

# 鉄道総研報告

第40巻 第4号

2026年4月

## 論文

- 車両** 車両床下に生じる蛇行流れが最後尾車両の変動空気力に及ぼす影響  
..... 阿部巧, 中出孝次 (1)
- 車両** **電気** 固有モードの連成強度解析を用いたパンタグラフの摩擦振動低減対策  
..... 小林樹幸, 天野佑基, 山下義隆 (12)
- 車両** **運転** 車両基地における整備作業ダイヤの自動作成手法  
..... 加藤怜, 小久保達也, 中東太一 (22)
- 施設** 支点上補剛材下端の疲労き裂に対する支圧接合用高力ボルトを用いた当て板補強  
..... 吉田善紀, 穴見健吾, 長坂康史, 竹淵敏郎, 小林裕介 (32)
- 施設** 地盤中の塩水移動に基づく感潮河川と交差するトンネルの劣化予測法  
..... 牛田貴士, 仲山貴司, 木下果穂, 寺田賢二郎 (40)
- 施設** 地中梁のない杭基礎における群杭効率の評価  
..... 土井一朗, 野原隆雅, 山本剛史, 佐名川太亮, 田村修次 (53)
- 施設** 線区特性の定量的評価および軌道保守の投資資源配分手法の検討  
..... 松本麻美, 森健矢, 斉藤大樹, 昆野修平, 坪川洋友 (64)



# 車両床下に生じる蛇行流れが 最後尾車両の変動空気力に及ぼす影響

阿部 巧\* 中出 孝次\*

Effect of Train Underbody Meandering Flow on Fluctuating Aerodynamic Force of a Tail Car

Takumi ABE Koji NAKADE

This study employs large-eddy simulation (LES) to examine the relationship between meandering flow beneath the underbody of a six-car train model and the fluctuating lateral aerodynamic forces acting on the tail car. While previous studies have identified large-scale meandering flow structures and clarified their role in flow-induced vibrations of car body within tunnel, their influence on the aerodynamic forces of a tail car in open-air conditions remains unclear. The present results demonstrate that fluctuating aerodynamic forces on the tail car intensify in synchronization with the meandering flow. Mode decomposition further reveals that the dominant fluctuating flow structure is an antisymmetric mode, with a frequency close to that of the meandering flow. This mode generates significant fluctuating aerodynamic force near the tail region.  
キーワード：LES, 蛇行流れ, 床下流れ, 変動空気力, モード解析, POD 解析, DMD 解析

## 1. はじめに

鉄道車両の空力現象は多岐にわたり、車両の高速化、安全性の向上、乗り心地の改善等のためにはその現象の解明が不可欠である。特に新幹線は車高・車幅に対して全長が非常に長く、長細い物体が地面付近を高速で移動する特殊な状況となる。新幹線の営業速度が向上するにつれて、トンネル区間において左右方向の車両動揺が大きくなり、乗り心地の観点から改善が必要となった。現車での走行試験や風洞実験、数値シミュレーション<sup>1)2)</sup>が実施され、複線トンネル区間の圧力変動は、トンネル壁に近い側の車両側面において大きく、反対の中央側の側面では小さいことがわかった。この左右の側面の圧力差が車両動揺の原因であり、このような流体関連振動を引き起こす空気力を「変動空気力」と呼ぶ。

近年の研究で、車両床下と地面および車両側面とトンネル壁面の間には、それぞれ主流に対して左右方向と上下方向の流速変動を伴う、大規模な流れ構造が発達することが数値解析により発見された<sup>3)</sup>。この大規模な流れ構造は蛇行流れと呼ばれ、トンネル壁面側と中央側の車両側面に左右非対称な圧力分布を生じ、変動空気力の原因であることが解明された。鉄道車両まわりの蛇行流れは上述の数値シミュレーション<sup>3)</sup>において初めてその存在が明らかとなり、さらに実形状車両モデルを用いて蛇行流れの性質が調査された<sup>4)</sup>。これらの研究において、蛇行流れの性質は平行渦列の安定配置により説明できることが提案された。特に、トンネル区間を模擬した単純形状モデルの数値解析では、渦列の代表長さを「車両幅+車両高さ」とすることで、平行渦列の考え方が適用できることが示された。風洞実験による数値解析結果の検証が行われ、車両床下に蛇行流れが発達することが確認され、その変動周波数などは数値解析結果と良好な一致が見られた<sup>4)</sup>。最近の研究では、新幹線を用いた過去の現車試験において窓に取り付けられたタフトの動きと車両側面圧力の測定結果の関係性が再分析され、現車のトンネル区間において大規模な蛇行流れ構造が存在することが示された<sup>5)</sup>。

\* 鉄道力学研究部 計算力学研究室

変動空気力は最後尾車両において増加することが知られている。現車試験より、車両側面の圧力変動は最後尾車両において急激に増加することが確認され<sup>1)</sup>、後尾部（車両形状が3次元的に変化する部分）における流れの非定常な剥離や再付着との関係が調査された<sup>6)</sup>。現車試験で編成車両後流の流れの可視化実験が行われ<sup>7) 8)</sup>、後尾部で生じる交番渦と最後尾車両の動揺との関係が調査された。しかしながら、2つの現象の周波数には違いが見られ、両者に明確な関係性は見出されなかった。

最後尾車両の変動空気力に関する車両後流は、複雑で非定常な流れであり、欧州において様々な研究が行われている。特に、高速車両のICE（Inter-City Express）2やICE3に関する研究が盛んに実施され、後尾車両から後流に伸びる逆回転する渦対がスパン方向変動すること<sup>9)</sup>や、最後尾車両表面の圧力が周期的に変動すること<sup>10)</sup>が明らかとなった。さらに、モード解析手法を用いて後流の変動が調査され、左右非対称な変動成分が確認された<sup>11)</sup>。このように、非定常で複雑な後流への理解が進んでいるが、蛇行流れに言及した研究は見られず、後流の変動との関係性も調査されていない。車両床下の蛇行流れと最後尾車両の変動空気力の関係性を解明することで、空気力学的な観点から車両動揺の対策を検討でき、乗り心地の向上や左右の振動制御システムの簡略化によるコスト削減等が期待できる。

以上を踏まえ、本研究では車両床下の隙間部に生じる蛇行流れが最後尾車両の変動空気力に及ぼす影響を解明するため、編成車両モデルのLarge-eddy simulation（LES）解析を実施した。数値解析手法は既往研究<sup>4)</sup>と同様であるが、最後尾車両において蛇行流れを十分に発達させるため、6両編成の車両モデルを用いた。モード解析手法を適用して流れの変動成分を抽出し、蛇行流れと変動空気力の関係を考察した。なお、本稿は文献13の要部を抜粋し、論旨を変えずに再構成したものである。

## 2. 問題設定と計算手法

### 2.1 車両モデル形状

本研究で使用する車両モデルは、過去の風洞実験および数値解析で使用されたモデルである。車両モデルは車間部を有する6両編成であり、本稿では主に図1(a)、(b)と図2(a)、(b)に示す2形状の解析結果を比較する。基本の形状の車両モデルは台車とキャビティ部を有し、後尾部の断面形状が3次元的に変化するモデルであり、以降は台車形状と呼称する。一方で、比較のために編成車両全体で台車を省きキャビティ部を埋めた車両モデルを用意し、以降は平滑形状と呼称する。台車形状では蛇行流れが発達するが、平滑形状では蛇行流れが発達しないことが先行研究<sup>4)</sup>で示されており、蛇行流れありと蛇行流れなしの条件を比較するために両形状のモデルを用意した。また、参考のため、図1(c)に後尾部の断面形状が一定となる切妻型の車両を最後尾とした車両モデルを示し、以降は切妻形状と呼称する。切妻形状は、台車形状と比較することで、後尾部の3次元的な形状が変動空気力に与える影響を評価するために用いた。

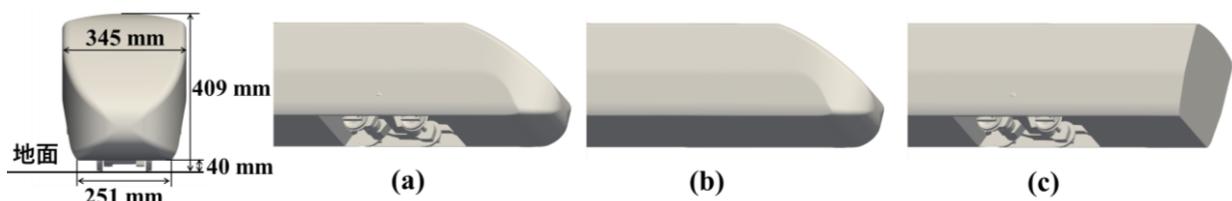


図1 車両モデルの形状 (a)台車形状；(b)平滑形状；(c)切妻形状

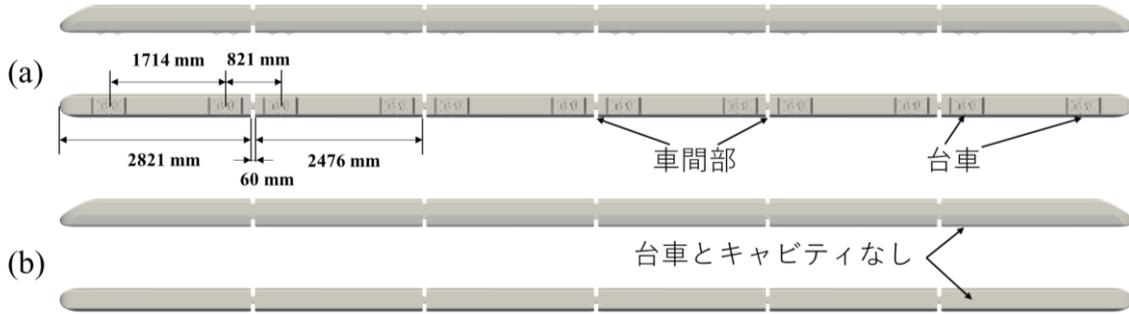


図2 車両モデルの側面図および下面図 (a)台車形状；(b)平滑形状

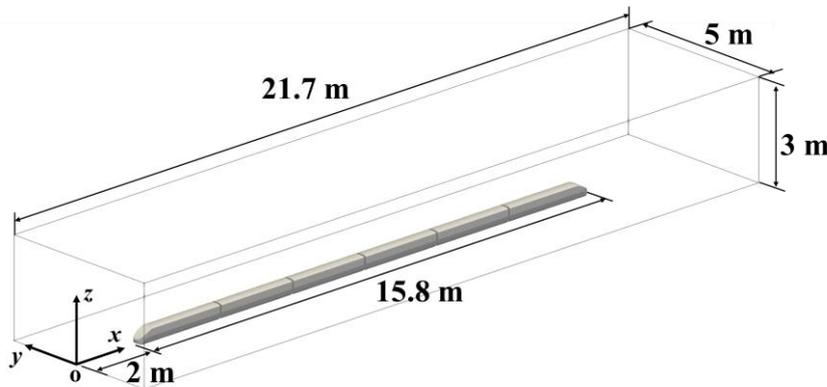


図3 計算領域の概要



図4 風洞実験の概要

## 2.2 数値解析手法

支配方程式は非圧縮の Navier-Stokes 方程式と連続の式であり、LES による非定常解析を行った。サブグリッドスケールモデルにはコヒーレント構造スモグリンスキーモデル<sup>12)</sup>を用いた。空間離散化は二次精度中心差分とした。速度と圧力のカップリングはフラクショナル・ステップ法を用い、三次精度のアダムス・バッシュフォース法に基づく時間進行を行った。

図3に計算領域の概要を示す。総格子点数は  $x \times y \times z = 3964 \times 546 \times 550 = 1,190,389,200$  点であり、最小格子幅は1mmとした。主流流速は  $U_\infty = 15\text{m/s}$  であり、車両幅は  $W = 0.345\text{m}$  である。主流流速と車両幅に基づくレイノルズ数は  $Re = 3.45 \times 10^5$  である。以下、特に断らない限り、物理量はこれらの代表速度と代表長さで無次元化した値で記述する。境界条件は流入面と地面の速度を1に固定し、流出面を対流流出条件、車両表面をすべりなし境界条件(壁関数を利用)とし、遠方境界面をすべり境界条件とした。車両形状は直交格子法のボクセル型手法で表現した。無次元時間刻み幅は  $\Delta t = 0.0001$  であり、統計量の算出時間は無次元時間で  $T \geq 70$  とした。蛇行流れの変動周期は  $T = 2$  程度であり、十分な統計時間を有すると判断した。

## 2.3 風洞実験

数値解析結果の妥当性を検証するため、4両編成車両の台車形状モデルを用いた風洞実験を実施し、最後尾車両表面の圧力係数を比較した。風洞実験により検証した4両編成車両に対する数値解析手法および計算格子解像度は、本研究で対象とする6両編成車両と同様の条件である。したがって、4両編成車両に基づく検証により、本研究の数値解析結果の妥当性が示されると考えられる。図4に風洞実験の概要を示す。最後尾車両の表面に多数の圧力測定孔を設け、圧力係数  $C_p$  の時間平均値と標準偏差の両方を比較した。実

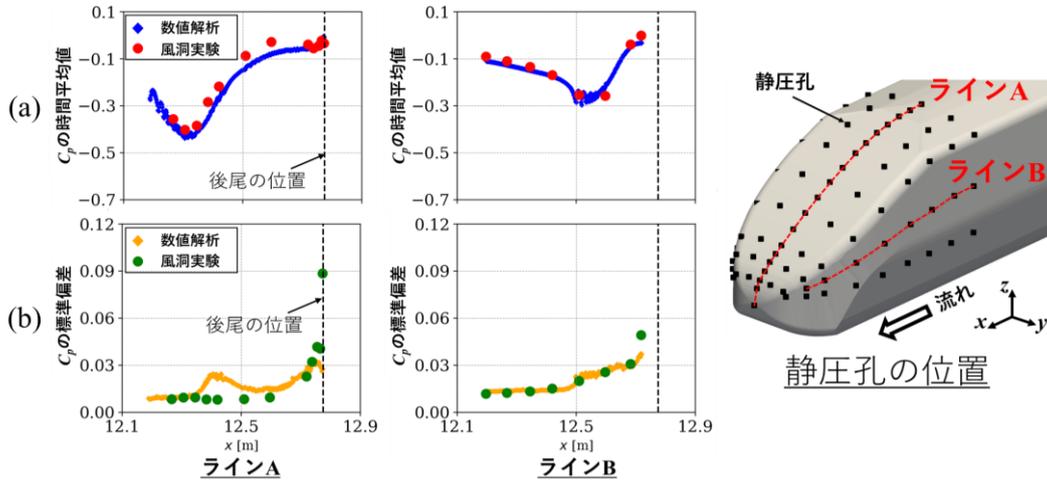


図5 数値解析結果と実験結果の比較 (a)圧力係数の時間平均値；(b)圧力係数の標準偏差

実験結果の気流速度は 30m/s であり、計算で設定した 15m/s より大きいが、気流速度 10-50m/s の条件で実験を実施し、流れの風速依存性が低いことを確認している。図 5 に 2 つの測定ライン上の圧力係数の比較結果を示す。実験の詳細は文献 13 に示すが、計算結果と実験結果は時間平均値と標準偏差ともに良好に一致しており、非正常な現象を含めて、計算結果の妥当性が確認された。

## 2.4 モード解析手法

本研究では、モード解析手法である POD (Proper Orthogonal Decomposition) 解析と DMD (Dynamic Mode Decomposition) 解析を実施した。POD 解析は、多次元データから効率的に低次元成分を抽出する手法であり、流れ場における支配的な空間の変動成分を抽出することができる。ただし、抽出された POD モードは複数の周波数成分を含み、特定の周波数に着目することは難しい。一方で、DMD 解析は、瞬時場の時間的な前後関係を扱うことで、流れ場の動的な情報 (例えばストローハル数) と対応する DMD モードを抽出することができる。本研究では、両者を組み合わせることで、変動空気力と関係する車両後流の複雑な流れの変動成分を考察した。本研究で用いたモード解析手法の詳細は文献 13 に示す。

## 3. 結果と考察

先行研究において、トンネル走行時に発生する変動空気力は、車両まわりの隙間流れ (車両床下と車両側面壁側) に形成される大規模な蛇行流れ構造に伴う圧力変動により引き起こされることが明らかとなった<sup>3)</sup>。明かり区間においても、編成車両床下の隙間部に蛇行流れが発達するが、台車やキャビティを取り除き、床下の形状を平滑にした場合には、蛇行流れが発達しないことが示された<sup>4)</sup>。本研究では、先行研究と同じ数値解析手法を用い、車両モデルの編成数を 4 両から 6 両を増やすことで、最後尾とその 1 両前の車両において蛇行流れが十分に発達する条件を再現した。

### 3.1 後尾部の形状の影響

最後尾車両に作用する変動空気力 (本研究では横方向力  $F_y$  の標準偏差と定義) は、後尾部形状の影響を受ける。文献 13 において、後尾部の断面形状が一定となる切妻形状を用意して、各車体に作用する変動空気力を算出し、台車形状と比較した。得られた結果を要約する。2 つの車両モデルにおいて、1 両目から 5 両目の変動空気力には大きな差が見られなかった一方で、最後尾車両の変動空気力に違いが生じた。切妻

形状では5両目から6両目にかけて変動空気力は一定となるが、台車形状では増加した。後尾部の車両表面の圧力係数のRMS値を比較したところ、台車形状の後尾部の先端付近において、切妻形状にはない顕著な圧力変動が見られた。以上の結果から、後尾部の3次元形状の変化に起因して、最後尾車両の変動空気力が増加することが示された。

これらの結果を踏まえ、3次元の後尾部形状を有する最後尾車両の変動空気力へ、蛇行流れが及ぼす影響を調査する。

### 3.2 蛇行流れの影響

#### 3.2.1 蛇行流れの性質

車両床下の隙間における蛇行流れの有無が、最後尾車両の変動空気力へ及ぼす影響を調査する。まず、床下形状の違いによる蛇行流れの発達の有無を確認する。図6は車両床下中心高さ ( $z = 0.02$ ) における瞬間速度場を示す。青色領域で示される低速領域は蛇行流れに対応する。台車形状では車両床下に大規模な蛇行流れが発達する一方で、平滑形状では車両床下の流速の減少が緩やかとなり、蛇行流は発達しない。

図7に、各車両の車両床下中心高さの車両中心位置 ( $x$ は車両中心位置,  $y=0, z=0.02$ ) における横方向流速  $v$  の標準偏差を示す。この値の大きさは蛇行流れの強さに相当する。台車形状では、 $v$  の標準偏差は1両目から3両目にかけて増加し、その後は一定となる。一方で、平滑形状では、全車両で  $v$  の標準偏差が小さく、蛇行流れは発達しない。

図8に、6両目の車両床下中心高さの車両中心位置における  $v$  のパワースペクトル密度関数 (PSD) を示す。横軸は主流流速と車両幅で無次元化したストローハル数  $St$  であり、ピーク周波数はどちらの形状も同程度 (台車形状:  $St=0.115$ , 平滑形状:  $St=0.099-0.148$ ) となる。しかし、ピークの高さが数桁異なり、平滑形状では蛇行流れの周波数における流速変動が小さいことがわかる。蛇行流れは車両床下の隙間部の低速領域と、周囲の高速領域との速度勾配に起因すると考えられ、蛇行流れが発達するには床下の流速を低

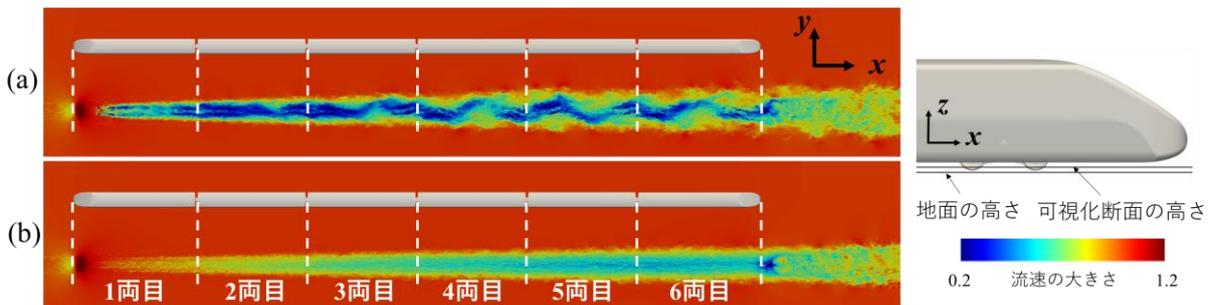


図6 車両床下中心高さの断面の瞬間流れ場 (a)台車形状；(b)平滑形状

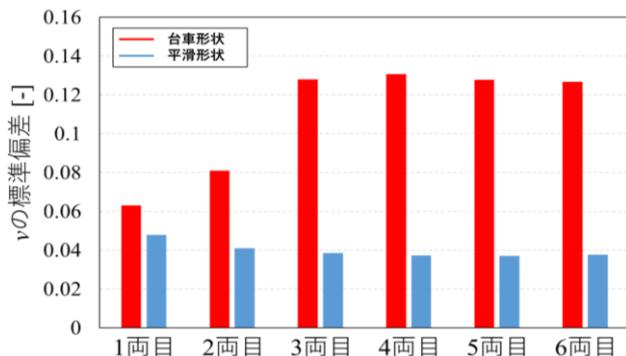


図7 車両床下中心高さの車両中心位置における左右方向流速の標準偏差

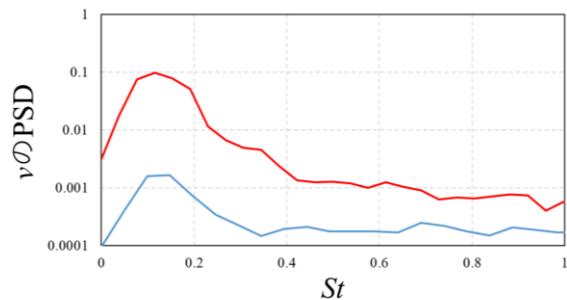


図8 6両目の車両床下中心高さの車両中心位置の左右方向流速のPSD

く保つ機構が必要である。台車とキャビティ部は車両床下の隙間部の流速低下を生じる凹凸として作用し、これらが下流まで配置されることで床下の流速が低く維持され、蛇行流れが発達する。次節では、蛇行流れの有無による変動空気力の違いを示す。

### 3.2.2 最後尾車両の変動空気力

本節では、最後尾車両における変動空気力の増加に対し、蛇行流れが及ぼす影響を調査する。台車形状と平滑形状の後尾部は同一形状であり、両ケースに後尾部の形状の違いの影響は含まれない。ただし、平滑形状では車体にキャビティ部が存在せず、台車形状と異なる点に注意する。車体に作用する空気力は車体表面圧力を積分し、代表面積 (1m<sup>2</sup>) と、動圧 ( $\rho U_{\infty}^2$ ,  $\rho$ : 空気密度) で無次元化をして算出した。したがって、台車形状と平滑形状の空気力には、キャビティ内部の圧力の違いが反映されるが、キャビティ部に起因した横方向の空気力の影響は十分に小さいことを確認した。

図9に、台車形状と平滑形状において各車両に作用する変動空気力を示す。平滑形状では、先頭車両から5両目までは変動空気力が小さくなり、6両目で増加した。図7の蛇行流れの強さとの関係に着目すると、先頭から5両目にかけて変動空気力が小さくなるのは、蛇行流れが発達していないためと考えられる。最後尾車両の6両目における変動空気力の増加は、図10(b)の後尾部の表面圧力係数のRMS分布が示すように、後尾部での圧力変動に起因する。一方で、台車形状では、1両目から3両目にかけて蛇行流れが発達するため、変動空気力も同様に増加した。3両目以降は蛇行流れが十分発達して準定常となるため、変動空気力も一定となり、最後尾車両において大きく増加した。両ケースで5両目から6両目にかけて変動空気力が増加したが、表1に示す通り、台車形状ではその増加量が1.7倍程大きくなる。これは、蛇行流れが発

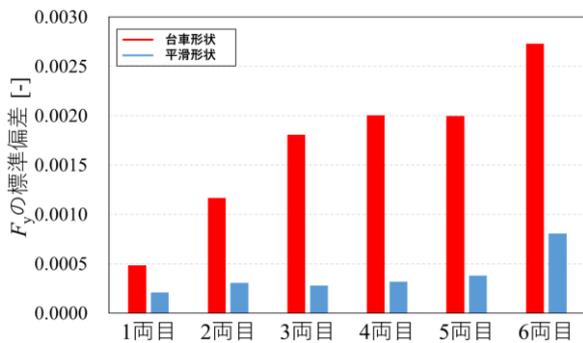


図9 左右方向力の標準偏差

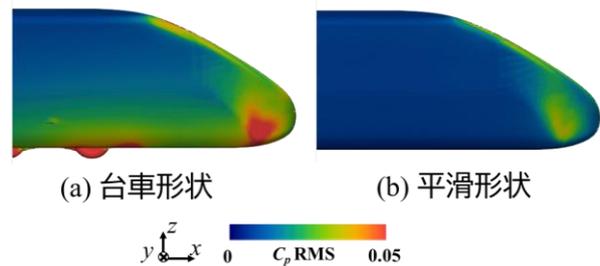
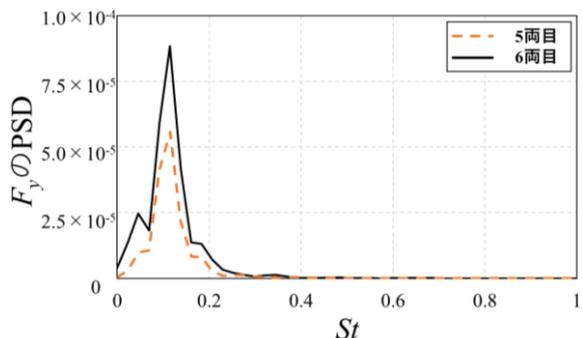


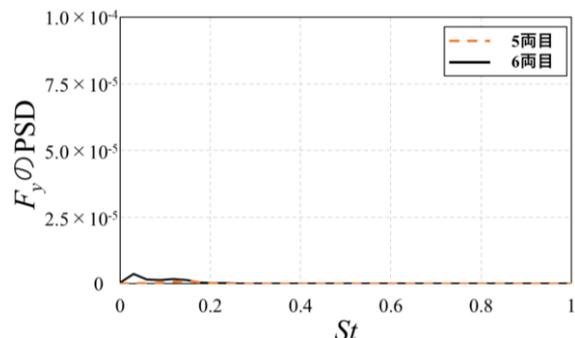
図10 車両表面の圧力係数分布の標準偏差

表1 最後尾車両の変動空気力の増加量と平滑形状に対する台車形状の増加率

	台車形状	平滑形状
$F_y$ の標準偏差の増分	$7.3 \times 10^{-4}$	$4.3 \times 10^{-4}$
平滑形状に対する台車形状の増加率	1.7	



(a) 台車形状



(b) 平滑形状

図11 5両目と6両目の左右方向の空気力のPSD

達する場合には、後尾部の形状に起因した最後尾車両の変動空気力が強化されることを示す。

5両目と6両目の変動空気力の差異を詳細に調査するため、 $F_y$ のPSDを図11に示す。台車形状では $St=0.1$ 付近にピークが観測された。これは、図8に示す蛇行流れの周波数と一致しており、5両目から6両目にかけてピークの大きさが増加した。平滑形状においても、 $St=0.1$ 付近のPSDの値は5両目から6両目にかけて増加した。しかし、台車形状と比較するとピークの大きさは著しく小さかった。この結果は、図9で見られた傾向と一致しており、蛇行流れが $St=0.1$ 付近の変動空気力を増幅することを示唆する。

### 3.2.3 位相平均流れ場

蛇行流れと変動空気力の関係を調べるため、6両目の $F_y$ が極大値をとる位相平均流れ場を図12に示す。可視化した断面は車両床下中心高さ( $z=0.02$ )であり、上、中、下段がそれぞれ流速の大きさ、横方向流速、圧力係数を示す。車両の位置は半透明で示した。速度場の可視化結果から、蛇行流れの構造が明瞭に抽出されており、変動空気力と蛇行流れが同期した現象だとわかる。断面内の圧力係数は左右非対称な分布となり、車両側面下部においても同様の分布が移流することで、変動空気力が生じる。特に、後尾部付近では、後尾部の局面に沿って流れが加速されるため負圧が強まり、左右非対称な圧力分布がより顕著となる。同じ位相平均流れ場について、後尾部において生じる左右非対称な圧力係数分布を図13に示す。赤線は $C_p = -0.1$ の等高線を、白線は $C_p = -0.2, -0.3, -0.4$ の等高線をそれぞれ示す。右側面( $y$ 正方向)では、赤い等高線が台車付近まで広がり、低圧領域( $C_p \leq -0.1$ )が広範囲に分布する。一方で、左側面( $y$ 負方向)では、低圧領域が縮小し、後尾部先端付近の圧力係数が高まり、圧力係数の左右非対称性が強まる。このように、3次元的な後尾部形状まわりの流れに蛇行流れが作用することで、後尾部における左右非対称な圧力分布が強まり、最後尾車両において変動空気力が増加する。

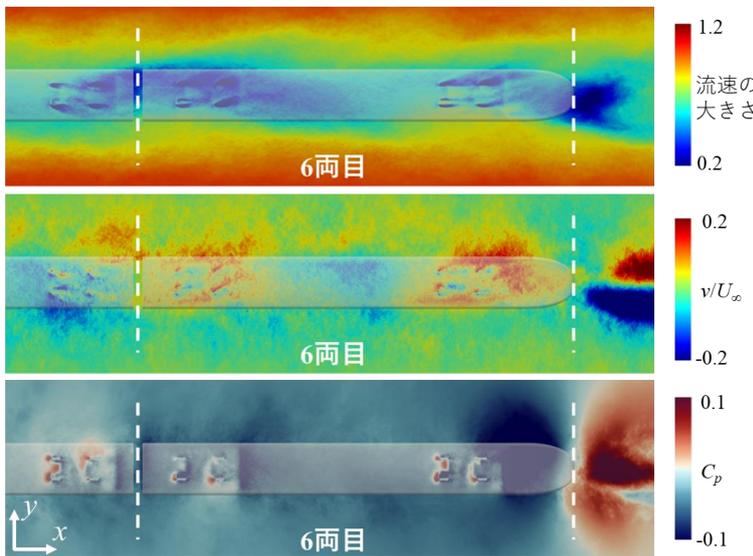


図12 最後尾車両の車両床下中心高さの流れ場 (横方向の空気力が極大となる位相で平均)

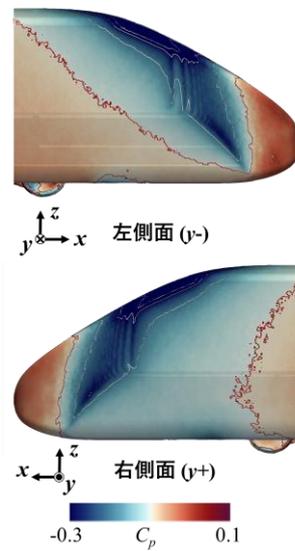


図13 後尾部の左右非対称な圧力係数分布

## 3.3 モード解析手法の適用

前節では、スペクトル解析や位相平均法を用い、蛇行流れと変動空気力の関係を調査した。本節では、2.4節に示したモード解析手法を用いて流れの変動成分を抽出し、蛇行流れと変動空気力の関係を考察する。

### 3.3.1 車両床下の流れ

車両床下中心高さの2次元断面内の流れ場について、モード解析により抽出された $v$ の変動成分を位相

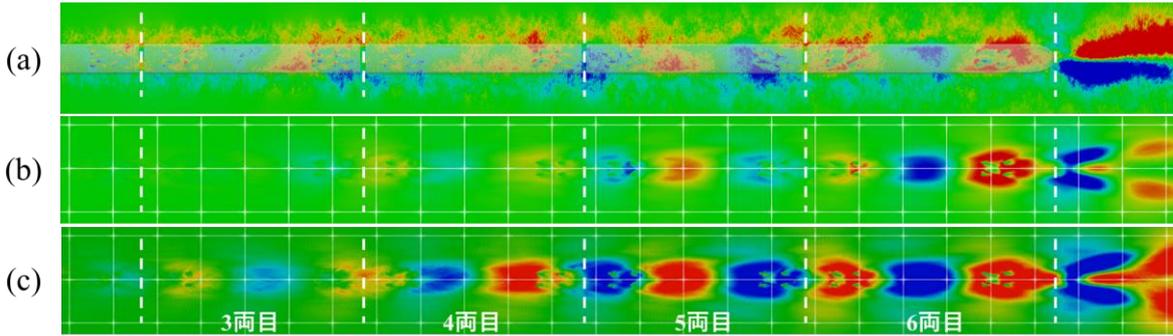


図 14 床下流れの位相平均場とモード解析結果 (y 方向の流速と対応する成分を表示)  
 (a)位相平均場；(b)POD 解析，第 1 モード；(c) DMD 解析， $St = 0.109$  のモード

平均場とともに図 14 に示す。モード解析の入力データには、速度 3 成分 ( $u, v, w$ ) を含む 2000 枚の 2 次元断面の瞬時場を用いた。POD 解析を実施した結果、流れ場への寄与度を表す固有値は、第 1 モードと第 2 モードで特に大きくなり、支配的な流れの変動成分が抽出された (2 つのモードを組み合わせると、移流モードが表現される)。抽出された POD の第 1 モードの  $v$  の成分は位相平均場とよく対応しており、蛇行流れが車両床下で支配的な流れの構造であることが示された。ただし、高次のモードの固有値も無視できない大きさであることを確認しており、車両床下の流れが様々な変動を含む複雑な流れであることがわかる。特定の周波数の変動成分を抽出できる DMD 解析を実施した結果、POD の第 1 モードに対応するモードとして、 $St=0.109$  のモードが抽出された (図 14(c))。抽出された DMD モードの周波数は、図 8 の蛇行流れのピーク周波数と良好に一致しており、モード解析により車両床下で支配的な蛇行流れの周波数を特定することができた。POD モードや DMD モードは、流れ場の空間的な変動を明瞭に示しており、蛇行流れの波長の推定や、蛇行流れが空間的に発達する様子を把握できる。

### 3.3.2 最後尾車両まわりの流れ

本節では、後尾部まわりの 3 次元空間の流れ場に対するモード解析結果を示す。モード解析の入力データには、速度 3 成分と圧力 ( $u, v, w, p$ ) を含む多数の 3 次元空間の瞬時場を用いた。POD 解析を実施した結果、2 次元断面の解析結果と同様に、第 1 モードと第 2 モードの固有値が大きく、支配的な変動成分となった。図 15 に、POD の第 1 モードと対応する DMD モードの圧力の変動成分を、台車形状と平滑形状について示す。図中の赤と青の成分は、それぞれ正と負のモードを示し、圧力が高い部分と低い部分に対応する。台車形状の POD の第 1 モードでは、支配的な変動として左右非対称な圧力が抽出された。また、対応する DMD モードの周波数は蛇行流れの周波数に近く、後尾部まわりの流れで支配的な変動成分が、蛇行流れにより引き起こされることが示された。左右非対称なモードは、床下から後尾部の先端にかけての領域と、屋根上から下流にかけて斜めに伸びる領域で顕著である。前者は、後尾部の車両側面に圧力変動を生じ、変動空気力に大きく寄与する。後者は、屋根上から伸びる逆回転する渦対の変動に関係しており、渦対が蛇行流れにより左右に揺さぶられることを示す。一方で、平滑形状の POD の第 1 モードでは、変動成分は車両後流の低い位置に集中しており、車両側面付近には分布しない。また、対応する DMD モードの周波数は、図 8 の平滑形状でわずかに観測された蛇行流れの周波数とは異なり、蛇行流れが後尾部まわりの流れにおいて支配的ではないことがわかる。また、圧力のモードは左右対称に分布するため、変動空気力は小さいと推定される。以上から、空間的なモード解析を実施することで、蛇行流れの有無による後尾部まわりの流れの変動成分の明確な違いを抽出することができた。

モード解析により得られた図 15(a)の圧力の変動成分を、後尾部の車両表面付近で抽出した結果を図 16 に示す。車両の左右の側面で圧力のモードの正負が反転するため、左右方向の空気力が生じる。このモード

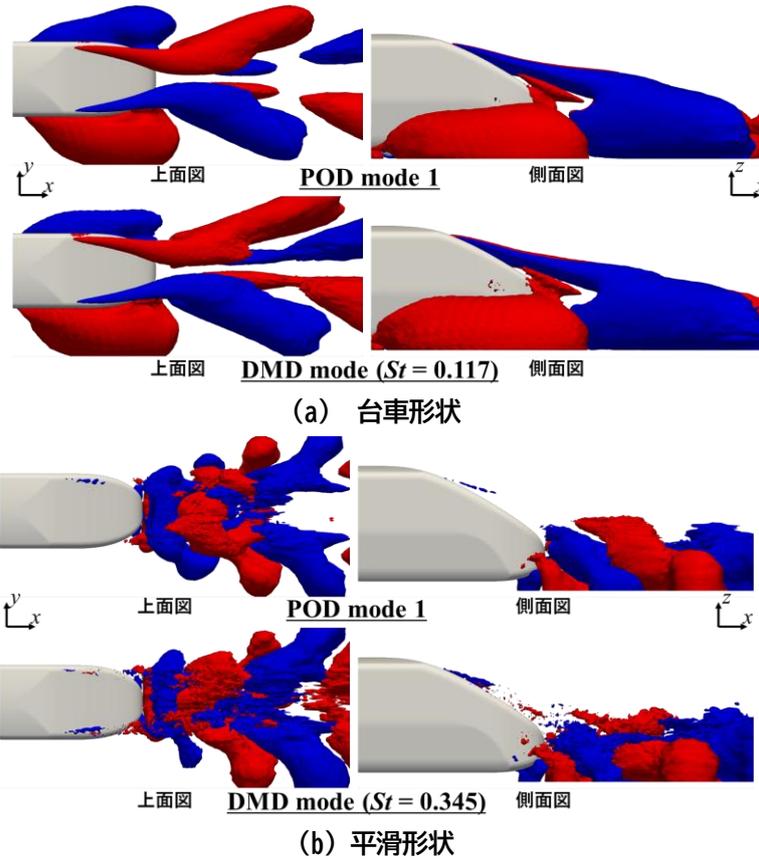


図 15 後尾部まわりの流れの空間的な変動成分 (POD モードおよび DMD モードの圧力成分を表示)

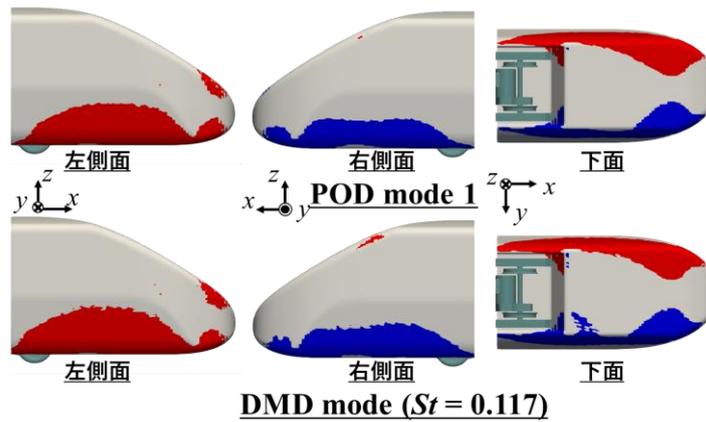


図 16 車両の後尾部の表面付近における圧力の変動成分

は時間的に変動して正負が左右で反転し、逆向きの空気力が生じる。この変動が繰り返されることで変動空気力が生じる。車両表面の圧力変動は、後尾部の側面下部や先端付近で大きくなり、図 13 の位相平均で得られた結果と一致した。モード解析で得られた変動成分は、平均流れ場と組み合わせることで流れ場を再構築することができる。そこで、モード解析で得た多数の DMD モードから流れ場を再構築し、それぞれのモードにより後尾部に生じる変動空気力の大きさを再度算出した。変動空気力の計算に使用した領域は、図 16 に示す後尾部周辺である。台車形状と平滑形状の結果を図 17 に示す。それぞれの DMD モードは異なる周波数となるため、横軸に  $St$  をとりモード毎に変動空気力を示した。図 17(a)で最大の変動空気力を生じる DMD モード ( $St = 0.117$ ) は、図 15(a)で示した最も支配的となる変動成分のモードに対応する。変動

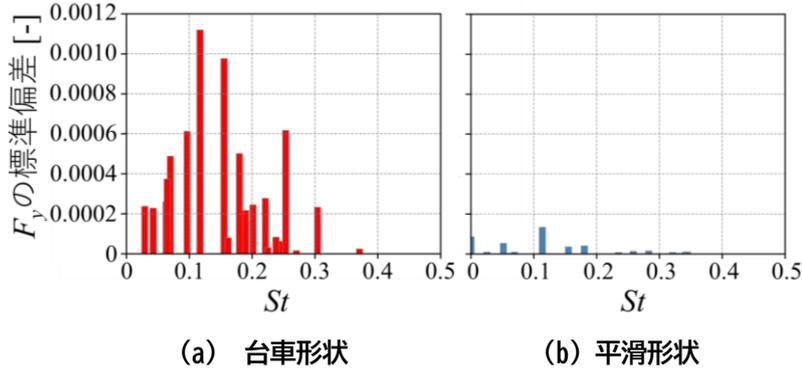


図 17 DMD モードと平均場から再構築した流れから算出した変動空気力

空気力が大きくなる DMD モードの周波数は、 $St=0.1-0.25$  の範囲に広く分布しており、後流が複雑に変動することを示す。一方で、平滑形状の後流で支配的となる DMD モード（図 15(b)の  $St = 0.345$  のモード）は、図 17(b)に示すようにほとんど空気力を生じない。蛇行流れに対応した  $St = 0.1$  付近のモードでわずかに変動空気力が増加するが、平滑形状の空気力は全体的に非常に小さい。後尾部まわりのモード解析により、蛇行流れと同期した、変動空気力と密接に関係する流れの変動成分を抽出することができた。得られた変動成分は、流れの空間的な変動を明瞭にし、非定常現象に対する理解を深めることができる。

#### 4. まとめ

本研究では、6 両編成車両モデルの車両床下の隙間部に生じる蛇行流れと、最後尾車両の変動空気力との関係を調査するため、LES 解析を実施した。位相平均法やモード解析手法により流れ場で支配的な変動を抽出し、蛇行流れとの関係を考察した。得られた知見を以下にまとめる。

- ・最後尾車両における変動空気力の増加は、編成全体の車両床下を平滑化した車両モデル（平滑形状）と比較して、台車形状でより顕著である。前者では蛇行流れが発達しないが、後者では最後尾車両において十分発達するため、蛇行流れにより最後尾車両の変動空気力が増幅されることが示された。
- ・位相平均流れとスペクトル解析により、最後尾車両の変動空気力と蛇行流れが同期した現象であり、最後尾車両のまわりに左右非対称な圧力変動が生じることを示した。特に、後尾部の先端付近では、3 次元形状の影響で負圧が強まり、圧力の非対称性が顕著となる。
- ・モード解析により、車両床下の隙間部の流れは蛇行流れが支配的であることを解明し、その周波数は蛇行流れのスペクトル解析のピーク周波数と一致することを示した。後尾部まわりの流れにおいては、蛇行流れが発達する場合は、蛇行流れに同期した左右非対称な変動により変動空気力が増加するが、蛇行流れが発達しない場合は、より高い周波数の左右対称な変動が支配的となるため、変動空気力が小さくなる。

本研究では、車両床下に発達する蛇行流れと最後尾車両の変動空気力の関係性を解明した。鉄道車両の蛇行流れに関する研究は少ないが、蛇行流れは編成車両まわりの非定常現象や車両床下の流れに強い影響を及ぼす。今後は、編成車両まわりの様々な空力現象に対し、蛇行流れが及ぼす影響を調べていく計画である。

## 文 献

- 1) 鈴木昌弘：トンネル内走行時の車両に加わる空気力，鉄道総研報告，Vol.14，No.9，pp.37-43，2000
- 2) 鈴木昌弘，中出孝次，井門敦志：トンネル内車両動揺の車両形状変更による低減方法，鉄道総研報告，Vol.22，No.5，pp.45-50，2008
- 3) 中出孝次，佐久間豊，梶島岳夫：トンネル走行時の鉄道車両動揺に関わる変動空気力の発生メカニズム（単純形状の鉄道車両モデルにおける大規模流れ構造のLES），日本機械学会論文集，Vol.87，No.893，2021，DOI: 10.1299/transjsme.20-00366
- 4) 中出孝次，井門敦志，梶島岳夫：台車を含む鉄道車両モデルにおける車両床下の蛇行流れ（実形状の鉄道車両モデルにおける大規模流れ構造のLES），日本機械学会論文集，Vol.87，No.894，2021，DOI: 10.1299/transjsme.20-00398
- 5) Sakuma, Y., Nakade, K., Suzuki M., “An experimental investigation on the large-scale meandering flow structure causing FIV of high-speed trains running in tunnels,” *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol.254, 105899, 2024.
- 6) 鈴木昌弘，新井紀夫，前田達夫：列車まわりの流れの数値シミュレーション（第2報，後尾車両に加わる非定常空気力），日本機械学会論文集（B 編），vol. 62，No. 595，pp. 229-235，1996
- 7) 福西祐，小林陵二，小濱泰昭，米井彰宏：高速列車後流のタフト法による解析，ながれ，Vol.13，pp.52-27，1994
- 8) 小濱泰昭：高速車両における渦とその制御，可視化情報，Vol.13，No.51，pp.32-36，1993，DOI: 10.3154/jvs.13.236.
- 9) Schulte-Werning, B., Heine, C., Matschke, G., “Unsteady wake flow characteristics of high-speed trains,” *Proceedings in Applied Mathematics and Mechanics*, Vol.2, pp.332–333, 2003.
- 10) Bell, J.R., Burton, D., Thompson, M.C., Herbst, A.H., Sheridan, J., “Flow topology and unsteady features of the wake of a generic high-speed train,” *Journal of Fluids and Structures*, Vol.61, pp.168-183, 2016.
- 11) Muld, T., Efraimsson, G., Hennigson, D.S., “Wake characteristics of high-speed trains with different lengths,” *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part F: Journal of Rail and Rapid Transit*, Vol.228, No.4, pp.333-342, 2013.
- 12) Kobayashi, H., “The subgrid-scale models based on coherent structures for rotating homogeneous turbulence and turbulent channel flow,” *Physics of Fluids*, Vol.17, 045104, pp.045104-1–12, 2005.
- 13) Abe, T. and Nakade, K., “Numerical study of relationship between the meandering flow beneath the underbody of trains and fluctuating aerodynamic force of a tail car,” *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol.265, 106173, 2025.

固有モードの連成強度解析を用いた  
パンタグラフの摩擦振動低減対策

小林 樹幸\* 天野 佑基\* 山下 義隆\*

Countermeasures for Friction-Induced Vibration in Pantographs  
Using Modal Coupling Strength Analysis

Shigeyuki KOBAYASHI Yuki AMANO Yoshitaka YAMASHITA

This study investigates friction-induced unstable vibrations in railway pantographs through modal coupling analysis. A flexible multibody dynamics model was developed to examine the effect of sliding friction on natural modes. Coupling strength was introduced as a quantitative measure. The results showed that under knuckle-backward conditions, increasing friction narrows the frequency gap between the first and fourth modes, causing instability above a friction coefficient of 0.79. Parametric studies revealed that reducing plate spring stiffness weakens coupling and suppresses vibrations. Hammering tests and modal analysis confirmed the validity of the simulations, showing that reducing the thickness of plate springs decreases coupling strength and mitigates instability.

キーワード：パンタグラフ，すり板，トロリ線，摩擦，摩擦振動，連成強度解析

## 1. はじめに

鉄道車両の集電装置であるパンタグラフは、その最上部に取り付けられたすり板をトロリ線と接触させることで車両へ電力を導く役割を担う。車両の走行中はすり板とトロリ線がしゅう動接触しており、またトロリ線とすり板の試験片を用いた実験から、しゅう動速度が低くなるにつれて摩擦係数が増大する傾向が確認されている<sup>1)</sup>。このことに加えて、すり板のしゅう動面が摩耗やアーク放電による溶損等に起因して荒れた状態になると摩擦係数が増加して、駅構内等で低速走行する際にパンタグラフが大きく上下に振動する現象（以下、摩擦振動）が稀に発生することが知られている<sup>2)</sup>。この現象は、すり板とトロリ線の摩耗量増加に対する寄与が指摘されているため<sup>3)</sup>、その対策が望まれる。

著者らは摩擦振動の現象解明を行うため、舟体と枠組の弾性変形を考慮可能なパンタグラフの柔軟マルチボディダイナミクス（Flexible Multi-Body Dynamics、以下、FMBD）モデルを用いた解析的検討<sup>4)</sup>を行うとともに、実験に基づく実機パンタグラフの安定性評価手法として、鉄道総研の高速パンタグラフ試験装置<sup>5)</sup>を用いた低速でのしゅう動実験を提案した。これにより、摩擦振動の発生メカニズムは摩擦力により固有モード同士が連成する現象であることが明らかにされた<sup>6)</sup>が、メカニズムに基づいて摩擦振動対策を行う方法は提案されていなかった。

そこで本報告では、固有モード同士の連成しやすさを評価する連成強度解析を用いた摩擦振動対策手法を提案する<sup>7)</sup>。さらに、連成強度解析に基づいて構造変更を施したパンタグラフの安定性評価を高速パンタグラフ試験装置を用いて行うことで、提案手法の有効性を検証する。

\* 鉄道力学研究部 集電力学研究室

## 2. パンタグラフの摩擦振動を表現する FMBD モデル

### 2.1 FMBD モデル

過去の研究において、摩擦係数に対する固有振動数の変化を調べることで固有モード同士の連成を評価するために、シングルアームパンタグラフの FMBD モデルを構築した<sup>4)</sup>。FMBD モデルの外観図を図 1 に示す。本モデルでは、パンタグラフのリンク機構を表現しつつ部材の曲げ変形も表現可能とするために、はり要素を用いて各部材を離散化した。舟体、すり板と微動ばねのモデル化方法について、図 2 を参照して以下に述べる。このパンタグラフのすり板は図 2 に示すようにすり板同士が板ばねで連結されるとともに、その両端と舟体がピン結合されているため、FMBD モデルでは補助すり板から下方にはり要素を取り付け、その先端と舟体を剛性が比較的高いばね要素で接続することでピン結合を表現した。すり板の中央部は微動ばねで支持されており、ばね要素により微動ばねをモデル化した。

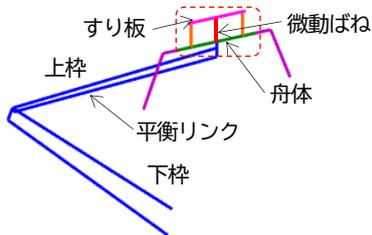


図 1 パンタグラフの FMBD モデル

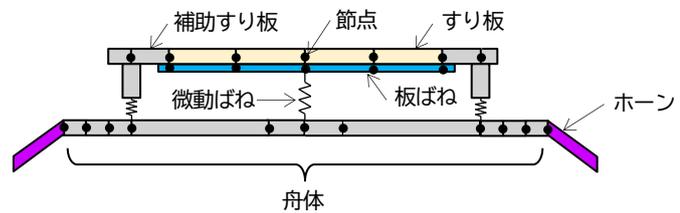


図 2 舟体とすり板の詳細なモデル

### 2.2 摩擦係数に対する固有振動数の変化

本節では FMBD モデルにおいて、摩擦係数の変化が固有振動数の変化に与える影響について調べる。解析対象とする摩擦係数は、高速パンタグラフ試験装置を用いた低速しゅう動実験で測定された最大値である 1 までとし<sup>4)</sup>、進行方向は枠組のくの字型の頂点が前側となるなびき条件と、後ろ側となる反なびき条件の両方について複素固有値解析を行った。なびき条件と反なびき条件について得られた固有振動数を、それぞれ図 3(a)と図 3(b)に示すとともに、摩擦振動が発生する摩擦係数および固有振動数を丸印と中括弧で表す。本報告では、摩擦係数ゼロの状態において固有振動数が最も低い固有モードから昇べきの順に 1 次、2 次と称する。本図より、摩擦係数の増加に伴い 1 次モードと 4 次モードの固有振動数の差が、なびき条件では大きくなり摩擦振動は発生しないが、反なびき条件では差が小さくなるとともに摩擦係数 0.79 以上の場合に摩擦振動が発生することがわかる。各固有モード形状における支配的な運動は、1 次モードは枠組の上下運動、2 次モードは枠組の前後運動、3 次モードは舟体のローリング運動、4 次モードは平衡リンクの上下運動である。パンタグラフの摩擦振動の低減には、このような固有モードの連成を防ぐことが有

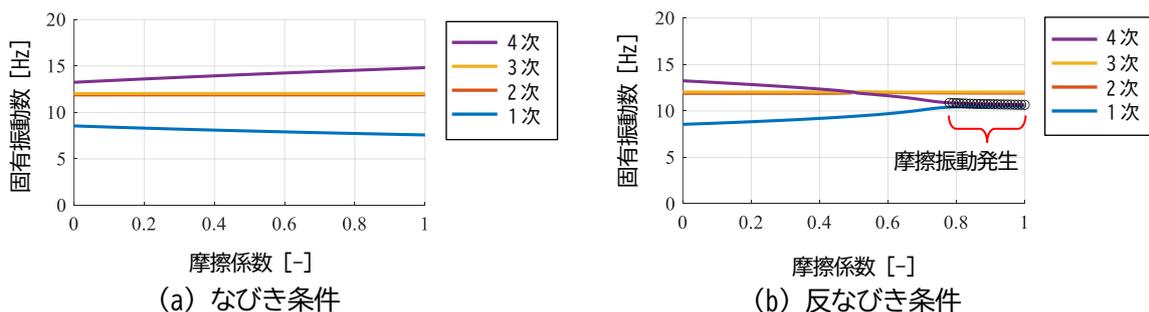


図 3 摩擦係数の変化に対する固有振動数の推移

用だと考えられる。そこで次章では、モード間の連成強度を用いて、モード同士の連成しやすさを定量的に評価する。なお、図3において、2次モードと3次モードの固有振動数は摩擦係数や進行方向によらず近い値を示しているが、4章で述べるようにこれらのモード間の連成強度が低く固有モードの連成が生じないことから、摩擦振動の発生には影響を及ぼさない。

### 3. 連成強度解析手法

パンタグラフと同様に摩擦振動が課題となるディスクブレーキ鳴きの対策として、FEMモデルを用いた複素固有値解析が適用されている<sup>8)</sup>。しかし、解析モデルが複雑であるため、ブレーキ鳴き低減の設計指針を解析結果から得ることが難しい。そのためChungらは、ブレーキ鳴きが2つの固有モードの連成によって発生することに着目し、 $i$ 次モードと $l$ 次モードの連成の度合いを定量的に解析する方法を連成強度として提案した<sup>9)</sup>。本研究では、このブレーキ鳴きに対して提案された連成強度をパンタグラフにおける摩擦振動へ応用することを考え、本章では連成強度解析手法の概要を簡潔に記す。

パンタグラフの自由振動を表す運動方程式を、簡単のために減衰力の項を無視して以下のように表す。

$$[M]\{\ddot{x}\} + ([K_g] + \mu[K_f])\{x\} = \{0\} \quad (1)$$

ただし、 $[M]$ は質量行列、 $\{x\}$ は変位ベクトルである。また、剛性行列を、摩擦係数を含まない成分 $[K_g]$ と摩擦係数を含む成分 $\mu[K_f]$ に分けて記載している。式(1)をラプラス変換することで次式を得る。

$$([M]s^2 + [K_g] + \mu[K_f])\{X\} = \{0\} \quad (2)$$

変位の複素振幅ベクトル $\{X\}$ をモード座標で記述すると以下のようなになる。

$$\{X\} = [\Phi]\{\xi\} \quad (3)$$

$[\Phi]$ は摩擦力を含まない系の運動方程式(4)に基づく固有ベクトルからなるモード行列、 $\{\xi\}$ はそのモードへの寄与を表すモード寄与ベクトルである。

$$([M]s^2 + [K_g])\{X\} = \{0\} \quad (4)$$

式(3)を式(2)に代入して前から $[\Phi]^H$ を乗じると次式を得る。

$$\left( s^2[I] + \begin{bmatrix} \omega_1^2 & & 0 \\ & \ddots & \\ 0 & & \omega_n^2 \end{bmatrix} + \mu[\Lambda_f] \right) \{\xi\} = \{0\} \quad (5)$$

ここで $\omega_i$  ( $i = 1, 2, \dots, n$ )は $i$ 次の固有角振動数を表す。なお、本報告では固有ベクトルは質量正規ベクトルを仮定する。また、 $[\Lambda_f]$ は以下のとおりである。

$$[\Lambda_f] \equiv [\Phi]^H [K_f] [\Phi] \quad (6)$$

文献 9 において連成強度は、摩擦力が作用しない系の固有値に対する、摩擦力による固有値の変化量として定義される。ただし、固有値は固有角振動数の 2 乗である。そこで、式(4)に示した摩擦力が作用しない系の固有値に対し、式(2)のように摩擦力が作用することによる摂動を 2 次の項まで求めると、式(2)の*i*次モードの固有値 $\lambda_i$ は次式となる。

$$\lambda_i = \lambda_0 + \mu[\Lambda_f]_{ii} - \mu^2 \sum_{\substack{l=1 \\ l \neq i}}^n \frac{[\Lambda_f]_{il} \cdot [\Lambda_f]_{li}}{\lambda_l - \lambda_0} \quad (7)$$

本式の右辺第 2 項は、摩擦力による*i*次モードの固有値の変化量を表す。一方、右辺第 3 項は、*i*次モードの固有値が摩擦力によって他の固有モードと連成することで生じる固有値の変化量である。そのため、文献 9 では右辺第 3 項を用いて*i*次モードと*l*次モードの連成強度 $CS_{il}$ を次式で定義している。

$$CS_{il} = \frac{[\Lambda_f]_{il} \cdot [\Lambda_f]_{li}}{\omega_l^2 - \omega_i^2} \quad (i \neq j) \quad (8)$$

ただし、

$$[\Lambda_f]_{il} = \{\phi_i\}^H [K_f] \{\phi_l\} \quad (9)$$

$$[\Lambda_f]_{li} = \{\phi_l\}^H [K_f] \{\phi_i\} \quad (10)$$

である。実機パンタグラフの連成強度解析を行うためには、加振試験に基づいて固有ベクトルと固有振動数を同定した後に、摩擦係数を含む剛性行列 $\mu[K_f]$ を定義した上で式(8)を計算する。

## 4. FMBD モデルの連成強度解析

本章では、はじめに標準状態における FMBD モデルの連成強度解析を行って、連成が起りやすい固有モードの組み合わせを特定する。次に、FMBD モデルのパラメータ変更の影響について考察する。

### 4.1 標準状態における FMBD モデルの連成強度解析

2.2 節で行った検討では、1 次と 4 次の固有モードが摩擦力によって連成することがわかった。そこで、1 次～4 次の固有モードに対して連成強度を計算した結果を図 4 に示す。ただし、 $i > l$ については $i < l$ の場合の符号が反転した結果となるため計算を省略した。 $i = 1$ 次と $l = 4$ 次の連成強度（以下、 $CS_{14}$ ）は $-425 \text{ rad}^2/\text{s}^2$ であり、他のモードの組み合わせと比較して値の絶対値が大きい。また、連成強度が負の値の場合は、摩擦力によって*i*次の固有振動数が大きくなることを意味する。したがって、図 3(b)と同様に 1 次と 4 次の固有モードが連成して摩擦振動が発生する可能性が示される。

### 4.2 パラメータ変化に対する連成強度の変化

摩擦振動を抑制するために 1 次モードと 4 次モードの固有振動数を変えることを目的として、すり板を連結する板ばねの曲げ剛性を 90%低減し、計算によって得られた 1 次モードから 4 次モードの連成強度を図 5 に示す。曲げ剛性低減後の $CS_{14}$ は $-1.3 \text{ rad}^2/\text{s}^2$ であり、その絶対値が低下していることから、曲げ剛

性低減が摩擦振動の抑制に有用だと考えられる。また、曲げ剛性低減後の摩擦係数と固有振動数との関係を図 6 に示す。摩擦係数が 1 以下の範囲では摩擦振動が発生しないことから、板ばねの曲げ剛性低減が摩擦振動の低減に寄与することが分かる。なお、板ばねの曲げ剛性を 90 % 増加すると、図 7 に示すように 1 次の固有振動数が上昇して、より低い摩擦係数において摩擦振動が発生するようになったことも、数値解析から確認した。

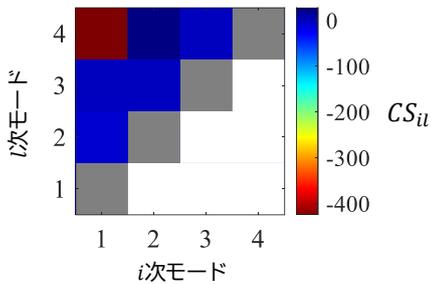


図 4 FMBD モデルの連成強度解析結果 (標準状態)

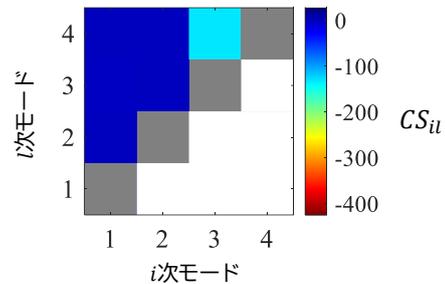


図 5 FMBD モデルの連成強度解析結果 (板ばねの曲げ剛性低減後)

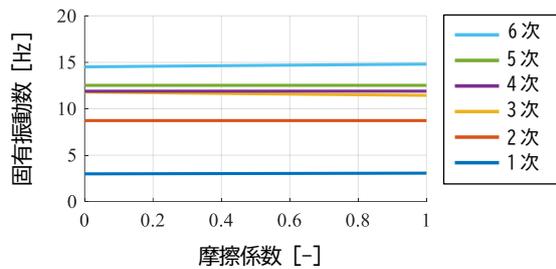


図 6 摩擦係数の変化に対する固有振動数の推移 (板ばねの曲げ剛性低減後)

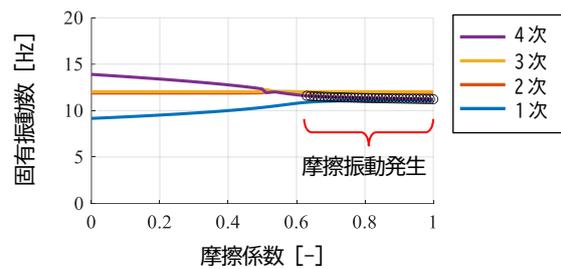


図 7 摩擦係数の変化に対する固有振動数の推移 (板ばねの曲げ剛性増加後)

## 5. ハンマリング試験によるパンタグラフの連成強度解析

本章では、はじめに標準状態におけるパンタグラフの連成強度解析を行って、摩擦力によって連成が起りやすい固有モードの組み合わせを特定する。次に、すり板を連結する板ばねの曲げ剛性を低減するために薄板化した場合の連成強度解析を行うことで、安定性と連成強度との関係について考察する。

### 5.1 試験方法

鉄道総研が所有するパンタグラフ加振装置に実機パンタグラフを仮設し、図 8 に示すようにすり板上面を加振装置先端に押し付けることで、すり板上面の固定を行った。これは、式(4)に示すように、すり板と架線が接触した状態における固有ベクトルを用いて連成強度を計算するためである。なお、加振装置とすり板間の摩擦の影響を排除するために、両者の間に自由に回転する 1 個の球を備えたポールローラを取り付けた。

本試験では図 9 に示すように、すり板上面の加振点付近に鉛直方向に感度を有する加速度計を取り付けた。また、マックスウェルの相反定理を用いることで、加速度計の取り付け点を加振点として扱い、インパルスハンマによる加振位置を加速度計測点として扱うことで、限られた加速度計で多点の周波数応答関数 (Frequency Response Function, 以下 FRF) を取得した。加速度計取り付け位置と加振位置は図 10 に示すと

おりである。インパルスハンマを用いた加振は鉛直方向に対して行った。ただし、舟体中央付近である図10の加振位置①については、鉛直方向に加えて前後方向に対する加振も行った。これは、連成強度を計算するためには、式(2)のように摩擦力が作用する水平方向自由度の固有ベクトルも必要なためである。

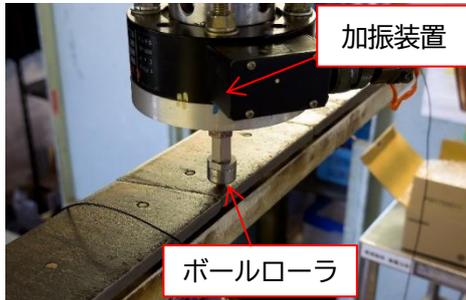


図8 すり板上面の支持方法



図9 すり板への加速度計取り付け方法

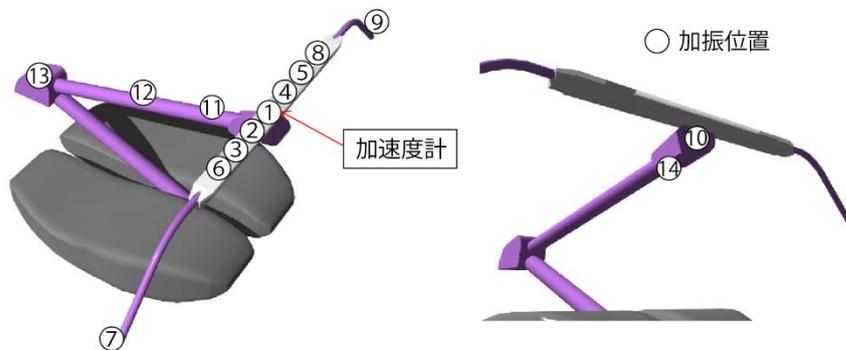


図10 加速度計取り付け位置と加振点の概要図

## 5.2 標準状態における連成強度解析

### 5.2.1 モード特性同定

はじめに、測定したFRFに基づいて、一般粘性減衰系を仮定した周波数領域のモード特性同定手法である偏分反復法<sup>10)</sup>を用いてモード特性同定を行った。偏分反復法では、固有モードの数およびモード特性の初期値を与え、FRFを初期値のモード特性のまわりでテーラー展開することによって非線形項を線形化し、モード特性の変更量を求める。本報告では非線形項のうち固有振動数の初期値は、FRFのパワーとFRF実部のパワーの比を表すMode Indicator Function<sup>11)</sup>（以下、MIF）を用いて推定し、モード減衰率の初期値はモード減衰比を1%と仮定して求めた。線形項の初期値は、非線形項の初期値を用いて最小二乗法により求めた。偏分反復法では、これらの初期値に基づいて線形項を最小二乗法で同定し、非線形項をFRFの測定値と、その理論値との誤差が最小となるように繰り返し計算を行うことで同定する。

ここでは、10 Hz から 30 Hz までの周波数範囲におけるFRFを用いてモード特性同定を行った。本試験で測定したFRFのコヒーレンスは、10 Hzより低い周波数では10 Hz以上と比較して値が低いことからモード特性同定の対象周波数に含めると約15 Hzまでのモード特性同定精度が低下したため、下限周波数を10 Hzとした。また、上限周波数については、文献6において摩擦振動が発生する周波数が約12 Hzであることが示されており、この周波数から約2倍の余裕をみて30 Hzまでとした。固有振動数においてはMIFが極小値を示すことから、図11に示すMIFを参考にするとともに偏分反復法によるモード特性同定を試行錯誤的に繰り返すことで、同図中に丸印で示すように9個の固有モードに関する固有振動数の初期値を得た。

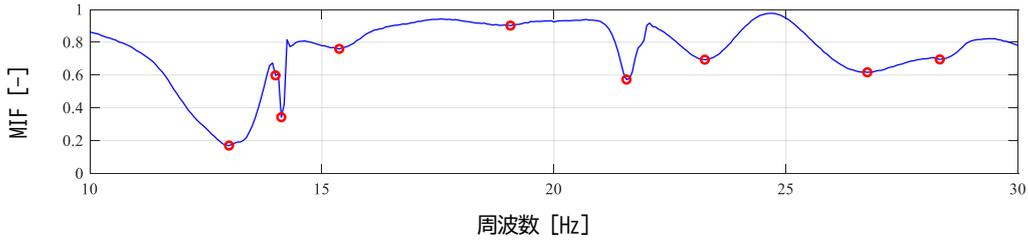


図 11 実機パンタグラフ（標準状態）の FRF に関する MIF  
（赤い丸印は固有振動数の初期値に対応する MIF）

### 5.2.2 連成強度解析結果

同定された 9 個の固有モードのうち、FRF のゲインが比較的大きく、なおかつ振動挙動を把握することができた 4 個の固有モードを用いて連成強度解析を行った。これら 4 個の固有モードの振動数と主体的な振動挙動を表 1 にまとめる。また、得られた連成強度を図 12 に示し、連成しやすい固有モードの組み合わせについて、連成強度の絶対値が上位 3 つの結果を表 2 に示す。4 個の固有モードの主体的な振動挙動は表 1 に示すとおりであるが、いずれのモードもこれらの挙動に加えてすり板の鉛直方向変位も比較的大きく生じていた。したがって、これらの結果よりすり板の振動が固有モード同士の連成に与える影響が大きいため、摩擦係数による固有モード同士の連成を予防するためには、すり板を連結する板ばねの曲げ剛性低減が有用であることが示唆された。

表 1 連成強度解析に用いた固有モードの振動挙動（標準状態）

次数	振動数	振動挙動
2 次	13.1 Hz	全体の上下振動
4 次	14.1 Hz	すり板の上下振動
6 次	21.8 Hz	平衡リンクの上下振動
9 次	28.8 Hz	すり板の前後振動

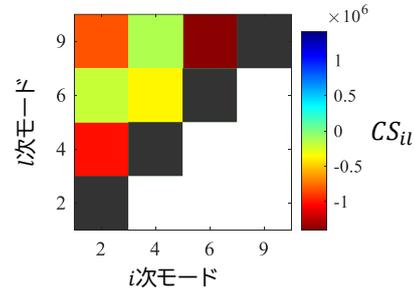


図 12 実機パンタグラフの連成強度解析結果（標準状態）

表 2 連成しやすい固有モードの組み合わせ（標準状態）

順位	固有モードの組み合わせ	連成強度
1	6 次・9 次	$-1.3 \times 10^6$
2	2 次・4 次	$-9.9 \times 10^5$
3	2 次・9 次	$-8.1 \times 10^5$

## 5.3 板ばねの曲げ剛性低減後の連成強度解析

### 5.3.1 モード特性同定

すり板同士を連結する板ばねを薄板化することで曲げ剛性を低減したパンタグラフの加振試験を 5.1 節で述べた試験方法に基づいて行い、測定した FRF を用いてモード特性同定を行った。本試験で測定した FRF のコヒーレンスは 5 Hz 以上において 0.9 以上の値を示したため、ここでは 5 Hz から 30 Hz までの周波数範囲における FRF を用いてモード特性同定を行った。図 13 に示す MIF を参考にするとともに偏分反復法によるモード特性同定を試行錯誤的に繰り返すことで、同図中に丸印で示すように 14 個の固有モードに関する固有振動数の初期値を推定し、これに基づいてモード特性同定を行った。

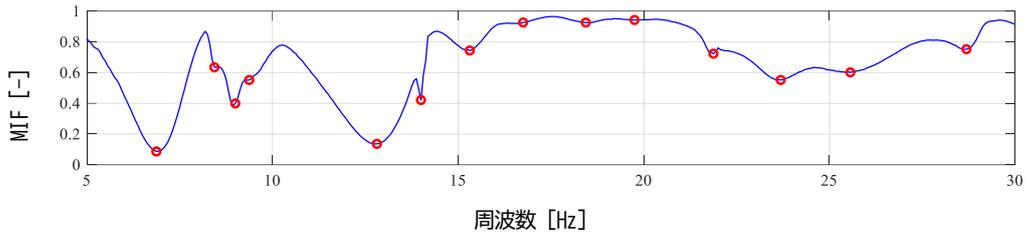


図 13 実機パンタグラフ（板ばね薄板後）の FRF に関する MIF  
（赤い丸印は固有振動数の初期値に対応する MIF）

### 5.3.2 連成強度解析結果

同定された 14 個の固有モードのうち、FRF のゲインが比較的大きく、振動挙動を把握することができた 4 個の固有モードを用いて連成強度解析を行った。これら 4 個の固有モードの振動数と主体的な振動挙動を表 3 に示す。なお、板ばねの薄板化による固有振動数の変化に伴い、表 1 と表 3 における各固有モードの振動挙動は同一であるものの、その次数は変化が生じ互いに異なることに注意されたい。得られた連成強度を図 14 に示し、各固有モードの組み合わせにおける連成強度を標準状態の連成強度と比較して表 4 に示す。これらの結果より、板ばねを薄板化することで、すべてのモード次数における連成強度の絶対値が低くなり、摩擦係数による固有モード同士の連成が生じにくくなったことがわかる。

表 3 連成強度解析に用いた固有モードの振動挙動（板ばね薄板化後）

次数	振動数	振動挙動
1 次	7.1 Hz	全体の上下振動
7 次	14.0 Hz	すり板の上下振動
10 次	21.9 Hz	平衡リンクの上下振動
14 次	29.1 Hz	すり板の前後振動

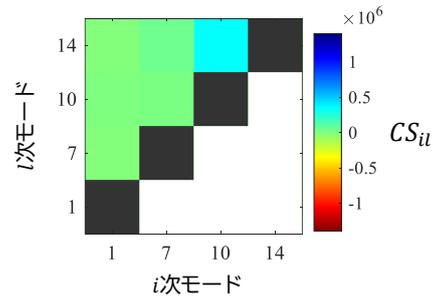


図 14 実機パンタグラフの連成強度解析結果（板ばね薄板化後）

表 4 連成しやすい固有モードの組み合わせ（板ばね薄板化後）

順位	固有モードの組み合わせ	連成強度	
		板ばね薄板化後	標準状態
1	板ばね薄板化後の 10 次・14 次（標準状態の 6 次・9 次）	$3.3 \times 10^5$	$-1.3 \times 10^6$
2	板ばね薄板化後の 1 次・7 次（標準状態の 2 次・4 次）	$-4.3 \times 10^2$	$-9.9 \times 10^5$
3	板ばね薄板化後の 1 次・14 次（標準状態の 2 次・9 次）	$-2.5 \times 10^3$	$-8.1 \times 10^5$

## 6. 高速パンタグラフ試験装置を用いた摩擦振動対策効果の検証

薄板化した板ばねを取り付けた実機パンタグラフを用いて、図 15 に示すように高速パンタグラフ試験装置においてしゅう動実験を行った。本実験は 2.2 節において摩擦振動の発生が認められた反なびき条件で実施し、二分力計を用いた摩擦係数の測定を行った。本報告ではパンタグラフに離線が生じてパンタグラフとトロリ線に周期的な衝突振動が形成される状態を不安定な状態、それ以外を安定な状態と定義する。本実験では、高速パンタグラフ試験装置に備え付けの離線測定装置により、パンタグラフの離線を把握し

た。離線測定装置は、パンタグラフが回転円盤から離れたとき（離線したとき）に約8V、パンタグラフが円盤に着線しているときに約0Vの電圧信号（以下、離線信号）を出力する。離線信号が閾値である4V以上の場合を離線とみなして離線の判定を行った。摩擦振動は主に低速走行時に発生することが知られているため、本実験の回転円盤の周速度は、当該試験装置の最低周速度である5 km/hとした。

本実験で測定した摩擦係数と離線判定結果の時刻歴波形の一例を図16に示す。図16(b)に示すように、板ばね薄板化後の摩擦係数は0.5~0.9であるが、衝突振動が発生するような摩擦振動は認められず、6回繰り返し実施したしゅう動実験では、すべての実験においてパンタグラフは安定的にしゅう動していた。本結果より、板ばねの薄板化によって摩擦振動が抑制されたことがわかり、連成強度解析に基づく摩擦振動対策の有効性が示された。

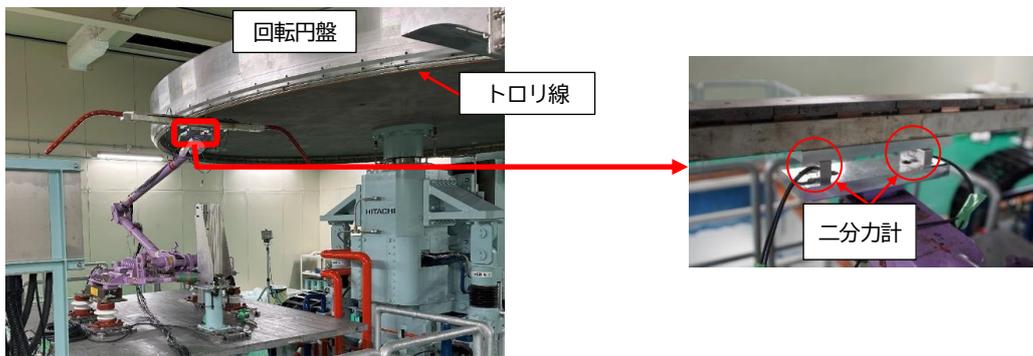


図15 高速パンタグラフ試験装置における低速しゅう動実験の様子

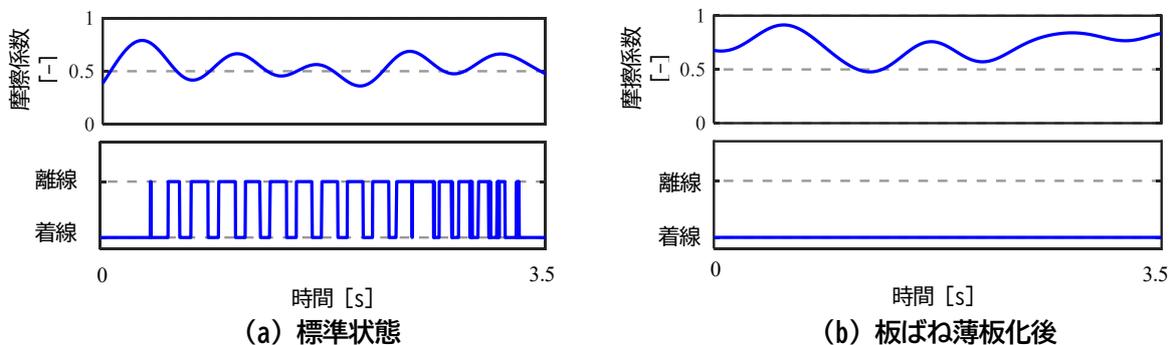


図16 高速パンタグラフ試験装置における低速しゅう動実験結果

## 7. まとめ

本報告では、パンタグラフのFMBDモデルおよび実機を用いて、しゅう動摩擦に伴う固有モードの変化およびモード間の連成について解析を行った。摩擦係数の変化による固有振動数の変動や、摩擦力によって異なる固有モード同士が連成する度合いを示す連成強度を指標として、各モード間の連成を定量的に評価した。また、連成強度の感度解析を通じて、摩擦振動の低減に有効な構造パラメータの抽出を行った。

本解析から得られた主な知見は以下のとおりである。

- ・ FMBDモデルを用いた解析により、摩擦係数の増加に伴い1次モードと4次モードの固有振動数の差が、なびき条件では拡大し摩擦振動は発生しないが、反なびき条件では近接し、摩擦係数が0.79以上となる場合に摩擦振動が生じることが明らかになった。

- ・ モード間の連成を定量的に示す連成強度を評価した結果、1次モードと4次モードの組み合わせにおいて高い連成強度が確認され、摩擦による不安定性の要因となっていることが示唆された。
- ・ 板ばねを薄板化した実機パンタグラフの連成強度の絶対値が低下することを加振試験により確認した。さらに、高速パンタグラフ試験装置を用いたしゅう動実験により、板ばねを薄板化することで摩擦振動が抑制されることが確認され、連成強度解析に基づく摩擦振動対策の有効性が示された。ただし、板ばねの薄板化を実機に適用する際は、板ばねやそれに付随する各種構成要素の疲労強度や耐久性について、使用条件を考慮した十分な検討を行う必要がある。

## 文 献

- 1) 根本公紀, 久保田喜雄: 銅合金トロリ線と鉄系焼結合金すり板の摩擦・摩耗に及ぼすしゅう動速度の影響, 第26回鉄道技術連合シンポジウム (J-RAIL2019) 講演論文集, No.S7-4-2, pp.570-573, 2019
- 2) 坂本真彦, 加来洋成, 鈴木優太: ED76形式パンタグラフのピッチング対策, 日本鉄道車両機械技術協会, R&m2012年5月号, pp.55-59, 2012
- 3) 牧野秀臣, 樋口芳久: トロリ線とパンタグラフすり板, 電気鉄道, Vol.28, No.9, pp.15-18, 1974
- 4) 天野佑基, 小林樹幸: しゅう動摩擦が作用するパンタグラフのFMBDを用いたモデリングと安定性解析, D&D2022 講演論文集, Vol.2022, p.123, <https://doi.org/10.1299/jsmedmc.2022.123>, 2022
- 5) 小山達弥: 高速パンタグラフ試験装置の開発, 鉄道総研報告, Vol.35, No.9, pp.5-10, 2021
- 6) Amano, Y., Kobayashi, S., and Yabuno, H., et al., "Mechanism and suppression of friction-induced vibration in catenary-pantograph system", Nonlinear Dynamics, Vol. 112, pp.14959-14980, 2024, <https://doi.org/10.1007/s11071-024-09802-6>.
- 7) 小林樹幸, 天野佑基, 山下義隆: しゅう動摩擦によるパンタグラフの固有モード連成強度解析, D&D2025 講演論文集, OS3-3-1-02, 2025
- 8) Millner, N., "An analysis of disk brake squeal", SAE Technical Paper, No.780332, 1978.
- 9) Chung, C.H., Steed, W., and Kobayashi, K., et al., "A New Analysis Method for Brake Squeal Part I: Theory for Modal Domain Formulation and Stability Analysis", SAE Technical Paper, 2001-01-1600, pp.2033-2039, 2001.
- 10) 長松昭男: モード解析, 培風館, pp.124-126, 1990
- 11) Breitbach, E.J., "A Semi-Automatic Modal Survey Test Technique for Complex Aircraft and Spacecraft Structures", Proceedings of 3rd ESA Testing Symposium, 519-528, 1973.

## 車両基地における整備作業ダイヤの自動作成手法

加藤 怜\* 小久保 達也\*\* 中東 太一\*\*

## Automatic Generation of Maintenance Worker Scheduling at Rolling Stock Depot

Satoshi KATO Tatsuya KOKUBO Taichi NAKAHIGASHI

This paper proposes an automated scheduling method for maintenance worker at rolling stock depots. Maintenance worker schedules at rolling stock depots are daily plans assigned to teams of maintenance worker for tasks such as cleaning rolling stock and performing inspection during turnaround operations of superior trains. The effectiveness of the proposed method is evaluated by comparing the schedules it generated with actual schedules, and those generated by a mathematical programming method, and a local search method. The results indicate that the proposed method generates maintenance worker schedules that satisfy high priority relaxable constraints within a practical computation time.

キーワード：整備作業ダイヤ，車両基地，車両運用，組合せ最適化問題，タブーサーチ

## 1. はじめに

新幹線や特急列車等の優等列車は，列車の終着後に折返し駅や車両基地で清掃や点検等の整備作業を実施する必要がある。整備作業は各列車に対し，数人から数十人のグループ（以下，「班」）単位で実施しているが，各日に各班が整備作業を実施する列車は，折返し駅や車両基地で作成する「整備作業ダイヤ」によってあらかじめ決められている。また，臨時列車等により日々列車ダイヤや車両運用が異なるため，整備作業ダイヤも各日分について作成する必要がある。

現在，整備作業ダイヤは熟練の計画担当者が手作業で作成している。しかし，整備作業間の移動時間を確保する，各班の作業本数などの公平性を確保する，など考慮すべき制約条件や評価指標が多岐にわたるため，1日分の計画作成に数時間を要している。加えて，各日分について作成する必要があるため，計画担当者にとって大きな業務負担となっている。そのため，情報技術を活用した整備作業ダイヤの自動作成により，計画作成業務の省力化や脱技能化が求められている。

車両基地における整備作業ダイヤの自動作成に類似する問題として，複数人かつ時間枠付きの巡回セールスマン問題<sup>1) 2)</sup>が挙げられる。しかし，巡回セールスマン問題では評価指標がセールスマンの総移動距離であるのに対し，整備作業ダイヤでは班間の公平性を確保する，連続して作業した際の休憩時間を考慮するなど，特有の条件を考慮する必要がある。また，鉄道の乗務員スケジューリング問題<sup>3)</sup>も同種の問題と考えられるが，この問題では各乗務員の勤務時間が担当する列車に応じて決まり，その上限時間が既定されるのに対し，整備作業ダイヤでは各班の勤務時間は固定である。このように問題の前提条件が異なっている。一方で，筆者らは，メタヒューリスティクス<sup>4)</sup>の1つであるタブーサーチ<sup>5) 6)</sup>を活用し，折返し駅を対象とした整備作業ダイヤの自動作成手法を提案している<sup>7) 8)</sup>。しかし，折返し駅では各整備作業や休憩の時間帯は所与であるのに対し，車両基地ではこれらの時間帯は固定されておらず，必要時間のみに与えられている。よって，折返し駅と比べ決定事項が多く，より複雑な組合せ最適化問題<sup>4)</sup>となる。

本研究では，折返し駅での自動作成手法を応用し，車両基地を対象としたタブーサーチに基づく自動作

\* 信号技術研究部 運転システム研究室

\*\* 元 信号技術研究部 運転システム研究室

成手法を提案する<sup>9)</sup>。短時間での計算を可能とするため、各班が実施する整備作業と順序を決定する問題と、各班の作業時間や休憩時間を決定する問題に分解して効率的に求解する手法を構築する。さらに、実在の車両基地における複数日の列車ダイヤ、車両運用のデータを用いたケーススタディを実施し、提案手法の有効性を検証する。

## 2. 車両基地における整備作業ダイヤ

本章では、車両基地の整備作業ダイヤ作成について説明する。車両基地には複数の「庫」があり、各庫は複数の「番線」から構成されている。いずれかの番線で整備作業（以下、単に「作業」と表記）を実施するが、作業を実施する必要がある列車および番線は所与である。また、車両基地への入区時刻および出区時刻に基づき、作業可能な時間帯を意味する「作業可能時間枠」が所与であり、作業内容に応じて作業に必要な時間も決まっている。

一方、実際に作業を実施する整備スタッフは班単位で各日の勤務が決まっている。勤務の詳細や考慮すべき事柄を以下に示す。

- ・ 各班は勤務時間に応じて、いずれかの「組群」に属する。組群は、早番、遅番などで分類される。
- ・ 各班の「始業時刻」および「終業時刻」、会議等の「所定外業務」の時間帯は所与であり、変更はできない。
- ・ 始業後および終業前には、既定の「始業準備時間」、「終業準備時間」を確保する必要がある。
- ・ 「休憩」は、班ごとに取得しなければならない回数、各回で取得の必要がある時間は所与であるが、時間帯については決まっていない。代わりに、「目標開始時刻」が与えられており、なるべくこの時刻に近い時刻に休憩を開始することが望ましい。
- ・ 所定外業務および休憩の前後には、既定の「中断準備時間」、「再開準備時間」を確保する必要がある。
- ・ 2つの作業間で作業番線が変更になる場合には、既定の「番線移動時間」を確保する必要がある。特に作業間で庫が異なる場合には「庫間移動」が必要となり、庫内の移動より大きな移動時間が必要となる。
- ・ 各班には所定の庫である「基本庫」が定められており、庫間移動は最小限とし基本庫の作業を実施するのが基本である。
- ・ 作業間で十分な間合い時間がない作業を一定回数繰り返した場合は「連続作業」とみなされ、連続作業後には既定の「加算時間」を確保する必要がある。
- ・ 施行日により一定時間「き電停止」が実施される場合があり、き電停止時間内に作業を開始できない。

図1、図2には整備作業ダイヤ作成の入力データの例として、それぞれ作業、班の情報を示している。この車両基地は2つの庫から構成され、それぞれ1, 2番線, 3, 4番線が配置されている。図1には各番線の使用状況として、作業の対象となる各列車の作業可能時間枠が示されており、また各列車の作業時間が括弧内に示されている。整備スタッフは、2つの組群に分かれ、それぞれ1, 2班, 3, 4班が配置されている。図2には各班の勤務時間として、出退勤時刻および前後の始業準備時間を示している。また、2, 3班にはそれぞれ所定外業務が入っており、この時間帯に作業をすることはできない。休憩については各班に対し目標開始時刻および必要時間が与えられている。

図3には、図1、図2の入力データから作成した整備作業ダイヤの例を示す。各班について、作業を実施する列車および時間帯が示されており、作業間には必要に応じて番線移動時間および加算時間が確保され

ている。また、休憩は各班で目標開始時刻に近い時刻から取得しており、休憩および所定外業務の前後には中断・再開準備時間が設けられている。このように、各班の勤務時間等の諸条件を考慮したうえで、対象となる全作業に対していずれかの班を割り当てるように、整備作業ダイヤは作成される。

庫	番線	7:00	10:00	13:00	16:00	19:00
1	1		2M(60)	5M(90)	10M(90)	14M(90)
	2		1M(90)	6M(60)	9M(60)	13M(60)
2	3		3M(60)	7M(60)	11M(90)	
	4		4M(90)	8M(60)	12M(60)	15M(90)

対象列車・作業可能時間枠  
括弧内は作業時間

図1 入力データの例（作業）

組群	班	7:00	10:00	13:00	16:00	19:00
1	1	始		60	終	
	2	始		所	60	終
2	3		始		60	所
	4		始		60	終

出退勤時刻  
休憩目標開始時刻  
数値は必要時間  
所 所定外業務  
始 終 始業・終業準備時間

図2 入力データの例（班）

組群	班	7:00	10:00	13:00	16:00	19:00
1	1	始	1M	番	3M	中
	2	始	2M	番	4M	中
2	3		始	5M	番	7M
	4		始	6M	番	8M

1M 整備作業  
番 加 番線移動・加算時間  
休 休憩  
中 再 中断・再開準備時間

図3 図1, 図2の入力データから作成した整備作業ダイヤの例

### 3. 問題定義

本章では、本研究が想定する整備作業ダイヤ作成の問題定義として、制約条件および評価指標、また自動作成に対する実用上の要件を示す。

#### 3.1 制約条件

本研究では、以下の制約条件を設定する。

- ① 作業割当制約  
対象の全作業に、いずれか1班を割り当てる。
- ② 庫間移動回数制約  
各班は、庫間移動を既定回数内とする必要がある。
- ③ 基本庫一致制約  
各班は、基本庫の作業に割り当てる。
- ④ 作業本数上限制約  
各班は、既定の作業本数上限を超えないようにする。
- ⑤ 全班作業本数差制約  
ある班と別の班の作業本数差は、既定の上限を超えないようにする。
- ⑥ 組群間作業本数差制約

ある組群に属する班と別の組群に属する班の作業本数差は、既定の下限以上とする。たとえば、早番は遅番より必ず作業本数が増えるようにする、などの条件として設定される。

⑦ き電停止時間制約

き電停止実施日では、き電停止時間内で作業を開始することはできない。また、き電停止時間内に作業を終了した場合は、き電停止時間終了後に、既定の確認時間を確保する必要がある。そのため、き電停止時間内に終業となる班は、き電停止時間開始前に全作業を終了する必要がある。

⑧ 休憩時間制約

各班は、既定の休憩時間を取得する必要がある。休憩は複数回にわたることがあり、その場合各班の取得回数および各回の取得時間は所与である。

⑨ 番線移動時間制約

2つの作業間では、既定の番線移動時間を確保する必要がある。なお、作業間で庫間移動となる場合は、庫内の移動と比べて多くの移動時間が必要となる。

⑩ 始業準備時間制約

各班の始業後には、既定の始業準備時間を確保する必要がある。

⑪ 終業準備時間制約

各班の終業前には、既定の終業準備時間を確保する必要がある。

⑫ 中断準備時間制約

各班の休憩、所定外業務の前には、既定の中断準備時間を確保する必要がある。

⑬ 再開準備時間制約

各班の休憩、所定外業務後には、既定の再開準備時間を確保する必要がある。

⑭ 連続作業時間制約

連続作業が発生した場合は、その後に既定の加算時間を確保する必要がある。

上記の制約条件には、なるべく充足しなければならない優先度が高い制約条件と、やむを得ない場合は違反が許容される優先度が低い制約条件がある。具体的には、条件①、②、④～⑨は優先度が高く、その他は優先度が低い。

### 3.2 評価指標

本研究で設定する評価指標は以下の4項目である。

- (1) 各班の作業本数差をなるべく少なくする（作業本数の分散を小さくする）
- (2) 番線移動時間をなるべく少なくする
- (3) 連続作業に伴う加算時間をなるべく少なくする
- (4) 休憩開始時刻の目標開始時刻からの差分（以下、「休憩乖離時間」）をなるべく少なくする

### 3.3 自動作成の要件

計画担当者にヒアリング調査を行い、以下に示す自動作成に対する要件を抽出した。

- ・ 安定して3分以内で計算できること
- ・ 同一の入力に対し同一の結果を出力できること（すなわち、乱数の使用は不可）
- ・ 制約条件の優先度を考慮できること

自動作成手法の構築にあたっては、制約条件や評価指標の考慮に加えて、上記の要件を満たすことが求められる。

## 4. 整備作業ダイヤの自動作成手法

### 4.1 自動作成手法の概要

車両基地の整備作業ダイヤの作成は、大規模な組合せ最適化問題とみなすことができる。組合せ最適化問題の解法としては、最適解を算出可能な整数計画法<sup>4)</sup>、短時間で良質な解を算出可能なメタヒューリスティクスなどがある。本研究では、3.3節で述べた実用上の要件を踏まえ、メタヒューリスティクスの1つであるタブーサーチを適用した手法を提案する。

タブーサーチは、組合せ最適化問題を効率的に求解する手法として、1989年にFred Gloverによって提案された手法である<sup>5)6)</sup>。局所探索法(Local Search, 以下「LS」)にタブーリストを追加することにより、それまでの最良解より改悪でも移動することを可能にし、多峰性のある目的関数でも短時間で求解することができる。最適解を得られる保証はないが、一般的に大規模な問題に対し短時間に良質な解を得ることが可能であり、多くの分野で幅広く適用有効性が確認されている手法である<sup>6)</sup>。

文献7, 8では、折返し駅を対象とし、タブーサーチを適用した自動作成手法を提案しているが、折返し駅では各番線の停車時間が限られているため、各作業の実施時間帯は固定であり、各班が実施する作業を決めると実施順序が一意に定まった。また、休憩時間帯も所与であった。しかし、車両基地では長時間の留置もあり、作業可能時間枠が与えられるため、作業割当てだけでは順序は定まらず、実施時間帯も決定対象となる。また、休憩時間帯も決める必要がある。そこで、各班の作業および順序を決める問題と、作業時間帯および休憩時間帯を決める問題に分解する手法を提案する<sup>9)</sup>。

以下、本研究が提案する自動作成手法の適用手順を示す。

Step 1: 「初期割り当て法」により、初期の各班に対する作業割り当て計画を生成する。

Step 2: 「時間調整法」により、Step 1で得た計画における、各班の各作業および休憩の実施時間帯を決定する。目的関数値を計算し、暫定解とする。探索回数 $I = 1$ とする。

Step 3: 暫定解をもとに、「近傍解候補生成法」により複数の近傍解を生成する。ただし、変更する作業がタブーリストに含まれる場合は、近傍解として生成しない。

Step 4: 時間調整法により、Step 3で得た各近傍解における各作業、休憩の実施時間帯を決定し、目的関数値を計算する。

Step 5: 近傍解の中で、目的関数値が最も低い解を選択し、暫定解とする。選択した近傍解によって変更された作業をタブーリストに入れる。

Step 6:  $I$ が事前に設定した反復回数上限 $I_{\max}$ に達した、あるいは計算時間上限に達したならば、現在の暫定解を出力し処理を終了する。さもなければ、 $I = I + 1$ とし、Step 3に戻る。

以上のうち、初期割り当て法および近傍解候補生成法が各班の作業および順序を決める問題、時間調整法が作業時間帯および休憩時間帯を決める問題に対する解法に相当する。

目的関数値は、以下の式(1)で計算する。

$$\sum_{m=1}^4 \alpha_m t_m + \sum_{n=1}^{14} \beta_n p_n \quad (1)$$

式(1)の $t_m (m = 1, \dots, 4)$ は、3.3節で示した各評価指標(1)～(4)の値、 $\alpha_m (m = 1, \dots, 4)$ は各項に対する重み係数、 $p_n (n = 1, \dots, 14)$ は、3.2節で示した制約条件①～⑭の違反ペナルティ、 $\beta_n (n = 1, \dots, 14)$ は制約条件 $n$ の違反ペナルティに対する重み係数である。ここで、違反ペナルティは基本的には違反量とするが、制約条件⑨～⑭の時間に関する項目については、違反量の2乗の値とする。

以下では、初期割り当て法、時間調整法、近傍解候補生成法のそれぞれの詳細を述べる。

## 4.2 初期割り当て法

初期割り当て法では、まず各班が実施する作業およびその順序を定める。基本的な考え方は、各班が次の作業を実施可能な最早時刻を示す「現在時刻」の情報を持たせ、現在時刻が早い順に、最も早く実施が可能な作業を割り当てていく、といったものである。ここで、割り当て可能な班が複数ある場合は、基本庫であること、作業終了時刻が早い、番線移動時間が小さい、現在時刻が早い、の優先順で決定する。これは、なるべく目的関数値が低くなる可能性が高い班を優先して割り当てることを意図している。なお、加算時間は後述する時間調整法で確保するため、本処理では考慮しない。

まず、各作業に対し、以下の時刻を設定する。

- ・ 最早開始時刻：作業可能時間枠の開始時刻
- ・ 最遅開始時刻：作業可能時間枠の終了時刻から当該の作業時間を引いた時刻

初期割り当て法の処理手順を以下に示す。

Step 1-1：すべての班に対し、始業時刻に始業準備時間を加えた時刻を現在時刻と設定する。

Step 1-2：全ての作業から、未割当かつ最も最早開始時刻の早い作業を選択する。

Step 1-3：全ての班の中から、Step 1-2 で選択した作業を実施可能な班を抽出する。ここで、実施可能な班とは、現在時刻が、Step 1-2 で抽出した作業の最遅開始時刻より早い時刻または等しい時刻で、現在時刻に作業時間を加えた時刻が終業時刻を超えない班である。抽出した班が1班のみの場合、Step 1-8へ。抽出した班が2班以上の場合は、Step 1-4へ。

Step 1-4：Step 1-3 で抽出した班の中から、Step 1-2 で選択した作業の庫を基本庫とする班を抽出する。抽出した班が1班のみの場合、Step 1-8へ。さもなければStep 1-5へ。

Step 1-5：Step 1-4 で抽出した班の中から、Step 1-2 で選択した作業へ割り当てた場合、最も作業が早く終わる班を抽出する。抽出した班が1班のみの場合、Step 1-8へ。さもなければStep 1-6へ。

Step 1-6：Step 1-5 で抽出した班の中から、Step 1-2 で選択した作業へ割り当てた場合、最も番線移動時間が小さい班を抽出する。抽出した班が1班のみの場合、Step 1-8へ。さもなければStep 1-7へ。

Step 1-7：Step 1-6 で抽出した班の中から、現在時刻が最も早い班を抽出する。抽出した班が1班のみの場合、Step 1-8へ。さもなければ最も早く抽出した班（ソートした場合に1番目に来る班）を1班だけ抽出し、Step 1-8へ。

Step 1-8：抽出した班に、Step 1-2 で選択した作業を割り当てる。作業の開始時刻と終了時刻は、作業可能時間枠内で前詰めに設定するが、前の作業または所定外業務と重複する場合は、前の作業または所定外業務の終了時刻を開始時刻とする。開始時刻に作業時間を加えた時刻をこの班の現在時刻として更新する。未割当の作業が存在する場合はStep 1-2へ。さもなければ処理を終了する。

## 4.3 時間調整法

時間調整法は、先述の初期割り当て法または後述する近傍解候補生成法に続けて適用するもので、各班の各作業時間帯および休憩時間帯を定め、それにより当該の計画の目的関数値を計算できるようにする。基本的な考え方は、初期割り当て法または近傍解候補生成法により決定した各班が実施する作業および順序の情報に基づき、最初の2つの作業間に休憩時間を挿入し、各作業は作業可能時間枠内でなるべく前詰めとすることで時刻を定め、時間調整候補解とする。この作業を作業間の数だけ繰り返し、最も目的関数値が低い時間調整候補解を暫定解とする、というものである。ここで、番線移動時間、中断準備時間、再開

準備時間、加算時間は、作業時間や休憩時間が確保できない場合は、必要に応じて緩和する。

時間調整法の手順を以下に示す。

Step 2-1 :  $j = 1, k = 1$  とする。

Step 2-2 :  $j$  班の全ての作業を作業可能時間枠内で前詰めで設定する。

Step 2-3 :  $j$  班の  $k$  番目の作業後に休憩を取得するものとし、 $k$  番目の作業終了時刻を休憩開始時刻として設定する。取得すべき休憩時間を確保した上で、 $k + 1$  番目以降の作業の開始時刻を遅らせる。このとき、 $k + 1$  番目以降の作業が作業可能時間枠の終了時刻より遅い場合は、休憩時間を確保できる時間分だけ設定し、Step 2-8 へ。さもなければ、Step 2-4 へ。

Step 2-4 : 1 番目の作業から順に、番線移動時間を設定する。番線移動の終了時刻が、次の作業開始時刻より遅い場合は、次の作業以降の作業時間および休憩時間を番線移動時間が確保できる分だけ遅らせる。このとき、作業終了時刻が作業可能時間枠の終了時刻を過ぎる場合、き電停止時間制約を充足できない場合は、番線移動時間は確保できる時間分 (0 以上) だけ設定する。なお、休憩時間前後で庫間移動が発生している場合は、同様の処理を行う。

Step 2-5 : 休憩時間前に中断準備時間を設定する。中断準備時間終了時刻が、休憩開始時刻より遅い場合は、休憩時間と次の作業以降の作業時間および番線移動時間を中断準備時間が確保できる分だけ遅らせる。このとき、作業終了時刻が作業可能時間枠の終了時刻を過ぎる場合、き電停止時間制約を充足できない場合は、中断準備時間は確保できる時間分 (0 以上) だけ設定する。

Step 2-6 : 休憩時間後に再開準備時間を設定する。再開準備時間終了時刻が、次の作業開始時刻より遅い場合は、次の作業以降の作業時間および番線移動時間を再開準備時間が確保できる分だけ遅らせる。このとき、作業終了時刻が作業可能時間枠の終了時刻を過ぎる場合、き電停止時間制約を充足できない場合は、再開準備時間は確保できる時間分 (0 以上) だけ設定する。

Step 2-7 : 連続作業が発生する場合は、番線移動時間後に加算時間を設定する。加算時間終了時刻が、次の作業開始時刻より遅い場合は、次の作業以降の作業時間、番線移動時間、中断準備時間、休憩時間、再開準備時間を加算時間が確保できる分だけ遅らせる。このとき、作業終了時刻が作業可能時間枠の終了時刻を過ぎる場合、き電停止時間制約を充足できない場合は、加算時間は確保できる時間分 (0 以上) だけ設定する。

Step 2-8 : 決定した  $j$  班の各作業時間および休憩時間の開始時刻、終了時刻をもとに、目的関数値を算出し、時間調整候補解とする。  $k$  が  $j$  班の最後の作業であれば、時間調整候補解のうち、最も目的関数値が低い解を選択する。さもなければ、 $k = k + 1$  とし、Step 2-3 へ。

Step 2-9 :  $j$  が最後の班であれば、処理を終了する。さもなければ、 $j = j + 1$  とし、Step 2-2 へ。

#### 4.4 近傍解候補生成法

本研究では、X-Y 交換と X-0 挿入の大きく 2 つの近傍解候補生成法を提案する。X-Y 交換は、ある班の連続する X 個の作業と、他の班の交換可能な連続する Y 個の作業を入れ替える。X-0 挿入は、ある班の連続する X 個の作業を、他の班の同時間帯の始業後、終業前、2 つの作業間のいずれかに挿入する。

近傍解候補生成法の例として、暫定解の例を図 4 に示す。図 4 は、A 班、B 班の 2 つの班に割り当てられた作業とその順序を示す。図 4 の暫定解に対し、X-Y 交換の一例である 2-2 交換によって生成された近傍解候補の例を図 5 に示す。A 班の連続する 2 つの作業 (6M と 10M)、B 班の連続する 2 つの作業 (8M と 14M) を入れ替えている。同様に、X-0 挿入の一例である 1-0 挿入によって生成された近傍解候補の例を図 6 に示す。B 班の 1 つの作業 (8M) を、A 班の 2 つの作業間 (6M と 10M) に挿入している。

本研究では、近傍として、1-1 交換、2-1 交換、1-0 挿入、3-2 交換、2-2 交換、3-3 交換、2-0 挿入の 7 種類を適用する。X-Y 交換において、 $X = Y$  である場合には、作業本数は変化しないため、目的関数において評価指標 (2) ~ (4) および違反ペナルティ②, ③, ⑦~⑭の改善に寄与する可能性がある。また、 $X \neq Y$  である場合と X-0 挿入は、すべての評価指標と違反ペナルティ②~⑭の改善に寄与する可能性がある。

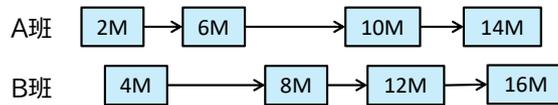


図4 暫定解の例

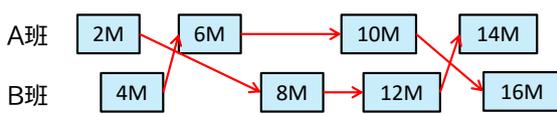


図5 2-2 交換の例

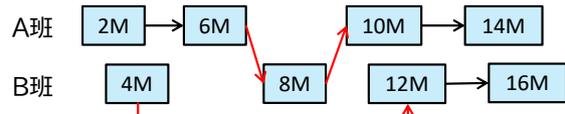


図6 1-0 挿入の例

## 5. 実データを用いたケーススタディ

### 5.1 検証方法

提案手法の有効性を検証するため、実際のデータを用いたケーススタディを行う。ここでは、実在する車両基地を対象に、実際の列車ダイヤ、車両運用を用いた異なる 10 日分のデータを用いる。表 1 にはき電停止ありの 5 日分のデータの班数、作業本数を示す。同様に、表 2 にはき電停止なしの 5 日分のデータの班数、作業本数を示す。また、目的関数の重み係数を表 3 に示す。これらの重み係数は、実運用の整備作業ダイヤの目的関数値を複数分析した結果や、制約条件の優先度を考慮し設定しているが、基本的には優先度が高い制約条件の充足を最も重視した設定としている。

検証方法としては、提案手法によって生成した整備作業ダイヤと、実運用の整備作業ダイヤ、混合整数計画法 (Mixed Integer Programming, 以下「MIP」) により生成された整備作業ダイヤ<sup>10)</sup>、LS により生成された整備作業ダイヤについて、評価指標や優先度が高い制約条件の違反量を比較する。ここで、LS は 4 章で述べた初期割り当て法、時間調整法、近傍解候補生成法を適用し、探索過程において全ての近傍解の目的関数値が暫定解より同等あるいは悪化した場合、探索を終了する手法とした。

実用上の要件として、3 分以内での自動作成が求められているため、すべての自動作成の計算において、3 分で打ち切りとした。計算には、CPU が Core i7-8700 (3.20GHz)、メモリ 16GB の PC を用い、MIP の求解には、数理最適化ソルバー Gurobi Optimizer 10.0.0<sup>11)</sup> を使用した。

表 1 検証用データ (き電停止あり)

No.	班数	作業本数
1	5	30
2	5	30
3	5	34
4	5	37
5	5	38

表 2 検証用データ (き電停止なし)

No.	班数	作業本数
6	5	38
7	5	39
8	5	39
9	5	45
10	5	48

表 3 重み係数の設定

重み係数	$\alpha_1$	$\alpha_2$	$\alpha_3$	$\alpha_4$	$\beta_1$	$\beta_2$	$\beta_3$	$\beta_4$	$\beta_5$	$\beta_6$	$\beta_7$	$\beta_8$	$\beta_9$	$\beta_{10}$	$\beta_{11}$	$\beta_{12}$	$\beta_{13}$	$\beta_{14}$
設定値	0.85	0.025	0.1	0.025	100,000	1,000	1	1,000	100,000	10,000	10,000	1,000	1,000	1,000	1	1	1	1

## 5.2 結果と考察

10 日分の入力データにおいて、実運用、MIP、LS、提案手法の各手法の中で、評価指標が最もよい値を得られた日数（最良値取得日数）、優先度が高い制約条件を違反した日数を、表 4 に示す。

評価指標 (1) は各班の労働負荷の平準化、(2) ~ (4) は労働負荷の低減に関する項目であり、いずれも最良値取得日数は 10 日に近いほど望ましい。しかし、実運用、MIP、LS はいずれの指標も 10 とはなっておらず、(2) や (3) は小さい。特に MIP は最大でも (4) の 3 日となっており、他より劣っている。詳細を確認したところ、明らかに 3 分の計算時間では不足していることが判明した。MIP は厳密解を得られる保証があるものの、短時間での求解には適しておらず、本問題でもその特徴が表れている。一方で、提案手法ではいずれの評価指標も最良値取得日数が大きく、特に (3) は 10 となっている。よって、提案手法では実運用、MIP、LS と比較し、労働負荷の平準化、低減の観点で望ましい整備作業ダイヤを得られていることが確認できる。

また、優先度が高い制約条件の違反日数は 0 日に近いほど望ましいが、実運用、MIP、LS はいくつかの制約条件で違反が発生している。一方で、提案手法ではすべてで 0 となっており、優先度が高い制約条件を違反していないことを確認できる。優先度が高い制約条件の違反量の観点でも、提案手法は他の手法より優れているといえる。

以上より、提案手法は、3 分以内で、実用面で重要な優先度が高い制約条件を充足し、かつ整備スタッフの労働負荷を平準化および低減した結果を出力可能であることを確認した。したがって、提案手法は本問題に対して有効であるといえる。

表 4 各手法の「評価指標の最良値取得日数」と「優先度が高い制約条件の違反日数」の比較

手法	評価指標				優先度が高い制約条件								
	(1)	(2)	(3)	(4)	①	②	④	⑤	⑥	⑦	⑧	⑨	
実運用	9	0	1	5	0	0	3	7	0	0	0	1	
MIP	1	0	0	3	0	0	0	0	2	0	1	1	
LS	9	2	1	6	0	0	1	0	1	0	0	0	
提案手法	9	9	10	6	0	0	0	0	0	0	0	0	

## 6. まとめ

本稿では、車両基地の整備作業ダイヤに焦点を当てて、計画担当者の省力化や脱技能化を目的とした自動作成手法を提案した。車両基地の整備作業ダイヤでは、折返し駅と比較し、作業順序、作業時間帯、および休憩時間帯を決める必要があり、決定事項が多くより複雑な組合せ最適化問題となる。そこで、折返し駅での自動作成手法と同様のタブーサーチを採用しながらも、短時間での作成を可能とするため、各班の作業と順序の決定と作業時間帯および休憩時間帯の決定の 2 つに分解した手法を提案した。実在する車両基地を対象に、実際の 10 日分のデータによりケーススタディを実施したところ、3 分間の計算時間で、実運用や MIP、LS と比べ、評価指標がよく優先度が高い制約条件の違反がない、実用的な整備作業ダイヤを作成できることを確認した。

今後は、事前の計画作成だけではなく、施行日当日のダイヤ乱れに伴う整備作業ダイヤの再作成に焦点を当てた研究開発も進める予定である。

## 文 献

- 1) Stieber, A., Fügenschuh, A., “Dealing with time in the multiple traveling salespersons problem with moving targets,” Central European Journal of Operations Research, Vol.30, pp.991–1017, 2020.
- 2) Zhang, R., Zhang, C., Cao, Z., Song, W., Tan, P.S., Zhang, J., Wen, B., Dauwels, J., “Learning to solve multiple-TSP with time window and rejections via deep reinforcement learning,” IEEE Transactions on Intelligent Transportation Systems, Vol.24, pp.1325–1336, 2022.
- 3) 鉄道総合技術研究所運転システム研究室：鉄道のスケジューリングアルゴリズム，エヌ・ティー・エス，2005
- 4) 梅谷俊治：しっかり学ぶ数理最適化ーモデルからアルゴリズムまでー，講談社，2020
- 5) F. Glover, “Tabu search: Part I,” ORSA Journal on Computing, Vol.1, No.3, 1989.
- 6) F. Glover, “Tabu search: Part II,” ORSA Journal on Computing, Vol.2, No.1, 1990.
- 7) 小久保達也，加藤怜，中東太一：タブーサーチを用いた整備作業ダイヤの自動作成手法の開発，鉄道総研報告，Vol.37，No.12，pp.27-33，2023
- 8) 小久保達也，加藤怜，中東太一，福山良和：タブーサーチによる鉄道主要駅の整備作業ダイヤ自動作成手法の提案，電気学会論文誌 D，Vol.144，No.10，pp.721-731，2024
- 9) 小久保達也，加藤怜，中東太一，福山良和：タブーサーチを用いた車両基地の整備作業ダイヤ自動作成手法の提案，電気学会論文誌 D，Vol.145，No.3，pp.159-172，2025
- 10) 加藤怜，小久保達也，中東太一：車両基地向け整備作業ダイヤ作成に対する混合整数計画法の適用，電気学会研究会資料，ITS-23-032/TER-23-099，2023
- 11) Gurobi Optimizer：https://www.gurobi.com/jp/products/gurobi/（参照日：2025年9月24日）

支点上補剛材下端の疲労き裂に対する  
支圧接合用高力ボルトを用いた当て板補強吉田 善紀\* 穴見 健吾\*\* 長坂 康史\*\*\*  
竹渕 敏郎# 小林 裕介\*

## Retrofit for Preventing Fatigue Crack Initiation at End Stiffener Using Splice Plate with Bearing-type Bolt

Yoshinori YOSHIDA Kengo ANAMI Yasushi NAGASAKA  
Toshio TAKEBUCHI Yusuke KOBAYASHI

One of the typical fatigue cracks found in welded girders of railway steel bridges is observed at the bottom of end stiffener. Bearing settlement leads to stress concentration and fatigue cracking at the bottom of end stiffener. Consequently, the necessary retrofits impose a significant maintenance burden. This study proposes a method for retrofitting end stiffener using splice plate with bearing-type bolt for pressing. This paper reports the results of static load test and cyclic load test conducted for evaluating the applicability of the proposed method.

キーワード：当て板，支点上補剛材，支圧ボルト，押し当て

## 1. はじめに

溶接構造の鉄道橋において、鋼桁の支点上補剛材下端に疲労き裂が生じることがある<sup>1)</sup>(図1(a))。疲労き裂の原因は、桁架設時の支承の施工不良や沓座モルタルの損傷等<sup>2)</sup>により、桁と支承の間に図1(b)のような隙(以下、支承の隙)が生じること、桁が支承上で均等に支持されず、補剛材下端に応力が集中することによる<sup>3)</sup>。疲労き裂の発生を防止するために沓座モルタルを打ち替えて支承を据え直す対策が行われているが、施工時に桁の仮受けが必要となりジャッキアップのための桁補強や列車の運行調整に相応の負担を要している。また、鋼製橋脚などの鋼部材で支持された支承は、上記のように沓座モルタルを打ち替えて支承を据え直すことができないため、支承の隙を取り除くことが困難となる。

そこで、支承の据え直しをせずに、簡易な当て板のみで補剛材下端の応力を低減することで、疲労き裂の発生を抑制し鋼桁の延命化を図る補強工法を開発した<sup>4)</sup>。本検討では、鋼桁の支点部を実物大で模擬した試験体を用いて、支点上での当て板の施工性や補剛材下端の応力低減効果を確認するとともに、当て板施工後の試験体に対して繰返し载荷を行い、実際の運用における当て板の耐久性を検証した。本稿では、これらの結果について報告する。

## 2. 支圧ボルトを用いた支点上補剛材下端の補強方法

疲労き裂に対する補強方法として、対象の部材に当て板を添接し、当て板に荷重を分担させることで応力を低減する方法がある(図2(a))。支点上の補剛材下端は下フランジと溶接で接合されており、図2(b)の

\* 構造物技術研究部 橋りょう研究室  
\*\* 芝浦工業大学  
\*\*\* 川田工業株式会社  
# MK エンジニアリング株式会社

ように支承からの反力が下フランジから直接伝わる箇所である。当て板を下フランジと接触させて、補剛材下端に添接しただけでは、例えば溶接構造の桁製作時に生じる下フランジのひずみ等により、当て板下面が下フランジに均等に接触せず、支承からの反力を分担することができない（図2(c)）。支承からの反力を分担するためには、図2(d)のように当て板を下フランジに押し当てることで当て板下面と下フランジとを密着させることが必要となる。

開発した工法における当て板の押し当ては、支圧ボルトを挿入するボルト孔位置を当て板側と母材側でずらして設けることで、支圧ボルトの打ち込み時に導入される支圧力を利用して行う<sup>5)</sup>（図3）。当て板は

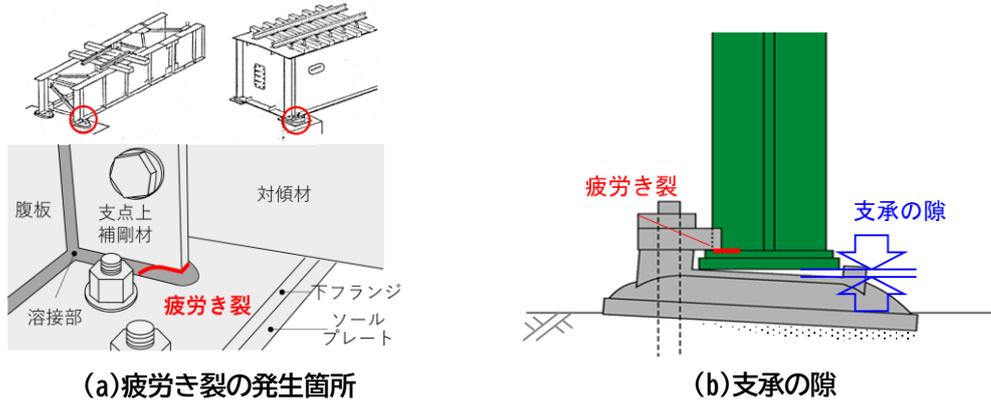


図1 支点上補剛材下端の疲労き裂

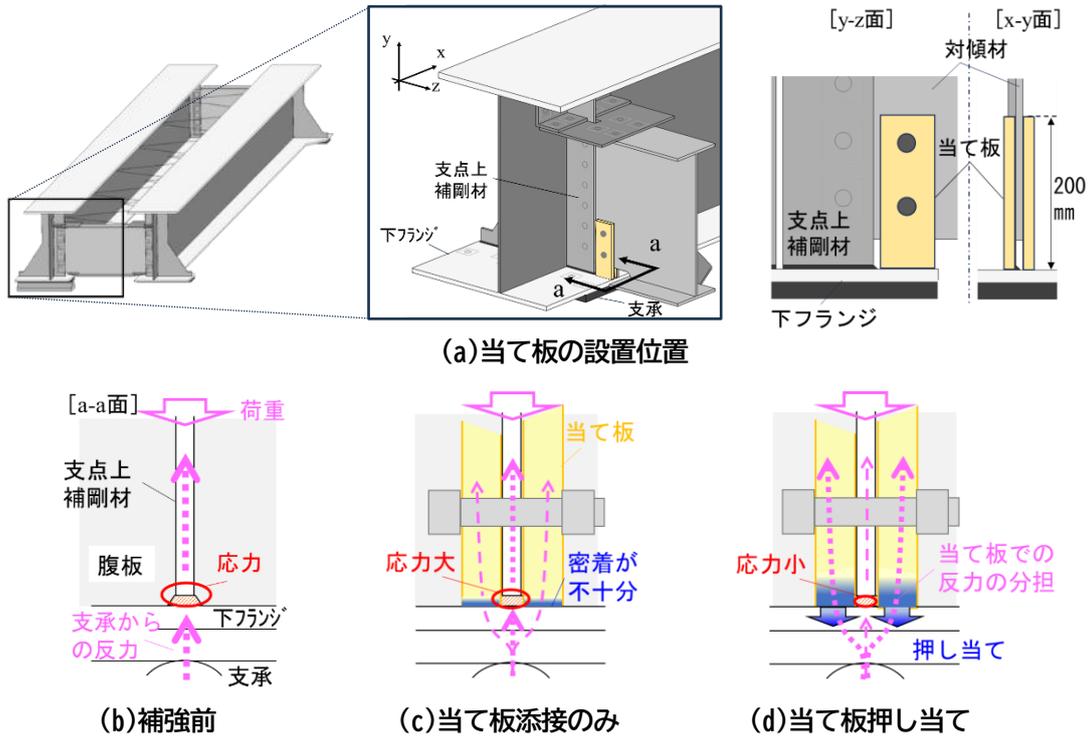


図2 支点上補剛材下端の当て板

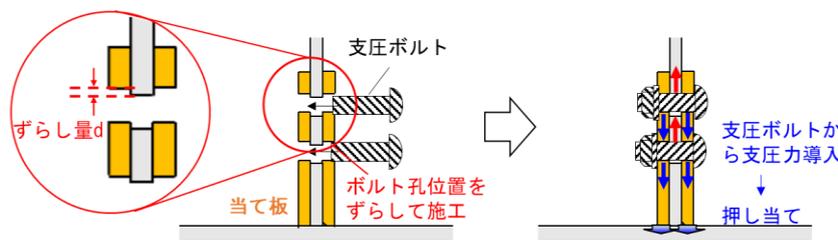


図3 支圧ボルトを用いた当て板の押し当て

簡易に製作可能な平板形状とし、図 2(a)のように対傾材を利用して下フランジ端部に押し当てる<sup>6)</sup>。なお、当て板下面と下フランジの間にはアクリル樹脂を塗布し、当て板下面の密着度をさらに高めるとともに、僅かに生じる隙への滞水を防止する。

### 3. 支点上での当て板施工および補剛材下端応力低減効果の検証

鋼桁の支点部を模擬した試験体を用いて、補剛材下端での応力低減効果を検証した。本章では、これらの結果について示す。

#### 3.1 载荷試験の概要

試験体は、過去に支点上補剛材下端に疲労き裂が発見された鋼橋を対象とし、実橋と同じ鋼材を使用して支点部の断面を実寸法で製作した(図 4)。当て板を設置した支点上補剛材の寸法は幅が 120mm、板厚が 9mm である。試験体への当て板の設置状況を図 5 に示す。当て板は 200×70mm (板厚 12mm,16mm) の矩形とし、当て板の押し当てに用いる支圧ボルトは M22-B10T とした。対傾材のボルト孔は、予め作製したガイドを用いて当て板のボルト孔からずらした位置に施工した。支圧ボルトの打ち込みは、当て板を対傾材に仮固定した状態で、市販のハンマーを用いて打ち込むことにより行った。支圧ボルトの座面が対傾材と接するまで打ち込んだ後、トルクレンチによるボルト締め付けを行った。支点部においてもハンマーやトルクレンチを用いて支障なく作業を行うことができ、施工に要した時間は全体で 5~10 分程度であった。このことから、実際の橋りょうの支点上の狭隘な作業空間においても、簡易に当て板の施工が可能であると考える。

試験体の载荷は、支点上補剛材直上の上フランジに設置した载荷梁を介して行い、载荷装置の定格出力(500kN)を上限とし、荷重制御により漸増させた(図 6)。载荷時の支承は、着目する支点部にローラー(φ100mm)を使用して実橋と同様の線支承による支持状態を模擬し、図 7 のようにジャッキにより試験

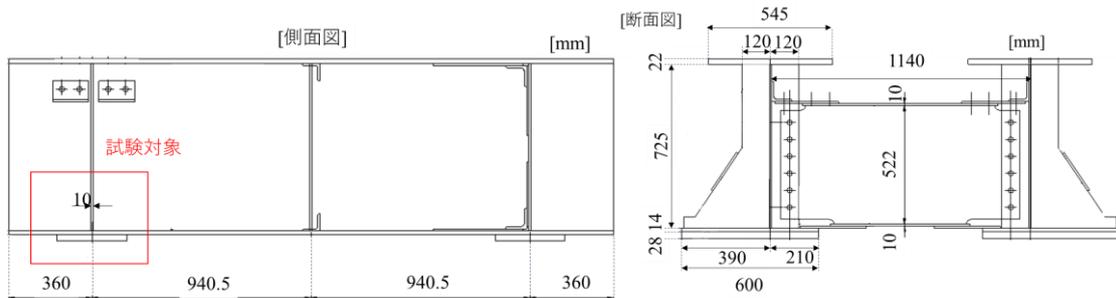


図 4 試験体形状・寸法



図 5 当て板の設置状況



図 6 载荷状況

体を傾けることで任意の大きさの支承の隙を導入した。

本稿の当て板施工のケースを表 1 に示す。本試験では、支承の隙の大きさや当て板のボルト孔位置のずらし量を変えた場合の応力低減効果の検討を行っている。

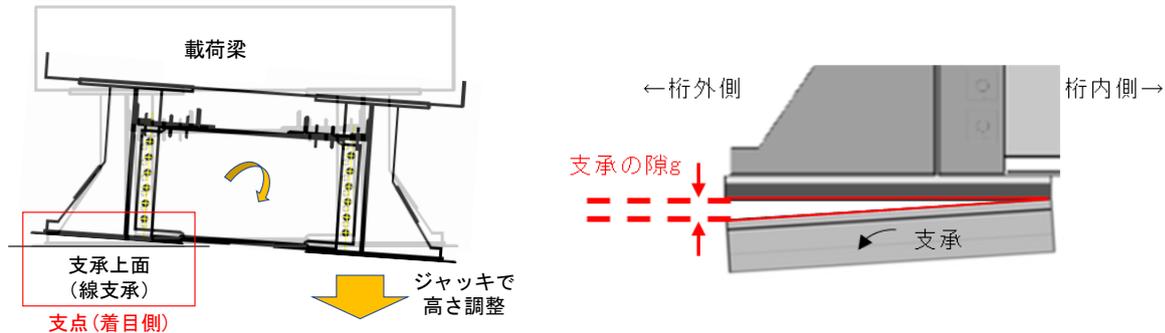


図 7 支承の隙の導入方法

表 1 当て板施工のケース

施工ケース	検証項目	当て板			支承の隙の大きさg	備考
		板厚	枚数	ボルト孔位置のずらし量d		
case1	当て板による補剛材下端の応力低減効果	16mm	2枚	0.8mm	0.58mm	
case2	当て板による補剛材下端の応力低減効果 (支承の隙量の影響)	16mm	2枚	0.5mm	0.15~ 1.53mm	
case3	ボルト孔位置ずらし量の影響	16mm	2枚	0.5mm	0.58mm	4章の繰り返し载荷試験に使用

### 3.2 当て板による補剛材下端の応力低減効果

表 1 の case1 について、当て板施工前後で载荷を行い、载荷時の補剛材下端の応力を比較することにより、当て板の応力低減効果を検証した。なお、本検討で用いる当て板 (case1) は、その後の試験に用いる当て板に取り替える際に撤去するため、2章で述べた当て板下面へのアクリル樹脂の塗布は行っていない。

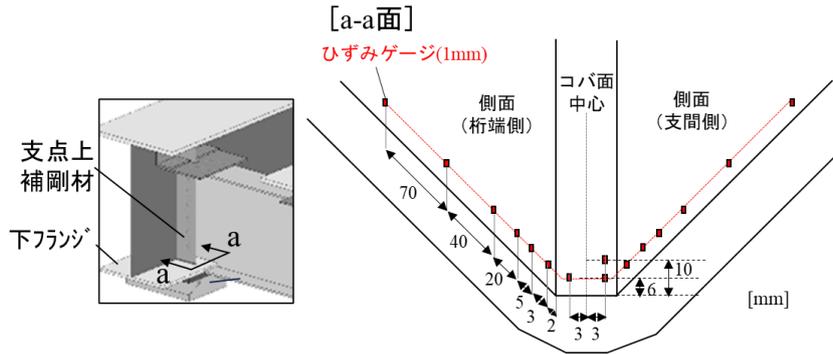
補剛材下端の応力測定位置を図 8(a)に、载荷時 (P=500kN) の応力測定値を当て板施工前後で比較した結果を図 8(b)に示す。当て板施工前の補剛材下端の応力はコバ面で最大であり、当て板施工後はコバ面の応力が5割程度に減少しており、当て板による補強の効果が得られていることが確認できる。

当て板による応力の分担を確認するために、当て板施工後の载荷時の当て板下端の応力を測定した。当て板の応力測定位置を図 9(a)に、応力測定値を図 9(b)に示す。当て板下端の応力は、当て板の幅方向の位置や当て板の内外の面によって差が生じているものの、平均応力は $-64\text{N/mm}^2$ と圧縮となっており、当て板の下面全体で支承から伝わる反力を分担していることがわかる。このことから、当て板を下フランジに押し当てることで当て板下面と下フランジが密着し、当て板が応力を分担できていることが確認できる。

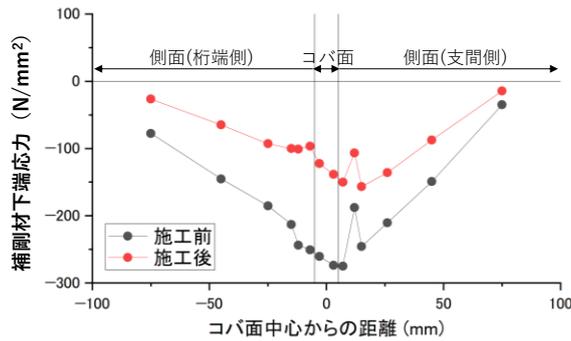
補剛材下端に生じる応力の分布は、支承の隙の状態によって変化することが想定される。そこで、支承の隙の大きさ g (以下、隙量) を変えて応力の低減割合を比較した (case2)。なお、3.3節で後述するように本試験で試行した範囲では、ボルト孔位置のずらし量 d の違いが応力低減効果に及ぼす影響は小さいことがわかっており、ボルト孔位置のずらし量が大きいとボルト孔に、より大きな負荷が生じる恐れがあるため、本検討ではボルト孔位置のずらし量を  $d=0.5\text{mm}$  と小さくしている。

支承の隙量と载荷時 (P=500kN) の補剛材下端応力の関係を当て板の有無で比較した結果を図 10 に示す。当て板による応力低減割合は、隙量の大きい方が高くなる傾向がみられる。

以上より、鋼桁の支点上に当て板を押し当てることにより、载荷時の補剛材下端の応力を低減することが可能であり、支承の隙量の大きい方がより高い応力低減効果を得られることがわかった。

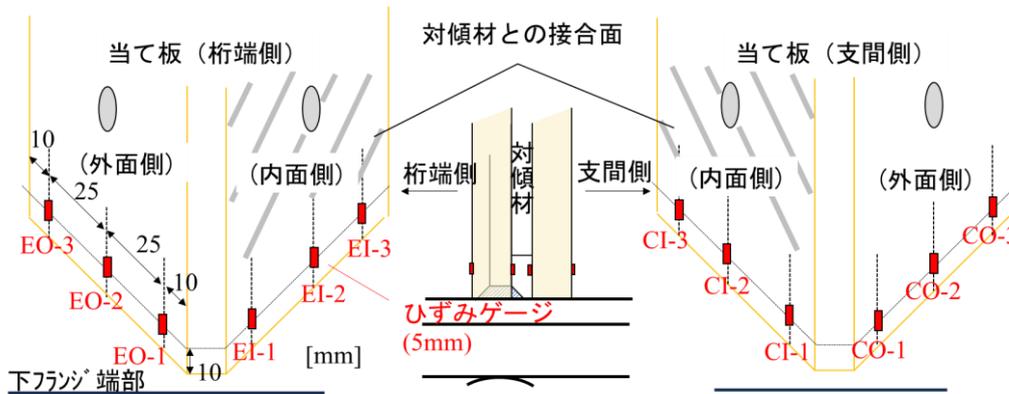


(a)支点上補剛材下端の応力測定位置

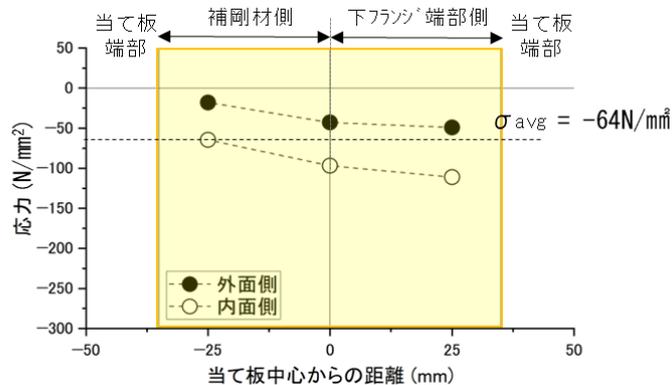


(b)支点上補剛材下端の応力測定値

図8 当て板施工前後の載荷時の支点上補剛材下端応力分布



(a)当て板下端の応力測定位置



(b)当て板(桁端側) 下端の応力測定値

図9 試験体載荷時の当て板下端応力分布

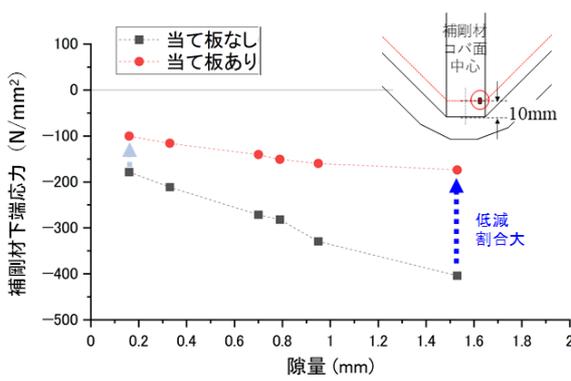


図10 隙量と当て板施工前後の補剛材下端応力

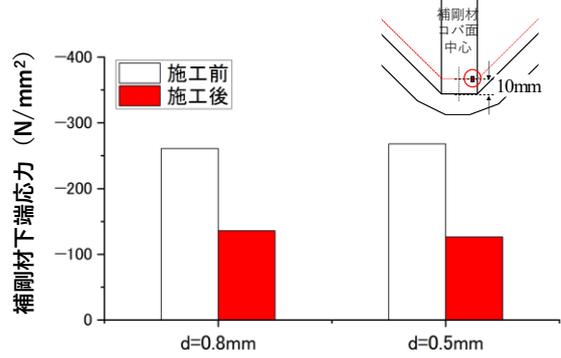


図11 ずらし量 d と施工前後載荷時の補剛材下端応力

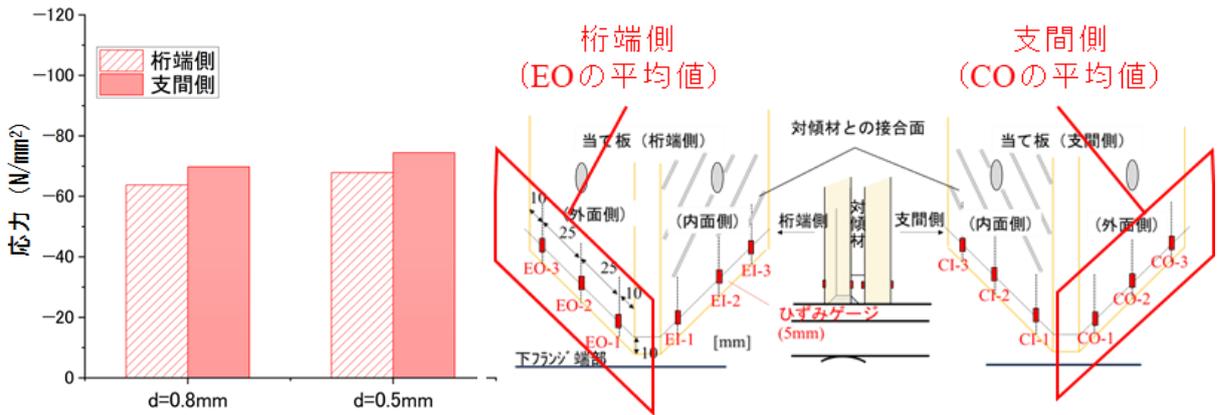


図12 ずらし量 d と載荷時の当て板下端平均応力

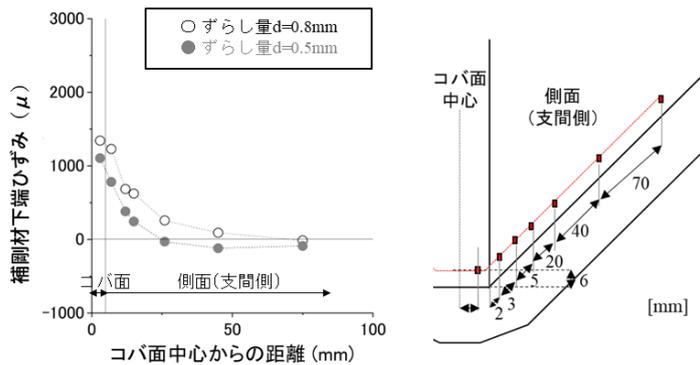


図13 ずらし量 d と施工時の補剛材下端ひずみ分布

### 3.3 ボルト孔位置ずらし量が応力低減割合に及ぼす影響

本工法では当て板と母材のボルト孔位置のずれを用いて支圧ボルトによる当て板の押し当てを行うため、ボルト孔位置のずらし量の管理が施工において必要となる。そこで、ボルト孔位置のずらし量  $d$  を変えて当て板の施工を行い、応力の低減割合を比較した。試験ケースは、ずらし量  $d=0.8\text{mm}$  (case1) と、これよりずらし量を小さくした  $d=0.5\text{mm}$  (case3) である。なお case3 の当て板は、case1 の当て板と同じ条件でずらし量による違いを比較するため、当て板下面へのアクリル樹脂の塗布を行っていない。当て板施工前後の載荷時 ( $P=500\text{kN}$ ) の補剛材下端応力を図 11、当て板下端の平均応力を図 12 に示す。  $d=0.5\text{mm}$  の当て板は  $d=0.8\text{mm}$  の場合と比較して、補剛材下端の応力低減割合は変わらなかった。また、当て板の平均応力も両者で大きな差はみられない。

比較した 2 ケースの支圧ボルトから導入される支圧力の違いを確認するため、支圧ボルトを打ち込んだ際に生じる補剛材下端のひずみを確認した。確認した結果を図 13 に示す。  $d=0.8\text{mm}$  の方が、わずかではあ

るが補剛材下端のひずみが大きくなっており、支圧ボルトから導入される支圧力が増加していることがわかる。ずらし量の大きい方が支圧ボルトの打ち込みによって当て板がより強く押し当てられるが、当て板下端の接触位置や範囲といった密着の程度が変わらなかったことで、図 11 のように応力の低減効果に差が生じなかったものと考えられる。

以上より、ボルト孔位置のずらし量  $d$  の違いについては、本試験で比較した範囲では当て板下面と下フランジの密着程度は変わらないため、効果に及ぼす影響は小さく、ずらし量が小さい方がボルト孔への負荷が小さいことから、ずらし量は  $d=0.5\text{mm}$  とすることが望ましいといえる。

#### 4. 繰返し荷重に対する当て板効果の持続性検証

実際の運用において当て板の効果が持続的に得られることを確認するため、当て板を施工した試験体に対して列車通過時を模擬した繰返し載荷を行い、当て板施工後の応力低減効果の持続性を検証した。本章では、これらの結果について示す。

##### 4.1 繰返し載荷試験の概要

繰返し載荷の荷重範囲は、上限荷重を列車通過時の最大支点反力相当の  $390\text{kN}$ 、下限荷重を  $30\text{kN}$  とした。ここで、荷重の算出には、対象鋼橋上を走行する旅客列車の列車荷重(M-10 相当)と衝撃荷重( $V=80\text{km/h}$ )を考慮した<sup>7)</sup>。

##### 4.2 応力低減効果の持続性

当て板施工後の試験体に対して 250 万回の繰返し載荷を行った。当て板は 3 章の case3 の試験で使用したのと同じであり、実際の運用を想定し当て板下面にアクリル樹脂の塗布を行った。繰返し載荷中に行った静的載荷時の補剛材下端の応力を図 14 に示す。ここで、静的載荷の最大荷重は繰返し載荷の上限荷重と同じ  $390\text{kN}$  である。載荷回数 50 万回程度において応力増加がみられるが、これは繰返し載荷中にみられた支承沈下を解消するために、支承の調整を行ったことが原因であり、当て板の耐久性に関連するものではない。その後、補剛材下端の応力は概ね一定の応力範囲で推移しており、250 万回の繰返し載荷後も当て板による応力低減効果が持続されたことが確認できた。

本工法では、支圧ボルトの支圧力を用いて当て板を下フランジに押し当てているため、繰返し載荷による支圧ボルトの摩耗の発生や当て板と下フランジの接触面における塑性変形の増大が懸念された。そこで、

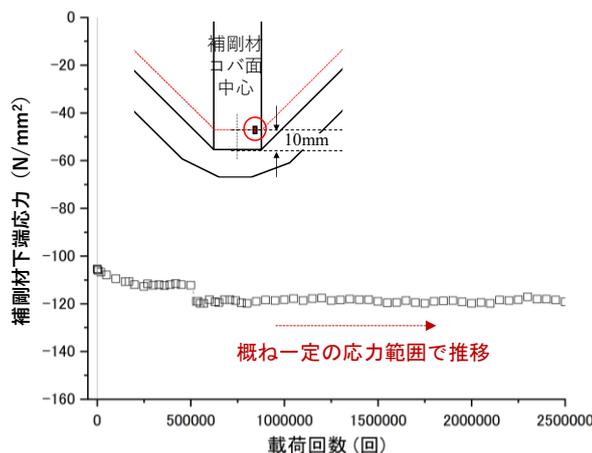


図 14 載荷回数－補剛材下端応力

試験終了後に当て板を撤去し、支圧ボルトおよび当て板を観察し、これらの損傷がないことを確認した。支圧ボルトの摩耗等が生じていた場合は、応力低減効果が徐々に低減していくと考えられるが、図 15 に示したように、補剛材下端の応力が増加するような傾向は確認されなかった。本試験では、250 万回以上の繰返し载荷による補剛材下端の応力の推移については未確認ではあるものの、支圧ボルトの摩耗等が生じていないことから、250 万回以上の繰返し载荷を行った場合でも、応力低減効果が急激に低下することはない、維持されると考えられる。

以上より、当て板と支圧ボルトは繰返し载荷を受ける実橋においても、一定の応力低減効果を保持することが可能であると考えられる。

## 5. まとめ

本研究では、支圧ボルトを用いた当て板の押し当て方法を開発し、その施工性の確認と当て板補強による支点上補剛材下端の応力低減効果の検証を行うため、実物大の試験体を用いて载荷試験を行った。さらに、当て板施工後の試験体に対して繰返し载荷を行い、実際の運用における当て板による効果の持続性を確認した。以下に得られた結論を示す。

- ① 支圧ボルトを用いた方法により、対傾材を利用して当て板を支点上の下フランジに押し当てることが可能であり、支点上の狭隘な作業空間においても、人力により短時間で施工が可能である。
- ② 鋼桁の支点上に当て板を押し当てることにより、载荷時の補剛材下端の応力を低減することが可能となる。なお、支承の隙量の大きい方がより高い応力低減効果を得られる。
- ③ ボルト孔位置のずらし量  $d$  が小さいと当て板に導入される支圧力は減少するが、本試験で比較した範囲では当て板と下フランジの密着程度は変わらないため、効果に及ぼす影響は小さく、ずらし量が小さい方がボルト孔への負荷が小さいことから、ずらし量は  $d=0.5\text{mm}$  とすることが望ましいといえる。
- ④ 支圧ボルトを用いた当て板補強は繰返し载荷を受けた場合でも、補剛材下端の応力低減に対して一定の効果を持続することが可能である。

## 文 献

- 1) 喜多輝, 中山太土, 小林裕介, 萬代能久: 半円切欠き工法を用いた鋼鉄道橋の端補剛材の補修, 土木学会第 66 回年次学術講演会概要集, I -615, pp.1229-1230, 2011
- 2) 川田真也, 塚原高志, 窪田利幸, 松田芳範: JR 東日本における鉄道橋支承部の変状対策, インフラメンテナンス実践研究論文集, Vol.1, No.1, pp.445-451, 2022
- 3) 吉田善紀, 小林裕介, 小野秀一, 宇田陽亮, 勝山真規: 支承のあおりを生じた溶接桁端補剛材の疲労き裂発生因子, 土木学会第 70 回年次学術講演会概要集, I -535, pp.1069-1070, 2015
- 4) 吉田善紀, 穴見健吾, 長坂康史, 竹渕敏郎, 小林裕介: 支圧接合用高力ボルトを用いた当て板による支点上補剛材下端の補強, 構造工学論文集, Vol.70A, pp.626-638, 2024
- 5) 穴見健吾, 竹渕敏郎, 米山徹, 長坂康史, 木ノ本剛: 支圧接合用高力ボルトを用いた鋼床版垂直補剛材上端の当て板補修, 構造工学論文集, Vol.65A, pp.533-543, 2019
- 6) 田邊琢, 穴見健吾, 竹渕敏郎, 吉田善紀: 溶接桁端補剛材下部に対する当て板補強法, 鋼構造年次論文報告集, Vol.30, pp.253-258, 2022
- 7) 国土交通省鉄道局監修, 鉄道総合技術研究所編: 鉄道構造物等設計標準・同解説(鋼・合成構造物), 丸善出版, 2009

### 地盤中の塩水移動に基づく 感潮河川と交差するトンネルの劣化予測法

牛田 貴士\* 仲山 貴司\* 木下 果穂\* 寺田 賢二郎\*\*

#### Predicting Tunnel Deterioration via Subsurface Brine Flow at Tidal River Crossing

Takashi USHIDA Takashi NAKAYAMA Kaho KINOSHITA Kenjiro TERADA

Progressive aging of various infrastructure is making maintenance more important. In urban areas, many reinforced concrete railway tunnels, constructed using the cut-and-cover or shield methods, are beginning to show signs of degradation due to material deterioration. Cases of rebar corrosion caused by chloride ions have been reported, particularly in tunnels crossing tidal rivers. Since repeated repairs are often required due to chloride attack, preventive maintenance is expected to reduce maintenance efforts. This study proposes a method for predicting deterioration via subsurface brine flow, and demonstrates its application through a model case.

キーワード：トンネル，外的塩害，感潮河川，地下密度流解析，反応拡散解析

## 1. はじめに

様々な構造物の経年化が進んでおり、それらの維持管理や更新の重要度が高まっている。ここで、都市部の鉄道トンネルの多くは鉄筋コンクリート製の開削トンネルやシールドトンネルであり、材料劣化に起因した変状が見られる場合もある<sup>1)~5)</sup>。とくに潮汐の影響を受ける感潮河川と交差するトンネル等で塩化物イオンに起因する鉄筋腐食（以下、塩害）の事例が報告されている<sup>5)</sup>。塩害が生じると繰返し補修が必要となる場合もあるため、その予防保全は維持管理の省力化に資することが期待される。

感潮河川と交差するトンネルにおける調査で、感潮河川下で漏水中に含まれる塩化物イオン濃度（コンクリート中の塩化物イオンと区別するため、以下では水に含まれる塩化物イオンを塩分と記載する）が高く、またその前後50m程度の範囲でも濃度が高い傾向が認められている<sup>5)</sup>。また、そのような漏水が発生している付近において、塩害が局所的に進行していることが報告されている<sup>3)</sup>。これらのことから、感潮河川から地盤中に浸透した塩分を含む地下水が、トンネル内空側に漏水することで塩害が発生していると考えられる（図1）。

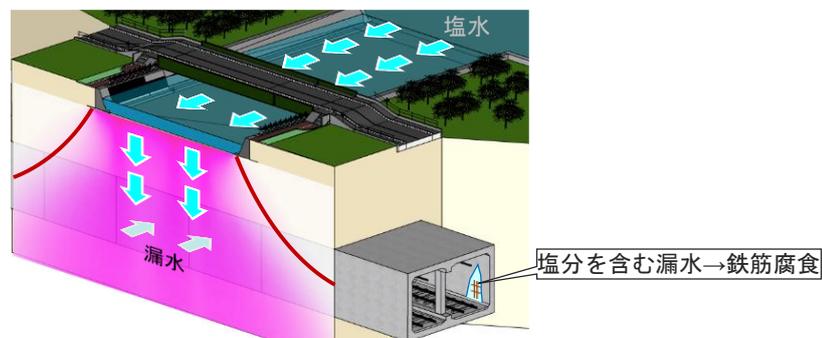


図1 感潮河川と交差するトンネルにおける塩害の発生イメージ

\* 構造物技術研究部 トンネル研究室

\*\* 東北大学

ここで、塩分を含む地下水の移動は地盤の透水特性等の影響を受けるため、トンネルが設置される地盤に応じて分布範囲が異なると考えられる。また、トンネルの設置深度によっても影響範囲が異なる可能性が考えられる。そのため漏水発生前の想定が困難であり、現状では漏水発生後にその塩化物イオン濃度を調査して塩害の可能性を判断することが多い。そこで本研究では、感潮河川と交差するトンネルの予防保全への転換に資する技術開発を目的に、地盤中の塩水移動に基づいた劣化予測法の提案に取り組んだ。

## 2. 地盤中の塩水移動の予測

### 2.1 概要

著者ら<sup>6)</sup>が実施した感潮河川からの塩水浸透を模擬した模型実験において、すでに淡水で飽和された模擬地盤中への、塩水の沈降が確認された(図2)。これは、淡水と塩水の密度差に起因する挙動と考えられたため、それを表現する地下密度流解析による表現を試みた。これは土壤汚染の予測等に用いられる手法であり、密度勾配を考慮したダルシー則と移流拡散方程式を連成させた有限要素解析手法が構築されている<sup>7)</sup>。なお、本研究では、西垣らが公開している Dtransu-2D・EL<sup>8)</sup>を用いた。

本章では、まず、東京近郊の地盤条件を想定したシミュレーション解析を実施して、漏水中の塩分濃度の調査と比較した結果を示した。次に、均質化法に基づくミクロ解析を用いて、地層の非一様性が塩水分布範囲に及ぼす影響を試算した。

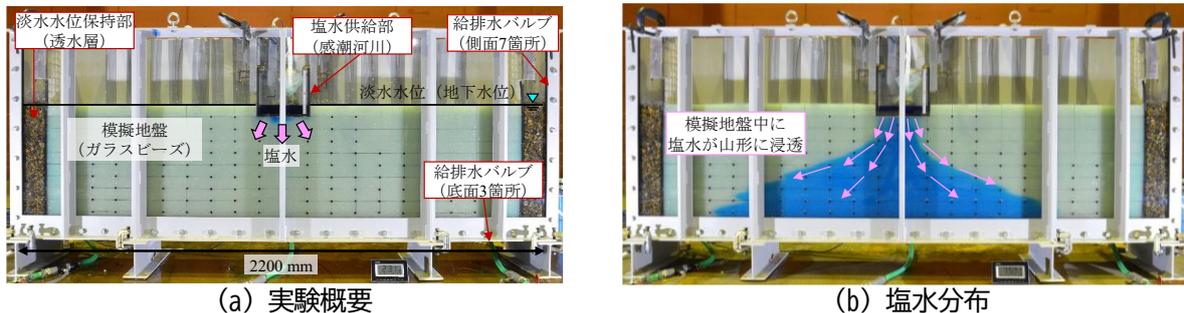


図2 感潮河川からの塩水浸透を模擬した模型実験の概要

### 2.2 一様地盤を仮定した従来法による試算

#### 2.2.1 試算条件

解析条件を図3に示す。解析領域は全幅450mとして、その中央に幅40mの感潮河川がある条件を設定した。また、不透水層の深度は20mと想定して、それ以浅を解析領域とした。境界条件について、感潮河川位置には単位塩分濃度1.0 mg/Lを与えて、得られた解析結果に海水相当の塩分濃度(19000 mg/L)を乗じて、地盤中各位置の塩分濃度とした。また、淡水の地下水水位はGL位置とした。

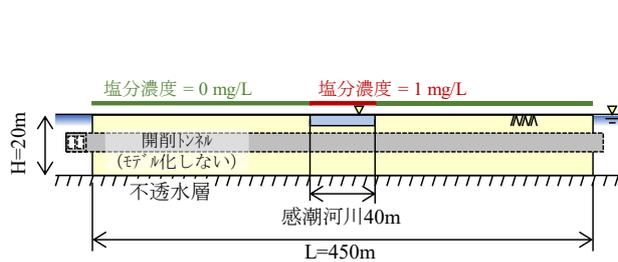
地盤物性は東京近郊の砂質土相当を想定して同図の値を用いた。また、流速方向・流速直交方向の濃度のぶれを表す縦・横分散長は、流速方向の縦分散長に Beims の観測規模100mの値<sup>9)</sup>を用いて、流速直交方向の横分散長は安全側の条件となるように既往文献<sup>9)</sup>の範囲のなかで最大となる横分散長/縦分散長=1/3を用いた。

#### 2.2.2 試算結果および調査結果との比較

シミュレーション解析で得られた地盤中の塩分濃度分布を図4に示す。初期段階では感潮河川の両端から塩分濃度が高い領域が下方に生じた。そして経年とともに感潮河川中央付近で1本の下降流となり、深

い位置ほど塩分濃度が高い領域が広い山形の分布形状となった。この分布形状の推移は模型実験の結果を捉えており、感潮河川由来の塩水の地盤中の浸透移動は淡水地下水との密度差を駆動力とする地下密度流解析によって予測できることが示唆された。

解析結果と調査結果の比較を図5に示す。本検討では、既往研究を参考に塩分濃度 200 mg/L を閾値として塩水の分布範囲とみなすこととした<sup>5)</sup>。同図(a)に鉄道トンネルにおける漏水中の塩分濃度の調査結果を示す。調査対象トンネルの深度は1~3 m程度であり、塩水の分布範囲は河川境界から約50mであった。同図(b)に地下密度流解析における塩分濃度分布を示す。着目深度は調査対象トンネルと合わせて1mおよび3mとした。なお、経年とともに塩分濃度の時間変化は小さくなるため、本研究では100年時点の解析結果で評価することとした。解析で得られた塩水の分布範囲は50~100 mであり、漏水中の塩分濃度の調査結果と同程度の結果が得られた。



解析種類	物性	値
浸透流	透水係数 $k$ (m/sec)	$1.0 \times 10^{-5}$
	比貯留係数 $S_s$ ( $m^{-1}$ )	$1.0 \times 10^{-3}$
	有効間隙率 $\theta$	0.25
移流拡散	塩水の比重	1.025
	縦分散長 $\alpha_v$ (m)	3.0
	横分散長 $\alpha_h$ (m)	1.0

図3 解析条件

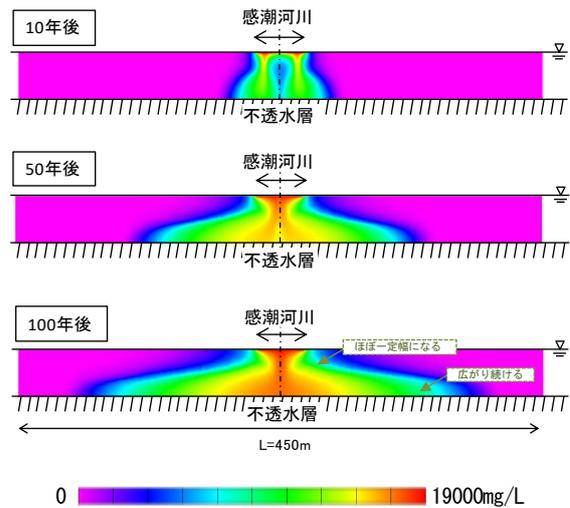
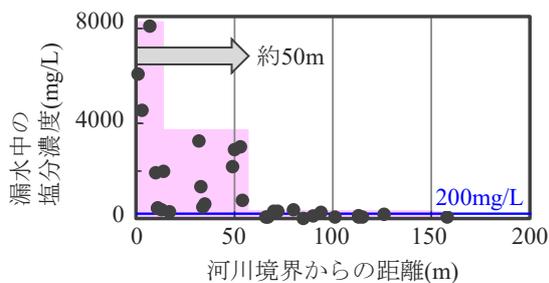
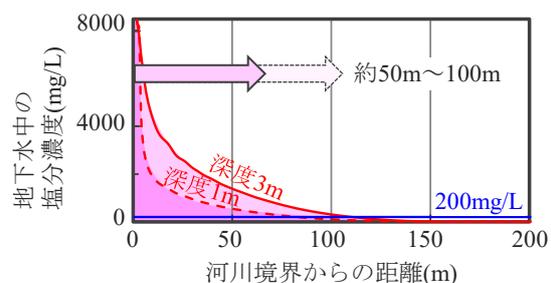


図4 地盤中の塩分濃度分布



(a) 鉄道トンネルにおける漏水中の塩分濃度



(b) 地下密度流解析における地下水中の塩分濃度

図5 調査結果と解析結果の比較

## 2.3 地盤の非一様性が地下水移動に及ぼす影響の検討

### 2.3.1 概要

前節のシミュレーション解析は、等方の地盤の透水特性を仮定して実施した。しかし、地盤の透水係数は水平方向と鉛直方向で3倍程度異なるとも言われている<sup>10)</sup>。そこで本節では、地盤の非一様性に着目して、均質化法に基づくミクロスケール解析を用いてマクロ透水係数を算出し、塩水の分布範囲に及ぼす影響を試算した。

### 2.3.2 ミクロスケール解析によるマクロ透水係数の算出

ほとんどすべての物質は微視的には複数の材料で構成された非均質な構造を有している。しかし、解析領域全体の詳細な非均質性を把握し、さらにそれを数値解析で直接的に評価することは実務上は困難であ

る。そのため、マクロな透水係数を試験で求める等で、しばしば陰に均質体とみなして扱われる。それに対して陽に非均質性を反映させる方法で最も単純な方法としてマイクロ構造における各層の物性と体積分率からマクロ物性を算出する方法がある。この方法は簡便であるが、マイクロな流路の長さやねじれ、異方性は考慮できないという特徴がある。

そこで本研究では、地盤の均質体としてのマクロな透水係数をミクروسケール解析から算出する均質化法の適用を試行した。均質化法におけるミクروسケール解析適用の模式図を図6に示す。この解析におけるマイクロ構造とは、マクロ物性を算出するための十分な情報を含む微小体積要素のことである。ここで、ミクروسケールは必ずしも mm,  $\mu\text{m}$  のような絶対的な微小スケールを指す用語ではなく、マクロ構造に対して相対的に考えられるものである。本研究では数 100 ~ 1000 m 程度のマクロスケールに対して、ボーリングデータ等から目視で確認できる 1 m 程度をミクروسケールと扱うこととした。

本研究で想定した地盤のマイクロ構造を図7に示す。砂質土層等の透水性が高い部分（以下、透水層）が鉛直方向に不連続な Case a と連続な Case b を設定した。透水層とシルト層等の透水性が低い部分（以下、難透水層）の体積分率は同じであり、マイクロ構造の寸法は 1.0 m  $\times$  1.0 m として、水平方向・鉛直方向のマクロ単位水頭勾配を与えた定常解析を実施して各方向のマクロ透水係数を算出した。

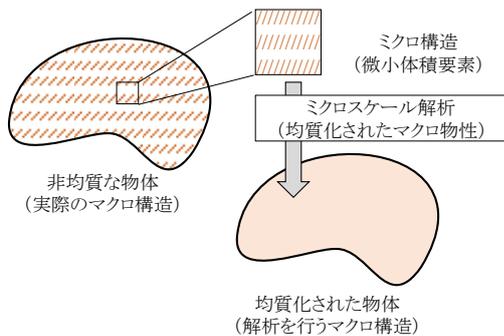


図6 ミクروسケール解析適用の模式図

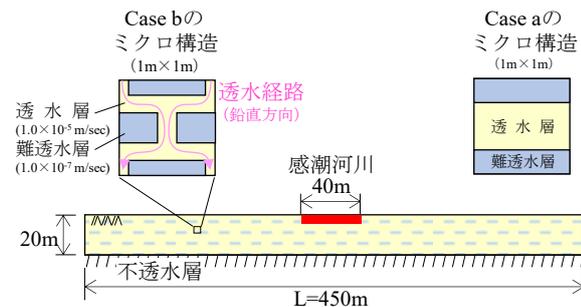


図7 想定した地盤のマイクロ構造 (Case a, b)

Case b を例に有限要素モデルと解析結果を図8に示す。同図 (a) に有限要素モデルを示す。4 節点四辺形要素を用いて、解析領域を 1681 節点・1600 要素に分割した。同図 (b) にマイクロ水頭分布を示す。対辺同位置の水頭差が単位勾配に一致しており、均質化法に基づくミクروسケール解析の特徴的な解析結果が得られた。算出したマクロ透水係数は体積分率から算出した値よりも小さく、マイクロな流路の長さやねじれによる差異が生じた。とくにそれらが大きい鉛直方向のマクロ透水係数は 57.7 m/year と水平方向の 129.2m/year よりも小さく算出された。また、それらの影響が考慮されない体積分率から算出されるマクロ透水係数は鉛直方向、水平方向ともに 159.3 m/year であり、最も大きな値となった。

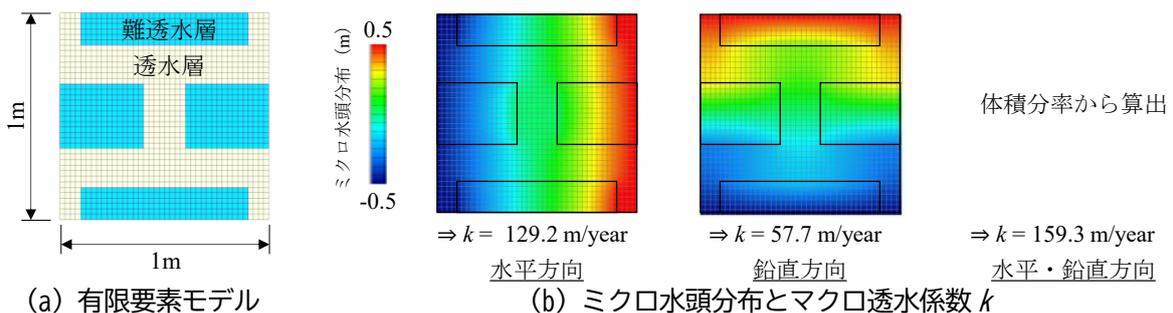


図8 ミクروسケール解析の概要 (Case b)

### 2.3.3 地盤の非一様性を考慮した地下密度流解析

前項のミクロスケール解析で得られたマクロ透水係数を用いて、非一様な地層構造を考慮した地下密度流解析を試行した。解析条件は図3を基本として、図8に示すCase a, bの透水係数を用いた。また、比較のため、ミクロ構造を考慮せずに体積分率のみから等方のマクロ透水係数を算出したCase cも実施した。なお、比貯留係数は砂質土層が $1.0 \times 10^{-4}/m$ 、シルト層が $1.0 \times 10^{-3}/m$ として、有効間隙率は砂層が0.2、シルト層が0.05とした。

各ケースの経年100年時点の塩水分布を図9に示す。Case aでは河川両端からの2つの下降流の発生を示す塩水分布となっている。これは淡水と塩水の密度差に起因する地下密度流の挙動としては初期段階の分布状態であり、鉛直方向の透水係数が小さいことが要因と考えられる。また、Case b, cではモデル下端の不透水層に近いほど、分布範囲が広い山形の分布形状となった。

ミクロスケール解析を用いてマクロ透水係数を算出したCase a, bのCase cに対する経年100年時点の塩水分布範囲の比率を図10に示す。Case aは深度毎にCase cに対する比率が異なる結果が得られた。これは、Case aでは2本の下降流、Case cでは1本の下降流となっており、塩水の分布形状が異なることが原因と考えられる。一方、Case cと同じ1本の下降流であるCase bでは、比率は深度によらずほぼ一定で、0.8程度となった。

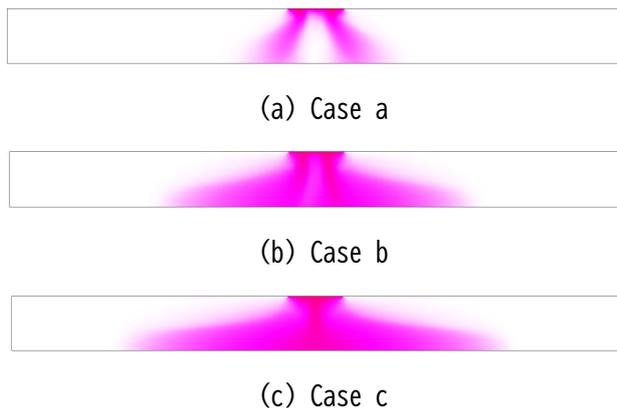


図9 地盤中の塩分濃度分布（経年100年）

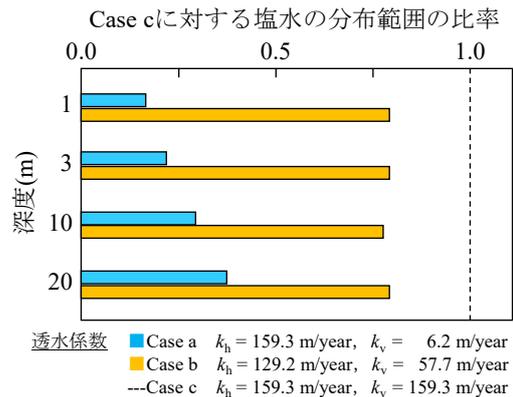


図10 塩水の分布範囲の比較結果

ミクロスケール解析により算出されるマクロ透水係数は体積分率から算出された値よりも小さく、地下密度流解析で得られる塩水の分布範囲も小さくなる結果を得た。そのため、体積分率から算出されるマクロ透水係数を用いることで安全側に塩水分布範囲を予測できると考えられる。また、同じ地盤材料であっても地層構造の差異によって塩水分布範囲は数十%の差異が生じる結果を得た。そのため地層構成を把握して解析条件に反映することで、塩水の分布範囲の予測精度向上につながると考えられた。

## 3. コンクリート中の鉄筋腐食の予測

### 3.1 概要

鉄筋腐食は塩化物イオンを触媒として、鉄が酸素と水と反応して進行する。ここで、地下構造物では地山側や漏水範囲外等、腐食反応に必要な酸素や水が極端に少ない状況も想定される。そこで、それらのコンクリート中の移動予測で鉄筋表面位置における物質量を求めて、その物質量に応じた鉄筋腐食の進行を予測する手法を構築した<sup>6)</sup>。

本章では、まず、上記の三次元反応拡散解析を用いた鉄筋腐食の予測法を解説する。次に、コンクリート中における鉄筋腐食の劣化促進実験を対象としたシミュレーション解析を示す。

### 3.2 三次元反応拡散解析を用いた予測法

コンクリート中における鉄筋の腐食反応の模式図を図 11 に示す。塩害の主な腐食原因物質は、腐食反応に直接関わる酸素（以下、 $O_2$ ）、水（以下、 $H_2O$ ）と、触媒となるコンクリート中の塩化物イオン（以下、 $Cl^-$ ）である。鉄筋表面における  $Cl^-$  濃度が閾値を超過すると鉄筋表面の不動態皮膜が破壊され、鉄が  $O_2$ 、 $H_2O$  と反応して鉄筋腐食が進行する。

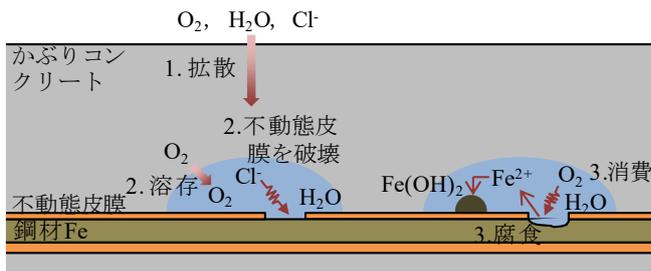


図 11 鉄筋の腐食反応の模式図

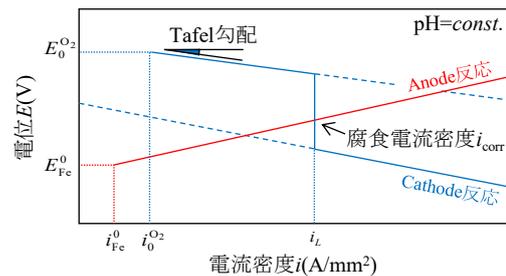


図 12 腐食電流密度の算出の模式図

三次元反応拡散解析を用いた予測法では、コンクリート中における腐食原因物質の移動を拡散方程式でモデル化し、鉄筋表面における濃度分布を把握する。その際、鉄筋表面を反応境界としてモデル化して、電気化学の平衡論と速度論に基づいて腐食反応に伴う  $O_2$  と  $H_2O$  の消費量と鉄筋腐食速度、腐食量を予測する。

本手法ではコンクリート中における腐食原因物質の挙動は、濃度勾配に起因する拡散現象としてモデル化し、次の非定常拡散方程式で支配されるものとする。

$$-\partial c_m / \partial t = -D_m \Delta c_m \tag{1}$$

ここで、 $c_m$  は腐食原因物質  $m$  のコンクリート単位体積あたりの濃度、 $D_m$  は腐食原因物質  $m$  の拡散係数、 $t$  は時間。なお、腐食原因物質  $m$  は  $O_2$ 、 $H_2O$ 、 $Cl^-$

また、鉄筋表面を反応境界  $\Gamma_Q$  として、反応量に応じた濃度流束  $q_m$  の法線方向成分  $Q_m$  を次式で表わす。

$$Q_m = q_m \cdot n \text{ on } \Gamma_Q \tag{2}$$

ここで、 $n$  は境界の外向き単位法線ベクトル、 $q_m (= -D_m \nabla c_m)$  は腐食原因物質  $m$  の濃度流束

なお、腐食原因物質の挙動は移流の影響を受ける可能性もあるが、本手法では入力パラメータの設定等も勘案して拡散現象としてモデル化することとした。

平衡論および速度論に基づく Evans 図を用いた腐食電流密度の算出の模式図を図 12 に示す。同図においてアノード反応とカソード反応の関数の交点が腐食電流密度  $i_{corr}$  となる。なお、同図は溶存酸素の拡散速度が腐食速度を律速している状態、すなわち腐食電流密度が溶存酸素拡散限界電流密度  $i_L$  となる状態を図示している。濃度流束の法線方向成分  $Q_m$  は、図解的に求めた腐食電流密度  $i_{corr}$  を用いて Faraday の法則により次式で算定する。また、コンクリート中では鉄筋の腐食速度が低下するとの報告<sup>11)</sup>もあることから補正

係数 $\alpha$ を乗じることとした。

$$Q_m = -\alpha(M_m i_{\text{corr}})/(z_m F) \text{ on } \Gamma_Q \tag{3}$$

ここで、 $M_m$ は腐食原因物質 $m$ の物質量、 $z_m$ は電子1 molに対する腐食原因物質 $m$ の反応量、 $F$ はFaraday定数、 $\alpha$ はコンクリート中における鋼材腐食速度の補正係数

なお、反応境界 $\Gamma_Q$ における腐食反応は触媒である $\text{Cl}^-$ の濃度が閾値を超過した場合に進行するとして、コンクリートのpHを考慮した次式で判定することとした<sup>12)</sup>。

$$[\text{Cl}^-]/[\text{OH}^-] \geq 0.6 \tag{4}$$

ここで、 $[\text{Cl}^-]$ は $\text{Cl}^-$ 濃度、 $[\text{OH}^-]$ は水酸化物イオン濃度

本手法では、これらの支配方程式と腐食反応モデルを三次元有限要素解析に実装して、コンクリート中における $\text{O}_2$ 、 $\text{H}_2\text{O}$ 、 $\text{Cl}^-$ の濃度分布と鉄筋腐食量を予測する。

### 3.3 劣化促進実験のシミュレーション

#### 3.3.1 劣化促進実験の概要

地下構造物における漏水の季節変動に伴う乾湿繰返しや酸素供給の変動、地山側の貧酸素状態が鉄筋腐食に及ぼす影響の検討を目的に、乾湿繰返しによる劣化促進実験を行った。実験概要を図13に示す。50℃に設定した恒温槽内のアクリル水槽にケース別に供試体を設置し、5%塩水を各ケースの乾湿サイクルに応じて給排水した。乾湿繰返しは7日間を1サイクルとして、実験ケースは3ケースとした。漏水量が多い箇所あるいは地下水位以深の地山側を模擬して酸素供給量が少ないCase1(乾燥0日・湿潤7日、浸漬)、漏水の季節変動を模擬して乾燥と湿潤期間を同等に設定したCase3(乾燥3日・湿潤4日)、それらの中間のCase2(乾燥1日・湿潤6日)である。実験期間は140日間として、20サイクルの乾湿を繰り返した。

RC供試体の概要を図14に示す。高さ150mm×幅280mm×厚さ60mmで、既設の鉄道開削トンネルを想定してW/Cは0.55、その配力筋を想定して鉄筋は異形棒鋼D16とした。また計測について、実験中には鉄筋の腐食膨張に起因するかぶりコンクリートの表面ひずみ量を、実験後にはコンクリート中の塩化物イオン濃度および鉄筋の腐食減量を計測した。



図13 劣化促進実験の概要

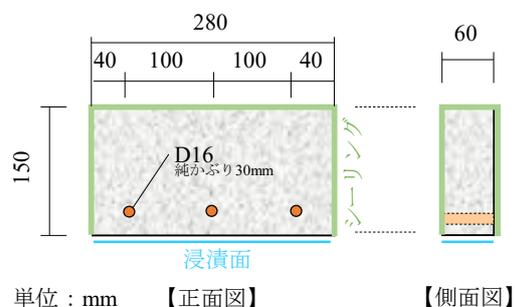


図14 RC供試体の概要

#### 3.3.2 シミュレーション解析と実験結果との比較

前節の予測法を用いて劣化促進実験のシミュレーション解析を実施して、酸素供給が鉄筋腐食に及ぼす

影響を検討した。シミュレーション解析に用いた有限要素モデルを図 15 に示す。RC 供試体の対称性を考慮して解析範囲を設定した。コンクリート部を 4 節点 4 面体のソリッド要素でモデル化しており、20918 節点、105117 要素である。また、鉄筋はコンクリートとの境界面を反応境界としてモデル化しており、要素でのモデル化は行っていない。

解析ケースは 3 ケースとした。各パラメータは既往研究を参考に設定しており、Cl<sup>-</sup>の表面濃度は実験後に計測したコンクリート中の塩化物イオン濃度の計測値に基づいて設定した。Case A と Case A'は実験の Case1 (浸漬) に対応しており、Case A'では、常時湿潤状態では細孔空隙中に液状水が増えることで酸素の拡散速度が小さくなることを考慮して、O<sub>2</sub>の拡散係数を Case A の 1/2 に設定した。また、Case C は実験の Case3 (乾燥 3 日・湿潤 4 日) に対応している。なお、解析ステップは 2×10<sup>-6</sup> year/step とした。

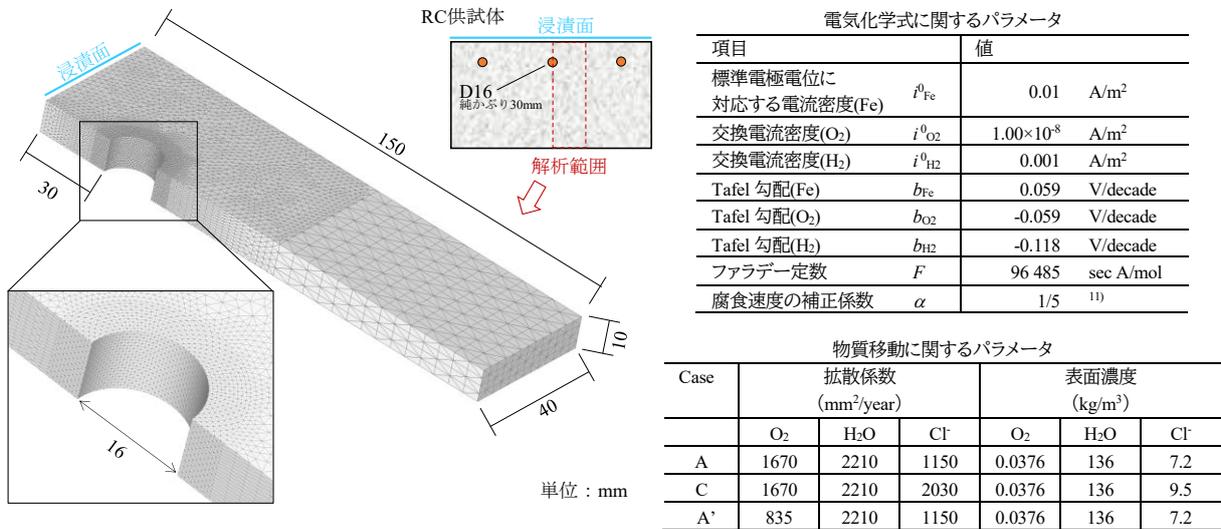


図 15 有限要素モデル

解析で得られたコンクリート中の O<sub>2</sub> の濃度分布および鉄筋腐食深さの予測結果を図 16 に示す。全ケースで浸漬面側から一次的に O<sub>2</sub> が拡散する分布が得られている。H<sub>2</sub>O, Cl<sup>-</sup>についても同様に一次的に拡散する分布が得られている。また、O<sub>2</sub> は鉄筋付近では腐食反応によりほぼ消費されている。一般に O<sub>2</sub> の拡散が腐食反応を律速するとされており、それと整合する結果が得られた。鉄筋は浸漬面側から腐食が発生しており、実験と同様の傾向が得られており、コンクリート中における腐食原因物質の移動を考慮して鉄筋腐食を予測することで腐食範囲が再現されたものと考えられる。

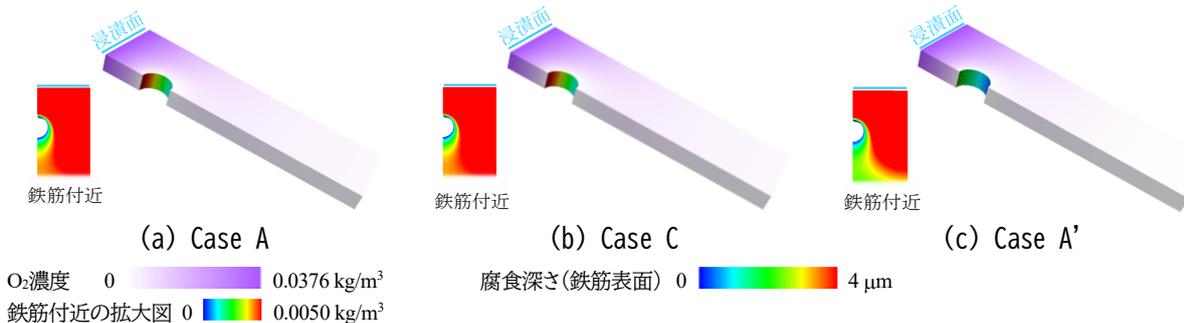


図 16 コンクリート中の O<sub>2</sub> 濃度および鉄筋の腐食深さの予測結果 (実験終了時)

実験および解析の鉄筋腐食に関するケース間比較を図 17 に示す。(a)実験結果は、実験前後の鉄筋重量から腐食減量を算出して、その比率を示した。(b)解析結果は、鉄筋形状を簡略化して円形断面でモデル化したため、解析は浸漬面側の腐食深さの比率を示した。解析の Case C はコンクリート中の O<sub>2</sub> 拡散速度が小さくなることを考慮した Case A' よりも腐食が進行しており、実験の Case 3 と Case 1 の傾向を捉えた結果となった。また、解析の Case A は Case C と有意な差異が認められず、本手法により酸素供給の条件を考慮することで、劣化促進実験の傾向を捉えた結果が得られた。

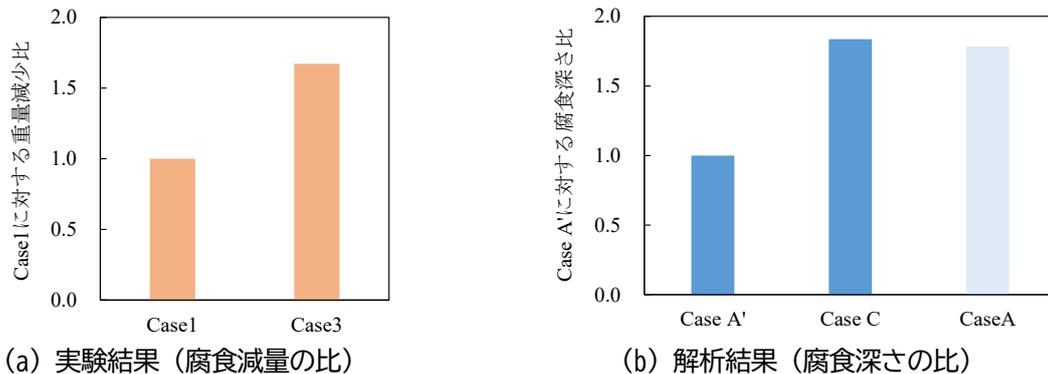


図 17 実験および解析結果のケース間比較 (実験終了時)

## 4. 感潮河川と交差するトンネルく体の劣化予測法と試算例

### 4.1 概要

感潮河川と交差するトンネルの塩害には、1)塩害を生じさせる環境条件の予測、2)塩害の進行の予測の2つの要素がある。提案法では、前者を第2章で示した地下密度流解析で、後者を第3章で示した三次元反応拡散解析で予測する。

提案法を用いた塩害の予測手順を図 18 に示す。提案法の特徴は、地盤中の塩水分布 (塩害の環境条件) の予測結果に基づいて、鉄筋腐食 (塩害の進行) の予測条件を設定する点である。これにより、感潮河川とトンネルとの位置関係等を考慮した環境条件のもとで、漏水発生前から塩害の進行を予測して、対策範囲や時期の検討が可能になる。本章では、モデル路線を設定して、提案法を用いた劣化予測の手順と結果を例示する。

### 4.2 予測手順および試算条件

本検討で設定したモデル路線の概要を図 19 に示す。モデル路線は幅 40 m の感潮河川と交差する開削トンネルであり延長 450 m の区間を解析対象とした。地盤や河川の条件は 2.3 節の Case b と同じとした。また、トンネルの深度は 3 m または 10 m の 2 ケースを設定した。なお、地下密度流解析においてトンネルはモデル化しないこととした。

提案法を用いた維持管理計画の立案の流れを示すため、本検討では、対策実施の判断指標の例として、地下水の塩分濃度、コンクリート表面における塩化物イオン濃度 (以下、表面 Cl<sup>-</sup>濃度)、腐食深さの3つを設定した。地下水の塩分濃度は第2章と同様に 200mg/L を閾値とした<sup>5)</sup>。表面 Cl<sup>-</sup>濃度は共用中のトンネルの W/C を 0.55 と想定して 1.75 kg/m<sup>3</sup> を閾値とした<sup>13)</sup>。腐食深さは、漏水発生からひび割れ発生時の腐食深さに達するまでの経年が 10 年を閾値とした。腐食の進行は三次元反応拡散解析を用いて計算し、ひび割れ発生時の腐食深さは基準<sup>14)</sup>の式を用いて算出した。なお、本検討では漏水の季節変動を想定して第3章の

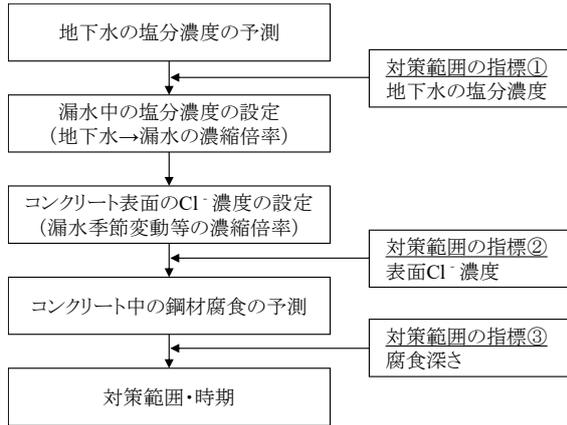


図18 塩害対策範囲・時期の予測手順

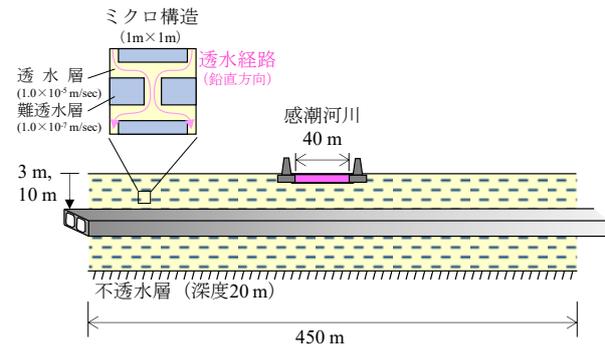


図19 モデル路線の概要

Case C の条件を基本とし、表面 Cl<sup>-</sup> 濃度は 3, 5, 7, 9 kg/m<sup>3</sup> の 4 ケースで解析を行った。

上記の表面 Cl<sup>-</sup> 濃度は、鉄道開削トンネルにおけるコンクリート中の塩化物イオン濃度の調査データの分析結果<sup>15)</sup>に基づいて設定した。その調査データを図 20 に、調査対象トンネルの建設年代を図 21 に示す。全 98 データから、深さ方向の分布、測定数、調査箇所の漏水状態等に基づいて 41 データを分析対象として選定した。分析対象データを、コンクリート中の塩化物イオンの浸透予測に広く用いられる Fick 則に、表面 Cl<sup>-</sup> 濃度、拡散係数、初期濃度を変数として最小二乗法でフィッティングした。それにより得られた表面 Cl<sup>-</sup> 濃度のヒストグラムを図 22 に示す。中央値は 3.8 kg/m<sup>3</sup>、平均値は 8.7 kg/m<sup>3</sup>であった。この分析結果を参考に、本研究では中央値の 2 倍以上かつ平均値以上の範囲を目安として、前述の表面 Cl<sup>-</sup> 濃度 3, 5, 7, 9 kg/m<sup>3</sup> の 4 ケースを設定した。

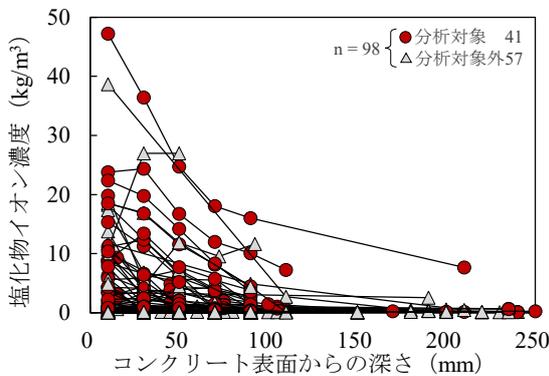


図20 塩化物イオン濃度の調査データ

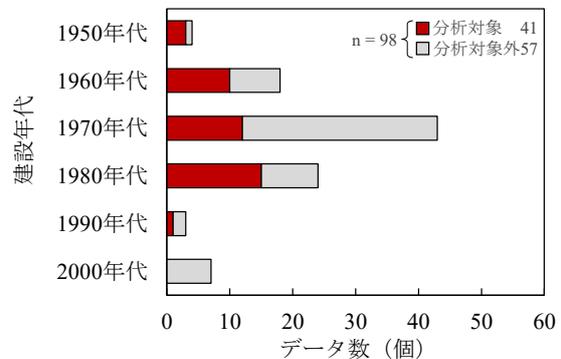


図21 調査対象トンネルの建設年代

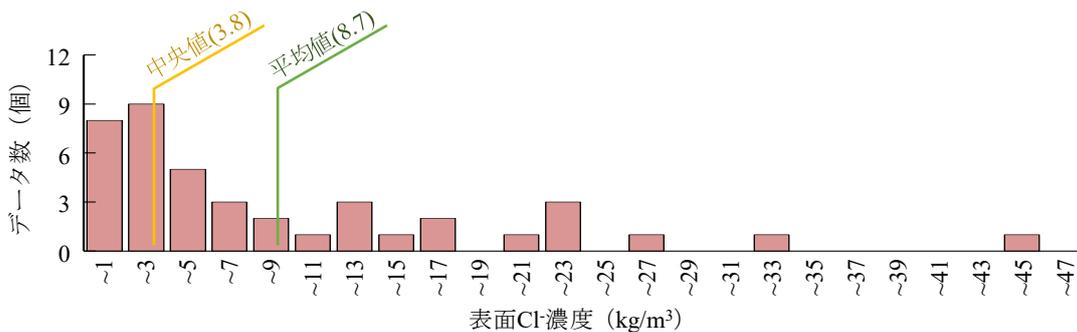


図22 表面Cl<sup>-</sup>濃度のヒストグラム

### 4.3 試算結果

提案法による予測結果の概要を図23に示す。地下密度流解析で得られた地下水の塩分濃度に基づいて表面Cl<sup>-</sup>濃度を設定して、鉄筋腐食の予測解析を行った。深度3mと深度10mを比較すると、深度10mの方が地下水の塩分濃度が高い範囲が広く予測され、同程度の腐食深さとなる範囲も広いという結果が得られた。

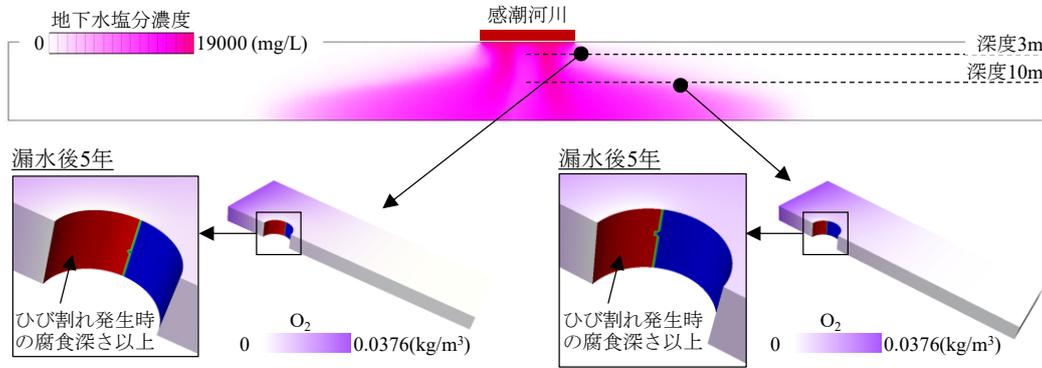
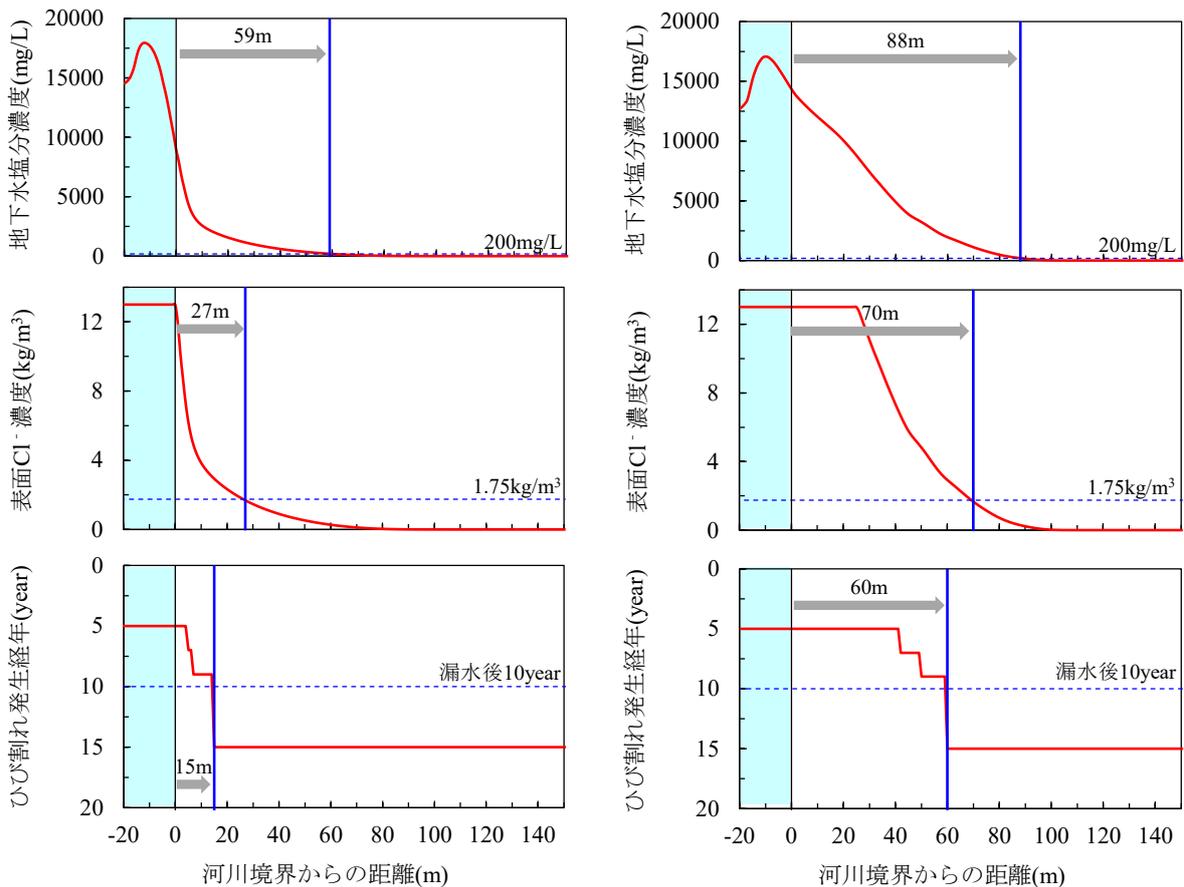


図23 予測結果の概要



ひび割れ発生経年の割付け

表面Cl <sup>-</sup> 濃度	感潮河川からの距離	ひび割れ発生経年
3kg/m <sup>3</sup> 以下	15m以上	15年
5kg/m <sup>3</sup> 以下	7m以上	9年
7kg/m <sup>3</sup> 以下	5m以上	7年
9kg/m <sup>3</sup> 以下	3m以上	5年
9kg/m <sup>3</sup> 超過	3m未満	5年*

深度 3m

ひび割れ発生経年の割付け

表面Cl <sup>-</sup> 濃度	感潮河川からの距離	ひび割れ発生経年
3kg/m <sup>3</sup> 以下	60m以上	15年
5kg/m <sup>3</sup> 以下	50m以上	9年
7kg/m <sup>3</sup> 以下	42m以上	7年
9kg/m <sup>3</sup> 以下	36m以上	5年
9kg/m <sup>3</sup> 超過	36m未満	5年*

深度 10m

図24 提案法を用いた対策範囲の検討結果

提案法を用いた対策範囲の検討結果を図 24 に示す。同図は地下水塩分濃度、表面  $\text{Cl}^-$  濃度、ひび割れ発生経年を指標として示しており、ひび割れ発生経年は図 18 に示す指標の腐食深さに対応する。表面  $\text{Cl}^-$  濃度は、 $13 \text{ kg/m}^3$  を上限として地下水塩分濃度を単位換算して算出した。ひび割れ発生経年は、表面  $\text{Cl}^-$  濃度が 3, 5, 7,  $9 \text{ kg/m}^3$  の場合、三次元反応拡散解析で得られた漏水後 15, 9, 7, 5 年という予測結果をモデル路線に割り付けた。

対策範囲は、深度 3 m に位置するトンネルでは地下水の塩分濃度を指標とすると河川端から 59 m、ひび割れ発生経年を指標とすると 15 m と設定された。また、深度 10 m に位置するトンネルでは地下水の塩分濃度を指標とすると河川端から 88 m、ひび割れ発生経年を指標とすると対策範囲は 60 m と設定された。このように提案法を用いることで、トンネルの状況等によって判断指標を選択しながら、トンネルの深度毎を考慮して対策範囲を設定できることを例示した。

## 5. まとめ

本研究では、感潮河川と交差するトンネルの維持管理の省力化を目的に、予防保全への転換に資する劣化予測技術として、地盤中の塩水移動に基づいた劣化予測法の提案に取り組んだ。本研究で得られた知見を以下に示す。

- ・地下密度流解析による塩分を含む地下水分布の予測結果は、鉄道トンネルで塩分を含む漏水が採取された範囲と同程度であった。
- ・非一様な地層構造を考慮して塩分を含む地下水の分布を予測する手法として、均質化法に基づくミクロスケール解析により、マクロ透水係数を算出する地下密度流解析を提案した。地層構造の影響程度を例示するとともに、地層の体積分率から算出した透水係数を用いることで安全側の予測結果を得られることを確認した。
- ・電気化学の平衡論と速度論に基づいてコンクリート中の鉄筋表面における腐食反応量を定式化し、三次元反応拡散解析を用いた鉄筋腐食の予測法を開発した。また、それを三次元有限要素解析に実装し、酸素、水、塩化物イオンの反応拡散を予測する本手法を用いることで、劣化促進実験における鉄筋腐食の傾向を捉える結果を得た。
- ・地下密度流解析と三次元拡散解析とを統合して感潮河川と交差するトンネルの劣化予測法を提案した。また、モデル路線を設定して、提案法による劣化予測の手順および結果を例示した。

本研究の手法を用いることで、塩分を含む漏水の発生前にも外的塩害が発生する可能性がある範囲や進行を予測することも可能になる。本研究が、感潮河川と交差するトンネルの維持管理の省力化の一助になれば幸いである。

## 文 献

- 1) 田光誠二：機械化施工による活線シールドトンネルの二次覆工，日本鉄道施設協会誌，Vol.37, No.11, pp.22-25, 1999
- 2) 田辺将樹，佐藤豊，上原元樹，鈴木延彰，吉田聖浩：臨海部経年シールドトンネルの塩害および腐食メカニズムの解明とその対策，トンネル工学報告集，Vol.15, pp.355-362, 2005
- 3) 大塚努，瀬筒新弥，田底成智：漏水中の塩化物イオンの影響を受けたセグメントの健全度調査，トンネル工学報告集，Vol.16, pp.419-426, 2006
- 4) 山本努，武藤義彦，小椋紀彦，葛目和宏，大即信明：地下鉄トンネルにおける塩害発生条件の検討，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.11, pp.III\_111-III\_118, 2011

- 5) 武藤義彦, 小西真治, 諸橋由治, 仲山貴司, 牛田貴士: 地下鉄箱型トンネルの塩害範囲に関する研究, 土木学会論文集 F1, Vol.70, No.3, pp.I\_75-I\_82, 2014
- 6) 牛田貴士, 仲山貴司, 寺田賢二郎: 感潮河川からの塩水移動に基づく地下構造物の劣化予測法, 土木学会論文集 F1, Vol.78, No.1, pp.132-149, 2022
- 7) 河野伊一郎, 西垣誠, 田中慎一: 飽和・不飽和浸透流における非定常塩水化現象の有限要素法解析, 土木学会論文報告集, Vol.311, pp.133-141, 1983
- 8) 西垣誠, 菱谷智幸, 橋本学, 河野伊一郎: 飽和・不飽和領域における物質移動を伴う密度依存地下水流の数値解析手法に関する研究, 土木学会論文集, No.511/III-30, pp.135-144, 1995
- 9) Elder, J. W.: Transient convection in a porous medium, *J. Fluid. Mech.*, Vol. 27, No.3, pp.609-623, 1967.
- 10) 福島伸二, 望月美登志, 香川和夫: 三軸セルを用いた深い地盤の透水性調査法, 土木学会論文集 No.445/III-18, pp.127-133, 1992
- 11) 小林悟志, 下村匠: コンクリート中の物質移動と鉄筋の腐食に関する数値解析, コンクリート工学年次論文集, Vol.24, No.1, pp.831-836, 2002.
- 12) Erlin, B. and Verbeck, G. J.: Corrosion of metals in concrete-needed research, ACI SP-49, pp. 39-46, 1975.
- 13) 国土交通省鉄道局監修, 鉄道総合技術研究所編: 鉄道構造物等設計標準・同解説 (コンクリート構造物) 第 III 編 コンクリート構造, 丸善出版, 2023
- 14) 国土交通省鉄道局監修, 鉄道総合技術研究所編: 鉄道構造物等維持管理標準・同解説 (構造物編) コンクリート構造物, 丸善出版, 2007
- 15) 牛田貴士, 木下果穂, 仲山貴司: 鉄道地下構造物における塩化物イオンと中性化に関する調査結果, 地下空間シンポジウム, Vol.30, pp.138-145, 2025

### 地中梁のない杭基礎における群杭効率の評価

土井 一朗\* 野原 隆雅\*\* 山本 剛史\*\*\*  
佐名川 太亮# 田村 修次##

#### Evaluation of Pile Group Efficiency in Pile Foundations without Footing Beams

Ichiro DOI Ryuga NOHARA Takeshi YAMAMOTO  
Taisuke SANAGAWA Shuji TAMURA

When designing pile foundations against lateral forces, pile group efficiency is considered when evaluating lateral subgrade reaction. Pile group efficiency is generally assessed under the assumption that footing beams or footings are used. However, in some cases, such as pile foundations for over-tracks buildings, neither footing beams nor footings are used. Therefore, this study investigates the influence of footing beams on pile group efficiency through centrifuge model tests and 3D elasto-plastic finite element analysis. The results indicate that the absence of footing beams enhances the pile group efficiency. The mechanism is elucidated by examining the pile deformation modes and the stress distribution in the surrounding soil.

キーワード：群杭効率，線路上空建築物，水平抵抗，有限要素法，遠心力模型実験

#### 1. はじめに

水平力に対する杭基礎の設計においては、弾性支承上梁理論<sup>1)</sup>や、杭を梁要素、地盤をウインクラ―ばねでモデル化した梁ばねモデルによる解析によって応力を評価することが多い。これらの杭の評価方法では、地盤ばねを水平地盤反力係数で与えるが、一般に水平地盤反力係数を評価する際には、群杭効率と呼ばれる群杭効果による低減係数が掛けられる。群杭効果は、地盤を介した杭同士の相互干渉の影響で、単杭に比べて杭1本あたりの支持力が小さくなる現象である。群杭効率は、単杭の支持力に対する、群杭全体の支持力を杭本数で除した杭1本あたりの支持力の割合である。すなわち、群杭効果が大きくなるほど群杭効率は小さくなる。水平抵抗においては、群杭の1本あたりの杭頭割線剛性の低減率で群杭効率が評価される。水平抵抗に関する群杭効果を対象とした研究は、理論的研究<sup>例え2) 3)</sup>から実験的研究<sup>例え4) 5) 6)</sup>、解析的研究<sup>例え7) 8)</sup>など、幅広く実施されている。また、各設計基準において群杭効率の評価方法が提案されている。建築分野では建築基礎構造設計指針<sup>9)</sup>、鉄道土木分野では鉄道構造物等設計標準・同解説 基礎構造物<sup>10)</sup>、道路分野では道路橋示方書・同解説 IV下部構造編<sup>11)</sup>に群杭効率の評価式が示されている。

しかし、これらの研究のほとんどは、地中梁もしくはフーチングがあることを想定して、突出がない杭頭固定の条件で検討されている(図1(a))。しかし、図1(b)に示すような鉄道軌道上に建設される線路上空建築物<sup>12)</sup>は、杭間に線路が通っているため、施工上の理由で地中梁を設けられない場合が多い。また、他にもフーチングや地中梁がないパイルベント構造を用いた構造物も存在する。これらの構造形式における杭基礎は、杭頭が固定されていないため、上部構造と下部構造を一体としたモデルで設計されることが一般

\* 構造物技術研究部 駅空間研究室  
\*\* 元 東京科学大学  
\*\*\* 元 構造物技術研究部 基礎・土構造研究室  
# 旧 構造物技術研究部 基礎・土構造研究室(現 橋りょう研究室)  
## 東京科学大学

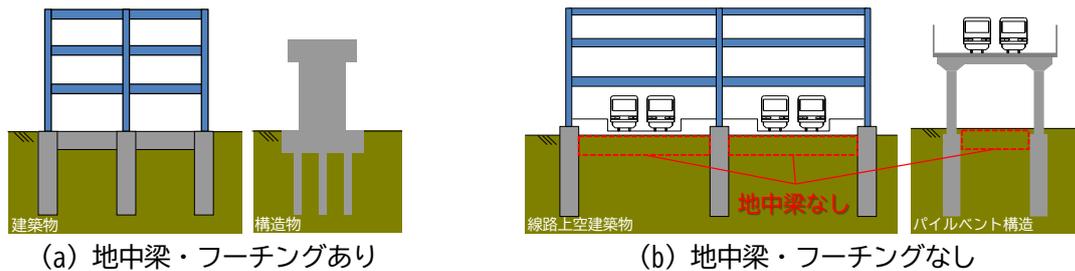


図1 杭基礎の形式

的である<sup>12)</sup>。このような1柱1杭形式の場合、地上部の柱と杭が一体となり柱を突出部とみなした突出杭として挙動すると考えられるが、突出杭における群杭効果に関する研究は、ほとんど行われていない。

そこで、本研究では地中梁の有無が群杭効率に与える影響を調べることを目的に、突出杭を対象とした遠心载荷実験および3次元弾塑性有限要素法による解析を行い、群杭効率の変化のメカニズムについて考察した<sup>13)</sup>。

## 2. 遠心载荷実験

図2に、模型の概要と計測器の配置図を示す。図中の括弧内の寸法は実大スケールを示す。実験は京都大学防災研究所の遠心力载荷装置を用いて、50G場で行った。表1に、本実験に関する遠心力場の相似則を示す。遠心実験では遠心力によって重力を増加させることで、寸法を小さくしながらも実物と同じ応力場を再現することができる。実験は地中梁の有無が群杭効率に与える影響を調べるために、表2に示す4ケースを行った。Case A-Sは、地中梁なしの単杭を想定したケースで、群杭と杭頭固定度を揃えるために杭間隔を10D(Dは杭径)とった2本杭とした。Case A-Gは、载荷方向および载荷直交方向の杭間隔が3Dの6本杭で、同様に地中梁なしのケースである。地中梁なしのケースは、前述のように杭と柱が一体として挙動するため突出杭としている。Case B-S、Case B-GはそれぞれCase Aの地中梁ありのケースである。ただし、実際には模型製作の都合上、地中梁はフーチングで表現し、地表面から10mm高い位置にある。また、Case Aと根入れ深さが揃うように杭先端を固定する金属板をかき上げしている。杭は、全てのケースで、外径10mm(実大スケール0.5m)、肉厚1mm(50mm)、のアルミ製パイプとした。曲げ剛性は、別途実施した気中1G場での曲げ試験をもとに計算した。

土槽は剛土槽で、内寸は350mm×450mm×150mmである。杭先端は、土槽底面に設置した金属板にボルトで固定した。杭頭は無収縮モルタルでフーチングに固定した(図2(d))。模型製作は、杭先端の固定、地盤作製、杭頭の固定の順に行った。ひずみゲージは、地中部は杭の内側に、突出部は杭の外側に貼付し、地中部5深度、突出部2深度で曲げひずみを計測した(図2(b))。Case A-S、Case B-Sは2本ともひずみゲージを貼付した。なお、Case A-GはG1、G2、G3、G6(図2(c))の4本にひずみゲージを貼付し、Case B-Gについてはひずみを測定していない。また、レーザー変位計によって、G.L+10mm(0.5m)の前方杭の水平変位およびフーチングの加力方向前面側、背面側の水平変位を測定した。Case Bは突出がほとんどないため、杭の水平変位は測定していない。なお、杭の水平変位は地表面よりも若干高い位置であるが、ここではG.L+10mm(0.5m)の水平変位を地表面変位と呼ぶ。载荷は一方単調载荷で、アクチュエータを用いてフーチングをワイヤロープで引っ張り、杭の地表面変位が0.1Dに達するまで载荷した。载荷速度は1mm/1minとした。荷重はロードセルによって測定している。なお、以降の結果は全て実大スケールで示し、解析結果も含めて、特記なき限り変位は全て水平変位を示す。

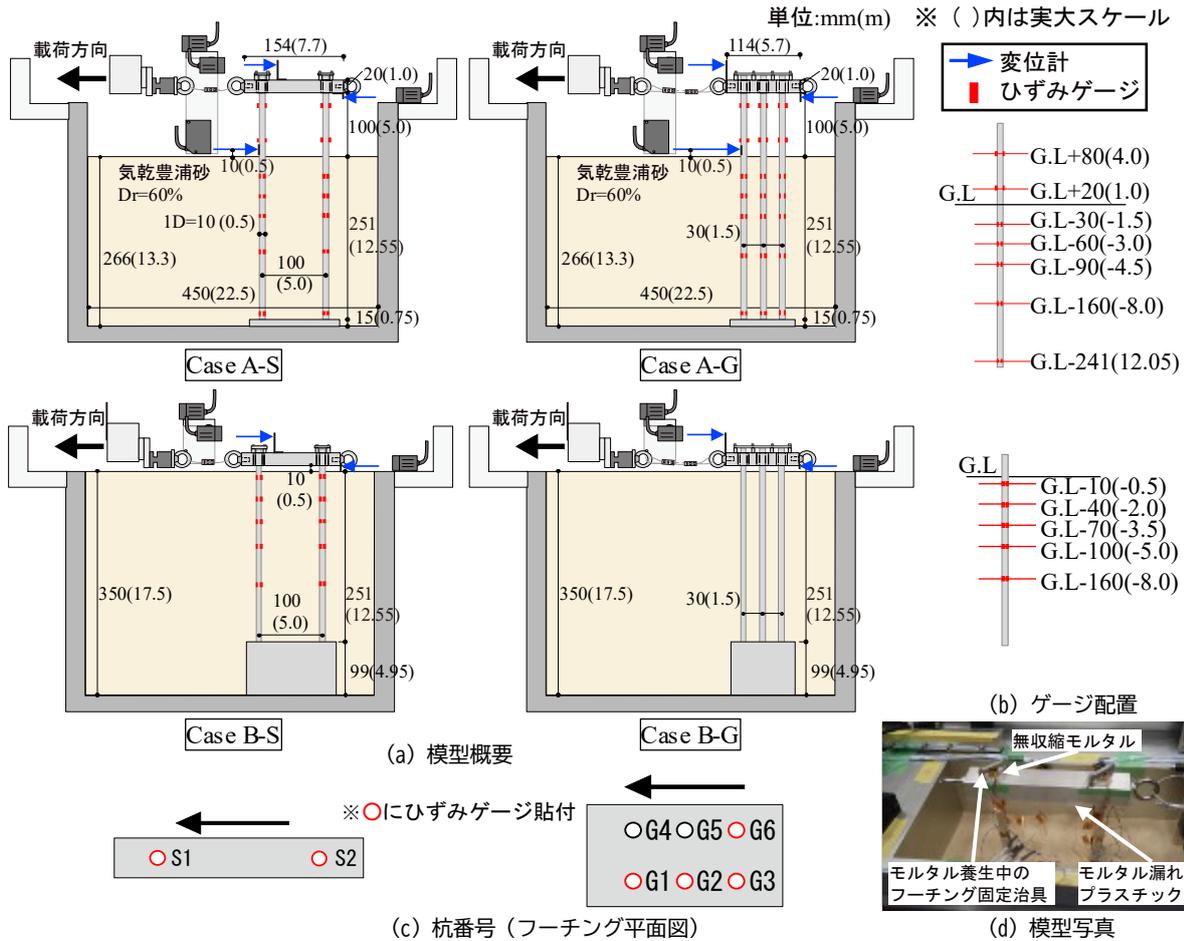


図2 模型の概要と計測器の配置図

表1 N(G)場における相似則

項目	模型	プロトタイプ
長さ	1	N
応力	1	1
ひずみ	1	1
力	1	N <sup>2</sup>
質量	1	N <sup>3</sup>

表2 実験ケースの概要 (実大スケール)

ケース名	杭本数 (本)	杭径 D (m)	肉厚 t (mm)	杭長 L (m)		杭間隔 (m)
				地中部	突出部	
Case A-S	2 (1×2)	0.5	50	12.55	5	10D
Case A-G	6 (2×3)	0.5	50	12.55	5	3D
Case B-S	2 (1×2)	0.5	50	12.55	0.5	10D
Case B-G	6 (2×3)	0.5	50	12.55	0.5	3D

### 3. 3次元弾塑性有限要素法による解析手法

解析には、SoilPlusを用いた。解析モデルを図3に示す。解析領域は、実験で用いた土槽の実大スケールと同様として、対称条件を考慮した1/2モデルとした。境界条件は、底面を固定条件、側面を鉛直ローラ条件、対称面を対称境界条件とした。杭は、曲げを表現する弾性梁要素と杭の体積を表現する剛な板要素を用いたハイブリッドモデル<sup>14)</sup>を用いてモデル化した。また、杭一地盤間には、摩擦および剥離を考慮するジョイント要素を、剛な板要素と地盤のソリッド要素間に設けた。実験でフーチング自体を固定していないため、解析でもフーチングには境界条件を与えていない。地盤は弾完全塑性のソリッド要素として、降伏条件にはMohr-Coulomb条件を用いた。荷重方法は、自重解析を行った後、フーチング側面に集中荷重を加える単調荷重とした。なお、自重解析は弾性解析で行った。

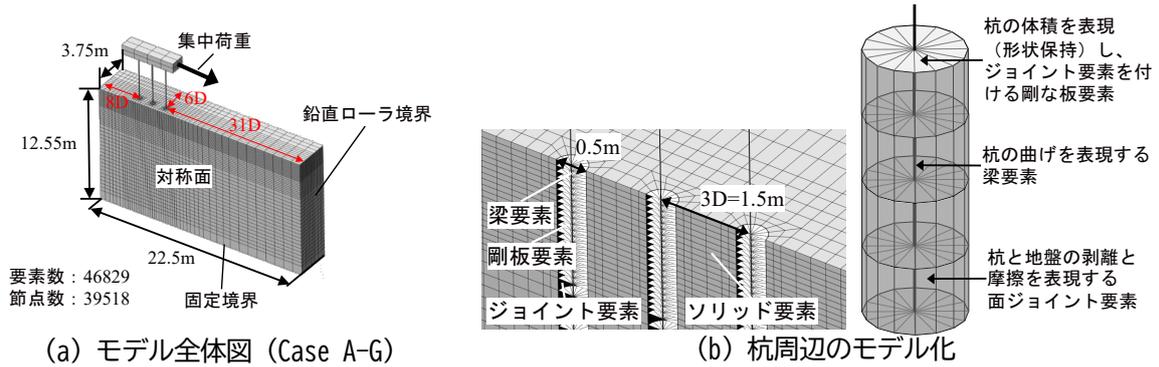


図3 解析モデルの概要図

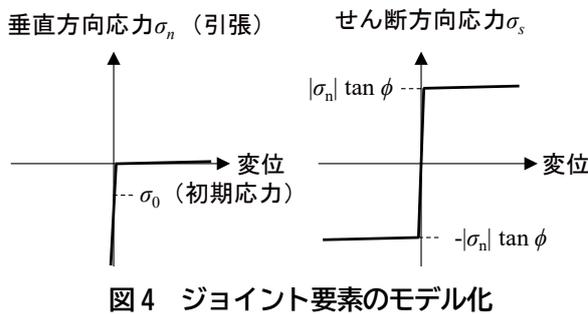


図4 ジョイント要素のモデル化

表3 解析モデルのパラメータ

杭 (Case A-S)	曲げ剛性 $EI_p$ (kN*m <sup>2</sup> )	$1.22 \times 10^5$
地盤	弾性係数 $E_s$ (kN/m <sup>2</sup> )	$2618\sigma_m^{0.5}$ (*)
	ポアソン比 $\nu$	0.4
	密度 $\rho$ (g/cm <sup>3</sup> )	1.53
	静止土圧係数 $K_0$	0.5
	降伏条件	Mohr-Coulomb
	内部摩擦角 $\phi$ (°)	40
	粘着力 $c$ (kN/m <sup>2</sup> )	$1.0 \times 10^{-5}$
膨張角 $\psi$ (°)	$0.1\phi$	

\* $\sigma_m$ : 平均応力(kN/m<sup>2</sup>)

表3に、解析に用いたモデルのパラメータを示す。杭の曲げ剛性は、前述の曲げ実験で得られた値を用いた。地盤の弾性係数については、拘束圧を考慮して地盤の平均垂直応力の0.5乗に比例するものとして、Case A-Sの荷重—変位関係が実験と一致するように試行錯誤的に比例係数を設定した。内部摩擦角およびポアソン比については既往研究<sup>15)</sup>を参考にした。膨張角については、 $0.1\phi$ <sup>7)</sup>とした。杭—地盤間のジョイント要素は、図4に示す垂直方向は引張カットの剛塑性型、せん断方向は地盤の内部摩擦角 $\phi$ を用いたクーロン摩擦による剛塑性型の応力—変位関係でモデル化した。

## 4. 遠心載荷実験および解析の結果

### 4.1 荷重—変位関係

図5に、各ケースで得られたフーチングでの荷重—変位関係を示す。実験におけるフーチングの変位は、加力方向前面側、背面側の2箇所で測定していたが、Case A-Sの背面側の変位に乱れが生じていたため、全てのケースで前面側の変位を用いた。前章で述べたように、解析で用いた地盤の弾性係数は、Case A-Sの荷重—変位関係が一致するように設定しているため、Case A-Sについては当然実験結果と対応する解析結果が得られているが、その他のケースについても概ね対応する結果が得られている。なお、実験では杭の地表面変位を基準に載荷を行っているため、Case AとCase Bでフーチング変位の最大値が異なっている。

図6に、Case Aにおける各杭の杭頭せん断力と杭の地表面変位の関係を示す。杭頭せん断力は、突出部の2点の曲げひずみから計算した曲げモーメントをもとに算出した。杭の変位は、前方杭 (Case A-S1, Case A-G1) しか測定していないため、ここでは杭頭せん断力のみ杭位置で変えている。Case A-Sをみると、前方杭と後方杭で杭頭せん断力がほとんど同じだが、変位が大きくなるとわずかに前方杭の方が大きくなっている。この杭頭せん断力の差は、実験と解析の両者で見られるため、杭間隔を10Dとっていたがわずかに

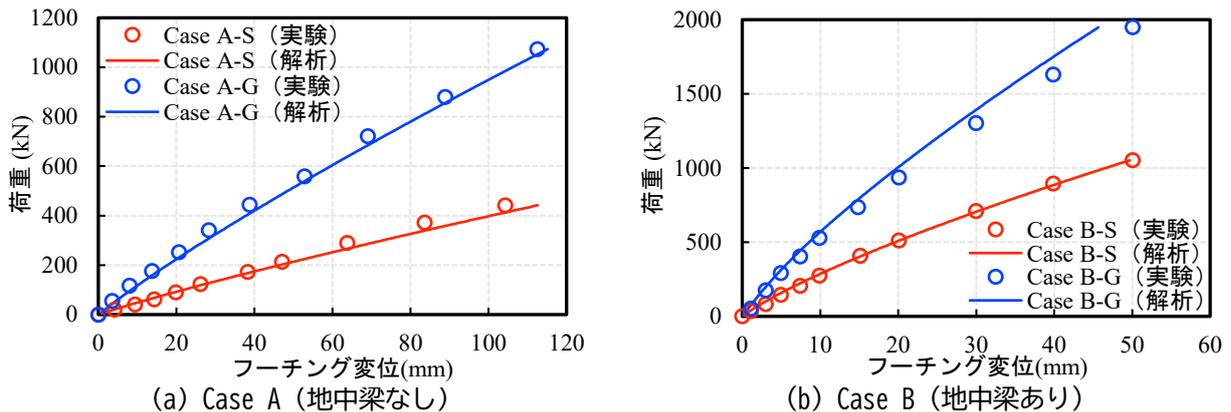


図5 フーチングでの荷重—変位関係

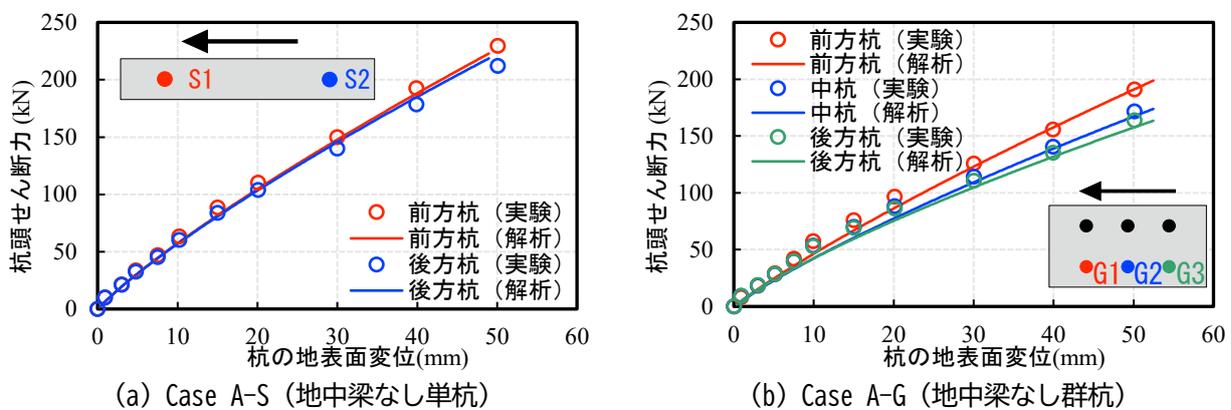


図6 Case A の杭頭せん断力—杭の地表面変位関係

に群杭効果が生じたことに起因すると考えられる。Case A-G では、前方杭 (G1)、中杭 (G2)、後方杭 (G3) の順で杭頭せん断力が大きく、全て Case A-S よりも小さい。こちらも実験結果と対応する解析結果が得られており、群杭の杭頭せん断力の分担についても概ね再現されている。

#### 4.2 群杭効率

群杭効率  $e$  は、一般的に式(1)、式(2)のどちらかで定義される。

$$e_1 = \frac{\text{基準変位時の群杭の荷重}}{\text{基準変位時の単杭の荷重} \times \text{杭本数}} \quad (1)$$

$$e_2 = \frac{\text{一定荷重に対する単杭の変位}}{(\text{一定荷重} \times \text{杭本数}) \text{に対する群杭の変位}} \quad (2)$$

設計においては、ある変位に対する割線剛性を基準に水平抵抗を評価する機会が多いため、式(1)の定義が用いられることが多い。そのため、本研究でも式(1)の定義を用いることとする。ただし、これらの定義は、地中梁やフーチングのある杭を対象としているため、全ての杭の地表面変位が同一である。一方で、地中梁のない杭は杭ごとに地表面変位が異なる。そのため、基準とする杭の地表面変位については、全杭の地表面変位の平均値などをもとに計算するのが適切だと考えられる。しかし、本実験では前方杭の地表面変位しか測定していないため、代表として前方杭の地表面変位を用いる。

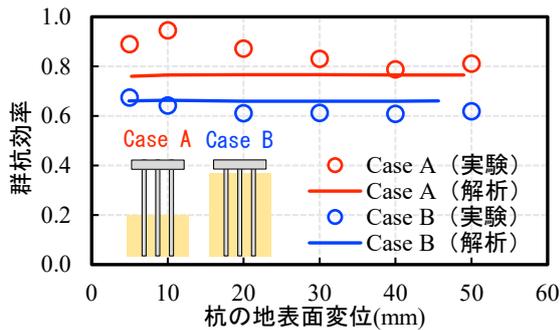


図7 式(1)で計算した各ケースの群杭効率

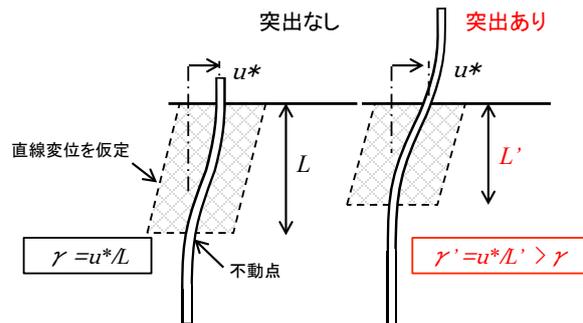


図8 突出による杭周地盤のせん断ひずみの差 (文献16に加筆)

図7に、各ケースの群杭効率を示す。実験と解析の両者で、地中梁のないCase Aの群杭効率が、地中梁のあるCase Bのそれよりも大きくなっている。この結果から、地中梁がないことで群杭効率が大きくなる、すなわち群杭効果が小さくなると考えられる。

また、特にCase Aの実験結果において、変位の増大に伴って群杭効率が小さくなる傾向が見られる。変位レベルと群杭効率の関係については、杭頭変位が進むにつれて局所的な応力集中による地盤非線形性の影響で群杭効率は増加するが、更に杭頭変位が進行すると、杭間を含む杭周地盤全体が杭に拘束されせん断変形することにより生じる、地盤全体の剛性低下の影響で群杭効率は低減するとされている<sup>16)</sup>。既往研究と今回の実験で杭や地盤の条件は異なるが、既往研究において群杭効率が增加から低減に転じる杭頭変位は、杭間隔比2.5、杭本数9本の条件でおよそ10mm付近であり、今回の実験結果と調和的である。地中梁のないCase Aにだけこの傾向が顕著に見られたことは、図8に示すように、突出がある場合は突出がない場合と比較して杭の不動点深さが浅いことでせん断ひずみが大きくなるため、地盤全体の剛性低下が大きくなるのが原因と考えられる。

その一方で、解析ではこの傾向がほとんど見られていない。全体的に実験結果に対応する解析結果が得られているが、解析では地盤特性を完全には再現することができていないことが原因であると考えられる。再現精度低下の一因として、地盤を弾完全塑性でモデル化しているため、せん断ひずみの増加による地盤の剛性の低下まで再現できていないことが考えられる。図8に示すような、杭周辺の広い範囲における地盤のせん断ひずみの増加による剛性の低下は、ひずみレベルが小さい段階から徐々に現れる。一方で、弾完全塑性モデルでは降伏条件を満たすまでは弾性挙動を示すため、ひずみレベルに依存した広域的な非線形特性の表現が難しいと考えられる。

### 4.3 曲げモーメント分布

実験の曲げモーメント分布は、地中部5深度、突出部2深度 (Case Aのみ) で測定した曲げひずみと、曲げ実験で得られた曲げ剛性から算出した。曲げひずみは1ゲージ法で測定した杭の両側のひずみから計算しているが、一部片側のひずみしか有効な結果が得られなかった (Case A-S1 深度-8m, Case A-S2 深度-3m,-12.55m, Case A-G1 深度-8m, Case A-G2 深度-3m,-4.5m,-8m, Case A-G3 深度-3m)。そこで、その箇所については参考値として、試行的に測定点近辺の深度における軸ひずみを線形外挿もしくは内挿することで曲げひずみを算出した。

図9に、各ケース各杭の曲げモーメント分布を示す。凡例には結果を算出した時の杭の地表面変位を示しており、以降の結果も同様である。Case B-Gについては、実験でひずみを計測していないため、解析結果のみ示している。実験結果の中で塗りつぶしが無いプロットについては、前項で述べた軸ひずみを外挿・

内挿で算出した参考値である。また、解析結果をもとに杭の地表面変位 0.1D 時の地中部曲げモーメント最大深さを黒点線で示している。全体を通して、実験と解析の結果が一致している。参考値の実験の曲げモーメントについても解析と概ね一致しているため、前項の方法で算出した曲げモーメントも一定の精度はあると思われる。Case A-S1 と Case A-S2、また Case B-S1 と Case B-S2 を比較すると、いずれの場合もほとんど差がないことから、4.1 で述べたように杭頭せん断力に若干の差はあったものの、Case A-S、Case B-S とともにほぼ単杭として挙動していると考えられる。また、Case A-G および Case B-G において、杭位置ごとに曲げモーメント最大深さを比較すると、両者とも前方杭、中杭、後方杭の順に深くなっており、前方杭と単杭は概ね同じ深さである。これは、杭位置によって群杭効果の大きさが異なり、前方杭の群杭効果は小さく、後方になるにつれて群杭効果が大きくなり水平地盤反力が小さくなることに起因する。また、Case Bの方がCase Aよりも曲げモーメント最大深さが深い。

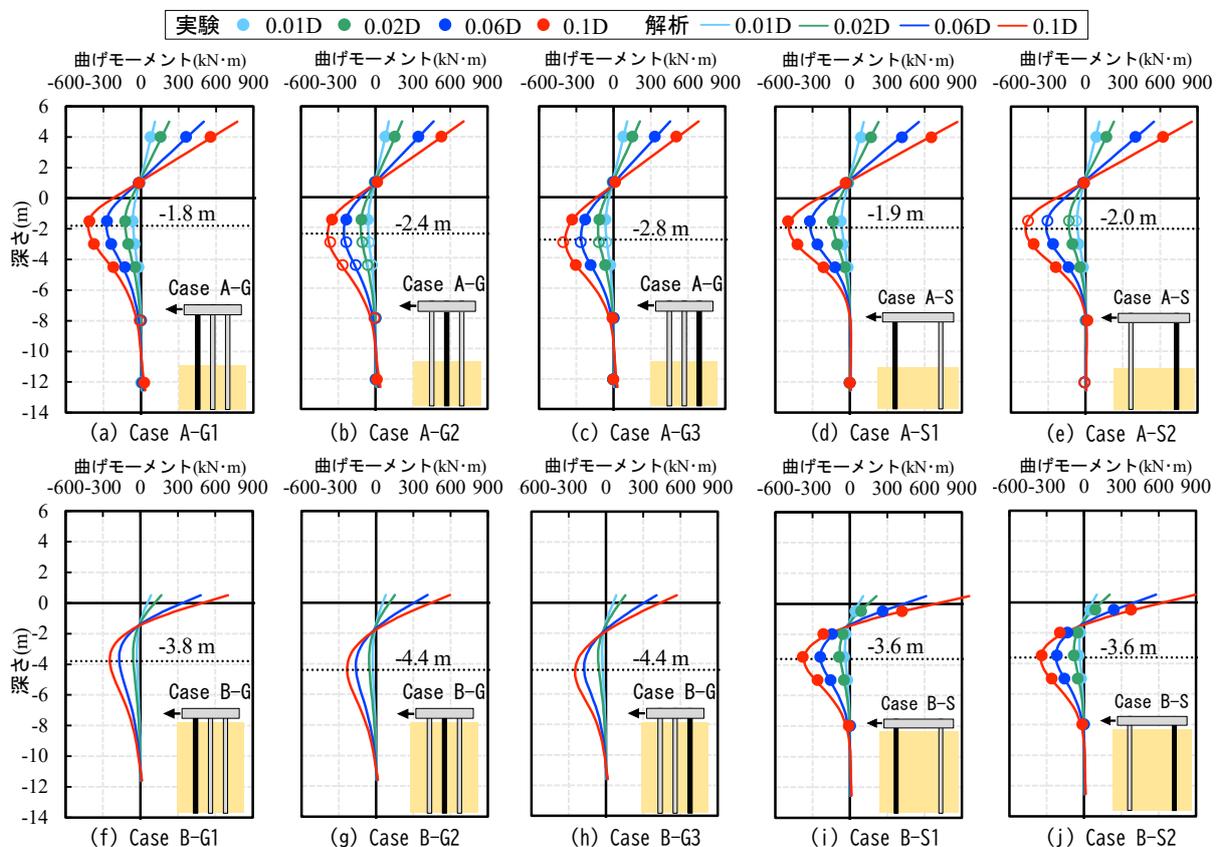


図9 各変位レベルにおける実験と解析の曲げモーメント分布

#### 4.4 杭頭せん断力

図 10 に、Case A-G および Case B-G について、前方杭 (G1) を 1 とした各杭の杭頭せん断力の分担率を示す。杭頭せん断力は突出部の 2 点の曲げモーメントから計算しているため、実験で曲げモーメントを測定していない Case B-G については解析結果のみ示している。

Case A-G について見ると、実験と解析の両者で変位の増大に伴い、中杭 (G2)、後方杭 (G3) の分担率が減少している。また、変位が比較的小さい段階では中杭の分担率が最も小さいが、変位が大きくなると後方杭の分担率が最も小さくなる傾向が見られる。この傾向は既往の研究<sup>17)</sup>でも見られる。これらの傾向は Case B-G の解析結果でも同様であるが、Case B-G の方が全体的に中杭、後方杭の分担率が小さくなっている。4.3 節で述べたように前方杭は群杭効果が小さいため、地中梁の有無によって群杭効果が変わり

らないが、中杭と後方杭は群杭効果が顕著に表れるため、地中梁の有無による群杭効果の変動の影響を大きく受ける。そのため、群杭効果が大きい Case B-G の方が中杭，後方杭の分担率が小さいと考えられる。

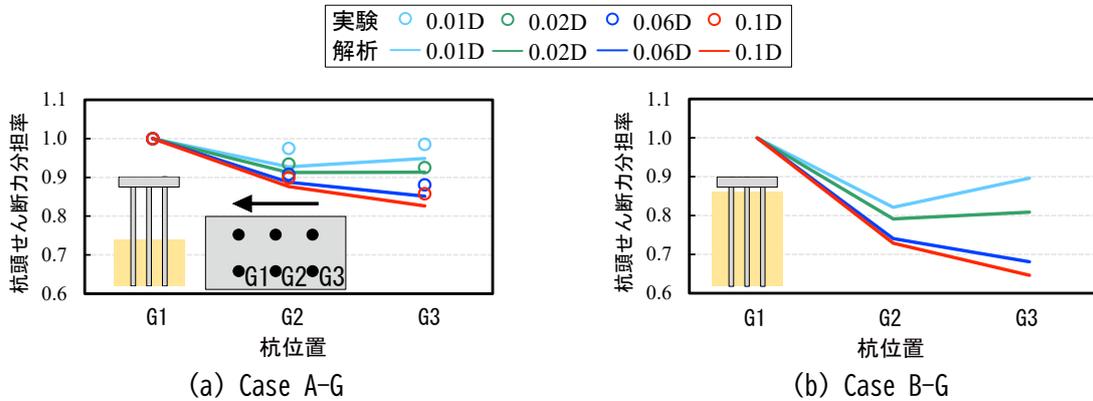


図 10 各変位レベルにおける杭頭せん断力の分担率

### 5. 地中梁が群杭効率に与える影響の考察

前章では、解析モデルの妥当性を確認するとともに、地中梁がないことで群杭効果が小さくなる結果が得られた。ここでは、その群杭効果の変化のメカニズムを地盤の応力分布などの解析結果から考察する。

図 11, 図 12 に、Case A-G および Case B-G について、杭の地表面変位が 10mm (0.02D) 時の深度-0.5m および深度-1.0m における地盤要素の von Mises 応力分布を示す。図 13 には、杭の地表面変位が 10mm(0.02D) 時の杭中心を通る鉛直断面における地盤の von Mises 応力分布を示す。図中端部の破線で囲まれた分布は自重応力分布を示している。図 14 は、図 13 の杭周辺部分の拡大図である。深度-0.5m と-1.0m は、図 14 に示すようにそれぞれのケースにおける杭前方地盤の応力が最大となる深さである。深度-0.5m における地盤応力分布は、Case A-G の中杭および後方杭の前方地盤の応力が Case B-G と比べて若干大きい程度の差である。深度-1.0m における地盤応力分布も、Case B-G の前方杭の前方地盤の応力が Case A-G と比べて若干大きい程度の差である。このように少しの差はあるが、水平断面における応力分布の形状は 2 ケースで概ね同じである。

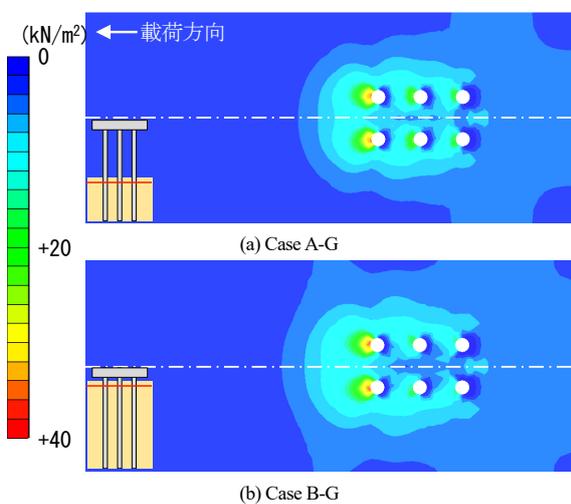


図 11 深度-0.5m における地盤の von Mises 応力分布 (杭の地表面変位 10 mm(0.02D)時)

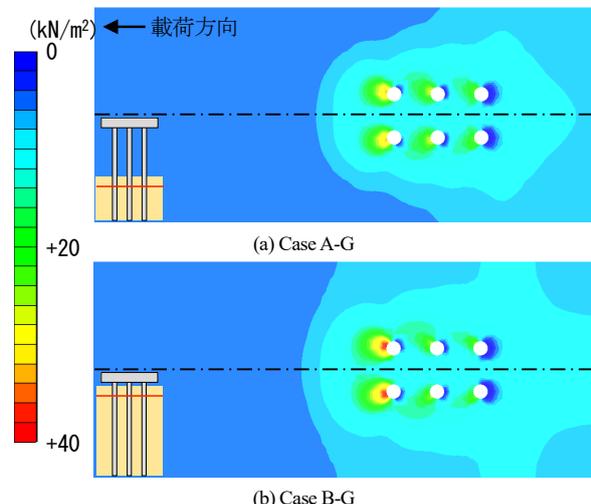


図 12 深度-1.0m における地盤の von Mises 応力分布 (杭の地表面変位 10 mm(0.02D)時)

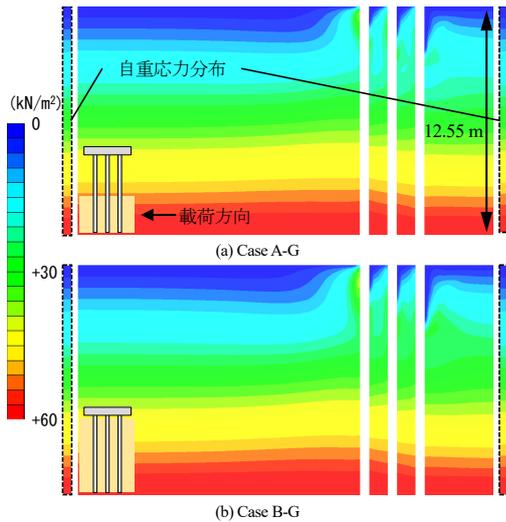


図 13 鉛直断面における地盤の von Mises 応力分布 (杭の地表面変位 10mm(0.02D)時)

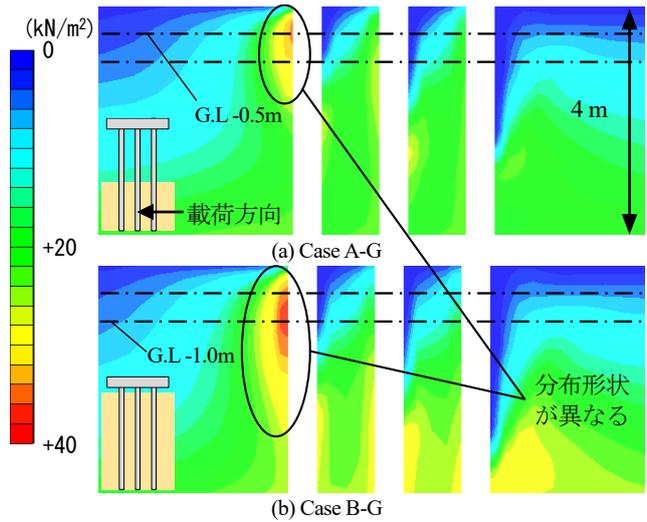


図 14 杭周辺の von Mises 応力分布の拡大図 (杭の地表面変位 10mm(0.02D)時)

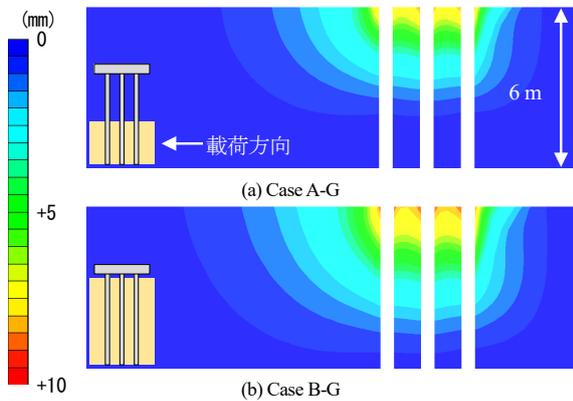


図 15 鉛直断面における地盤の荷重方向変位分布 (杭の地表面変位 10 mm(0.02D)時)

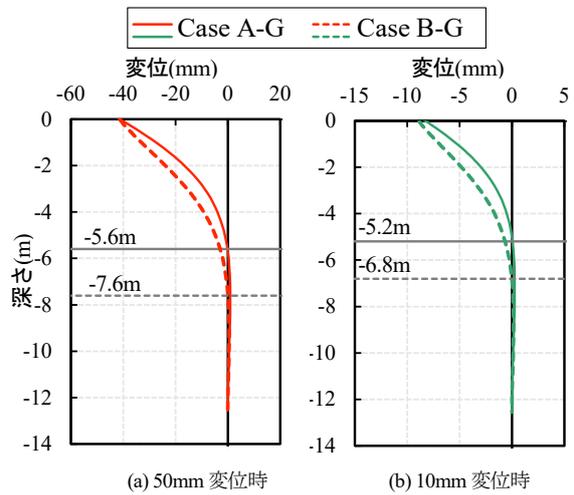


図 16 前方杭の地中部の変位分布

鉛直断面の応力分布については、まず図 13 の境界部の応力分布と自重応力分布を比較すると、加力方向背面側の境界部に多少差は見られるが、概ね自重応力分布と変わっていないことから、境界条件の影響は小さいと考えられる。また、杭周辺の拡大図を見ると、Case A-G は深度-1.5m 程度にのみ大きな応力が発生しているのに対して、Case B-G は深度-3.0m 程度まで大きな応力が発生している。群杭効果は、各杭の杭周地盤応力が干渉することで生じるため、杭同士の間隔が狭いほど、また杭本数が多いほど地盤応力が干渉する領域が増えて群杭効果が大きくなる。杭間隔や杭本数による群杭効果の増加は、主に水平方向の地盤応力の干渉に関係するため、図 11～図 12 を見ても、杭本数と杭間隔比が同一であるこれら 2 ケースは、応力の大きさは若干異なるが応力の分布形状自体は概ね同じである。一方で、鉛直断面の応力分布については、明らかに Case B-G の方が深度方向に広く分布しており、分布形状が異なっている。このことから、地中梁のない Case A-G の群杭効果が小さい原因は、応力分布が浅い範囲に集中することで各杭の杭周地盤応力が干渉する領域が減ることであると考えられる。

ここで、地中梁の有無で深度方向の応力分布が変わる根本的な原因は、杭の変形モードが変わることによる影響と考えられる。図 15 に、杭の地表面変位が 10mm (0.02D) 時の、解析で得られた杭中心を通る鉛直断面における地盤の変位分布を示す。図 16 には、杭の地表面変位 50mm (0.1D) , 10mm (0.02D) 時の

前方杭の地中部の変位分布を示す。同図には第一不動点（変位が初めて 0 になる点）の深さも併せて示している。地盤の変位分布は、地中梁のない Case A-G の方が特に鉛直方向に変位の分布が狭く、杭の変位をみると地中梁の無い Case A-G の方が、第一不動点の深さが浅いことがわかる。また、変位が大きくなると地盤剛性の低下によって第一不動点が深くなる傾向も見られ、変位の増大によって群杭効率が低下する一因として変形モードの影響もあると考えられる。この変形モードの違いは、地中梁がある杭の杭頭固定度の影響と類似しており、地中梁がない場合は杭頭固定度が低い場合と捉えることができる。実際に、杭頭固定度をパラメータとした既往の群杭効率の実験式<sup>4)</sup>では、杭頭固定度が低いほど群杭効率が大きくなっており、同様の傾向である。以上のことから、群杭効率には杭本数および杭間隔比のほかに杭の変形モードが影響すると考えられる。

## 6. まとめ

本稿では、地中梁の有無が群杭効率に与える影響を調べることを目的に、50G 場での群杭の遠心載荷実験を行った。さらに、3次元弾塑性有限要素法によるシミュレーション解析を行い、群杭効率に変化するメカニズムについて考察した。

以下に本研究で得られた知見を示す。

- 1) 地中梁の無い群杭は、地中梁がある場合と比較して群杭効果が小さくなる、すなわち群杭効率が大きくなる。群杭効果は中杭、後方杭に顕著に表れるため、杭頭せん断力の分担率は中杭、後方杭が低くなるが、群杭効果が小さい地中梁の無い群杭は杭位置による分担率の差が地中梁のある場合と比較して小さい。
- 2) 弾塑性有限要素法解析によって、およそ杭径の1%~10%の変位レベルにおいて、遠心載荷実験の断面力や群杭効率を精度よく再現することができた。
- 3) 地中梁の無い場合に群杭効果が小さくなるメカニズムは、地中梁が無いことで突出杭の挙動を示すため浅い深度にのみ変位が生じるような杭の変形モードに変わり、それによって応力分布が浅い範囲に集中することで各杭の杭周地盤応力の干渉する領域が減ることと考えられる。

## 文 献

- 1) Chang, Y. L., "Discussion on "Lateral Pile Loading Tests" by L. B. Feagin," A.S.C.E Transaction, Vol.102, pp.272-278, 1937.
- 2) Poulos, H. G., "Behavior of laterally loaded piles II - pile groups," Journal of Soil mechanics and Foundations Division, ASCE, Vol.97, SM5, pp.733-751, 1971.
- 3) 小坪清真, 高西照彦: 横方向群杭効果の理論的考察, 土木学会論文報告集, No.241, pp.13-23, 1975
- 4) 玉置脩, 三橋晃司, 今井常雄: 水平抵抗における群杭効果の研究, 土木学会論文報告集, No.192, pp.79-89, 1971
- 5) McVay, M., Casper, R., Shang, T. I.: Lateral response of three-row groups in loose to dense sands at 3D and 5D pile spacing, J. Geotech. Eng., ASCE, Vol.121, No.5, pp.436-441, 1995.
- 6) 藪内彰夫, 土方勝一郎, 杉山達也, 伊藤賢伸, 藤原一成, 酒向裕司: 静的水平載荷試験結果による場所打ち鋼管コンクリート群杭基礎の水平耐力と変形性能, 日本建築学会構造系論文集, No.617, pp.111-119, 2007
- 7) 井原和弘, 柳下文雄, 間瀬辰也, 土方勝一郎: 群杭の極限地盤反力分布の簡便評価法に関する一提案, 日本建築学会構造系論文集, Vol.81, No.729, pp.1851-1858, 2016
- 8) Tamura, S., Ohno, Y., Shibata, K., Funahara, H., Nagao, T., Kawamata, Y., "E-Defense shaking test and pushover analyses for lateral pile behavior in a group considering soil deformation in vicinity of piles," Soil Dynamics and Earthquake Engineering, Vol.142:106529, 2021.
- 9) 日本建築学会: 建築基礎構造設計指針, 2019
- 10) 国土交通省鉄道局監修, 鉄道総合技術研究所編: 鉄道構造物等設計標準・同解説 基礎構造物, 丸善出版, 2012

- 11) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説 IV 下部構造編，2017
- 12) 鉄道総合技術研究所編：線路上空建築物（低層）構造設計標準 2009，鉄道建築協会，2009
- 13) 土井一郎，野原隆雅，山本剛史，佐名川太亮，田村修次：突出杭の群杭効果に関する遠心載荷実験および解析的検討，地盤工学ジャーナル，Vol.20，No.3，pp.353-365，2025
- 14) 小西厚夫，渡辺一成，鈴木直子，関崇夫，佐藤清，茶谷文雄：超高層タワーを支持する壁節杭の群杭効果の評価，日本建築学会技術報告集，Vol.17，No.37，pp.855-860，2011
- 15) 柏尚稔，勝二理智，林康裕：砂質地盤における杭一地盤系の強非線形性を考慮した群杭の杭頭水平地盤ばね評価手法，日本建築学会構造系論文集，Vol.75，No.651，pp.957-965，2010
- 16) 土方勝一郎，井原和弘，柳下文雄，間瀬辰也：非線形群杭係数の変動特性に関する研究，日本建築学会構造系論文集，Vol.80，No.709，pp.411-418，2015
- 17) 斉藤亮，飯古道則，五瀬伸吾，易鋒：杭基礎の水平方向大変形時の挙動に関する研究，構造工学論文集，Vol.39A，pp.1395-1408，1993

## 線区特性の定量的評価および 軌道保守の投資資源配分手法の検討

松本 麻美\* 森 健矢\*\* 齊藤 大樹\*  
昆野 修平\*\* 坪川 洋友\*

### Quantitative Evaluation of Track Characteristics and Optimization of Resource Allocation for Maintenance

Mami MATSUMOTO Kenya MORI Daiki SAITO  
Shuhei KONNO Yousuke TSUBOKAWA

Sustainable management of railway tracks requires an effective investment plan for allocating limited resources to ensure future infrastructure availability. In order to achieve this, it is necessary to quantify the track characteristics, establish the target maintenance level for track irregularity based on these characteristics, and develop an economical track maintenance plan. By applying principal component analysis, we develop a method that quantitatively evaluates the track characteristics based on various influencing factors, which are verified using data on a railway operator. We develop a “track maintenance condition simulation tool” to determine target maintenance levels and optimize the allocation of investment resources based on the track characteristics and the predicted track irregularity values. Using this tool, we evaluate the relationship between the target maintenance levels and investment resources through a scenario analysis.

キーワード：多変量解析，軌道改良，軌道保守，投資配分，中長期計画，シミュレーション

### 1. はじめに

近年，少子高齢化や労働人口の減少を踏まえて，より効果的な軌道保守が求められている。しかし，軌道保守の効率性は線区により異なっており，保守費等のリソース投入の効果にも差が生じているのが現状である。

例えば JR では一般に，軌道変位の保守管理値等は線路等級に応じて定められており，これがリソース配分の目安にもなっている。この線路等級は旧国鉄時代において，列車の速度・本数，車両性能や保守経済性等を基に各線区を数段階の等級に分類したものであり，現在も多くの JR において継承されている。しかし，線路等級は頻繁に見直しがなされるものではないため，設定当初と現在の線区の状況が異なる場合がある。また，同じ等級に分類されている線区であっても，その特性には違いがあることから，リソースを各線区に適正に配分するためには，線路等級を参考にしつつも，現状に即した線区ごとの収益構造等を定量的に評価する必要があると考えられる。

以上のことから本研究では，実在する複数の線区における営業収益率や軌道環境に関する変数を用いて，多変量解析手法のうち主成分分析を応用し，線区における様々な実態を踏まえた特性を定量的に評価する手法を開発した<sup>1)</sup>。また，軌道の保守管理レベルを検討する際には，その保守管理レベルを達成もしくは維持するために必要なリソース投入量をあわせて検討できるのが望ましい。そこで，軌道検測や保守実績の履歴データを分析し，中長期的な軌道状態の推移を予測する軌道状態シミュレーションツールを開発し

\* 軌道技術研究部 軌道管理研究室

\*\* 元 軌道技術研究部 軌道管理研究室

た。さらに、実際の線区に開発したツールを適用して、軌道の保守管理レベルに応じた投入リソースを検討するためのシナリオ分析を行った<sup>2)</sup>。

## 2. 線区特性の定量評価の重要性と分析線区

線区における軌道の保守費の投入効果の差を表す例として、図1に同じ線路等級の2つの線区の保守費と高低変位標準偏差の7年間の推移を示す。保守費と高低変位のいずれも、線区Iの1年目を1とした相対値で表す。ここで高低変位とは、列車が走行することによるまくらぎの沈下などにより発生するレール長手方向のレールの相対変位で、上下の歪みの大きさを表す指標であり、一般的に10mの弦の両端をレールにあててその中央部におけるレールと弦の離れによって測定される。この高低変位は、車両走行時の快適性や安全性に影響を及ぼし、線区を評価するための指標に用いられることが多い。図1において、線区I(年間通過トン数:250万t/年)と線区II(200万t/年)の高低変位は、両線区とも線区Iの1年目の0.9~1.2倍の範囲で推移しており、軌道状態は同程度である。一方、保守費に関しては、線区Iでは一定または微減傾向で高低変位の状態を維持しているのに対し、線区IIの1年目は線区Iの0.7倍程度であったにもかかわらず、6年後には1.9倍にまで増加している。このように、同程度の高低変位であっても、線区ごとに保守費には大きな差がみられることから、様々な要素を考慮して各線区の特性を定量的に評価した結果に基づいて、限られたリソースを有効に配分することが求められる。

本研究では、実在するA~Tの20線区を分析対象とし、事業者における線路等級の分類を参考に、高規格の線区から順に上・中・下級線の3段階に分類した。これら20線区に対して、表1に示す項目をそれぞれ算出し、それらを変数として主成分分析を行った。なお、建設工事費(以下、「建費」と記す。)と保守費については、軌道状態に影響を及ぼす工種に要した費用のみを対象とした。具体的には、建費はロングレール化やPCまくらぎ化等の資本的支出に関する費用、保守費は道床つき固めや各種軌道材料交換など、原状回復を目的とした修繕費を対象としている。

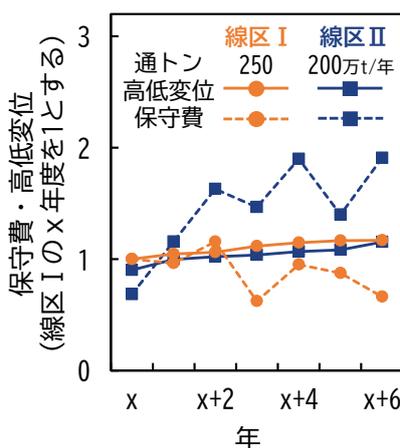


図1 保守費と高低変位の推移例

表1 主成分分析に用いた変数

No	項目	単位	備考
1	軌道延長	km	当該線区の本線軌道延長
2	営業収益率	円/km	(営業収益)/(軌道延長)
3	営業係数	-	100円の運輸収入を得るのに要する営業費
4	平均通過人員	人/日	1日1kmあたりの平均輸送量
5	PCまくらぎ化率	-	(PCまくらぎ延長)/(軌道延長)
6	ロングレール化率	-	(ロングレール延長)/(軌道延長)
7	無道床化率	-	(無道床延長)/(軌道延長)
8	曲線率	-	(緩和曲線を含む曲線延長)/(軌道延長)
9	建費率	円/km	(X年度の合計建費)/(軌道延長)
10	保守費率	円/km	(X年度の合計保守費)/(軌道延長)
11	軌道変位	mm	X+1年度の高低変位の100mロット平均σ値
12	通過トン数	百万t/年	年間通過トン数
13	貨物走行	-	貨物走行有り:1,無し:0

## 3. 主成分分析による線区特性の定量評価

主成分分析とは、多数の量的変数を合成し、より少ない合成変数である主成分に要約する手法である。また、単純に複数の変数を足し合わせるのではなく、適切な重みを付けたうえで足し合わせる点が特徴である。

これにより、データが持つ情報をできる限り損なわずに、データ全体の特性を可視化することができる<sup>3)4)</sup>。

表1に示す13変数を線区毎に算出した結果を用いて分析した結果、主成分が持つ情報量の比率である寄与率は、第1主成分は33%、第2主成分は25%、第3主成分は16%となった。よって、これら3つの主成分により全体の74%の説明能力を持っているとすることができる。ただし、第3主成分の寄与率は2割を下回る程度であることから、十分な説明能力を持つとは言い難い。

図2に、各変数の第1主成分と第2主成分に対する重みの分布を示す。この分布は、主成分を構成する変数の関係性を直感的に理解するためのものである。第1主成分においては、貨物走行、ロングレール化率、年間通トン、営業収益率、平均通過人員が正の相関を示し、営業係数や高低変位は負の相関を示しており、第2主成分においてはPCまくらぎ化率や建費率が正の相関、曲線率と高低変位が負の相関を示している。これより第1主成分は、収益や輸送量等が大きい線区ほど、ロングレール化率および無道床率が高く、営業係数や高低変位は小さくなる傾向にあり、線区の総合的な営業状態を表していると解釈することができる。次に第2主成分は、建費を投入して軌道改良が進んでいる線区ほど、また曲線が少ない線区ほど、高低変位が小さくなる傾向にあり、線区の総合的な軌道状態を表していると解釈できる。

図3に、A~Tの20線区における第1主成分と第2主成分に対する得点の分布を示す。これは、各線区に割り当てられた主成分得点を、第1主成分と第2主成分による二次元平面上にプロットした散布図である。この図により、各線区の位置づけを把握することが可能となる。横軸は第1主成分、すなわち線区の総合的な営業状態を表す指標であるため、図の右側に位置する線区ほど収益が多く営業状態が良好であると評価され、一方左側に位置する線区ほど営業状態が悪いと評価される。また、縦軸の第2主成分は線区の総合的な軌道状態を表す指標であることから、上に位置する線区ほどPCまくらぎ化が進んでいて高低変位が小さく、下に位置する線区ほど高低変位が大きい傾向がある。ここで、第2主成分の下方に下級線が多く分布していることから、本分析が線区の特徴を適切に表していると考えられる。

さらに詳細を考察すると、例えば線区Aは、上級線の中では比較的PCまくらぎ化率が低いものの、平均通過人員や営業収益率が高く、営業状態の良好な線区であると評価できる。一方、下級線である線区Oは、営業状態は良くないが、PCまくらぎ化率が高く、軌道状態は良好である。対照的に、同じく下級線の線区Tは、営業状態が悪く、主に木まくらぎで構成されている線区でありPCまくらぎ化率は0に近く、軌道状態も劣っている線区である。例えば軌道保守費などの限られたリソースを、営業状態を考慮して配分する必要がある場合、線区Oのように図の左上(第2象限)に位置する線区は、軌道保守量の見直しなどの方針策定が可能となる。以上より、主成分分析を用いることで、線区の特徴を簡易に分類し、営業状態および軌道状態の定量的な比較や評価を行うことが可能であると考えられる。

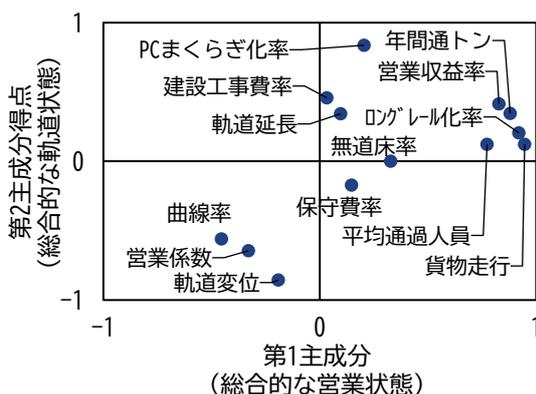


図2 各変数の主成分に対する重みの分布

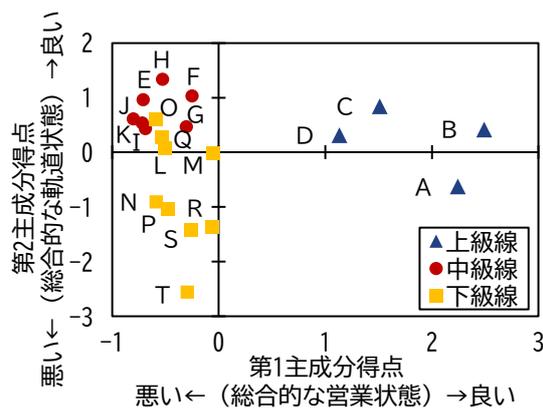


図3 各線区の主成分に対する得点の分布

## 4. 将来予測に基づく線区に応じた中長期計画の策定

軌道の保守管理レベルを検討する際には、そのレベルを達成または維持するために必要なリソース投入量を併せて検討し、経済性を考慮した投資判断を行う必要がある。投資判断にあたって中長期的な軌道状態を分析するため、「軌道状態シミュレーションツール」を開発した。開発にあたっては、軌道検測や保守実績の履歴データを用いて、ある一定期間に生じる高低変位の変化である高低変位進みが、道床交換とロングレール化によって改善する効果を分析した。本ツールは、その効果を反映して将来の高低変位を予測する機能を有するものである。本章では、本ツールの開発と、実際の線区に本ツールを適用してシナリオ分析を行い、軌道の保守管理レベルと投入リソースの関係を検討した結果について述べる。

### 4.1 道床交換およびロングレール化による高低変位および高低変位進みの改善効果

本節では、高低変位および保守実績の履歴データを用いて、実線区における道床交換やロングレール化による高低変位進みの改善効果を分析する。分析対象期間は2017年度から2020年度までとし、分析単位は軌道を25mで区切ったロットとし、各ロット延長における高低変位の標準偏差(σ)を指標として用いた。道床交換についてはロット内で10m以上の施工が実施されたデータを、ロングレール化についてはロット全長で施工が実施されたデータを分析対象とした。

図4に、道床交換とロングレール化が施工された箇所における高低変位σの改善量を、図5に高低変位σ進みの改善量を示す。なお、本章における改善量とは、保守前と保守後の高低変位σおよび高低変位σ進

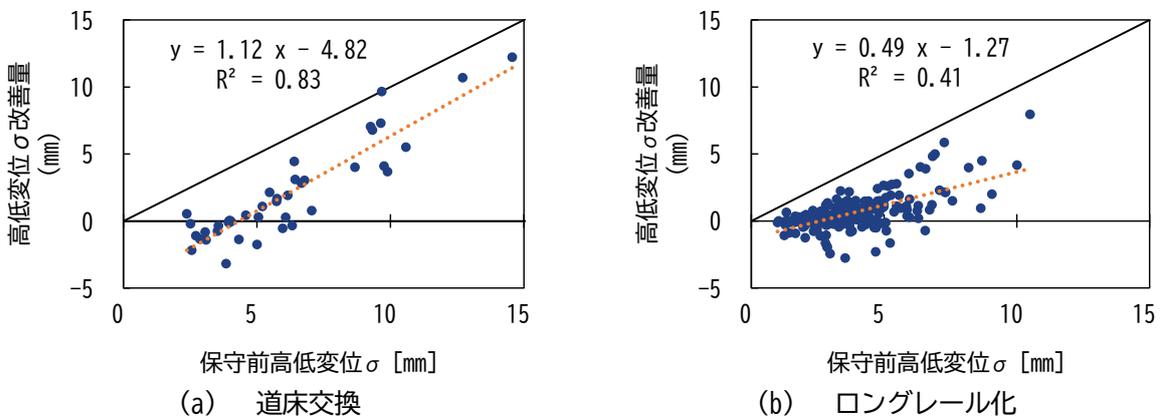


図4 高低変位σの改善量

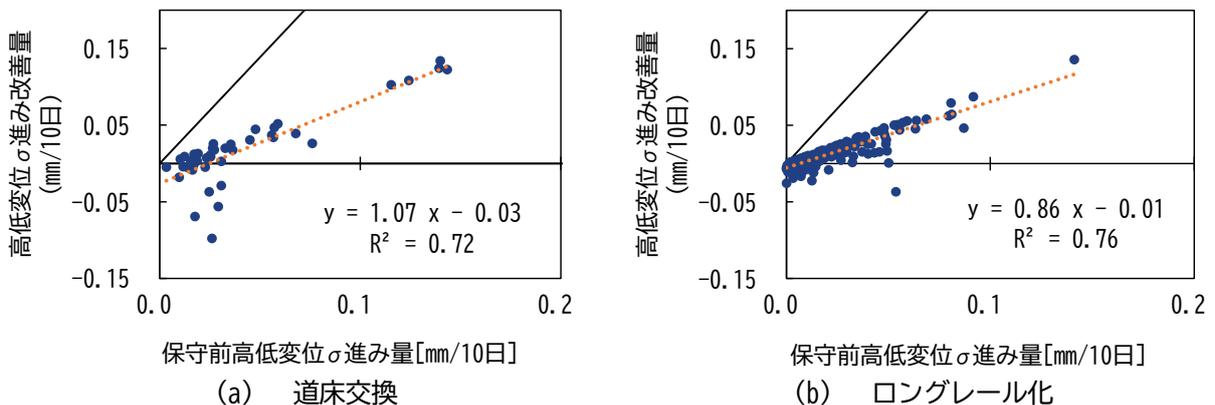


図5 高低変位σ進みの改善量

みの差分とする。図4(a)より、道床交換においては保守前の高低変位 $\sigma$ と高低変位 $\sigma$ 改善量は比例関係にあり、高低変位 $\sigma$ が大きいほど改善効果も大きいことが確認できる。一方図4(b)より、ロングレール化においてはその効果は限定的である。これは、道床交換時には道床のつき固めにより高低変位 $\sigma$ が整正される一方で、ロングレール化時にはつき固めが必ずしも実施されないためであると考えられる。図5より高低変位 $\sigma$ 進みに関しては、道床交換・ロングレール化共に保守前の高低変位 $\sigma$ 進みと改善量に明確な比例関係が見られ、両者の効果は概ね同等であることが確認できる。なお、道床交換後に高低変位 $\sigma$ 進みが悪化しているロットについては、初期沈下の影響がある可能性が考えられる。以上より、道床交換およびロングレール化における高低変位 $\sigma$ と高低変位 $\sigma$ 進みの改善効果を定量的に評価可能であることが確認できた。

#### 4.2 軌道状態シミュレーションツールの開発

図6に、開発した軌道状態シミュレーションツールの処理フローを示す。本ツールは、軌道検測の履歴データと軌道保守・改良の中長期計画（投入リソース）を入力データとし、軌道を任意の一定長で区切ったロットを計算単位として各ロットにおける高低変位 $\sigma$ の時間推移を計算するものである。本ツールの処理概要を以下に示す。

- ① 軌道検測の履歴データから、指数平滑法により各ロットの計算開始時の高低変位 $\sigma$ と高低変位 $\sigma$ 進みを計算する<sup>5)</sup>。
- ② 年度初の高低変位 $\sigma$ を計算する。
- ③ 軌道保守・改良工事を実施しない場合の年度末の高低変位 $\sigma$ を計算する。

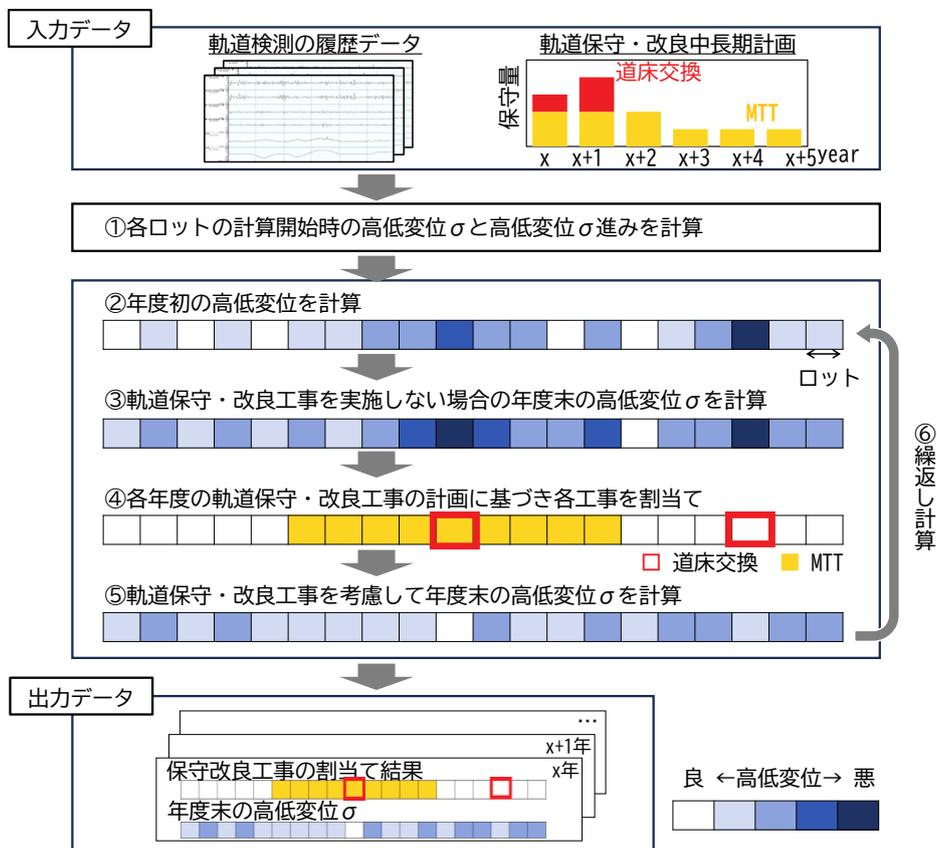


図6 軌道状態シミュレーションツールの処理フロー

- ④ 各年度の軌道保守・改良工事の計画に基づき各工事をロットに割当てる。軌道保守工事はマルチプルタ イタンパ（以下、「MTT」と記す。）によるつき固めを、軌道改良工事は高低変位 $\sigma$ 進みの改善効果が期待できる道床交換とロングレール化を想定し、前節で分析した結果を用いる。道床交換については、高低変位 $\sigma$ 進みが大きいロットから順に施工が行われるものとし、ロングレール化については各年度であらかじめ定めた施工区間で実施するものとする。
  - ⑤ 軌道保守・改良工事を考慮して年度末の高低変位 $\sigma$ を計算する。軌道保守工事が行われたロットでは、高低変位 $\sigma$ の改善量と、高低変位 $\sigma$ 進みの改善量を考慮する。軌道保守工事をを行うロットは年度末時点の軌道状態予測結果に基づいて選定され、保守による高低変位 $\sigma$ の改善量を考慮する。
  - ⑥ この処理を複数年度にわたって繰り返し計算する。
- 以上により、中長期的な高低変位 $\sigma$ の推移と保守計画の策定が可能となる。

### 4.3 シナリオ分析によるリソース投入計画の検討

本節では、高低変位 $\sigma$ を軌道状態の指標とし、軌道状態シミュレーションツールを用いたシナリオ分析により、上級線と下級線における保守管理レベルとそれを達成するための中長期的な軌道保守計画を検討した。分析対象線区は、上級線は図3における線区A、下級線は線区Oを含む線区とする。なお、検討にあたってのロット長は25mとし、駅構内や踏切等の構造物が介在するロットは分析対象外とした。また、予測期間は2023～2042年度の20年間とした。

#### 4.3.1 上級線におけるシナリオ分析結果

本線区は、上級線としてすでにロングレール化がほぼ完了しているため、ロングレール化は計画しないものとし、MTTおよび道床交換の計画については、過去の施工実績を参考に施工延長を設定した。図7に対象線区において設定したシナリオと、そのシナリオに基づき軌道状態シミュレーションツールを用いて将来の高低変位 $\sigma$ を予測した結果を実績値と共に示す。まず、MTTと道床交換を現状と同程度の施工延長としたシナリオA1については、予測された高低変位 $\sigma$ の線区平均値が2.38～2.47mmの間で推移しており、これは2022年度までの実測値と同程度と判断できることから、本ツールが一定の予測精度を有していることが確認できる。続いて、道床交換を実施しないシナリオA2については、2042年度末の高低変位 $\sigma$ の線区平均値が3.13mmとなり、2022年度末の実測値2.39mmに対して、0.76mm悪化する結果となった。一方で、道床交換の施工延長を現状の2倍とするシナリオA3と、MTTの施工延長を現状の1.3倍とするシナリオA4については、2042年度末の高低変位 $\sigma$ の線区平均値が、ともに1.97mmとなり、2022年度末の実測値に対して0.42mm良化する結果となった。すなわち、シナリオA3とA4は、例えば対象線区の目標とする高低変位 $\sigma$ の線区平均値である目標保守管理レベルを他の上級線と同等の2.00mmに向上させることを考える場合、それを達成するための具体的な施工計画と解釈することができる。

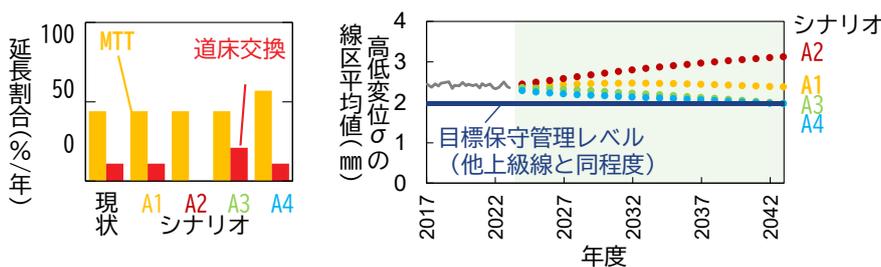


図7 シナリオ分析結果（上級線）

### 4.3.2 下級線におけるシナリオ分析結果

本線区は、図3の線区Oを含む線区であることから、下級線の中では軌道状態が良いが、継目落ちによる高頻度保守区間が多く含まれる。道床状態は良好とはいえないものの顕著な悪化傾向も見られず、道床交換の実績はほぼない。そのため本検討においては、継目落ち対策に着目し、MTTと継目落ち対策工の施工量に関して、複数のシナリオを設定した。継目落ち対策工については、ロングレール化と同様に、各年度の施工区間を入力データとして与えることで表現した。ただし、下級線において上級線と同様の施工方法でロングレール化が実施される可能性は低いと考え、継目落ち対策工の高低変位 $\sigma$ 進みの改善効果は、ロングレール化の8割とした。なお、具体的な継目落ち対策工としては、路盤改良<sup>6)</sup>や低強度安定処理工<sup>7)</sup>が考えられる。ここで、継目落ち対策工の施工区間には、現状の高頻度保守箇所を選定するのが適切と考えられる。そこで、MTTを現状と同程度の施工延長とするシナリオB1の計算を行い、予測期間(2023~2042年度の20年間)のうち15回以上MTTが割当てられたロットを継目落ち対策工の施工対象とした。また、継目落ち対策工の施工期間は2023~2027年度の5年間とした。

軌道状態シミュレーションツールを用いて、高低変位 $\sigma$ の線区平均値の推移を予測した結果を、図8に示す。MTTを現状と同程度の施工延長としたシナリオB1については、予測された高低変位 $\sigma$ の線区平均値の推移は若干悪化傾向にあるが、実測値の推移と概ね同等であることが確認できる。MTTの施工延長を現状の5割とするシナリオB2は、2042年度末の高低変位 $\sigma$ の線区平均値が5.64mmであり、2022年度末の実測値4.02mmに対して1.62mm悪化するが、20年後においても他の下級線の高低変位 $\sigma$ の線区平均値(6.00mm程度)には達しない結果となった。MTTの施工延長を他の下級線と同等としたシナリオB3は、2042年度末の高低変位 $\sigma$ の線区平均値が6.53mmであり、予測開始時から15年程度で他の下級線と同等の軌道状態となる結果となった。MTTの施工延長を他の下級線と同等とし、継ぎ目落ち対策工の実施を想定したシナリオB4については、2042年度末の高低変位 $\sigma$ の線区平均値が6.09mmとなり、予測開始時から19年程度で他の下級線と同等の軌道状態となる結果となった。つまり、他の下級線の保守管理レベルを当該線区の目標保守管理レベルとする場合、シナリオB4が当面の具体的な施工計画と解釈することができる。

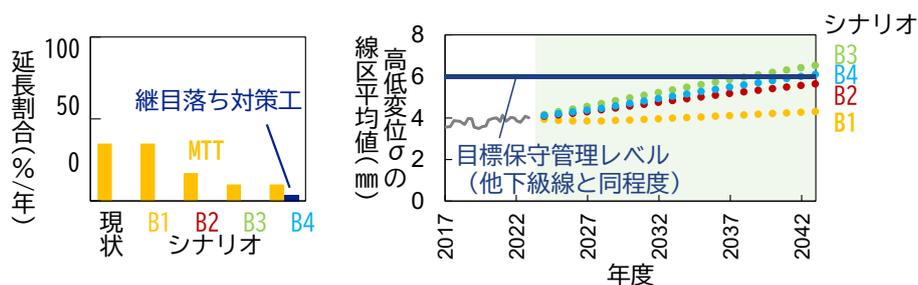


図8 シナリオ分析結果(下級線)

## 5. まとめ

本研究では、少子高齢化や労働人口の減少を背景に、限られたリソースを有効に活用した軌道保守のあり方について検討した。本検討で得られた知見を以下に示す。

- ・ 線区ごとの収益構造や軌道状態を定量的に評価する必要性を示した。次に、20線区における高低変位データや軌道構造、通過トン数、各種コスト等を変数として主成分分析を行い、営業状態および軌道状態を軸とした特徴分類により、線区の特性を定量的に評価する手法を提案した。

- ・ 道床交換やロングレール化による高低変位および高低変位進みの改善効果を履歴データから分析し、それを踏まえて中長期的な軌道状態の推移を予測するシミュレーションツールを開発した。
- ・ 開発した軌道状態シミュレーションツールを実線区へ適用し、線区の特성에応じて目標とする保守管理レベルを達成するための具体的な中長期計画の策定が可能であることを示した。

これらの成果は、軌道の維持管理にあたってのリソース配分の最適化を進めるうえで有効な手がかりとなり、持続可能な鉄道インフラの維持管理に向けた検討に寄与することが期待される。

## 文 献

- 1) 松本麻美, 斎藤大樹, 坪川洋友: 主成分分析を用いた線区特性の評価手法, 令和6年度土木学会全国大会 第79回年次学術講演会, VI-679, 2024
- 2) 森健矢, 昆野修平, 松本麻美, 坪川洋友: 軌道状態の中長期的な将来予測に基づく線区に応じた保守管理レベルの検討, 令和6年度土木学会全国大会 第79回年次学術講演会, VI-678, 2024
- 3) 永田靖, 棟近雅彦: 多変量解析法入門, サイエンス社, 2001
- 4) 村瀬洋一他: SPSSによる多変量解析, オーム社, 2007
- 5) 三和雅史, 大山達雄: 最適軌道保守計画作成モデルの実施検証に基づく性能評価と運用実施の汎用化, 土木学会論文集 D3, Vol.69, No.2, pp.160-175, 2013
- 6) 鉄道総合技術研究所: 営業線における軌道・路盤の補修・改良方法の手引き, 2017
- 7) 中村貴久, 景山隆弘: 劣化した道床バラストの性能を回復する, RRR, Vol.79, No.7, pp.20-25, 2022



鉄道総研報告 監修スタッフ

■監修責任者

芦谷公稔

■編集責任者

小島謙一

■企画・監修

川崎邦弘	上半文昭	石毛 真	武内陽子
仁平達也	瀧上唯夫	田所敏弥	根津一嘉
桃谷尚嗣	布川 修	福田光芳	平井 力
松井元英	池田 学	宇田東樹	遠藤広晴
富田 優	豊岡亮洋		

鉄道総研報告 第40巻 第4号

2026年4月1日 発行

監修・発行所：公益財団法人 鉄道総合技術研究所

〒185-8540 東京都国分寺市光町2-8-38

©2026 Railway Technical Research Institute

本誌に関するお問い合わせ先  
総務部広報 電話 042-573-7219

# RTRI REPORT

Vol. 40 No. 4

Apr. 2026

## PAPERS

- Effect of Train Underbody Meandering Flow on Fluctuating Aerodynamic Force of a Tail Car  
.....TABE, K.NAKADE (1)
- Countermeasures for Friction-Induced Vibration in Pantographs Using Modal Coupling Strength Analysis  
.....S.KOBAYASHI, Y.AMANO, Y.YAMASHITA (12)
- Automatic Generation of Maintenance Worker Scheduling at Rolling Stock Depot  
.....S.KATO, T.KOKUBO, T.NAKAHIGASHI (22)
- Retrofit for Preventing Fatigue Crack Initiation at End Stiffener Using Splice Plate with Bearing-type Bolt  
.....Y.YOSHIDA, K.ANAMI, Y.NAGASAKA, T.TAKEBUCHI, Y.KOBAYASHI (32)
- Predicting Tunnel Deterioration via Subsurface Brine Flow at Tidal River Crossing  
.....T.USHIDA, T.NAKAYAMA, K.KINOSHITA, K.TERADA (40)
- Evaluation of Pile Group Efficiency in Pile Foundations without Footing Beams  
.....I.DOI, R.NOHARA, T.YAMAMOTO, T.SANAGAWA, S.TAMURA (53)
- Quantitative Evaluation of Track Characteristics and Optimization of Resource Allocation for Maintenance  
.....M.MATSUMOTO, K.MORI, D.SAITO, S.KONNO, Y.TSUBOKAWA (64)

