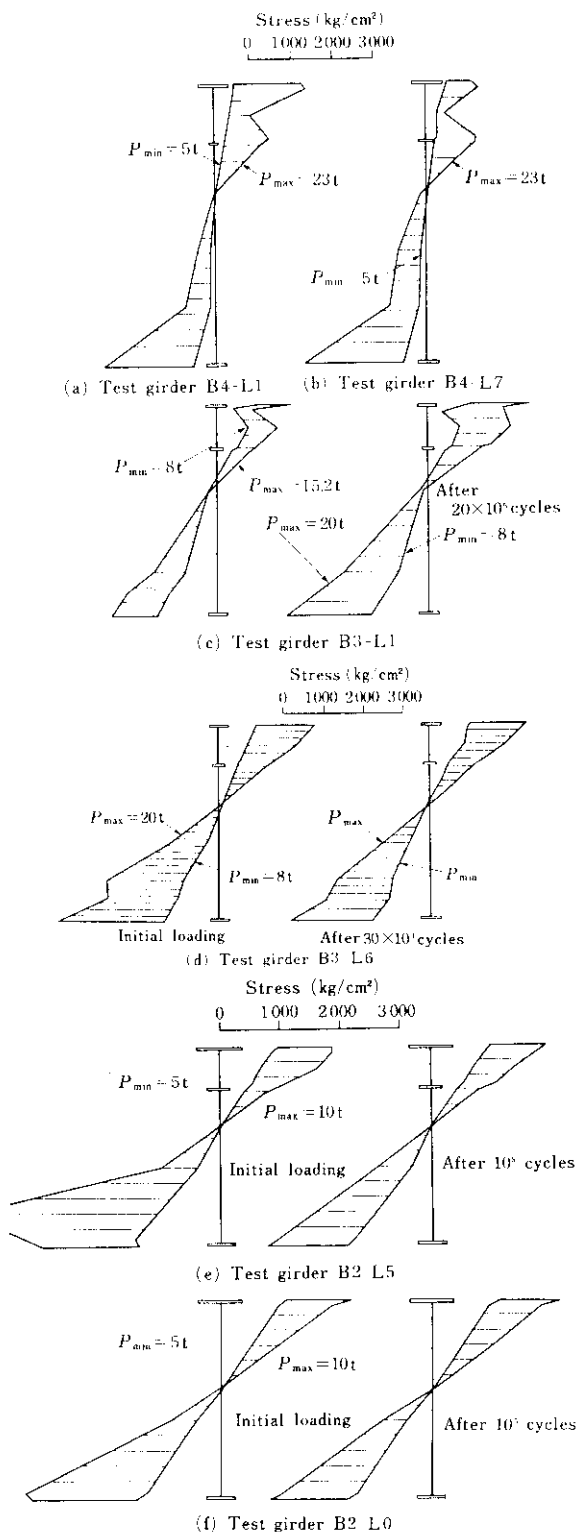


Fig. 3 Flexural stress distributions under repeated loading

の部分での応力集中を緩和するためφ12mm程度のホール孔を設ける。

- (2) 突合せ溶接部の板厚の変化をグラインダーで改良した後、6mm板厚のスプライス・プレートを両側から当て、高張力ボルトで締め付ける。

この腹板補強の結果、溶接欠陥部の断面剛性の増加と、溶接応力の開放が達成され、動的載荷中何らの亀裂発生も観察されなかった。

次に、補修後の各試験体ごとの疲労試験結果を述べる。

3.2 B4 系列実験結果

B4系列の2体は、終局強度 $P_u^{2)}$ の13~60% ($P_{min}=5t$, $P_{max}=23t$) という非常に厳しい荷重範囲で繰り返し試験が行なわれた。また、これらの試験体は、腹板細長 $\beta=400$ と非常にスレンダーな腹板であるにもかかわらず、水平補剛材は腹板高の1/5に一本設けているのみである。

Fig. 3 (a)(b) に繰り返し載荷中の $P_{max} \sim P_{min}$ における断面の応力分布を示す。

B4-L1 桁では、腹板突合せ溶接の補修後 $N=34.1 \times 10^4$ 回で腹板補修用添接板のすみ肉溶接熱影響部に亀裂を生じた。一方、 $N=46.5 \times 10^4$ 回

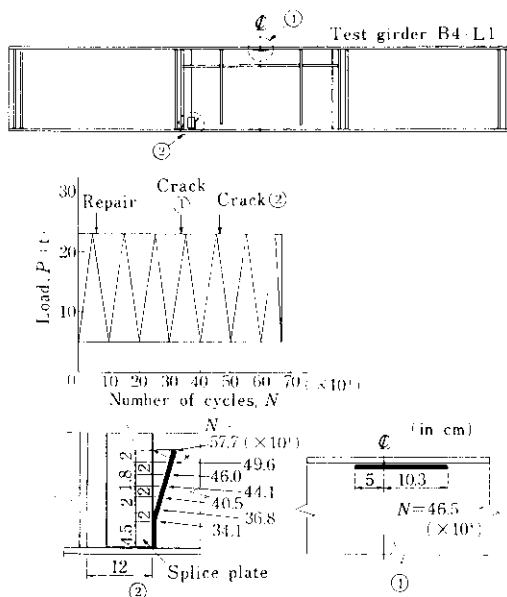


Fig. 4 Fatigue test result, test girder B4-L1

で腹板の圧縮側において、腹板圧縮のフランジすみ肉溶接の腹板側熱影響部に亀裂が観察された。腹板の引張部に生じた亀裂は、繰り返し回数の増加とともに中立軸方向と引張フランジ方向へゆっくり進行し、 $N=57.7 \times 10^4$ 回で、この亀裂が引張フランジに達し、引張フランジが破断した。また、腹板圧縮側に生じた亀裂は、亀裂発見時には約16cmに達しており、この付近の歪ゲージの値から見ると、 $N=30 \times 10^4$ 回にはすでに亀裂が発生していたものと考えられ、それ以後の亀裂の進展は観察されなかった (Fig. 4)。

B4-L7 桁では、 $N=24.3 \times 10^4$ 回にて垂直補剛材の引張側端部のすみ肉溶接基部で亀裂が観察され、B4-L1と同様はほぼ同時に腹板突合せ溶接の補修用添接板すみ肉溶接部に生じ、 $N=26.0 \times 10^4$ 回で垂直補剛材端の亀裂が引張フランジ内へ進入し、引張フランジが破断した (Fig. 5)。

3.3 B3 系列実験結果

B3系列は、腹板細長比 $\beta=300$ でB3-L1桁とB3-L6桁の相違は、B4系列と同様、水平補剛材の剛比のみである。B3-L1およびB3-L6ともに試験パネル内の垂直補剛材の引張フランジ下端から発生した亀裂が引張フランジ内

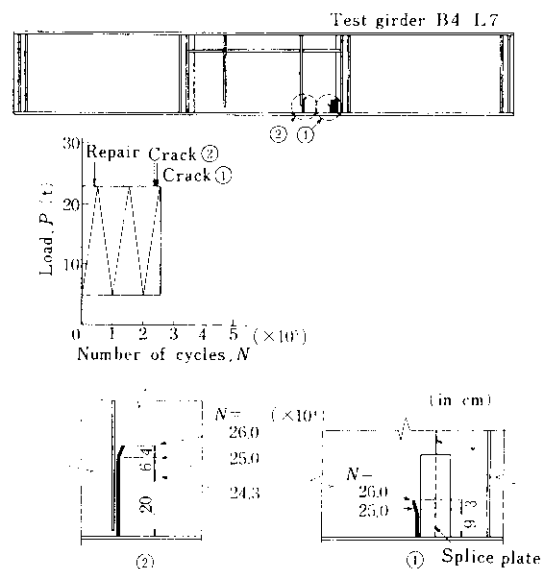


Fig. 5 Fatigue test result, test girder B4-L7

に進行し、引張フランジが破断して耐荷力を失なった。

Fig. 3 (c) (d)に動的载荷中の $P_{\min} \sim P_{\max}$ における断面の応力分布を示す。

B 3-L 1 桁は、上限荷重 $P_{\max}$ を終局強度²⁾の 60%，下降荷重を $P_{\max}$ の 50% として载荷した。この载荷荷重は、実際の道路橋として実現性の高

いものである⁷⁾が、 $N=200.0 \times 10^4$ 回までいかなる亀裂も生じなかった。 $N=200.0 \times 10^4$ 回繰り返した後、下限荷重はそのままにして、上限荷重のみを約 1.3 倍引上げて载荷を続行した。その結果 $N=218.0 \times 10^4$ 回で垂直補剛材下端と、腹板引張フランジすみ肉溶接部に亀裂が観察され、垂直補剛材下端よりの亀裂は繰り返し回数とともに上

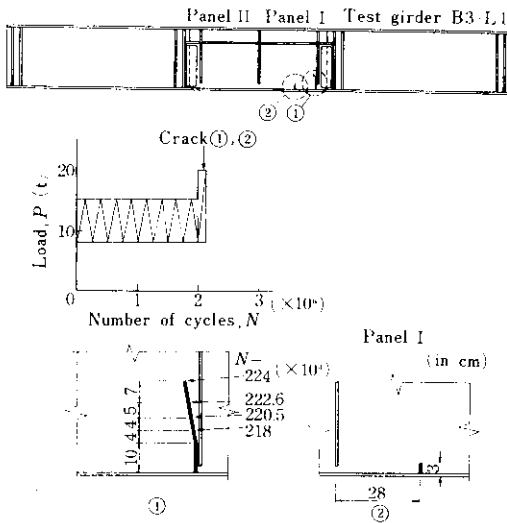


Fig. 6 Fatigue test result, test girder B3-L1

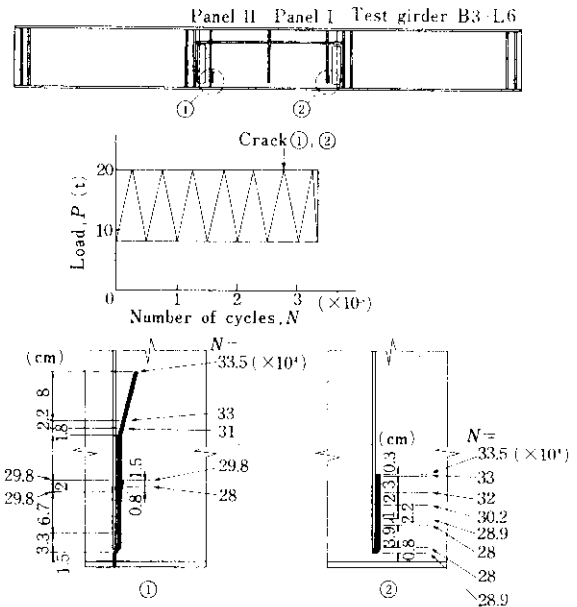


Fig. 7 Fatigue test result, test girder B3-L6

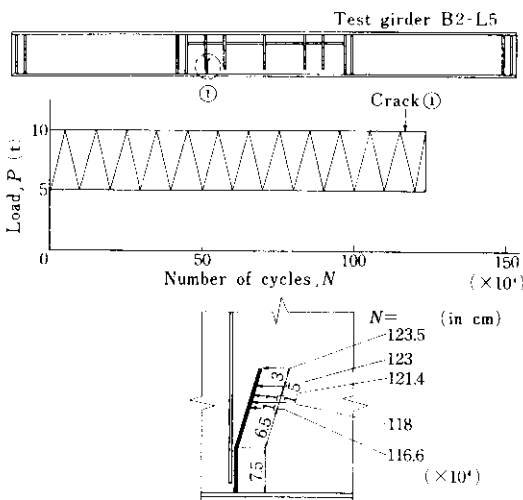


Fig. 8 Fatigue test result, test girder B2-L0

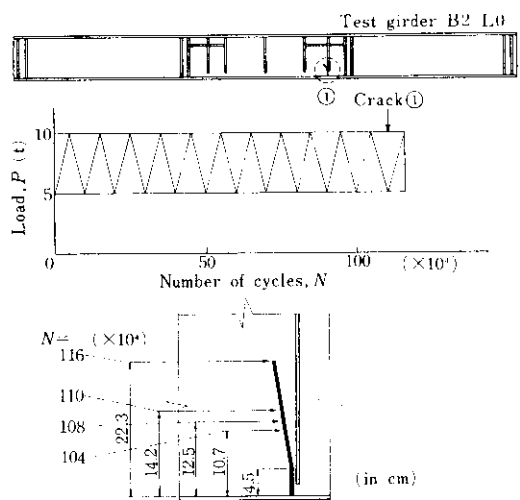


Fig. 9 Fatigue test result, test girder B2-L5

下に進行したが、腹板と引張フランジとの隅肉溶接部の亀裂はほとんど進行することなく、垂直補剛材下端の亀裂が引張りフランジに進行し、引張りフランジの破断に及んで桁の耐荷力を失なった (Fig. 6)。

B 3-L 6 桁の載荷荷重は、B 3-L 1 桁の 200.0×10^4 回繰返し後の載荷荷重を採用した。 $N=28.0 \times 10^4$ 回で B 4-L 1 桁と同様に垂直補剛材下端より 2 箇所て亀裂が発生し、パネル II の亀裂が引張フランジに進入し破断した (Fig. 7)。

3-4 B 2 系列実験結果

B 2 系列では、細長比が比較的小さいため、主として水平補剛材の有無による相違を比較した。

載荷荷重は、上限荷重で腹板引張部が降伏応力に近い応力を受けるよう、また、下降荷重は引張フランジが 15 kg/mm^2 程度の応力を生ずるよう決定した。

Fig. 3 (e) (f) に動的載荷中の $P_{\min} \sim P_{\max}$ における断面の応力分布を示す。

B 2-L 0, B 2-L 5 桁ともにテストパネル内のサイドパネルに含まれる垂直補剛材下端より亀裂が発生し (B 4-L 0 桁で $N=104 \times 10^4$ 回, B 2-L 5 桁で $N=116 \times 10^4$ 回), おおの $N=116 \times 10^4$ および $N=123. \times 10^4$ 回で引張フランジに進入し、破断した (Fig. 8, Fig. 9)。

以上述べてきた各試験体の疲労試験結果をまとめて Table 5 に示した。

Table 5 Summary of test results

Test girder	Crack ^{a)} No.	Crack location	Number of cycles to crack	Type ^{b)} of crack
B 4-L 1	②	Heat affected zone at the toe of the splice plate-to-web fillet weld for repair	34.1×10^4 (67.0×10^4) ^{c)}	Type 2 ^{c)}
	①	Heat affected zone at the toe of the compression flange-to-web fillet weld	46.5×10^4	Type 1
B 4-L 7	②	Toe of the transverse stiffener-to-web fillet weld	24.3×10^4 (26.0×10^4)	Type 2
	①	Heat affected zone at the toe of the splice plate-to-web fillet weld for repair	25.0×10^4	Type 2
B 3-L 1 ^{d)}	①	Toe of the transverse stiffener-to-web fillet weld	218.0×10^4 ($224. \times 10^4$)	Type 2
	②	Tension flange-to-web fillet weld	"	Type 3
B 3-L 6	①	Toe of the transverse stiffener-to-web fillet weld	28.0×10^4 (33.5×10^4)	Type 2
	②	"	"	Type 2
B 2-L 0	①	"	104.0×10^4 (166.0×10^4)	Type 2
B 2-L 5	①	"	116.6×10^4 (12.5×10^4)	Type 2

a) Crack No. corresponds to Fig. 4~6.

b) Crack type corresponds to Fig. 10.

c) ~~~: Girder failed at this crack.

d) Maximum load was increased after 200×10^4 cycles.

e) Number in parenthesis denotes number of cycles to failure.

4. 考 察

4.1 疲労亀裂の型

純曲げを受けるハイブリッド桁の疲労亀裂は発生原因、発生個所により、Fig. 10 に示されるごとく3種類に分類される⁹⁾。すなわち、

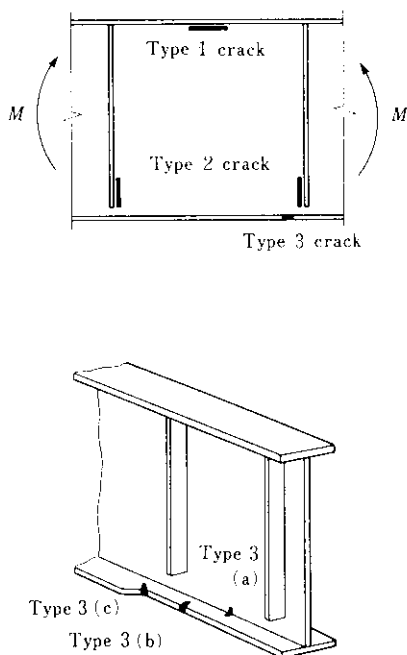


Fig. 10 Type of fatigue cracks under pure bending

- (1) 1型亀裂：初期不整をもつ腹板が圧縮力を受けて面外に変形することにより、腹板境界部に二次的な曲げ応力を生ずる。このため、腹板と圧縮フランジ隅肉溶接基部（熱影響部）に発生し、繰返し回数とともにじょじょに生長する亀裂。
- (2) 2型亀裂：腹板と垂直補剛材の隅肉溶接部の引張側に発生する亀裂で、主としてこの部分の断面の急変による応力集中に起因する。この種の亀裂は、引張側にあるため、1型亀裂に比べ、亀裂の進展速度が速く、引張フランジに進行し、引張フランジの破断につながる。
- (3) 3型亀裂：この種の亀裂は、引張フランジに生ずるもので、次の種類に細分される。

(3-a) 腹板と引張フランジのすみ肉溶接部に生ずる亀裂で、溶接部の溶け込み不良や、その他の溶接欠陥などに起因する。

(3-b) 引張フランジの切り欠きなどから発生する亀裂。

(3-c) 引張フランジの断面変化部より生ずる亀裂。

Table 5 には、この分類に従って亀裂の型を示した。表中、B 4 系列で生じた補修用カバープレートの隅肉溶接基部からの亀裂は、発生原因からみて2型亀裂として扱った。Table 5 からわかるように、すべての桁において2型亀裂が引張フランジの破断を招き、桁全体の疲れ強さを決定している。この結果は、Toprac らが行なった一連の疲労試験結果¹⁵⁾と一致している。しかし、単一鋼種からなるプレート・ガーダーの疲労試験^{13), 14), 18)}では3型亀裂を生ずる割合が高くなっている。

ハイブリッド桁で、3型亀裂より2型桁裂が先行するのは、単一鋼種桁に比べ腹板が高い繰返し応力を受けるためであり、特に垂直補剛材の下端などでは、応力集中の影響が著しいためと思われる。このことから、ハイブリッド桁では、特に腹板の引張側に溶接で取り付けられたアタッチメントの疲労強度が桁全体の疲労強度を決定するので、なるべく腹板の引張部には溶接箇所を設けないような考慮が必要であろう。たとえば、垂直補剛材は今回の試験桁の場合、約2cm程度引張フランジより離しているにすぎないが、枠組作用の効果を失わない程度に中立軸方向に上げておくのが良いと考えられる。しかし、どの程度短い垂直補剛材を用いるのが良いかは、静的強度との関係から今後の研究に待たねばならない。

次に、B 4-L 1 桁に生じた1型亀裂については、1型亀裂発生後の静的試験における種々の測定量に何らの変化も認められなかったことから、純曲げパネルでは余り有害な亀裂とは考えられない。しかし、この種の亀裂が進展して垂直補剛材近辺まで進行した場合には枠組の効果を低下せしめ、終局強度をも低下させることも考えられる。特に、剪断力もあわせて作用する場合には、この部分の剪断抵抗が低下していることから重要な亀裂となり、斜張力場のアンカー部を失うことに

もなりかねないので十分な配慮が必要である。次節では、前述の亀裂の分類に従って、実験結果の考察を行ない、ハイブリッド桁の疲れ強さについて検討する。

4.2 1 型亀裂

この種の亀裂は腹板の面外変形に伴う二次曲げが腹板境界部に繰り返し作用すること起因するため、薄肉腹板をもつプレート・ガーダーに特有の亀裂である^{9)~13)}。

1 型亀裂発生要因に関するパラメーターとして考えられるのは、

- (1) 腹板初期撓みの形状、および大きさ
- (2) 繰り返し荷重下での腹板撓み変化量
- (3) 最大荷重と荷重範囲
- (4) 腹板境界のすみ肉溶接部の疲労強度

などである。これらの要因は、腹板の幾何学的非線型問題として取扱われるものであるため、疲労亀裂発生部の応力を解析的に求めるのは極度に困難である。そのため、本実験では、この問題を全体的にとらえることにより、主として (4) についての資料を得るとともに、水平補剛材を有する場合のこの種の亀裂の発生例と発生条件を明らかにすることを目的とした。

Fig. 11 は、腹板境界部近辺（すみ肉溶接趾端部より10mm）の歪ゲージの値から算出した腹板

二次曲げモーメントを代表的な例として B 4 系列について示したものである。実際に疲労亀裂が発生するすみ肉溶接の趾端部では Fig. 11 に示される値より大きな二次曲げ応力が作用していると考えられる。Fig. 11 を見れば、B 4 系列では腹板の二次曲げモーメントの分布および大きさに、水平補剛材の剛比の相違による影響が明瞭に表われているのがわかる。すなわち、水平補剛材の剛比が1の B 4-L 1 桁では、圧縮フランジと腹板のすみ肉溶接付近の歪ゲージ位置での二次曲げモーメントが腹板の降伏モーメントを越える部分があり、この部分で1型亀裂の発生が見られた。

一方、水平補剛材剛比が7という剛な補剛材をもつ B 7-L 1 桁では、圧縮フランジと腹板の溶接部付近の二次曲げが緩和されているが、逆に水平補剛材付近に大きな二次曲げモーメントが発生している。これは、B 4-L 7 桁の補剛材の剛度が大きく、B 4-L 1 桁の補剛材のねじり剛度の約2倍もあるため、腹板の水平補剛材位置での回転変形を拘束し、この部分に大きな拘束力が発生するものと思われる。この傾向は、ほかの系列の桁にも見られたが、B 4 系列ほど顕著ではなかった。このことから、腹板細長比が400程度の薄肉桁になれば水平補剛材の剛比が腹板の変形拘束におよぼす効果はかなり顕著となるが、300 以下の桁では、剛度が最少剛度以上あれば余り顕著でな

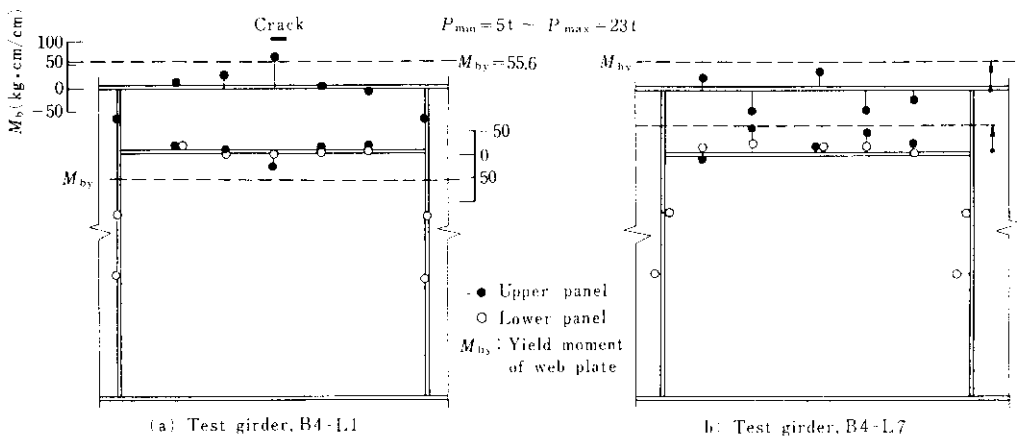


Fig. 11 Measured secondary bending moments distributions

くなるようである²³⁾。

これまでの研究^{9)~13), 15), 17)}で、1型亀裂の発生は腹板の細長比を制限するか水平補剛材を設けることにより防止できることが明らかにされている。

Toprac らの研究¹⁵⁾による水平補剛材のないハイブリッド桁の腹板細長比制限値 $\beta_{lim.}$ は、

200 万回または50万回の応力繰返しに対して

$$\beta_{lim.} = 10\,060 / \sqrt{\sigma_y} \quad \dots\dots\dots (1)$$

10万回の応力繰返しに対して

$$\beta_{lim.} = 12\,580 / \sqrt{\sigma_y} \quad \dots\dots\dots (2)$$

で表わされる。ここに σ_y は kg/cm^2 で表わしたフランジ降伏応力である。上式は、静的な座屈応力から算定した式をもとに、疲労試験の1型亀裂に関する結果を加味して求められたものであるが、上下対称の桁についての式であるため、本実験との比較は適当でない。

Yen らの研究¹²⁾による腹板細長比制限値は次式で与えられる。

$$\beta_{lim.} = 9\,680 \sqrt{\sigma_y} \quad \dots\dots\dots (3)$$

(垂直補剛材を有する桁)

$$\beta_{lim.} = 19\,400 / \sqrt{\sigma_y} \quad \dots\dots\dots (4)$$

(垂直・水平補剛材を有する桁)

ここに

σ_y は、腹板材の降伏応力を表わし、上下非対称桁の制限値は、 $\beta_c = 2y/t_w$ (y_c は中立軸より圧縮縁までの距離、 t_w は腹板厚) で表わされる。従来、腹板細長比の制限は腹板を周辺単純支持の板としてその弾性座屈によって規定されていたが、最近の研究から腹板はフランジによって拘束されているために周辺単純支持の板より、少なくとも

30%座屈荷重があがることがわかった。その結果、AASHTO Standard Specification for Highway Bridges の1970, 1971年 Interim Specificationでは荷重係数設計法の導入にともない腹板の板厚は腹板の面外変形による1型亀裂の発生を防止する(3), (4)式で規定している。この式を用いれば、SS41からなる腹板を有するプレートガーダーでは、公称降伏応力 $\sigma_y = 2\,400 \text{ kg/cm}^2$ を代入することにより、水平補剛材のないもので $\beta_{lim.} = 200$ 、水平補剛材を有するもので $\beta_{lim.} = 400$ を得る。本実験に用いられた試験桁の降伏応力を用いて計算すれば、水平補剛材のない場合、 $\beta_{lim.} = 170$ 、水平補剛材を有する場合 $\beta_{lim.} = 345$ となる。

試験桁は上下非対称のため制限値との比較は、 $2 \cdot y_c/t_w$ で表わされる等価腹板細長比で行なう必要がある。Table 6 は腹板細長比と1型亀裂発生の有無を示したものである。表からわかるようにB4系列は(4)式で計算した制限値以上の腹板細長比をもつが、B4-L1 桁にのみ亀裂が生じてい

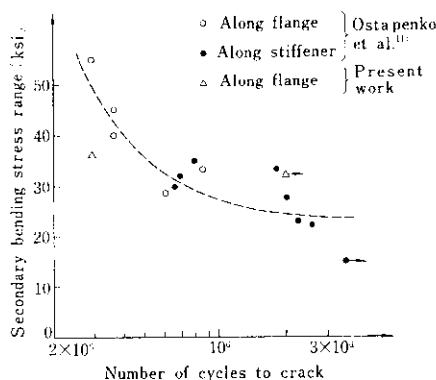


Fig. 12 S-N curve for type 1 crack

Table 6 Web slenderness ratio vs. type 1 crack

Test girder	B4-L1	B4-L7	B3-L1	B3-L6	B2-L0	B2-L5
Nominal web slenderness ratio	400	400	300	300	200	200
Actual web slenderness ratio	413	413	310	310	206	206
Eguivalent web slenderness ratio	368	355	271	261	183	176
Type 1 crack	Crack	No. crack	No. crack	No. crack	No. crack	No. crack

る。したがって水平補剛材の剛度も1型亀裂発生に関するパラメーターの一つであると思われる。

Fig. 12 は、腹板境界部の二次曲げ応力と亀裂発生までの繰返し数との関係を表わすが、今回の実験では1型亀裂に関する $S-N$ 曲線を得るに十分な資料が集まらなかったため、Ostapenko らの資料¹¹⁾との比較にとどめる。

4.3 2型亀裂

4.1 で述べたごとく、ハイブリッド桁の疲れ強さを決定するのは2型亀裂の発生と考えられる。そのため、実験結果を2型亀裂発生までの繰返し回数で整理することによりハイブリッド桁の疲労強度を推定し得る。ここでは、Table 7 に示す引張フランジの最大応力(上限応力)および応力振幅と2型亀裂発生までの繰返し回数との回帰分析を行ないハイブリッド桁の $S-N$ 曲線を求めるとともに各種時間強度を推定した。

Toprac の研究²⁰⁾によれば、2型亀裂発生までの繰返し回数に基いて最大応力 $\sigma_{\max}$ を制限す

るのが設計上有効であるとして、A36鋼の腹板をもつハイブリッド桁に対して、実験による(5)式を提案している。

$$\log(N \times 10^{-3}) = 8.16 - 3.22 \log \sigma_{\max} \quad \cdots (5)$$

ここで N は亀裂発生までの繰返し回数を、

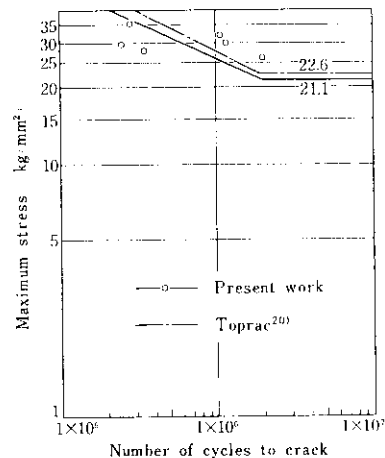


Fig. 13 $S-N$ curves for maximum tensile stress vs. number of cycles to crack

Table 7 Applied maximum stress and stress range of tension flange

Test girder		B4-L7	B4-L7	B3-L1	B3-L6	B2-L0	B2-L5
Maximum stress $\sigma_{\max}$ (kg/mm ²)	Measured	27.1	29.2	25.6	35.3	31.4	29.5
	Beam theory	27.1	26.8	27.8	35.4	29.7	30.1
Stress range σ_r (kg/mm ²)	Measured	21.1	23.1	11.7	21.1	17.6	16.1
	Beam theory	21.2	21.0	13.2	21.3	14.9	15.1
Stress ratio R ($R = \sigma_{\min} / \sigma_{\max}$)		0.221	0.209	0.543	0.402	0.439	0.456

Table 8 Comprison of fatigue data for maximum tensile stress, $\sigma_{\max}$

Number of cycles	Toprac ²⁰⁾	Present work
200×10^4	32	31
50×10^4	50	45
10×10^4	$\sigma_{af}(70)^*$	(70)
Web yield stress, σ_{yw}	36	35

* σ_{af} denotes the allowable stress of the flange for static loading (ksi)

$\sigma_{\max}$ は ksi で表わした引張フランジ最大応力を示す。

本研究に用いた6体の試験結果を2型亀裂発生までの繰返し回数 N と最大応力 $\sigma_{\max}$ で回帰分析すると(6)式を得る。

$$\log(N \times 10^{-3}) = 8.73 - 3.65 \log \sigma_{\max} \quad \cdots (6)$$

($\sigma_{\max}$: ksi)

または

$$\log(N \times 10^{-4}) = 6.93 - 3.50 \log \sigma_{\max} \quad \cdots (6)'$$

($\sigma_{\max}$: kg/mm²)

(5), (6)式で表わされる $S-N$ 線図および実験結果を Fig. 13 に示す。図から、この2本の直線はかなり類似した曲線であるのがわかるが、回帰分析

の結果得られた $\log N$ と $\log \sigma_{\max}$ の相関係数 r は -0.454 とかなり相関性が弱いものであった。このことから、2型亀裂を最大応力で制限することには余り信頼性が期待できないように思われる。参考のために Toprac の研究による上限応力 $\sigma_{\max}$ の制限値(式(5)による)と本実験により得られた(6)式による制限値とを比較すると Table 8 のようになり本実験結果による制限値がより厳しい値を与えることになるのがわかる。

次に応力全振幅 σ_R の実測値と亀裂発見までの繰返し数 N を回帰分析した結果(7)式の関係を得た。

$$\log(N \times 10^{-4}) = 5.97 - 3.32 \log \sigma_R \quad \cdots (7)$$

(σ_R : kg/mm²)

この場合の相関係数は -0.948 と比較的良好な相関が見られた。(7)式から得られる 200 万回における応力全振幅は 12.7 kg/mm² となる。本実験

結果に Toprac の実験における 2 型亀裂の発生データーを加えて同様の関係式をもとめると(8)式となる。

$$\log(N \times 10^{-4}) = 5.68 - 3.05 \log \sigma_R \quad \cdots (8)$$

(σ_R : kg/mm²)

この場合の相関係数 r は -0.85 と(7)式よりやや相関性は劣るが、最大応力(上限応力) $\sigma_{\max}$ でまとめるものよりは信頼性が高いと考えられる。なお、(8)式により得られる 200 万回における応力全振幅は、12.9 kg/mm² となる。Fig. 14 に(7)式を実線で、(8)式を一点鎖線で示すとともに実験結果をも示した。Fig. 14 にはさらに破壊確率 5% となるような S - N 線を被線で示した。この場合の 200 万回における許容応力全振幅は 10.7 kg/mm² となる。

Table 9 に Toprac の研究から得られた A36 を腹板とするハイブリッド桁の、応力全振幅と繰返し回数との関係式(9)(亀裂の型は 2 型亀裂以外も含む)

$$\log(N \times 10^{-3}) = 4.89 - 1.56 \log \sigma_R \quad \cdots (9)$$

(σ_R : ksi)

による応力全振幅の制限値と、(8)式による応力全振幅の制限値との比較を示す。この表から Toprac の研究における応力全振幅の制限に関する提案値は若干厳しいものであることがわかる。

これらの回帰分析では、応力比 R (=最小応力/最大応力)、腹板の細長比 β 、縦横比 α 、水平補剛材の有無などのパラメーターを無視したが、 σ_R と N の間には単一鋼種からなる溶接集成桁の疲労強度¹⁸⁾と同様強い相関関係が見られ、ハイブリッド桁の疲労強度においても、 σ_R が最も重要なパラメーターの一つであることがわかる。最大応力に

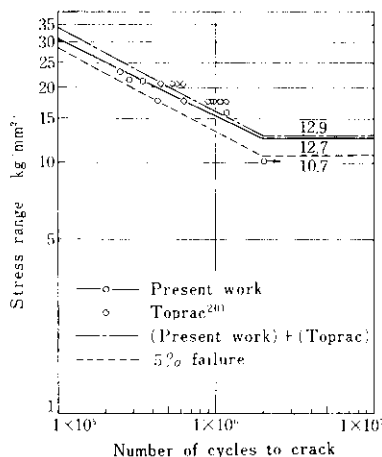


Fig. 14 S - N curves for stress range vs. number of cycles to crack

Table 9 Comparison of limited stress range, σ_R

Number of cycles N	Toprac ²⁰⁾ Eq. (9)①	(Present work)+(Toprac) Eq. (8)②
200×10^4	7.0	12.9
50×10^4	17.5	20.2
10×10^4	21.0	34.2

① Data involve Type 1, Type 2 and Type 3 crack

(in kg/mm²)

② Type 1 crack only

関しても、繰返し回数との相関が弱かったとはいえ、腹板の歪が降伏歪以上になるような場合 Table 8 に示す制限値以内におさえるのが安全であろう。

次に、桁試験と小型試験片との疲労強度の関係を調べる。

Fig. 15 は、2型亀裂の生ずる垂直補剛材下端の力学モデルと考えられるリブ十字形前面すみ肉溶接継手の疲労試験結果¹⁹⁾と本研究における桁試験の試験結果を比較して示した。図からわかるように、小型試験片の資料はかなり良く桁試験結果と一致している。2型亀裂が発生する垂直補剛材下端の計算応力は引張フランジ応力より最大で7

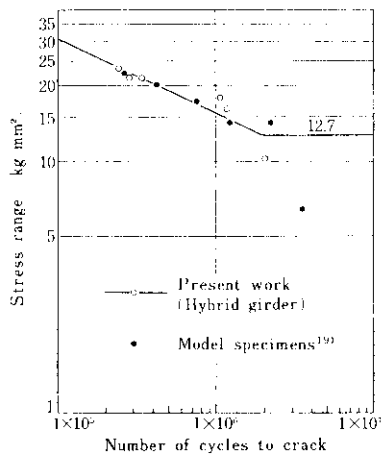


Fig. 15 S-N curves for girder test and model tests

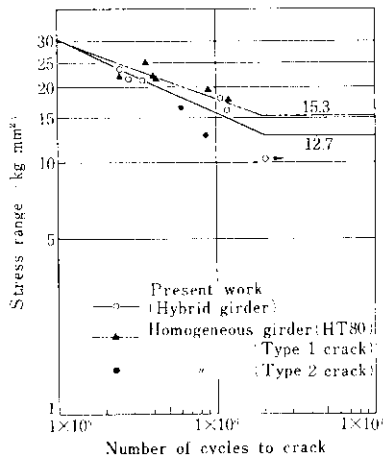


Fig. 16 S-N curves for hybrid girders and homogeneous girders

%小さいが、実測応力では2～3%低いに過ぎなかったため、Fig. 15における2つの資料の比較は妥当なものといえよう。このことから、ハイブリッド桁の腹板にS S41以外の鋼種を使用する場合の疲労強度の推定は、腹板材のリブ十字形前面すみ肉溶接継手の疲労試験によるS-N曲線²¹⁾を用いて行なえることがわかる。

疲労の面から見た場合、ハイブリッド桁の経済性を調べるためには、単一鋼種桁の疲労強度との比較が必要である。Fig. 16は、(7)式で表わされる本実験によるハイブリッド桁のS-N線図とHT80 (RIVER ACE K-O) からなる単一鋼種桁の疲労試験結果²²⁾を示したものである。図から、HT80単一鋼種桁は、HT80 (RIVER ACE K-O) を引張フランジに、S S41を腹板にもつ本実験のハイブリッド桁に比べ、200万回疲労強度では約20%高いが、50万回疲労強度ではその差はほとんど見られなくなる。これは、引張強さの高い鋼種の継手が有利となるのが応力比 R の大きい範囲(すなわち、平均応力の高い範囲)であること、荷重繰返し数 N の小さい範囲であること²¹⁾などと一致しない。この原因については、HT80単一鋼種の試験桁が腹板高350mmの小型の試験体であること、発生した疲労亀裂の型が異なること、応力比が異なることなどが考えられ、試験結果のバラツキを考慮に入れば、両者の間に有意な差はなさそうである。HT80単一鋼種桁の疲労試験¹⁷⁾においては桁の破壊を招く亀裂はすべて3型亀裂であった。しかし、2型亀裂の発生も2例見られたので、Fig. 16にはこれらのデータも示した。図からわかるように亀裂の発生に関しては、単一鋼種桁においても2型亀裂が先行するが、ハイブリッド桁のように、直接桁の破壊につながることはないようである。このことから、ハイブリッド桁は、設計応力中活荷重により生ずる最大応力の繰返しが比較的少ない死荷重応力の大きい大スパン橋梁に適していると考えられる。

4.4 3型亀裂

本実験では、3型亀裂はB 3-L 1に1箇所観察されたのみで桁の疲労強度を決定するには到らなかった。このことから、腹板とフランジの溶接

に用いた溶接棒の選定条件に問題がないことがわかる。すなわち、腹板とフランジのすみ肉溶接では、特に厚板でない限り、低水素系でありさえすれば低強度溶着金属を用いても疲労強度がこの部分で低下するということはない。これは、T1鋼の長手方向すみ肉溶接継手の疲労強度の研究²²⁾において、低強度溶着金属と高強度溶着金属を用いてサブマジアーク溶接を施したT型模型を使って疲労試験を行なった結果、差異がなかったと報告されていることから裏付けされよう。

5. 結 論

今回行なった引張フランジに HT 80、腹板に SS 41、圧縮フランジに SM 58 を用いた6体の薄肉ハイブリッド桁の疲労試験結果と各種の疲労試験結果とを比較検討した結果、次の結論を得た。

- (1) ハイブリッド桁の疲れ強さは、2型亀裂の発生により決まり全応力振幅で表わした 200 万回における疲労強度は、12.9kg/mm であった。また、2型亀裂発生に関する $S-N$ 曲線は、リブ十字形前面すみ肉溶接の小型試験片の $S-N$ 関係と良く一致した。
- (2) ハイブリッド桁の疲労設計においては、2型亀裂発生までの繰返し数に基いて、最大応力で制限するよりも、応力全振幅で制限する方が信頼性が高いと考えられるが、解析に必要な資料が十分得られていない現段階では最大応力と応力全振幅の両方で制限するのが望ましい。
- (3) ハイブリッド桁の2型亀裂は、垂直補剛材など腹板の引張側に溶接で取付けられたアタッチメントへの応力集中に起因するものであるから、設計においては、腹板引張側のディテールには十分の配慮が必要である。
- (4) 1型亀裂の発生を防止する意味での腹板細長比の制限値は、ハイブリッド桁においても

単一鋼種桁の制限値を与える算定式が有効であると考えられるが、腹板細長比の大きな桁では、水平補剛材の剛度もパラメーターとして考慮する必要がある。

- (5) HT80単一鋼種桁の疲労強度と比較した結果、200 万疲労強度ではハイブリッド桁が2割近く劣るが、試験条件の相違、溶接結果のバラツキを考慮すれば、有意な差はなさそうである。
- (6) 高張力鋼と普通鋼の長手方向のすみ肉溶接には、極低水素系であれば高強度の溶着金属は必要ない。

6. あとがき

以上、亀裂の型に従って検討を加え種々の興味ある結果が得られたが、いまだ未解決の問題も多い。すなわち、1型亀裂についてはすみ肉溶接の基部に腹板の二次曲げのような特殊な応力が作用した場合の $S-N$ 曲線などの資料が乏しいこと、1型亀裂と初期たわみ量、荷重を受けた場合の腹板のたわみ量などの種々のパラメーターについての解析がいまだ不十分なこと、また、2型、3型亀裂についても、腹板最大歪が降伏歪を大きく越す場合や、垂直補剛材が中立軸近辺まで引上げられている場については、現在のところほとんど資料がないことなどである。このように、ハイブリッド桁の疲労設計には種々の問題点が残されていることは事実であるが、桁橋への高張力鋼の有効な適用法としてのハイブリッド桁の実用化は、橋梁の長大化に伴なって不可欠となると思われる。

ハイブリッド桁の実用化に際して本研究が何らかの形で役立てば幸いである。最後に、本実験桁を製作していただいた高田機工、実験、データー整理および実験結果についての検討などにご助力願った大阪大学大学院在学中の中西延仁氏に感謝の意を表する。

参 考 文 献

- 1) 田島、伊藤、石原、嶋、船越：川崎製鉄技報，3 (1971) 4, 68
- 2) 前田、川井：第18回橋梁構造工学研究発表会，(1971)，137
- 3) G. Haaijer : Proc. of ASCE, 87 (1961) ST 8

- 4) R. W. Frost and C. G. Schilling : Proc. of ASCE, **90** (1964) ST 3
- 5) H. S. Lew and A. A. Toprac : S.F.R.L. Tech. Rpt., (1968), 550
- 6) C. G. Schilling : Proc. of ASCE, **94** (1968) ST 8
- 7) P. S. Carskaddan : Proc. of ASCE, **94**(1968) ST 8
- 8) 西野, 伊藤, 星埜 : JSSC, **7** (1971) 71, 1
- 9) B. T. Yen : Lehigh Univ., Fritz Eng. Lab. Rpt. No. 303.1, (1963)
- 10) J. A. Mueller and B. T. Yen : Lehigh Univ., Fritz Eng. Lab. Rpt., No. 127, (1968)
- 11) S. Parsanejad and A. Ostapenko : Lehigh Univ., Fritz Eng. Lab. Rpt., No. 156, (1970)
- 12) P. J. Patterson, J. A. Corrado, J. S. Huang and B. T. Yen : Lehigh Univ., Fritz Eng. Lab. Rpt., No. 155, (1970)
- 13) 前田 : 1st International Symposium of the J. W. S., 8th-10th (1971)
- 14) A. A. Toprac : Welding Journal, (1969) 195-S
- 15) A. A. Toprac and M. Natarajan : Proc. of ASCE, **97** (1971) ST 4
- 16) Joint ASCE-AASHTO Committee on Flexural Member : Proc. of ASCE, (1968) ST 6, 5995
- 17) 前田, 松井, 梶川, 川井 : 第19回橋梁構造工学研究発表会, (1972)
- 18) J. W. Fisher, K. H. Frank, M. A. Hirt, B. M. McNamee : National Cooperative Highway Research Program Report, 102 (1970)
- 19) 国鉄技研 : 技研報告 (1957)
- 20) A. A. Toprac : JSSC, **6** (1970) 50, 20
- 21) 鋼構造協会, 技術委員会耐久性分科, 疲労小委員会 : JSSC, **7** (1971) 72, 17
- 22) H. S. Reemsnyder : Welding Journal, (1965) 10, 458
- 23) 前田 : JSSC, **9** (1973) 86, 32