

論文 ベイズ推定による現有性能の不確実性が既存橋梁への支点追加補強に及ぼす影響分析

篠崎 秀太*1・松岡 弘大*2・貝戸 清之*3

要旨：近年通常の維持管理を逸脱し、大規模な補強を必要とする高速鉄道 PRC 桁の事例が報告されている。一方、補強設計における性能向上効果とその不確実性の評価は技術者の暗黙知に依存している。本研究は、共振が生じた PRC 桁とその共振速度向上を目的とした支点追加補強を対象とし、支点追加桁の理論モデルと MCMC 法によって、不確実性を考慮したうえで共振速度向上効果を評価する方法論を提案する。また、提案した方法論の有効性を検証するために、PRC 桁の固有振動数の季節変動を想定した模擬データを提案手法に適用し、現有性能の不確実性を考慮したうえで必要となる支点追加補強の位置および支持剛性を例示した。

キーワード：共振現象, PRC 桁, 補強設計, 支点追加, 高速鉄道

1. はじめに

高度経済成長期に集中的に建設された構造物の維持管理が重要な課題となって久しい。鉄道橋においても建設から数十年が経過し、劣化や損傷により構造性能の低下が問題なる事例も報告されている¹⁾。これに起因して、高速鉄道において過去に共振現象が発生していなかった橋梁で、近年、共振現象の発生事例が報告されている²⁾。鉄道橋における共振現象は、列車の規則的な軸配置による加振周期と、鉄道橋の固有振動数が近接することによって発生する^{3) 4)}。共振が生じた一部の桁ではたわみを低減するために大規模な補強の導入が必要となっている例も存在する⁵⁾。たわみを抑制するための補強工法では、桁下へ支点を追加する支点追加補強が架設などの応急処置も含めて多く報告されている⁶⁾。当該補強は支点追加によるスパン短縮効果により固有振動数および共振速度を効率的に増加させ、列車通過時のたわみを低減する。また、汎用性も高く今後のたわみ抑制のための補強としても広く活用される可能性があることから、本研究でも支点追加補強を対象とした検討を行う。

補強設計では、現有性能の推定を行うとともに、要求性能を新たに設定し、現有性能では要求性能を満足しない部分を補強により性能向上させることが基本となる。ただし、供用下の実構造物に適用可能な調査には制限があり、現有性能の推定には少なくない不確実性が介在する。また、PRC 桁の固有振動数が気温に依存して季節変動することも近年の調査で報告されている⁷⁾。したがって、たとえ現有性能の推定精度が向上しようと、補強設計から現有性能の不確実性を避けることは困難であり、何らかの方法で現有性能の不確実性を考慮する必要がある。従来は熟練技術者が経験などに基づき、いわゆる「安

全シロ」としてこのような不確実性を考慮して補強設計を行ってきた。熟練技術者が有する技術や知識を信頼性として視覚化し、定量的に判断可能な体系を整備することは技術伝承や説明責任を果たすうえでも重要である。

一方、不確実性を考慮した信頼性解析では、計算負荷が課題となる⁸⁾。決定論的立場では変数同士の単なる積となる計算が確率変数となる場合には積分となる。また、複数の異なる確率変数の積分は解析的に解くことが困難な場合が多く、モンテカルロシミュレーションや応答局面法などにより数多くの数値計算による近似が行われる⁹⁾。したがって、一回の計算を可能な限り高速に実施できる計算モデルの構築は信頼性解析において重要な価値を有するが、補強設計では一般的な理論解の導出が困難となる複雑な構造が多く、有限要素解析が主流となっている⁶⁾。一方で、本研究で対象とする支点追加補強は、単純桁の連続桁化であり、多点弾性支持された梁理論に基づく解析解を利用可能である¹⁰⁾。このため、上述した計算負荷による制約は比較的小さく、不確実性を考慮した補強設計を導入しやすい工法であると言える。

以上の問題意識のもと、本研究では、共振により過大な変位が生じる高速鉄道橋への支点追加補強を対象とし、多点弾性支持された梁理論とマルコフ連鎖モンテカルロシミュレーション法 (MCMC 法)¹¹⁾を用いることによって、現有性能および補強効果をその不確実性を考慮して評価する方法論を提案する。また具体例として、季節変動による不確実性を想定した現有性能推定、および共振速度向上効果を得るための支点追加補強の諸元 (追加位置、追加支点支持剛性) を算定する。以下、2. で多点弾性支持された梁モデルを説明し、3. MCMC 法に基づいた現有性能推定と補強効果算定を同時に行う方法論

*1 大阪大学大学院工学研究科 地球総合工学専攻 学士 (工学) (学生会員)

*2 公益財団法人鉄道総合技術研究所 鉄道力学研究部 構造力学 副主任研究員 博士 (工学) (正会員)

*3 大阪大学大学院工学研究科 准教授 地球総合工学専攻 博士 (工学)

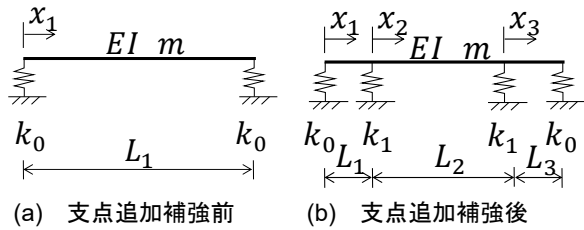


図-1 支点追加補強前後の理論モデル

を提案する。4. で文献⁷⁾に見られる季節変動する固有振動数に提案方法論を適用し、その有効性を確認する。

2. 多点弾性支持された梁モデル

図-1 に対象とする支点追加補強の理論モデルを示す。補強前は、径間長 L の梁がバネ係数 k_0 のばねで両端支持される。桁の曲げ剛性を EI 、単位長質量を m とする。支点追加により既存支点から距離 ΔL の位置にバネ係数 k_1 のばねを新たに追加し、固有振動数および共振速度を向上させることが支点追加補強の目的である。多点弾性支持梁の理論解は文献^{10), 12)}などで得られているが、後述する方法論を説明するうえで以下に簡単な説明を加える。

いま、梁の固有振動数に着目すれば、系の自由振動に関する運動方程式は、式(1)となる。

$$m \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} + EI \frac{\partial^4 w}{\partial x_i^4} = 0 \quad (1)$$

式中、 w は梁の鉛直変位であり、スパン i における位置 x_i と時間 t の関数である。 w をモード座標系に分解すれば、

$$w(x_i, t) = \sum_{n=1}^{\infty} \phi_{n,i}(x) q_n(t) \quad (2)$$

$$\frac{d^2 q_n(t)}{dt^2} + \omega_n q_n(t) = 0 \quad (3)$$

となる。ただし、 $\omega_n = 2\pi f_n$ であり、 f_n は n 次の固有振動数である。式(3)は以下の式(4)および式(5)に変換可能であり、これは一般的な常微分方程式の求解問題となる。

$$\frac{d^2}{dx_i^4} \phi_{n,i}(x_i) - \beta_n^4 \phi_{n,i}(x_i) = 0 \quad (4)$$

$$\beta_n^4 = \omega_n^2 \frac{m}{EI} \quad (5)$$

したがって、境界条件を満たす β_n を求める問題に帰着されるが、 β_n は新たに定義する行列 $\Gamma(\beta_n)$ とその行列式に関する条件から数値的に算定することができる。

$$|\Gamma(\beta_n)| = 0 \quad (6)$$

なお、補強前の1スパンの場合、 $\Gamma(\beta_n)$ は、

$$\Gamma(\beta_n) = \begin{bmatrix} \Gamma(\beta_{n,1}) \\ \Gamma(\beta_{n,2}) \end{bmatrix} \quad (7)$$

$$\Gamma(\beta_{n,1}) = \begin{bmatrix} -Y_b^n & 0 & Y_b^n & 0 \\ k_0 & -Y_a^n & k_0 & Y_a^n \end{bmatrix} \quad (8a)$$

$$\Gamma(\beta_{n,2}) = \begin{bmatrix} Y_a^n \sin(\beta_n L) - k_0 \cos(\beta_n L) & -Y_b^n \cos(\beta_n L) \\ -Y_a^n \cos(\beta_n L) - k_0 \sin(\beta_n L) & -Y_b^n \sin(\beta_n L) \\ Y_a^n \sinh(\beta_n L) - k_0 \cosh(\beta_n L) & Y_b^n \cosh(\beta_n L) \\ Y_a^n \cosh(\beta_n L) - k_0 \sinh(\beta_n L) & Y_b^n \sinh(\beta_n L) \end{bmatrix}^T \quad (8b)$$

となる。なお、また、 $Y_a^n = EI\beta_n^3$ 、 $Y_b^n = EI\beta_n^2$ 、上付き T は転置操作を示す。補強後の3スパンの場合の $\Gamma(\beta_n)$ は、式(7)の上2行と下2行の間に追加支点の境界条件を含めた4行の行列を追加し、12行12列の行列となる。なお詳細は文献¹²⁾を参照されたい。上記の式(7)を式(6)に代入し解くことによって β_n が得られ、式(5)に β_n を代入することによって固有振動数を得る。ここでは主に梁の1次固有振動数に対応した共振現象に着目するため、 $n=1$ のみを考慮することとし、以降の章では n の記載を省略する。

3. 現性能推定および補強効果の信頼性解析

3.1 MCMC 法によるベイズ推定

いま、2. で示した理論式による両端弾性支持された梁の固有振動数 f の算定過程を、

$$f = F(\theta) \quad (9)$$

$$\theta = (EI, m, k_0) \quad (10)$$

と関数で表す。また、固有振動数の実測値の集合を $D = (\tilde{f}_1, \dots, \tilde{f}_N)$ と表す。ベイズの定理¹³⁾から、実測値 D と与件としたパラメータ θ の確率分布は、

$$P(\theta|D) \propto L(D|\theta)P(\theta) \quad (11)$$

となる。なお、 $L(D|\theta)$ は尤度関数、 $P(\theta)$ は事前分布であり、記号 \propto は比例を表す。確率分布 $P(\theta|D)$ は事後分布と呼ばれる実測値の条件付きのパラメータ分布であり、現性能として求めたい確率分布である。したがって、尤度 $L(D|\theta)$ と事前分布 $P(\theta)$ を設定すればMCMC法などにより事後分布 $P(\theta|D)$ を推定できる。本研究では、実測と理論解による固有振動数の差が平均0の正規分布に従うと考え、尤度を式(12)として設定した。

$$L(D|\theta) = N(D|F(\theta), \sigma^2) \quad (12)$$

また、推定するパラメータについて、 $\theta = (EI, m, k_0)$ のうち、単位長質量 m は設計計算により比較的精度よく算定できるため、設計計算値を用い、推定は行わないこととした。曲げ剛性 EI と既存支点の支持剛性 k_0 については以下に示すMCMC法で事後分布を推定することとし、 EI には無条件事前分布を、 k_0 には比較的緩い制約として、平均を設計値、標準偏差を設計値の半分とする正規分布を事前分布 $P(\theta)$ として設定とした。

式(12)を式(11)に代入し、事後分布 $P(\theta|D)$ をMCMC法により推定する。本研究ではMCMC法の一つであるランダムウォーク Metropolis-Hastings 法(ランダムウォークMH法)を用いる。ランダムウォークMH法は、任意の提案分布と受容・棄却過程により事後分布を近似する分布を推定するサンプリング法である。以下に概要を示す。

パラメータ θ の p 回目の標本の候補 θ' を

$$\theta' = \theta^{(p-1)} + N(0, v^2) \quad (13)$$

によりランダムサンプリングする。なお、 $\theta^{(p-1)}$ は $p-1$ 回目の標本、 $N(0, v^2)$ は平均 0、分散 v^2 の正規分布である。式(8)によりサンプリングした標本の候補は確率

$$\alpha(\theta'|\theta^{(p-1)}) = \min\left[\frac{L(\theta'|D)}{L(\theta^{(p-1)}|D)}, 1\right] \quad (14)$$

で標本として受容される。実際の計算では区間[0,1]で定義された一様乱数から、乱数 u_α を発生させ、

$$\theta^{(p)} = \begin{cases} \theta^{(p-1)} & u_\alpha > \alpha \\ \theta' & u_\alpha \leq \alpha \end{cases} \quad (15)$$

に従い決定する。なお、無条件事前分布を導入した曲げ剛性 EI については、式(14)の尤度を事後分布として同様の計算を行う必要があることに留意されたい。

十分なサンプリング回数 p_s により、標本 $\theta^{(p)}$ は定常状態に達するため、サンプリング回数 p_s 以降の標本 $\theta(\theta^{(p_s)}, \theta^{(p_{s+1})}, \dots, \theta^{(p_e)})$ は事後確率密度関数から標本 $P(\theta|D)$ と等しくなる。したがって、標本 $\theta(\theta^{(p_s)}, \theta^{(p_{s+1})}, \dots, \theta^{(p_e)})$ の確率分布の特性(期待値や信頼区間)を調べれば、パラメータ推定値とその信頼区間を評価できる¹⁴⁾。

3.2 不確実性を考慮した補強効果の信頼性解析

前節で示した現有性能の推定手法により、パラメータの事後分布が得られる。この事後分布を考慮して補強効果を計算することで、補強効果を確率分布として得ることができる。いま、補強後の固有振動数の算定過程を、式(16)および(17)として表現する。

$$f' = F'(\theta') \quad (16)$$

$$\begin{aligned} \theta' &= (EI, m, k_0, k_1, \Delta L) \\ &= (\theta, k_1, \Delta L) \end{aligned} \quad (17)$$

3.1 に示した現有性能推定の不確実性を考慮して補強後の固有振動数を算定する場合、式(17)の θ に推定された事後分布を導入することを意味する。したがって、現有性能推定の不確実性を考慮した、補強後の固有振動数の算定過程は、式(18)および(19)となる。

$$P(f') = F'(P(\theta')) \quad (18)$$

$$P(\theta') = (P(\theta|D), k_1, \Delta L) \quad (19)$$

ただし、 $F'(P(\theta'))$ の計算負荷は理論式を用いたとしても比較的膨大となる傾向にある。特に本研究では補強効果の不確実性を踏まえて、追加支点の位置および支持剛性に関する意思決定を行うことを目的としており、追加支点の位置 ΔL および支持剛性 k_1 をパラメトリックに変化させて計算する必要がある。また、補強効果の予測に関して最も重要な情報は、補強効果の期待値と不確実性に起因してどの程度期待値から安全側に見積もる必要があるか、である。したがって、本研究では、 $P(f')$ の期待値および90%信頼区間の上下限のみを検討することとした。具体的には、式(19)の $P(\theta|D)$ の代わりに、 $P(\theta|D)$ の

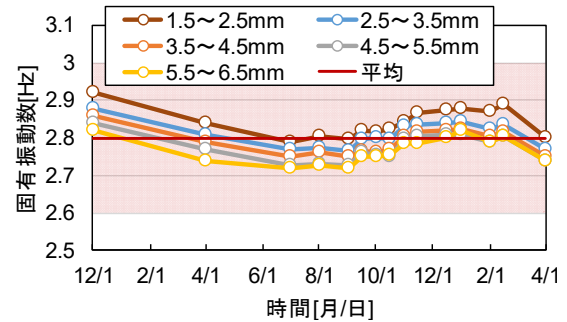


図-2 季節・振幅による固有振動数の変動 (文献 7))

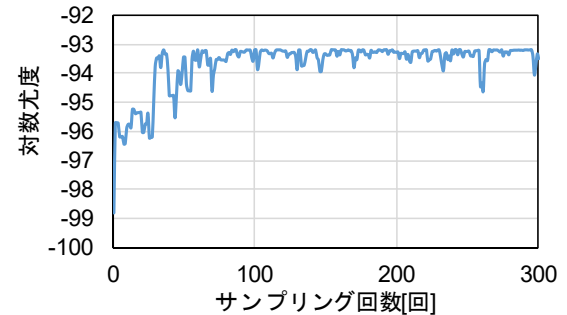


図-3 MCMC 法の繰返し回数と対数尤度

統計量、期待値 $\hat{\theta}$ 、上限 5% ($\hat{\theta}_{0.05}$)、下限 5% ($\hat{\theta}_{0.95}$) を式(19)に代入し、支点追加補強後の固有振動数と共振速度を計算する。なお、共振速度 V_{res} [km/h]は固有振動数 f' [Hz]と車両長 L_c [m]から以下により算定可能である。

$$V_{res} = 3.6f'L_c \quad (15)$$

4. 季節による変動を考慮した計算例

4.1 対象橋梁および測定データ

ここでは、文献 5)7)などで対象とされている共振が生じた橋長 30m の PRC 桁を適用事例として、提案手法の有効性を検証する。対象とした桁は、PRC 構造を有する複線単純桁であり、これまでいくつかの同種の橋梁で共振が生じたことから、すでに多くの文献でその発生原因や対策などについて検討されている。特に文献 7)では、列車通過後の残留波形の分析から、固有振動数の季節変動および振幅に依存した変動を明らかにしている。図-2 は文献 7)のグラフから値を読み取り作成したものであるが、冬季と夏季で 0.2Hz 程度、振幅により 0.1Hz 程度の変動が生じている。また、文献 9)では同種の PRC 桁において列車通過時の固有振動数が 2.5Hz 程度まで低下する場合があることが示されている。これらの PRC 桁では補強に関する検討も実施されている。一方で、特に季節変動のような固有振動数の不確実性は低減させることが困難であり、補強効果の予測においてはこれを適切に考慮することが望ましい。

本研究では、最も厳しい状態にある PRC 桁に対して支点追加補強をする場合に、上述の不確実性が及ぼす影響の評価を目的に、平均 2.5Hz、標準偏差 0.2Hz で固有振動数が変動すると仮定し、正規分布に従い固有振動数の

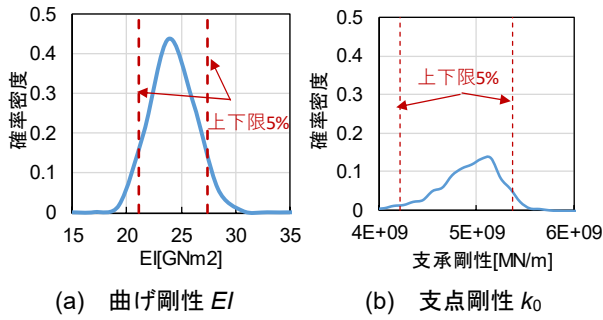


図-4 事後分布の推定結果

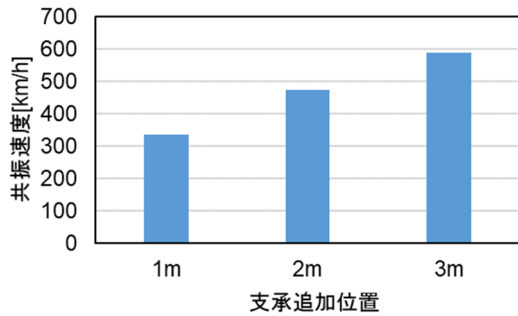


図-5 事後分布の期待値を用いた場合の補強効果の例 (追加支点剛性が既存支点剛性と同じ場合)

500 サンプルを発生させ、これを模擬的な観測データと仮定して3章で構築した手法の適用を行った。

4.2 現有性能の推定結果

作成した模擬観測データを使い、MCMC法により EI と k_0 を推定した。MCMC法の繰返し回数を10,000回とし、はじめの1,000回を初期値から事後分布への収束区間として除いた9,000回のサンプルから事後分布を推定した。

図-3にMCMC法による繰返し回数と対数尤度との関係を示す。なお、初期値からの収束状況を確認するために、開始から300回分を示す。概ね100回程度の繰返し回数で尤度の上限近くに収束しており、そこから事後分布(信頼区間)の推定に移行することを確認できる。

図-4にMCMC法により推定した曲げ剛性 EI と支点剛性 k_0 の事後分布を示す。曲げ剛性は概ね 24GNm^2 をピークとし、正規分布に近い形状の事後分布が得られている。また、上下限5%の曲げ剛性は期待値の90%および110%程度である。一方、支持剛性は、 $5.2 \times 10^3\text{MN/m}$ 付近にピークが見られるが、分布形状は左右非対称であり、支持剛性が低い場合に確率密度が高い結果となっている。上下限5%における支持剛性は上限が約105%に対して、下限が80%程度である。この結果は、曲げ剛性に比べ、支持剛性は固有振動数に及ぼす感度が低いことを意味し、特に支持剛性が低い場合に固有振動数に対する感度が小さいと考えられる。以上より、次節以降の検討には、観測値に見られる不確実性の他に、現有性能の推定精度による不確実性も反映されていることに留意されたい。

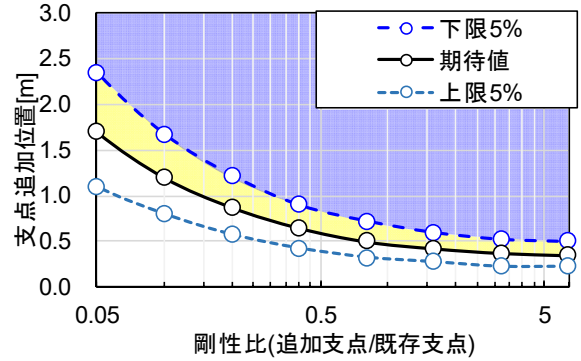


図-6 共振速度260km/hとなる追加支点の位置と支持剛性の関係

4.3 補強効果の推定結果

(1) 期待値による補強効果の評価

不確実性を踏まえた補強効果の評価に先立ち、支点追加補強の基本的な傾向を確認するため、期待値のみを用いて補強効果を計算した。なお、ここでは補強効果として共振速度のみに着目した。

図-5にMCMC法により推定した事後分布の期待値を採用し、式(16)により既存支点から1m、2mおよび3mの位置に既存支点と同じ支持剛性を有する支点を追加した場合の補強後の共振速度を示す。追加支点の位置が既存支点から遠いほど効果が高いことを確認できる。なお、図-5の結果は本研究で模擬的に作成した固有振動数の観測値に依存するため、対象橋梁およびその観測地により補強効果は変化すると考えられる。

(2) 不確実性を踏まえた補強効果の評価

3.2で述べたように、現有性能の推定結果の不確実性を考慮するため、事後分布の期待値、上限5%、下限5%の推定結果を用いて補強後の固有振動数を算出した。なお、追加支点の位置および支持剛性をパラメトリックに変化させ、各追加支点の位置および支持剛性で補強後の固有振動数を算出した。また得られた固有振動数から、追加支点の位置および支持剛性に対応した共振速度を算出した。さらに、支点追加補強により向上させる共振速度の目標値として、仮に260km/hおよび300km/hを設定し、得られた補強後の共振速度が目標値を超える追加支点の位置および支持剛性を算出した。共振速度の目標値は、構造物管理者が今後の管理施策などにに基づき適切に定めるべきものであり、ここで設定した260km/hおよび300km/hは提案した方法論の有効性を検証するために著者が仮に設定した値であることに留意されたい。

図-6に補強により共振速度を260km/hまで向上させる場合に必要追加支点の位置および支持剛性の関係を示す。また、同図には現有性能推定で得られた事後分布の期待値、上限5%、および下限5%のそれぞれについて計算した結果を示す。補強後の共振速度が260km/hを超

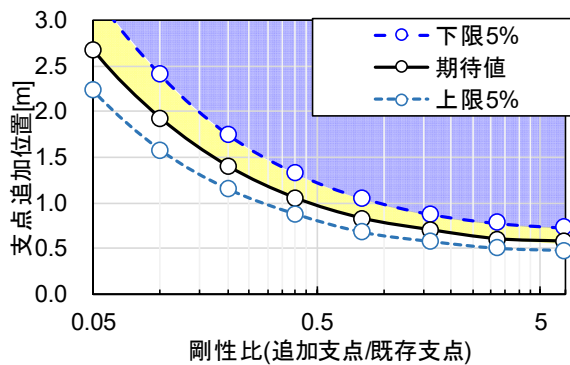


図-7 共振速度 300km/h となる追加支点の位置と支持剛性の関係

える追加支点位置を確認すると、期待値で計算した結果よりも、下限 5%の場合に既存支点からより遠い位置に支承を追加する必要があることがわかる。同様に、支持剛性に着目すれば、補強後の共振速度が 260km/h を超えるために、期待値よりも下限 5%を用いた場合により大きな支持剛性が必要となる。図中には、下限 5%を用いて算出した補強後の共振速度が 260km/h を超える領域を青塗で、期待値を用いて算出した補強後の共振速度が 260km/h を超えない領域を黄塗で、それぞれ示している。黄塗で示した領域は、本研究で推定した不確実性に対して考慮すべき「安全シロ」を意味する。期待値が最もよく現象を再現できるモデルに相当することを踏まえると、黄塗で示す領域は、現象を最もよく再現できるモデルにより補強効果を評価した場合に、固有振動数の変動や現有性能推定に起因して生じる不確実性に対して、支点追加の位置および支持剛性をどの程度安全側に設定すればよいかを示している。例えば、用いる支承や地盤種別、橋脚等の制約から、追加支点の支持剛性が既存支点の支持剛性の半分程度に限定されとした場合、期待値による評価では追加支点を既存支点から約 0.6m 以上離れた位置に設置することによって、共振速度が目標値とした 260km/h を超えると予測される。これに対して、下限 5%による評価では同様の効果を得るためには追加支点を既存支点から約 0.8m 以上離して設置することが必要と予測される。したがって、この条件においては、追加支点の位置に対して期待値を用いて計算した値に+20cm 程度を見込むことで、固有振動数の変動および現有性能推定で生じる不確実性を考慮した補強が可能であると考えられる。なお、図-6 から黄塗の領域では、支点追加位置は既存支点に近いほど、また追加支点の支持剛性が高いほど小さい。支点追加位置は既存支点に近く、追加支点の支持剛性が高い条件では、既存支点が補強後の固有振動数に及ぼす影響が小さくなるため、このような条件では図-4(b)に示した既存支点の支持剛性が

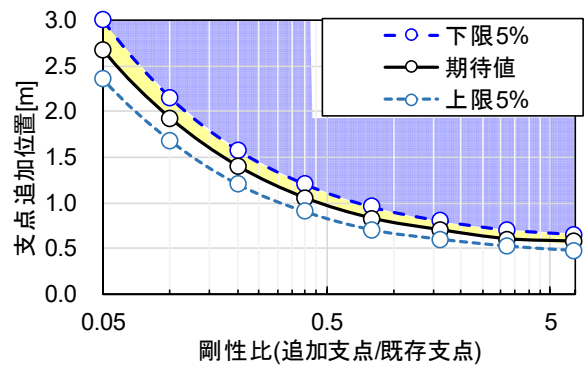


図-8 共振速度 300km/h となる追加支点の位置と支持剛性の関係（既存支承の不確実性を 0 とした場合）

有する不確実性の影響が抑制されると考えられる。

図-7 には、補強後の共振速度の目標値を 300km/h とした場合を示す。図-6 と比較した場合、目標値が高くなっているため、期待値および下限 5%を用いたいずれも、目標値を満たすために 260km/h の場合よりも既存支点から遠い位置に支点を追加する必要があるとともに、より大きな支持剛性が必要となる。一般的に、高速鉄道の共振現象では、共振速度でたわみが最大となるが、共振速度に近接する列車速度でも共振速度に近い比較的大きなたわみが生じる^{3), 4)}。したがって、例えば営業最高速度を目標値とした場合には、十分なたわみの低減効果が得られない可能性がある。本研究ではこれを踏まえて、例として 260km/h および 300km/h の二種類の共振速度を目標値としたが、共振に起因した応答増幅が大きな影響を及ぼす列車速度の範囲（共振速度とどの程度異なる速度で走行すれば共振の影響が小さくなるか）については、モード減衰比が大きく影響するとともに、走行解析を行う必要があり^{4), 6)}、本研究の範疇を大幅に超えるため今後の課題としたい。

(3) 不確実性低減のための追加調査に関する考察

4.3(2)では、固有振動数の変動および現有性能推定に起因した不確実性を考慮し、所定の補強効果を得るために、追加支点の位置および支持剛性をどの程度安全側に設定すべきかを述べた。一方で、4.3(2)で示した不確実性は、例えば追加の調査を行うことでその一部を低減可能であると考えられる。ここでは、推定された事後分布が比較的広い裾野を有した既存支点の支持剛性に着目し、追加調査による不確実性低減の効果を試算した。

図-8 に、既存支点の支持剛性の不確実性を 0（すなわち、支持剛性を期待値に確定できる）とした場合、補強によって共振速度を 300km/h まで向上させるのに必要な追加支点の位置および支持剛性の関係を示す。期待値は変化しないため、図-8 の期待値は図-7 と同一となる。一方、既存支承の不確実性が除去されているため、上限 5%の曲線は、図-7 と比較して期待値に近づくこと

が確認できる。これにより、黄塗で示した領域は減少し、不確実性のために想定すべき期待値からの「安全シロ」を小さく見積もることが可能となる。例えば、既存支点の支持剛性を現地計測などで測定し、その値を事前分布に考慮すれば、不確実性を低減し、支点追加位置および支持剛性の選択肢を増やすことができる可能性がある。

5. おわりに

本研究は、共振が生じた PRC 桁とその共振速度向上を目的とした支点追加補強を対象とし、現有性能の不確実性を考慮した補強効果の評価法および、所定の共振速度向上効果を得るために必要な支点追加補強の諸元（追加位置、追加支点支持剛性）に現有性能の不確実性が及ぼす影響について検討した。以下に、得られた成果を示す。

- (1) 支点追加補強を想定し、多点弾性支持梁の理論モデルとその MCMC 法、および MCMC 法で得られる事後分布の特性を考慮した補強効果の計算法を定式化し、不確実性を考慮した共振速度の向上効果評価法を提案した。
- (2) PRC 桁に見られる固有振動数の季節変動を想定した固有振動数の模擬観測データを作成し、提案手法を適用することで、支点追加補強による共振速度向上効果と、共振速度向上効果に現有性能の不確実性が及ぼす影響を例示した。
- (3) MCMC 法で得られた事後分布から、固有振動数を観測値として用いた場合、既存支点の支持剛性に大きな不確実性が生じることを示した。
- (4) 現有性能の推定結果として得られる事後分布の期待値と下限 5%を用いて、所定の補強効果を得るために必要な支点追加補強の位置および支持剛性を試算した。下限 5%を考慮するために必要となる支点追加位置および支持剛性の安全シロは、目標とする共振速度などにより変化するが、本研究で仮定した模擬データを用いて補強後の共振速度を 300km/h、追加支点の鉛直剛性を既存支点の半分とした場合、期待値により計算した支点追加位置よりもさらに 20cm 程度、桁中心側に追加支点を設置する必要があることを例示した。

提案手法により、これまでの現有性能推定の不確実性などに起因した「安全シロ」を定量的に評価できる可能性が示された。ただし、本研究では人工的に作成したデータにより有効性を検証しているわけではなく、列車通過時のたわみを直接評価しているわけではない。したがって、実データでの有効性の検証および走行解析まで踏まえた不確実性を考慮した補強効果の評価法について今後、検討を進める予定である。

参考文献

- 1) 上田隆雄, 宮川豊章: コンクリート構造物の劣化と問題点, 材料と環境, Vol.59, pp.111-116, 2010.
- 2) 藤江幸人, 井口重信, 松田芳範, 小林薫: 新幹線走行に伴う PRC 単純桁の振動について, コンクリート工学年次論文集, Vol.30, No.3, pp.1801-1086, 2008.
- 3) 松浦章夫: 高速鉄道における橋桁の動的挙動に関する研究, 土木学会論文報告集, No.256, pp.35-47, 1976.
- 4) 曾我部正道, 松本信之, 藤野陽三, 涌井一, 金森真, 宮本雅章: 共振領域におけるコンクリート鉄道橋の動的設計法に関する研究, 土木学会論文集, No.724, pp.83-102, 2003.
- 5) 杉田清隆, 大澤章吾, 築嶋大輔: ひび割れにより剛性低下した PRC 桁の外ケーブル補強試験体の繰返し載荷実験, コンクリート工学年次論文集, Vol.39, No.2, pp.1315-1320, 2017.
- 6) 後藤恵一, 大澤章吾, 上半文昭, 築嶋大輔, 箕浦慎太郎: 共振の発生した鉄道 PRC 桁の補強対策, コンクリート構造物の補修, 補強, アップグレード論文報告集, Vol.17, pp.551-556, 2017.
- 7) 中須賀淳貴, 水谷司, 山本悠人, 内田雅人, 蘇迪, 長山智則, 藤野陽三: 新幹線高架橋 PRC 桁の大振幅振動メカニズムの解明と構造特性の長期トレンドの分析, 構造工学論文集, Vol.62A, pp.42-49, 2016.
- 8) 大竹雄, 本城雄介: 応答局面を用いた実用的な地盤構造物の信頼性設計法: 液状化地盤上水路の耐震設計への適用, 土木学会論文集 C2(地圏工学), Vol.62, No.1, pp.68-83, 2012.
- 9) Kuo W., Prasad V. R., Tillman F. A. and Hwang C. L.: Optimal reliability design: fundamentals and applications, Cambridge university press, 2001.
- 10) Hayashikawa T. and Watanabe N.: Dynamic behavior of continuous beams with moving loads, Journal of the Engineering Mechanics Division, Vol.107, No.1, pp.229-246, 1981.
- 11) 和合肇: ベイズ計量経済分析: マルコフ連鎖モンテカルロ法とその応用, 東洋経済新報社, 2005.
- 12) Johansson C., Pacoste C. and Karoumi R.: Closed-form solution for the mode superposition analysis of the vibration in multi-span beam bridges caused by concentrated moving loads, Computers & Structures, Vol.119, pp.85-94, 2013.
- 13) Koop. G., Poirier, D. and Tobias, J.: Bayesian Econometrics Methods, Cambridge University Press, 2007.
- 14) Bishop, C. M.: Pattern Recognition and Machine Learning, Springer, 2006.