

PCマクラギの限界状態設計法に関する研究

涌井 一¹ ・ 奥田広之²

¹ 正会員 工博 (財) 鉄道総合技術研究所 構造システム (〒185 東京都国分寺市光町2-8-38)

² 正会員 (財) 鉄道総合技術研究所 構造システム (〒185 東京都国分寺市光町2-8-38)

約50年の開発の歴史を有する現在のPCマクラギは、許容応力度設計法の産物であり、限界状態設計法の観点からみると、解決すべき課題もしくは進歩する余地を大きく残している。PCマクラギの合理的な設計を妨げている最大の要因として、車輪フラットなどにより衝撃的に著大な輪重が作用した場合の、PCマクラギの動的挙動と耐荷性能が良く把握されていない点が挙げられる。このような観点から、「疑似静的輪重+静的応答+許容応力度設計法」の組合せになる従来設計法から、「衝撃輪重+動的応答+限界状態設計法」へと転換を図るべく、PCマクラギの荷重・構造応答・構造耐力に関する一連の研究を行った。

Key Words: prestressed concrete sleepers, limit state design, railway track, wheel flats, impact loading, crack, fatigue life, impact bending capacity

1. はじめに

約50年の開発の歴史を有する現在のPCマクラギは、許容応力度設計法の産物であり、限界状態設計法の観点からみると、解決すべき課題もしくは進歩する余地を以下のように大きく残している。

- 1) 新幹線など、高速ではあるが、車両・軌道の整備状態が良いためにマイルドな荷重環境の場合には、過大設計となることがある。
- 2) 重軸重の鉄道または車輪踏面管理が不十分な鉄道など、シビアな荷重環境にある場合には、満足すべき耐荷性能・耐久性が確保できない場合がある(写真-1)。
- 3) プレテンション式PC、ボンド・ポストテンション式PCおよびアンボンド・ポストテンション式PCの補強形式による耐荷性能の違いが、設計に十分には反映されていない。

同様なことはFIP二次製品委員会の報告書¹⁾でも指摘されており、そこではPCマクラギの合理的な設計を妨げている最大の要因として、「衝撃的に輪重が作用した場合のPCマクラギの動的挙動と耐荷性能が良く把握されていない」点を挙げている。

軌道および車両の欠陥に起因して生じる輪重変動は、「通常欠陥」(通常の軌道狂い、管理限界以内の車輪踏

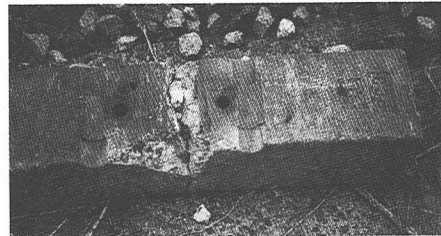


写真-1 衝撃的負荷により生じると見られる「横割れ」

面およびレール頭頂面の微小凹凸等)のもとに主としてバネ上質量(車体質量等)の振動により発生する「疑似静的輪重」(「静的輪重+変動分」からなる)と、「異常欠陥または特異箇所」(管理限界を超える車輪踏面およびレール頭頂面の異常凹凸、浮きマクラギ等)のもとに主としてバネ下質量(車輪軸質量等)と軌道との衝突により発生する「衝撃輪重」(静的輪重は除荷されて「単発パルス」のみからなる)とに大別することができる。本論では、PCマクラギの設計輪重の観点から、「性格が全く異なる二種類の輪重」に取って分離して取り扱うことにした。

衝撃輪重が発生する原因としては、ロングレール区間に限定すると、「レール溶接部凹凸」、「レール頭頂面波状磨耗」(写真-2)、浮きマクラギ等の特異箇所が発生する「著大輪重現象」²⁾および車輪のロックまたはス

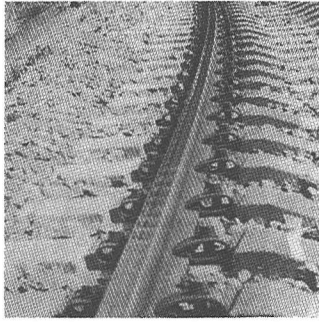


写真-2 レール頭頂面波状摩耗の例

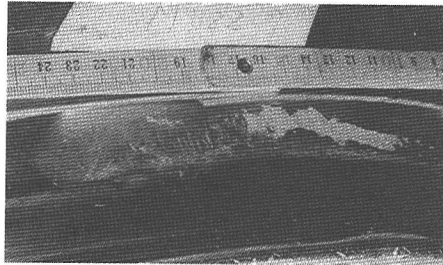


写真-3 車輪フラットの例

キッドにより車輪踏面が欠円状となる「車輪フラット」(写真-3)が挙げられる。とくに車輪フラットは、PCマクラギに極めて著大な衝撃的負荷を及ぼす可能性があることが指摘されており³⁾⁻⁶⁾、損傷例も多く報告されている。本論では、車輪フラットを衝撃輪重の主たる原因として扱っており、他の原因については、PCマクラギの設計上は車輪フラットの幅広い衝撃作用の中に包含されると考えている。

以上の観点に基づき本論では、「疑似静的輪重+静的応答+許容応力度設計法」の組合せになる従来設計法から、「衝撃輪重+動的応答+限界状態設計法」の組合せになる新設計法へと転換を図るべく、PCマクラギの荷重・構造応答・構造耐力に関する一連の研究を行った。

2. PCマクラギの従来設計法

(1) 従来設計法の概要

従来設計法⁷⁾⁻¹⁰⁾は、概ね、図-1に示す設計計算モデルに基づき、次の方法によっている。

- 1) レール圧力Rは、次式により算定する。

$$R = P_{st} \cdot (1 + i_a) \cdot d_r \quad (1)$$

ここに、 P_{st} : 設計静的輪重

$1 + i_a$: 設計動的輪重係数

d_r : 輪重分散係数(0.5 ~ 0.6)

- 2) レール位置を中心とし、レール位置からマクラギ端までの長さaの2倍の範囲のバラスト道床圧力は、一様に分布する。

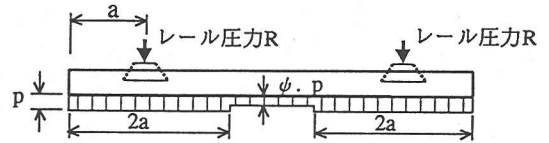


図-1 マクラギ曲げモーメントの算定に用いるバラスト道床圧力分布の仮定

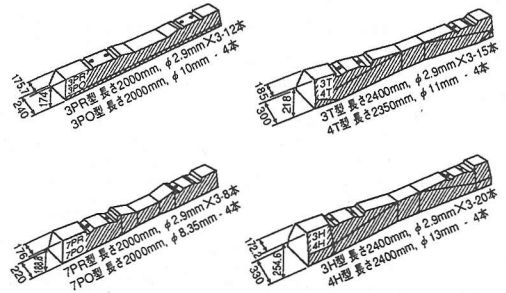


図-2 JR用の主なPCマクラギ

- 3) 中央部のバラスト道床圧力は、「2)の一樣道床圧力」に「中央部拘束係数 ϕ 」(図-1参照)を乗じた値とする(中すかし状態： $\phi=0$ 、一樣支持状態： $\phi=1$)。
- 4) マクラギ曲げモーメント(レール下断面の正、中央断面の負)を静的計算により求め、それに対してひび割れが生じないようにプレストレスを導入する。

(2) 従来設計法による設計荷重と要求耐荷性能

FIP報告書¹⁾にある世界各国の代表的なPCマクラギと、JR用の主なPCマクラギ(図-2)とを対象にして、単位静的輪重当たりデコンプレッションモーメント(M_0/P_{st})と設計動的輪重係数($1 + i_a$)との関係を図-3に示す。なお、PCマクラギでは死荷重の影響を無視できるため、荷重としては輪重のみで表すことができる。同図には、輪重分散係数 $d_r = 0.6$ 、中央部拘束係数 $\phi=0$ とした場合の、図-1の設計計算モデルにより求まる負荷に対して要求される(M_0/P_{st}) $\sim (1 + i_a)$ の直線関係を、標準軌用(長さ2400mm)と狭軌用(長さ2000mm)に対して併せて示した。

図-3より、従来設計法による設計荷重と要求耐荷性能に関して、以下のことが把握された。

- 1) 設計動的輪重係数($1 + i_a$)は1.3~3.5まで幅広く分布する。しかし、その多くは2.5以下であり、従来設計法は基本的には本論で言う「疑似静的輪重」を対象としている。
- 2) 設計動的輪重係数($1 + i_a$)の最大3.5と最小1.3とはJR用のPCマクラギによりもたらされている。とくに最大3.5は、新幹線高速用の3H型・4H型に対し

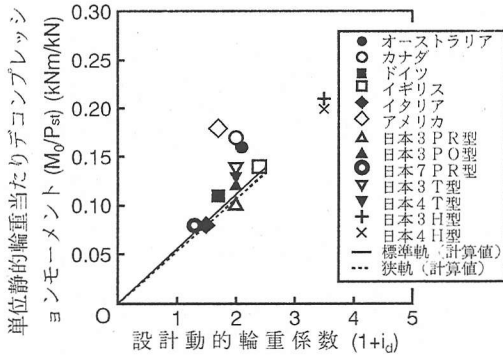


図-3 単位静的輪重当たりデコンプレッションモーメント(M_0/P_{st})と設計動的輪重係数($1+i_a$)との関係 (レール下断面の正曲げモーメント)

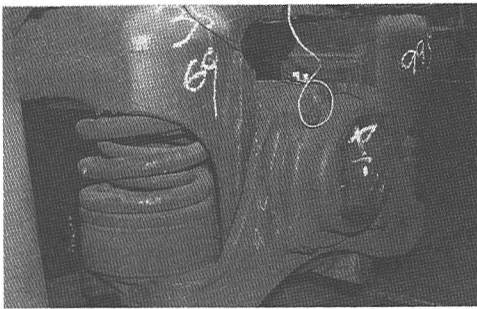


写真-4 車輪軸の軸箱への加速度計の設置

て、1970年代の重量級試作車両で問題となった著大輪重現象²⁾を考慮して設定された値である。

3) デコンプレッションモーメントを決定する設計動的輪重係数($1+i_a$)は、プレテンション式/ポストテンション式の別とは全く無関係に設定されている。

4) 各PCマクラギの(M_0/P_{st})と($1+i_a$)とは、図-1の設計計算モデルにより求まる負荷に対して要求される(M_0/P_{st})~($1+i_a$)の直線関係上に概ね載っている。

3. 異常欠陥により発生する衝撃輪重の性状

異常欠陥により発生する衝撃輪重の性状を把握するため、車両側で連続的に観測できる方法として、写真-4に観測部位を示すように、車輪軸の軸箱加速度を測定した。軸箱は車軸の端部に位置しており、その加速度は車輪軸の加速度を代表するものとして扱われている。

(1) レール頭頂面波状磨耗による軸箱加速度

新幹線の海底トンネル部(60kgレールのスラブ軌道区間)で腐食に伴うランダムな波状磨耗がかなり進行した状態において、レール交換される直前に軸箱加速度を測定した。

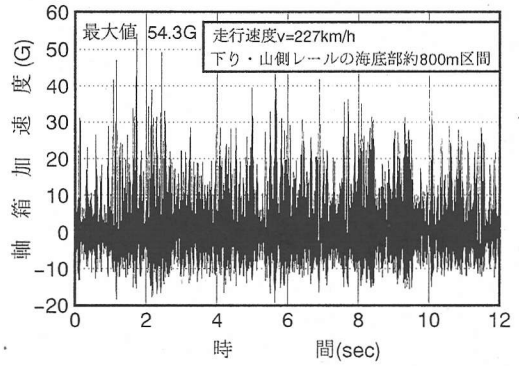


図-4 レール頭頂面波状磨耗による軸箱加速度の波形例

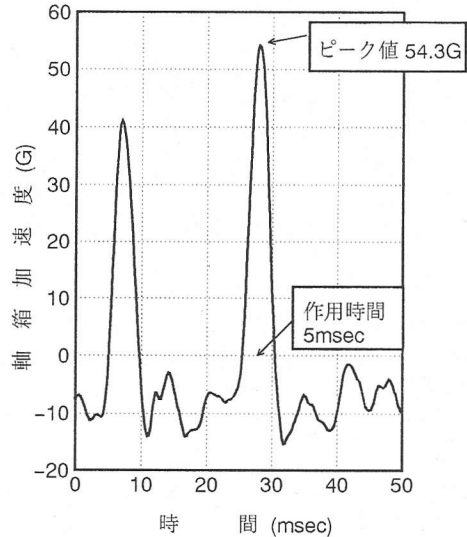


図-5 軸箱加速度の時間拡大波形

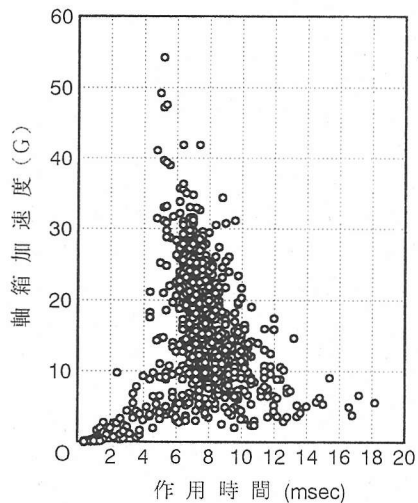


図-6 三角状パルスのピーク値と作用時間との関係 (レール頭頂面波状磨耗の場合)

軸箱加速度記録を図-4に、その最大値54.3Gを生じた際の詳細波形を図-5に示す。図-5に例示した「三角状パルスのピーク値と作用時間との組合せ」を図-4より計716データ検出した。その分布を図-6に示す。これらの測定・分析結果より、以下のことが把握された。

- 1) 図-5より、三角状パルスが発生する直前には、-10G程度の負の加速度を記録した。これは、車輪踏面がレール頭頂面から一旦離れた後、バネ上質量等により軸バネに蓄えられた力の作用のもとで軌道を衝撃することを意味しており、「衝撃輪重」は静的輪重が除荷された後に、「単発パルス」的に作用するものと解釈できる。
- 2) 図-6より、ピーク値が30Gを超える優勢な三角状パルスは、5～10msec(msec:1/1000秒)の範囲に集中した。

(2) 車輪フラットによる軸箱加速度

サハ100型試験電車で最大級の車輪フラット(フラット長:75mm,中央部最大窪み量:約3mm)を人工的に作成し、山手線において60kgレールと3PR型・3PO型マクラギによるバラスト道床軌道上を10～85km/hで走行させた際の軸箱加速度を測定した。

軸箱加速度記録の例を図-7に示す。(1)と同様に、「三角状パルスのピーク値と作用時間との組合せ」を軸箱加速度記録より計3591データ検出した。その分布を図-8に示す。これらの測定・分析結果より、以下のことが把握された。

- 1) 軸箱加速度の最大値は、51Gであった。
- 2) 図-8より、ピーク値が30Gを超える優勢な三角状パルスは、1～6msecの範囲に集中した。
- 3) 図は割愛したが、三角状パルスの作用時間には、走行速度とともに短くなる明確な傾向が認められた。すなわち、10km/hでは5～6msec、60km/hでは2～3msec、85km/hでは1msec台となった。

(3) 衝撃輪重の性状に関する考察

軸箱加速度の分析結果より、衝撃輪重の性状について考察すると、以下のとおりである。

- 1) 衝撃輪重は、静的輪重が除荷された後に、単発的な三角状パルスとして作用するものと単純化できる。
- 2) 三角状パルスの最大ピーク値は54G(レール頭頂面波状磨耗)および51G(車輪フラット)であった。車輪軸を剛体と仮定し、そのバネ下有効質量を800kg/輪に設定した場合、50Gの軸箱加速度は400kNの衝撃輪重に相当する。ただし、これは目安としての関係である。
- 3) ピーク値が30Gを超える優勢な三角状パルスの作用時間は、5～10msec(レール頭頂面波状磨耗)および1～6msec(車輪フラット)であった。

したがって、衝撃輪重の作用時間は、1～10msecの広範囲に及ぶことを考慮する必要がある。

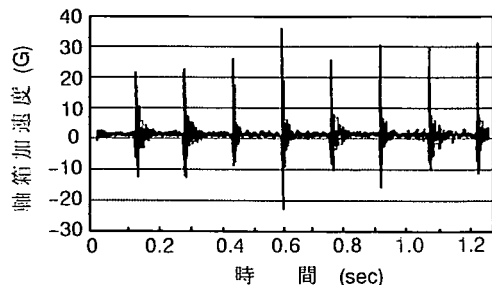


図-7 車輪フラットによる軸箱加速度の波形例

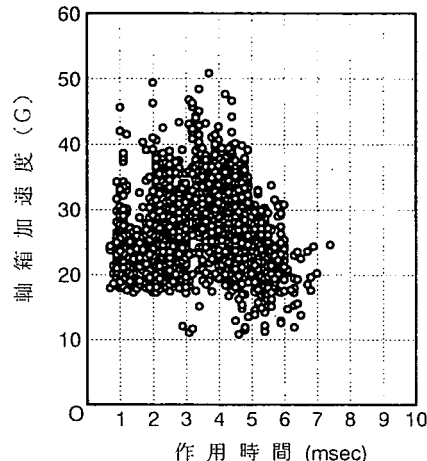
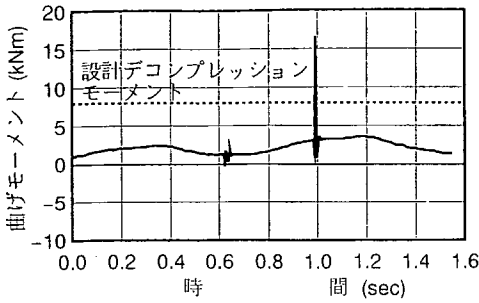


図-8 三角状パルスのピーク値と作用時間との関係(車輪フラットの場合)

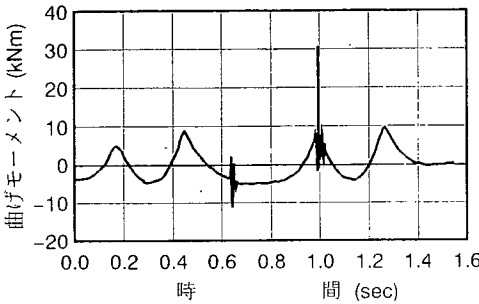
以上のように、衝撃輪重に関する知見は断片的情報の段階にとどまっており、また軸箱加速度が衝撃輪重のとくに高周波成分と、どの程度の定量的な相関性を有しているかという課題も残されている。今後、実車走行試験測定の実施および計算力学の手段により、バネ下有効質量、欠陥の程度・形態、車輪軸/軌道構造系の力学特性、走行速度などの要因に対して、衝撃輪重の定量化の研究が進展することが強く望まれるところである。

しかし、断片的情報とは言え、PCマクラギの従来設計法で対象としてきた「疑似静的輪重」(「静的輪重+変動分」からなる)とは全く性格の異なる「衝撃輪重」(「単発パルス」のみからなる)が存在し、そのピーク値と作用時間との範囲がある程度明らかにされたことから、「衝撃輪重に対するPCマクラギの合理的な設計法」を構築することの方が、工学的には先決かつ重要であると考えられる。

すなわち、「疑似静的輪重+静的応答+許容応力度設計法」の組合せになる従来設計法から、「衝撃輪重+動的応答+限界状態設計法」の組合せになる新設計法へと転換を図ることにより、マイルドな荷重環境の場合には従来よりも経済的な設計が可能となること、またシビア



(a) マクラギ曲げモーメント (レール下断面)



(b) レール曲げモーメント

図-9 車輪フラットによる3PO型マクラギ軌道の動的応答波形

一な荷重環境の場合には力学的損傷(写真-1参照)を起こす確率を合理的に制御できるなどの、設計法の進歩・改善を図ることができるものと考えられる。

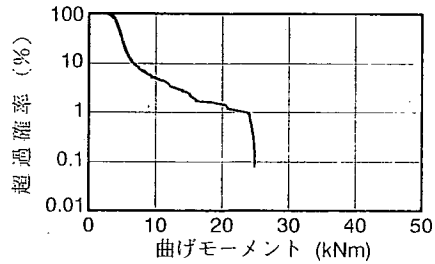
4. PCマクラギとレールに及ぼす衝撃作用の実態

車輪フラットがPCマクラギとレールに及ぼす衝撃作用の実態を把握するため、山手線において、60kgレールと3PO型マクラギによるバラスト道床軌道を対象に、マクラギ曲げモーメント(レール下断面下縁の曲げひずみより評価)と、レール曲げモーメント(測定マクラギと隣接マクラギとの中間位置の下フランジ曲げひずみより評価)を測定した。

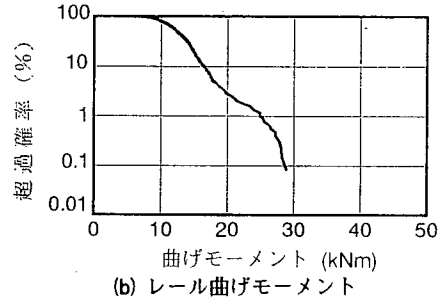
なお、新幹線では車輪フラットは極めて少ないため、高速ではあるものの、荷重環境としては在来線よりも格段に良好であると判断されている。

(1) 試験電車の走行に対する測定結果

3. (2) の試験電車が走行したときの測定結果の中から、PCマクラギとレールの両者に対して最大の曲げモーメントを記録したケースとして、図-9の測定結果を示す。すなわち、車輪フラットは測定点をほぼ直撃しており、かつ試験した範囲では最大の衝撃作用を及ぼすことになった走行速度28km/hにおける測定結果である。図-9より、



(a) マクラギ曲げモーメント (レール下断面の正曲げ)



(b) レール曲げモーメント

図-10 マクラギおよびレール曲げモーメントの超過確率分布

以下のことが把握された。

- 1) PCマクラギの曲げモーメントは、車輪フラットがない場合の疑似静的成分は最大3.5kNm程度であったが、車輪フラットが直撃すると瞬間的に17kNmに達した。両者の比として動的輪重係数(1+i)を評価すると4.9となる。時間拡大波形によると、この衝撃的パルスの作用時間は約5 msecであった。
- 2) 車輪フラットが当たる寸前には、車輪踏面がレール頭頂面から一旦離れるために疑似静的成分はほとんど除荷されており、PCマクラギにとっては衝撃的パルスが「単発的」に作用すると仮定できる状態にあった。
- 3) レール曲げモーメントは、車輪フラットがない場合の疑似静的成分は最大10kNm程度であったが、車輪フラットが直撃すると瞬間的に30kNmに達した。両者の比として動的輪重係数(1+i)を評価すると3.0であり、PCマクラギのそれよりも明らかに小さい結果となった。時間拡大波形によると、この衝撃的パルスの作用時間は約10msecであった。

(2) 営業電車の走行に対する測定結果

1986年当時の山手線は未だ103系電車が主力であり、現在の205系電車が一部投入されつつある状況にあった。この103系電車には車輪フラットが多発しており、電車専用線とはいえ3PO型マクラギにとってシビアな荷重環境があると想定されたので、営業電車(10両編成)の走行により作用するマクラギ曲げモーメントとレール曲げモーメントの実態を調査した。各々の測点は(1)と

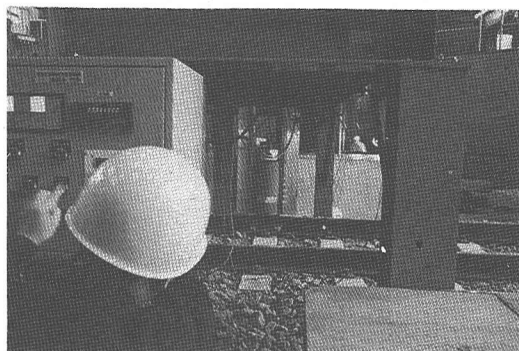


写真-5 軌道重錘落下実験

同一である。

マクラギ曲げモーメントとレール曲げモーメントの両者は、車輪軸ごとにそれぞれのピークを持つ。連続する33本の営業電車(総車輪軸数:1,320)についてこれらのピークを検出し、曲げモーメントの超過確率分布として示すと、図-10のとおりである。図-10より、営業電車が有する自然フラットによっても試験電車に人工的に付した最大級のフラットと同程度の衝撃作用を及ぼしうることを、またその作用頻度の様子を見てとることができる。

5. PCマクラギ軌道の動的負荷特性に関する重錘落下実験および有限要素法解析

車輪フラットによる衝撃輪重がマクラギに及ぼす動的負荷に関し、車両走行試験によりそれらの関係をリアルタイムに実測することは、現時点では技術的に困難である。そのため、実験棟内に構築した実物大の試験軌道に対する重錘落下式衝撃試験機による模擬実験、および現象解明のための補助手段としての有限要素法解析を行い、三角パルス状衝撃輪重がPCマクラギに及ぼす動的負荷について定量的に評価・分析した。なおここでは、PCマクラギにひび割れが発生しない状態のもとで、実験および解析を行った。

(1) 軌道重錘落下実験の概要

試験軌道の延長は約10mであり、その中央の片側レールの頭頂面に対して重錘落下式衝撃試験機により三角パルス状の模擬衝撃輪重を作用させ、直下のマクラギを対象にして測定を行った(写真-5)。

試験軌道を設置した場所がコンクリート路盤上であったため、高架橋路盤上に用いられるゴム製バラストマット(厚さ25mm)を緩衝材として敷き、その上に標準構造(マクラギ下バラスト厚さ250mm)で軌道を構築した。

PCマクラギの道床支持状態は、マクラギ全長にわたる「一様支持状態」、中央部をすかした状態の「中すか

表-1 解析に用いたバネ係数および減衰係数
(3PO型マクラギ軌道・一様支持状態の場合)

バネ係数および減衰係数	標準値	パラメータ値
軌道パッド・締結装置のバネ係数 K_{pc} (圧縮域)	500MN/m	100~1000MN/m
軌道パッド・締結装置のバネ係数 K_{pt} (引張域)	75MN/m	25~100MN/m
マクラギ下面支持バネ係数(1締結装置当たり) K_{bs}	100MN/m	50~200MN/m
マクラギ下面支持減衰係数(1締結装置当たり) C_{bs}	50kNs/m	0~200kNs/m

K_{pc} : 軌道パッド・締結装置のバネ係数(圧縮域)
 K_{pt} : 軌道パッド・締結装置のバネ係数(引張域)
 K_{bs} : マクラギ下面支持バネ係数
 C_{bs} : マクラギ下面支持減衰係数

し状態」の2条件とした。「中すかし状態」は、軌道保守において推奨されているものである。

三角パルス状衝撃輪重のピーク値は、重錘質量×最大反発加速度として評価した。その作用時間は、レール頭頂面に置いたゴム製パッドの厚さ(0, 6, 10, 12, 14, 20mm)と重錘の質量(62, 110, 160kg)を組み合わせることにより、車輪フラットによる衝撃輪重を模擬するのに必要とされる1~6 msecの任意の値に設定することができた。

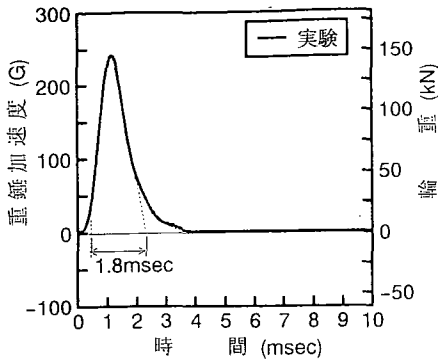
(2) 有限要素法解析の概要

有限要素解析モデルとして、マクラギには平面応力要素、レールには梁要素、軌道パッド・締結装置には圧縮域と引張域とでバネ係数が異なるバイリニアのバネ要素、マクラギ下面支持には線形バネと線形ダッシュポットとの並列結合要素を用いた。

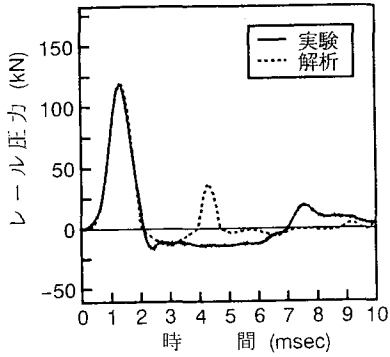
3PO型マクラギ軌道が「一様支持状態」にある場合、解析に用いたバネ係数および減衰係数の標準値とパラメータ値を表-1に示す。パラメータ値の範囲は、既往の試験結果等に基づいて設定した。標準値を選択した経緯については後述する。

(3) 軌道重錘落下実験と有限要素法解析との比較

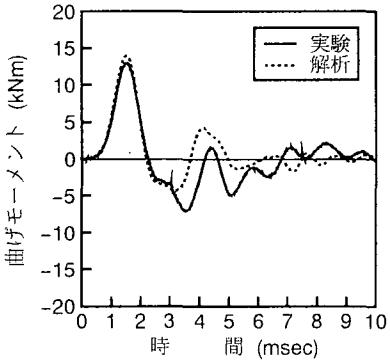
3PO型マクラギ軌道(一様支持状態)に対する重錘落下実験により得られた測定波形の代表例を、解析波形と比較して図-11に示す。解析には直接積分法を用い、解析パラメータは表-1の標準値に設定した。図-11より、以下のことが把握された。



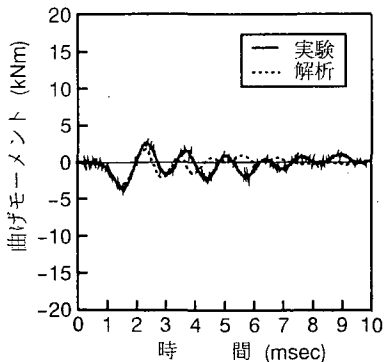
(a) 重錘加速度および衝撃輪重



(b) レール圧力

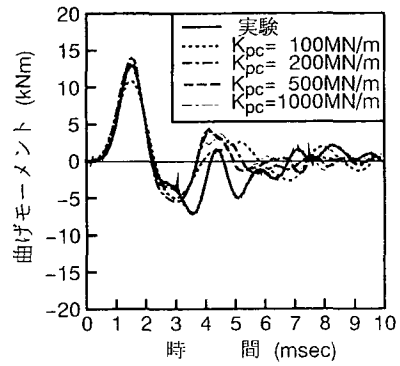


(c) マクラギ曲げモーメント (レール下断面)

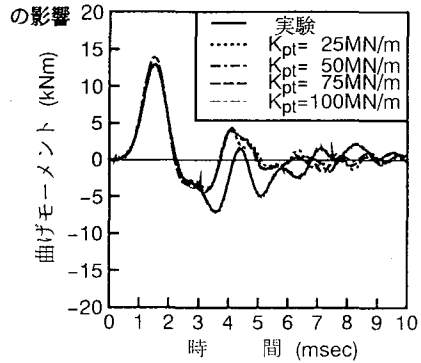


(d) マクラギ曲げモーメント (中央断面)

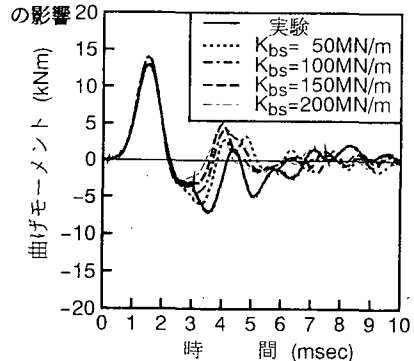
図-11 3PO型マクラギ軌道の動的応答波形



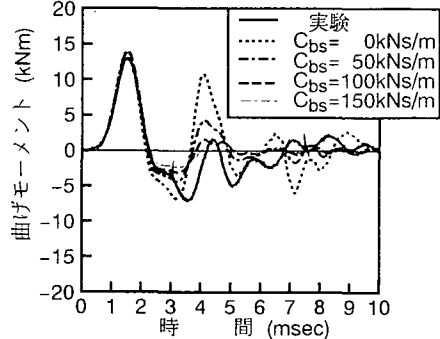
(a) 軌道パッド・締結装置のバネ係数 K_{pc} (圧縮域)



(b) 軌道パッド・締結装置のバネ係数 K_{pt} (引張域)



(c) マクラギ下面支持バネ係数 K_{bs} の影響



(d) マクラギ下面支持減衰係数 C_{bs} の影響

図-12 マクラギ曲げモーメント (3PO型のレール下断面) に及ぼす解析パラメータの影響

- 1) レール圧力ピーク値は衝撃輪重ピーク値の約80%にも達し、パルスの作用時間も同等であった(図-11(b)). この主応答については、解析は実験を良く追跡できた。一方、リバウンド応答については、追跡できなかった。
- 2) レール下断面の、主応答による正曲げモーメントについては、解析は実験を良く追跡できた(図-11(c)). 一方、リバウンド応答による負曲げモーメントについては、そのピーク値および時刻のズレにおいてやや実験との乖離が認められた。
- 3) 中央断面の、主応答による負曲げモーメントについては、解析は実験を良く追跡できた(図-11(d)). しかし、その後の残留振動については、解析の方の減衰傾向がより強く現れた。

以上のように、マクラギ荷重を決定する主応答については解析は実験を良く追跡していること、また次に考察するように、解析パラメータが主応答に及ぼす影響はいずれも小さいことから、衝撃輪重によるマクラギの動的負荷の評価に関して、この有限要素法解析を補助的に用いることは可能と判断される。

(4) 解析パラメータが応答波形に及ぼす影響

図-11 と同一ケースについて解析パラメータが軌道各部の応答波形に及ぼす影響について検討し、さらに実験結果と比較して標準値を設定した。このうち、レール下断面のマクラギ曲げモーメントに関する解析結果を図-12 に示す。これらの検討により、以下のことが把握された。

- 1) 軌道パッド・締結装置のバネ係数 K_p 。(圧縮域)については、100MN/m の場合にはマクラギ曲げモーメントはやや過小評価となったが、200MN/m 以上になると影響は小さくなった(図-12(a)). 既往の試験等からは300MN/m以上と推定されており、この領域ではマクラギ曲げモーメントに及ぼす影響は小さい。ここでは、レール加速度(図は割愛)から500MN/m 程度が適切との結果が得られたので、標準値を500MN/m に設定した。
- 2) 軌道パッド・締結装置のバネ係数 K_t 。(引張域)が及ぼす影響は極めて小さかった(図-12(b)).
- 3) マクラギ下面支持バネ係数 K_b は、主応答に及ぼす影響は極めて小さく、主にリバウンド応答に影響を及ぼした(図-12(c)). マクラギ曲げモーメントのリバウンド応答からは50MN/m程度が適値であるが、他の評価項目に対する結果も踏まえて、標準値を100MN/m とした。
- 4) マクラギ下面支持減衰係数 C_b は、主応答に及ぼす影響は小さく、主にリバウンド応答とその後の残留振動に影響を及ぼした(図-12(d)). 残留振動成分の大きさより判断して、標準値を50kNs/m に設定した。

(5) 衝撃輪重の作用時間がマクラギ曲げモーメント等に及ぼす影響(片側載荷の場合)

3PO型マクラギ軌道(一様支持状態)に三角パルス状衝撃輪重が作用した場合の、単位衝撃輪重当たりのレール圧力およびマクラギ曲げモーメントと、衝撃輪重の作用時間との関係について、実験と解析の結果を比較して図-13 に示す。

図-13 の静的負荷値(解析)は、静的解析パラメータとして、軌道パッド・締結装置のバネ係数 K_p 。(圧縮域)には100MN/m、マクラギ下面支持バネ係数 K_b には50MN/m を用いて解析した値である。

図-13 より、以下のことが把握された。

- 1) レール圧力/ 輪重は、静的には約40%であるのに対して、作用時間1.5 msec付近のピークでは約85%(実験)および約75%(解析)となった(図-13(a)).
- 2) レール下断面の正のマクラギ曲げモーメントは、作用時間1.5 msec付近に動的負荷特性のピークを持ち、解析値の比較では静的負荷値の約2倍に達した(図-13(b)). 約2倍の動的負荷値の内訳は、 K_p が100MN/m(静的)から500MN/m(動的)となることによって約1.4倍、衝撃輪重の作用時間に対する共振増幅現象によって約1.4倍になるものと推定された。

ここで言う共振増幅現象とは、レール下断面の正のマクラギ曲げモーメントを支配する振動モード(図-14)の固有振動数が500~700Hz(固有周期:2~1.5 msec)にあるため、三角パルス荷重の作用時間に対する共振増幅現象(図-15)によって、作用時間1.5msec付近に約1.4倍の動的負荷特性のピークが生じると推定された。

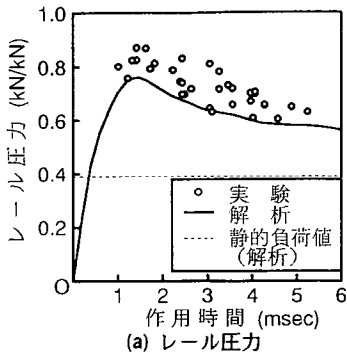
なお、車輪フラットによりPCマクラギに作用する負荷が低速域のピークを過ぎた後に高速域で再び増加傾向を辿るとされている現象^{4), 6)}は、車輪フラットによる高速域の衝撃輪重が1~2 msecの成分を多く含むこと、この動的負荷特性のピークとの相乗効果によるものと推測される。

- 3) 中央断面の負のマクラギ曲げモーメントは、作用時間1msec 付近に動的負荷特性のピークを持ち、解析値の比較では静的負荷値の約2倍に達した(図-13(c)).

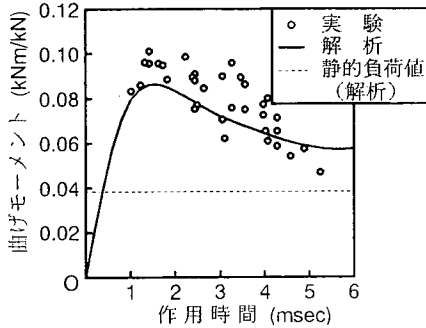
(6) 道床支持条件がマクラギ曲げモーメントに及ぼす影響

(5)の「一様支持状態」に対するものと同様な検討を「中すかし状態」に対しても行い、比較した結果、以下のことが把握された。

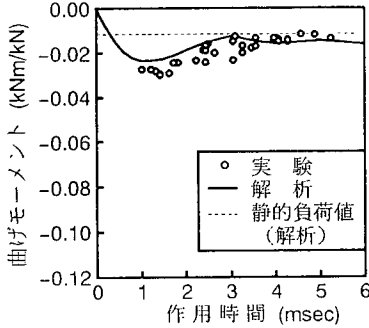
- 1) 中すかしは、レール下断面の正のマクラギ曲げモーメントの動的負荷特性には全く影響を及ぼさなかった。
- 2) 中央断面の負のマクラギ曲げモーメントに関しては、作用時間が長くなるとともに中すかしの効果を受けた静的負荷値に収束する傾向を見せるが、作用時間1msec 付



(a) レール圧力



(b) マクラギ曲げモーメント (レール下断面の正曲げ)



(c) マクラギ曲げモーメント (中央断面の負曲げ)

図-13 単位衝撃輪重の作用時間がマクラギ曲げモーメント等に及ぼす影響 (片側載荷の場合)

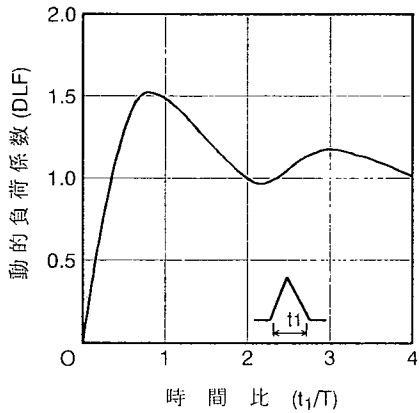


図-15 三角パルス荷重応答における作用時間の影響 (T:系の固有周期, t_1 :作用時間)

近の動的負荷特性のピークは一樣支持状態のそれ(図-13(c))と同等であり、作用時間の短い衝撃輪重に対しては「中すかし状態」の効果は全く認められなかった。

(7) 衝撃輪重の作用時間がマクラギ曲げモーメントに及ぼす影響(同時対称載荷の場合)

車輪フラットは通常、両輪のほぼ同位置にできるため、衝撃輪重は同時対称載荷となりうる。重錘落下式衝撃試験機では片側載荷しかできないため、マクラギ直上の両レールに同一の三角パルス状衝撃輪重を同時に載荷した場合の解析を行い、同時対称載荷の影響について検討した。3PO型マクラギ軌道(一樣支持状態)における、単位衝撃輪重当たりのマクラギ曲げモーメントと作用時間との関係を図-16に示す。図-16より、以下のことが把握された。

- 1) レール下断面の正のマクラギ曲げモーメントについては、同時対称載荷は片側載荷と同等であった(図-16(a))。
- 2) 中央断面の負のマクラギ曲げモーメントについては、同時対称載荷は当然のことながら全ての作用時間に対して片側載荷の2倍となった(図-16(b))。
- 3) 同時対称載荷時のリバウンド応答によるレール下断面の負のマクラギ曲げモーメントは、作用時間1msec付近でピークに達した。そのピーク値は、片側載荷時の正のマクラギ曲げモーメントに対する1.5msec付近のピーク値の約80%となった(図-16(c))。

6. 限界状態設計法における設計マクラギ曲げモーメントに関する検討

(1) マクラギ曲げモーメント～衝撃輪重の実験

実験棟内に構築した実物大の試験軌道に対する重錘落

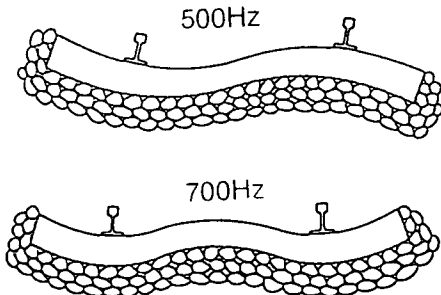
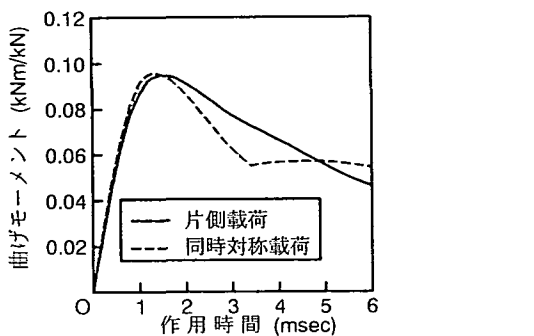
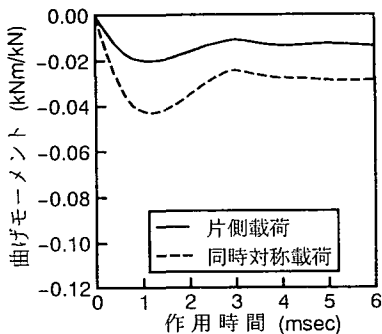


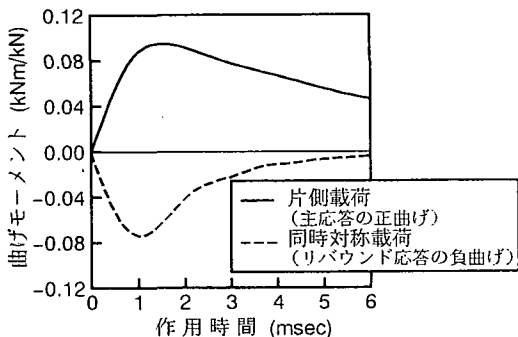
図-14 マクラギ曲げモーメント(レール下断面)を支配する振動モード



(a) マクラギ曲げモーメント（レール下断面の正曲げ）



(b) マクラギ曲げモーメント（中央断面の負曲げ）



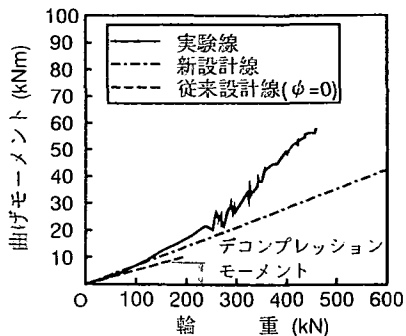
(c) マクラギ曲げモーメント（レール下断面の負曲げ）

図-16 単位衝撃輪重の作用時間がマクラギ曲げモーメントに及ぼす影響（同時対称載荷の場合）

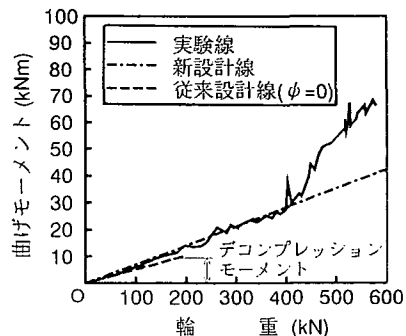
下実験において、重錘の落下高さを段階的に上げて試験機の最大落下高さまでの試験を行い、マクラギ曲げモーメントと衝撃輪重との関係を把握した。

以下に示す結果は、狭軌を代表する3PO型マクラギ軌道と、標準軌を代表する4T型マクラギ軌道に対するものである。

160 kgの重錘と、衝撃点のレール頭頂面に置いた厚さ10mmのゴム製パッドとの組合せにより、落下高さおよび試験軌道の種類によらず、衝撃輪重の作用時間を約4msecに保つことができた。



(a) 狭軌用3PO型マクラギ軌道



(b) 標準軌用4T型マクラギ軌道

図-17 マクラギ曲げモーメントと輪重の関係（レール下断面の正曲げ）

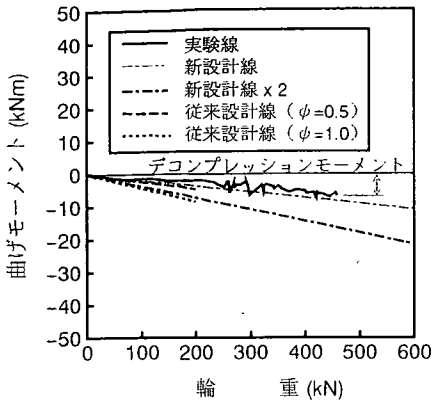
a) マクラギ曲げモーメント（レール下断面の正曲げ）

レール下断面の正のマクラギ曲げモーメントと衝撃輪重との関係について、「実験線」と「新設計線」を図-17に示す。図-17には、疑似静的輪重を対象とした2(1)の方法(図-1参照)による「従来設計線」およびデコンプレッションモーメントを併示した。そのため、横軸は単に「輪重」と表現した。

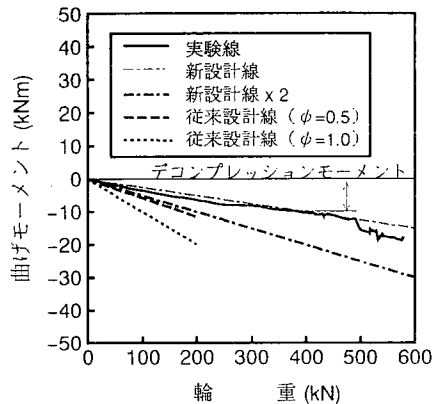
「実験線」は、レール下断面上縁の曲げひずみから全断面有効の断面定数を介して算定したマクラギ曲げモーメントであり、レール下断面下縁にひび割れが発生した後は過大評価となる。そこで、マクラギ曲げモーメントは衝撃輪重に直線比例して増加すると仮定し、外挿推定線として「新設計線」を示した。

図-17より、以下のことが把握された。

- 1) 「新設計線」による単位衝撃輪重当たりのマクラギ曲げモーメントは、作用時間4msecにおける動的荷重特性の解析値(3PO型マクラギのみ図-13(b)に示した)と概ね整合した。
- 2) 狭軌用と標準軌用に対する「新設計線」の差は小さく、衝撃輪重400kN時のマクラギ曲げモーメントは、いずれも約28kNmと推定された。
- 3) 「従来設計線」は、輪重分散係数 d_r を0.6と大きく設定しているにもかかわらず、「新設計線」の同一輪



(a) 狭軌用 3PO型マクラギ軌道



(b) 標準軌用 4T型マクラギ軌道

図-18 マクラギ曲げモーメントと輪重の関係
(中央断面の負曲げ)

重値に対して過小評価となった。

4) 最大衝撃輪重を400kNに設定すると、従来設計のデコンプレッションモーメントに対して、3PO型で3.0倍、4T型で2.8倍もの負荷が終局限界状態において作用しうる。

b) マクラギ曲げモーメント(中央断面の負曲げ)

中央断面の負のマクラギ曲げモーメントと衝撃輪重との関係について、「実験線」、「新設計線」および「新設計線×2」を図-18に示す。図-18には、疑似静的輪重を対象とした2(1)の方法(図-1参照)による「従来設計線」およびデコンプレッションモーメントを併示した。

「実験線」は、中央断面上縁の曲げひずみから全断面有効の断面定数を介して算定したマクラギ曲げモーメントであり、中央断面上縁にひび割れが発生した後は過大評価となる。そこで、マクラギ曲げモーメントは衝撃輪重に直線比例して増加すると仮定し、外挿推定線として「新設計線」を示した。また「新設計線×2」は、同時対称載荷に対するものである。

図-18より、以下のことが把握された。

- 1) 「新設計線」による単位衝撃輪重当たりのマクラギ曲げモーメントは、作用時間4msecにおける動的負荷特性の解析値(3PO型マクラギのみ図-13(c)に示した)と概ね整合した。
- 2) 「新設計線」によると、狭軌用に対して標準軌用は1.5倍程度大きく、衝撃輪重400kN時のマクラギ曲げモーメントは、3PO型に対して約-6.4kNm、4T型に対して約-9.6kNmと推定された。
- 3) 「新設計線×2」の値は、狭軌用の場合には $\phi=1.0$ の「従来設計線」に近い値をとり、標準軌用の場合には $\phi=0.5$ の「従来設計線」に近い値となった。
- 4) 最大衝撃輪重を400kN×2(同時対称載荷)に設定すると、従来設計のデコンプレッションモーメントに対して、3PO型および4T型で2.1倍の負荷が終局限界状態において作用しうる。

(2) 設計マクラギ曲げモーメントの検討

a) マクラギ曲げモーメントの予測式

1) レール下断面の正のマクラギ曲げモーメントMと衝撃輪重との関係については、図-17の「新設計線」の関係を静的輪重 P_{s1} で無次元化(衝撃輪重 $=P_{s1} \cdot (1+i_d)$)した式として、狭軌用および標準軌用とも式(2)を用いることができる。

狭軌用・標準軌用：

$$M / P_{s1} = 0.07 \cdot (1+i_d) \quad (2)$$

2) 中央断面の負のマクラギ曲げモーメントMと衝撃輪重との関係については、図-18の「新設計線×2」の関係を静的輪重 P_{s1} で無次元化した式として、狭軌用には式(3)、標準軌用には式(4)を用いることができる。

狭軌用： $M / P_{s1} = 0.032 \cdot (1+i_d) \quad (3)$

標準軌用： $M / P_{s1} = 0.048 \cdot (1+i_d) \quad (4)$

2(1)で述べたように、従来は輪重分散係数 d_r 、中央部拘束係数 ϕ などのノミナルな要因を導入し、かつ過小一定の設計動的輪重係数 $(1+i_d)$ のもとで静的曲げモーメントを評価していた。それに対して式(2)~(4)は、ノミナルな要因を廃し、簡便に動的曲げモーメントを評価できることを提案した式であり、荷重環境に応じて限界状態ごとに $(1+i_d)$ の適値または適値の範囲を設定することの方が重要であることを意図したものである。

b) 設計マクラギ曲げモーメントの設定

マクラギ曲げモーメント~衝撃輪重の検討結果に基づき、設計マクラギ曲げモーメントの設定に関して、以下の取扱いが考えられる。

1) 式(2)~(4)の評価式は、衝撃輪重の作用時間が約4 msecの条件下で得られた関係であり、5. (5)で明らかにしたように、衝撃輪重の作用時間がこれよりも短い場

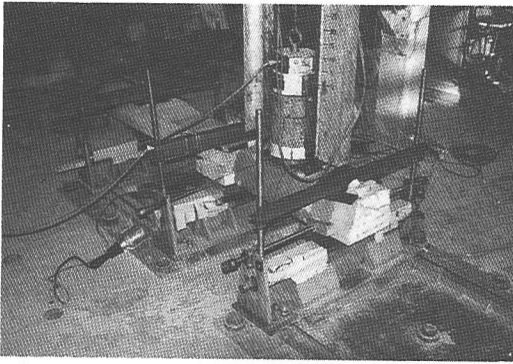


写真-6 マクラギ単体衝撃繰返し試験

合には、共振増幅現象によってさらに最大40%程度の負荷の増加が見込まれる。それゆえ、終局限界状態の設計マクラギ曲げモーメントに対しては、やや過小評価となる可能性があることに留意する必要がある。

しかし、それよりも設計動的輪重係数($1+i_d$)の最大値をいかなる値に設定するかの方が実際には重要となる。設計動的輪重係数($1+i_d$)の最大適値を特定することは現時点では困難であるが、最大輪重に関する既往の実測・推測データから敢えて目安的な値を示せば、5程度が妥当な値と考えられる。

2) 使用限界状態および疲労限界状態の設計マクラギ曲げモーメントの評価には、作用時間に対して中庸を得た関係式として、式(2)～(4)をそのまま適用して良いと判断される。ただし、設計動的輪重係数($1+i_d$)は、実働静的輪重に相当する最小値から終局限界状態の最大値に迫るまでの累積頻度曲線をもつものと解釈される。

7. 使用限界状態に関するPCマクラギの耐荷性能

(1) マクラギ単体衝撃載荷繰返し試験の概要

衝撃作用を繰返し受けた場合のPCマクラギのひび割れ状態を把握するため、写真-6に示すようにマクラギ単体を重錘落下式衝撃試験機に設置し、供試体ごとに一定の負荷条件のもとに、レール下断面に対する衝撃載荷繰返し試験を行った。

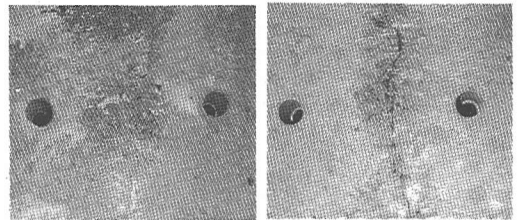
重錘落下回数は試験期間の制約上から最大17000回としたが、プレテンション式とポストテンション式との相対比較を行うためには、結果的に妥当な回数であった。

重錘は質量62kgのものを用い、レール座面の衝撃点には「鉄板(厚さ20mm)+ゴム製パッド(厚さ16mm)」を緩衝材として挿入した。これにより、作用時間4msec程度の三角パルス状曲げモーメントをマクラギに作用させることができ、実際の軌道で車輪フラットが直撃した場合と同等のひずみ速度に設定することができた。

表-2 供試体の負荷条件とひび割れ状態の判定結果

衝撃輪重 (kN)	210	240	270	330	デコンプレッションモーメント (kNm)
作用曲げモーメント(kNm)	14.7	16.8	18.9	23.1	
繰返し回数	17000	17000	17000	1757	
プレテンション式 3PR型			C-1 ◎	C-2 △	8.0
ポストテンション式 3PO型	C-3 ○	C-4 △	C-5 ×	C-6 ××	9.4

◎: ひび割れ状態は、使用限界状態の許容範囲に十分に留まっている。
○: ひび割れ状態は、使用限界状態の許容範囲に概ね留まっている。
△: ひび割れ状態は、使用限界状態の許容範囲をやや超えている。
×: ひび割れ状態は、使用限界状態の許容範囲を確実に超えている。
××: 低サイクル破壊の領域にある。



(a) C-1(プレテンション式 3PR型 270kN) (b) C-5(ポストテンション式 3PO型 270kN)

写真-7 試験終了後のひび割れ状態

マクラギの負荷条件については、レール下断面下縁の曲げひずみを測定し、6.の軌道衝撃載荷試験で把握した「マクラギ曲げひずみ(⇨マクラギ曲げモーメント)と衝撃輪重との関係」を適用して、衝撃輪重およびマクラギ曲げモーメントにより評価した。

プレテンション式3PR型2体と、ポストテンション式3PO型4体の試験結果について以下に述べる。ここで、ポストテンション式3PO型の供試体は、アンボンド方式により製造されたものである。

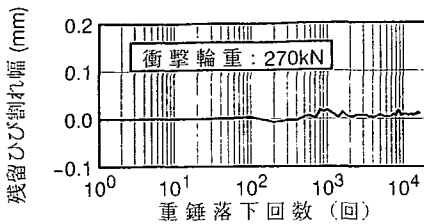
(2) 供試体の負荷条件とひび割れ状態

供試体の負荷条件とひび割れ状態の判定結果を表-2に、レール下断面の最大曲げひび割れに関する「残留ひび割れ幅の推移」(コンタクトゲージにより測定)を図-19に、試験終了後のひび割れ状態の例を写真-7に示す。

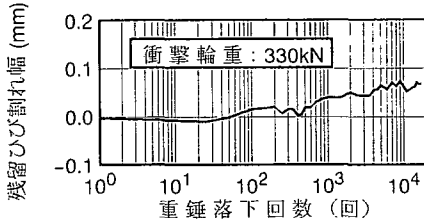
これらの結果より、各供試体について以下のことが把握された。

1) C-1(プレテンション式3PR型, 270kN)では、レール下断面下縁に極めて微細な曲げひび割れが発生するだけで、17000回後の残留ひび割れ幅はほとんど零であり、使用限界状態に対して許される範囲に十分に留まっていると判断された。

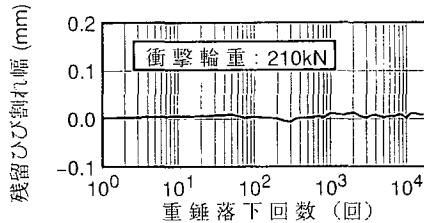
2) C-2(プレテンション式3PR型, 330kN)では、C-1に比べて曲げひび割れが発達し、17000回後の残留ひび割れ幅は約0.07mmに達した。ただし、PC鋼線のすべり込みは全く認められず、異形PC鋼より線の附着性能は極め



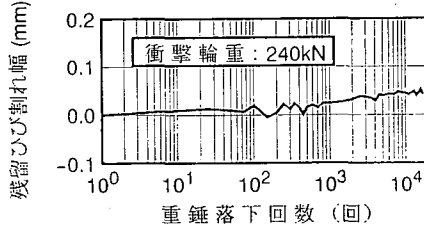
(a) C-1 (プレテンション式 3 PR型, 270kN)



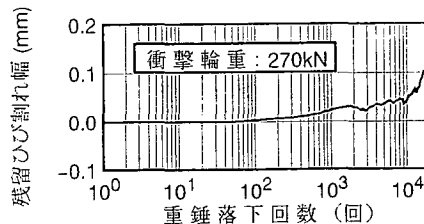
(b) C-2 (プレテンション式 3 PR型, 330kN)



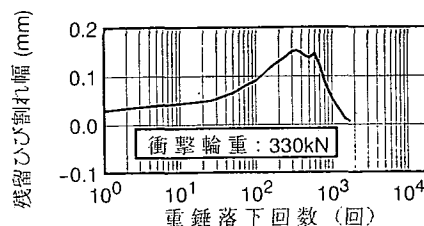
(c) C-3 (ポストテンション式 3 PO型, 210kN)



(d) C-4 (ポストテンション式 3 PO型, 240kN)



(e) C-5 (ポストテンション式 3 PO型, 270kN)



(f) C-6 (ポストテンション式 3 PO型, 330kN)

図-19 残留ひび割れ幅の推移

て優秀であることが改めて確認できた。総合評価としては、使用限界状態に対して許される範囲をやや超えていると判断された。

3) C-3(ポストテンション式 3 PO型, 210kN) では、微細な曲げひび割れが発生したが、17000 回後の残留ひび割れ幅はほとんど零であり、使用限界状態に対して許される範囲に概ね留まっていると判断された。

4) C-4(ポストテンション式 3 PO型, 240kN) では、C-3 に比べて曲げひび割れが発達し、17000 回後の残留ひび割れ幅は約 0.05mm に達した。総合評価としては、C-2 と同様に、使用限界状態に対して許される範囲をやや超えていると判断された。

5) C-5(ポストテンション式 3 PO型, 270kN) では、繰返し载荷により溝状の欠損(写真-7(b))を生じた。

17000 回後の残留ひび割れ幅は約 0.1mm に達し、ますます増加する傾向をみせた。総合評価としては、使用限界状態に対して許される範囲を確実に超えていると判断された。

6) C-6(ポストテンション式 3 PO型, 330kN) では、主たる曲げひび割れに沿う底面および側面のコンクリートが比較的早期に剥落を始め、断面上部にも損傷が及び出したため、低サイクル破壊が進行しているものと判断して、1757回で試験を終了した。

(3) プレテンション式とポストテンション式の比較

表-2に示した、供試体の負荷条件とひび割れ状態の判定結果より、プレテンション式とポストテンション式(アンボンド方式)の使用限界状態に対する設計に関連して、以下のことが把握された。

1) プレテンション式 3 PR型は、C-1 供試体において、デコンプレッションモーメントの 2.3 倍の負荷に対しても、ひび割れ状態は使用限界状態に対して許される範囲に十分に留まった。

2) ポストテンション式 3 PO型は、C-3 供試体において、デコンプレッションモーメントの 1.6 倍の負荷に対して、使用限界状態に対して許される範囲に概ね留まっていると判断された。

3) ほほ同等のひび割れ状態を示した供試体間において、3 PR型と 3 PO型の衝撃輪重を比較すると、

$$(C-1)/(C-3) = 1.30, (C-2)/(C-4) = 1.37$$

であった。

4) 1)~3)を総合すると、使用限界状態のひび割れ状態を同等とするためには、ポストテンション式(アンボンド方式)のデコンプレッションモーメントを、プレテンション式よりも少なくとも 30%程度は増加させるのがよいと判断される。

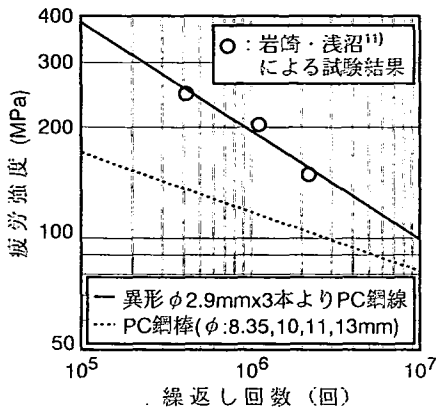


図-20 PC鋼材の疲労強度

8. 疲労限界状態に関するPCマクラギの耐荷性能

(1) 疲労寿命を評価したPCマクラギの種類

JR用の主なPCマクラギ(図-2)のレール下断面を対象にして、PC鋼材の破断に対する疲労寿命の評価を行った。

このうちポストテンション式については、わが国ではアンボンド方式で製造されるのが通例であるが、ここではボンド方式を対象とし、PC鋼材とコンクリートとは完全に付着していると仮定して検討を行った。PC鋼材の疲労に関しては、一般にボンド方式の方が先に問題となるため、安全側の評価とみなせる。

(2) 疲労寿命の予測方法

a) 衝撃輪重に対するPC鋼材応力度の算定方法

PC鋼材応力度とマクラギ曲げモーメントとの関係については、次の仮定に基づくPRC(プレストレスト鉄筋コンクリート)の断面応力算定方法により検討した。

- 1) 断面のひずみは直線分布する。
- 2) PC鋼材とコンクリートとは完全に付着している。
- 3) コンクリートの引張強度は零とする。

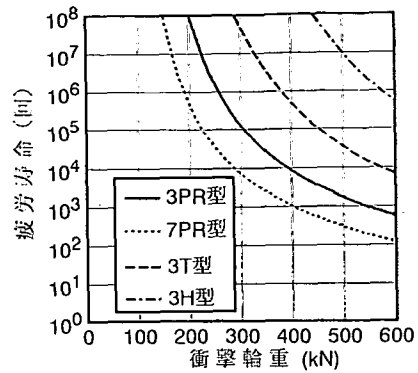
この算定方法が衝撃的負荷に対しても近似的に成り立つことは、プレテンション式7PR型に対するマクラギ単体衝撃載荷試験により確認した。

マクラギ曲げモーメントと衝撃輪重との関係には、式(2)を適用した。

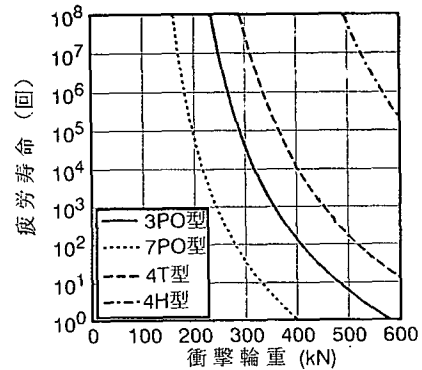
b) PC鋼材の疲労強度

PC鋼材の疲労強度にはひずみ速度の影響を考慮すべきところであるが、そのようなデータは現時点では見当たらないため、ここでは第一段階の検討として、以下のように静的疲労強度を用いることとした。

- 1) プレテンション式PCマクラギに使用されている「異形φ2.9mm×3本よりPC鋼線」の疲労強度につい



(a) プレテンション式



(b) ポストテンション式(ボンド方式)

図-21 PC鋼材の破断に対する疲労寿命(レール下断面の正曲げ)

ては、図-20に○印で示す岩崎・浅沼¹¹⁾による試験結果がある。この場合、疲労試験の下限応力としては、PCマクラギの設計有効緊張応力度がとられている。そこで、図-20に示すように、両対数座標において3点のデータを近似する直線により、S-N線を設定した。

2) ポストテンション式に用いられているPC鋼棒の疲労強度には、「鉄道構造物等設計標準(コンクリート構造物)」の設計式に基づき、図-20に示すS-N線を設定した。設計式を適用するにあたり、(下限応力度)/(引張強度)は、設計有効緊張応力度に対応する値として0.56とした。

(3) 疲労寿命の予測結果

PC鋼材の破断に対する疲労寿命の予測結果を、図-21に示す。これより、以下のことが把握された。

- 1) プレテンション式およびポストテンション式(ボンド方式)とも、PC鋼材量またはプレストレス量によって疲労寿命は大幅に変化する。横マクラギに要求される疲労寿命は数億回に達しうることも相まって、「衝撃輪

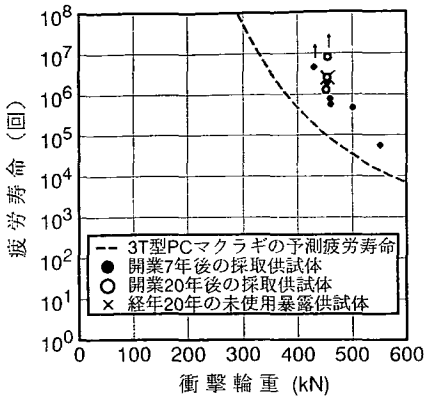


図-22 プレテンション式3T型の疲労寿命
(レール下断面の正曲げ)

重によるPC鋼材の疲労」が設計を支配する限界状態になりうる。

2) 疲労寿命予測曲線の傾向を比較すると、ポストテンション式(ボンド方式)はプレテンション式と比較して、衝撃輪重が大きくなるとともに疲労寿命がより急激に低下する傾向がある。これは、PC鋼棒の低サイクル疲労強度をPC鋼線よりも明らかに小さく設定したことによるものである。

(4) 疲労試験による寿命予測結果の検証

プレテンション式3T型PCマクラギに対する既往の静的疲労試験データ¹²⁾と図-21(a)の疲労寿命予測曲線とを比較して、図-22に示す。静的疲労試験データは東海道新幹線用マクラギに関するもので、岩崎・浅沼による「開業7年後の採取供試体」ならびに涌井・井上による「開業20年後の採取供試体」と「経年20年の未使用暴露供試体」のデータである。

なお、静的疲労試験データについては、その曲げモーメントを式(2)により衝撃輪重に換算して示した。このように曲げモーメントと衝撃輪重との関係は同一としていること、かつ、断面応力算定方法は静的載荷と衝撃載荷とは近似的に同一としていることから、衝撃輪重に対する疲労寿命予測曲線とは直接的に比較することができる。ただし、両者とも、PC鋼材の疲労強度に及ぼすひずみ速度の影響を無視している。

図-22より、以下のことが把握された。

- 1) 疲労試験データは、高サイクル領域となるにつれて、疲労寿命予測曲線よりも安全側に移行する傾向を示した。高サイクル領域のPC鋼線の疲労強度が、図-20の設定よりも大きい可能性があることがその一因と推測される。
- 2) 一連の疲労試験により、新幹線で20年間にわたり供用しても、未使用品と同等の残存疲労寿命を有していることが分かった。

9. 終局限界状態に関するPCマクラギの耐荷性能

(1) 衝撃曲げ耐力に関する試験結果

軌道およびマクラギ単体に対する衝撃載荷試験において、最高落下高さまでの試験を行ったが、いずれも破壊させることはできなかった。プレテンション式3PR型およびポストテンション式3PO型(アンボンド方式)に作用させた最大負荷は、衝撃輪重にして520kN、またマクラギ曲げモーメントにして36.4kNmと推定された。これに対して静的曲げ耐力は28.4kNm(3PR型)および26.4kNm(3PO型)に過ぎず、静的曲げ耐力の少なくとも40%増のマクラギ曲げモーメントに対して破壊には至らなかったことが確認された。

(2) 衝撃曲げ耐力を評価したPCマクラギの種類

試験結果から、ひずみ速度による材料強度の増加が衝撃曲げ耐力に寄与していると考えられたので、衝撃曲げ耐力の評価方法について検討を行い、終局限界状態の断面破壊に対する設計のありかたについて考察した。

検討対象としたのは、JR用の主なPCマクラギ(図-2)のレール下断面である。ポストテンション式については、ここでもボンド方式を対象とし、PC鋼材とコンクリートとは完全に付着していると仮定して検討を行った。アンボンド方式の場合にはボンド方式に対して静的曲げ耐力が最大30%程度下がる場合がある¹³⁾とされているように、この場合には危険側の評価となる。

(3) 衝撃曲げ耐力の評価方法

a) コンクリートの動的応力～ひずみ関係

コンクリートの動的応力～ひずみ関係については、高橋¹⁴⁾による最近の研究成果を適用して、以下のように設定した。

1) コンクリートの動的応力 σ ～ひずみ ϵ 関係には、動的圧縮強度 σ_c と動的終局ひずみ ϵ_{c0} に基づき、次のパラボラ式を用いた。

$$\sigma = \sigma_c \left[2(\epsilon / \epsilon_{c0}) - (\epsilon / \epsilon_{c0})^2 \right] \quad (5)$$

2) コンクリートの動的圧縮強度 σ_c は、静的圧縮強度 σ_c とひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ に基づき、次式により求めた。

$$\sigma_c / \sigma_c = 1.49 + 0.268(\log \dot{\epsilon}) + 0.035(\log \dot{\epsilon})^2 \quad (6)$$

3) コンクリートの動的終局ひずみ ϵ_{c0} は、静的終局ひずみ ϵ_{c0} ($=3500 \times 10^{-6}$)とひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ に基づき、次式により求めた。

$$\epsilon_{c0} / \epsilon_{c0} = 1.24 + 0.053(\log \dot{\epsilon}) \quad (7)$$

4) コンクリートのひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ は2に設定した。これは、マクラギ曲げモーメントの作用時間を4 msecと仮定し、したがって2msecでひずみ ϵ が約 4500×10^{-6} ($=\epsilon_{c0}$)に達するとした場合の概略値である。

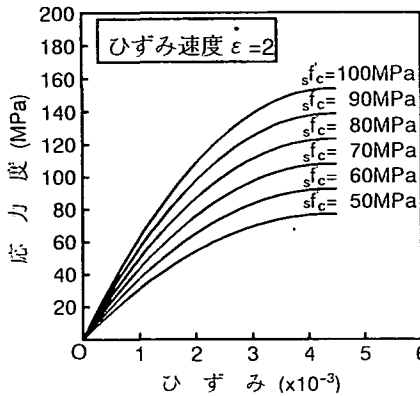


図-23 コンクリートの動的応力～ひずみ関係

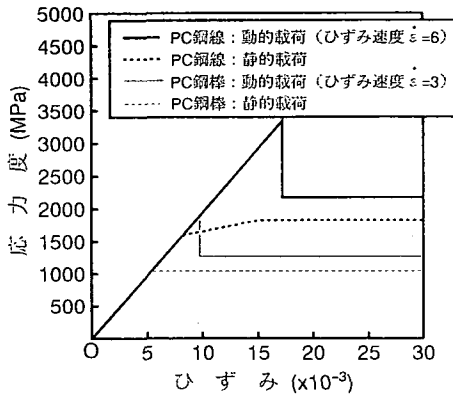


図-24 PC鋼材の動的応力～ひずみ関係

5) 1)～4)に基づいて設定したコンクリートの動的応力～ひずみ関係を、図-23 に示す。

b) PC鋼材の動的応力～ひずみ関係

PC鋼材の動的応力～ひずみ関係についても、高橋¹⁴⁾による鉄筋等に対する最近の研究成果を適用して、以下のように設定した。

なお、提案式の前提となったデータにはPC鋼材のデータは含まれておらず、PC鋼材に対してひずみ速度の影響を過大評価している可能性がある。本来ならば検証して適用すべきところであるが、本研究の中では実施することができず、将来の課題として残された。

そのため、以下の衝撃曲げ耐力の評価は、定性的な知見としては意味を持つが、定量的には再吟味を要するものである。

- 1) 上降伏点に至るまでの弾性係数は、ひずみ速度の影響を受けず、静的弾性係数に等しいとした。
- 2) 上降伏点応力度 $f_{y,u}$ は、静的上降伏点応力度 $f_{y,u}$ とひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ に基づき、次式により求めた。 $f_{y,u}$ は、設計引張強度 $f_{p,u}$ の0.84倍に設定した。 $f_{y,u} / f_{y,u} = 10^{0.3801 \times \dot{\epsilon} - 0.258}$

$$+0.993 \quad (8)$$

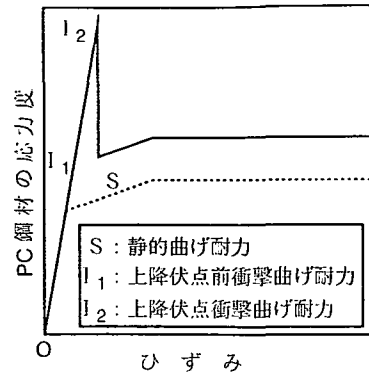


図-25 破壊モードに対する衝撃曲げ耐力の定義

3) PC鋼材のひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ は、PC鋼線に対しては6、PC鋼棒に対しては3に設定した。

これらの値は、マクラギ曲げモーメントの作用時間を4msecと仮定し、したがって2msecで設計有効緊張応力度から上降伏点応力度 $f_{y,u}$ まで達する前提のもとに、1)および2)に基づいて設定した。

4) 1)～3)に基づいて設定したPC鋼材の動的応力～ひずみ関係を、図-24 に示す。

c) 衝撃曲げ耐力評価におけるその他の仮定

衝撃曲げ耐力の評価にあたっては、a) およびb) の設定のほか、一般的に用いられる次の仮定を適用した。

- 1) 断面のひずみは直線分布する。
- 2) PC鋼材の設計有効緊張応力度のみを初期応力状態として考慮し、コンクリートの初期応力度は無視する。
- d) 評価した終局曲げ耐力の種類

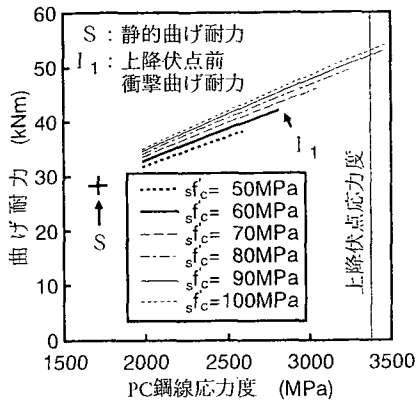
図-25 と以下に定義するように、静的曲げ耐力 (S) および衝撃曲げ耐力 (I_1 , I_2) を評価した。

- 1) 静的曲げ耐力 S : PC鋼材が引張降伏した後に、圧縮部コンクリートが破壊する場合の静的曲げ耐力。
- 2) 上降伏点前衝撃曲げ耐力 I_1 : PC鋼材が上降伏点に達する前に、圧縮部コンクリートが破壊する場合の衝撃曲げ耐力。
- 3) 上降伏点衝撃曲げ耐力 I_2 : PC鋼材が上降伏点に達し、圧縮部コンクリートはまだ破壊に至らない場合の衝撃曲げ耐力。

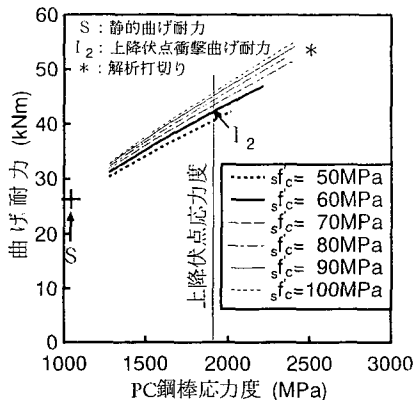
なお、これらのほか、 I_2 よりも低いところに「上降伏点衝撃曲げ耐力」が存在するが、 I_2 が発揮された後に生じる破壊モードであるため、検討を省略した。

(4) プレテンション式とポストテンション式との衝撃曲げ耐力のモードの比較

プレテンション式3PR型とポストテンション式3PO型(ボンド方式)のレール下断面を対象に、衝撃曲げ耐力のモードについて検討した結果を図-26 に示す。



(a) プレテンション式 3 PR型マクラギ



(b) ポストテンション式 3 PO型マクラギ(ボンド方式)

図-26 衝撃曲げ耐力の評価(レール下断面の正曲げ)

各図の線は、 f'_c の設定値(50 ~100MPa) ごとに、最下段の PC 鋼材応力度に対応する曲げ耐力を示したものである。また各線の頂点は、コンクリートが圧縮破壊する点を意味する。ただし、頂点部に*印を付したのは「解析打ち切り」を意味し、この場合にはコンクリートはまだ圧縮破壊に至っていない。

さらに各図には、現行マクラギの実強度を、 $f'_c = 60$ MPa に設定し、その時の静的曲げ耐力 S を+印で、また衝撃曲げ耐力を I_1 (上降伏点前衝撃曲げ耐力) または I_2 (上降伏点衝撃曲げ耐力) で示した。

これらの結果より、以下のことが把握された。

- 1) 衝撃曲げ耐力は、プレテンション式では I_1 、ポストテンション式では I_2 により与えられた。
- 2) f'_c または f'_c が衝撃曲げ耐力に及ぼす効果は、ポストテンション式よりもプレテンション式の方が明らかに大きくなった。

(5) 静的曲げ耐力および衝撃曲げ耐力の比較

JR用の主な PC マクラギ(図-2)のレール下断面

S : 静的曲げ耐力
 I_1 : 上降伏点前衝撃曲げ耐力
 I_2 : 上降伏点衝撃曲げ耐力
 : 作用曲げモーメント(衝撃輪重400kN時)

横マクラギの型式	曲げ耐力 (kNm)	
	0	10 20 30 40 50 60 70 80 90
3 PR型(プレテン)	S	I_1
3 PO型(ポストテン)	S	I_2
7 PR型(プレテン)	S	I_1
7 PO型(ポストテン)	S	I_2
3 T型(プレテン)	S	I_1
4 T型(ポストテン)	S	I_2
3 H型(プレテン)	S	I_1
4 H型(ポストテン)	S	I_2

図-27 終局曲げ耐力の評価(レール下断面の正曲げ)

(正曲げ)に関する、静的曲げ耐力 S、衝撃曲げ耐力 (I_1 または I_2) を比較して図-27 に示す。

なお、最大衝撃輪重を400 kNに設定し、式(2)を適用して終局マクラギ曲げモーメントを評価した結果を併示した。

図-27 より、以下のことが把握された。

- 1) 同格のプレテンション式とポストテンション式を比較すると、静的曲げ耐力および衝撃曲げ耐力ともにポストテンション式の方がやや小さい傾向にあるが、ほぼ同等とみなすことができる。

ただし、これはボンド方式を前提とした場合の結果である。アンボンド方式の場合には、その差は広がるものと推測される。

- 2) 従来設計法を適用して設計された PC マクラギの静的曲げ耐力および衝撃曲げ耐力は型式により大きく異なる。最大衝撃輪重は同等と考えられることから、使用・疲労の限界状態に加えて、終局限界状態も設計を合理化する上で重要な位置づけにあると言える。

- 3) PC 鋼材の上降伏点応力度に対するひずみ速度効果を過大評価している可能性から、上記の衝撃曲げ耐力は上限値と解釈しておくのがベターである。3 PR型および3 PO型(アンボンド方式)において静的曲げ耐力の40%増までは実験により概ね確認されているが、現段階ではそれ以上に値を特定することはできないため、破壊安全度の適値とも勘案して、終局限界状態に対しては幅をもたせた安全性の検討とせざるを得ないものと考えられる。

10. PCマクラギの限界状態設計法に関する提案

PCマクラギの限界状態設計法に関する具体的な提案

を、レール下断面の正曲げを対象にして行うと、以下のとおりである。

(1) 使用限界状態に対する検討方法

輪重の累積頻度曲線に基づいてひび割れ状態を解析により定量評価することは現時点では困難であるため、使用限界状態については実験または経験に基づく検討方法とせざるを得ない。

シビアな荷重環境の場合や、新しい補強材料・補強形式を採用する場合には、7.(1)に示した「マクラギ単体衝撃載荷繰返し試験」により確認するのが望ましい。

JRの現状のようにマイルドな荷重環境の場合には、7.の知見に基づき、以下のように検討すればよいと考えられる。

1) プレテンション式3PR型マクラギは、マクラギ単体衝撃載荷繰返し試験の結果、270kN（設計動的輪重係数 $(1+i_d)$ ）=3.4)に至るまでの衝撃輪重によるマクラギ曲げモーメントに対して良好な耐ひび割れ性能を示した。3PR型のデコンプレッションモーメントに相当する設計動的輪重係数 $(1+i_d)$ を式(2)により評価すると約1.5である。デコンプレッションモーメントの2.3倍もの負荷に至るまで良好な耐ひび割れ性能を有しているということは、従来の予測を大きく上回る引張縁の性能と言える。

したがって、従来設計法による実績との整合性を基本に置けば、設計動的輪重係数 $(1+i_d)$ を1.5とした式(2)の値によりデコンプレッションモーメントを定めることが、安全側の設計条件として提案される。しかし、上記の引張縁の性能に関する実験結果から判断して1.0程度まで下げることは十分に可能であり、マイルドな荷重環境の場合には、1.5～1.0がプレテンション式の使用限界状態に対する設計条件として推奨される。

一方、7.(3)4)で述べたように、使用限界状態のひび割れ状態を同等とするためには、ポストテンション式（アンボンド方式）のデコンプレッションモーメントはプレテンション式よりも少なくとも30%程度は増加させるのがよいと判断された。したがって、プレテンション式の設計動的輪重係数 $(1+i_d)$ を1.5～1.0とするならば、ポストテンション式（アンボンド方式）では2.0～1.5として式(2)の値によりデコンプレッションモーメントを定めることが、マイルドな荷重環境の場合の使用限界状態に対する設計条件として推奨される。

(2) 疲労限界状態に対する検討方法

PC鋼材の疲労破断については、8.の知見に基づき、以下の手順により検討することができる。

1) 図-28に一例を示すように、「輪重の累積頻度曲線」を設定する。

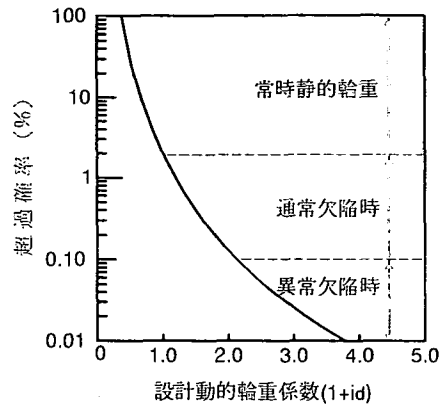


図-28 輪重の累積頻度曲線(例)

輪重の累積頻度曲線については、今後、系統的な実測を行うなどの手段により、車輪踏面管理状態などの要因のもとでパターン化されることが望まれる。しかし、それがすぐには実現できないとするならば、マクラギ設計上の「輪重の累積頻度曲線」を工学的判断のもとに設定し、それに対して所要の疲労寿命を定量的に与えるという姿勢をとることが、限界状態設計法に基づいて設計の合理化を図る上で極めて重要と考える。

2) 輪重の累積頻度曲線に式(2)を適用してマクラギ曲げモーメントを求め、PRC計算により「PC鋼材応力度の累積頻度曲線」に変換する。

3) 「PC鋼材応力度の累積頻度曲線」、PC鋼材の疲労強度および「マイナー則」を適用して、疲労寿命（耐用年数）を評価する。

(3) 終局限界状態に対する検討方法

断面の曲げ破壊については、9.の知見に基づき、以下の方法により検討することができる。

1) 6.(2)b)1)で述べたように、式(2)は終局限界状態の設計マクラギ曲げモーメントとしてはやや過小評価となる可能性があるが、それよりも設計動的輪重係数 $(1+i_d)$ の最大値をいかなる値に設定するかの方が実際には重要となる。設計動的輪重係数 $(1+i_d)$ の最大適値を特定することは現時点では困難であるが、最大輪重に関する既往の実測データから取って目安的な値を示せば、5程度と考えられる。したがって、 $(1+i_d)$ = 5.0に設定し、式(2)から求まる設計マクラギ曲げモーメントのもとに断面破壊に対する検討を行うと割り切ること、当面の扱いとしてはよいと判断される。

2) 断面破壊に対しては、9.(5)3)で検討したように、現時点では、9.(3)の方法による衝撃曲げ耐力を上限値とし、かつ破壊安全度の適値を勧告した、幅をもたせた安全性の検討方法とせざるを得ない。しかし、このような形でも、終局限界状態の検討を行うことにより、過大

設計や過小設計を排除するのに役立つ、PCマクラギの設計を合理化する上で大きな意義があると考えられる。

3) PCマクラギの衝撃曲げ耐力を精度よく評価できれば、断面破壊に対する安全性の検討を定量的に行うことができる。そのためには、PC鋼材の上升伏点応力度 $f_{t,0}$ とひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ との定量的関係が、今後の重要な課題として残された。

また、アンボンド・ポストテンション式の衝撃曲げ耐力がボンド・ポストテンション式のそれに対してどの程度に低下するかについても、今後の課題として残された。

11. 結論

本論では、「疑似静的輪重+静的応答+許容応力度設計法」の組合せになる従来設計法から、「衝撃輪重+動的応答+限界状態設計法」の組合せになる新設計法へと転換を図るべく、PCマクラギの荷重・構造応答・構造耐力に関する一連の研究を行った。得られた主な結論は、以下のとおりである。

1) 衝撃輪重は、作用時間が1~10 msecの三角状パルスとしてモデル化できること、そのピーク値は軸箱加速度としては50G程度に達すること、したがってバネ下有効質量との積から想定して400kN以上にもなりうることなど、マクラギ設計の観点からその性状を把握した。

2) 重錘落下実験および有限要素法解析により、衝撃輪重の作用時間がマクラギ曲げモーメントに及ぼす影響について検討した。その結果、レール下断面の正のマクラギ曲げモーメントは作用時間1.5 msec前後で静的負荷値の約2倍に達する動的負荷特性のピークをもつこと、この動的負荷特性は軌道パッドのバネ係数がひずみ速度の影響により固くなることと衝撃輪重の作用時間に対する共振増幅現象との相乗効果によるものであること、中央断面の負のマクラギ曲げモーメントにも同様な特性があること、作用時間の短い衝撃輪重に対しては「中すかし状態」の効果は全く認められないことなどを明らかにした。

3) マクラギ曲げモーメント~衝撃輪重の関係を実験および解析により把握した。その結果、両者を線型関係と仮定した「新設計線」(レール下断面)および「新設計線×2」(中央断面)として、設計静的輪重 P_{st} で無次元化した式(2)(狭軌用・標準軌用のレール下断面の正曲げ)、式(3)(狭軌用の中央断面の負曲げ)および式(4)(標準軌用の中央断面の負曲げ)を提示し、これらを限界状態設計法の設計マクラギ曲げモーメントの評価式として適用することを提案した。

さらに、最大衝撃輪重を400kNに設定し、これらの式により終局限界状態のマクラギ曲げモーメントを評価すると、従来設計のデコンプレッションモーメントを基準にして、レール下断面には約3倍、中央断面には約2倍

の負荷が作用しうることを明らかにした。

4) マクラギ単体衝撃載荷試験により、17000回の繰返し後のひび割れ状態を観察した。その結果、従来設計のデコンプレッションモーメントを基準にして、プレテンション式は2.3倍、ポストテンション式(アンボンド方式)は1.6倍までの負荷に対してひび割れ状態は使用限界状態に対して許される範囲に留まることを把握し、パースナルプレストレスの領域において従来の予測を大きく上回る引張線の性能を有することを明らかにした。

また、使用限界状態のひび割れ状態を同等とするためには、ポストテンション式(アンボンド方式)のデコンプレッションモーメントを、プレテンション式よりも少なくとも30%程度は増加させるのがよいことを提案した。

5) 衝撃輪重によるPC鋼材破断に対する疲労寿命の予測方法を示し、JR用の主なPCマクラギを対象にして疲労寿命を評価した。その結果、プレテンション式およびポストテンション式(ボンド方式)ともPC鋼材量またはプレストレス量によって疲労寿命は大幅に変化すること、横マクラギに要求される疲労寿命は数億回に達しうることも相まって「衝撃輪重によるPC鋼材の疲労」が設計を支配する限界状態になりうることなどを具体的に示した。

6) 衝撃輪重に対する衝撃曲げ耐力の評価方法について検討し、JR用の主なPCマクラギを対象にして試算を行った。その結果、衝撃曲げ耐力は、プレテンション式では I_1 (上升伏点前衝撃曲げ耐力)、ポストテンション式では I_2 (上升伏点衝撃曲げ耐力)により与えられた。また、静的曲げ耐力および衝撃曲げ耐力は型式により大きく異なり、使用・疲労の限界状態に加えて、終局限界状態も設計を合理化する上で重要な位置づけにあることを具体的に示した。

なお、衝撃曲げ耐力を精度よく評価するためには、PC鋼材の上升伏点応力度 $f_{t,0}$ とひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ との定量的関係が、今後の重要な課題として残された。

7) 以上を総合して、「衝撃輪重+動的応答+限界状態設計法」の組合せになる新設計法の骨子を提案した。

従来設計法の建前としてのフルプレストレス設計から、ひび割れの発生を不可避と認める新設計法へと転換したことにより、荷重環境および補強形式・材料に応じた多様かつ情報量の多い設計が可能となった。

新設計法による試設計例は割愛したが、著大輪重現象に対してフルプレストレス設計された新幹線高速用プレテンション式3H型マクラギについて再検討した結果では、PC鋼材量を従来よりも20%減量しても使用・疲労・終局に対して十分な耐荷性能をもつことが把握された。合理的設計がもたらすコスト低減が、新設計法の最大の利点と言える。

謝辞：長滝重義博士(東京工業大学),三木千寿博士(東京工業大学),渡辺借年博士(現 興和化成),佐藤吉彦博士(現 日本機械保線),宮田尚彦博士(現 富士ピーエス),椎名公一氏(現 日本線路技術),岩崎岩雄氏(現 オリエンタル建設),浅沼久志氏(現 極東鋼弦),井上寛美氏(鉄道総合技術研究所)の各氏には、本研究の遂行にあたり多大のご指導とご協力を賜った。末筆ではありますが、ここに記して深甚の謝意を表します。

参考文献

- 1) FIP Commission on Prefabrication: FIP State of the Art Report (Concrete Railway Sleepers), Thomas Telford Ltd., 1987.
- 2) 佐藤吉彦: 東海道新幹線において951形式試験電車に発生した著大輪重の原因とその対策, 鉄道技術研究報告, No. 824, 1972年9月.
- 3) Joint Committee on Relation between Track and Equipment AAR: Effect of Flat Wheels on Track and Equipment, AREA 53, 1952.
- 4) 佐藤 裕, 豊田昌義: 高速列車による軌道の変形(東海道新幹線モデル線における軌道関係測定結果), 鉄道技術研究報告, No. 492, 1965年8月.
- 5) ORE D 161.1 rp3 : The Influence of Wheel Flats on the Track with 20 and 22.5 t Axle Loads, Utrecht, September 1986.
- 6) F. E. Dean et al.: Investigation of the Effects of Tie Pad Stiffness on the Impact Loading of

- Concrete Ties in the Northeast Corridor, FRA/ORD-83/11, U. S. Department of Transportation.
- 7) H. P. J. Taylor: The Railway Sleeper (50 Years of Pre-tensioned Prestressed Concrete), The Structural Engineer, Vol. 71, No. 16/17, pp. 281-295, August 1993
- 8) H. Wutzler : Spannbeton in den Gleisen der Deutschen Bundesbahn, Beton- und Stahlbetonbau 63, Ht. 5, pp. 97-102, 1968. 5.
- 9) Amir N. Hanna: Prestressed Concrete Ties for North American Railroads, PCI Journal, Vol. 24, No. 5, pp. 32-61, September-October, 1979
- 10) 三浦一郎: プレストレストコンクリートマクラギの設計及び製作方法, 鉄道技術研究報告, No. 307, 1962年5月.
- 11) 岩崎岩雄, 浅沼久志: PCマクラギ用異形PC鋼線の性能試験(その1, PC鋼線の性能試験), 鉄道技術研究所速報, No. 69-42, 1969年2月.
- 12) 涌井 一, 井上寛美, 岩崎岩雄, 浅沼久志: 経年PCマクラギの耐力調査, 第27回プレレストコンクリート技術協会講演概要, pp. 51-54, 1987年9月.
- 13) 宮本征夫, 岩崎岩雄: Tポンド PC部材の静的曲げ強度, 鉄道技術研究報告, No. 836, 1973年1月.
- 14) 高橋芳彦: 高速載荷試験による鉄筋コンクリート梁及び鋼板・コンクリート合成梁の耐衝撃性評価に関する基礎的研究, 学位論文(九州大学), 1990年12月.

(1995. 11. 30 受付)

A STUDY ON LIMIT STATE DESIGN METHOD FOR PRESTRESSED CONCRETE SLEEPERS

Hajime WAKUI and Hiroyuki OKUDA

As for the primary factor preventing PC sleepers from being designed rationally, it may be pointed out that the dynamic behavior and bearing capacity when an enormous wheel load due to wheel flat and so forth acts impulsively are not clarified enough. From these points of view, a comprehensive research on the load, response and resistance of PC sleepers has been conducted aiming to switch from the conventional allowable stress design method to the contemporary design method, which takes into account impulsive wheel loads, dynamic responses and the limit state design.