

PC 橋梁のたわみ測定結果に対する考察

— 北陸新幹線（長野・金沢間） —

進藤 良則*1・玉井 真一*2・下津 達也*3

平成 27 年 3 月に開業した北陸新幹線、長野・金沢間では、開業前に実車走行による橋梁のたわみ測定ならびに車両動揺測定による軌道変位を測定した。たわみ測定では各構造物の走行安全性・乗り心地・構造安全性を確認したところ、PC 橋梁のたわみの実測値は、設計値に対して小さい値であった。その原因として路盤や地覆などの付帯構造物が、桁の基本固有振動数を高めて衝撃係数を低減すること、基本固有振動数が測定列車の載荷周期に一致しないことなどを再確認した。

一方、一部の連続 PC 橋梁では、たわみが制限値以下であっても、上下方向の車両動揺加速度が軌道整備基準値を超える箇所があり、軌道整備を行う措置がとられた。その結果、連続 PC 橋梁の設計では、軌道の整備基準を満足する構造計画ならびに構造設計が必要であることが分った。

本稿は、付帯構造物が桁の動的応答を低減する効果を考慮した衝撃作用の算定方法、ならびに連続 PC 橋梁の構造計画において軌道管理に用いる 40 m 弦高低に着目した設計方法について述べるものである。

キーワード：新幹線、PC 橋、たわみ、乗り心地、軌道変位、40 m 弦高低

1. はじめに

平成 27 年 3 月に開業した北陸新幹線、長野・金沢間 228 km は、鉄道・運輸機構（旧日本鉄道建設公団）が平成 4 年に工事を着手し 20 年余をへて開業した整備新幹線である。この線区は、建設期間が長いため、コンクリート構造物の設計は、「鉄道構造物等設計標準・同解説 コンクリート構造物」の平成 4 年版¹⁾（以下「H4RC 標準」）によるものと平成 16 年版²⁾（以下「H16RC 標準」）によるものがある。

開業前に実施する速度向上試験では、実車走行による桁のたわみ測定、車両動揺加速度測定を実施した。PC 橋梁のたわみ測定では走行安全性・乗り心地および桁の安全性の確認を行ったところ、測定値は設計値に対して小さい値であった。その要因として次の 3 要因が考えられる。

- ① 桁の固有振動数が実測値と理論値とで異なる。
- ② 走行試験時に列車が必ずしも共振速度で走行していない。
- ③ 1 編成の車両数が走行試験時と設計で異なる。

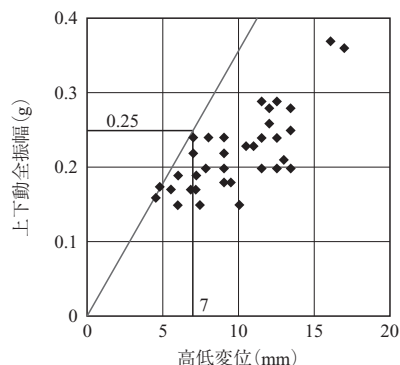
上記の①および②の要因は、列車荷重の動的作用である衝撃荷重が、設計値よりも小さいことが主たる要因と考えられる。桁の構造設計における衝撃係数（衝撃荷重の列車荷重に対する比）の算出は、桁剛性に主桁のみを考慮するが、実構造物には路盤や地覆などの付帯構造物があり、実剛性は設計上の剛性よりも大きい。これは桁の固有振動数の実測値と設計値の相違からも確認している。そこで、鉄道・運輸機構では、平成 16 年以降の単純桁の設計から

付帯構造物の剛性を考慮した剛性補正係数（表 - 1）を導入し、実測値に近い固有振動数を用いて衝撃係数を算定している³⁾。

表 - 1 単純桁の剛性補正係数³⁾

構造種類		剛性補正係数
RC 桁	場所打ち防音壁 $H = 2.0$ m	3.0
	場所打ち防音壁 $H < 2.0$ m	2.0
PCT 形桁		2.0
PC 箱桁		1.5

一方、一部の連続 PC 橋梁では、たわみが制限値よりも小さかったものの、車両の上下振動加速度が軌道整備基準値⁴⁾⁵⁾である全振幅で 0.25 g を超える箇所があった。上下振動加速度と軌道の高低変位には、図 - 1 に示す関係があり⁴⁾、高低変位を 7 mm 以下に低減する対策として、

図 - 1 高低変位と上下振動加速度の関係⁴⁾

*1 Yoshinori SHINDO：(独) 鉄道・運輸機構 設計技術部 設計技術第一課 課長補佐

*2 Shimichi TAMAI：(独) 鉄道・運輸機構 設計技術部 部長

*3 Tatyua SIMOTU：(独) 鉄道・運輸機構 大阪支社 技術管理課 担当係長

軌道パッドの下にスペーサーを挟み、軌道を扛上する措置が採られた(写真-1)。この措置により、連続PC橋梁の設計では、軌道の高低変位が現在の新幹線軌道検測に用いられる40m弦正矢(40mの糸をレールにあてたときの中点での糸とレールとの離れ)で7mm以下⁶⁾とする構造計画・構造設計が必要であることが分った。

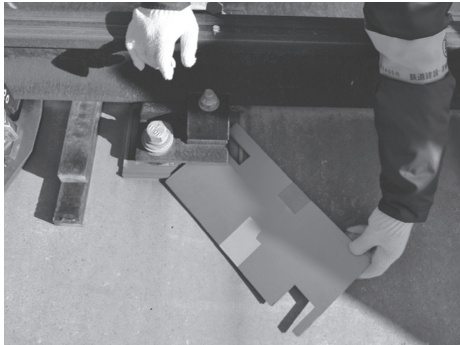


写真-1 軌道の扛上

本稿は、付帯構造物が桁の動的応答を低減する効果を考慮した衝撃作用の算定方法を第4章に、軌道整備基準を考慮した連続PC橋梁の設計検討を第5章で述べる。

2. 橋梁設計におけるたわみ制限

平成18年に制定された「鉄道構造物等設計標準・同解説変位制限」⁷⁾(以下「変位制限標準」)では、橋梁構造物の要求性能として安全性においては、「走行安全性に関わる変位」を性能項目とし、脱線係数を照査指標とするが、簡易的な指標としてたわみを用いている。使用性については、「乗り心地」を性能項目とし、車体の振動加速度を照査指標とするが、安全性と同様に簡易的な指標として、たわみを用いている。

たわみを算定する際の列車荷重については、走行安全性の照査では満員乗車(乗車率350%)で複線載荷とし、乗り心地の照査では定員乗車(乗車率100%)の単線載荷である。また、通常の営業車両は新幹線標準列車荷重として図-2の上を示すH荷重(車両長25m, 固定軸距2.5m)であるが、橋梁の設計では「新幹線鉄道実施基準」⁸⁾に従い、図-2の下に示すP標準活荷重(車両長20m, 固定軸距2.2m)で設計する。ただし、衝撃係数を算出する際は車両長の影響が大きいため、H荷重の車両長・軸配置で算定する。

乗り心地の照査に用いるたわみの限界値(表-2)は、桁を振動しない半正弦波の剛体と仮定し、車両モデルを一定の走行軌跡に沿って走らせた解析結果から定めたものである。これは、車体の振動加速度が、米国自動車技術者協会のR.N.Janewayが提案した乗り心地の許容基準を参考に、旧国鉄が定めた乗り心地係数1.5を満足するように図-3のとおり設定している。図-3にある260km/h換算スパンとは、振動加速度の振動数(Hz)を新幹線の速度72m/s(260km/h)で除した値である。振動数が1.5Hzを下回る領域は、後述する軌道整備基準値の全振幅の上下振

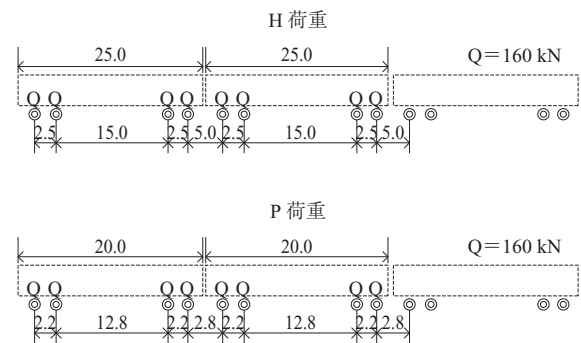


図-2 標準列車荷重 H-16 と標準活荷重 P-16^{1, 2)}

表-2 たわみの限界値(乗り心地)⁷⁾

連数	最高速度 (km/h)	桁または部材のスパン L_b (m)				
		20	30	40	50	60
単連	260	$L_b/2200$	$L_b/1700$	$L_b/1200$	$L_b/1000$	
複数連	260	$L_b/2200$	$L_b/1700$			

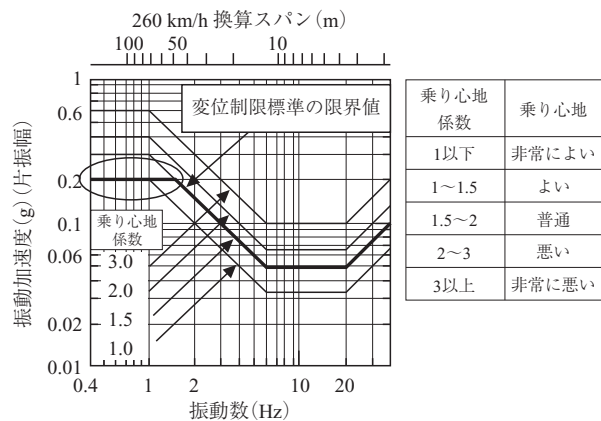


図-3 乗り心地係数と変位制限標準⁷⁾

動加速度0.25gよりも乗り心地係数1.5に対する限界値の方が大きいため、変位制限標準では片振幅0.2g(全振幅の3/4程度)を上限としている。

3. 軌道整備基準値とたわみ制限の関係^{4, 5)}

車両の上下振動加速度に対する軌道整備基準値は、全振幅で0.25gである。これは、既往の文献等⁵⁾によると、軌道変位が原因の車両動揺は、1~2Hzに集中しており、この振動数で乗り心地係数1~2に収まる上下振動加速度は、全振幅で0.25g程度であったことに拠る。上下振動加速度0.25gに相当する高低変位は、図-1より7mmであり、これを列車の良好な乗り心地を確保するための軌道整備の目標値としている。

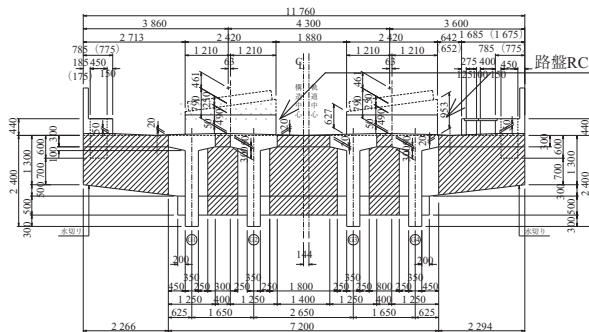
新幹線では乗り心地を確保するための軌道検測は、桁長に応じて20m弦正矢と40m弦正矢を併用している。40m弦正矢法は、車両が揺れやすい振動数1~1.5Hzに相当する260km/h換算スパンが48~72m付近の軌道変位に対する感度が高い。そこで、軌道整備基準では、40m弦高低を用いる場合には、7mmを軌道整備の目標値⁹⁾としている。

なお、橋梁の設計で用いるたわみの限界値には、軌道変位の影響は含まれていないため、軌道整備の目標値とは異なるものとする。

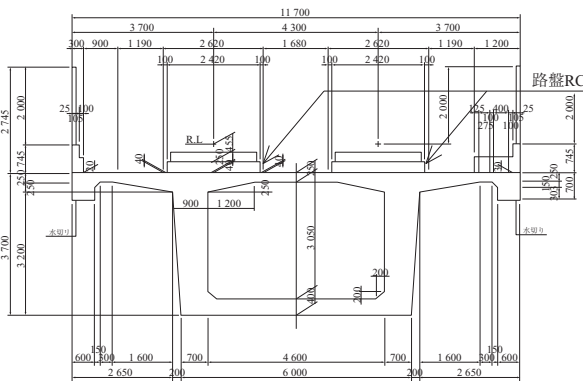
4. 単純 PC 桁のたわみ測定

4.1 構造概要¹⁰⁾

北陸新幹線、長野・金沢間の単純 PCT 形桁は、桁長 20～45 m であり、単純 PC 箱桁は主に橋長 45 m を超える箇所に適用されている。単純 PC 桁の標準断面を図 - 4 に示す。桁の断面構造は、雪害対策の区分で主に 2 つに分けられる。路盤鉄筋コンクリート（以下、「路盤 RC」という）の高さが 750 mm の桁は、スラブ上に降雪を貯雪するものであり、PC 4 主桁については、路盤 RC の一部を主桁の有効断面に含めた構造である。散水して雪を溶かす区間や融雪パネルを利用する区間の桁は、路盤 RC の高さが低い。



(a) PCT 形桁



(b) PC 箱桁

図 - 4 PC 桁の標準断面

4.2 たわみ測定^{11, 12)}

たわみの測定方法は、桁下面と地表面上のリング式変位計をピアノ線で張って測定する方法、ならびに桁側面にターゲットを取付けてこれをビデオ撮影して画像解析して測

定する方法のいずれかとした。

たわみの測定結果に対する評価ならびに第 4 章の構成を図 - 5 に示す。

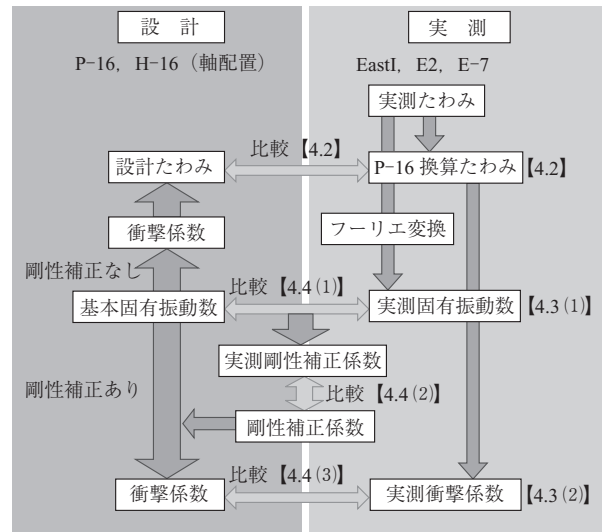


図 - 5 たわみの照査と第 4 章の構成

(1) 乗り心地の確認

桁のたわみ測定では試験車両を単線で走行させるため、使用性（乗り心地）の照査における荷重条件および限界値の設定の考え方が類似している。走行速度は 30 km/h, 200 km/h, 260 km/h の順に実施し、走行試験車両は 30 km/h は検測車である East-i, 200 km/h および 260 km/h は新幹線車両の E2, E7 系である。表 - 3 に示す East-i, E2, E7 系の軸重・軸配置は、図 - 2 に示す設計に用いる標準活荷重 P-16 の軸重・軸配置と相違するため、判定には、たわみの実測値を設計上の軸重・軸配置に換算してたわみを算定した。P-16 への換算方法は、桁を単純梁でモデル化し、表 - 3 に示す試験列車の軸重・軸配置及び設計上の軸重・軸配置（P-16）で連行移動荷重による最大たわみを算出し、その比を実測たわみに乗じて P-16 換算たわみを算出した。

260 km/h 走行時の P-16 換算たわみを図 - 6 に示す。たわみの限界値は、使用性（乗り心地）の照査に用いる限界値 δ_{lim} とし、 δ_{lim} は表 - 2 に示すとおり、スパン長 L_b (m) により、 $L_b < 20$ m では $\delta_{lim} = L_b/2200$ 、 $L_b \geq 20$ m では $\delta_{lim} = L_b/1700$ で算定した。図 - 6 に示すとおり P-16 換算たわみは、乗り心地の限界値に対して十分に余裕がある結果であった。

(2) 構造物の安全性の確認

構造物の安全性の確認は、設計たわみ（単線載荷、乗車

表 - 3 走行試験車両の編成および軸配置

試験車両	車両長	編成	軸重	軸配置
EAST-i	20 m	6 両	10.8 ~ 14.9 t	2.25 m + 11.9 m + 2.25 m + 4.1 m + . . .
E2 系	25 m	10 両	10.1 ~ 11.7 t	2.5 m + 15.0 m + 2.5 m + 5.0 m + . . .
E7 系	25 m	12 両	10.3 ~ 11.6 t	2.5 m + 15.0 m + 2.5 m + 5.0 m + . . .
P-16 (軸配置は H 荷重)			16 t	図 - 2 参照

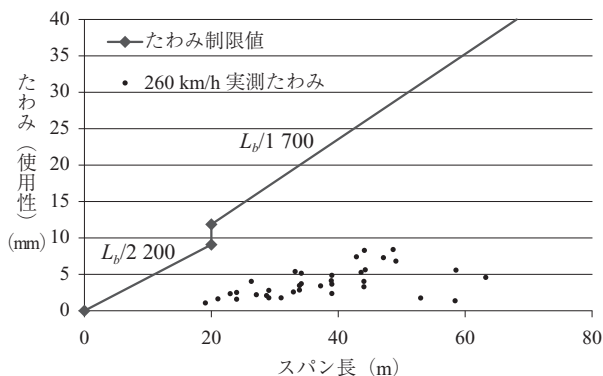


図 - 6 P-16 換算たわみと制限値 (使用性)

率 100 %) と P-16 換算たわみ (単線載荷, 乗車率 100 %) を比較した。P-16 換算たわみと設計たわみの比を図 - 7 に示す。ほとんどの桁で 1.0 を下回ったが, 1.0 を超える桁が 1 連あった。この桁は, 設計たわみと P-16 換算たわみ共に 1 mm 以下であり, 測定誤差や換算方法の影響によると考えられる。

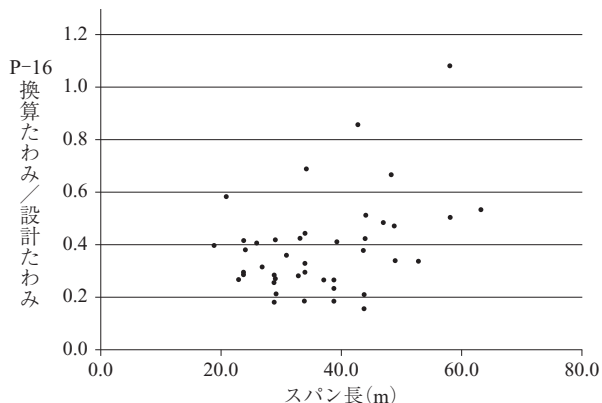


図 - 7 P-16 換算たわみと設計たわみの比

4.3 単純桁の衝撃係数

(1) 実測固有振動数

たわみ測定波形データのうち, 列車通過後の自由振動波形に対してフーリエ解析を行い, 桁の実測固有振動数を推定した (図 - 8)。

なお, 単純桁の計算上の 1 次モードの振動数 (以下, 「基本固有振動数」) n_0 は, 式 (1) で算定される。

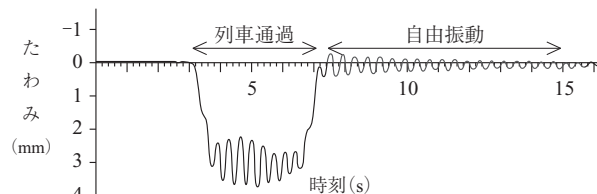
$$n_0 = \left\{ \pi / (2 \cdot L_b^2) \right\} \times \sqrt{EI \cdot g/D} \quad (1)$$

ここに, EI は桁の曲げ剛性, g は重力加速度, D は単位長さ当りの死荷重である。

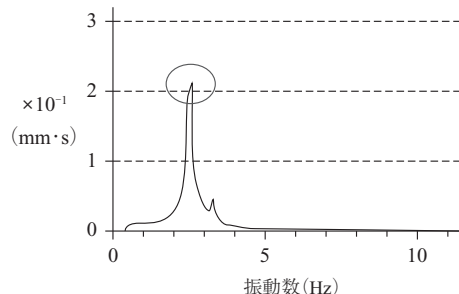
平成 16 年以降の単純桁の設計では, 固有振動数を算定する際に, 式 (1) の EI に表 - 1 に示す剛性補正係数 k を乗じて補正した基本固有振動数 (以下, 「補正基本固有振動数」) を用いて衝撃係数を算出している。

(2) 実測衝撃係数の算出

たわみ計測結果から実測衝撃係数を算出し, 補正基本固有振動数を用いて設計衝撃係数を比較することで, 剛性補正係数の妥当性について検討を行った。実測衝撃係数の算出は, 260 km/h 走行時の実測たわみ δ_{260} を静止状態の実



(a) たわみの応答波形



(b) フーリエ解析結果

図 - 8 残響波形からの固有振動数算定

測たわみ δ_0 で除し, 1 を減じて算出するのが望ましいが, 静止状態に近い 30 km/h 走行時のたわみ δ_{30} を用いて δ_0 を算出した。以下に算定手順を示す。

「H16RC 標準」²⁾ では, 単線載荷時の衝撃係数 i を式 (2) で算定する。

$$i = (1 + i_a) (1 + i_c) - 1 \quad (2)$$

ここに, i_a は速度効果の衝撃係数であり, 速度パラメータ $\alpha (= v/7.2nL_b)$, 車両長 L_v とスパン長 L_b の比から図 - 13 に示したノモグラム²⁾ で求められる。 v は設計速度 (km/h), n は桁の基本固有振動数 (Hz) である。

i_c は車両動揺の衝撃係数であり, 式 (3) で算定される。

$$i_c = 10 / (65 + L_b) \quad (3)$$

「H16RC 標準」によると, 30 km/h 走行時の実測たわみ δ_{30} には, 式 (3) で算定される車両動揺の衝撃係数 i_c が含まれるため, δ_{30} から静的たわみ δ_0 を算定するには換算が必要である。換算方法は, 式 (2) において, 0 km/h, 30 km/h 走行時の i_a をそれぞれ $i_{a,0} = 0, i_{a,30} = 0, i$ をそれぞれ i_0, i_{30} とすると, $i_0 = i_c, i_{30} = i_c$ がえられる。 $i_{30} = \delta_{30} / \delta_0 - 1 = i_c$ なので, $\delta_0 = \delta_{30} / (1 + i_c)$ となる。したがって 30 km/h 走行時の実測たわみ δ_{30} から静的たわみ δ_0 を算定するには, 近似的に δ_{30} を $1 + i_c$ で割戻すこととした。

また, 30 km/h 走行時は EAST-i, 260 km/h 走行時は E2 系または E7 系による走行であり, 30 km/h 走行時の EAST-i のたわみ $\delta_{EI,30}$ を E2, E7 系の静的たわみ $\delta_{E2,0}, \delta_{E7,0}$ に変換する必要がある。変換方法は, 前述の単純梁モデルに各車両を連行移動載荷し, 支間中央に生じる最大たわみの比を用いて式 (4) により算定した。

$$\begin{aligned} \delta_{E2,30} &= \delta_{EI,30} \cdot (\delta_{E2} / \delta_{EI}), \\ \delta_{E7,30} &= \delta_{EI,30} \cdot (\delta_{E7} / \delta_{EI}) \end{aligned} \quad (4)$$

ここに, $\delta_{EI,30}$ は EAST-i による 30 km/h 走行時の実測たわみ, $\delta_{E2}, \delta_{E7}, \delta_{EI}$ は単純梁モデルに E2, E7 系, EAST-i を連行移動載荷したときの支間中央の最大たわみ

である。したがって δ_{E2_0} , δ_{E7_0} は、式(5)で算定され、260 km/h 走行の実測衝撃係数 i_{E2_260} , i_{E7_260} は式(6)となる。

$$\begin{aligned} \delta_{E2_0} &= \delta_{E2_30} / (1 + i_c), \\ \delta_{E7_0} &= \delta_{E7_30} / (1 + i_c) \end{aligned} \quad (5)$$

$$\begin{aligned} i_{E2_260} &= \delta_{E2_260} / \delta_{E2_0} - 1, \\ i_{E7_260} &= \delta_{E7_260} / \delta_{E7_0} - 1 \end{aligned} \quad (6)$$

4.4 剛性補正係数の妥当性の検証^{11, 12)}

(1) 固有振動数の比較

剛性補正係数の妥当性を検証するにあたり、基本固有振動数が剛性補正を行うことにより、実測固有振動数に近似的かを確認するため、4.3(1)で求めた実測固有振動数と剛性補正前の基本固有振動数を比較した(図-9)。

また、実測固有振動数と基本固有振動数の比が桁剛性の違いによるものと考えるとき式(1)により、固有振動数の比を2乗したものが実測値と設計値の剛性の違いであり、ここでは実測剛性補正係数と定義する。

(2) 剛性補正係数の比較

実測剛性補正係数を図-10に示す。PCT形桁の剛性補正係数は2を中心に分布しており、PC箱桁はPCT形桁より小さい値ではあるが1.5程度で設計上の剛性よりも大きい。以上より、設計で考慮している剛性補正係数(PCT形桁は2、PC箱桁は1.5)は妥当な値といえる。

なお、PCT形桁のうち6連は、実測剛性補正係数が2を下回った。このうち2連は走行速度が低く、ノイズの影響を受けたと考える。残る4連は実測固有振動数が基本固有振動数より小さいが波形に共振はなく、たわみが設計値より十分に小さいことから問題ないことを確認した。

響を受けたと考える。残る4連は実測固有振動数が基本固有振動数より小さいが波形に共振はなく、たわみが設計値より十分に小さいことから問題ないことを確認した。

(3) 衝撃係数の比較

図-11に「剛性補正なし(補正前)」ならびに「剛性補正あり(補正後)」の設計衝撃係数に対する実測衝撃係数の比を示す。剛性補正係数を考慮しない場合、実測衝撃係数は設計衝撃係数の4割前後となっている桁が多い。一方、剛性補正係数を考慮した場合、実測衝撃係数は一部の桁を除き、設計衝撃係数の6~7割程度であった。以上のことから、剛性補正係数を考慮することで、より合理的な設計が行えたといえる。

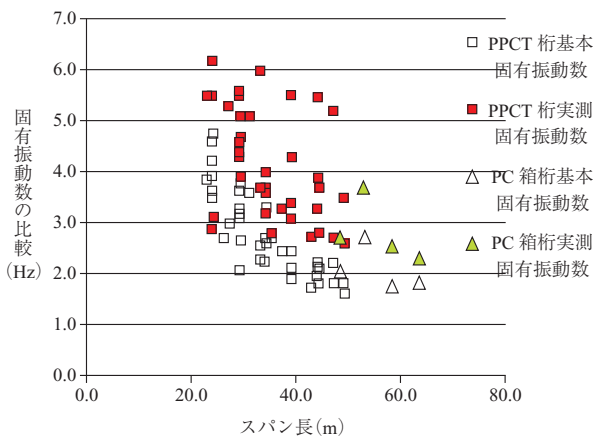


図-9 実測固有振動数と基本固有振動数

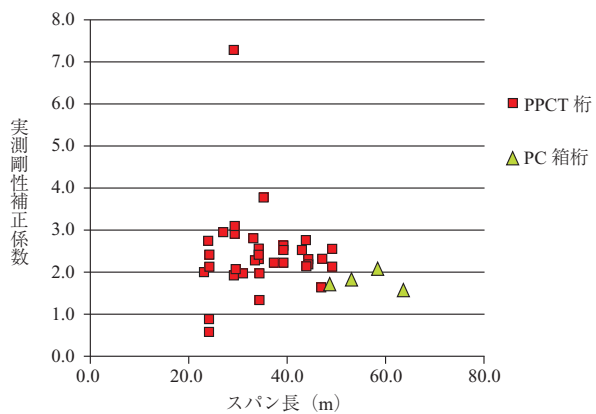
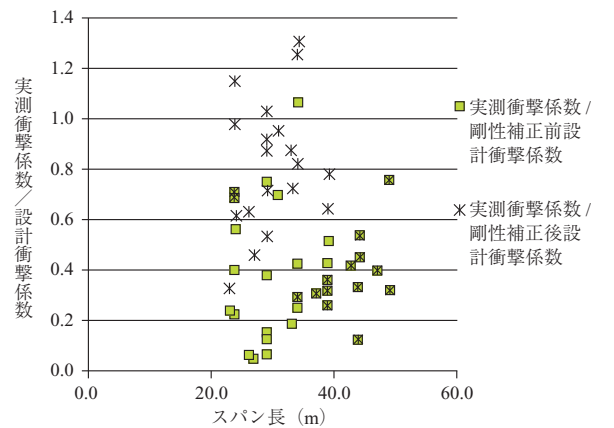
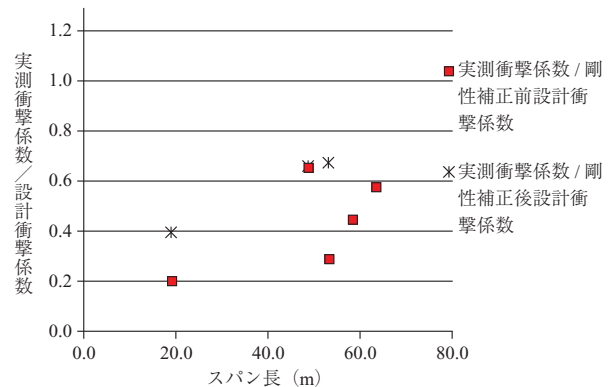


図-10 実測剛性補正係数



(a) PCT形桁



(b) PC箱桁

図-11 衝撃係数の実測値と設計値の比

ただし、スパン35m以上のPCT形桁の場合は、剛性補正の有無によらず設計衝撃係数の変化はほとんどなかった。その要因を以下に考察する。

PCT形桁の速度パラメータ²⁾ a を図-12に示す。 a はスパンによらず「剛性補正無し(補正前)」の桁は0.4程度、「剛性補正有り(補正後)」の桁は0.3程度を中心に分布している。衝撃係数を「H16RC標準」で算出する場合、車両長 L_v を25mとするとスパン長 $L_b = 25 \sim 35$ m ($L_b/L_v = 1.0 \sim 1.4$)程度までは、速度パラメータ a が0.33~0.38を超えると速度効果の衝撃係数 i_a が急激に大きくなる(図-13)。そのため、剛性補正係数を考慮したことで

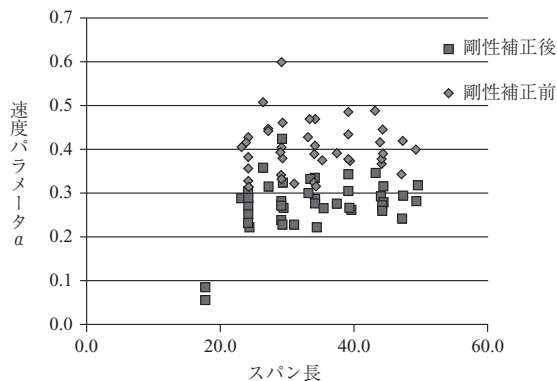


図 - 12 PCT 形桁の速度パラメータ

固有振動数が増え、速度パラメータ a が下がり、 i_a を低減する効果が鋭敏に生じたと考える。一方、スパンが 35 m を超えると（たとえば $L_b/L_v = 1.5$ ）速度パラメータ a が 0.22 程度で衝撃係数が大きくなるため、剛性補正により速度パラメータ a の低減が図られても衝撃係数には反映されないと考えられる。したがって、剛性補正係数はスパン 35 m 以下の桁では効果があるが、現況の剛性ではスパン 35 m 以上の桁では効果が少ない結果になったと考える。

なお、PCT 形桁では実測衝撃係数が剛性補正を考慮して算定した設計衝撃係数を上回る桁が 4 連あった（図 - 11 (a)）。1 連は、実測衝撃係数と設計衝撃係数の差は 3 % 程度であり、誤差の範囲である。2 連については静的たわみの実測値が 1 mm 程度、活荷重作用時のたわみが 1.5 mm であり、たわみが小さいことから測定誤差等により、衝撃係数を過大に評価したものと考えられる。残る 1 連は設計衝撃係数よりも実測衝撃係数が大きい結果であったが、波形データに共振傾向は見られず、実測たわみと設計たわみを比べても十分に小さいため、問題がないことを確認した。

以上の検討結果から、固有振動数は剛性補正係数を考慮することで、実測値に概ね一致するが、衝撃係数についてはばらつきが大きい。これは、低い速度で桁が共振する場合、速度向上に伴い、共振域を外れると本来は衝撃係数は下がるが「H16RC 標準」では衝撃係数を下げず（図 - 13 参照）、当該速度までの最大となる衝撃係数を適用するため、測定速度が共振速度と異なる桁では差異が大きくなったと考えられる。

5. 連続 PC 橋梁のたわみと軌道整備標準

5.1 たわみ測定結果

連続 PC 橋梁のたわみ測定結果を図 - 14 に示す。ここに示す数値は、走行速度 260 km/h に対する P-16 換算たわみであり、「変位制限標準」の使用性（乗り心地）の制限値に対して単純桁と同様に十分小さい値であった。また、設計たわみに対する実測たわみの比についても小さい値であり、構造物としての安全性は確保されていることを確認した。

5.2 車両振動加速度の測定

軌道管理のための車両振動加速度の測定は、たわみ測定

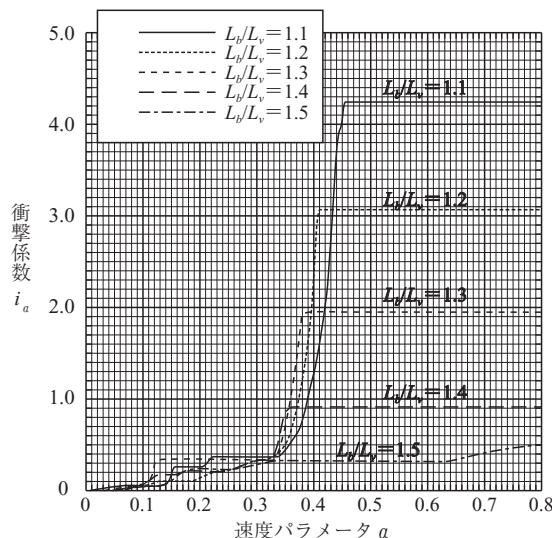


図 - 13 速度効果による衝撃係数²⁾

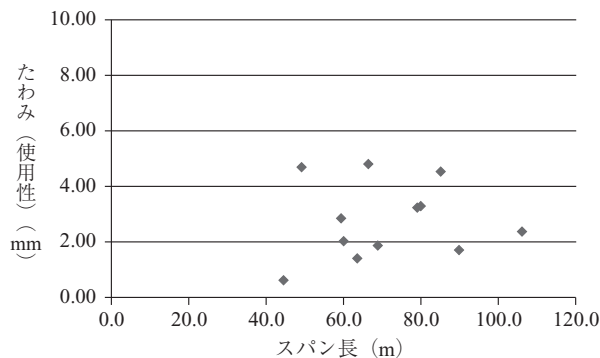


図 - 14 連続 PC 桁のたわみ測定結果

と同時に実施された。車両振動加速度の測定位置は、進行方向先頭車両の前方台車直上である。図 - 15 に上下動の振動加速度波形の一例を示す。この波形は、図 - 16 (a) に示す橋長 142 m の 2 径間 PC ラーメン橋 (2 @ 71 m) を 260 km/h で走行した時のものである。この橋梁は「H16RC 標準」に基づいて設計されたものであり、使用性に対する設計たわみは 23.58 mm である。「変位制限標準」の限界値は 41.28 mm であり、照査を十分に満足している。しかし、構造設計でたわみの照査を満足していても、上下振動加速度は、軌道整備基準値である 0.25 g を超えている。

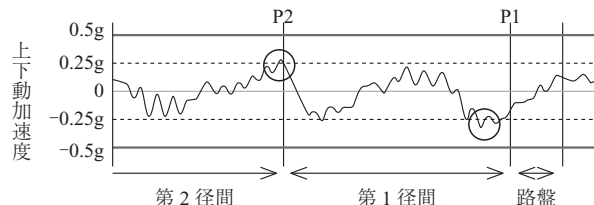


図 - 15 車体振動加速度波形の例

そこで、当該橋梁ならびに終点方に隣接する RC 桁（桁長 20 m）の区間について、使用限界状態におけるたわみの影響線から、40 m 弦高低の値を算出した。図 - 16 (b)

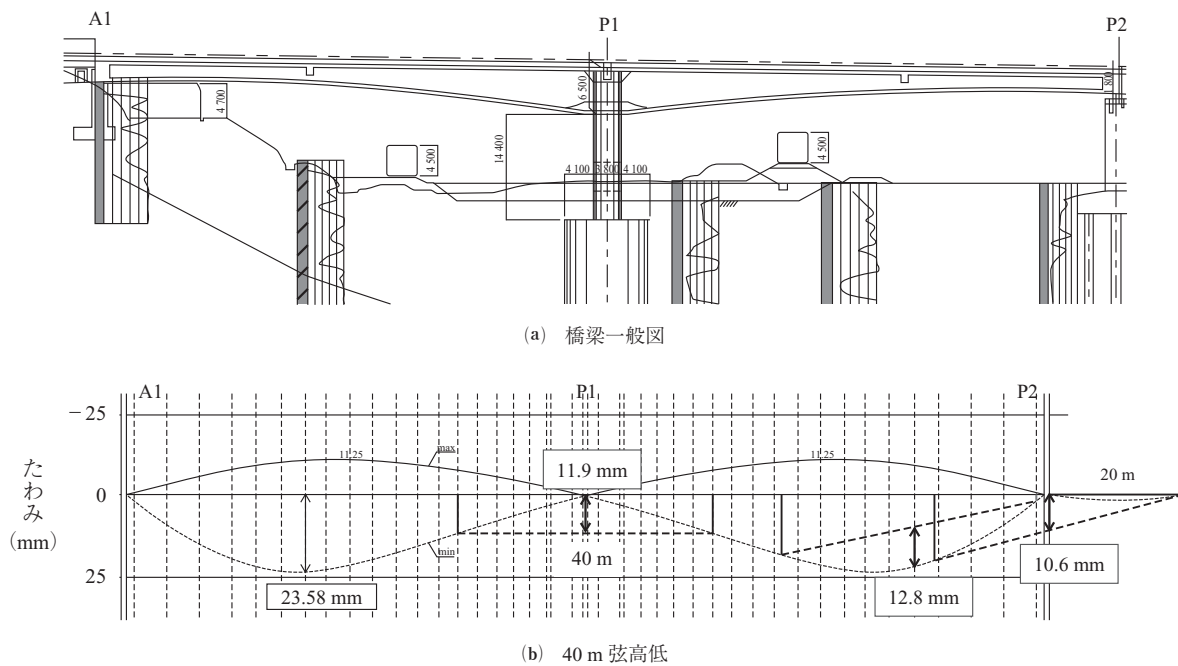


図 - 16 2径間PCラーメン橋の例

は算出結果であり、40 m 弦高低が大きくなる箇所は、スパン中央部付近および支点部付近の2箇所であった。前者は下に凸の形状、後者は上に凸の形状であり、この橋梁ではスパン部で最大 12.8 mm、支点部で最大 10.6 mm であった。これらの値は、軌道変位を含んでいないにもかかわらず、軌道整備基準の 7 mm を上回る結果であった。この橋梁については活荷重によるたわみを低減するため、最大で 7 mm 程度の軌道扛上が実施された。なお、3 径間以上の橋梁においても、一部の側径間では上下振動加速度が 0.25 g を超える箇所があった。

以上より、「変位制限標準」では「走行安全性」ならびに「乗り心地」の検討について 40 m 弦高低の照査を行うことにはなっていないが、軌道管理のための軌道整備基準を勘案すると PC 連続橋の設計においては、活荷重によるスパン中央部ならびに支点部の軌道変位を低減する構造計画及び構造設計上の配慮が必要と考えられる。

5.3 軌道整備基準を考慮した照査方法の提案

整備新幹線は高速走行性を確保するため、平面線形ならびに縦断線形に制約がある。現在、建設を進めている金沢・敦賀間においても多数の河川や道路との交差箇所があり、スパンの長い橋梁は多い。橋梁のスパンが長くなると、活荷重によるたわみは大きくなるほか、軌道整備基準を満足しない場合が増える可能性がある。しかし、桁の断面を過度に増やして桁剛性を高めても、下部構造の負担が増えて耐震設計が困難になるケースや、縦断線形的位置を高くする方策が行えないケースも想定される。

そこで、橋梁の設計段階で、経済的に橋梁設計を行い、かつ将来の軌道検測において整備基準を満たせるよう、照査ステップを図 - 17 に示すように取りまとめた⁶⁾。

以下に各照査ステップの実施内容について記す。

〔ステップ1〕標準的な照査

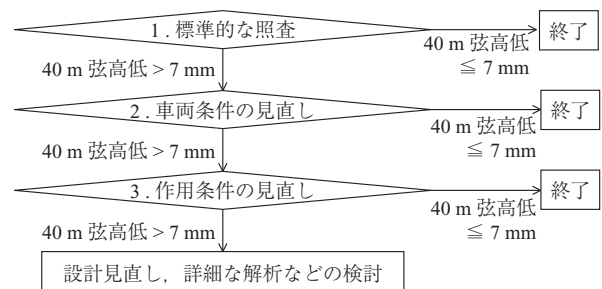


図 - 17 40 m 弦高低の照査ステップ

隣接径間に荷重が作用する影響は加味せず、各径間の最大たわみが同時に発生した状態（影響線）で 40 m 弦高低を照査する。

〔ステップ2〕車両条件の見直し

営業車両の軸重は 13 t 程度であり、設計で想定している P-16 荷重よりも小さい。40 m 弦高低の照査は「変位制限標準」の照査項目ではないため、実態に則した活荷重の選定が可能であり、簡易なたわみの算定方法として〔ステップ1〕で算出した影響線に 13/16 を乗じて 40 m 弦高低を算出する。

〔ステップ3〕作用条件の見直し

隣接径間の影響および時間経過に伴うたわみの変化を考慮した解析を行う。具体的には始点方から終点方に向けて車両を動かし、各支点部に先頭車両が来たときのたわみを算出する。照査を満たさない場合は構造物の設計を見直し、あるいは詳細解析を検討する。

5.4 軌道整備基準を考慮した照査例

図 - 18 (a) に示す橋梁は、起点方に橋長 232 m の 3 径間 PC ラーメン橋 (75 m + 82 m + 75 m)、終点方に橋長 322 m の 4 径間 PC ラーメン橋 (78 m + 2@83 m + 78 m)

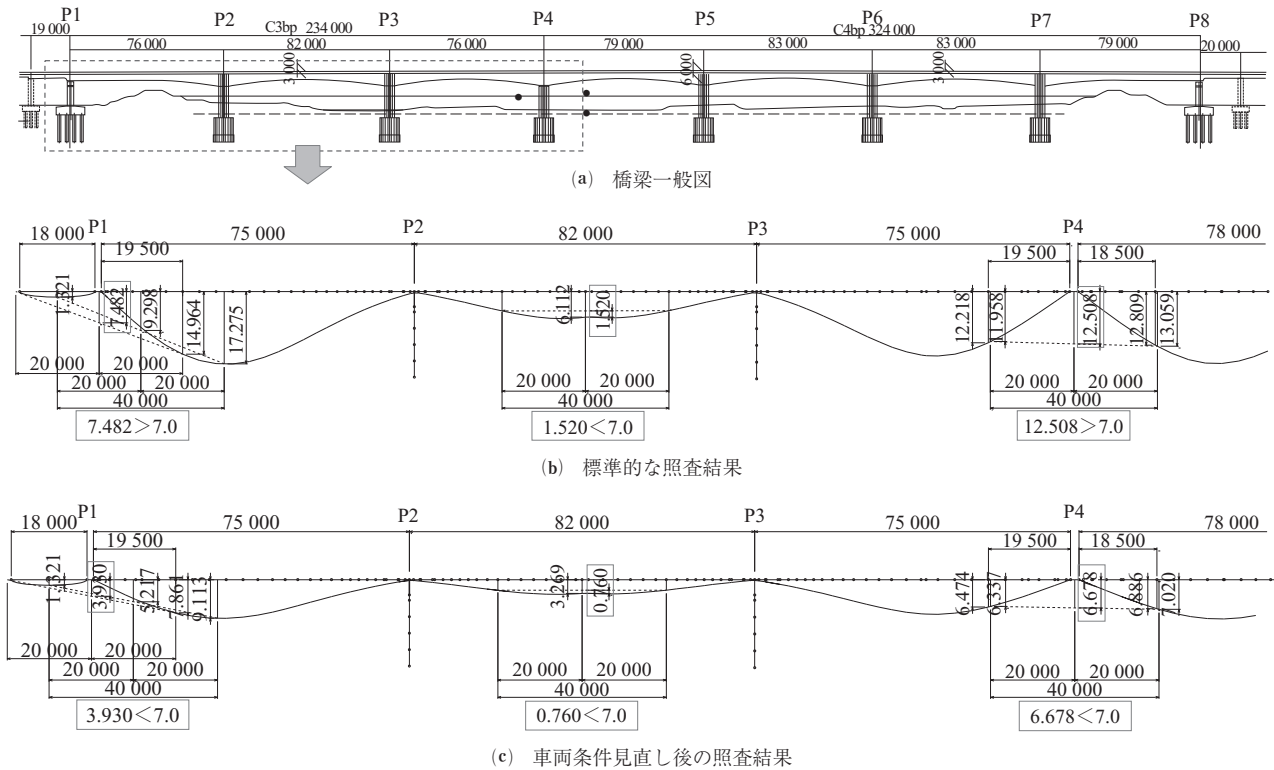


図 - 18 40 m 弦高低の照査結果の例

で構成されている。この橋梁で最も 40 m 弦高低が厳しい箇所は、影響線が上に凸の形状となる端支点部 (P1, P4, P8) である。本橋の設計では隣接する単純桁のスパン長を短縮し、側径間の桁剛性を高めるなどの方策を行ったほか、図 - 17 に示した照査ステップにしたがい、ステップ 2 の状態で 40 m 弦高低を 7 mm 以下にすることができた。

6. おわりに

北陸新幹線、長野・金沢間の PC 橋梁のたわみ測定ならびに車両の振動加速度の測定結果に対して本稿で述べた考察を以下に記す。

(1) 単純 PC 桁については

- ① 固有振動数の算定に剛性補正係数を考慮することで、精度の高い設計値が得られる。
- ② スパン 35 m 以下の PCT 形桁は、剛性補正係数を考慮することで衝撃係数の精度が向上し、合理的な設計が可能となる。
- ③ スパン 35 m 以上の PCT 形桁の衝撃係数は、剛性補正係数の影響を受けにくい。

(2) 連続 PC 橋梁については

- ① たわみの照査を満足していても上下振動加速度が軌道整備基準値 0.25 g を超えることがある。
- ② 提案した 40 m 弦高低の照査ステップに準じた橋梁設計を行うことで合理的な設計が可能である。

参考文献

- 1) 鉄道総合技術研究所：鉄道構造物等設計標準・同解説コンクリート構造物，丸善株式会社，1992
- 2) 鉄道総合技術研究所：鉄道構造物等設計標準・同解説コンクリート構造物，丸善株式会社，2004
- 3) 進藤良則，千葉 寿，山洞晃一，石徳隆行：新幹線新規開業区間における単純 PC 桁のたわみ測定結果に関する考察，第 20 回プレストレストコンクリートの発展に関するシンポジウム，2011
- 4) 古川 敦：新幹線の軌道管理技術，RRR，2011.3
- 5) 内田雅夫：鉄道総合技術研究所講演会前刷集 pp.28-35，1990
- 6) 下津達也，玉井真一：整備新幹線における長大橋りょうのたわみの検討について，第 18 回鉄道工学シンポジウム，2014
- 7) 鉄道総合技術研究所：鉄道構造物等設計標準同解説・変位制限，pp.72-76，106-110，丸善株式会社，2006
- 8) 独立行政法人鉄道建設・運輸施設整備支援機構：新幹線鉄道実施基準，pp.13
- 9) 東北新幹線工事誌（八戸・新青森間）第 8 編第 7 章 pp.431，2012.3
- 10) 山東徹生，河瀬日吉：北陸新幹線（長野・金沢間）の PC 桁の設計について，プレストレストコンクリート vol.56，No.2，2014
- 11) 下津達也，水谷哲也，舟竹弘次，進藤良則：北陸新幹線の桁たわみ測定結果に関する考察，第 19 回鉄道工学シンポジウム，2015
- 12) 進藤良則，下津達也，水谷哲也，舟竹弘次：北陸新幹線新規開業区間における単純 PC 桁のたわみ測定結果に関する考察，第 24 回プレストレストコンクリートの発展に関するシンポジウム，2015

[2015 年 10 月 27 日受付]