

懸垂型モノレール軌道桁補剛フレームの疲労特性

FATIGUE STRENGTH OF STIFFENING FRAMES IN GUIDEWAY
BEAMS FOR SUSPENDED MONORAIL SYSTEM

山崎 徳也*・川井 豊**

By Tokuya YAMASAKI and Yutaka KAWAI

1. ま え が き

最近、地方中核都市における中量輸送システムとしてのモノレールが脚光を浴びており、各地でその建設計画が発表されている¹⁾。現在、一般的に都市モノレールと称する場合、跨座式と懸垂式の2つに大別される。

著者らは、懸垂型モノレール軌道桁の、設計上の問題点を探るため、大型曲線桁模型を用いた静的および繰返し載荷試験を実施し、いくつかの設計上の提案を行うとともに、補剛フレームの構造ディテールが疲労強度上重

要なポイントとなり得ることを指摘した²⁾。

懸垂型モノレール軌道桁の基本的な構造例を図-1に示すが、補剛フレームをスキンプレートの外側に設けるか(図-1(b))、内側に設けるか(図-1(c))で外リブ型と内リブ型に類別される。

本研究においては、溶接設計・施工上また構造詳細設計上、外リブ型に比べ取り扱ひ得るパラメーターや問題点が多い内リブ型軌道桁(図-2)の補剛フレームを取り上げ、大型模型桁ならびに大型局部模型体を用いた静的ならびに疲労試験によりその疲労特性を明らかにした。さらに、疲労強度を、溶接条件、溶接欠陥の大きさ、補剛フレーム円弧隅角部半径などをパラメーターに線形破壊力学を用いて推定し、実験値との比較検討を行うことによりその有用性を確認した。

なお、外リブ型についても本論の前半で取り扱った補剛フレームのフランジ有効幅の決定法に準拠し、隅角部の巨視的曲げ応力を算定するとともに、曲げを受ける隅肉溶接もしくは十字継手の止端部の疲労強度³⁾との照査を行えばよく、基本的な取扱ひは同様に行い得ると考えられる。

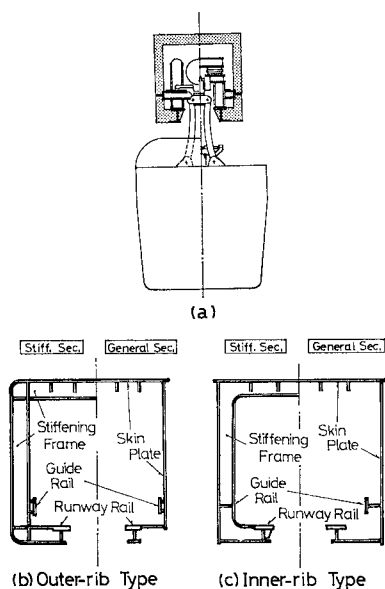


図-1 懸垂型モノレール軌道桁の断面例
(b) 外リブ型, (c) 内リブ型

2. 補剛フレームの疲労強度

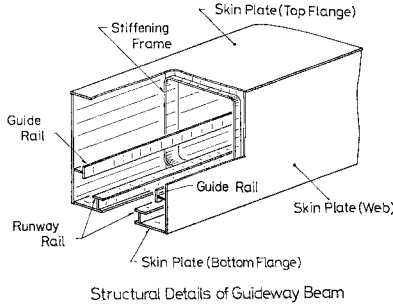
前節でも述べたように、補剛フレームは、下記の2つの機能を有する重要な部材である。すなわち、

- (1) 軌道桁の断面変形を防ぎ、断面変形に起因する二次的付加応力の発生を抑える。
- (2) 走行レールを鉛直方向に支持し、走行レールの変形および応力を低減せしめる。

本研究では、補剛フレーム4本をもつ3パネル構成の桁部分模型(約2/3縮尺)1体と、構造ディテールを変化させた補剛フレーム近傍を取り出した4タイプ局部模型各2体の試験体を用い、静的ならびに疲労試験を実施した。桁部分模型では、主として補剛フレーム外側フラ

* 正会員 工博 川崎製鉄エンジニアリング事業部構造技術研究所技術顧問

** 正会員 工修 川崎製鉄エンジニアリング事業部構造技術研究所主任研究員



Structural Details of Guideway Beam

図-2 内リブ型軌道桁の部材構成例

ンジとして考慮し得る軌道桁スキンプレート有効幅 b_{oe} (図-10) と疲労亀裂の発生特性を調べた。一方、補剛フレーム局部模型では、隅角部の内側円弧フランジ半径 R_i と有効幅 b_{ie} の関係や、溶接条件の疲労強度に及ぼす影響などに定量的な検討を加えた。

(1) 軌道桁部分模型実験

図-3 に模型桁の形状・寸法を示す。試験体の製作には、板厚 9 mm, 10 mm, 16 mm の SM 50 A を用いた。使用材の機械的性質、化学成分を表-1 に示す。補剛フレームの構造は、充腹タイプ(A), および軽量化と内部配線処理の便宜性などを考慮した有孔ウェブタイプ(B)の2種類とした。

荷重は、1 470 kN 電気油圧式サーボ型疲労試験機と荷

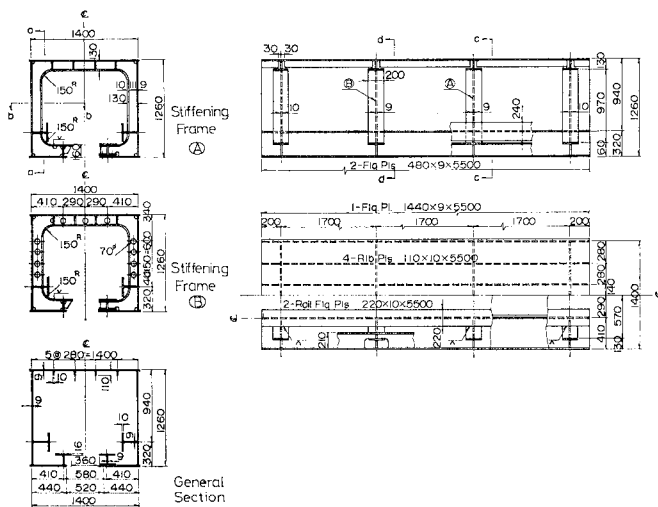


図-3 軌道桁大型部分模型の形状・寸法

表-1 供試材の機械的性質および化学成分

Plate Thickness (mm)	Mechanical Properties			Chemical Compositions					Member
	Yield Point (MPa)	Tensile Strength (MPa)	Elongation (%)	C	Si	Mn	P	S	
				×100%			×1000(%)		
9	382.2	548.8	24	17	22	125	25	6	Skin Plates, Stiffening Frame Web Stiffening Frame Inner Flange, Guide Rail Runway Rail Flange
10	372.4	519.4	25	15	28	136	23	7	
16	382.2	519.4	26	15	24	131	23	6	

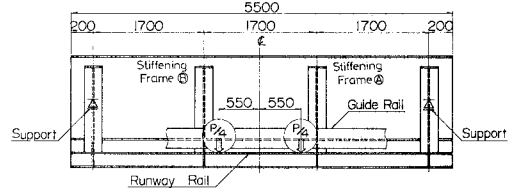


図-4 荷重条件

重分配装置を用いて、図-4 に示す位置に 1 ボギー荷重 (2 軸 4 輪) を加えた。疲労試験に先立ち、静的荷重試験を実施し、補剛フレーム・フランジおよびスキンプレートに貼付したひずみゲージにより各部の応力分布を調べた。写真-1 に実験状況を示す。

図-5 には、下部スリット部の開口モーメントによって補剛フレーム(A)(B)の内側フランジに発生した実測曲げ応力分布を示す。図からわかるように、補剛フレームウェブの充腹、有孔の差は顕著ではないが、両者とも隅角部の内側円弧フランジの有効幅の減少に起因すると思われる応力集中を生じている。しかし、直線部、隅角部ともに荷重点に近い桁下部において上部より大きな曲げ応力の値を示している。この現象は、後述する補剛フレームだけを取り出した局部模型型では生じていないことから、軌道桁構成部材の桁軸方向共働作用により、輪荷重による開口モーメントが上部に達するまでに広く分散するためと考えられる。

図-6 には、補剛フレーム外側フランジとして考慮し得るスキンプレート有効幅 b_{oe} を調べるため、開口モーメントによる当該部の曲げ応力を桁軸方向にプロットして示した。プロット位置は図-5 における $i-i$ 断面とした。図中には、スキンプレートを横リブで補剛された張出し部をもつ鋼床版として計算した有効幅¹⁾ b_{oe} をも示した。実測応力分布から算定した有効幅は、鋼床版として計算した値とほぼ一致し、便宜的に次式で計算してもよいと考えられる。

$$b_{oe} = 0.6 \times h \quad (h: \text{桁高}) \dots\dots (1)$$

静的荷重試験に引き続き、同じ荷重条件にて下限 9.8 kN, 上限 313.6 kN, 荷重全振幅 303.8 kN (1 輪重当たり 76 kN) の片振り曲げ疲労試験を実施した。この荷重

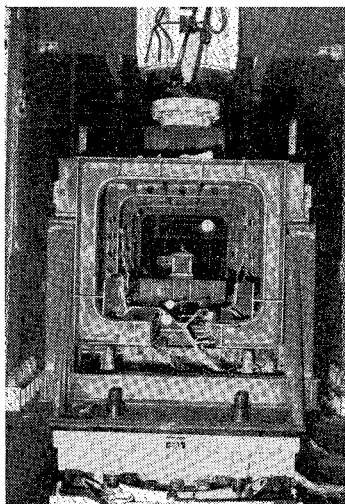


写真-1 軌道桁部分模型桁の載荷試験状況

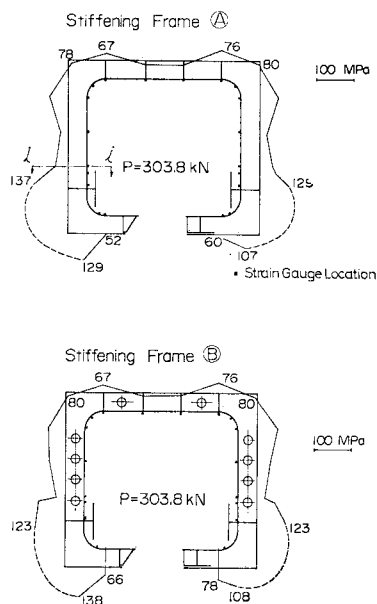


図-5 軌道桁下面開口部の開口モーメントによる補剛フレーム内側フランジの実測応力分布

全振幅は、模型桁補剛フレームの断面縮尺(2/3)を考慮した等価な設計荷重の約2倍に相当する。荷重繰返し速度は、3 Hz とし約10万回おきに静的載荷試験を行うことにより荷重繰返しに伴う各部の応力分布の変化を調べた。

疲労試験は、実測応力が最も大きな値を示していた補剛フレーム A の下円弧隅角部の内側フランジが $N=9.97 \times 10^5$ 回にて破断して終了した。破断状況を写真-2 に示す。破面観察の結果、亀裂は内側フランジとウェブの隅肉溶接の未溶着ルート部の約1 mm のブローホールから発生し、フランジとウェブの両側に伝播している

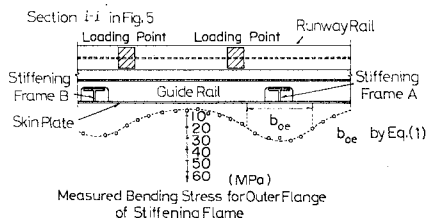


図-6 軌道桁スキンプレート(ウェブ)の補剛フレーム外側フランジとしての応力分布

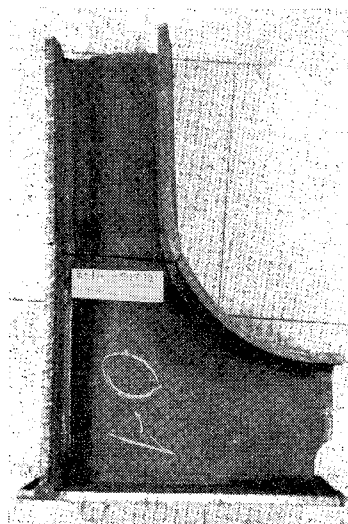


写真-2 軌道桁部分模型桁の補剛フレームに発生した疲労亀裂 ($N=9.967 \times 10^5$)

ことがわかった。亀裂の発生時期および発生箇所のフランジ応力は、案内レールのフランジが障害物となるため測定していないが、近傍のひずみゲージによる応力変化から $N=9 \times 10^5$ 回ですでにフランジ表面に亀裂は達していること、発生箇所のフランジ応力は約 140 MPa であることなどが推定された。

(2) 補剛フレーム局部模型実験

試験体は、図-7 に示すごとく、補剛フレームと案内レールの交差部の構造ディテール、内側円弧フランジの半径、スキンプレート下部隅角部形状を変化させた4種類(A, B, C, D-Type)とし、各タイプ2体ずつ製作した。スキンプレート幅は、実桁における連続性のある程度具備し得るように内側フランジ幅の5倍の $l=1000$ mm とした。供試材は、前記桁部分模型と同一ロットの鋼板を用いた。溶接は、隅肉溶接を標準脚長 6 mm、突合わせ溶接は完全溶込みとし、すべて低水素系被覆溶接棒による手溶接で行った。製作は、鋼鉄道橋の製作基準⁸⁾に準じて行ったが構造ディテール上、溶接施工が困難なため基準を満たし得ない部分が多く、最終的には隅肉溶接はビード形状外観検査、突合わせ溶接は JIS Z

3104-68⁹⁾ の2級以上合格となった。

载荷には、980 kN 電気油圧式サーボ型疲労試験機を用い、図-8 に示すごとく1軸重荷重を想定した2点鉛直载荷とした。試験体各部のひずみおよび変形を調べるため、疲労試験に先立ち静的载荷試験を行った。また、疲労試験中も、 $1 \times 10^4 \sim 5 \times 10^4$ 回ごとに中断し静的载荷試験を行い応力分布、変形の変化を調べた。

図-9(a)~(d)には、補剛フレーム内側フランジの実測応力分布を示す。これらの図では、構造ディテールの相違に起因する応力分布の違いを比較できるように $P=68.6$ kN 時の値に統一して示した。桁部分模型でも述べ

たとく、内側フランジ円弧部には直線部の応力と比較して応力集中を示しており、構造ディテール、特に円弧部半径の相違により著しく異なった応力分布となっている。このような、曲げを受ける円弧フランジ部の応力集中の問題は、多くの構造分野で取り上げられ、円弧フランジの有効幅 b_{ie} の減少に起因するとして多くの理論的取扱い法が報告されている^{10)~15)}。ここでは、計算の簡便さを考慮して、次式で表わされる Anderson の提案式¹⁰⁾で内側フランジ有効幅 b_{ie} を、スキンプレート有効幅を式 (1) で算定し、円弧フランジの周方向応力 σ_θ を式 (3) にて求め、円弧部の直線部に対する応力集中の程度について実測値と比較することとした。

$$b_{ie} = b_i \times \frac{1}{\beta} \cdot \frac{\sin \beta \cos \beta + \sinh \beta \cosh \beta}{\cos^2 \beta + \cosh^2 \beta} \dots\dots\dots (2)$$

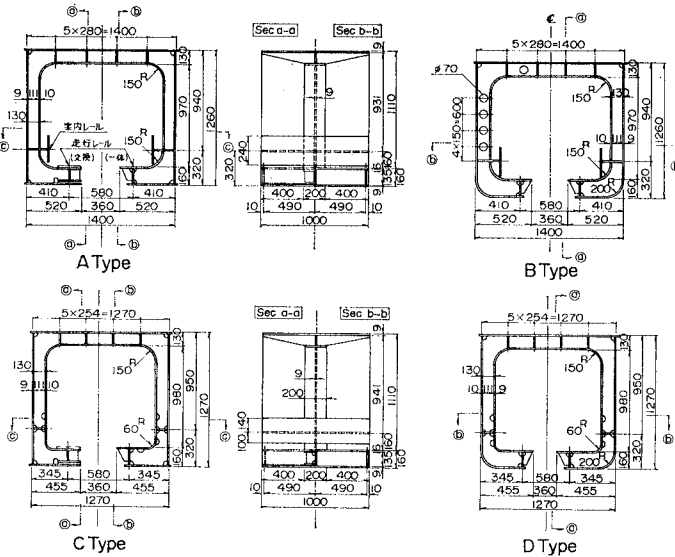


図-7 補剛フレーム部分模型体の形状・寸法

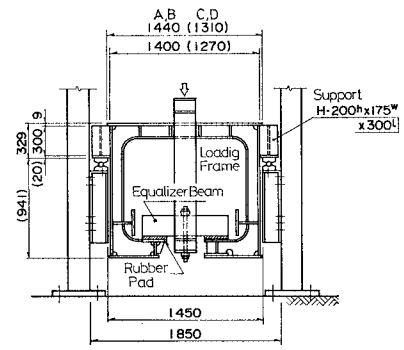


図-8 载荷条件

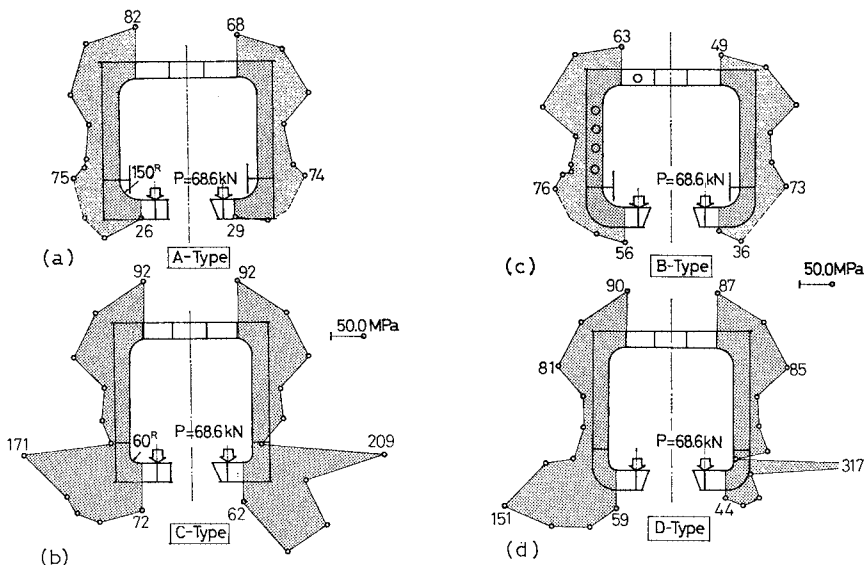


図-9 下面開口部の開口モーメントによる補剛フレーム内側フランジ周方向応力の分布比較
(a) A-Type, (b) C-Type, (c) B-Type, (d) D-Type

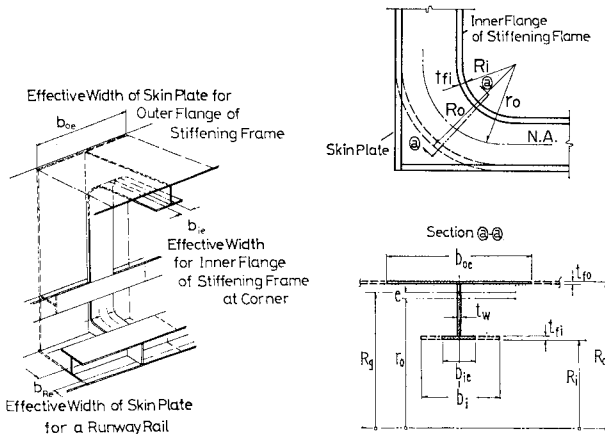


図-10 補剛フレームのフランジ有効幅¹⁰⁾

ここに、

$$\beta = 0.658 \frac{b_i}{\sqrt{R_i \cdot t_{fi}}} \dots\dots\dots (2)'$$

$$\sigma_\theta = \frac{M(\bar{r}_0 - r_i)}{A \cdot R_i \cdot e} \dots\dots\dots (3)$$

$$\bar{r}_0 = \frac{A}{b_{oe} \ln \frac{R_o}{R_o - t_{fo}} + b_{ie} \ln \frac{R_i + t_{fi}}{R_i} + t_w \ln \frac{R_o - t_{fo}}{R_i + t_{fi}}} \dots\dots\dots (3)'$$

Aは有効断面積、 $e = R_o - \bar{r}_0$ (記号は図-10に示す)
 M=作用モーメント=(片持部長)×(輪重)

図-11には、直線部の応力を基準応力とした場合の円弧部の応力集中係数 K_R を実測値と計算値と比較して示した。実測値は、円弧部半径 $R_i = 150$ mm (A, B) と $R_i = 60$ mm (C, D) の試験体におけるばらつきの範囲として示した。 $R_i = 60$ mm の実測値のばらつきが大きいのは、フランジの曲げ加工精度ならびに局部的な溶接変形量のばらつきに起因している。 K_R の大きな試験体の円弧部では複雑な曲面をなしており R_i の正確な測定は難しい。平均的には $R_i = 30 \sim 50$ mm であり設計半径よりも小さいことから、実際の R_i を用いれば実測

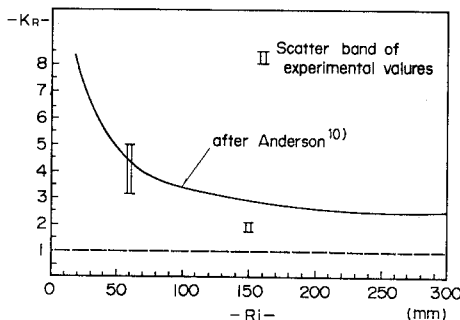


図-11 補剛フレーム円弧隅角部の応力集中係数 K_R と円弧半径 R_i の関係

K_R のばらつきの範囲は小さくなるとともに、その上限値は計算値以下となろう。また、 $R_i = 150$ mm においても、実測値は計算値の約 70% であり、式 (1)~(3) による σ_θ の計算値は若干過大評価の傾向がみられる。これは、フランジとウェブの溶接脚長がウェブ厚と比較して大きく、溶接部のフランジ面外変形拘束効果により有効幅 b_{ie} が式 (2) で計算される値より大きくなるためである。その結果、 σ_θ の計算値は R_i の広い範囲で常に安全側の値を与えるものと考えられる。

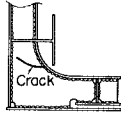
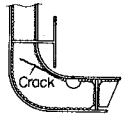
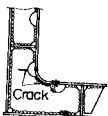
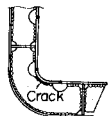
補剛フレーム隅角部の内側円弧フランジとウェブの溶接部には、式 (3) で表わされる周方向応力 σ_θ のほか、この応力の半径方向分力としての径方向応力 σ_r が作用し、 σ_r は次式で与えられる。

$$\sigma_r = \frac{\sigma_\theta \cdot b_{ie} \cdot t_f}{R_i \cdot t_w} \dots\dots\dots (4)$$

この応力は、円弧フランジとウェブを半径方向に分離しようとする方向に作用する。そのため σ_θ と σ_r の比率に応じ当該部には桁部分模型に発生した疲労亀裂のごとき半径方向に伝播するもののほかに、周方向に発生・伝播する疲労亀裂が発生する可能性がある。

表-2には、疲労試験における試験条件および試験結果をとりまとめて示した。また、疲労亀裂の伝播状況ならびに破面を写真-3~6に示す。疲労亀裂の発生点は、A, B タイプ ($R_i = 150$ mm) では桁部分模型と同じく隅肉溶接ルート部のウォームホールであり、C, D タイプ ($R_i = 60$ mm) では未溶着ルート部であった。このように隅角部の円弧フランジとウェブの溶接部に生ずる疲労亀裂は、フランジ・ウェブ板厚、円弧部半径、溶接条件などに依存して前述したごとく次の2種類に分類される¹⁵⁾。すなわち、(a) 隅肉溶接のルート部あるいは止端部の溶接欠陥から発生し、フランジ幅方向とウェブに進展する σ_θ による“半径方向亀裂”および (b) 溶接ビードに沿ってルートあるいは止端部から発生し、フランジとウェブを分離するように進展する、 σ_r による“周方向亀裂”である。これらの疲労強度は、図-12に示すように、前者を縦方向隅肉溶接継手、後者を荷重伝達型十字継手の継手疲労強度と対比して議論できると考えられる。図-13, 14には Gurney, Maddox¹⁶⁾ がわが国のデータをも含めた数多くの疲労試験結果を再解析して作成したS-N曲線のうち、上記2種類の継手に関するS-N線図を選び今回の実験結果とともに示した。実験結果を示す応力全振幅としては、実測応力 $\sigma_{r,ex}$, $\sigma_{\theta,ex}$ (●印) によるものと式 (3), (4) による計算応力 $\sigma_{r,th}$, $\sigma_{\theta,th}$ (●印) の2種類を用いて表示し比較した。図からわかるように、半径方向亀裂に関しては、応力全振幅の大なる領域では実測応力表示、計算応力表示ともに、実験結果は継

表-2 補剛フレーム部分模型の疲労試験条件と試験結果

TEST No.		A-Type		B-Type		C-Type		D-Type		
		1	2	1	2	1	2	1	2	
P : Load (kN)	P_{min}	9.8		9.8		9.8		9.8		
	P_{max}	88.2 (127.4)	127.0	127.0 (147.0)	166.6	68.6	127.4 (47.0)	88.2	49.0	
Stress Range (MPa)	σ_θ	1)	82.3 (123.5)	138.2	122.5	176.4	226.4	361.6	276.3	202.9
		2)	98.0	149.9	149.9	197.0	108.8	216.6	144.1	72.5
	σ_r	1)	35.3 (53.9)	59.8	52.9	76.4	162.7	267.5	194.0	145.0
		2)	49.0	73.5	73.5	98.0	93.1	185.2	123.5	61.7
Number of Cycles to Failure : N_f		$>3.0 \times 10^6$ (8.6×10^6)	6.8×10^6	$>2.72 \times 10^6$ ($>6.6 \times 10^6$)	2.93×10^6	2.55×10^6 (2.71×10^6)	3.0×10^6 ($>4.8 \times 10^6$)	1.04×10^6 (1.63×10^6)	3.29×10^6 (3.69×10^6)	
Crack Location										

Note : 1) Measured Stress at Failure Point

2) Calculated Stress at Failure Point by Eqs. (3) and (4)

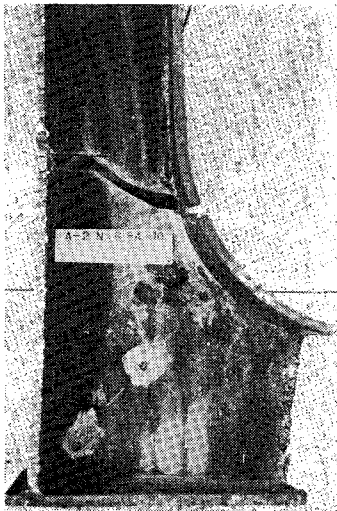
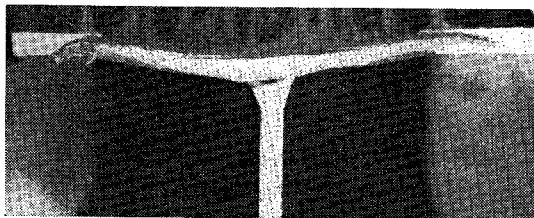


写真-3 A-Type 補剛フレーム部分模型の疲労亀裂



手モデルの S-N 曲線の短寿命側に位置するが、応力全振幅の小さな領域では平均値もしくはそれより長寿命側となっている。

一方、周方亀裂では、実測応力が計算応力より著しく大きかったため、実測応力表示による結果がようやく継手モデルの 95% 信頼限界の下限を示す S-N 線上もし



写真-4 B-Type 補剛フレーム部分模型の疲労亀裂

くは長寿命側に位置している。荷重伝達型十字継手の疲労強度は、Gurney らが指摘しているように、溶接の脚長と溶込み深さによって異なり、その破壊形態も異なる¹⁷⁾。すなわち、脚長を大きくするか未溶着長さを減少させるかのいずれかの方法によって溶接部断面を増やすことによりルート部から発生する亀裂の伝播寿命が伸び、その結果疲労強度は増加する。破壊形態もそれにつれて、ルートからの破壊から、溶接止端部の応力集中に起因する止端部亀裂が先行するため止端部破壊に移行する。破壊形態が止端部破壊になると、脚長の増大・溶込み量の増加にかかわらず疲労強度は止端部の応力集中を左右する止端部の形状のみに依存し疲労強度の増加はなくなる^{17)~19)}。図-14 に示した Gurney ら¹⁹⁾の S-N 曲線は、止端破壊のデータを再解析したものであり、今回

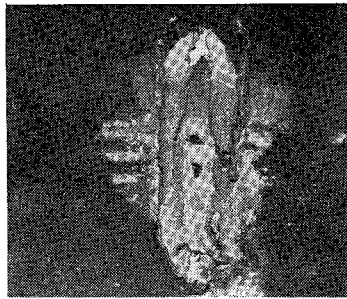
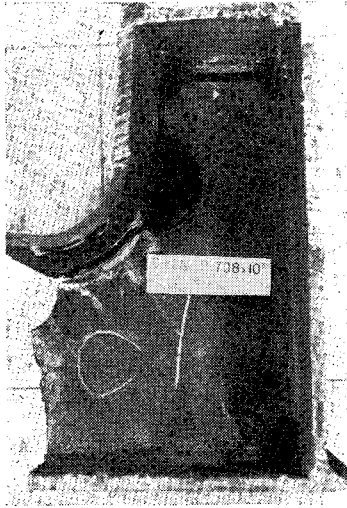


写真-5 C-Type 補剛フレーム部分模型の疲労亀裂

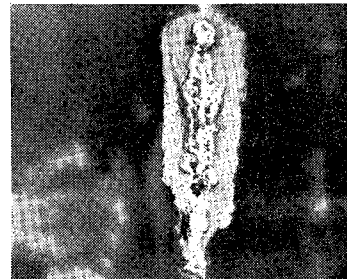
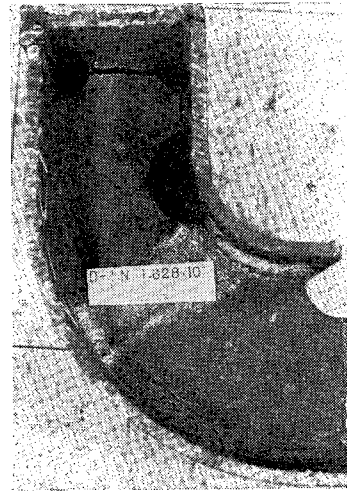


写真-6 D-Type 補剛フレーム部分模型の疲労亀裂

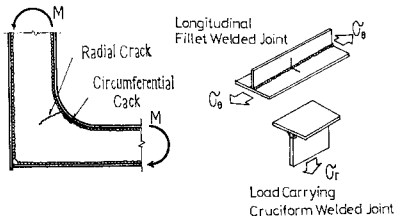


図-12 補剛フレーム円弧隅角部に発生する疲労亀裂の代表的パターン

の実験結果はルート破壊であったため、継手モデルの S-N 曲線のばらつきの下限に実験値が位置することがうなずけよう。

3. 補剛フレーム円弧隅角部の疲労寿命推定

前節で述べたごとく、円弧隅角部の疲労強度を論じる場合、溶接脚長、溶込み量、溶接欠陥の大きさ・種類など溶接条件ならびに品質のパラメーターを考慮する必要がある。これらのパラメーターをすべて初期亀裂の大きさ、形状などのパラメーターに置換することにより、破壊力学を用いて寿命推定が可能である^{26)~27)}。

本節では、半径方向亀裂、周方向亀裂の2種類の亀裂

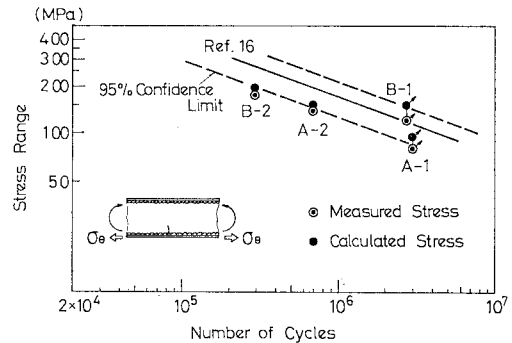


図-13 半径方向疲労亀裂に対する S-N 線¹⁶⁾

に対して線形破壊力学を適用し、溶接条件と疲労寿命の関係を調べるとともに、実験値と推定値の比較を行った。

まず、疲労亀裂の伝播速度 (da/dN ; a = 亀裂半長, N = 繰返し回数) は、式 (5) にて表わされる Paris 則²⁴⁾ に従うものとする。

$$da/dN = C(\Delta K)^m \dots \dots \dots (5)$$

ここに、 C, m は材料定数、 ΔK は応力拡大係数変動範囲を表わす。

材料定数 C, m の値は、前記模型体の製作に使用した SM 50 A ($t=12$ mm) 材から、板幅 300 mm の広幅中央切欠付き平板試験片を採取し、亀裂伝播試験により求

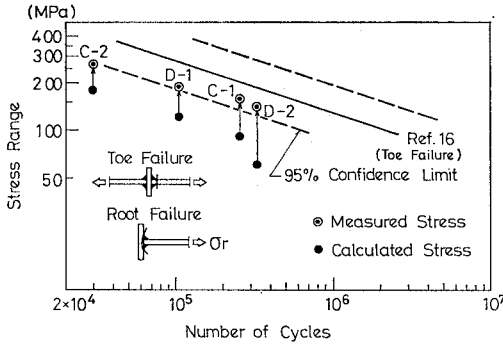


図-14 周方向疲労亀裂に対する S-N 線図¹⁶⁾

めた。伝播試験は電気油圧式サーボ型疲労試験機 (1470 kN) を用いて、一定応力振幅 ($\Delta\sigma=98$ MPa)、応力比 $R=0.1$ の条件にて行った。亀裂長の測定にはクラックゲージ (グリッド間隔 1 mm) を用いた。図-15 に示す伝播試験結果を最小二乗法にて式 (5) に回帰することにより、 $C=2.06 \times 10^{-8}$ 、 $m=2.64$ (mm/cycle, MN \cdot m $^{-3/2}$ 系) と計算される。以後の寿命計算には、 C, m 値としてこの値を用いている。

次に、疲労寿命は、溶接欠陥や未溶着部を初期亀裂として、式 (5) を亀裂長 a に関し、初期亀裂長 a_i から最終破断時の亀裂長 a_f まで積分することにより亀裂伝播寿命として次式を用いて計算した。

$$N_p = \int_{a_i}^{a_f} \frac{da}{C(\Delta K)^m} \dots\dots\dots (6)$$

(1) 半径方向亀裂寿命

半径方向亀裂は、主として溶接部のウォーム・ホールなどを起点として、有限体中の円盤状亀裂 (Penny-shaped Crack) を呈していることが多い^{25), 26)}。このような円盤状亀裂に対する応力拡大係数は、

$$K = \frac{2}{\pi} \sigma_\theta \sqrt{\pi \cdot a} \dots\dots\dots (7)$$

にて表わされる。ここに、 σ_θ は内側フランジに作用する周方向応力を、 a は亀裂半長 (半径) を示す。

式 (6)、式 (7) を用いて、ウォーム・ホールなどの初期欠陥の大きさ a_i から、最終破断時の亀裂長 a_f (フランジ板厚とする) まで a について積分することにより、半径方向亀裂の伝播寿命は次式で求められる。

$$N_p = \frac{a_i^{-\alpha} - a_f^{-\alpha}}{\alpha \cdot C (\Delta\sigma_\theta)^m (2/\sqrt{\pi})^m} \quad \alpha = m/2 - 1 \dots\dots\dots (8)$$

上式において、 σ_θ に式 (3) を用いることにより、任意の内側フランジ半径 R_i 、フランジおよびウェブ板厚 t_f, t_w 、溶接欠陥サイズ a_i に対する疲労強度 (寿命) が与えられる。

図-16 には、上式を用いて溶接部内部欠陥の大きさ

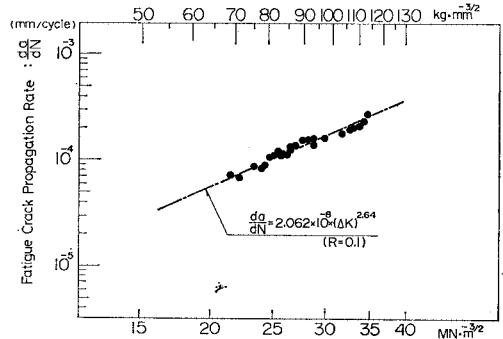


図-15 供試材の疲労亀裂伝播試験結果

a_i をパラメーターとして、補剛フレーム部分模型について計算した推定 S-N 曲線を示す。同図には比較のため、前記 Gurney, Maddox¹⁶⁾ による縦方向隅肉溶接部の S-N 曲線の平均値と本実験結果 (実測応力表示) を併記した。

図からわかるように、Gurney らの与えた S-N 曲線は、初期欠陥長 $a_i=0.2 \sim 1.0$ mm として計算した推定 S-N 線に近いが、実験値は $a_i=2.0$ mm として計算した S-N 線上、もしくはそれよりさらに短寿命側に位置している。試験体の破面から観察された溶接欠陥は、長さ 1~3 mm 程度のウォームホールであったことから判断すると、高応力側で若干危険側の推定寿命を与えるが、ほぼ実験結果を説明し得るといえる。

(2) 周方向亀裂寿命

前章で述べたように、周方向亀裂の寿命推定においては、ルート破壊と止端破壊とを区別する必要がある。

まず、ルート破壊に対しては、未溶着部を初期亀裂として中央亀裂を有する有限幅帯板の応力拡大係数の計算式をもとに、Harrison¹⁸⁾、Frank²⁷⁾ らが求めた計算式を用いることができる。等脚隅肉の場合、ルート破壊の周方向亀裂の伝播寿命は、当該式を用いて次式で与えられる。

$$N_p = \frac{(1+2w/t_w)^m}{C(\Delta\sigma_r)^m} \cdot \int_{a_i}^{a_f} \frac{da}{[C_1 + C_2(a/w')] \sqrt{\pi a \cdot \sec(\pi a/2w')}}^m \dots\dots\dots (9)$$

ここに、

$$w' = t_w/2 + w, C_1 \cdot C_2 \text{ は } w/t_w \text{ の関数.}$$

上式は、周方向応力 σ_θ を用いて円弧フランジ半径 R_i をパラメーターに次式のようにも表わせる。

$$N_p = \frac{\{(1+2w/t_w)t_w \cdot R_i\}^m}{C(\sigma_\theta \cdot b_{ie} \cdot t_{fi})^m}$$

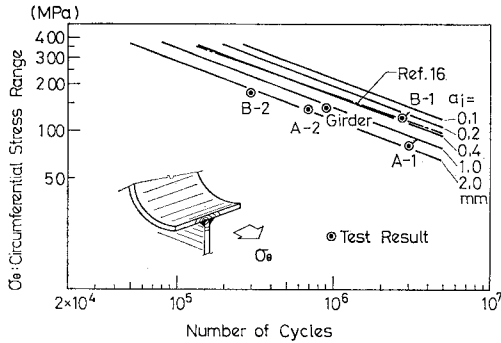


図-16 半径方向亀裂に対する推定 S-N 線図

$$\int_{l_i}^{l_f} \frac{da}{[C_1 + C_2(a/w')] \sqrt{\pi a \cdot \sec(\pi a/2w')}}]^m \dots\dots\dots (10)$$

同様に、止端破壊に対しても、Frank²⁷⁾ の K 値計算式を用いて亀裂伝播寿命は次式で与えられる。

$$N_p = \frac{(t_w \cdot R_i)^m}{C(\lambda_T \cdot \sigma_0 \cdot b_{ie} \cdot t_{fi})^m} \int_{c_i}^{t_w} \frac{da}{[f(a) \cdot \sqrt{\pi a \cdot \sec(\pi/2w')}}]^m \dots\dots\dots (11)$$

ここに、 λ_T は止端部の応力集中係数で、等脚完全溶込み溶接継手の平均値で 2.16、 $f(a)$ は K 値の修正係数で

$$f(a) = 1 - 3.215(a/w') + 7.897(a/w')^2 - 9.288(a/w')^3 + 4.086(a/w')^4 \dots\dots (12)$$

にて表わされる²⁷⁾。

補剛フレーム局部模型実験の試験体 C, D に生じた周方向亀裂（ルート破壊）について、式 (9) による推定 S-N 線群と実験値を比較して図-17 に示した。推定 S-N 線の計算においては、隅肉溶接脚長を破断部の実測寸法 9 mm とし、未溶着長さ l_i を 0.2 mm（ほぼ完全溶込みの状態）から 9 mm（ルート部の溶込みがない状態）まで適当に変化させ、式 (9) を用いた。図からわかるように、実験値は、高応力側で短寿命側になるものの、ほぼ $l_i = 8 \sim 9$ mm とした推定 S-N 線図と一致しており、周方向亀裂に対しても上記破壊力学的手法を用いた疲労寿命推定値で実験結果を説明し得ることがわかる。

最後に、断面寸法が与えられた場合に円弧フランジ半径 R_i により疲労亀裂の発生パターンがどのように変化するか試算した結果を図-18 に示す。計算には、試験体設計寸法を用いた。パラメーターとして、溶接部内部欠陥の大きさ a_i 、未溶着部長さ l_i 、止端部アンダー・カット深さ c_i の3つを選び、おのおのの 2×10^6 回時間強度（周方向応力表示）で比較した。補剛フレームの溶接設計に際しては、このように作成した疲労強度線図を

用いて、継手部の疲労亀裂発生パターンとそのときの疲労強度を推定しておくことが好ましいと考えられる。

4. ま と め

内リブタイプ懸垂型モノレール軌道桁において疲労強度上最も問題の多い構造部材の一つである補剛フレームの内側円弧隅角部について、その疲労亀裂発生特性と疲労設計上の留意点について大型試験体を用いた疲労試験結果をもとに検討した。以下に、その結果を要約して列挙する。

(1) 補剛フレーム隅角部の円弧フランジとウェブの接合部には、周方向応力 σ_θ と半径方向応力 σ_r が同時に作用することから、円弧フランジ半径 R_i に応じて、半径方向亀裂と周方向亀裂の2種類の疲労亀裂が発生した。

(2) 円弧隅角部の局部応力の実測値は、補剛フレームの外側フランジとして軌道桁スキンプレートのうち、式 (1) で表わされる幅 b_{oe} を有効と考え、内側フランジとして Anderson の算定式¹⁰⁾ で表わされる有効幅 b_{ie} をもつ曲がりばりとして計算した値とおおむね一致した。

(3) 半径方向および周方向亀裂の疲労強度について、前者を周方向応力 σ_θ を受ける縦方向隅肉溶接継手、後者を半径方向応力 σ_r を受ける荷重伝達型十字継手の小型継手試験片の疲労強度と比較した。その結果、大型構造模型を用いた本実験結果は、実測応力レベルでいずれも既往の小型継手試験片による疲労試験結果のばらつきの範囲内に入ることがわかった。

(4) 円弧フランジ半径 (R_i)、フランジとウェブの溶接部の内部欠陥の大きさ (a_i)、同末溶着長さ (l_i)、止端部アンダー・カット深さ (c_i) をパラメーターとした破壊力学的疲労寿命推定法を適用することにより半径方向亀裂、周方向亀裂いずれについても実験結果をよく説明し得た。

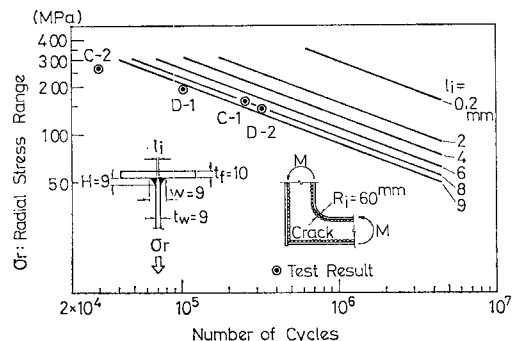


図-17 周方向亀裂に対する推定 S-N 線図

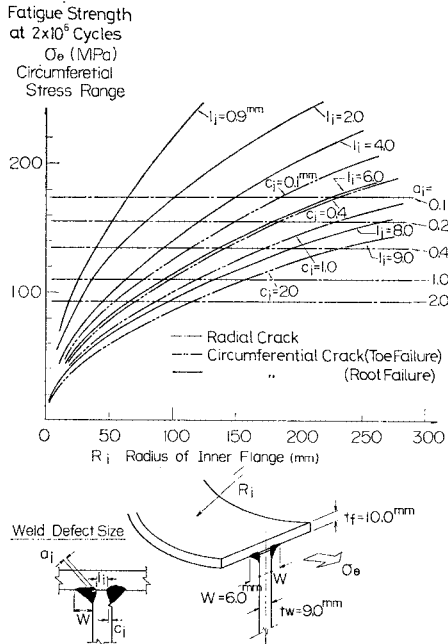


図-18 溶接条件および許容欠陥長をパラメータとした半徑方向亀裂と周方向亀裂の疲労強度線図

(5) また、許容溶接欠陥長、溶接条件、隅角部断面諸量を設定したときの亀裂発生パターン、継手部疲労強度を円弧フランジ内側半径 R_i をパラメータに、既往の破壊力学的手法を用いて試算した。

(6) 内側円弧フランジとウェブの接合部に対しては、Gurney らが荷重伝達型十字継手に関して破壊力学的手法を用いて行ったパラメータ解析を適用し、ルート破壊と止端破壊が同時に生ずる条件から求められる最大寿命を与える最小隅肉寸法を用いるのが好ましい。

参 考 文 献

- 1) 日本モノレール協会：特集モノレールセミナー，モノレール，No. 40，1980。
- 2) Yamasaki, T., T. Yano and H. Hikosaka：Curved Steel Guideway for Suspended Monorail System, IABSE 11th Congress, Final Rpt., pp. 351~356, 1979。
- 3) たとえば，日本道路協会，モノレール構造基準調査特別委員会：モノレール構造基準調査報告書，昭和50年3月。
- 4) 笠井隆寿・市場 悟・鈴木英男：懸垂形モノレール軌道桁強度計測，三菱重工技報，Vol. 7, No. 5, pp. 89~99, 昭和45年9月。
- 5) 飯田国廣・宮迫計典・仰木盛綱・岡野伊史：鋼すみ肉溶接継手の曲げ疲労強度に及ぼす隅肉形状等の影響，日本造船学会論文集，第143号，pp. 434~445, 1978。
- 6) 彦坂 照・矢野徹郎・山崎徳也：補剛フレームをもつ薄肉断面曲線桁のFSM解析，土木学会第34回年次学術講演会，1979。
- 7) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説，6.2.4, p. 192, 昭和55年2月。
- 8) 日本国有鉄道：日本国有鉄道規格・鋼鉄道橋，JRS 05000-

1 E-13 AR 5 F, 昭和50年。

- 9) JIS: Z-3104-68 鋼溶接部の放射線透過試験方法及び透過写真の等級分類方法。
- 10) Anderson, C.G.: Flexural Stress in Curved Beams of I- and Box-Section, Proc., I. Mech. E., Vol. 162, pp. 295~306, 1950。
- 11) 渡辺昭光，ほか5名：パルプ・キャリアの船体強度に関する設計上の検討，日本造船学会論文集，第125号，pp. 331~392, 1969。
- 12) 秋田好雄・藤井登喜男・太田 充：タンカーのビルジ部における外板および面材の効きについて（第1報），（第2報），日本造船学会論文集，第125号，第126号，pp. 393~334, 1969。
- 13) 寺田泰治：油槽船における部材結合部の応力分布とその近似計算法について，日本造船学会論文集，第109号，pp. 275~392, 1961。
- 14) 奥村敏恵・石沢成夫：薄板構造ラーメン隅角部の応力計算について，土木学会論文集，第153号，pp. 1~8, 1968。
- 15) 秋田好雄・内野和雄・浜中順一：ボックス構造ラーメンぐう角部の疲労強度に関する研究，石川島播磨技報，第10巻，第6号，pp. 494~502, 昭和45年。
- 16) Gurney, T.R. and S.J. Maddox: A Re-analysis of Fatigue Data for Welded Joints in Steel, The Welding Institute Research Rpt., No. E/44/72, 1972。
- 17) Gurney, T.R. and S.J. Maddox: Proposed Fatigue Design for Welded Metal, The Welding Institute Research Rpt., R/RB/E 56/73, 1973。
- 18) Harrison, J.P.: An Analysis of the Fatigue Behavior of Cruciform Joints, Metal Const. & Brit. Weld. Journal, pp. 333~335, 1969。
- 19) Ouchida, H. and A. Nishioka: A Study of the Fatigue Strength of Fillet Welds Joints, Schweißtechnik Vol. 16, No. 4, pp. 150~157, 1966。
- 20) 山田建太郎・牧野時則・菊池洋一：横リブ十字隅肉溶接止端部に発生する疲労亀裂の解析，土木学会論文報告集，第292号，pp. 1~12, 1979。
- 21) 山田建太郎・牧野時則・馬場千尋・菊池洋一：疲労亀裂の進展挙動に注目したガセット継手の疲労強度解析，土木学会論文報告集，第303号，pp. 31~41, 1980。
- 22) 三木千寿：破壊力学を用いた溶接接合部の疲れ強さ評価，土木学会昭和55年度全国大会，研究討論会講演概要，No. 1, pp. 13~16, 1980。
- 23) 山田建太郎，M.A. Hirt：破壊力学を応用したパラメトリックな疲労寿命解析，土木学会論文報告集，第319号，pp. 55~64, 1982。
- 24) Paris, P.C. and F. Erdogan: A Critical Analysis of Crack Propagation Laws, Trans. A.S.M.E., Basic Engng. J., 85 n, p. 528, 1963。
- 25) Fisher, J.W., K.H. Frank, M.A. Hirt and B.M. Mcnamee: Effect of Weldments on the Fatigue Strength of Steel Beams, N.C.H.R.P.Rpt. No. 102, 1970。
- 26) Yamasaki, T., M. Hara and Y. Kawai: Fatigue Strength of Longitudinal Fillet Welded Joints in Hybrid Girders, 10th Congress of IABSE, Preliminary Rpt., pp. 421~426, 1975。
- 27) Frank, K.H.: The Fatigue Strength of Fillet Welded Connections, Fritz Eng. Lab. Rpt. No. 358.37, Lehigh Univ., 1972。

(1982.4.14・受付)