

跨座型モノレールの鋼製軌道桁の走行路の疲労亀裂

FATIGUE CRACKS AT RUNWAY OF STEEL TRACK GIRDERS FOR STRADDLE TYPE MONORAILS

大倉 一郎* 堀池 潔** 福本 晴士***
By Ichiro OKURA, Kiyoshi HORIIKE and Yuhshi FUKUMOTO

The fatigue cracks due to plate-bending stresses at the runway of steel track girders for straddle type monorails are studied experimentally and theoretically.

- 1) The full scale fatigue tests of the runway show that the repeated plate-bending stresses cause fatigue cracks at the single bevel groove welded T-joints between top flange and web and also at the fillet welds connecting the longitudinal rib to the top flange.
- 2) The fatigue strength at over ten million cycles of the single bevel groove welded T-joints under out-of-plane bending is obtained by the fatigue tests of small specimens.
- 3) A parametric study by F.E.M. gives the equations to estimate the plate-bending stresses produced on the runway.
- 4) The minimum thickness for the top flange required to prevent the runway from the initiation of the fatigue cracks due to plate-bending stresses are proposed.

1. 序論

現在、大阪モノレールの軌道桁が大阪国際空港から阪急南茨木駅までの13.7 kmの区間で建設されている。大阪モノレールは跨座形式である。標準的な軌道桁としては、支間が22 mのP C桁が使用されている。しかし、既設道路との交差部、河川横断部、複雑な曲線部では鋼製軌道桁が使用されている。図-1に示すように、鋼製軌道桁は幅が660 mmで、高さが約2.2 mから約3.3 mまでの幅の狭い箱桁である。並列の2つの鋼製軌道桁がI断面の横桁で連結されている。鋼製軌道桁の上フランジの上をモノレールの車輪が走行する。

鋼製軌道桁の走行路の設計は、道路橋示方書¹⁾あるいは鋼鉄道橋示方書²⁾の鋼床版の設計法に準じて行われている。鋼床版の設計を行う場合、次に示す3つの作用を考慮しなければならない。

- ①主桁の上フランジとしての作用。
- ②縦リブと横リブからなる床組構造としての作用。
- ③輪荷重を直接支持するデッキプレートとしての作用。

道路橋示方書および鋼鉄道橋示方書においては、①および②の作用に対して応力照査の規定が設けられている。これに対して、③の作用に対して道路橋示方書では、デッキプレートの板厚が次式より算出される最小板厚以上であれば、考慮する必要はないとされている。

* 工博 大阪大学助手 工学部土木工学科 (〒565 吹田市山田丘2番1号)

** 工修 住友金属工業、研究当時大阪大学大学院生 (〒660 尼崎市西長洲本通1丁目3番地)

*** Ph.D.、工博 大阪大学教授 工学部土木工学科 (〒565 吹田市山田丘2番1号)

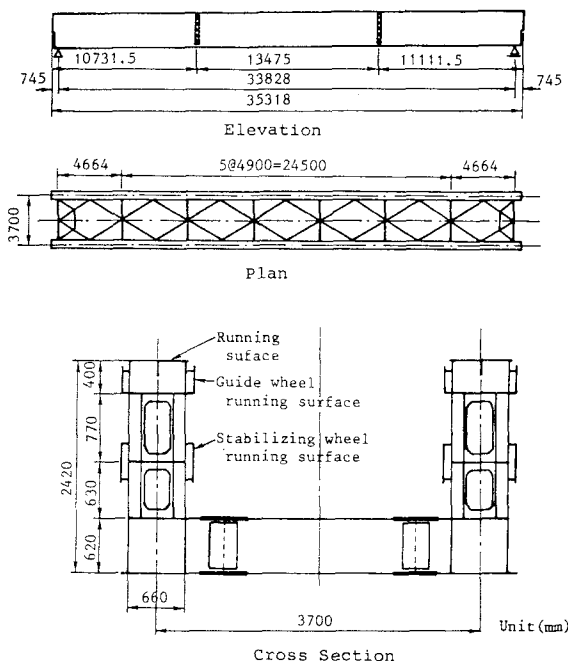


図-1 跨座型モノレールの一般図

$$t = 0.035b$$

ただし、 $t \geq 12 \text{ mm}$

ここに、 t ：デッキプレートの最小板厚（mm）、 b ：縦リブ間隔（mm）。

他方、鋼鉄道橋示方書においても、③の作用に対して鋼床版のデッキプレートの最小板厚が12 mm以上で、かつ縦リブ間隔が鋼床版の厚さの30倍以下であれば考慮する必要はないとされている。

跨座型モノレールの場合、図-2に示すように、輪荷重がウェブ板の中央面から偏心して上フランジに作用するために、上フランジとウェブを連結するレ型T継ぎ手溶接の、上フランジ側とウェブ側の各溶接止端に板曲げ応力が生じる。同様に、上フランジと縦リブを連結する隅肉溶接の上フランジ側の溶接止端にも板曲げ応力が生じる。さらに、上フランジと横リブを連結する隅肉溶接の、上フランジ側と横リブ側の各溶接止端にも板曲げ応力が生じる。2章で述べるように、これらの板曲げ応力は隣接する横リブの間を輪荷重が通過するごとに生じ、営業期間中に非常に多く繰り返されるので、疲労亀裂を発生させる恐れがある。跨座型モノレールの鋼製軌道桁の走行路の上フランジの最小板厚を道路橋示方書および鉄道橋示方書に従って12 mmと規定することで、輪荷重を直接支持するデッキプレートとしての作用によって生じるこれらの板曲げ応力を抑制し、疲労亀裂の発生を防止することができるかどうかは明らかでない。

本研究では、1) 実物大の走行路の疲労試験により、上フランジとウェブを連結するレ型T継ぎ手溶接と上フランジと縦リブを連結する隅肉溶接に板曲げ応力の繰り返しによって疲労亀裂が発生することを示す。2) 数千万回の面外の繰り返し曲げを受けるレ型T継ぎ手溶接の疲労強度を得るために、小型試験片の疲労試験を実施する。3) 有限要素法によるパラメトリック解析により、走行路に生じる板曲げ応力の推定式を与える。4) 板曲げ応力に起因する走行路の疲労亀裂の発生を防止するための上フランジの最小板厚を与える。

2. 走行路の全体解析

2. 1. 解析モデル

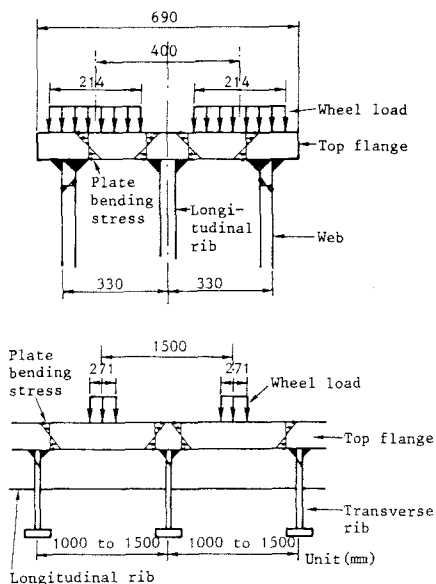


図-2 走行路に生じる板曲げ応力

(1)

図-3に示すような解析モデルの有限要素法解析を行った。走行路の案内面板の下端までが考慮されている。中央に横リブが設けられている。上フランジ、ウェブ、縦リブの各板厚はそれぞれ18 mm、10 mm、16 mmである。縦リブに関して走行路は左右対称になり、かつ輪荷重も縦リブに関して左右対称に載荷されるので、右側のウェブから縦リブまでを考慮し、縦リブの位置に対称の境界条件を与えた。解析モデルの両端に横リブがあることを想定して、解析モデルの両端の横断面上の横断面方向の変形を固定した。さらに、ウェブの下端に鉛直支持の境界条件を与えた。モノレールが満員のときにに対する設計軸重は108 kNである³⁾。したがって、1輪に作用する設計荷重は54 kNになる。54 kNが1輪に作用したときのタイヤの接地幅と同じ長さの縦辺(214 mm)と、この接地面積に等しくなるような長さの横辺(271 mm)をもつ長方形の領域に、輪荷重を等分布荷重として与えた。使用した要素は面内変位成分と面外変位成分から成る1節点が6自由度を持つ四角形の板要素である⁴⁾。

2. 2. 解析結果

輪荷重直下の板曲げ応力の横断面上の分布を図-4に示す。輪荷重の大きさは、疲労を照査するときの軸重88 kNに対応して44 kNである³⁾。板曲げ応力は上フランジの外表面およびウェブの外表面に生じるものである。対称性より、縦リブには板曲げ応力は生じない。上フランジの縦リブの位置とウェブの上端に大きな板曲げ応力が生じている。ウェブには膜応力も生じ、ウェブの上端で -8.69 MPaになる。これは板曲げ応力の約10 %である。

ウェブの上端に生じるウェブの板曲げ応力の走行路の方向の分布を図-5に示す。輪荷重が載荷された左側の横リブ間の中央で板曲げ応力は最大値を取る。輪荷重が載荷されていない右側の横リブ間では板曲げ応力はほとんど生じない。したがって、一つの車軸は、それが載荷された横リブ間の板曲げ応力の発生に影響し、載荷されていない隣の横リブ間の板曲げ応力の発生にはほとんど影響しない。モノレールの最小の車軸間隔は1500 mmである³⁾。したがって、横リブが1500 mm以下の間隔で設けられているならば、各車軸が独立して一つの横リブ間の上フランジあるいはウェブに板曲げ応力を発生させる。

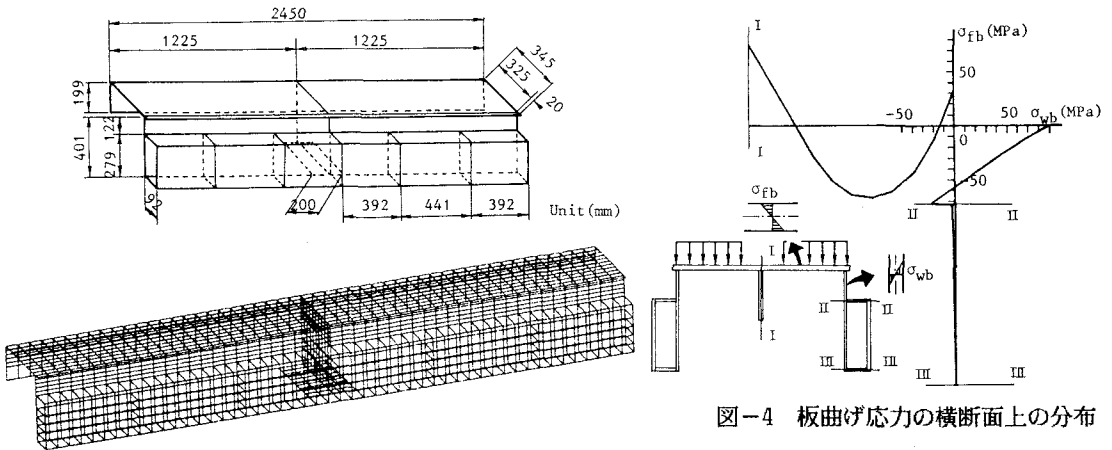


図-4 板曲げ応力の横断面上の分布

図-3 走行路の全体解析モデル

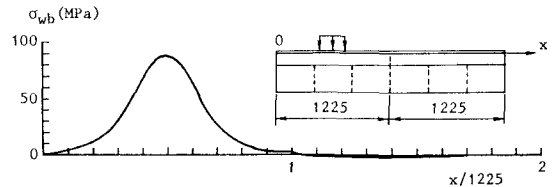


図-5 ウェブの上端の板曲げ応力 σ_{wb} の走行路方向の分布

3. 走行路の疲労試験

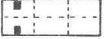
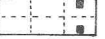
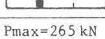
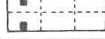
3. 1. 疲労試験の概要

モノレールの鋼製軌道桁の走行路の疲労試験体の概略を図-6に示す。試験体の両端と中間の2箇所に横リブが設けられている。部材寸法、板厚、溶接条件などは実構造物と同じである⁵⁾。縦リブにSM50VBが使用され、他の鋼板にSM41BまたはSM41Aが使用されている。

载荷条件を表-1に示す。縦リブを挟んで、中心間隔が400 mm離れた2つの長方形の領域に荷重を载荷した。3体の試験体を用いて、6つの载荷ケースについて疲労試験を行った。試験体1、3では横リブ間の中央に荷重を载荷し、試験体2では横リブの直上に荷重を载荷した。

疲労試験は、三井造船(株)千葉研究所の動的容量1000 kNの電気油圧式疲労試験機で荷重制御で行った。試験状況を写真-1に示す。1 mの高さの支持台の上に試験体を置いた。試験体のウェブの下端が支持台のフランジに接している。载荷板と試験体の間に厚さ30 mmのゴム板を挿入した。有限要素法解析により、このゴム板の厚さでほぼ等分布に荷重を载荷できることを確認した。

表-1 载荷条件

Specimen	Loading case		
	1	2	3
1	Pmax=265 kN Pmin= 35 kN 	Pmax=304 kN Pmin= 48 kN 	Pmax=373 kN Pmin= 20 kN 
2	Pmax=343 kN Pmin= 30 kN 	 Unit (mm)	
3	Pmax=265 kN Pmin= 32 kN 	Pmax=196 kN Pmin= 28 kN 	

3. 2. 横リブ間の中央に荷重を载荷した場合の疲労試験の結果

上フランジとウェブの間のレ型T継ぎ手溶接のウェブ側の溶接止端と上フランジと縦リブを連結する隅肉溶接のフランジ側の溶接止端にそれぞれ疲労亀裂が発生した。前者と後者の疲労亀裂をそれぞれタイプA、タイプBの疲労亀裂と呼ぶ。

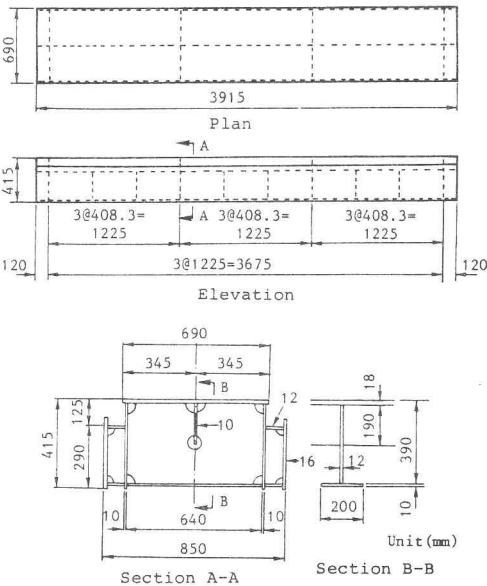


図-6 走行路の疲労試験体

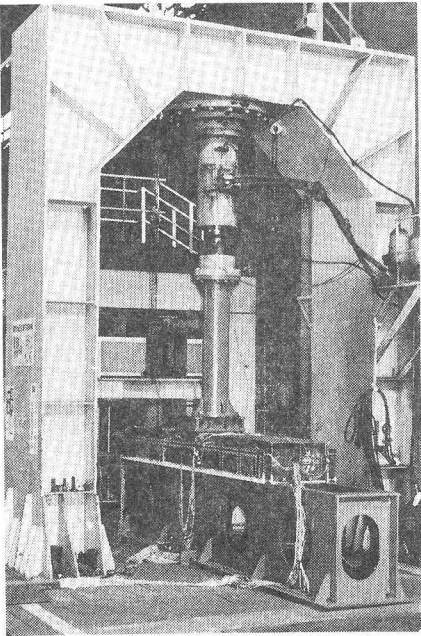


写真-1 走行路の疲労試験の状況

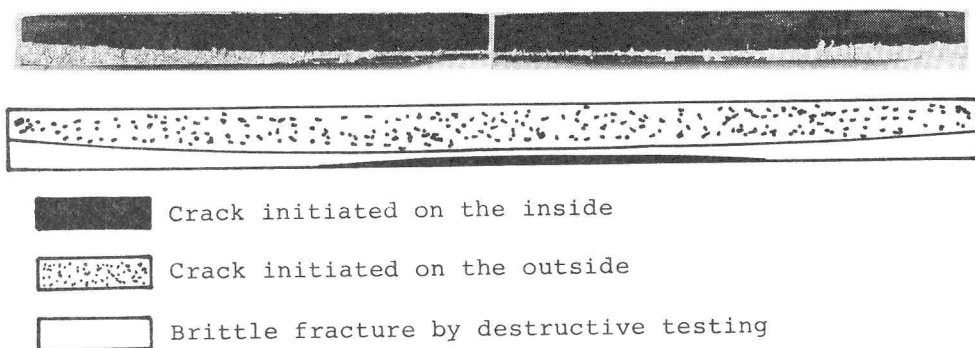


写真-2 タイプAの疲労亀裂の破面

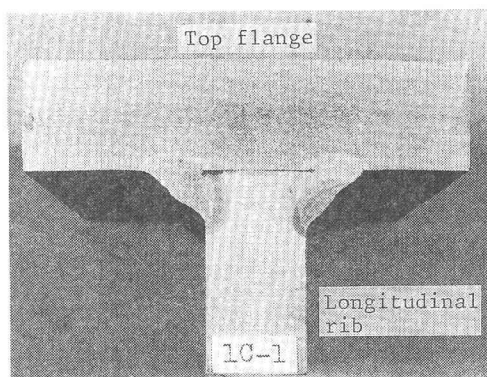


写真-3 タイプBの疲労亀裂

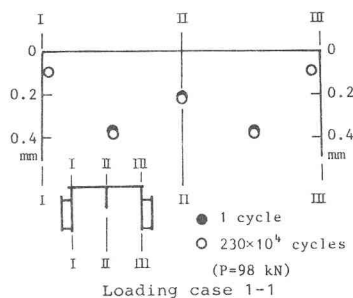


図-7 上フランジの面外たわみの分布の比較

載荷ケース1-1、1-2、1-3、3-1において、タイプAの疲労亀裂が発生した。最初、外側のウェブ側の溶接止端に沿って微小な亀裂が複数個発生した。荷重の繰り返しとともに、亀裂が成長・合体し、表面での亀裂の長さが約200 mmになると、亀裂発生位置の近傍に添付したひずみゲージのひずみ範囲が低下し始めた。さらに荷重を繰り返すと、内側のウェブ側の溶接止端にも亀裂が現れた。疲労亀裂のウェブ側の破面の様子を写真-2に示す。亀裂は外面より板厚方向に進展し、内面より約2 mmのところまで停止している。外面の亀裂破面と同一面内に、新たに内面から別の亀裂が発生している。載荷ケース1-2の右側のウェブでは、外面からの亀裂と内面からの亀裂がつながっていた。載荷ケース1-1では内面からの亀裂は発生していなかった。他の載荷ケースでは、外面からの亀裂と内面からの亀裂の間には未破断の領域が存在していた。

載荷ケース1-1、1-2において、タイプBの疲労亀裂が発生した。上フランジの板厚方向の疲労亀裂の進展状況を写真-3に示す。疲労亀裂が発生した箇所は圧縮の板曲げ応力が作用しているにもかかわらず、疲労試験の終了時にフランジの板厚の1/2～2/3まで進展していた。

疲労試験終了時の上フランジの面外たわみの分布を図-7に示す。上フランジの面外たわみは、疲労亀裂が発生しているにもかかわらず、疲労亀裂が発生していないときと比較してほとんど変化していないことが分かる。

3. 3. 横リブの直上に荷重を載荷した場合の疲労試験の結果

載荷ケース2-1において横リブの直上に荷重を載荷して疲労試験を行った。繰り返し数204万回で疲労亀裂が発見されなかった。疲労亀裂が発生すると予測した箇所の近傍に添付したひずみゲージは、静的に373kNを載荷した場合でも疲労亀裂を発生させるようなひずみの値を示さなかった。

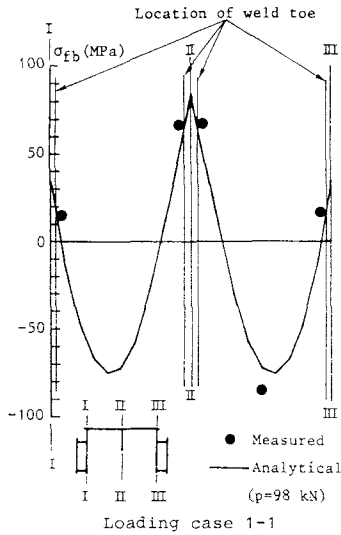


図-8 上フランジに生じる板曲げ応力

3. 4. S-N関係

S-N関係のSに対して、溶接止端に生じる表面応力の範囲を採用した。2章の走行路の全体解析モデルの解析結果を考慮して、疲労試験に先立つ静的载荷試験の結果からこの表面応力を次のように算出した。

上フランジに生じる板曲げ応力を図-8に示す。解析値が試験値に近い値を示している。解析による板曲げ応力の分布の勾配を用いて、縦リブ近傍の試験値を外挿し、上フランジ側の溶接止端の位置の板曲げ応力を求めた。そして、左右の外挿値の平均値を用いて、上フランジ側の溶接止端に生じる板曲げ応力と荷重の関係を次のように与えた。

$$\sigma_{fb} = -0.816P \quad (2)$$

ここに、 σ_{fb} ：上フランジと縦リブの間の隅肉溶接の上フランジ側の溶接止端に生じる板曲げ応力 (MPa)、
P：軸重 (kN)。

上フランジに生じる板幅方向の膜応力は、板曲げ応力に比較して無視し得る程に小さかった。

ウェブに生じる板曲げ応力を図-9に示す。静的载荷試験において、走行路の左右のウェブで得られた板曲げ応力がそれぞれ白丸と黒丸で示されている。解析から得られる溶接止端の近傍の板曲げ応力は試験値よりもかなり小さい。この理由は5.3節で述べる。図-9の白丸と黒丸のそれぞれの試験値を外挿して溶接止端の位置の板曲げ応力を求め、両者の平均値を用いることにより、上フランジとウェブの間のレ型T継ぎ手溶接のウェブ側の溶接止端に生じる板曲げ応力と荷重の関係を次のように与えた。

$$\sigma_{wb} = 1.169P \quad (3)$$

ここに、 σ_{wb} ：上フランジとウェブとの間のレ型T継ぎ手溶接の外側のウェブの溶接止端に生じる板曲げ応力 (MPa)。

ウェブに生じる膜応力を図-10に示す。試験値の方が解析値より大きい。これは、解析と疲労試験におけるウェブの下端の鉛直方向の支持条件が完全には一致していなかったためと考える。前述の板曲げ応力の場合と同様にして、上フランジとウェブの間のレ型T継ぎ手溶接のウェブ側の溶接止端に生じる膜応力と荷重

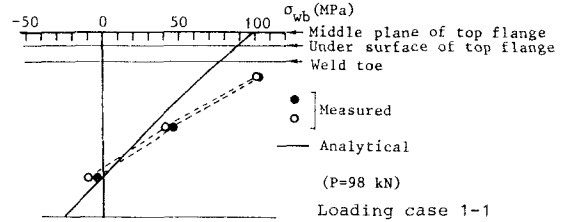


図-9 ウェブに生じる板曲げ応力

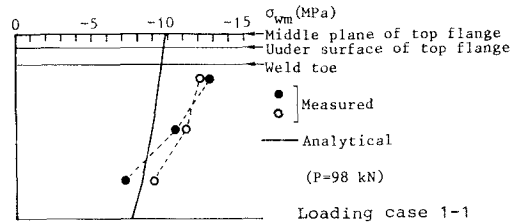


図-10 ウェブに生じる膜応力

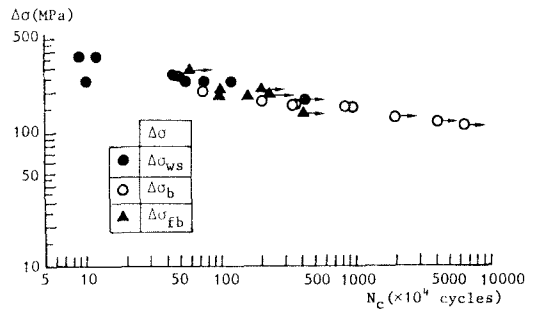


図-11 S-N関係

の関係を次のように与えた。

$$\sigma_{wm} = -0.129P \quad (4)$$

ここに、 σ_{wm} ：上フランジとウェブの間のレ型T継ぎ手溶接のウェブ側の溶接止端に生じる膜応力（MPa）。

式（3）、（4）から、上フランジとウェブの間のレ型T継ぎ手溶接の外側のウェブの溶接止端に生じる表面応力は次のように与えられる。

$$\sigma_{ws} = \sigma_{wb} + \sigma_{wm} = 1.04P \quad (5)$$

ここに、 σ_{ws} ：上フランジとウェブの間のレ型T継ぎ手溶接の外側のウェブの溶接止端に生じる表面応力（MPa）。

S－N関係のNに対して、溶接止端に発生した微小な複数個の亀裂が成長・合体し、表面での長さが20 mmになったときの繰返し数 N_c を採用した。タイプAとタイプBのそれぞれの疲労亀裂に対して式（5）、（2）から計算される応力範囲 $\Delta\sigma_{ws}$ および $\Delta\sigma_{fb}$ と N_c の関係を図－11に示す。

4．小型試験片の疲労試験⁶⁾

2章で述べたように、1500 mm以下の間隔で横リブが設けられているならば、隣接する横リブの間を各車軸が通過するごとに、上フランジあるいはウェブに板曲げ応力が生じる。したがって、大阪モノレールの鋼製軌道桁の板曲げ応力に起因する走行路の疲労設計に対する繰返し数は6745.2万回になる。そこで、タイプAの疲労亀裂に関連して、数千万回の面外の繰返し曲げを受けるレ型T継ぎ手溶接の疲労試験を行った。

4．1．疲労試験の概要

試験片を図－12に示す。鋼種は縦板がSM41Bで、横板がSM41Aである。縦板と横板はレ型T継ぎ手溶接によって連結されている。溶接棒、溶接条件、溶接姿勢等は実構造物の場合と同じである。疲労試験は大阪大学工学部の動的容量200 kNの電気油圧式疲労試験機で行った。試験状況を写真－4に示す。横板に面外荷重を与えることにより、レ型T継ぎ手溶接の横板の下面の溶接止端に引張りの板曲げ応力を発生させた。疲労試験は荷重制御で行った。

4．2．疲労試験の結果

疲労試験の結果を表－2に示す。表の中の N_c はレ型T継ぎ手溶接の横板の下面の溶接止端に沿って亀裂の長さが20 mmになったときの繰返し数、 N_f は破断寿命を示す。 $\Delta\sigma_b$ は次節で述べる。

走行路の疲労試験におけるタイプAの疲労亀裂と同じ様に、最初、レ型T継ぎ手溶接の横板の下面の溶接止端に沿って複数個の微小な亀裂が発生した。荷重の繰返しとともに、亀裂が成長・合体し一つの亀裂になり、溶接止端に沿って進展した。他方、板厚方向の亀裂の進展に伴う断面減少によって、横板の上面のひずみ範囲は最初上昇したが、ある繰返し数で急激に低下した。しかし、このとき横板の上面に亀裂は現れず、横板の上面に亀裂が現れるのはこれよりかなり遅れた。横板の上面の溶接の脚長が下面の溶接の脚長より短い場合には、横板の上面では溶接の止端の前方に亀裂が現れた。

試験片4では、繰返し数766.5万回以後亀裂の進展が止まり、2030.7万回で荷重範囲を24.5 kNに変更して疲労試験を続行した結果、繰返し数2229.2万回で破断した。他方、試験片6では、最初の3つの荷重範囲で、繰返し数が約2000万回でも疲労亀裂が発生しなかった。

4．3．S－N関係

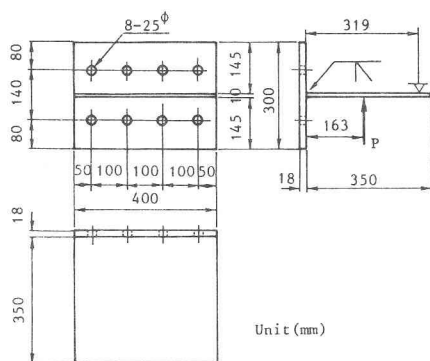


図-12 小型試験片

表-2 疲労試験の結果

Specimen	P_{max} (kN)	P_{min} (kN)	$\Delta\sigma_b$ (MPa)	$N_c (\times 10^4)$ cycles	$N_f (\times 10^4)$ cycles
1	22.56	1.96	197.2	74.2	259.3
2	19.61	1.96	163.1	351.1	837.6
3	18.63	1.96	169.1	202.3	769.0
4	17.65	1.96	162.5	368.6	2030.7 ^{a)}
5	17.65	1.96	154.6	986.4	1573.2
6	14.51 ^{b)}	1.96	112.8		
	15.69 ^{c)}	1.96	118.2		
	16.48 ^{d)}	1.96	126.7		
	19.61	1.96	155.1	858.2	1477.3

a) Propagation of fatigue crack stopped after 766.5×10^4 cycles and fatigue test terminated at 2030.7×10^4 cycles.

b) Fatigue crack not observed at 2526.5×10^4 cycles.

c) Fatigue crack not observed at 2074.7×10^4 cycles.

d) Fatigue crack not observed at 2032.8×10^4 cycles.

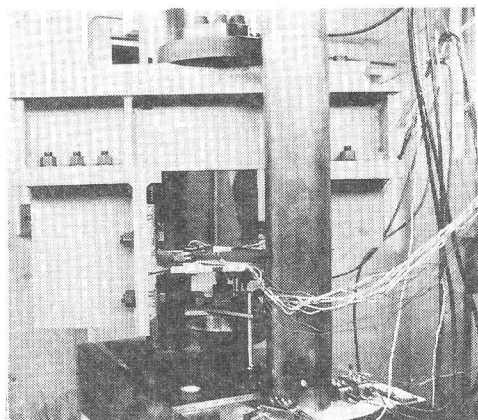


写真-4 小型試験片の疲労試験の状況

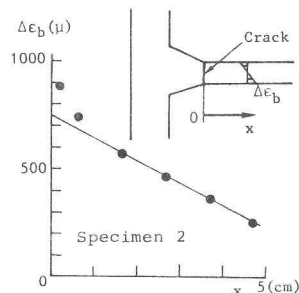
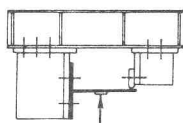


図-13 板曲げひずみの範囲の分布

S-N関係のSに対して、溶接線に垂直な方向の板曲げ応力の範囲を採用した。ただし、この板曲げ応力の範囲は、次のようにして算出された、横板の中央の溶接止端の位置に生じる板曲げ応力の範囲である。

横板中央における、溶接線に垂直な方向の板曲げひずみの範囲の分布を図-13に示す。これは疲労試験に先立つ静的載荷試験から得られたものである。横軸に破断位置からの距離がとってある。破断位置の極近傍で板曲げひずみの範囲が急激に上昇している。この板曲げひずみの範囲を除いて、破断位置から離れた位置に添付されたひずみゲージが与える板曲げひずみの範囲の分布の直線外挿から得られる破断位置の板曲げひずみの範囲を、式(6)によって変換した板曲げ応力の範囲をSに採用した。この板曲げ応力の範囲は溶接止端の応力集中による局所的な応力の増加分を含んでいない。

$$\Delta\sigma_b = E\Delta\varepsilon_b / (1-\nu^2) \quad (6)$$

ここに、 $\Delta\sigma_b$ ：溶接の止端の位置の板曲げ応力の範囲、 $\Delta\varepsilon_b$ ：溶接の止端の位置の板曲げひずみの範囲、 E ：ヤング率、 ν ：ポアソン比。

式(6)から計算される応力範囲 $\Delta\sigma_b$ と N_c の関係を図-11に示す。

5. 板曲げ応力の算定式

5.1. 解析モデル

走行路の上フランジとウェブを連結するレ型T継ぎ手溶接に生じる板曲げ応力、および上フランジと縦り

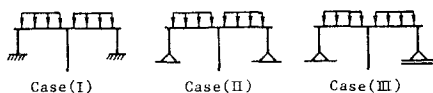


図-15 ウェブの下端の境界条件

ブを連結する隅肉溶接に生じる板曲げ応力の算定式を与えるために、図-14に示す解析モデルについて有限要素法によるパラメトリック解析を実施した。この解析モデルでは、案内面板の上端から上で、かつ隣接する横リブの間の部分が考慮されている。最初、ウェブの下端の境界条件に対して図-15に示す

(I)、(II)、(III)の3つの境界条件に対して計算を行った。境界条件(I)、(II)、(III)は、それぞれ固定、非可動ヒンジ、可動ヒンジに対応する。ウェブと上フランジの板厚中央面が交差する位置におけるウェブ側の板曲げ応力と上フランジと縦リブ

の板厚中央面が交差する位置における上フランジ側の板曲げ応力は、それぞれ境界条件(I)と境界条件(III)のとき最も大きくなった。したがって、上フランジとウェブを連結するレ型T継ぎ手溶接のウェブ側に生じる板曲げ応力を算出する際には境界条件(I)に対して計算を行い、上フランジと縦リブを連結する隅肉溶接の上フランジ側に生じる板曲げ応力を算出する際には境界条件(III)に対して計算を行った。

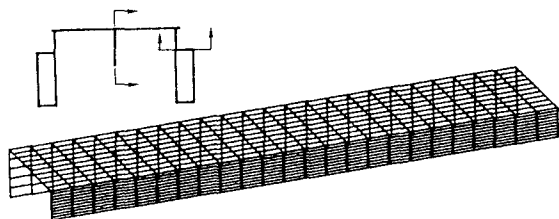


図-14 パラメトリック解析のための有限要素法モデル

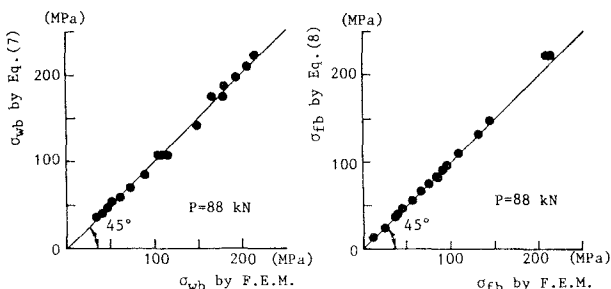


図-16 推定値と有限要素法値の比較

5. 2. 解析結果

走行路に対する建築限界から、上フランジの幅、ウェブの高さは一定である。したがって、設計者が決定しなければならないパラメータは、上フランジの厚さ (t_f)、ウェブの厚さ (t_w)、縦リブの幅と厚さ (h_r 、 t_r)、横リブ間隔 (L) である。これまでに設計された軌道桁の走行路においては、1章で述べた②の床組構造としての作用に対する疲労設計から、縦リブに対しては板幅が190 mmで、板厚が16 mmか19mmのもののみが使用されている。したがって、パラメトリック解析においては h_r を190 mmとして、他のパラメータに対して次の範囲に対して計算を行った。

$$12 \text{ mm} \leq t_f \leq 37 \text{ mm}$$

$$8 \text{ mm} \leq t_w \leq 12 \text{ mm}$$

$$16 \text{ mm} \leq t_r \leq 19 \text{ mm}$$

$$1000 \text{ mm} \leq L \leq 1500 \text{ mm}$$

上フランジとウェブを連結するレ型T継ぎ手溶接のウェブ側に生じる板曲げ応力に関して28組、上フランジと縦リブを連結する隅肉溶接の上フランジ側に生じる板曲げ応力に関して39組計算を行った。最小2乗法による曲線当てはめの結果、板曲げ応力の推定式として次式を得た。

$$\sigma_{wb} = 5.058 \times 10^3 \times 10^{-0.173 t_w} \times t_f^{(-2.89 + 0.137 t_w)} \times P \quad (7)$$

$$\sigma_{fb} = -(3.902 \times 10^2 \times t_f^{-1.87} - 1.284 \times 10^{-2} \times t_f^{-1.02} \times L) \times P \quad (8)$$

σ_{wb} に対して、 t_r と L はほとんど影響しない。他方、 σ_{fb} に対して、 t_w と t_r はほとんど影響しない。式(7)、(8)が与える推定値と有限要素法が与える値の比較を図-16に示す。推定値は有限要素法値をよく近似していることが分かる。

5. 3. 溶接の全体形状が板曲げ応力に与える影響

図-17に示すように、

前節で与えられた板曲げ応力は、各板の板厚の中央面が交差する位置で定義されたものであり、溶接の全体形状の影響が考慮されていない。疲労亀裂は溶接の止端に発生する。したがって、溶接の全体形状の影響を考慮した、溶接止端の位置の板曲げ応力の算定式を与えなければならない。

溶接の全体形状の影響を調べるために、図-18 (a) に示すような肘型ラーメンの解析を行った。この肘型ラーメンは、図-14の解析モデルからその横断面方向に単位幅1 cmだけ切り出されたものに相当する。ただし、縦リブは考慮されていない。この解析モデルにおいては、上フランジとウェブの間のレ型T継ぎ手溶接の溶接形状および上フランジと縦リブの間の隅肉溶接の溶接形状が考慮されている。各溶接のサイズは、実物大の走行路の疲労試験体の実測から得られたものの平均的な値である。肘型ラーメンの梁の中央に集中荷重を載荷した。梁の右端と柱の下端をそれぞれ固定支持した。8節点をもつアイソパラメトリック平面要素⁷⁾に

よる有限要素法を用いて、この解析モデルの平面応力状態に対して計算を行った。比較として、図-18 (b) に示すような肘型

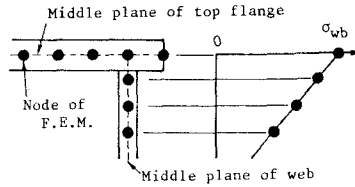
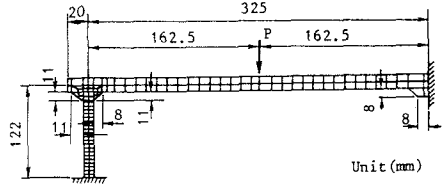
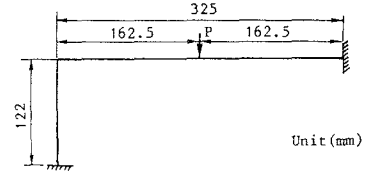


図-17 板要素によって与えられる板曲げ応力



(a) Model for F.E.M.



(b) Model for beam theory

図-18 肘型ラーメン

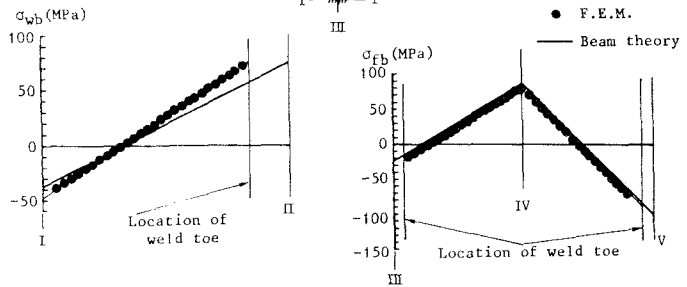


図-19 板曲げ応力の比較

表-3 板曲げ応力の比較

t_w (mm)	t_f (mm)	σ_{wb} (F.E.M.) (MPa)	σ_{wb} (beam) (MPa)	r_w {(3)/(4)}	r_w by Eq.(9) (5)	$-\sigma_{fb}$ (F.E.M.) (MPa)	$-\sigma_{fb}$ (beam) (MPa)	F_f {(7)/(8)}
(1)	(2)	(3)	(4)	(5)	(6)	(7)	(8)	(9)
8	12	162.6	164.8	0.987	1.012	191.6	212.4	0.902
8	18	75.9	70.8	1.072	0.964	91.5	103.7	0.882
8	31	17.8	16.4	1.085	1.024	32.0	36.8	0.870
10	12	134.8	144.9	0.930	1.021	180.1	198.7	0.906
10	18	74.5	74.9	0.995	0.990	87.1	99.1	0.879
10	31	20.9	19.6	1.066	0.996	31.4	36.3	0.865
12	12	109.0	120.7	0.903	0.998	171.0	188.7	0.906
12	18	68.6	73.3	0.936	1.000	83.1	94.4	0.880
12	31	22.7	22.3	1.018	0.995	30.7	35.6	0.862

ラーメンを棒理論によって解いた。このモデルにおいては溶接形状は考慮されていない。前節の有限要素法解析で使用された四角形の板要素における板厚方向の曲げ応力の分布に対する仮定は棒理論における仮定と同じである。

有限要素法モデルと棒理論モデルによって得られた板曲げ応力の比較の一例（フランジ厚18 mm、ウェブ厚10 mm）を図-19に示す。集中荷重の大きさは981 Nである。有限要素法モデルにおいては、軸力によって生じる応力成分を除くために、外側と内側の表面応力の差をとり、この差を2で割ったものを板曲げ応力とした。図-19から分かるように、有限要素法モデルと棒理論モデルとで板曲げ応力の分布が柱において非常に異なる。板曲げ応力の比較を表-3に示す。表の中の各板曲げ応力は次のように定義されている。

σ_{wb} (F.E.M.): 有限要素法モデルにおける、レ型T継ぎ手溶接のウェブ側の溶接止端の位置の板曲げ応力。

$\sigma_{fb}(F.E.M.)$ ：有限要素法モデルにおける、隅肉溶接の上フランジ側の溶接止端の位置の板曲げ応力。

$\sigma_{wb}(beam)$ ：棒理論モデルにおける、梁と柱の中立軸の交点の位置におけるウェブ側の板曲げ応力。

$\sigma_{fb}(beam)$ ：棒理論モデルにおける、梁の右端の位置における板曲げ応力。

図-19から分かるように、有限要素法モデルの板曲げ応力の分布は柱あるいは梁においてそれぞれ直線分布を示す。したがって、柱あるいは梁の板曲げ応力の分布の直線外挿によって得られる溶接の止端の位置の値をそれぞれ $\sigma_{wb}(F.E.M.)$ あるいは $\sigma_{fb}(F.E.M.)$ の値とした。

表-3の5列から分かるように、比 $r_w = \sigma_{wb}(F.E.M.) / \sigma_{wb}(beam)$ は0.903から1.085の間にあり、かなり大きな変動を示す。したがって、最小2乗法により、 r_w と t_w あるいは t_f の関係を次式で近似した。

$$r_w = -0.0243 t_w + 0.0059 t_f + 1.122 \quad (9)$$

表-3の6列から分かるように、この式は5列の値をよく近似することが分かる。

走行路の疲労試験における σ_{wb} の推定式が式(3)で与えられている。式(9)を式(7)の右辺に乘以、式(3)の係数に等しくなるように式(7)の右辺の第1番目の係数を補正した。そして、上フランジとウェブの間のレ型T継ぎ手溶接のウェブ側の溶接止端に生じる板曲げ応力の推定式として次式を得た。

$$\begin{aligned} \sigma_{wb} = & 5.062 \times 10^3 \times (-0.0243 t_w + 0.0059 t_f + 1.122) \\ & \times 10^{-0.173 t_w} \times t_f^{(-2.89 + 0.137 t_w)} \times P \end{aligned} \quad (10)$$

他方、表-3の9列から分かるように、比 $r_f = \sigma_{fb}(F.E.M.) / \sigma_{fb}(beam)$ は0.862から0.906の間にあり、余り大きな変動を示さない。走行路の疲労試験における σ_{fb} の推定式が式(2)に与えられている。この式を用いて、前述と同様にして、式(8)の右辺の第1番目の係数を補正することにより、上フランジと縦リブの間の上フランジ側の溶接止端に生じる板曲げ応力の推定式として次式を得た。

$$\sigma_{fb} = - (3.477 \times 10^2 \times t_f^{-1.87} - 1.144 \times 10^{-2} \times t_f^{-1.02} \times L) \times P \quad (11)$$

6. 上フランジの最小板厚

タイプAの疲労亀裂の発生を防止する条件は次の通りである。

$$\sigma_{wb} + \sigma_{wm} \leq \sigma_{fatigue} \quad (12)$$

ここに、 $\sigma_{fatigue}$ ：設計繰返し数6745.2万回に対する疲労強度。

図-11において、数千万回の繰返しに対する疲労強度の試験結果が不足しているために、繰返し数6745.2万回に対する疲労強度を統計学的な処理に基づいて推定することはできない。そこで、図-11のS-N関係において応力範囲が150 MPa以下では疲労亀裂が発生していないことと次の考察に基づいて $\sigma_{fatigue} = 150$ MPaとした。

① 2.2節で述べたように、 σ_{wm} は σ_{wb} の約10%であり、しかも圧縮応力である。したがって、式(12)から σ_{wm} を除くことにより、タイプAの疲労亀裂の発生を防止する条件を安全側に評価することができる。

② 3.2節で述べたように、走行路にタイプAの疲労亀裂が発生しても、上フランジの面外たわみはほとんど変化せず、疲労亀裂発生後も使用性が確保されている。

式(12)から σ_{wm} を除き、 $\sigma_{fatigue}$ に150 MPaを代入し、式(10)を考慮することにより、タイプAの疲労亀裂の発生を防止する条件として次式を得た。

$$\begin{aligned} & 5.062 \times 10^3 \times (-0.0243 t_w + 0.0059 t_f + 1.122) \times \\ & 10^{-0.173 t_w} \times t_f^{(-2.89 + 0.137 t_w)} \times P \times (1 + i) \leq 150 \end{aligned} \quad (13)$$

大阪モノレールの走行路の疲労を照査するときの軸重88 kNと衝撃係数0.5をそれぞれP、iに代入し、次の上フランジの最小板厚を得た。

ウェブ厚8 mm、9 mm、10 mmに対して上フランジの最小板厚19 mm。

ウェブ厚11 mm、12 mmに対して上フランジの最小板厚18 mm。

これらの上フランジの最小板厚に対して、タイプBの疲労亀裂に対する板曲げ応力を式(11)から求めると、最大で127.1 MPaになる。タイプBの疲労亀裂は、板曲げ応力によって溶接止端に発生する疲労亀裂であった。面外の繰り返し荷重を受けるレ型T継ぎ手溶接の疲労亀裂も板曲げ応力によって溶接止端に発生する疲労亀裂であった。したがって、タイプBの疲労亀裂の疲労強度は、面外の繰り返し荷重を受けるレ型T継ぎ手溶接の疲労強度に近いと考える。図-11のS-N関係から、設計繰り返し数6745.2万回に対して板曲げ応力の範囲125.7 MPaでタイプBの疲労亀裂は発生しないと考える。

7. 結論

跨座型モノレールの鋼製軌道桁の走行路の板曲げ応力に起因する疲労亀裂を実験的・解析的に検討してきた。主な研究成果は次の通りである。

- 1) 実物大の走行路の疲労試験により、上フランジとウェブを連結するレ型T継ぎ手溶接と上フランジと縦リブを連結する隅肉溶接に板曲げ応力の繰り返しによって疲労亀裂が発生することを示した。
- 2) 数千万回の面外の繰り返し曲げを受けるレ型T継ぎ手溶接の疲労強度を得るために、小型試験片の疲労試験を行った。
- 3) 有限要素法によるパラメトリック解析により、走行路に生じる板曲げ応力の推定式を与えた。溶接の全体形状が板曲げ応力に非常に影響することを示した。これを推定式の中で考慮した。
- 4) 板曲げ応力に起因する走行路の疲労亀裂の発生を防止するための上フランジの最小板厚を与えた。

謝辞

貴重な御助言を賜った近畿大学理工学部の前田幸雄教授に心から感謝する。さらに、疲労試験の遂行に協力して下さった大阪府の小西一平・小笠原洋一・磯崎弘治の各氏、三井造船株式会社の祝賢治・福岡哲二・沢柳政弘の各氏に感謝する。

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）、1980。
- 2) 土木学会：国鉄建造物設計標準解説（鋼鉄道橋 鋼とコンクリートの合成鉄道橋）、1983。
- 3) 大阪府土木部：大阪モノレール構造物設計指針、1982。
- 4) Zienkiewicz, O.C. and Cheung, Y.K.: The Finite Element Method in Structural and Continuum Mechanics, McGraw-Hill, pp.66-67, pp.90-98 and pp.124-137, 1967。
- 5) 大阪府・三井造船（株）：大阪モノレール鋼製軌道桁建設工事----走行路の疲労実験、1986年3月。
- 6) 大阪府・三井造船（株）：大阪モノレール鋼製軌道桁建設工事----走行路の疲労試験、1987年3月。
- 7) Zienkiewicz, O.C.: The Finite Element Method, McGraw-Hill, pp.178-210, 1977。

(1987年10月16日受付)