

鉄道総研報告

第40巻 第1号

2026年1月

論文

- 車両 内面距離変化にもとづく各種車輪の異常加熱時の残留応力異常の可検知性 半田和行 (1)
- 車両 輪重横圧測定用輪軸の車輪・レールの接触状態を勘案した特性評価 田中隆之, 國行翔哉 (11)
- 施設 割裂注入状態を再現可能な薬液注入時の地盤変位解析手法 山下雄大, 仲山貴司, 石井貴大 (21)
- 施設 旅客分布推計システムによる駅構内の旅客流動データ可視化手法 対馬銀河, 石突光隆, 柴田宗典 (29)
- 施設 浮きまくらぎやレール凹凸の発生状態に着目した経年レールの疲労寿命評価 細田充, 高橋信貴, 弟子丸将 (37)
- 施設 鉄道橋りょう・高架橋の骨格曲線の形状が所要降伏震度スペクトルに与える影響 坂井公俊 (47)
- 電気 部分放電検出によるリニア用地上コイルの絶縁診断用車載装置の構成案 太田聰, 池田遼平, 中嶋稔 (57)



内面距離変化にもとづく各種車輪の異常加熱時の残留応力異常の可検知性

半田 和行*

**Detectability of Residual Stress Anomalies in Various Types of Railway Wheels
Subjected to Thermal Overload Based on Back Gauge Change**

Kazuyuki HANNA

Temperature increases of railway wheels due to frictional braking on the wheel tread can lead to maintenance challenges such as tread wear and thermal cracking. While heating within the anticipated design range should not adversely affect the structural safety of the wheels, excessive temperature rises resulting from brake system failures can induce tensile residual stresses in the rim, potentially leading to wheel fracture. Detecting wheels with abnormal residual stresses is therefore crucial for railway safety, and monitoring residual displacements in the rim due to changes in circumferential residual stresses is an implementable approach. However, the shape of the wheel web varies, and the displacement response to thermal input differs depending on the wheel geometries. This study aims to explore general deformation behaviours related to wheel shape and elucidate the relationship between shape and heat resistance. The elastic-plastic finite element analysis employing simplified intense thermal input revealed that residual deformation after excessive thermal loading consistently results in back gauge expansion, although the deformation and stress responses differ based on the web geometry. Differences in heat resistance are indicated by the variation in the temperature at which compressive yielding due to thermal stress occurs, depending on the web shape. The residual stress detectability of each wheel is determined based on the principle that greater residual displacement at lower stress indicates higher anomaly detectability.

キーワード：車輪、踏面ブレーキ、残留応力、可検知性、内面距離

本稿は以下の既報論文を抜粋し再記述したもので、許可を得て転載したものである。

This article is an excerpted, adapted, and translated version of the following published paper.

Kazuyuki Handa, "Detectability of residual stress anomalies in railway wheels with different geometries subjected to thermal overload based on back gauge change", Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part F: Journal of Rail and Rapid Transit 239.1 (2025) pp. 58-69. Copyright © 2025 by IMechE. Reprinted by Permission of Sage Publications

1. 背景と目的

鉄道車輪は重要保安部品であり、使用中の荷重に耐え破損を防ぐように設計・製造されている。車輪リム部は、熱処理によって初期状態で圧縮残留応力を持つよう製造されており、踏面表面に傷などの欠陥があつても破壊の恐れなく車輪を使用できる^{1)~4)}。しかし、踏面ブレーキの故障等により異常加熱が生じると、熱応力により圧縮降伏と塑性変形が生じる場合があり、冷却後に引張残留応力が発生すると使用上の安全裕度が低下する^{5) 6)}。リム部に顕著な引張残留応力が生じた車輪は重大な破壊（割損）に至る可能性が生じる。

踏面ブレーキを使用する鉄道車輪の表面は、転がり接触と摩擦熱による複雑な応力・ひずみが負荷され、温度上昇に伴う材料特性の変化も生じる^{7) 8)}。これらの変化は疲労き裂や摩耗を促進し、踏面熱き裂など

* 材料技術研究部

さまざまな表面損傷を引き起こす^{9)~15)}。中でも、表面のき裂が内部へ進展し車輪割損の可能性を生じるか否かは、主にリム部の残留応力によって決まる¹⁶⁾¹⁷⁾。したがって、車輪割損を防ぐためには、熱履歴から残留応力状態を把握することが必要である。

車輪リム部の温度が上昇すると、熱膨張と板部の傾斜によりリム部の軸方向位置がわずかに変化する。通常の条件では、冷却後にリム部位置は復元する。しかし、車輪リム部がブレーキ不緩解等で異常加熱されて塑性変形が生じた場合、リム部位置が完全には復元しない場合がある。このリム部変位とリム部残留応力の関係がわかれば、輪軸の内面距離（左右車輪の背面間の距離）測定によりリム部の残留応力異常を把握できる可能性があり、これは安全に影響する異常の可検知性の観点から重要な特性である。現状では、これらの関係性についての定量的情報がないため、車輪が受けた熱負荷の深刻度の評価のための内面距離測定¹⁸⁾は、定性的な指標にとどまっている。

一方、車輪の形状、特に板部形状は車輪種類ごとに異なり、熱的過負荷に対する応答も異なると考えられる。残留変位、限界温度、冷却後の残留応力などの応答を理解することは、異常の深刻度を評価し、車輪の検査に基づく適切な対応を決定する上で重要である。一部の車輪形状については、規格への適合から応答が規定範囲内にあることが確認できる¹⁹⁾。また単一の形状の車輪についてこれらの応答が調査された例はある。しかし、包括的な検討例は限られており、一般性のある車輪の挙動はいまだ理解されていない。

本研究の目的は、熱的過負荷およびその後の冷却時における、種々の形状の車輪の背面位置の変化を体系的に調査し、形状に関する一般的な知見を抽出することである。弾塑性有限要素解析の結果を実験結果と照合するとともに、残留変位と残留応力の関係を検討し、踏面ブレーキ車輪の使用限界温度を定義することで、内面距離測定を用いた残留応力異常の可検知性について統一的な解釈手法の構築を目指す。

2. 方法

2.1 解析対象

本研究では、日本国内で現在使用されている 7 種類の車輪を対象とし、それぞれ異なる板部形状を持つ車輪の応答を評価した。分類は国内で通常用いられる区分²⁰⁾どおり、板部が外方傾斜した車輪を A 型、内方傾斜した車輪を B 型とした。B 型車輪は車輪間の空間確保を意図した形状で、主に狭軌 M 台車に使用される。A 型および B 型の車輪には、新品車輪径が 860 mm および 810 mm のものがあり、それぞれ異なる板部形状を有する。

S 型車輪は欧州製で、S 字形の板部を持ち、熱的安定性に関する EN 規格を満たす。S 型車輪にも M/T 台車用の 2 種類が存在するが、両者の板部形状は同一のため、本研究では 1 種類のみを解析対象とした²¹⁾。

これら以外に、円周方向に波打った形状の板部を持つ波打車輪がある。波打車輪は板部の剛性を確保しつつ板厚を薄くすることで軽量化を意図したものとされる²⁰⁾。波打車輪にも M/T 台車用の 2 種類が存在し、いずれも新品車輪径 860 mm で B 型/A 型形状である。後者は踏面ブレーキ熱応力の低減を念頭に設計されており、N-A 型波打車輪と称する²²⁾。

解析対象の車輪は以上 7 種類である。新品車輪径が 860 mm のものが 5 種類（860A, N-A 波打, 860B, B 波打, 860S），810 mm のものが 2 種類（810A, 810B）である。これらの車輪は、リム外縁に半径で 40 mm の削正許容範囲を持ち、使用限度径では直径が 80 mm 減少する。

有限要素(FE) モデルを用いた数値解析は上記 7 種類の新品車輪径および使用限度径について実施した。本稿では新品車輪径の 860A 車輪（直径 860 mm）を 860A860、使用限度径の 860A 車輪（直径 780 mm）を 860A780 と称し、この呼称規則をすべてのモデルに適用し、車輪 7 種類・14 モデルを解析対象とした（図 1）。

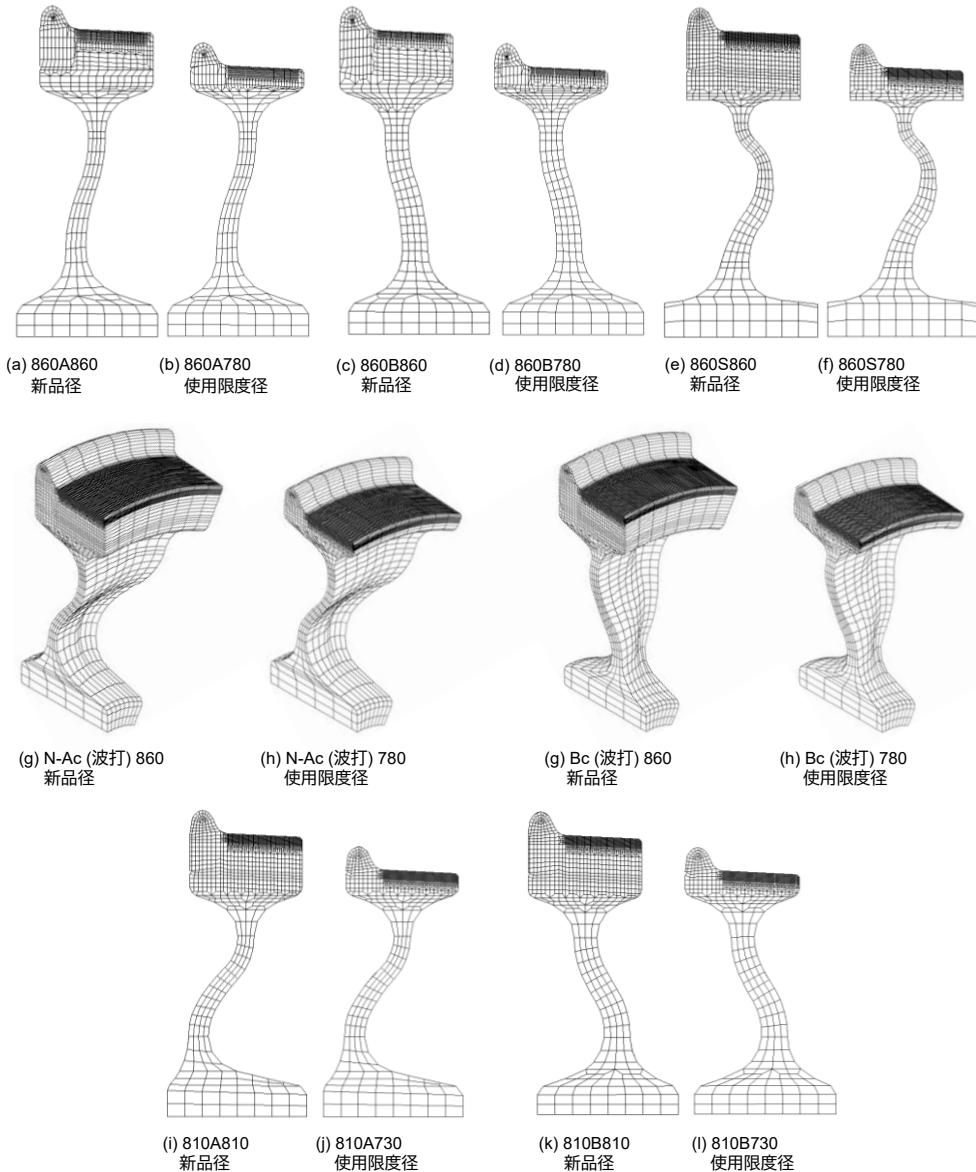


図1 解析モデル

2.2 解析手法

解析モデルは、鉄道総研が旧国鉄から承継した図面類、または公開文献を基に作成した。車輪の板部の詳細な形状は一般的に高度な機密情報であり、製造者のみが正確な情報を有する。そのため本研究の解析モデルは、実際の製品形状を完全に再現しているわけではない。しかし、本研究の主な目的は板部自体の応力解析ではなく、リムにおける温度、応力、および変位の挙動を理解することである。したがって板部形状は、リム部の動きに対する拘束の程度を再現できることが要件であり、板部の厚さ、波打の振幅、および全体的な形状が反映されることでこの要件に対しては有用と判断した。

解析モデルは、非波打車輪に対しては2次元モデル、波打車輪に対しては3次元モデルを使用し、後者では円周方向の波打形状の波長 30° に対して 7.5° ずつの断面モデルを適用した。いずれのモデルにおいても、横断面上の要素サイズは外周側ほど細かく設定し、ブレーキ熱が負荷される踏面部では約1mm角とした。

入熱条件は、車輪に残留変形を発生させうる熱負荷とし、塑性変形の増加に伴う数値解析の不確実性および実験データとの比較可能性を考慮して設定し、全てのモデルに対して熱入力 $33.3\text{ kW} \cdot 40\text{ 分間に統一}$

した。これは、EN 13979/UIC 510-5 に規定される、欧洲における車輪の熱安定性評価基準^{19) 23)}における引きずりブレーキ条件の初期段階 (30 kW・45 分間) に近い。検証のため、860A860 および 860B860 実車輪を対象に、目標踏面ブレーキ出力 33.3 kW で加熱した実験データにおける、熱電対温度と車輪の背面変位の相関を確認した。

弾塑性解析は 2 段階で実施した。まず、過渡熱解析を行い、制輪子接触領域（幅 75 mm 相当）に一定の熱流束を一定時間適用した。入熱部およびボス内径を除く全ての表面に対して、対流熱伝達および熱放射を設定した。ブレーキ負荷終了後は、制輪子接触部にも同様の熱伝達および放射条件を適用した。その後、得られた温度分布を基に、熱-構造の一方向連成解析を実施した。 1° (2 次元モデル) または 30° (3 次元モデル) の要素から車輪全周の挙動を再現するため、両端断面の全ノードに対して周方向変位を拘束し、ボス内径の全ノードを完全拘束とした。

物性および機械的特性は、ISO 1005-6 C64GW-T に準拠した車輪の実測データを用いた(表 1)。境界条件および解析目標時間は表 2 の通りである。構造解析の初期条件として、全ての応力およびひずみはゼロと仮定した。実車輪では、値は小さいものの熱処理によりリムに円周方向の圧縮残留応力が作用し、それに対応する引張残留応力が板部に作用し弹性ひずみが生じている。本研究の設定はこれら実際の条件と完全には一致しない。

表 1 使用した材料物性

温度 (°C)	降伏応力 (MPa)	塑性変形抵抗(GPa)	線膨張係数 (対25°C)	綫弾性係数 (GPa)	ボアソン比
25	663	20	1.09E-05	206	0.3
100	650	13.3	1.09E-05	202	0.3
200	615	13.3	1.14E-05	196	0.3
300	543	13.3	1.24E-05	188	0.3
400	493	12	1.31E-05	180	0.3
500	354	6.25	1.38E-05	170	0.3
600	185	2.5	1.46E-05	160	0.3
700	76	1.2	1.51E-05	149	0.3

表 2 解析モデルおよび数値解析の設定

要素数	約14,000 (N-A波打, B波打)、約1,500 (その他)
要素タイプ	HEXA 8, 一次要素
要素サイズ	1 mm × 1 mm (断面・踏面近傍)、3.75 ° (周方向)
車輪径	860 mm (使用限度径 780 mm), 810 mm (使用限度径 730 mm)
入熱幅	75 mm (踏面上)
熱入力	33.3 kW, 一定
解析対象時間	14400 s
熱入力時間	2400 s
解析間隔	5 s (-2400 s), 10 s (-7200 s), 30 s (-14400 s)
熱伝達係数	50 W/m ² K
熱放射率	0.2
周囲温度	25 °C
初期温度	25 °C
解析方法	一方向連成 (熱 → 構造)
解析ソフト	ADINA 9.3.1

3. 結果

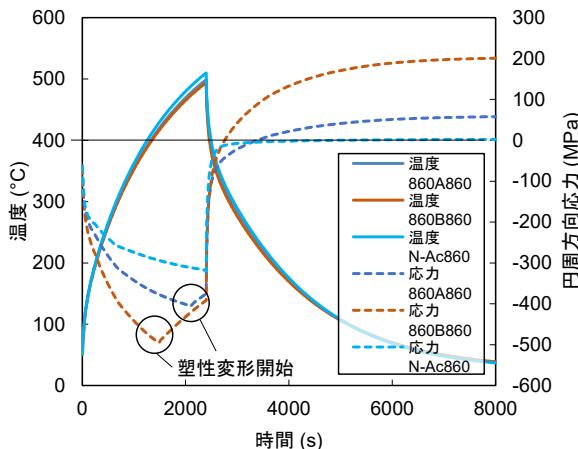
3.1 温度

860A860, 860B860, および N-Ac860 車輪の踏面表面における温度履歴と、各車輪の加熱完了時点である 2,400 秒での踏面表面の最高温度を図 2 に示す。同じ直径の車輪では板部形状によらず温度履歴はほぼ同一であった。新品車輪径での踏面表面の最高温度は約 500°C, 使用限度径の車輪では 600°C-700°C に達した。図 3 に 860A860, 860B860, 860S860, N-Ac860, および Bc860 車輪の 2,400 秒時点の温度分布を示す。

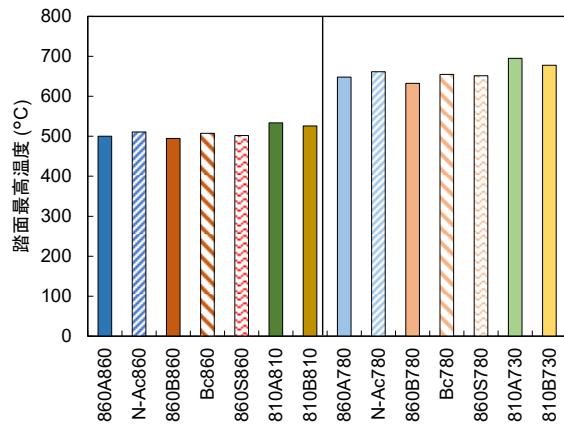
3.2 高温時および冷却後の背面位置の変化

温度上昇時の変形を初期形状と比較し 5 倍に拡大したものを図 3(a)～(c)に示す。板部の傾斜方向に応じ、リム部の熱膨張を許容する方向に背面位置の変化が生じた。860S 車輪では温度上昇時の背面位置変化はわずかで、これは EN 規格の変形要求に合致している。各車輪の 2,400 秒時点での背面位置変化と解析終了時 (14,400 秒) のリム部の最大変位位置での水平方向変位を図 4 に示す。熱入力条件が同一でも、板部形状

により変位の方向と大きさに違いがあり、使用限度径の車輪では顕著な残留変形が生じた。残留変位は車輪により 0.5-1.8mm と大きな差があり、860A780 車輪は特に大きな残留変形を示した。また、すべての車輪形状に共通して、過大熱負荷後の残留変形は内面距離の拡大側に生じた。



(a) 温度・応力の経時変化例



(b) 各車輪の踏面最高温度

図 2 踏面表面の温度

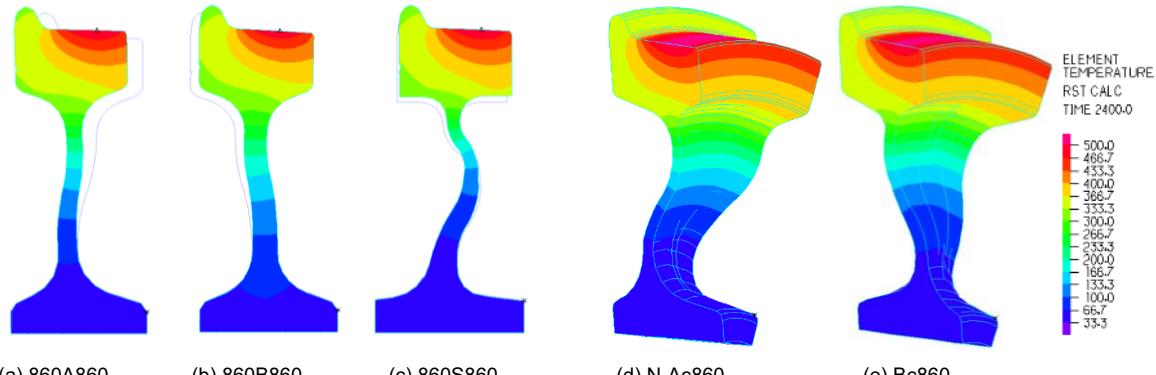


図 3 最高温度時点の温度分布例

3.3 冷却後の残留応力

実際のブレーキ不緩解等による熱入力はより複雑である可能性があるが、本研究では異なる車輪形状間の応答差を体系的に理解するため、単純化した負荷条件を用いた。

図 2 に示された 860A860 および 860B860 車輪の踏面上で最も高温となる点における温度および応力変化において、応力は周方向の垂直応力であり温度が上昇すると周方向に圧縮応力が発生する。圧縮応力が当該温度における降伏応力に達すると材料が降伏し塑性変形が生じる。圧縮側の塑性変形が進行すると、温度上昇による材料強度の低下を反映して、応力値は最大温度時点まで低下していく。ブレーキ入熱が終了し空冷が開始すると、熱収縮により応力が一時的に緩和される。その後応力は反転し、制動時に発生した圧縮塑性ひずみに対応した引張残留応力が発生する。なお本解析ではレールとの接触応力は考慮していない。

図 5 に解析終了時点 (14,400 秒) における各車輪モデルのリム断面の最大残留応力を示す。すべての車輪モデルで熱入力領域中央付近の圧縮降伏により冷却後に引張残留応力が発生していた。しかし、図 5 に示すとおり最高温度が同等でも残留応力の大きさは車輪形状によって大きく異なり最大 3 倍程度の差があった。

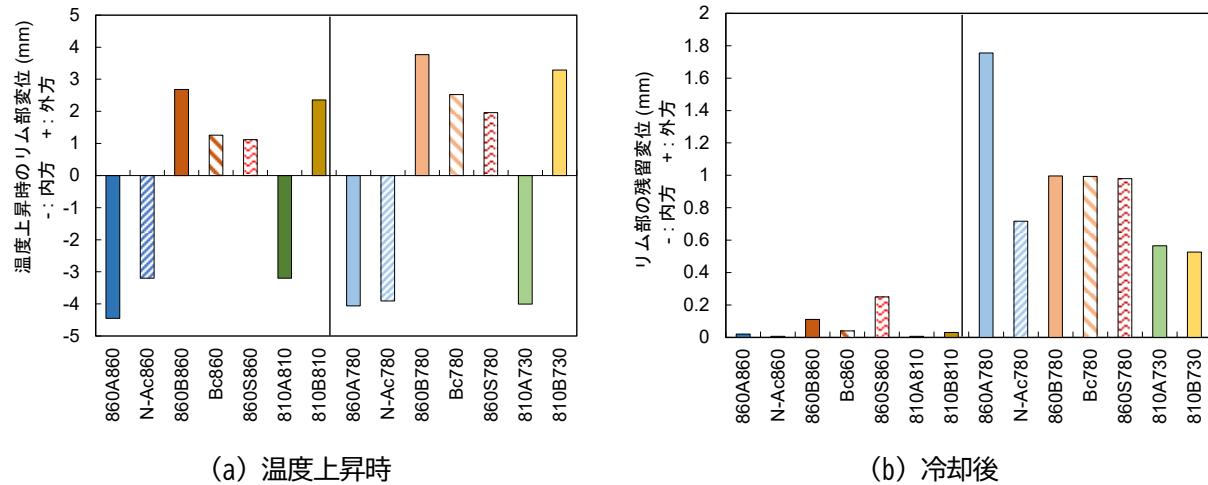


図4 各車輪のリム部変位

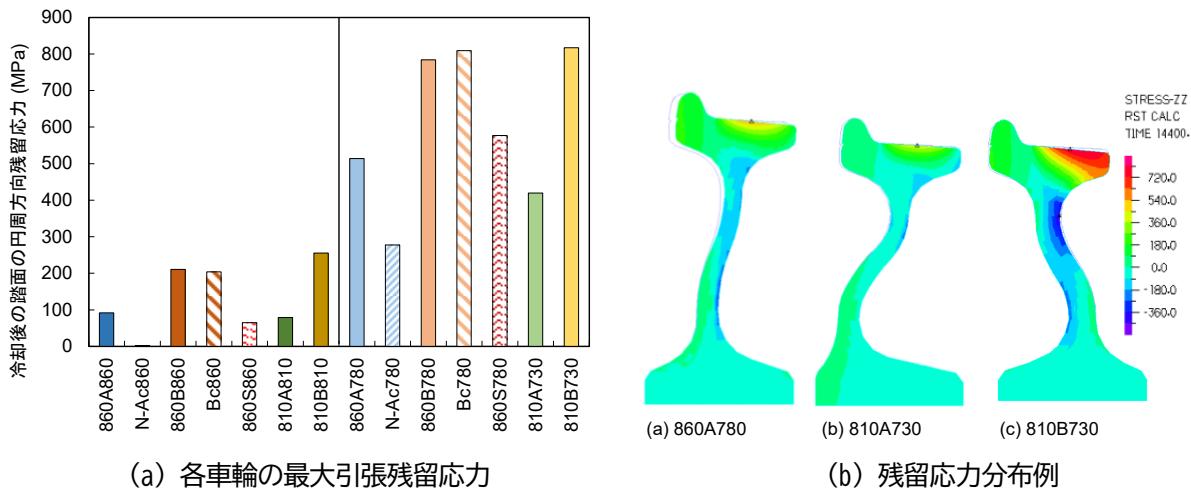


図5 冷却後の残留応力値と残留応力分布例

4. 考察

4.1 解析結果の検証

解析結果の妥当性検証のため、同条件下での実車輪の応答を把握する必要がある。本研究で解析対象とした860A860および860B860の実車輪について、速度60 km/h・目標ブレーキ力200 kgf、出力33.3 kW（熱分配率100%想定）、すなわち表2に示した数値解析の熱入力と同条件での台上試験における、ブレーキ中のリム中央の熱電対温度と、接触測定によるリム変位が報告されている²⁴⁾。これを解析結果と比較したところ、制動中の変位方向は解析・実験ともに860A860では内向きで、リム中央部温度400°C時点での変位は解析値が-4.2 mm、実験値が-3.8 mm、一方860B860では解析・実験ともに制動中の変位は外向きで、リム中央部温度400°C時点での変位は解析値が+1.9 mm、実験値が+1.7 mmであった。このことから、本研究の有限要素法による計算は、少なくとも温度上昇時の変位挙動について定量的な議論が可能であり、車輪形状の違いによる残留変形挙動について定性的な議論が可能であると判断した。

4.2 許容使用温度

踏面表面で最高温度に達する領域では表面から内部への温度勾配が最大となり、熱応力による降伏および塑性変形が最も発生しやすいと考えられることから、温度が最高となる節点で降伏が開始する温度を抽出した。この降伏開始は、熱負荷時の円周方向圧縮応力のピークに対応し、図2に示された応力の最大値に相当する。すべてのモデルにおいて相当応力も円周方向圧縮応力のピーク時に最大値を示した。この温度は、所与の熱入力条件下で降伏が発生する可能性がある最低温度であることから、この温度を塑性変形開始温度と定義した。この温度以下では、初期応力状態が中立である場合、局所的にも引張残留応力は発生しないと考えられるため、これは踏面ブレーキ車輪の許容温度と見なすことができる。

図6に各車輪の塑性変形開始温度を示す。新品車輪径のN-A波打車輪(N-Ac860)では降伏の発生が見られなかつたため2,400s時点での最高温度で、許容温度はより高いことを示す。図6より、同じ板部形状を持つ車輪では、車輪径が異なっても塑性変形開始温度が近接していることが分かる。これは板部形状が塑性変形開始温度に対して大きく影響することを示している。この結果から、車輪の耐熱性は設計形状から求められる許容温度という単一のパラメータで評価できることが示唆される。

本研究で解析した車輪の中で、N-A波打車輪は特に高い許容温度を示し、次いで810A車輪、860Aおよび860S車輪の順となった。一方で、B波打車輪の許容温度は、860Bおよび810B車輪と同程度であった。860Bおよび810B車輪は比較的低い塑性変形開始温度を示したが、これは板部厚さが大きく変形に対する剛性が大きいことに起因することが考えられる。

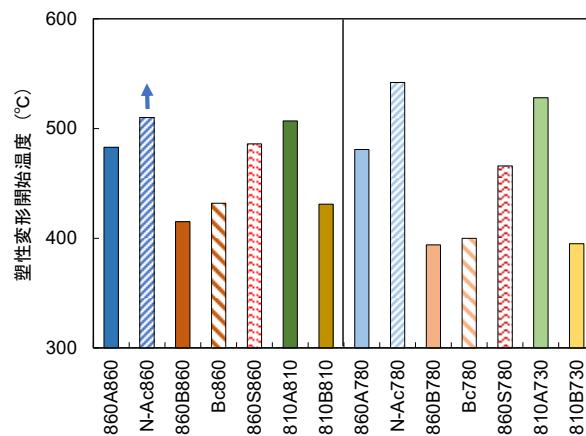


図6 各車輪の塑性変形開始温度

4.3 変位拘束の程度

車輪形状の違いによる温度上昇時の応力レベルの違いについて理解するため、860A、810A、860S、N-A波打およびB波打車輪の車軸を含む平面内でのリム部変位を0sから2,000sまで追跡し、2,000s時点の最高温度とともに図7に示す。この時点ではB波打車輪を除きいずれの車輪も降伏は発生していない。

車輪の軸方向内方への変位は860A車輪で特に顕著であった。一方、半径方向への変位はN-A波打および810A車輪で大きかった。この違いがN-A波打車輪の発生応力が低い一因である可能性が考えられる。

図7に示された変形挙動は、810A車輪とN-A波打車輪で類似しているが、2,000s時点の温度は810A車輪が502°C、N-A波打車輪が479°Cと差があった。この結果は、N-A波打車輪は板部によるリム部変位への拘束度が小さく比較的低温でより大きな変位を許容することを意味し、その結果として塑性変形開始温度

が高くなることを示唆している。反対に、塑性変形開始温度が低かったB波打車輪は半径方向への変位が特に小さかった。

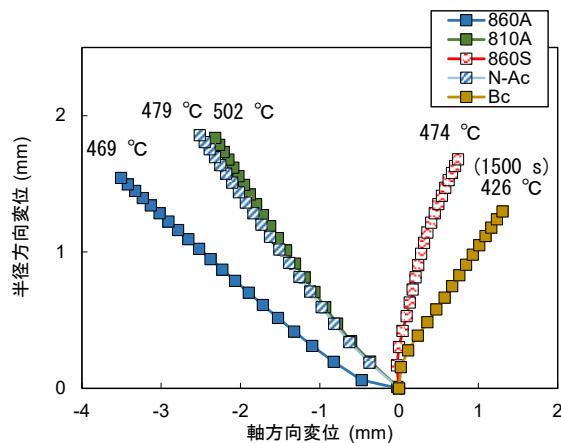


図7 温度上昇時中リム部変位と到達温度

4.4 内面距離変化による残留応力の検出

各車輪リム部の円周方向の最大残留応力と冷却後の残留変位の関係を、各車輪の新品車輪径と使用限度径のプロットを結ぶ線分として図8(a)に示す。安全裕度の観点からは、図8(a)に示されるように、特定の過大熱入力に対して残留応力の絶対値が小さいことが望ましい。一方で、引張残留応力の外部からの判別すなわち割損防止のための異常検知の視点からは、車輪の形状が残留応力状態の変化によって敏感に変化することが好ましい。輪軸の内面距離は、レーザー変位計測などの非接触手法による変化検出に好適で、かつ発生応力に対して変位量が大きいほど、測定上許容される誤差も大きくなることから実用上望ましい。

発生する残留応力が小さくても残留変位が大きい場合、異常検出の感度は向上する。このため、本研究では車輪の残留応力可検知性指数（Residual Stress Detectability Factor, Drs）を、単位残留応力当たりの背面位置変化量として式(1)のように定義した。

$$D_{rs} = \frac{BC}{RS} \quad (1)$$

ただし、BC: 車輪背面位置変化、RS: 残留応力

図8(b)に使用限度径における各車輪の踏面最大引張応力に対する残留応力可検知性指数を示す。同指数は車輪の種類により約6倍の違いがあった。図8(b)に示されるように、残留応力可検知性が高く、かつ塑性変形開始温度が高い車輪は、耐熱性と可検知性の両面で優れていると考えられる。本研究において、これに該当する車輪は、860A, N-Ac波打車輪(N-Ac), 860S, および810A車輪である。一方、860B, B波打(Bc)および810B車輪は熱負荷に対して脆弱であり、異常可検知性も低いと評価できる。なおこれらのうち860S車輪のみ、温度上昇時および冷却後の背面位置変化が考慮されEN規格の要件に準拠している。

残留応力可検知性指数は、評価に使用する応力を定義することで、リムの平均応力など他の応力値にも適用可能である。残留応力可検知性指数と塑性変形開始温度を用いることで、車輪の板部形状に依存する耐熱性能を包括的に評価し、割損防止のための実用的な管理手法に応用できるものと期待される。

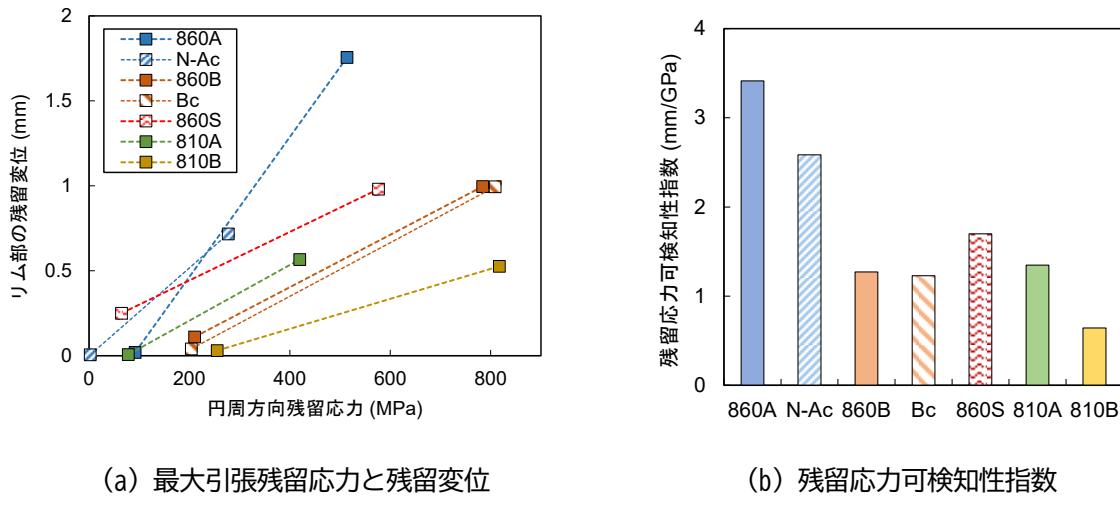


図8 各車輪の残留応力とリム部変位の関係

5. 結論

本研究では、過大な熱負荷およびその後の冷却による車輪の背面位置変化を体系的に調査し、車輪形状に起因する一般的な知見の導出を試みた。初期状態での応力中立を仮定し、弾塑性有限要素法を用いて応力および変形を解析した。本研究で得られた主な知見は以下のとおりである。

- (1) 温度上昇時の背面位置変化は、車輪の板部傾斜方向に依存し、内面距離の拡大または縮小を生じた。EN 規格の要件を満たす車輪ではこれらの変化は最小限であった。
- (2) 踏面の過大な温度上昇によって圧縮降伏および塑性変形が生じる領域で冷却後に発生する円周方向最大引張残留応力は 280–820 MPa で、同等条件下でも板部形状によって最大で約 3 倍の差が生じた。
- (3) 引張残留応力が発生した車輪では、冷却後の背面位置変化は板部形状によって 0.5–1.8 mm と大きく異なった。しかし、車輪形状に関わらずいずれも残留変形は内面距離が拡大する側に生じた。
- (4) 温度上昇時の背面距離変化について、代表的な 2 種類の車輪の実験における測定値と解析結果は近似していた。
- (5) 車輪の許容温度について、踏面の最高温度点において熱応力による圧縮降伏が発生する温度（塑性変形開始温度）として定義できると考えた。塑性変形開始温度は、対象とした車輪により 400–550°C と大きな違いがあった。許容温度は車輪径に関わらず板部形状が同じ車輪ではほぼ同じであった。
- (6) 発生応力が小さくても残留変位が大きいほど異常の可検知性が高いとの考えに基づき、車輪の残留応力可検知性を定義した。対象車輪の残留応力可検知性指数は種類により約 6 倍の違いがあった。

文 献

- 1) Donzella G, Scepi M, Solazzi L, et al. "The Effect of Block Braking on the Residual Stress State of a Solid Railway Wheel," Proc. IMechE, Part F: J. Rail and Rapid Transit; 212, pp.145–158, 1998.
- 2) Gordon J, Perlman A. B., "Estimation of Residual Stresses in Railroad Commuter Car Wheels Following Manufacture," Final Report, Federal Railroad Administration, U.S. Department of Transportation, USA, June 2003.
- 3) Molyneux-Berry P, Bevan A, "Residual Stresses in Railway Wheels and Their Effect on Damage Rates through the Life of a Wheel," In: Computing and Engineering Researchers' Conference, University of Huddersfield, UK, pp. 31–36, December 2013.
- 4) Teimourimanesh S, Vernersson T, Lundén R, "Thermal capacity of tread-braked railway wheels. Part 1: Modelling," Proc. IMechE, Part F: J.

- Rail and Rapid Transit, 230, pp.784–797, 2016.
- 5) Nishimura S, Tokimasa K, "Study on the Residual Stresses in Railroad Solid Wheels and Their Effect on Wheel Fracture," Bulletin of the JSME, vol.19, no.131, pp.459–468, 1976.
 - 6) Landström E, Vernersson T, Lundén R, "Analysis and testing of tread braked railway wheel—Effects of hot spots on wheel performance," Int. J. Fatigue, 180, 108116, 2024.
 - 7) Handa K, Kimura Y, Mishima Y, "Ferrite and Spheroidized Cementite Ultrafine Microstructure Formation in an Fe-0.67 Pct C Steel for Railway Wheels under Simulated Service Conditions," Met. Mat. Trans. A, 40, pp.2901–2908, 2009.
 - 8) Handa K, Kimura Y, Yasumoto Y, et al, "Effect of deformation and annealing temperatures on ultrafine microstructure development and yield strength of pearlitic steel through continuous recrystallization," Mat. Sci. Eng. A, 527, 7-8, pp.1926–1932, 2010.
 - 9) Lundén R, "Contact region fatigue of railway wheels under combined mechanical rolling pressure and thermal brake loading," Wear, 144, pp.57–70, 1991.
 - 10) Ekberg A, Kabo E, "Fatigue of railway wheels and rails under rolling contact and thermal loading—an overview," Wear, 258, pp.1288–1300, 2005.
 - 11) Handa K, Kimura Y, Mishima Y, "Surface cracks initiation on carbon steel railway wheels under concurrent load of continuous rolling contact and cyclic frictional heat," Wear, 268, pp.50–58, 2010.
 - 12) Handa K, Morimoto F, "Influence of wheel/rail tangential traction force on thermal cracking of railway wheels," Wear, 289, pp.112–118, 2012.
 - 13) Caprioli S, Vernersson T, Handa K, Ikeuchi K, "Thermal cracking of railway wheels: Towards experimental validation," Tribology Int., 94, pp.409–420, 2016.
 - 14) Walia M, Esmaeili A, Vernersson T, et al, "Thermomechanical capacity of wheel treads at stop braking: A parametric study," Int. J. Fatigue, 113, pp.407–415, 2018.
 - 15) Landström E, Steyn E, Ahlström J, et al, "Thermomechanical testing and modelling of railway wheel steel," Int. J. Fatigue, 168, 107373, 2023.
 - 16) Salehi I, Cookson J, Mutton P, et al, "Assessment of Overheated wheels for Increased Serviceability Using the Ultrasonic Birefringence Residual Stress Measurement Technique," In: IIHA 2015 Conference, Perth, Australia, pp.21-24 June 2015.
 - 17) Strážovec P, Suchánek A, Šťastniak P, et al, "Detection of residual stress in a railway wheel," Trpn. Res. Proc., 40, pp.898–905, 2019.
 - 18) Joint Network Secretariat, Normal Procedure Task Force, "Broken wheels - Final output, Report for the EU Agency for railways," Brussels, 28. November 2019.
 - 19) EN13979-1:2003+A2:2011, Railway applications - Wheelsets and bogies - Monobloc wheels - Technical approval procedure - Part 1: Forged and rolled wheels.
 - 20) 岡方義則：鉄道用車輪設計技術の現状と今後の展望, 新日鉄住金技報, Vol. 395, pp.26-33, 2013
 - 21) Ronchi A, Tanabe N, "Application of EN-based design for non-European scenarios: the case of Lucchini RS and JR-West," In: XIX International Wheelset Congress, Venice, Italy, 16-20 June 2019, paper no. 6A-3.
 - 22) 山村佳成, 仲田摩智, 安食眞男 : 耐ブレーキ熱波打車輪の開発, 住友金属, Vol. 46, pp.77–84, 1994
 - 23) UIC Code 510-5:2007. Technical approval of monobloc wheels – Application document for standard EN13979-1. International Union of Railways.
 - 24) 広岡敏夫, 木川武彦, 寺村英雄, 斎藤高義 : 踏面ブレーキの車輪におよぼす影響-一体車輪の熱的損傷-, 鉄道技術研究所速報, No. 72-143, 日本国有鉄道, 1972

鉄道総研報告

RTRI REPORT

輪重横圧測定用輪軸の車輪・レールの接触状態を勘案した特性評価

田中 隆之* 國行 翔哉*

Characterization of Instrumented Wheelset Considering Contact Condition between Wheel and Rail

Takayuki TANAKA Shoya KUNIYUKI

Instrumented wheelsets are widely used for measuring wheel loads and lateral forces acting between wheel and rail. These forces are fundamental quantities in the context of running safety assessment of railway vehicles. Authors proposed a testing apparatus in order to clarify characteristics of strain output of instrumented wheelset which depend on the contact condition acting between wheel and rail. This paper describes some results of characteristic tests conducted using this apparatus. The aim of the tests was to confirm two aspects: the validity of the estimated force by the instrument wheelset, and the validity of an assumption generally utilized in the safety assessment against flange climbing.

キーワード：車両の走行安全性評価, PQ 測定, PQ 輪軸, 車輪・レール間接觸

1. はじめに

鉄道車両が走行する際の、安全性に関する車両の運動性能（走行安全性）の評価は脱線を防止する見地から大変重要である。走行安全性評価においては、車輪とレールとの間に作用する力を用いることが一般的であり、車輪がレールから受ける上下方向の力である輪重(P), ならびに左右方向（まくらぎ方向）の力である横圧(Q)が重要なパラメータとなる。特に、横圧を輪重で除した値は脱線係数と呼ばれ、走行安全性評価の指標として広く用いられている。

車両の走行安全性や曲線通過性能などを確認する目的で実施される走行試験で輪重や横圧を測定する際、国内では輪重横圧測定用輪軸（PQ 輪軸）を用いることが一般的である。PQ 輪軸では、輪重や横圧に相当する作用力が、車輪板部に発生するひずみ量により測定されるが、このひずみ量測定には車輪に貼り付けたひずみゲージを使用する。図 1 に PQ 輪軸上のひずみゲージの貼り付け位置、ならびにひずみ信号を出力するためのブリッジ回路の例（新連続法¹⁾の場合）を示す。

PQ 輪軸で輪重・横圧測定を行うにあたっては、事前検定を実施し、ひずみ量と輪重・横圧との関係を明らかにしておく必要がある。専用の検定装置により事前検定した結果に基づき、車両走行時に測定されるひずみ量は輪重・横圧に変換される。鉄道総合技術研究所が所有する輪重・横圧検定装置を図 2 に示す²⁾。本装置による輪重・横圧の検定は、それぞれ以下の要領で行われる。

- (1) 輪重：接触子を車輪の踏面基準位置（例えば、修正円弧踏面の場合には車輪背面から 65mm の位置）に押し当て、輪重に相当する荷重を鉛直方向に負荷する（図 2(a)）。
- (2) 横圧：左右の車輪背面間にシリンダを挿入し、車輪の踏面基準位置の高さで車輪背面にロードセルを押し当てた状態でシリンダを伸長することで、横圧に相当する荷重を左右方向に負荷する（図 2(b)）。

PQ 輪軸に貼り付けるひずみゲージは例えば図 1(a)に示すような配置であるので、車輪円周上の荷重負荷位置に応じて出力されるひずみ量が変化する。そこで、PQ 輪軸の検定を行う際には、図 1(a)に示すように円周に沿って均等に分割した測定点（図 1 の例では、点 1, 2, 3 … , 32 の計 32 点）を定義し、測定点

* 鉄道力学研究部 車両力学研究室

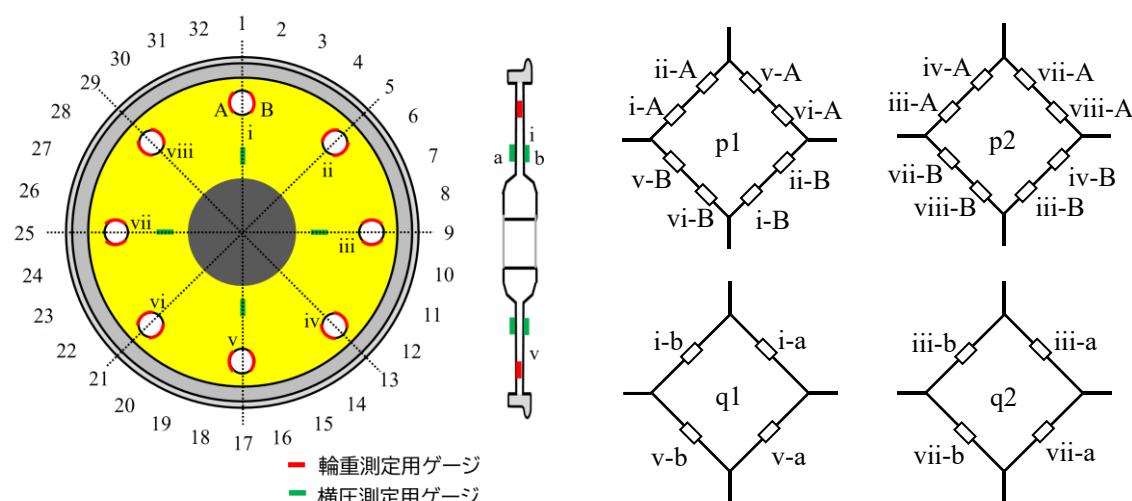


図1 PQ 輪軸とブリッジ回路の構成例

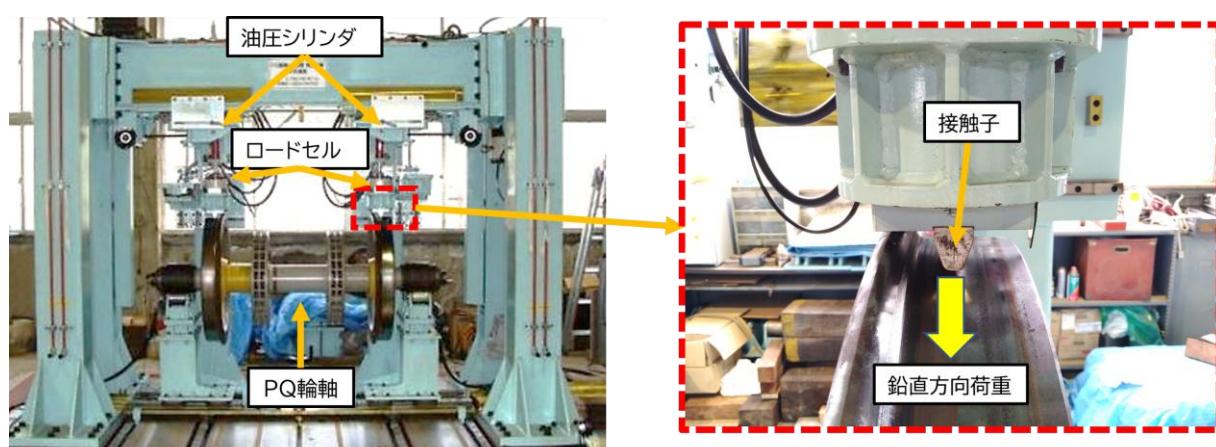


図2 PQ 輪軸の検定

毎に荷重負荷量に応じたひずみ出力を測定する。ここで、車両が軌道上を走行する場合を考える。その際の車輪・レールの接触状態は、軌道の線形や車輪・レールの表面形状などに応じて多種多様に変化すると考えられ、検定時のように一意に定められた状態とはならない。特に、摩耗した車輪・レールの接触で発生し得る、2点接触や接触領域がヘルツの接触橜円では表現できないような複雑な形状となる接触（コンフォーマル接触³⁾）が発生した際のPQ輪軸からのひずみ出力と、検定時の出力との差異については、これまで議論されてこなかった。また、急曲線走行時に発生し得る車輪フランジ乗り上がり時には、外軌側車輪がフランジ直線部で接触するが、車輪フランジ乗り上がり現象を考える際には、図3に示すように、接觸面内に作用する接線力と接觸面に対して垂直方向に作用する法線力の合力を定義し、その鉛直・水平方向成分として輪重・横圧を記述することが一般的である⁴⁾。この時、車輪フランジ角度を基準として接觸面を定義し、力の各成分の関係を求めるが、この関係性を実験的に確認した事例は無い。

著者らは、このような走行時に発生し得る接觸状態を静的に模擬し、その際のPQ輪軸からのひずみ量を測定するための試験（PQ輪軸特性試験）を提案した²⁾。本報ではPQ輪軸特性試験および本試験による、摩耗したレールと車輪の接觸を模擬した場合のPQ輪軸の出力調査結果、およびフランジ直線部に法線力相当荷重を負荷した際にPQ輪軸の出力より予想される等価的な接觸面角度について調査した結果⁵⁾について概説する。

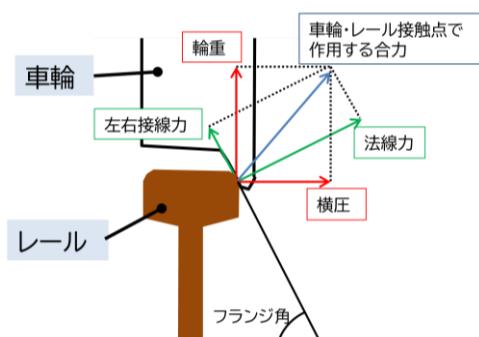


図3 フランジ接觸時に車輪・レール間に作用する力

2. 車両が軌道上を走行する際の車輪・レールの接觸状態

表1に軌道を走行する時と検定時における、車輪・レールの接觸状態の差異をまとめた。表1では、車輪・レールの接觸状態を考えるうえで重要な項目として、車輪上の左右方向接觸位置、接觸点の数、接觸形状（領域）、荷重が負荷される状況、荷重負荷方向の5つの項目を挙げた。以下に、それぞれの項目における差異について概説する。

表1 車輪・レール間の接觸状態の比較：走行時と検定時

	走行時	検定時
車輪上の左右方向接觸位置	踏面～フランジ部(走行条件に応じて変化)	定点
接觸点の数	多点での接觸となり得る	1点
接觸形状(領域)	(新品形状) 橫円形 (摩耗形状) 多様な橜円形状または複雑な形状	短径が小さい橜円形
荷重が負荷される状況	鉛直／左右方向荷重が同時に負荷	鉛直／左右方向に個別・独立に負荷
荷重負荷方向	接觸角や鉛直／左右方向荷重に応じて変化	固定方向（鉛直または左右）

(1) 車輪上の左右方向接触位置

走行する軌道線形に応じて、軌道中心線から見た輪軸位置は変化する。例えば、直線走行時に輪軸中心と軌道中心のまくらぎ方向位置が一致している場合、左右車輪の接触位置はともに踏面中心付近となるので、検定時の接触位置と近い位置となる。一方、曲線通過時には輪軸位置が曲線外方に移動するので、外軌側車輪の接触位置はフランジ寄りに、内軌側の接触位置は反フランジ寄りに遷移する。

(2) 接触点の数

日本国内で広く使用される車輪・レールの組み合わせを考えると、両者が新品形状である場合、接触点は概ね 1 点となる。検定時に関しても单一のくさび型をした接触子で車輪に荷重負荷を行うため、同様である。一方で、摩耗が進展した車輪・レールが接触する場合や、分岐器通過時には、輪軸の左右方向変位によって複数の接触点が生じ得る⁶⁾。

(3) 接触形状（領域）

新品形状の車輪・レールの接触は一般的には橢円形で近似可能な形状となる。検定時についても、短径がやや小さいものの橢円に近い接触形状となる。一方、摩耗が進展した車輪・レールにおいて、例えば車輪のど部とレール肩部が接触する状況下では、接触形状は橢円に近い形状ではなく、複雑な形状となり得る⁷⁾。

(4) 荷重が負荷される状況

走行時には輪重と横圧が同時に車輪に作用する一方、検定時には輪重と横圧に相当する荷重はそれぞれ個別に負荷される。

(5) 荷重負荷方向

上記(4)で述べたように、輪重と横圧が同時に車輪に作用するため、その合力ベクトルはその比率や荷重負荷位置に応じて変化する。特にフランジ乗り上がり状態時には図 3 で示したような作用力の関係となっており、この関係性を記述する際には、接触面を定義するためのフランジ角度が重要な要素となる。一方で、検定時には輪重相当荷重はフランジ角度をほぼ 0deg と近似できる踏面位置に、横圧相当荷重は車輪背面に負荷する。したがって、走行時には、車輪は斜め方向の合力を受けるのに対し、検定時には鉛直もしくは水平方向の負荷荷重のみを受ける。

上記(1)～(5)の項目のうち、(1)で述べた車輪上の接触位置の変化に伴う PQ 輪軸のひずみ出力変化については、既往研究にて調査がなされており^{8) 9)}、その傾向が明らかになっている。特に、フランジ近傍で接触が発生する場合には、輪重が車輪に及ぼす曲げモーメントの影響により、実際よりも大きめの横圧が見積もられることが分かっている。本報では、これまでに検討がなされてこなかった(2)～(5)の項目に示す差異が、輪重・横圧測定に及ぼす影響について述べる。

3. PQ 輪軸特性試験

PQ 輪軸特性試験は、鉄道総合技術研究所所有の輪重・横圧検定装置へ治具を追設することにより行う。これにより、多様な接触状態を模擬しつつ、静的荷重を車輪上に負荷することを実現する。接触子や荷重負荷治具の違いにより、本試験は下記に示す 3 パターンに大別される。

パターン 1： 2 点接触状態模擬試験

フランジ部と踏面部の 2 点を同時に荷重負荷できる 2 つの接触子を用いて、2 点接触状態を模擬する試験である。2 つの接触子が車輪に負荷する荷重は、それぞれ独立に測定することが可能である。

パターン 2： 車輪フランジ直線部に対して垂直荷重を負荷する試験

車輪フランジ直線部に対して垂直方向に配置された接触子を用いることで、車輪フランジ直線部に掛か

る法線力を直接負荷・測定する試験である。

パターン3：接触子としてレール片を用いる試験

車輪とレールの接触を模擬するための試験である。接触子として用いるレール片は、試験目的に応じて、新品形状や摩耗形状など、さまざまなものに付け替えることができる。

PQ輪軸特性試験の概略図を図4に示す。また、上記のパターン1～3に対応した接触子が、車輪に荷重を負荷している状態を図5(a)～(c)にそれぞれ示す。

2章で述べた軌道走行時と検定時の接触状態の違いによる差異を踏まえ、以下の観点でPQ輪軸特性試験を実施した。ここで、供試する輪軸は踏面形状として修正円弧踏面を有する、在来線用PQ輪軸とした。また、円周方向の荷重負荷点による出力変化を調べる目的で、図1(a)に示すPQ輪軸の円周上に定義した点1を0degとして、時計回りに45deg分、計5点（点1～5）に荷重を負荷した。

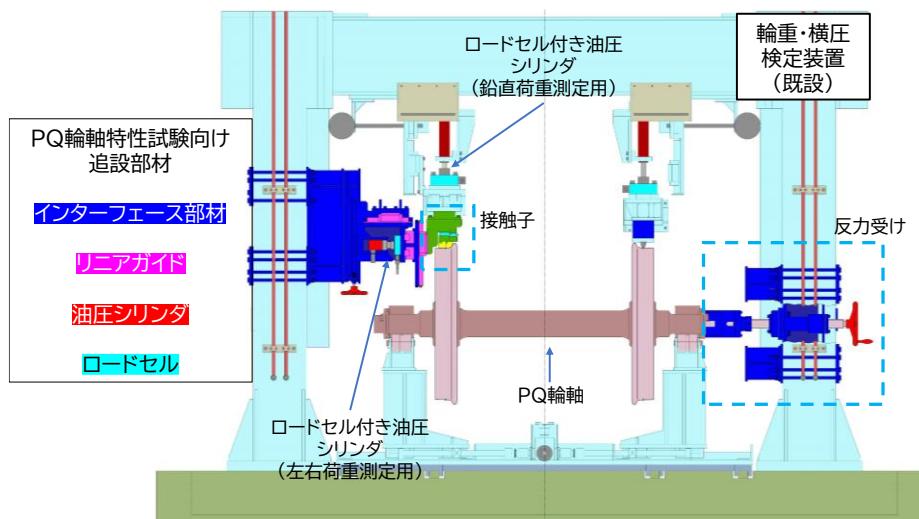


図4 PQ輪軸特性試験の概略図

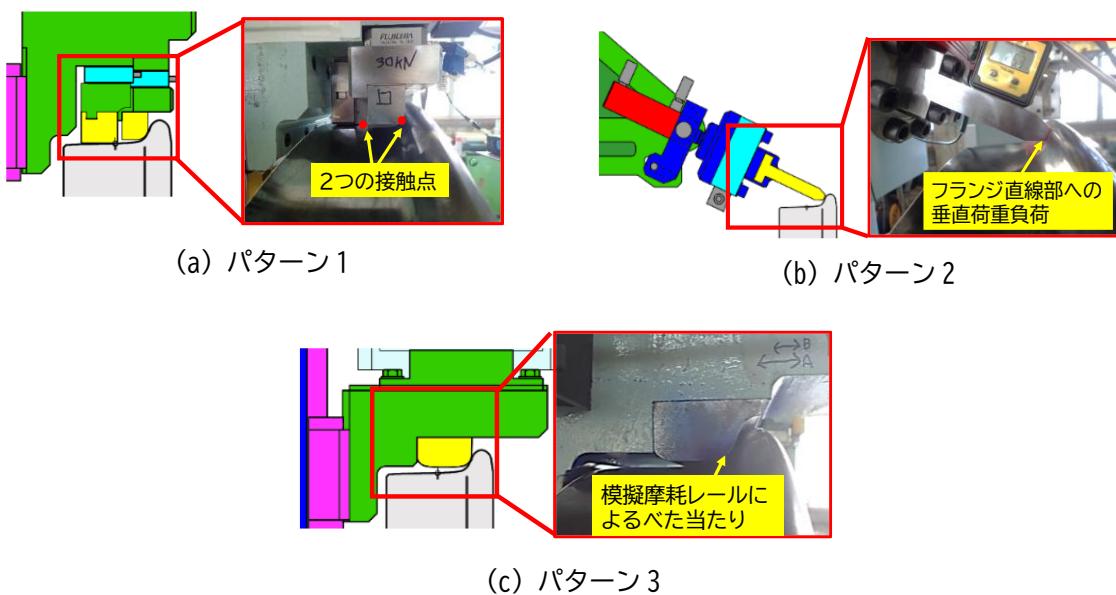


図5 パターン1～3での荷重負荷

(1) 2点接触状態やコンフォーマル接触状態におけるPQ輪軸出力調査

パターン1で、車輪・レールの2点接触状態を静的に模擬する。このとき、それぞれの接触点で車輪が受ける荷重配分（荷重分担率）を調整し、2種の荷重分担率条件を設定する。また、パターン3で摩耗レール形状を模擬した接触子を用いて、コンフォーマル接触状態を模擬する。パターン1を用いる試験は2章(2)、パターン3を用いる試験は2章(3)、および両者を統合して2章(4)に示す差異項目の検証を目指す。試験で得られるPQ輪軸のひずみ出力を、予め検定により得られた係数を用いて輪重・横圧相当荷重に換算する（以下では輪重相当荷重を出力輪重、および横圧相当荷重を出力横圧と称し、両者を出力荷重と総称する）。それぞれの試験時に入力する輪重・横圧相当荷重は、装置備え付けのロードセルで測定する（以下では入力荷重と称す）。ここで、仮に出力荷重が入力荷重と等しければ、PQ輪軸のひずみ出力は接触状態に依らないと結論付けられる。

(2) 法線力と輪重・横圧出力の関係調査

パターン2で、車輪フランジ直線部に対して垂直な荷重（フランジ面に対する法線力）を負荷する。ここでは、2章(5)に示す差異項目の検証を目指す。車輪回転を伴わない、静的な荷重負荷状態においては、図3に示した接線力成分は発生しない。したがって、特性試験においては負荷する法線力Nに相当する荷重に対する鉛直・水平方向成分がそれぞれ輪重・横圧相当荷重となる。すなわち、接触角を α とすると以下の関係が成り立つ。

$$P = N \cos\alpha \quad (1)$$

$$Q = N \sin\alpha \quad (2)$$

ここで、車輪がフランジ部でレールと接触する場合には、接触角はフランジ角に等しいものとして取り扱うことが一般的であるので、この前提条件下では、フランジ角を α' （今回使用した車輪では65deg）と置いて以下が成立する。

$$Q/P = \tan\alpha' \quad (3)$$

本報では、式(3)の関係をPQ輪軸特性試験結果に基づいて検証する。

4. 試験結果

4.1 接触状態の違いによるPQ輪軸出力調査

(1) 2点接触状態

パターン1で、PQ輪軸への入力荷重として鉛直方向に30kN、左右方向に20kNを負荷した。それぞれの方向の入力荷重は、目標値の±0.1kNの範囲に収まるように調整した。車輪上に塗料を塗布して接触子を押し当てることで、2つの接触点を可視化した結果を図6に示す。2つの接触点は踏面中心とフランジ直線部になるようにそれぞれ調整し、その位置は車輪背面より65mm（踏面中心側）、29mm（フランジ直線部側）とした。それぞれの接触点には表2に示すように、2つの輪重・横圧の荷重分担条件（①、②）を設定した。ここで、2つの接触点で負荷する輪重の荷重中心点（輪重によるモーメントがゼロになる点）は輪重の分担率と負荷位置から得られ、それぞれ車輪背面より50.3mm（条件①）、および57.2mm（条件②）となる。

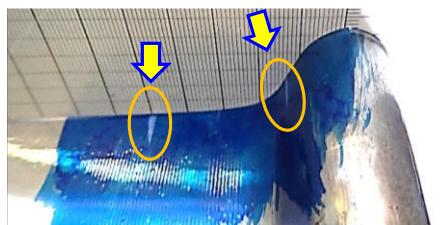


図6 パターン1での2点接触の例

表2 パターン1の荷重負荷条件

条件	輪重		横圧	
	踏面	フランジ	踏面	フランジ
①	18	12	2.5	17.5
②	24	6	6	14

(単位: kN)

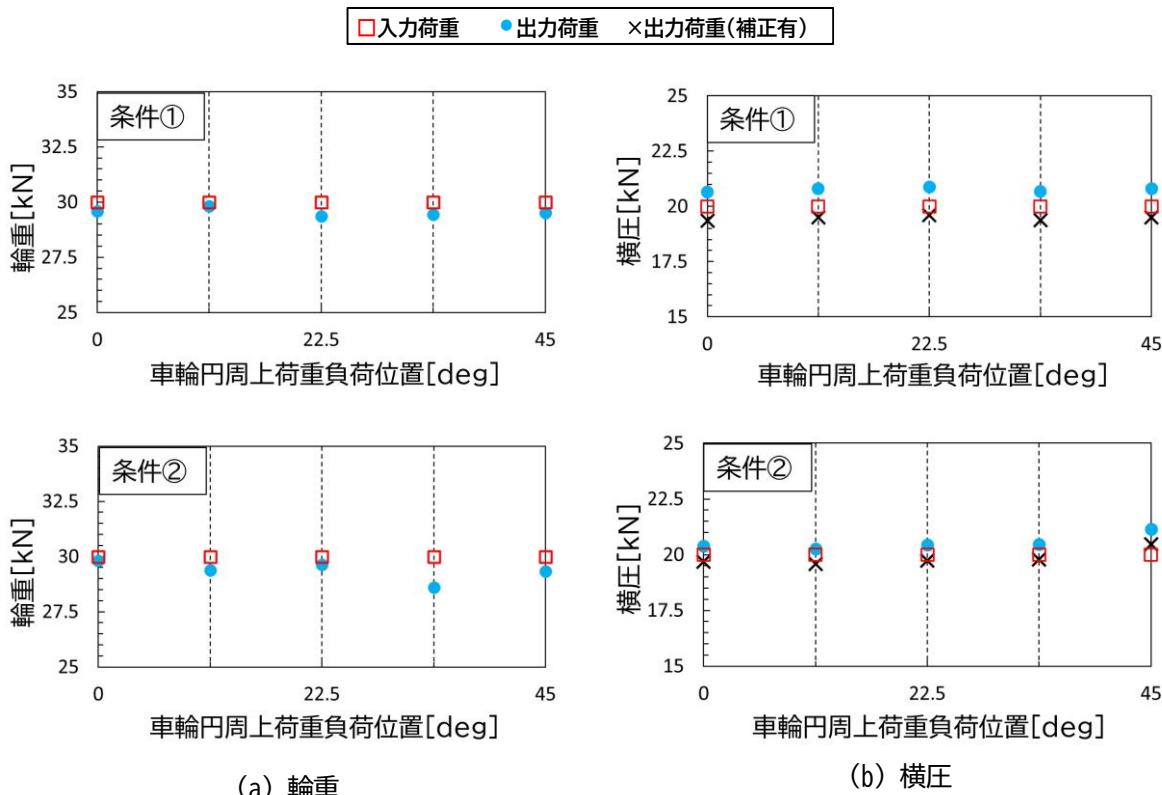


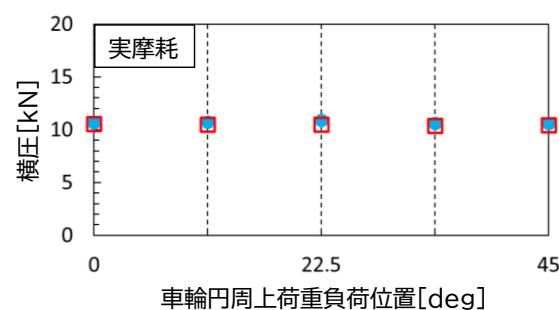
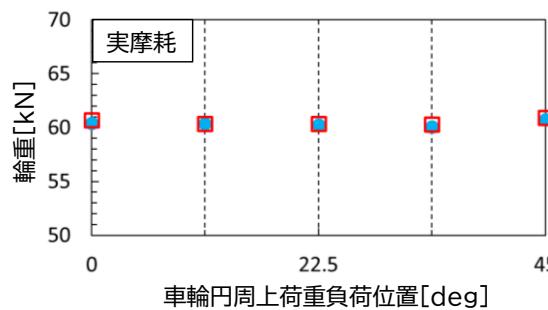
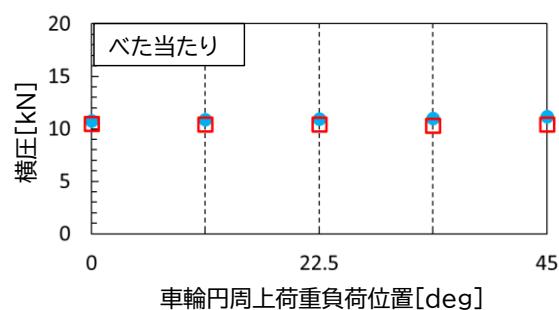
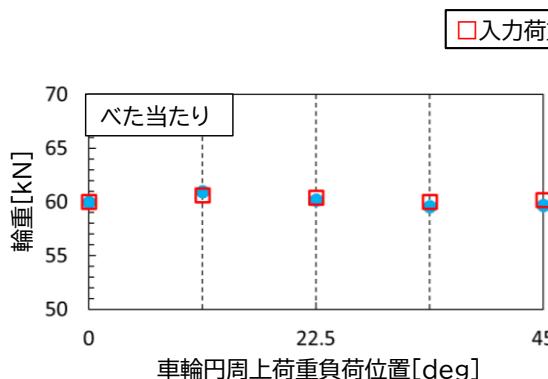
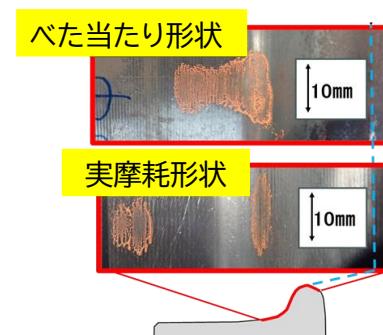
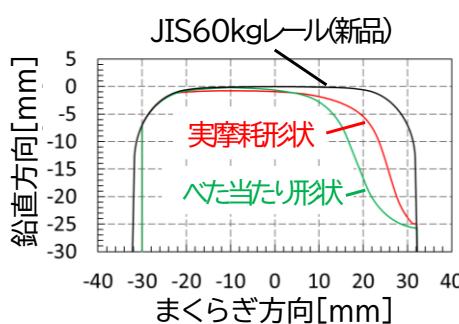
図7 パターン1での輪重・横圧測定結果

試験結果を図7に示す。図7では、入力荷重と、PQ輪軸からのひずみ出力を基に、検定より得られた係数を用いて輪重・横圧へ換算した出力荷重を比較する。また、横圧については荷重中心点の位置を、文献9で得られている輪重負荷位置の左右変化による横圧感度の変化式に当てはめて補正した値も図7(b)に併せて示す。結果として、輪重については両条件ともに、入力荷重に対して出力輪重は小さめになる傾向があり、その差の平均は0.7kN(約2.3%)程度であるものの、この2倍程度の差異が見られる箇所が1点あった(条件②における33.75degの点)。一方で、入力荷重に対する出力横圧は大きめに得られる傾向があり、その差は条件①、②でそれぞれ0.8kN(約4.0%)、0.4kN(約2.0%)程度であった。こちらについても、1点のみ大きく差異が見られる測定点があった(条件②における45degの点: 差異1.2kN)。なお、出力横圧に対して補正を施した場合には、両条件のすべての点で差異は0.5kN(約2.5%)程度に収まっている。

(2) コンフォーマル接触状態

PQ輪軸への入力荷重として、鉛直方向に60kN、左右方向に10kNを負荷する、パターン3を実施した。本試験では、「べた当たり形状」と、「実摩耗形状」を模擬する。前者では広範囲にわたり車輪に接触するよう、後者では実際にフィールドで良く見られる摩耗形状に、それぞれJIS60kgレールを加工することで接触子を製作した。それぞれの形状を図8に示す。これらの接触子を、車輪フランジののど部を狙って押

し当てた。接触子に光明丹を塗布し車輪に転写することで測定した接触領域の例を図9に示す。べた当たり形状では、フランジ部からのど部に掛けて広がりを持った接触領域に、実摩耗形状ではフランジ部（楕円形）と踏面部（非楕円形）の2つの接触領域が得られた。輪重・横圧測定結果を図10に示す。パターン1の場合と同様に比較すると、入力荷重と出力輪重との差異は約0.6kN(1%)以内、出力横圧との差異は約0.5kN(5%)以内という結果であった。ただし、横圧に関して、本検討では接触位置が広がりを持ち、輪重相当の荷重負荷中心位置を定義できないため、輪重負荷位置の左右変化に伴う補正を施していない。横圧測定結果は、概ね負荷荷重に比べて大きく得られており、本補正を施せば横圧の差異は低減することが見込まれる。



(a) 輪重

(b) 横圧

図10 パターン3での輪重・横圧測定結果

4.2 法線力と輪重・横圧出力の関係調査

パターン2により、フランジ面に対する法線力に相当する入力荷重として50kNを車輪フランジ直線部の中心付近（車輪背面上より27mmの位置）に負荷した。輪重・横圧測定結果を図11に示す。本図では、入

力荷重に対して、フランジ直線部の接触角である 65deg（修正円弧踏面の設計フランジ角と等価）を想定した際、ならびに 67deg を想定した際の鉛直（輪重相当）、水平（横圧相当）方向の分力を併せて示した。ただし、横圧測定結果に対してはパターン 1 の場合と同様に、輪重負荷位置の左右変化による横圧感度の変化の効果を踏まえた補正を施して表す。仮定する接触角を 65deg 周りで変化させて分力の算出を行った所、図 11 に示す接触角度を 67deg と仮定した場合に、PQ 輪軸で見積もられる輪重や横圧に最も近い値が得られた。

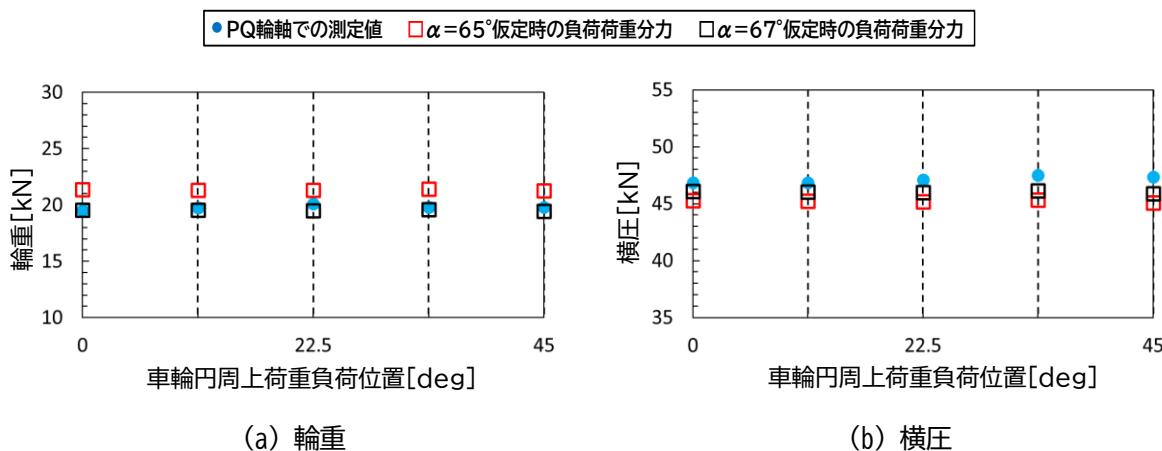


図 11 パターン 2 での輪重・横圧測定結果と分力予測値

5. 考察

前章で述べた試験結果から、以下のようなことが考察される。

- (1) 今回調査した 2 点接触状態やコンフォーマル接触状態を模擬した状況下において、PQ 輪軸出力から見積もられる荷重は入力荷重に比べ、輪重では小さめ、横圧では大きめに出力される傾向があり、その差異はそれぞれ数%程度であった。これより、接触状態の違いが PQ 輪軸の出力に与える影響は小さいといえる。また、得られた入力荷重と出力荷重の大小傾向を踏まえると、PQ 輪軸からの横圧出力を輪重出力で除した脱線係数を指標にして行う走行安全性評価において、この傾向下では実際よりも大きな脱線係数が得られることとなり、安全側の走行安全性評価がなされているといえる。また、横圧に対しては、既知の効果である、左右方向の輪重相当荷重負荷位置の変化による影響を補正することにより、この差異分はより小さくなる傾向があることが分かり、より高精度に横圧を得るために本補正が有効であることが示された。
- (2) 法線方向の入力荷重と輪重・横圧出力の関係調査では、入力荷重に対して、フランジ角相当の接触角である 65deg を用いて輪重・横圧相当の分力を計算する場合に比べ、接触角を 67deg として見積もった方が、PQ 輪軸からの出力荷重に近い結果が得られた。この時、接触面ではすべりは観察されておらず、また試験中の接触子の姿勢も $65 \pm 0.1\text{deg}$ と計測されていた。これより、この結果の要因としては、静的に荷重を負荷する際に車輪・車軸にたわみが生じ、PQ 輪軸上に作用する実効的な接触角が設計値から変化した、あるいは接触面の微小な凹凸による影響があった、などが考えられる。このような事象が走行時にも発生し、フランジ乗り上がりに対する走行安全性評価で仮定するフランジ角の取扱いに影響を及ぼし得るか、今後の検討で明らかにする予定である。

6. まとめ

車輪・レール間作用力の測定で広く用いられる PQ 輪軸に対して、実際の走行で発生し得る多様な接触条件下における出力特性を調査した。PQ 輪軸の検定時と走行時の接触状態の差異を整理するとともに、PQ 輪軸特性試験を提案した。試験の概要と得られた結果は以下の通りである。

- (1) 摩耗した車輪／レールの接触時などに発生し得る 2 点接触やコンフォーマル接触を試験装置で再現した時の、PQ 輪軸の出力特性試験を実施した。今回調査した状況下において、PQ 輪軸の出力荷重は入力荷重と比べると、輪重では小さめに、横圧は大きめに出力される傾向があり、その差異は数%程度以下であった。これより、今回調査したような接触状態の違いが PQ 輪軸の出力に及ぼす影響度合いは小さいといえる。また、出力荷重の大小傾向を踏まえると、接触状態が変化した場合に、脱線係数による走行安全性評価は安全側でなされるといえる。
- (2) 法線力の分力としての輪重・横圧が、フランジ乗り上がり時の力のつり合いを考える際に仮定するよう、フランジ角を基準とした配分で出力されるかを調査した。その結果、今回供試した輪軸のフランジ角である 65deg よりも、2deg 程度大きめの接触角 (67deg) として考える方が実態に合うことが示された。

今後、本報で得られた結果を基に PQ 輪軸に対する構造解析なども援用した追試験を行うことで、結果の検証や一般性の精査を進め、PQ 輪軸を用いた輪重・横圧測定精度のさらなる向上を目指す予定である。

文 献

- 1) 石田弘明, 松尾雅樹, 手塚和彦, 植木健司 : 鉄道車両の新しい輪重, 横圧, 脱線係数連続測定法 (測定装置の開発), 日本機械学会論文集 C 編, Vol. 63, No. 614, pp.3417-3423, 1997
- 2) 田中隆之, 國行翔哉, 土井久代, 西山幸夫 : 接触状態を勘案した輪重・横圧測定用輪軸の特性試験, 第 31 回交通・部門大会 (TRANSLOG2022), 2022
- 3) Tanaka T. and Sugiyama H. : "Numerical procedure for non-Hertzian wheel-rail contact model integrated in quasi-steady railway motion solver", Proceedings of the ASME 2020 International Design Engineering Technical Conferences and Computers and Information in Engineering Conferences, August 17-19, 2020.
- 4) 田中隆之, 土井久代, 宮本岳史 : 鉄道台車のモーメントに着目した横圧推定式の検討, 日本機械学会論文集, Vol. 82, No. 842, pp. 16-00054, 2016
- 5) 田中隆之, 國行翔哉 : 接触状態を勘案した輪重・横圧測定用輪軸の特性試験－特性試験結果の報告－, 第 33 回交通・部門大会 (TRANSLOG2024), 2024
- 6) 寺尾明紘, 杉山博之 : 接触テーブルを用いた鉄道車両の急曲線および分岐通過時の車輪/レール多点接触解析法の開発, Dynamics & Design Conference 2012 講演論文集, 2012
- 7) Sugiyama H., Sekiguchi T., Matsumura R., Yamashita S. and Suda Y. : "Wheel/rail contact dynamics in turnout negotiations with combined nodal and non-conformal contact approach", Multibody System Dynamics, Vol.27, pp.55–74, 2012.
- 8) 本堂貴敏 : PQ 測定用輪軸を用いた車輪・レール間接触点前後移動量推定法, 第 25 回鉄道技術連合シンポジウム (J-RAIL 2018), 2018
- 9) 野口芳直 : ひずみゲージを用いた車輪／レール接触位置測定手法の検討, 電気学会論文誌 D, Vol.141, No.3, pp.241-248, 2021

割裂注入状態を再現可能な薬液注入時の地盤変位解析手法

山下 雄大* 仲山 貴司* 石井 貴大*

Ground Displacement Analysis Method for Chemical Grouting Capable of Estimating Fracturing Grouting Conditions

Yudai YAMASHITA Takashi NAKAYAMA Takahiro ISHII

With the increasing utilization of underground spaces, the demand for chemical grouting around existing structures has been rising. This makes the control of ground displacement during grouting operations increasingly important. Therefore, a numerical analysis method capable of estimating ground behavior prior to construction is required. This study extends a numerical prediction model, previously limited to permeation grouting, to include fracturing grouting. The proposed method is validated through comparison with the results of water injection tests. The final section presents the results of a parametric study using the proposed model.

キーワード：薬液注入，浸透注入，割裂注入，パラメータスタディ，有限要素解析

1. はじめに

薬液注入とは地盤改良工法の一つであり、固化時間を調整できる材料（注入材）を土の間隙に注入して、地盤の強度や止水性を向上させるものである（図1）。薬液注入は、掘削土留め工、シールドトンネル工、線路下横断工等に伴い、地盤や近接構造物の変位抑止のために利用される場面が多い。機械設備が小型で作業効率が良いため、特に作業空間や時間に制約の多い現場では、数多くの実績を挙げている^{1) 2)}。

ただし、注入する際に液圧が地盤に作用するため、地盤条件によっては周辺の地盤および構造物に変位が生じる場合もある。例えば、鉄道高架橋直下のシールドトンネル通過時の変位抑制のために注入した事例³⁾では、軌道が1日あたり約2~3mm隆起したこと、また駅舎直下に注入した事例⁴⁾では、橋台が約70mm隆起したことなどが報告されている。そのため、例えば「都市部鉄道構造物の近接施工対策マニュアル」³⁾では、注入範囲および既設構造物との離隔に応じた影響区分と対策を示している。例として、構造物の側方で注入を行う場合、通常の施工をした場合に有害な影響が及ぶのは、既設構造物との離隔が注入深度の1.5倍以下とされ、この範囲内では土被りや地盤条件によらず、事前対策や影響予測が必須とされている。

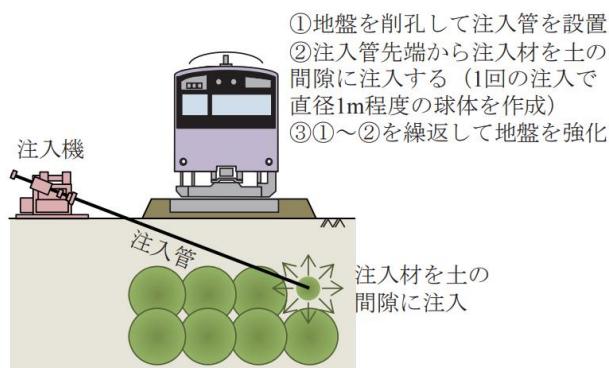


図1 薬液注入の概要

* 構造物技術研究部 トンネル研究室

影響予測には、現地での注入試験によるものと数値解析によるものがあり、本研究は数値解析による影響予測手法に着目したものである。現地での注入試験に関する研究は、例えば、森ら⁵⁾や福井ら⁶⁾は室内実験や現場データをもとに、有害な地盤変位が発生しやすい割裂注入における亀裂の発生、および進展と注入圧力の関係式を示している。数値解析に関する研究は、赤木ら⁷⁾がジョイント要素を用いて割裂注入で発生する亀裂をモデル化し、この亀裂に圧力を作用させる地盤変形解析手法を提案している。また、著者らはこれまでに浸透注入を対象とした3次元の地盤変形解析手法⁸⁾およびその2次元化手法⁹⁾を提案している。このように、数値解析に関する研究は注入形態に応じて行われてきたが、一連の薬液注入による地盤挙動を評価するための一般化された簡易な影響予測手法は確立されていない。

そこで本研究では、浸透注入を対象としたシミュレーション手法を簡易に補正することで割裂注入へ拡張する手法を提案した。まず、提案手法の検証のために実施した試験盛土への注水実験の概要と結果を示す。次に、提案手法の概要を説明した後、実験とシミュレーションでの地表面変位を比較した結果について報告する。最後に、一般的に用いられる薬液注入工法別に、地表面隆起量をパラメータスタディした結果について報告する。

2. 浸透注入と割裂注入を模擬した地盤への注水実験

2.1 注入試験の概要

本研究では、試験用盛土への注水実験を行った。表1に試験盛土の地盤物性値を示す。本実験では、低い注入圧力で浸透注入と割裂注入を再現できる地盤の物性値を設定した。図2および図3に注水実験の方法、注水実験の状況を示す。注入方法は、注入孔を設けたロッドを注入孔の深度が500mmとなるよう地盤内に挿入し、シリンダー内に水を充填して空気圧をかけることで定圧注入した。注入量は、間隙率換算で注入孔を中心とした半径100mmの範囲に球状に充填される量とした。地表面の変位量はレーザー距離計により計測し、ロッドの位置を中心として両側250mmの間隔に5箇所、ロッドとの離隔が120mmの位置に直列に配置した。

表1 試験用盛土の地盤物性値

平均粒径 D_{20} (mm)	0.142
土粒子密度 ρ_s (kN/m ³)	26.6
湿潤密度 ρ_t (kN/m ³)	16.1
乾燥密度 ρ_d (kN/m ³)	14.3
含水比 ω (%)	13.0
変形係数 E_{50} (CD)(kN/m ²)	12,000

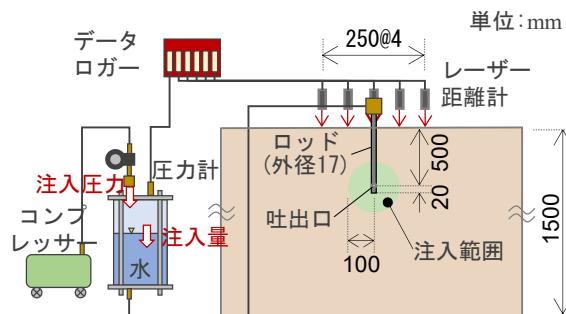


図2 注水試験の方法

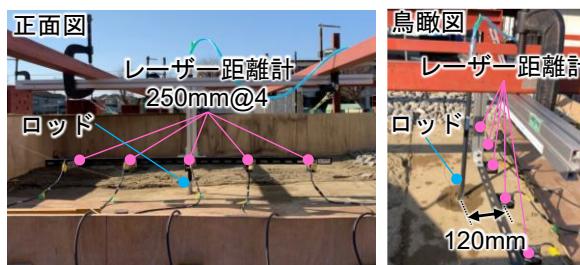


図3 注水試験の状況

2.2 注水試験の結果

(1) 注入速度と注入圧力の関係

注入速度と注入圧力の関係を図4に示す。また、図4中にMaagの式¹⁰⁾から計算した注入速度と注入圧の関係も併せて示す。Maagの式とは、過剰間隙水圧は注入孔から放射状に発生して無限遠で静水圧と釣合うという仮定のもと注入圧力を求めるものであり、浸透注入の理論式である。試験盛土の透水係数は、クレガードのD20粒径と透水係数の関係表から 3.9×10^{-5} m/secであり、Maagの式による計算値と実験値が概ね一致する注入速度4~6L/min付近はMaagの式の仮定に近い浸透注入が再現できていることが分かる。

一方で、注入速度4~6L/minの前後では、Maagの式による計算値と実験値の勾配が一致していない。注入速度0~4L/min付近は、試験用盛土が不飽和地盤であったことによる実験初期のなじみだと考えられる。注入速度6L/min付近以上では勾配が低下し、緩やかな曲線となっている。これは、この範囲では注入形態が、浸透注入から割裂浸透注入に遷移し始めていると推察される。

(2) 地表面変位量の分布と最大地表面変位量の推移

各レーザー距離計で計測した地表面変位量の分布を図5に示す。注入孔からの水平距離0mmの位置で最も大きな地表面変位量が計測され、注入位置から離れるにつれて、地表面変位量は小さくなる結果が得られた。注入速度と最大地表面変位量の関係を図6に示す。図6中に、図4の注入速度と注入圧力の関係も併せて示す。注入速度6L/minを超えると注入速度の増加に伴い隆起が発生する結果となった。なお、既往の知見では割裂注入が発生し始めると地表面変位量が大きくなるとされている。注入圧力の勾配の低下と隆起の発生がほぼ同時に生じていることから、注入速度6L/min付近から割裂浸透注入の初期の状態となっていると考えられる。

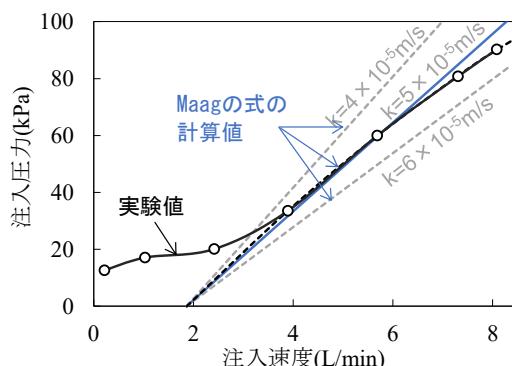


図4 注入速度と注入圧力の関係

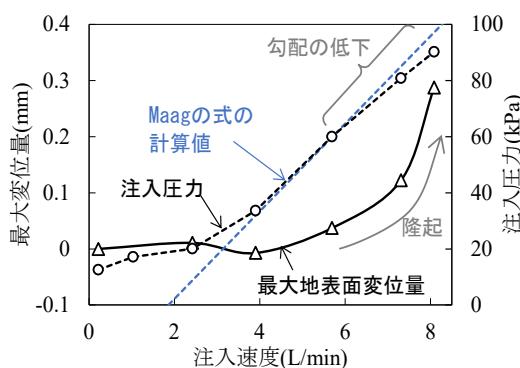


図6 注入速度と最大変位量の関係

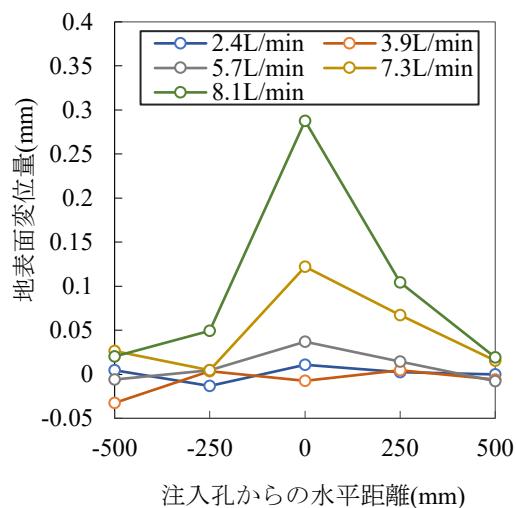


図5 注入孔からの水平距離と地表面変位量の関係

3. 周辺地盤挙動シミュレーション手法の割裂注入への拡張方法

3.1 従来の浸透注入を対象としたシミュレーション手法の概要

浸透注入の場合には、注入材と間隙水が周辺地盤に浸透することで土粒子骨格に作用する液圧（浸透水圧）が発生する。著者らの提案手法では、この浸透と地盤変形の連成問題を全応力場で表現しており、浸透水圧は簡易に Maag の式から求めた過剰間隙水圧を用いて算出する（図 7）。

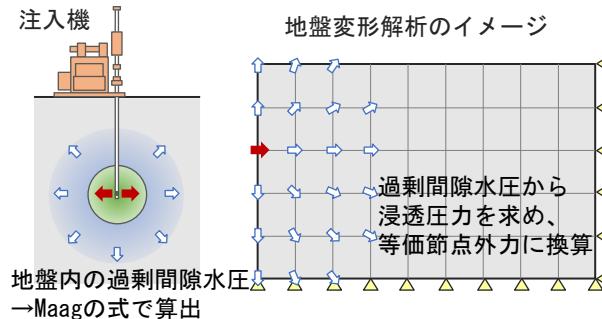


図 7 過剰間隙水圧の計算と地盤変形解析の概要

Maag の式は、式(1)で表され、 r に注入孔半径 r_a を代入した $p(r_a, t)$ が注入圧力となる。

$$\left\{ \begin{array}{ll} p(r, t) = \frac{\gamma \cdot q}{4\pi k_w} \cdot \left\{ \left(\frac{\mu_g}{\mu_w} \right) \frac{1}{r} + \left(1 - \frac{\mu_g}{\mu_w} \right) \frac{1}{R(t)} \right\} + \gamma \cdot h_w & (r \leq R(t)) \\ p(r, t) = \frac{\gamma \cdot q}{4\pi k_w} \cdot \frac{1}{r} + \gamma \cdot h_w & (r > R(t)) \end{array} \right. \quad (1)$$

ここに、 $p(r, t)$:半径 r での圧力 (kPa) , γ :水の単位体積重量 (kN/m³) , h_w :注入孔近傍の地下水位 (m) , q :注入量 (m³/sec) , k_w :水の透水係数 (m/sec) , μ_w :水の粘性 (Pa·s) , μ_g :注入剤の粘性 (Pa·s) , $R(t)$:時刻 t の浸透半径 (m)

なお、時刻 t の浸透半径 $R(t)$ は Karol らの研究¹¹⁾から式(2)が与えられている。

$$R(t) = \sqrt[3]{r_a^3 \frac{300 \cdot q \cdot t}{4\pi \cdot n}} \quad (2)$$

ここに、 n :間隙率 (%) , r_a :注入孔半径 (m)

薬液注入における浸透は 3 次元現象であり、Maag の式で求められる過剰間隙水圧分布は球状となる。なお、この 3 次元の過剰間隙水圧分布の 2 次元への補正方法として、筆者らは回転補正による手法を提案している⁹⁾。

以上の手法により、浸透注入形態での地表面変位量は再現できる結果が得られていたが、割裂注入が発生し始めた際に生じる地表面変位量の増加を再現しきれないという課題があった。

3.2 新たに提案する割裂注入へ拡張するための改良点

薬液注入の注入形態は、注入速度の小さい状態では浸透注入となるが、注入速度を大きくしていくと注入圧により地盤が割裂し、浸透注入と割裂注入が混在した割裂浸透注入に遷移する。割裂浸透注入の初期の状態を図8に示す。割裂浸透注入時には、注入孔付近だけでなく割裂面も浸透面となる。この割裂による浸透面の増加や浸透の異方性を求めるることは、割裂脈の本数や方向などを求めることと同義であり困難である。そこで本研究では、割裂範囲を簡易な円でモデル化し、その境界位置に注入圧力を作用させることで安全側の評価とした。

ここで、砂質土の割裂発生圧 P_f は森らの研究¹²⁾から式(3)が示されている。

$$P_f = m \cdot \sigma_3' + \sigma_t + R \quad (3)$$

ここに、 m :定数、 σ_3' :注入地点の最小有効主応力(kN/m²)、 σ_t :地盤の引張強さ(kN/m²)、 R :割裂進展抵抗

式(3)の割裂発生圧 P_f を式(1)のMaagの式による過剰間隙水圧 $p(r, t)$ が超えると地盤の割裂が発生し始め、その境界($P_f = p(r, t)$ の位置)より注入孔側は、図9のように割裂浸透注入に遷移すると仮定する。ここで、Maagの式は、注入孔半径の位置に浸透面があると仮定して、注入孔半径の位置の浸透圧力を注入圧力としている。浸透注入と割裂浸透注入がある場合には、浸透面はこれらの境界の位置に移動すると考えられる。そこで、境界で注入圧力相当の浸透圧力が作用するようにMaagの式による過剰間隙水圧を移動することで補正した。

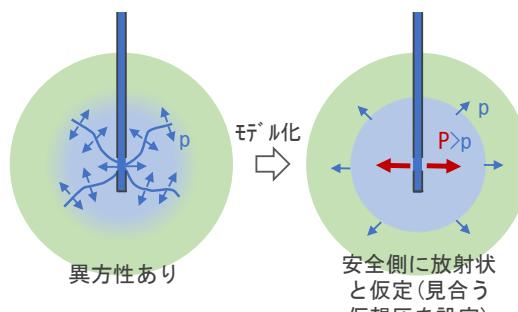


図8 割裂浸透注入初期の地盤への注入のイメージ

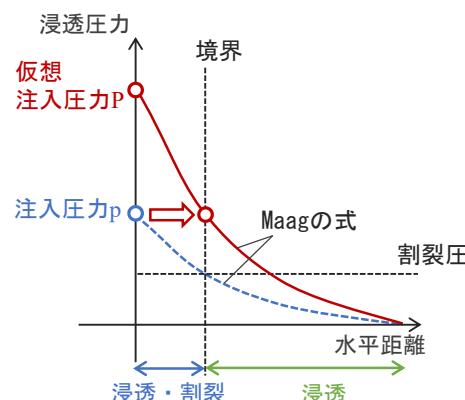


図9 割裂注入へ拡張するための浸透圧力の補正方法

なお、式(3)の定数 m は、一般的な砂質土では1~2の範囲とされている。一方で、砂質土を対象として定量注入を実施した結果、割裂が生じた場合の有効注入圧 P'_f (=割裂圧 P_f -初期間隙水圧 u_0)が有効拘束圧 σ_c (=拘束圧 $\sigma_c - u_0$)の4~5倍となったケースも報告されている¹³⁾。そこで本研究では、 $m=2$ と $m=5$ の2ケースで、注水実験のシミュレーションを行った。

4. 実験のシミュレーションによる提案手法の妥当性の検証

4.1 注入孔からの水平距離と地表面変位量の検証結果

シミュレーションの結果として、注入孔からの水平距離と地表面変位量の関係を図10に示す。シミュレーション結果も実験結果と同様に注入孔からの水平距離0mmで最も大きな地表面変位量が得られ、注入

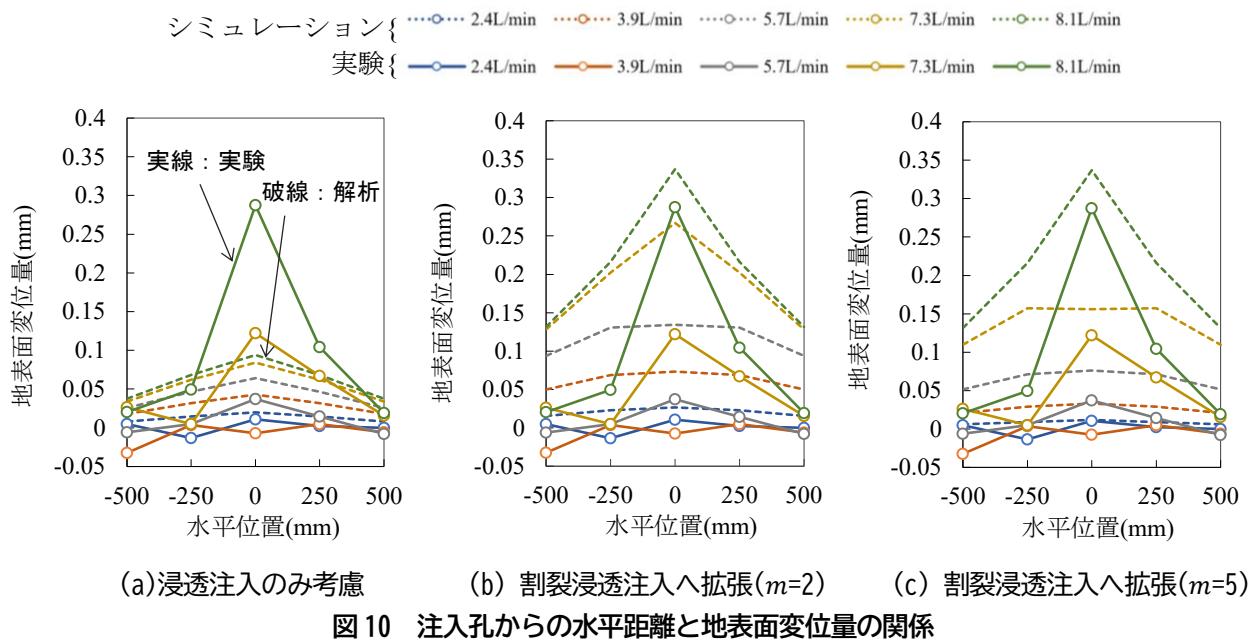


図 10 注入孔からの水平距離と地表面変位量の関係

孔から離れるにつれて地表面変位量は小さくなっている。

従来手法の結果（図 10(a)）は、注入速度が 5.8L/min 以下の浸透注入の状態では実験結果に対して解析結果の方が大きく、安全側となっているが、注入速度が 7.3L/min 以上の浸透注入と割裂注入が混在する状態では注入孔からの水平距離が近い位置で実験結果の方が大きい。これは、従来手法では割裂注入が発生し始めた際に生じる地表面変位量の増加を再現しきれないという知見と一致している。

提案手法の結果（図 10(b)、図 10(c)）は、すべてのケースで実験結果に対して大きい値で、安全側となっている。本手法では、割裂範囲を安全側に簡易な円でモデル化していることで、実験値との乖離が生じている。そのため、割裂脈の進展やその影響をより精緻に評価することで解析精度の向上が期待できる。注入孔付近で地表面変位量の増加が小さくなっているのは、地盤が注入により局所的に塑性化したことが原因と考えられる。

4.2 注入速度と最大地表面変位量の検証結果

注入速度と最大変位量の関係を図 11 に示す。提案手法は実験より安全側の結果となっており、最大地表面変位量の推移傾向を表現できている。提案手法の $m=2$ と $m=5$ の場合で比較すると、今回の注水実験の条件では、既往文献で一般的な砂質土の範囲とされている $m=2$ より $m=5$ とした場合の方が実験と近い値となっている。これより、一般的な砂質土の範囲とされている $m=2$ で計算することで安全側の結果が得られるが、土質条件によって適切に m の値を設定することで、地盤挙動を忠実に再現できる可能性がある。

5. 提案手法によるパラメータスタディ

表 2 に示すように、透水係数を変化させた 5 種類の地盤を設定した。透水係数の値は一般にシルト層からレキ層に相当する。注入範囲は深度 2m から 8m の単列配置とし、注入ステップは下降式とした。注入工法は、二重管ストレーナー（注入速度：12L/min），二重管ダブルパッカー（注入速度：8L/min）の 2 種類とした。

まず、解析結果の詳細について、二重管ストレーナー工法の地盤 C の場合を例にとり、図 12、図 13 に示

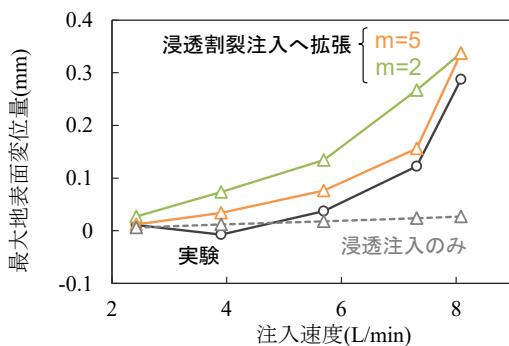


図 11 注入速度と最大変位量の関係

表 2 地盤条件

単位体積重量(kN/m ³)	19
変形係数(kN/m ²)	32800
内部摩擦角(deg)	30
透水係数 (m/sec)	地盤 A
	8.410×10^{-6}
	地盤 B
	2.103×10^{-5}
	地盤 C
	4.205×10^{-5}
	地盤 D
	6.308×10^{-5}
	地盤 E
	8.410×10^{-5}

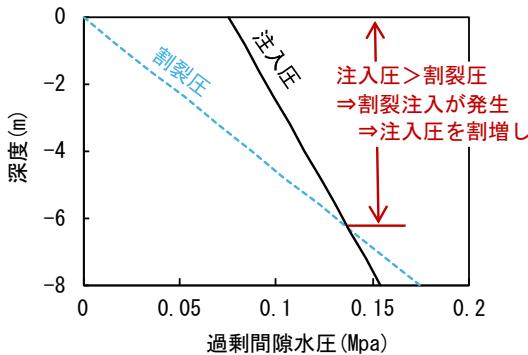


図 12 注入圧力と深度の関係

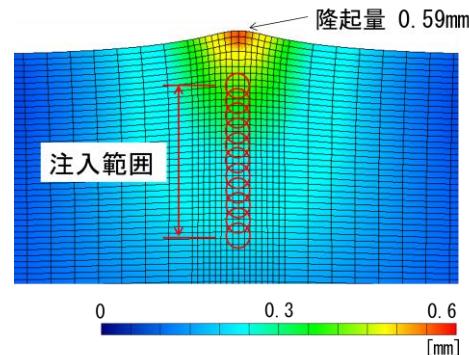


図 13 注入による地盤変位のコンター図

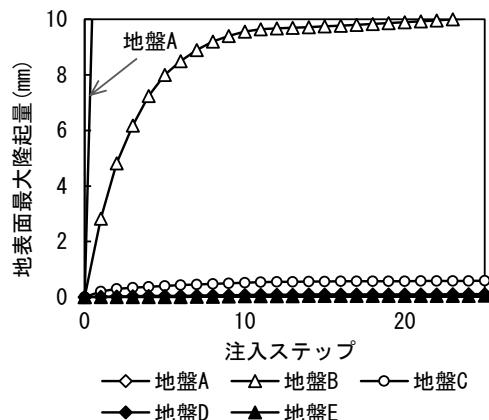


図 14 解析結果（二重管ストレーナー工法）

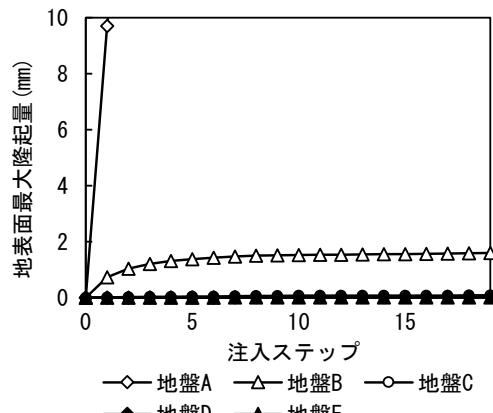


図 15 解析結果（二重管ダブルパッカーア工法）

す。図 12 は注入圧力と深度の関係を示したものであり、合わせて割裂圧との関係も示した。このケースでは深度 6m 以浅では注入圧が割裂圧を超えており、割裂注入となることが想定された。図 13 は地盤変位のコンター図であり、注入孔直上を中心として地盤隆起が発生していることがわかる。このときの隆起量は 0.59mm 程度であった。

図 14、図 15 には、地盤 A～地盤 E の全てのケースについて、注入孔直上の地表面最大隆起量をまとめた。この結果から、一般に想定されるように、透水係数が小さく、注入速度が大きいほうが、地表面の変位量はより大きい傾向が得られた。

6. まとめ

本研究で得られた成果を以下に示す。

- (1) 浸透注入を対象としたシミュレーション手法を簡易かつ安全側に補正することで、浸透注入から割裂注入までの地盤挙動を再現できた。
- (2) 提案手法を用いて、薬液注入工法別に地盤の透水係数を変えてパラメータスタディを実施した結果、簡単に地盤変位量の目安が分かるようになった。

今後は、実現場における地表面隆起量の結果と比較し、本研究の提案手法の精度向上を図りたい。

文 献

- 1) 鉄道総合技術研究所：注入の設計施工マニュアル，2011
- 2) 仲山貴司、牛田貴士、焼田真司、岡野法之：近年の注入工事例と改良体の強度特性、第21回トンネル工学研究発表会報告集、Vol.21, pp.136-148, 2011
- 3) 鉄道総合技術研究所：都市部鉄道構造物の近接施工対策マニュアル、2007
- 4) 土質工学会：近接施工、pp.362-374, 1989
- 5) 森麟、田村昌仁、小峯秀雄、小川雄二：薬液注入において浸透固結形を考慮した限界注入速度の決定方法、土質工学論文集、Vol.33, No.3, pp.159-169, 1993
- 6) 福井義弘、森麟、赤木寛一：薬液の限界注入速度決定の問題点とその改善に関する研究、土木学会論文集、No.658, VI-48, pp.81-92, 2000
- 7) 赤木寛一、小宮一仁、鈴木修一、山崎博文、森麟：軟弱粘性土地盤のシールド工事における二次注入に伴う地盤変形状況と沈下防止効果、土木学会論文集、No.511, III-30, pp.13-21, 1995
- 8) 仲山貴司、岡野法之：薬液注入に伴う地盤変形予測法の構築、鉄道総研報告、Vol.27, No.6, pp.19-24, 2013
- 9) 石井貴大、仲山貴司、三輪陽彦、清水達貴：薬液注入に伴う周辺地盤挙動のシミュレーション手法の検討、第78回土木学会年次学術講演会講演概要集、2023
- 10) 坪井直道：薬液注入工法の実態、鹿島出版会、pp.155-173, 1976
- 11) Karol, R.H. : Chemical Grouting, Dekker, pp.106-132, 1983.
- 12) 森麟、田村昌仁、千柄植：ゲル化時間の長い薬液の砂質地盤における注入形態とその支配条件、土木学会論文集、No.388/III-8, pp.61-70, 1987
- 13) 建設省土木研究所：薬液注入の評価と開発に関する研究報告書、1979

鉄道総研報告

RTRI REPORT

旅客分布推計システムによる 駅構内の旅客流動データ可視化手法

対馬 銀河* 石突 光隆* 柴田 宗典*

**A Method for Visualizing Passenger Flow Data
from a Passenger Distribution Estimation System in Railway Stations**

Ginga TSUSHIMA Mitsutaka ISHIZUKI Munenori SHIBATA

Monitoring passenger flow in real time within railway stations enables congestion points to be identified effectively, contributing to enhanced station safety management. We verified the estimation accuracy of a passenger distribution estimation system developed beforehand using real video footage recorded within railway stations. As a result, it was confirmed that the system can capture origin-destination (OD) traffic volume trends with a high degree of accuracy. Additionally, we visualized real-time passenger distributions to estimate the passenger flow and verified that the developed system can generally reproduce the actual dynamics of passenger flow in real time.

キーワード：旅客流動，画像解析，防犯カメラ，断面交通量

1. はじめに

鉄道事業者にとって、駅構内の旅客流動状況をリアルタイムに把握することは、混雑箇所を監視し、駅の安全管理を行うとともに、非常時における、安全な避難戦略・避難誘導を実行するための基礎情報として重要である。しかし、現状の旅客流動のリアルタイム把握手段としては、防犯カメラで撮影できている範囲内の映像のみで、駅構内全体の流動状況をリアルタイムに把握できるものはない。また、リアルタイムな旅客流動の把握は、鉄道を利用する旅客にとっても、混雑回避や非常時の状況把握などの手段として重要なが、これについても防犯カメラ映像を匿名化した、カメラ画像配信サービス¹⁾にとどまっている。

リアルタイムに限らない、一般的な旅客流動の把握手法としては、OD交通量調査を行い、流動状況の分析や予測を行う手法がある。しかしながら、現状のOD交通量調査では、人手による人数の計測やアンケート調査を行う必要があることから多くのコストを要するうえ、長期間の計測や常時の計測には対応できず、周辺開発の影響を受けやすい駅計画や、動線が頻繁に変化する駅の工事計画へ活用する際の課題となっている。また、近年では、GPSやWi-Fiといった旅客が持つ通信機器の信号などを利用した人数把握手法²⁾も開発されているが、場所や時間についての相対比較による人数の大小関係把握にとどまっている。

そこで筆者らは、従来のような人手に頼るOD交通量の推計に代わる手法として、画像解析や数理モデルを活用して自動的にOD交通量を推計する手法を提案³⁾するとともに、得られたOD交通量をもとに、旅客流動シミュレーション⁴⁾を実施することで、リアルタイムに旅客の流動状況を把握する旅客分布推計システムを開発している。

本稿では、開発したシステムによるOD交通量の推計精度の検証結果を報告するとともに、得られたOD交通量やリアルタイムな旅客流動状況について、事業者及び旅客を対象とした可視化手法を提案して示す。構成として、2章では開発した旅客分布推計システムの概要を示す。3章ではシステムによるOD交通量の推計精度の検証結果を示す。4章では得られたOD交通量の可視化提案手法および、リアルタイムな旅客流動状況の可視化提案手法について示す。

* 構造物技術研究部 建築研究室

2. 旅客分布推計システム

図1に旅客分布推計システムの構成を示す。本システムはOD交通量の推計を行うとともに、防犯カメラの映像からリアルタイムで計測した断面交通量に対して、事前（例えば前日の同時間帯）に分析したOD交通量の推計結果（各経路の利用比率）を適用してシミュレーションを実施することで、駅の旅客流動状況をリアルタイムに把握する。事前分析として図1に示す「①断面交通量の計測、②OD交通量の推計」を行い、リアルタイム分析で「③断面交通量のリアルタイム計測、④旅客流動シミュレーション」を行っている。各項目の詳細については既往研究^{3) 4)}を参照されたい。

①断面交通量の計測

AIを活用して断面交通量の計測を行う。オープンソースのYOLOX⁵⁾を用いた人物検知（頭部検出）を行い、同じくオープンソースのMOT（Multiple Object Tracking）手法の一つであるByteTrack⁶⁾によるフレーム間での同一人物の追跡を行い、各断面の通過人数を自動計測する（図2）。

②OD交通量の推計

駅構内に設置されている各防犯カメラの場所から、移動経路としてつながっている部分をネットワークとして構成することで、各防犯カメラ間の移動人数であるOD交通量を数理最適化モデルにより推計する。

③断面交通量のリアルタイム計測

断面交通量の計測（①）と同様の処理をリアルタイムで行い、毎秒の通過人数データを計測する。

④旅客流動シミュレーション

計測した断面交通量を元にシミュレーション上で、エージェントを発生させ、混雑状況に合わせて歩行者速度を変化させながら、事前に推計したOD交通量に基づいて移動方向を決めてエージェントを動かすことで、旅客流動を把握する。

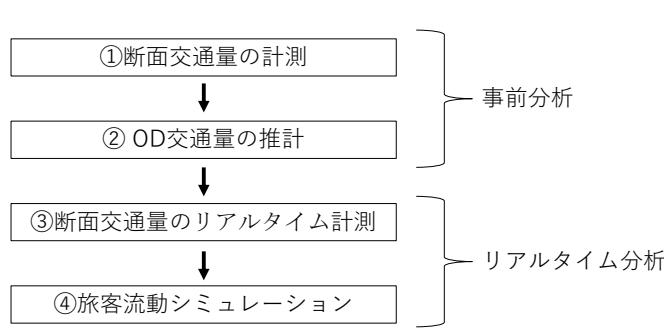


図1 旅客分布推計システムの構成

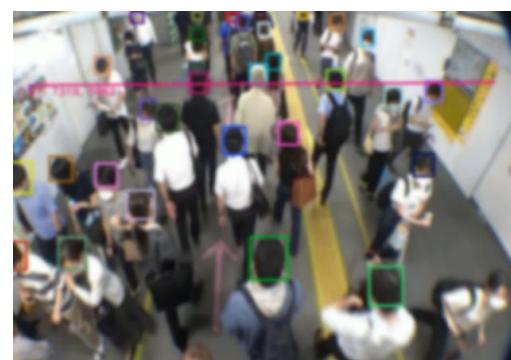


図2 AIを活用した断面交通量の計測

3. 実駅でのOD交通量の推計

3.1 データの取得方法

図3、図4に示すA、Bの2駅において、既設の防犯カメラの画角に近くなるように設置したビデオカメラの映像を用いてシステムの検証を行った。なお、一般的に防犯カメラのレコーダーを通した映像（モニターに映っている映像）は、画素数が640×480px、10fps程度であることが多いが、本システムではレコーダーより手前の映像（一般的にはHD画質1280×720px以上の画質が期待される）を直接分析することを

想定しており、高い解像度（本調査では画素数 $1440 \times 1080\text{px}$, 30fps の映像）となるビデオカメラの映像を用いて検証している。

A 駅はホーム間の乗換がほとんど発生しない駅であり、計測の対象となるビデオカメラは a-g の 7 か所である。B 駅はホーム間の乗換が各ホーム間で発生する駅であり、a-i の 9 か所を対象とした。なお、A 駅では流動状況の確認のために合流地点である h の箇所にもビデオカメラを設置している。いずれの駅も平日の朝ラッシュ時間帯 7:00-9:00 を対象としてデータを取得した。

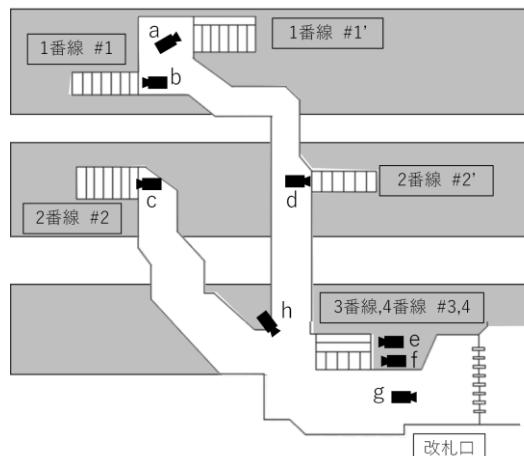


図3 A駅平面図とビデオカメラの位置図

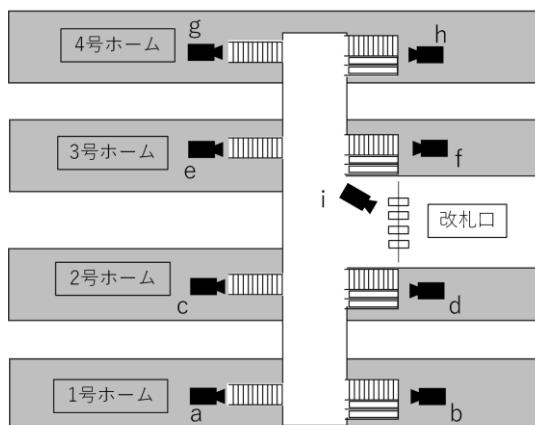
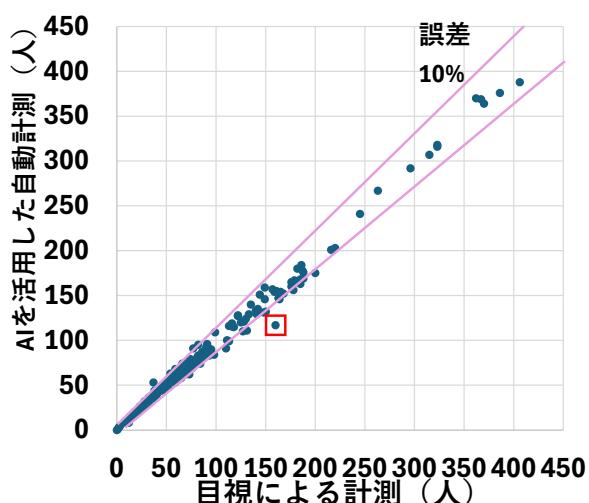
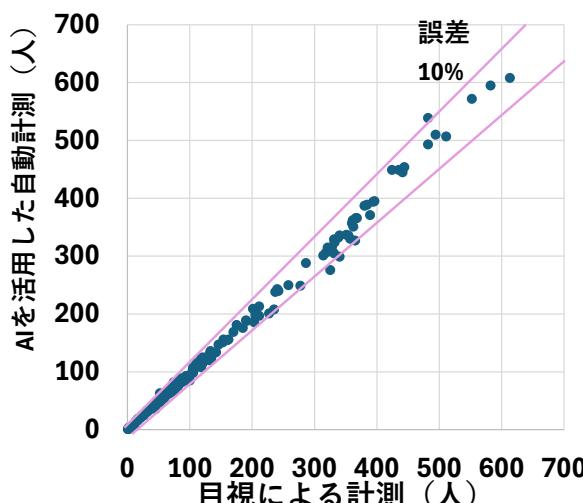


図4 B駅平面図とビデオカメラの位置図

3.2 断面交通量の計測及び精度検証

それぞれの駅で取得した各映像について、ピーク時 1 時間を対象として AI を活用した断面交通量の自動計測を行い、計測精度の検証を行った。図 5、図 6 に断面交通量の自動計測結果と、撮影した映像から目視で計測した結果の比較をそれぞれ 5 分集計でプロットした。これらの図から、誤差は概ね 10% 以内であることがわかる。なお、断面交通量が多い場合、目視計測による計測でも誤差が発生する可能性があるが、本稿では、目視計測の結果を正解とした場合の自動計測値との差を誤差としている。B 駅の一部において、AI を活用した自動計測の値が小さくなり、誤差 10% の範囲外となっている部分が見られるが（図 6 の赤枠箇



所), これは, 人工地盤の下のエスカレータを映している箇所のビデオカメラであり, 映像が暗く, エスカレータの段の黒色と人影が同化し, AIによる計測が難しかったためと考えられる。このように, 計16か所のビデオカメラのAI解析により, 著しく条件が悪くない限り, ビデオカメラのアングルが天井面との俯角で $30^{\circ} \sim 50^{\circ}$ 程度であれば, 概ね10%程度の誤差でAIによる断面交通量の計測が可能であることが確認できた。

3.3 OD交通量の推計及び精度検証

既往研究³⁾の手法に則り, 計測した各地点の断面交通量から数理最適化によりOD交通量を推計し, その精度検証を行った。数理最適化で用いるビデオカメラのネットワーク図を図7, 図8に示す。ネットワークの構成は, ビデオカメラが設置されている箇所に発生・集中ノードを配置し, 移動経路でつながっているビデオカメラ間をリンクとしてつなぎ, 移動経路が合流・分岐する箇所に分岐ノードを設定している。

断面交通量の集計では, ある1人の旅客が出発地で観測されてから目的地で観測されるまでに, 移動時間によるタイムラグが発生するため, 集計のタイミングによっては発生交通量の総和と集中交通量の総和の間に大きな差があることがある。OD交通量の推計に当たっては, この誤差を最小とする必要があることから, 発生交通量の集計時間を基準として集中交通量の集計時間をずらすことで, これを実現した。図9に集中交通量の集計時間を5秒ずつ遅らせた場合の発生交通量との相関係数を示す。これより, 35秒遅らせた場合に最も相関係数が高くなっていること, この時, 発生交通量の総和と集中交通量の総和の推移が概ね一致していることがわかる(図10)。以上より, A駅では集中交通量の集計時間を35秒遅れとし, 同様にB駅は40秒遅れとしてOD交通量を推計した。

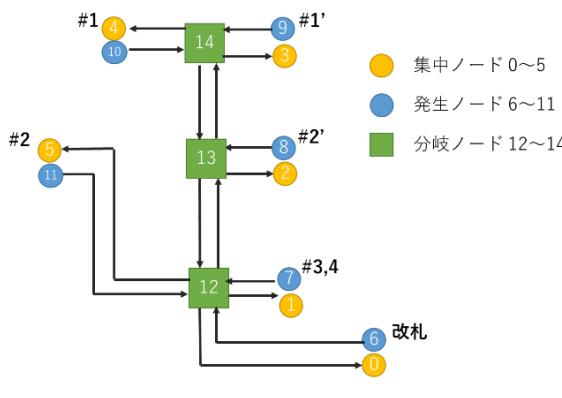


図7 A駅の防犯カメラネットワーク図

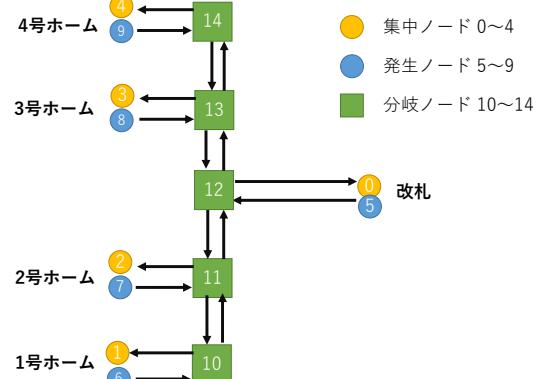


図8 B駅の防犯カメラネットワーク図

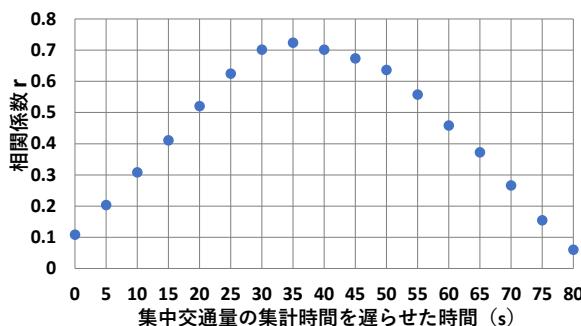


図9 発生交通量と集中交通量の相関係数
(5秒集計)

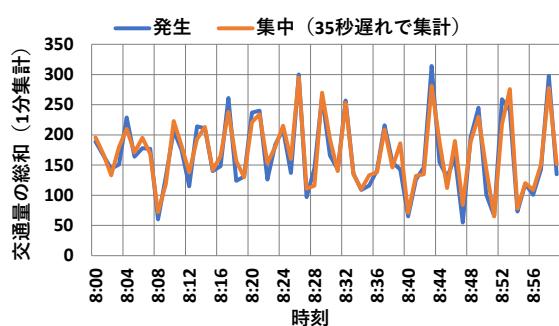


図10 発生交通量と集中交通量の時間変化
(1分集計)

OD 交通量の推計精度を検証するための OD 交通量の正解データを作成するために、本研究では、乗換旅客の少ない A 駅では、一般的な OD 交通量調査と同程度の 10%のサンプリング率で旅客の OD の抽出調査を行い、これを 1 時間の観測数に拡大したものを正解値としている。B 駅については、乗換旅客が多いことから、サンプリング率が高くなるように調査時間を 7:51~7:56 の最ピーク時間帯に限定し、サンプリング率 72.5%で旅客の OD の抽出調査を行い、同じ 5 分間の観測数に拡大したものを正解値とした。

表 1、表 2 に各駅での OD 交通量の推計結果として、推計人数および発生地点ごとの行先の比率を示す。A 駅ではホームから他のホームへ移動する乗換旅客が非常に少ないのでに対し、B 駅ではホームで発生した旅客の半数程度が乗換旅客となっていることがわかる。これは現地での観察結果とも合っている。

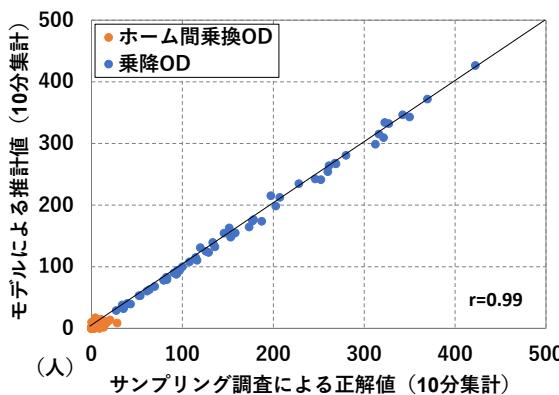
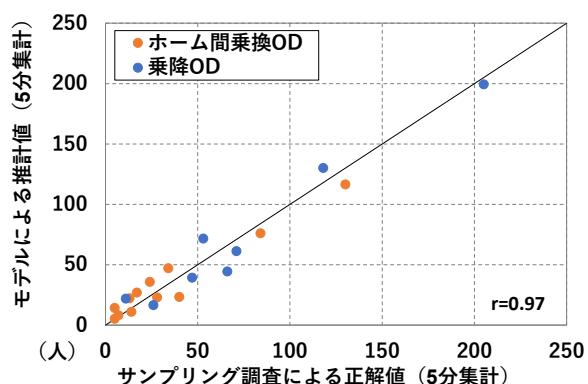
次に、図 11、図 12 にサンプリング調査により作成した OD 交通量の正解値と推計モデルによる推計結果の比較を示す。いずれの駅も正解値との相関係数は 0.97 以上となっており、本推計モデルを用いることで、高い水準で OD 交通量の傾向を捉えられることが確認できた。

表 1 OD 交通量の推計結果(A 駅 8:00~9:00)

発生 \ 集中	#1	#1'	#2	#2'	#3,4	改札
#1			6 (1%)	1 (0%)	6 (1%)	623 (98%)
#1'			6 (1%)	1 (0%)	6 (1%)	623 (97%)
#2	2 (0%)	7 (0%)			5 (0%)	1939 (99%)
#2'	2 (0%)	7 (1%)			5 (1%)	802 (98%)
#3,4	2 (0%)	6 (0%)	5 (0%)	1 (0%)		1990 (99%)
改札	470 (11%)	1345 (33%)	1057 (26%)	213 (5%)	1033 (25%)	

表 2 OD 交通量の推計結果(B 駅 7:51~7:56)

発生 \ 集中	1 号ホーム	2 号ホーム	3 号ホーム	4 号ホーム	改札
1 号ホーム		11 (11%)	8 (8%)	22 (22%)	61 (60%)
2 号ホーム	23 (28%)		5 (6%)	14 (17%)	39 (48%)
3 号ホーム	76 (28%)	23 (8%)		47 (17%)	130 (47%)
4 号ホーム	117 (31%)	36 (9%)	27 (7%)		199 (53%)
改札	72 (46%)	22 (14%)	17 (11%)	45 (29%)	

図 11 正解値と推計値の比較
(A 駅 8:00~9:00)図 12 正解値と推計値の比較
(B 駅 7:51~7:56)

4. 旅客流動の可視化

4.1 OD 交通量の可視化

OD 交通量の集計結果の表し方は、表 1、表 2 に示した表形式のものが一般的であるが、円形ダイヤコードグラムで可視化することができる（図 13）。これは、発着地点を結ぶ帯の幅（円周で各色が占有している幅）で OD 交通量を表現しているものになるが、駅施設の場合は、列車の発着に合わせて大量の人々が移動するため、OD 交通量と併せて、この発着による波動が適切な形で捉えられなければならない。そのため、

30分や1時間といった集計単位で用いられる表1や図13などの従来の表現方法では、波動や局所的な混雑箇所の把握が難しいといった課題がある。

そこで、列車の運行ダイヤでの表現を参考に、横軸を時間、縦軸を距離として1人1人の旅客の移動を表現することで、OD交通量の可視化を行う手法（以下、ダイヤグラム）を開発した。本手法では、出発地点から目的地点までの移動時間の算出に旅客流動シミュレーションを活用しており、旅客の発生時間と目的地到達時間を計算した上で、これを線分で結んでいる。なお、本検討では、移動経路が単純なため発生と集中を線分で結び、平均的な歩行速度での表現をしているが、より長い経路の分析を行う場合や、混雑度が高い駅の分析を行う場合には、区間ごとに線分を分割し、歩行速度の変化に応じて交差地点などで線分の傾き（歩行速度）を変化させて表現を行うことも考えられる。図14にダイヤグラムでの可視化イメージを示す。本手法では、引かれた線の本数により任意の時間帯・通路の混雑状況が把握でき、線と線の交差数から、旅客の交錯度合を把握することができる。

図15にA駅における8:00-8:30の30分間のダイヤグラムの例を示す。線の本数より混雑状況の把握が可能になっており、例えば8:10-8:15では比較的乗車客が少ない（背景の白い部分が多い）のに対し、8:15-8:20では乗車客（オレンジ色の線）が多く、特に改札付近で混雑していることがわかる。次に、旅客の絶対数の多寡ではなく、各区間にに対する混雑度（密度）を把握できるようにするために、旅客を表す線の太さを通路幅員に反比例させて記したもの図16に示す。これは、各区間の幅員がA区間でL、B区間で2Lであった場合、その混雑率は、1人が通過する占有率で表せるため、線の太さをA区間で $1/L$ 、B区間は $1/2L$ といったように調整し、幅員に応じた混雑状況を表現している。図15と比較して、図16の方が線の粗密が一様になっていることから、旅客の絶対数としては改札付近が多いものの、幅員に対する旅客の密度としては駅全体であまり差がないことが図から見て取ることができる。

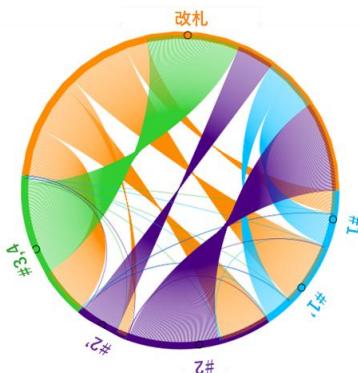


図13 円形コードダイヤグラム（A駅の例）

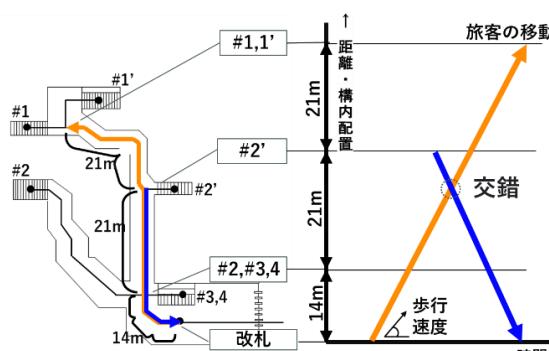


図14 OD交通量の可視化方法（A駅の例）

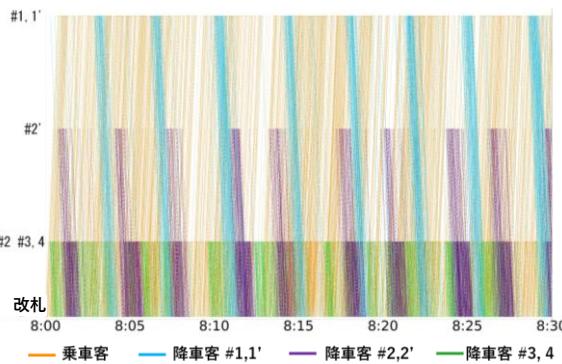


図15 OD交通量の可視化
(A駅：経路幅員未考慮)

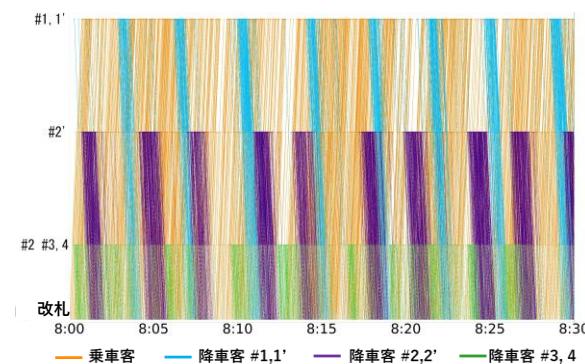


図16 OD交通量の可視化
(A駅：経路幅員考慮)

4.2 リアルタイム旅客流動の可視化

A 駅のビデオカメラ a-g を対象として、旅客分布推計システムによるリアルタイム分析（図 1 の③④）を行いリアルタイムの旅客流動状況を把握するとともに、その可視化手法を示す。ここでは録画した映像を再生しながら分析することで、リアルタイムでの分析を疑似的に再現している。

リアルタイム分析では、各カメラで計測されたリアルタイムの通過人数を、事前の OD 交通量の推計結果を基に各経路に割り振り、その後の旅客の移動状況を旅客流動シミュレーションにより予測することで、駅構内全体の混雑状況を把握する。事前分析と同様に YOLOX および ByteTrack を適用して断面交通量を計測し、毎秒の断面交通量（流入方向）に応じて、シミュレーション上でエージェントを発生・移動させることで、駅構内の旅客流動を把握する。

可視化手法としては、駅平面を格子状のメッシュで分割し、各メッシュ内の旅客密度に応じて粒子を発生させ、OD 別に発生する粒子の色を変えることで、旅客の多寡と移動方向を表現している。事前に推計した OD 推定の結果を用いることで、タイムラグがなく、リアルタイムに可視化を行うことができる。図 17 に可視化状況を示す。8:10:15 頃は駅構内の大半を乗車客が占めているのに対し、8:17:30 頃は 2 番線および 3,4 番線からの降車客が多く、乗車客と降車客が錯綜して駅構内が混雑していることがわかる。これらの状況は同時刻のビデオカメラ h (図 3) の映像とも一致している。

次に、ビデオカメラ h の映像に対して YOLOX で分析を行い映像のエリア内で検知された旅客数と、シミュレーションより算出した同箇所の人数の時間変化を比較した（図 18）。旅客が少ない時には結果が概ね一致している一方で、旅客が多くなると乖離が大きくなっていることが分かる。この理由として、旅客が集中することでオクルージョンが大きくなりビデオカメラ h の AI 計測では、奥の人数が捉えられず人の検出数が低下しているものと考えられる。

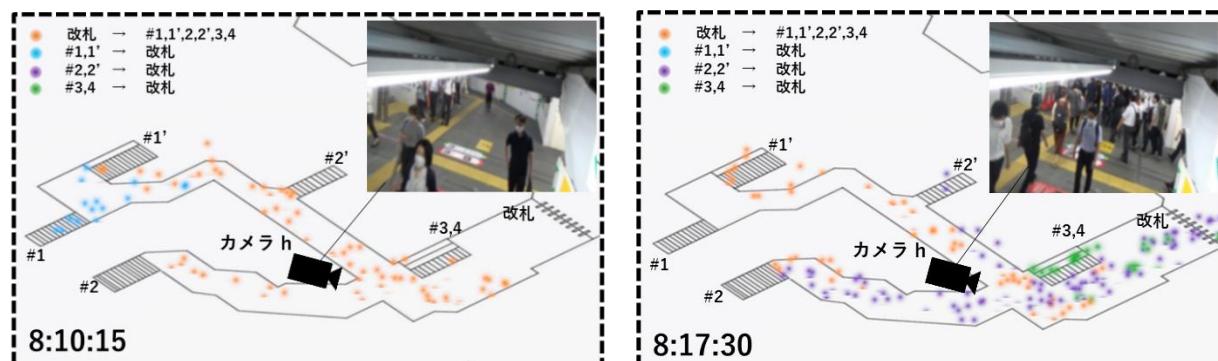


図 17 旅客流動のリアルタイム可視化状況 (A 駅)

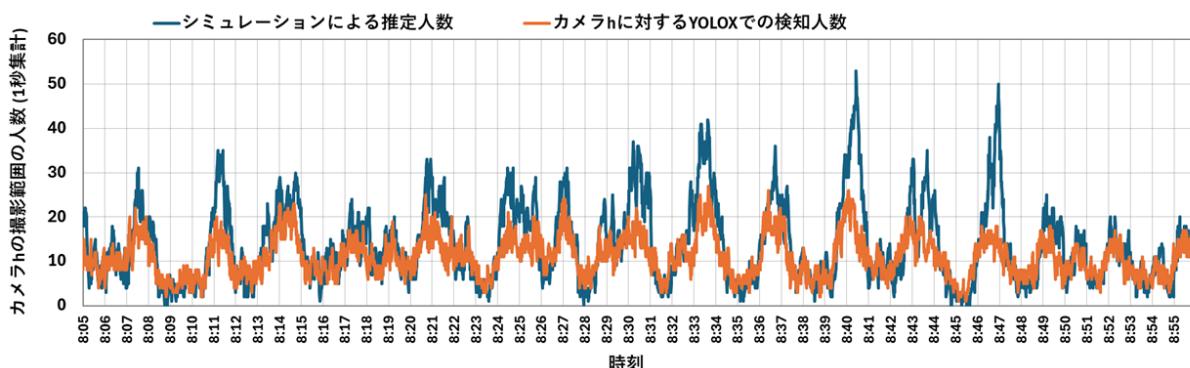


図 18 シミュレーションによる推定人数と YOLOX での検知人数

5.まとめ

開発した旅客分布推計システムに、実際に駅構内で撮影された映像を適用し、OD交通量の推計精度の検証を行ったところ、従来手法との相関係数は0.97以上となっており、高い水準でOD交通量の傾向を捉えられることが確認できた。また、得られたOD交通量に対して、ダイヤグラムによる新たな可視化手法を提案し、時系列的なOD交通量や各箇所の断面交通量の変化を表現できることを示した。さらにリアルタイムの旅客分布を推計し可視化するとともに、実際のリアルタイムの流動状況を概ね再現できていることを確認した。

今後は、防犯カメラが設置されていない箇所の把握（予測）手法を検討するとともに、旅客流動状況に合わせて動的な変化が必要な他のシステムと連携することで、より安全で快適な駅環境の構築を目指す。

謝 辞

駅構内へのビデオカメラの設置等、本研究の旅客流動調査の実施にあたり、東日本旅客鉄道株式会社、西日本旅客鉄道株式会社の関係者の皆様には多大なるご協力をいただいた。この場を借りて厚く御礼申し上げる。

文 献

- 1) 東急電鉄ニュースリリース（2016-9-15）「東急電鉄が駅構内カメラ画像配信サービス“駅視-vision（エキシビジョン）”を正式に開始（東京急行電鉄・日立製作所）」：<https://www.tokyu.co.jp/company/news/list/Pid%3D2470.html>（参照日：2024-05-09）
- 2) 西田純二、足立智之、牧村和彦、森本哲郎、上善恒雄：Wi-Fi パケットセンサーによる交通流動解析、第49回土木計画学研究発表会・講演集、216_1-9、2014
- 3) 柴田宗典、石突光隆、対馬銀河：動画解析と数理最適化モデルを用いた鉄道駅構内における分布交通量の推計手法、日本建築学会計画系論文集、88(803)、56-67、2023
- 4) 大戸廣道、青木俊幸：旅客流動シミュレーションを用いた駅計画、鉄道技術連合シンポジウム講演論文集、JRail'95 J-RAIL、469-472、1995
- 5) Zheng Ge, Songtao Liu, Feng Wang, Zeming Li, Jian Sun: “YOLOX: Exceeding YOLO Series in 2021”, arXiv:2107.08430, 2021.
- 6) Yifu Zhang, Peize Sun, Yi Jiang, Dongdong Yu, Fucheng Weng, Zehuan Yuan, Ping Luo, Wenyu Liu, Xinggang Wang: “ByteTrack: Multi-Object Tracking by Associating Every Detection Box”, arXiv 2110.06864, 2021.

鉄道総研報告

RTRI REPORT

浮きまくらぎやレール凹凸の発生状態に着目した 経年レールの疲労寿命評価

細田 充* 高橋 信貴** 弟子丸 将*

**Fatigue Life Evaluation of Aged Rails Focusing on The Occurrence State of
Hanging Sleepers and Rail-Head Surface Irregularities**

Mitsuru HOSODA Nobutaka TAKAHASHI Tadashi DESHIMARU

This study analyzed the gap under hanging sleepers and the surface irregularities of rail heads obtained on the operating railway track, which affect the fatigue life of aged rails. Fatigue tests were conducted on aged rails exhibiting surface irregularities and on aged rails with a history of being laid on hanging sleepers. On the basis of the fatigue test result, we proposed a quantitative evaluation method for the safety and control value of aged rails for extended use. This method reflects the probability of hanging sleepers, as well as the variability of the fatigue strength of aged rails.

キーワード：レール、疲労寿命、浮きまくらぎ、頭頂面凹凸、疲労試験、交換周期

1. はじめに

レールの保守管理の一環で、主に大手の事業者では、レールの曲げによる疲労破壊の防止を目的として、レールの疲労寿命に達する前に周期的なレール交換を実施している。その交換周期は、累積通過トン数（軸重×車軸通過回数）に基づいて設定されている¹⁾。

レールの寿命評価に関する研究結果^{2) 3)}から、経年レールの疲労寿命は、図1に示すように、「A: 経年レールの使用履歴」および「B: 疲労試験で評価される余寿命」によって評価できると考えられる。前者は経年レールが敷設期間中に受けた累積通過トン数、後者は営業線から撤去後の経年レールの疲労試験により得られるS-N曲線に基づき求まる通過トン数である。累積通過トン数5.4億トンを使用履歴とし、レール頭頂面凹凸（以下、頭頂面凹凸という）に起因して生じるレール底部曲げ応力により疲労強度上弱点部となる各種溶接部を対象に実施した試験結果により得た経年レールのS-N曲線を図2に示す。疲労き裂は錆肌のレール底部を起点として生じており、溶接種別毎の疲労強度の差異はほぼない。また、5年程度暴露した累積通過トン数履歴の無い錆肌レールの強度と比較しても差異が無かった⁴⁾。

金属材料の疲労特性には、ある応力以下で載荷したとしても疲労破壊しない限度値である疲労限度がある⁵⁾。例えば、構造物の疲労設計指針等ではS-N曲線に対して疲労破壊しない応力の値である打ち切り限界（以下、打ち切り限界という）⁶⁾が設定されている。経年レールでは応力全振幅200MPa程度が疲労限度と考えられており⁷⁾、それ以下の応力では疲労破壊をほとんど生じない。経年レールを対象とする応力全振幅200MPa未満の疲労試験結果は少ないが、疲労限度とS-N曲線が交差する点を折れ曲がり点として疲労限度以下の領域で傾きを半減（図2参照）し、この領域におけるS-N曲線を用いた寿命評価がこれまでなされてきた。これに対し、実際の営業線で、著大な頭頂面凹凸や浮きまくらぎが存在しない場合のレールの底部曲げ応力は、応力全振幅200MPaより十分に小さい応力領域で使用されていると考えられる²⁾。そのような応力下で使用してきた大きな累積通過トン数履歴を負った経年レールに対して疲労試験を実施し

* 軌道技術研究部 レールメンテナンス研究室

** 元 軌道技術研究部 レールメンテナンス研究室

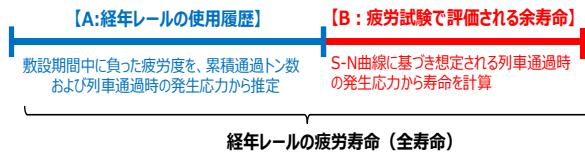


図1 経年レールの疲労寿命

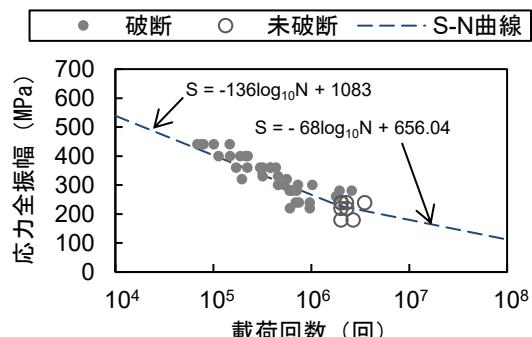


図2 既往の研究で得られた S-N 曲線

たとしても、疲労が累積していないことから図2で示した疲労試験結果やS-N曲線との差異が小さいことが予想される。この場合、経年レールの管理で打ち切り限界を設け、その応力以下でレールを使用する場合、周期交換を実施しない方策も取り得る。

本研究では、経年レールを収集して疲労試験を実施し、レールの疲労特性に関するデータを取得した。また、寿命推定に影響を及ぼすような量のレール頭頂面凹凸と浮きまくらぎについて、営業線で得られた軸箱加速度を用いて推定できる頭頂面凹凸と浮き量を入力するレール疲労寿命推定方法を提案し、交換周期延伸について検討した⁸⁾。

2. 浮きまくらぎおよび頭頂面凹凸の発生状況

2.1 営業線上の浮きまくらぎの発生状況

営業線のロングレール区間のバラスト軌道を対象に、軌道検測データを用いて浮きまくらぎの発生状況を調査した。表1に分析の対象とした線区の概要を示す。経年レールの周期交換を実施している線区である、年間通過トン数約1000万トンおよび4000万トンの2線区の合計150kmの範囲における、各溶接部(Track A: 16328箇所, Track B: 9036箇所)の前後3m区間で浮きまくらぎの浮き量を推定することとした。軌道検測車による動的な軌道検測データに対して、軌道保守管理データベースシステムLABOCSを用いて、過去に提案された浮きまくらぎの推定手法⁹⁾を適用し、統計的な分析を行った。

推定した浮き量別に発生確率をヒストグラムにした結果を図3に示す。両線区において、95%程度の溶接部において浮き量1mm以下の発生状況となっている。また、この分布に対して、いくつかの分布関数でフィットティングした結果、信頼性工学等の分野で異常値の発生確率を求める際などにも使用されるガンマ分布が良く当てはまった。そのため、ガンマ分布を仮定して、任意の発生確率における浮き量を求めることした。ガンマ分布における確率密度関数を以下に示す。

$$f(x) = \frac{1}{\beta^\alpha \Gamma(\alpha)} x^{\alpha-1} e^{-\frac{x}{\beta}} \quad (1)$$

表1 分析対象の線区の概要

線区	Track A	Track B
レール種別	JIS 60kg レール	
調査延長	150 km	
軌道構造	バラスト軌道	
年間通過トン数	1000万トン	4000万トン
調査溶接箇所	16328箇所	9036箇所

ここで、 α は形状母数、 β は尺度母数であり、これら係数を図3で示した累積確率に対してフィッティングで求めた。求めた近似式は、決定係数99%程度であり、良好な一致傾向であった。

浮き量の最大値、平均値、 α 、 β 、発生確率5%および1%浮き量の値を表2に示す。ガンマ分布による累積確率で見ても、浮き量1mm以上は、5%以下の発生確率となっている。これは、例えば浮き量1mmを想定して疲労寿命を推定する場合にも95%の溶接部に発生している浮き量を含む評価になっていることを意味する。また、より安全側の評価を行うのであれば、発生確率1%等の値を設定することも考えられるが、後述する頭頂面凹凸の設定値の発生確率や経年レールの疲労試験結果のばらつきも確率として考慮し、それらを全て掛け合わせた寿命の推定における評価となるため、それらを勘案した確率設定とする必要がある。

一方で、溶接部には頭頂面凹凸が存在し、列車通過時の衝撃荷重が大きくなり疲労強度上の弱点箇所となる。また、溶接部以外においても、浮き量が大きい場合は、頭頂面凹凸が溶接部より小さくてもレール底部の発生応力が増加することにより、疲労寿命が低下することも懸念される。そこで、同線区で溶接部の前後の3m区間を除いた25m区間毎に最大の浮き量を推定し、同様な統計分析を行った。溶接部同様、浮き量の統計値の結果を表3に、浮き量別の発生確率をヒストグラムにした結果を図4に示す。なお、この

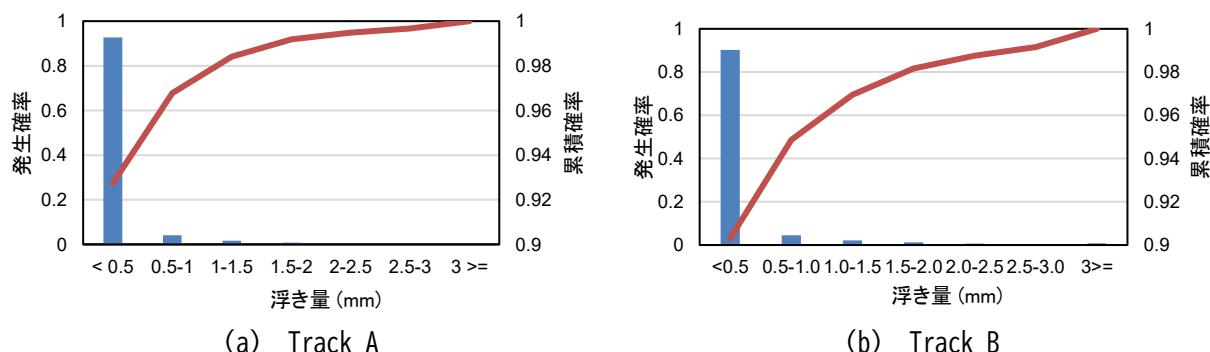


図3 浮きまくらぎ（溶接部）の発生確率ヒストグラム

表2 溶接部の浮きまくらぎ発生確率

線区	Track A	Track B
最大値	5.8 mm	8.8 mm
平均値	0.11 mm	0.17 mm
α	0.11	0.11
β	1.12	1.60
1% 発生確率	1.9 mm	2.6 mm
5% 発生確率	0.8 mm	0.9 mm

表3 溶接部以外の浮きまくらぎ発生確率

線区	Track A	Track B
最大値	9.5 mm	12.7 mm
平均値	0.54 mm	0.57 mm
α	0.56	0.35
β	1.02	1.60
1% 発生確率	3.5 mm	4.5 mm
5% 発生確率	2.3 mm	2.4 mm

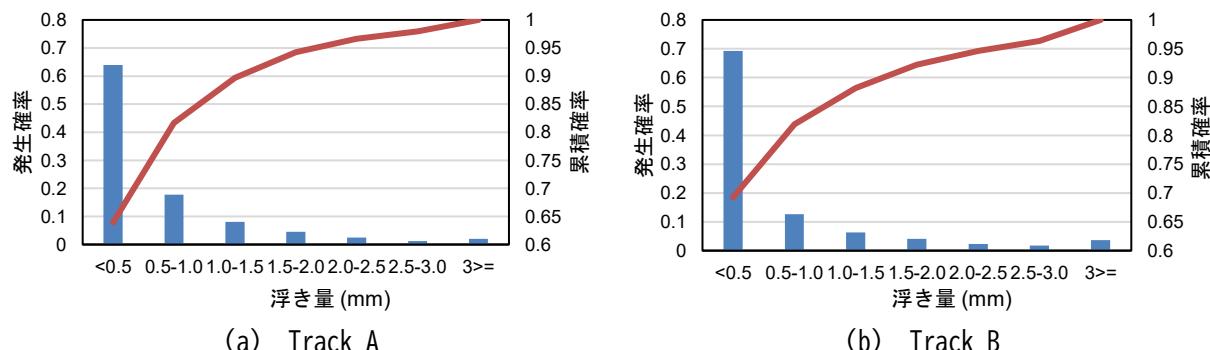


図4 浮きまくらぎ（溶接部以外）の発生確率ヒストグラム

分布に対しても、いくつかの分布関数でフィッティングした結果、溶接部と同様にガンマ分布が良く当てはまった。溶接部のみを対象とした場合の結果と比較して、同じ線区でも対象延長が長く、これに応じて対象箇所数が大きくなる分、全体的に浮き量の値が大きくなっている。また、発生確率 5%および 1%の浮き量をみると、それぞれ 2.3~2.4 mm および 3.5~4.5 mm となっている。そのため、溶接部と同等の浮きまくらぎの発生確率（5%）で評価することを考えた場合、浮き量は 2.5 mm 程度となる。したがって、今回の結果においては、溶接部の頭頂面凹凸が浮きまくらぎの発生に大きく影響していないように見える。この点に関しては、バラスト道床のつき固めなどの補修作業の影響やレール長手方向のバラスト道床のまくらぎ支持係数のばらつきなどの頭頂面凹凸以外の要因の影響が考えられ、さらなる研究が必要である。

2.2 営業線上の頭頂面凹凸の実態調査

グラインダ等で頭頂面凹凸を一度も削正して除去していない区間の溶接部において測定した頭頂面凹凸のデータを用いて、浮きまくらぎと同様に統計的な分析を実施した。頭頂面凹凸の測定については、レール溶接部を中心として長さ方向 1 m の範囲の 1m 弦および 100mm 弦の凹凸を把握するレール頭頂面凹凸測定器（図 5）を用いて測定した。

表 4 に頭頂面凹凸データを分析した線区の概要を示す。年間通過トン数約 3,000 万トン（Track C）および 1,700 万トン（Track D）の 2 線区で、エンクローズアーク溶接を対象に測定した結果を整理した。これは、エンクローズアーク溶接部の凹凸進みが他の溶接種別の凹凸進みと比較して大きいという過去の調査結果²⁾に基づくものである。なお、後に記す経年レールの疲労寿命を計算する際、従来から頭頂面凹凸量のみならず凹凸進み（各溶接部の累積通過トン数 1 億トンあたりの 100 mm 弦凹凸量）も指標として用いているため、ここでは両指標を用いて評価することとした。

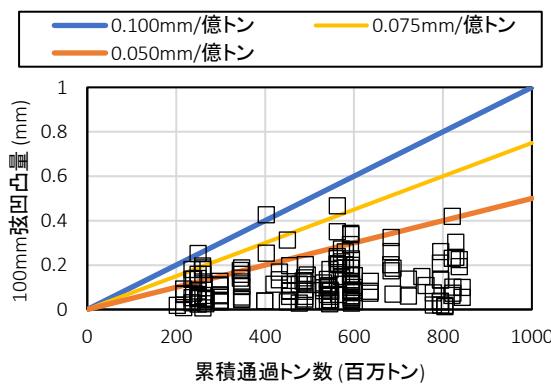
図 6 に頭頂面凹凸量と累積通過トン数の関係を示す。Track C の 2 点を除いて凹凸進みが 0.1 mm/億トンに収まっていることがわかる。次に頭頂面凹凸量別および凹凸進み別の統計値を表 5 に示す。両線区にお



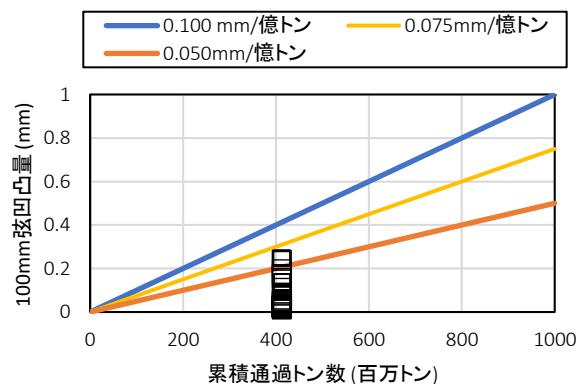
図 5 レール頭頂面凹凸測定器の概要

表 4 分析対象線区の概要

線区	Track C	Track D
年間通過トン数	3000 万トン	1700 万トン
累積通過トン数	2~8.5 億トン	4.3 億トン
軌道構造	バラスト軌道	スラブ軌道
溶接箇所数	164 箇所	100 箇所



(a) Track C



(b) Track D

図 6 頭頂面凹凸量と累積通過トン数の関係

表5 溶接部の頭頂面凹凸の発生確率

種別	頭頂面凹凸別		凹凸進み別	
	Track C	Track D	Track C	Track D
最大値	0.47 mm	0.25 mm	0.11 mm	0.06 mm
平均値	0.13 mm	0.07 mm	0.03 mm	0.02 mm
形状母数 α	0.93	0.64	1.79	1.22
尺度母数 β	9.12	7.58	1.46	1.50
1% 発生確率	0.40 mm	0.27 mm	0.09 mm	0.08 mm
5% 発生確率	0.26 mm	0.17 mm	0.06 mm	0.05 mm

いて、95 %程度の溶接部において、頭頂面凹凸量が 0.26 mm 以下、凹凸進みが 0.05 mm/億トン以下であった。さらに、図 6 に示す凹凸量の頻度分布が図 3 に示すような分布を示したことから、フィッティングから求めたガンマ分布による確率密度関数から発生確率 1 %の頭頂面凹凸量および凹凸進みをみると、それぞれ 0.27~0.40 mm および 0.08~0.09 mm/億トンであった。

3. 経年レールの疲労試験

前章に示した浮き量 7mm といった大きな浮きまくらぎが発生している中間部（溶接部等を除いた一般区間）もしくは凹凸量 0.5mm といった大きな頭頂面凹凸が発生している溶接部の中から、交換周期に達するような経年レールを収集して 4 点曲げの疲労試験を実施し、応力と破断回数の関係（S-N 線図）を求めるところとした。

表 6 に営業線から収集した経年レールの使用履歴や諸元を示す。累積通過トン数 6.0~9.2 億トンの使用履歴を有する未削正の溶接部の経年レール、および浮き量の大きな中間部等の経年レールを試験対象とした。未削正の溶接部では、頭頂面凹凸が最大 0.5mm に達していた。また、中間部で著大な浮きまくらぎが発生していると、頭頂面凹凸がなくても、溶接部以上に列車通過時のレールの底部曲げ応力が大きくなる場合があるため、浮き量が最大 7mm 程度の中間部の経年レールも収集した。試験本数は 45 本とし、このうち、ガス圧接部（GPW）20 本、テルミット溶接部（TW）5 本、中間部 10 本、伸縮継目 10 本とした。なお、伸縮継目については採取したトングレールの断面が左右非対称であることから、レール頭部に一部、載荷のための加工を施して疲労試験を実施した。

図 7 にレール曲げ疲労試験機の概要、表 7 に試験条件を示す。試験体をレール曲げ疲労試験機に据え付け、乾燥状態で片振りによる 4 点曲げの疲労試験を行った。スパン 1,300 mm でレールを支持し、載荷点および支持部でのフレッティング疲労（試験片と試験機の各接点との間に発生する微細な相対すべりにより生じる疲労破壊）を防止するため、各接点は回転可能なローラーとしている。また、本試験では最小応力 30 MPa の片振り試験であったが、実軌道上においては応力 0 MPa からの片振り状態であるため、過去の研究に則り、応力全振幅の換算を行った。応力全振幅の換算式を式(2)に示す。溶接部各種の破断強度は、ここでは表 8 に示す各溶接種別の静的曲げ試験等における破断強度を用いた。

$$\sigma'_A = \sigma_T \cdot \frac{\sigma_A}{(\sigma_T - \sigma_{min})} \quad (2)$$

ここで、 σ'_A ：換算後の応力全振幅、 σ_T ：試験片の破断強度、 σ_A ：試験時の応力全振幅、 σ_{min} ：試験時の最小応力である。

図 8 に試験結果（図中の矢印は未破断であることを示している）を、表 9 に試験結果から求めた S-N 曲線

表6 収集した経年レールの諸元

線別	在来線	新幹線
レール種別	50kgN, 60kg	60kg
累積通過トン数	約6~9.2億トン	約8億トン
試験体種別	溶接部(GPW) 溶接部(TW)	溶接部(GPW) 中間部(浮きまくらぎ)
敷設時最大浮き量	最大1.90mm	最大7mm
最大レール凹凸量	最大0.50mm	最大0.03mm(削正有)

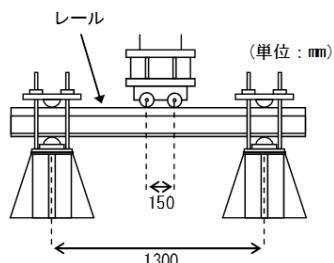


図7 実レールの曲げ疲労試験の概要

表7 試験条件

項目	試験条件
試験方法	片振り4点曲げ
最小試験応力	30MPa
試験環境	常温, 大気中
載荷周波数	2.0~5.0Hz

表8 破断強度

溶接種別・母材	破断強度 (単位: MPa)
母材	1500
ガス圧接	861
テルミット溶接	683

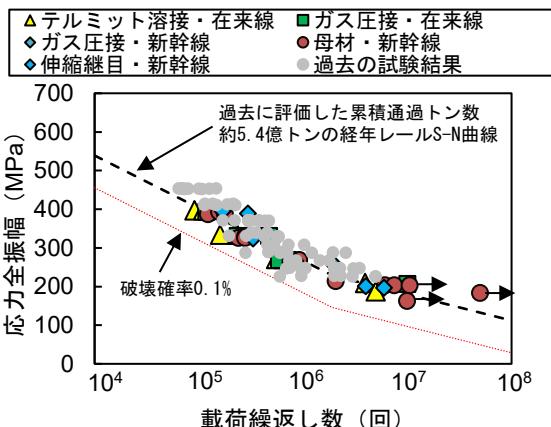


図8 実レールの曲げ疲労試験の結果

の切片を示す。応力全振幅 200MPa 以上の領域では、全ての試験体が破断に至った。ここでは、傾きを固定し切片の変化に着目することでパラメータの影響度を把握する目的で、過去の研究で得られた S-N 曲線²⁾から引き続き S-N 曲線の傾きをどの条件においても -136 で一定にして、切片を最小二乗法で求めた。切片の値に着目すると、今回の試験結果から求まる S-N 曲線と過去の累積通過トン数 5.4 億トンの経年レールの S-N 曲線ではほぼ同じ結果だった。また、破壊確率 0.1%（過去に提案した在来線における経年レールの疲労強度のばらつきを考慮して設定した下限値）の S-N 曲線の切片を上回っていることがわかる。さらに、本試験結果から、7.5 億トン未満（平均累積通過トン数 6.5 億トン）および 7.5 億トン以上（平均累積通過トン数 8.0 億トン）に分類して同様に切片を求めた結果、これらも同程度の値となった。以上から累積通過トンが多く、かつ最大 0.5mm 程度の頭頂面凹凸または最大 7mm 程度の浮きまくらぎが発生している状態で敷設されていても、さらに継続して使用するのに十分な疲労強度があることを確認できた。また、応力全振幅が 180MPa 以上 200MPa 未満の領域では、破断、未破断が分かれる傾向を示したが、180MPa 未満の応力全振幅では全て未破断であった。載荷回数 1,000 万回を超えて未破断となつたレール試験片は 3 本（図 8 中に黒矢印が付してあるもの）あり、うち 1 本は応力全振幅 180MPa の条件で、他の試験体よりも高サイクルとなる 5,000 万回まで載荷したが未破断であった。

表9 S-N 曲線の切片

項目	切片
本試験の全供試体	1085
累積通過トン数 7.4 億トン (平均 6.5 億トン)以下	1075
累積通過トン数 7.5 億トン (平均 8.0 億トン)以上	1098
過去に提案された S-N 曲線 (平均 5.4 億トン)	1083
破壊確率 0.1% の S-N 曲線	993

4. 浮きまくらぎおよび頭頂面凹凸量の発生確率を考慮した経年レールの疲労寿命の評価

前章で述べた疲労試験結果より、交換周期延伸の可能性が認められたため、過去に構築した累積損傷則に基づく寿命評価法^{1) 2)}を用いてレールの疲労寿命を試算した。図9に寿命予測のフローチャートを示す。ここではレール溶接部を対象として評価した。未削正または浮きまくらぎが存在する平均累積通過トン数8億の経年レールでも、過去のS-N曲線と同等の強度が得られたことから、経年レールを収集した時点での経験している履歴からの余寿命を求め、経年レールの履歴に加えることで、全体の疲労寿命を推定することとした。なお、疲労強度の特性曲線には、過去の研究で得られた図2のS-N線図を用いた。また、表10に示す通り、レール溶接部の頭頂面凹凸(VおよびW)および浮きまくらぎの浮き量(H)に応じたレールの底部曲げ応力を推定した。破壊確率は、浮きまくらぎの発生確率が5%，頭頂面凹凸進みが1%およびS-N曲線については下限値である0.1%の発生確率とした。なお、過去の調査結果では、レール溶接部での頭頂面凹凸は最大で0.10mm/億トン程度であると考えられている。

表11にレールの寿命推定結果を示す。ここで、溶接部については頭頂面凹凸進みを0.10mm/億トン、浮きまくらぎの発生確率を5%として、浮き量は1.0mmとした。中間部の浮きまくらぎ箇所については、頭頂面凹凸進みはないものとし、浮きまくらぎの発生確率を5%として、浮き量は2.5mmとした。溶接部の条件における推定寿命は50kgNレールで10.8億トン程度、60kgレールで11.7億トン程度であった。また、中間部の大きな浮きまくらぎが生じている箇所を想定して算定した推定寿命は、溶接部と比較して長い寿命と推定された。以上の結果から、レールの疲労寿命は現行の交換周期である6~8億トンよりも余裕があることが示された。

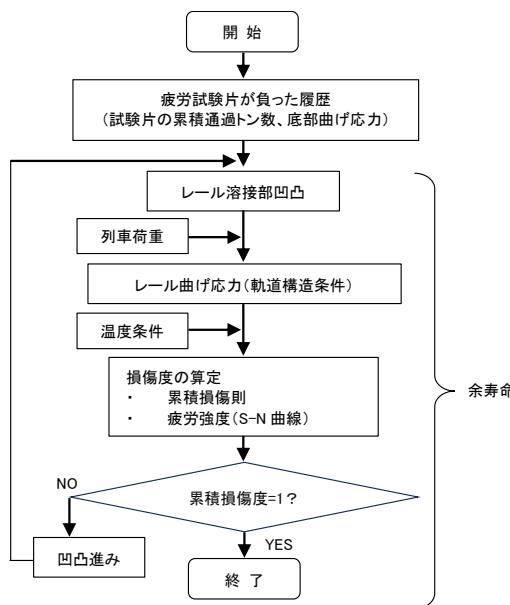


図9 寿命予測フローチャート

表10 レール底部曲げ応力の推定式

レール種別	推定式(単位は MPa)
50kgN	$30.8V + 10.0W + 6.8H + 50.0$
60kg	$38.4V + 5.0W + 3.6H + 41.9$

※ V, W, H はいずれも単位:mm

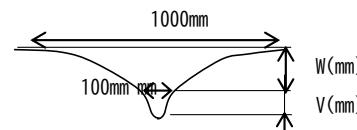


表11 寿命推定結果

レール種別	溶接の有無	レール凹凸進み (mm/億トン)	浮き量 (mm)	推定寿命 (億トン)
50kgN	あり	0.1	1.0	10.8
	なし	0	2.5	20.7
60kg	あり	0.1	1.0	11.7
	なし	0	2.5	39.2

5. 周期交換の延伸および応力の打ち切り限界の設定

前章に示したように、収集した経年レールは供用期間中と同様な保守状態であれば、疲労は大きく累積されないことが推定される。また、別途実施している、 $10^8\sim10^9$ の載荷回数の超高サイクル領域での疲労試験でも、疲労限度以下であれば疲労破壊が発生しないという結果が得られており、累積通過トン数が 10 億トン以上に達してさらに使用しても良いとされている³⁾。これは、レール底部の疲労破壊が発生する可能性が低いことを示している。さらに、構造物の疲労設計等では一般に、一定の発生応力以下で使用される場合、発生応力の打ち切り限界を定め、それ以下の使用環境下であれば、累積疲労を考慮しなくてもよい、というものである。各事業者の判断にもよるが、良好な軌道状態が維持されていれば車通過時の底部曲げ応力が小さいことを想定することができ、かつ、表面が鏽肌で安定している場合には、疲労強度が低下することは考え難く、累積通過トン数による周期交換を実施しないといった判断もありうると考えられる。

ここで、周期交換を実施しないための底部曲げ応力の打ち切り限界の検討の方法については、過去の研究でも提案しているレールの疲労限度と底部曲げ応力の比から求められる健全度⁹⁾を指標として、一定の値以上で健全度を保つような保守管理を実施すればよいと考えられる。

レールの健全度は以下の式で表される。

$$f_h = 1 - \frac{\sigma_m}{\sigma_c} \quad (3)$$

ここで、 f_h は健全度、 σ_m はレールの底部曲げ応力(MPa)、 σ_c は疲労限度(MPa)である。応力全振幅 200MPa を疲労限度として、かつ、ロングレールの温度低下時の引張軸力を安全側に考慮して 120MPa 作用すると考えると、耐久限度線図から得られる疲労限度の補正式⁴⁾は以下のようになる。

$$\sigma_c' = \sigma_c \left(1 - \frac{\sigma_{min}}{\sigma_T} \right) \quad (4)$$

ここで、 σ_c' は補正した疲労限度、 σ_{min} は引張軸力 (120MPa)、 σ_T はレールの真破断強度 (1500MPa) である。これらの値から σ_c' は 184MPa となり、健全度を求める式(3)の σ_c の値として代入する。

次に、底部曲げ応力 σ_m については、例えば表 10 の推定式に示したように、頭頂面凹凸量と浮き量によって決まるところから、推定式を用いて健全度を求めると図 10 の通りとなる。頭頂面凹凸量と浮き量が大きくなるに伴い、底部曲げ応力が大きくなり、健全度が低下することが分かる。ここで、一般的な金属材料においてはき裂発生限度を疲労限度の 2 割減（疲労限度はレールが折損する応力の限度、き裂発生限度はき裂が発生する応力の限度）としていることから、健全度 0.2 以上で管理されていれば、安全に使用できると考えられる。そのため、ここでは余裕を見て健全度 0.3 未満の値を見していくと、50kgN レールで、浮き量 8mm 以上かつ凹凸量 0.5mm 以上の条件では、0.3 未満となっている。

なお、軌道の保守管理の実務において、健全度が 0.3 以下となった場合、バラストの突き固めによる浮きまくらぎの解消、レール削正による頭頂面凹凸の解消、さらにレールの交換といった処置の検討を行うことになる。他方、レール健全度が 0.3 を上回る場合には、予測した推定寿命まで交換周期までレールの交換周期を延伸することができる。

今後、レールを長く使用者の場合に、頭頂面凹凸が大きくなることも考えられるため、そのような箇所ではレール削正や部分的なレール交換等の保守管理が必要である。さらに、著大な浮きまくらぎが発生している区間も想定され、このような場所では現状でもレール折損のリスクがあることから、本手法を活用し

てレール管理を実施することが望ましい。また、50kgN レールと比較して、60kg レールは健全度 0.3 に対して、余裕のある状態であることがわかる。経年レールの疲労試験において、浮き量 7mm 程度が発生していても強度が低下しなかったのは、健全度が 0.3 以上となる状態で使用されていたためと考えられる。ただし、底部曲げ応力は輪重が増大するに伴って値が大きくなるため、重量の重い列車が通過する線区等では注意が必要である。

なお、従来通りのレール交換が安全側の管理となることは言うまでもなく、今後、レール頭部の損傷状況等も勘案して、判断を検討するべきである。また、一定の経年を有するレールに対し、疲労試験の実施によって疲労強度を確認することやレール底部の腐食状況を検査することは、今後も有効である。

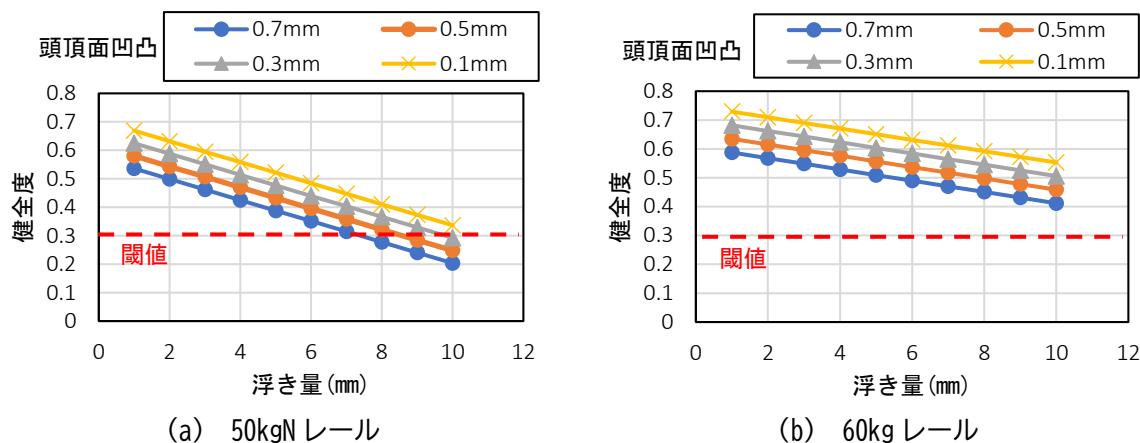


図 10 レール健全度と頭頂面凹凸および浮き量の関係

6.まとめ

本研究では、鉄道の経年レールの疲労寿命に影響すると考えられる浮きまくらぎや頭頂面凹凸に着目し、営業線におけるそれらの発生状況について統計的に分析した。また、大きな浮きまくらぎや頭頂面凹凸が発生している場合の経年レールの疲労試験を行い、経年レールの疲労特性に関するデータを取得するとともに、浮きまくらぎや頭頂面凹凸の発生確率および経年レールの疲労強度のばらつきを考慮したレールの保守管理における安全性の定量的な評価方法について提案した。その内容をまとめると次の通りである。

- (1) 経年レールの疲労寿命を推定する際の応答値であるレールの底部曲げ応力に影響する浮きまくらぎおよび頭頂面凹凸の発生状況を、営業線における検査データ等に基づいて統計的に評価した。浮き量および頭頂面凹凸量ごとに、確率密度関数によって評価した結果、ガンマ分布が良く当てはまることが確認した。
- (2) 現行の経年レールの交換周期である累積通過トン数 8 億トンに達し、かつ大きな浮きまくらぎや頭頂面凹凸が生じている経年レールに対して曲げ疲労試験を実施した。その結果、現行の交換周期に達したレールも、過去に試験した経年レール(累積通過トン数 5.4 億トン)と同程度の疲労強度が確認された。
- (3) (2)の疲労試験の結果より、経年レールの S-N 曲線は累積通過トン数に拠らず同一であり、浮きまくらぎや頭頂面凹凸が一定の値以下であれば、さらに交換周期を延伸することが可能である見通しが得られた。
- (4) 交換周期の延伸および撤廃した場合に、大きな浮きまくらぎや頭頂面凹凸が生じる環境で使用される場合に、レール底部曲げ応力が大きくなることでレール折損に至る可能性がある。このような箇所でのレール折損を防止するための指標として、レールの底部曲げ応力と疲労限度から求められるレール健全度を

提案した。

- (5) レール健全度が 0.3 を下回らないように、頭頂面凹凸および浮きまくらぎを管理することによって、レール底部からの疲労破壊の発生を回避することができると考えられる。なお、腐食や頭部傷等の損傷については別途超音波探傷等で管理する必要がある。

文 献

- 1) 例えば新版軌道材料編集委員会：新版軌道材料、鉄道現業社, pp.41-42, 2011
- 2) 弟子丸将, 片岡宏夫, 阿部則次, 大野宗伸：経年ロングレールの疲労寿命推定, 鉄道総研報告, Vol.20, No.4, pp.5-10, 2006
- 3) 水谷淳, 細田充, 片岡宏夫, 山本隆一：高繰り返し数領域のレール疲労寿命を考慮したレール交換周期延伸の検討, 鉄道工学シンポジウム論文集, 第 22 号, pp.173-177, 2018
- 4) 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 軌道構造, pp.33-40, 2011
- 5) 例えば村上敬宣：金属疲労微小欠陥と介在物の影響, 養賢堂, 2004
- 6) 日本鋼構造協会編：鋼構造物の疲労設計指針・同解説, pp.33-50, 2012
- 7) 細田充, 水谷淳, 岩崎幹大, 山本隆一：鉄道の経年レールの底部の表面粗さによる疲労限度の予測手法と疲労試験方法の違いによる影響, 日本機械学会論文集, Vol.86, No.888, DOI:10.1299/transjsme.20-00147, 2020
- 8) 細田充, 高橋信貴, 弟子丸将：レール応力に影響を及ぼす浮きまくらぎやレール凹凸の発生状態に着目した経年レールの疲労寿命評価, 日本機械学会論文集, Vol.91, No.941, 16 頁, 2025
- 9) 相澤宏行, 細田充, 山本隆一, 田中博文, 森健矢：トンネル漏水箇所におけるレール折損の原因推定と管理手法の提案, 鉄道総研報告, Vol.37, No.8, pp.11-12, 2023

鉄道総研報告

RTRI REPORT

鉄道橋りょう・高架橋の骨格曲線の形状が 所要降伏震度スペクトルに与える影響

坂井 公俊*

Influence of Smoothness in Skeleton Curve of Railway Bridge and Viaduct on
Nonlinear Response Spectrum

Kimitoshi SAKAI

This study investigates how the smoothness of the skeleton curve affects the seismic response of a structure before it yields. The bulging of the skeleton curve was characterized by the ratio of initial stiffness in a bilinear model, followed by numerous nonlinear dynamic analyses. The results showed that, for ductility $\mu = 1$, the ratio of the required demand yield seismic coefficient drops below 1 when the natural period of the structure (T_{eq}) is short, reducing the seismic response values. The findings of this study can be applied to seismic response for structures. Particularly, they are expected to improve the accuracy and rationalization of structural behavior before and after yielding, specifically the structural behavior during Level 1 earthquakes and the immediate estimation of structural integrity after an earthquake.

キーワード：橋りょう・高架橋、骨格曲線、バイリニアモデル、所要降伏震度スペクトル

1. はじめに

構造物の耐震設計を行う際の地震応答値算定手法としては、非線形の地震応答解析が用いられることが多い（例えば^{1) 2)}。この時の構造物のモデル化手法、解析手法としては様々なものが考えられるが、必ずしもすべての現象を表現できる必要は無く、工学的な要請を考慮³⁾した上で、適切な手法を選択することが重要になる。構造物の耐震設計における工学的な要請は、構造物が安全性や復旧性といった地震時要求性能を満足するか否かを、現実的な作業量、コストで適切に把握することである。

このような観点で、一般的な形状を有する鉄道橋りょう・高架橋の地震応答値は、以下の手順によって算定されている⁴⁾。まず、構造物全体系をモデル化したブッシュオーバー解析によって、構造物を一つの系と捉えた場合の荷重－変位関係を把握するとともに、構造物の等価固有周期 T_{eq} 、降伏震度 k_{hy} を求める。そして、 T_{eq} と k_{hy} をパラメータとした所要降伏震度スペクトルによって構造物の応答塑性率 μ 、地震応答値を算定する。この所要降伏震度スペクトルを作成する際の構造物は、等価 1 自由度モデルという単純化したモデルを用いている。構造物の等価 1 自由度モデルは、骨格曲線をバイリニアモデル、履歴曲線をクラフモデルとする等、実構造物の挙動をシンプルに表現した特性を用いている⁵⁾。また、鉄道構造物以外にも非線形応答スペクトル法に関する検討が実施されている^{6) 7)}が、いずれの構造物のモデル化方法、非線形特性とも比較的単純なものが採用されている。所要降伏震度スペクトルは、構造物のモデル化次元、非線形特性を単純化することで、数少ないパラメータのみから地震応答値を簡易に算出可能であるというメリットがある一方で、モデルを単純化しているために地震応答値の推定精度が低下するという懸念も考えられる。

特にレベル 1 地震動に対しては、構造物の降伏前後の応答を確認するケースが多いと考えられる。この時に、前述した等価 1 自由度モデルにおける降伏前の骨格は、原点と降伏点を通る割線剛性という実構造物よりも相対的に柔らかい剛性を有する線形モデルとなっている。そのため、詳細な構造物をモデル化した非線形動的解析の結果よりも大きな応答変位が得られる可能性が高いと考えられる。この乖離の大きさ

* 鉄道地震工学研究センター 地震応答制御研究室

は、構造物の周期特性、降伏前の各種部材の非線形化の順序・程度、地震動の特性等によって変化すると考えられるが、これを定量的に評価した事例はこれまでほとんどない。骨格を単純化する影響を把握とともに、これを容易に考慮する手法を構築することで、設計の合理化・適正化が期待される。

以上は構造物の設計という観点での議論であるが、地震発生後の鉄道構造物の損傷状況の迅速な把握も重要な観点である。例えば、2018年大阪府北部地震のような「構造物に損傷が発生するか否かの境界レベルの地震（以降、中小規模地震）」が近年頻発しているが、このような地震において被害状況の把握やその後の復旧作業等に時間を要し、地震発生後の鉄道の早期運転再開という観点での課題が浮き彫りになっている^{例えば8)}。これを解決する一つの方法として、地震発生後の鉄道構造物の健全度判定を高度化することが考えられる。

これに資する情報を鉄道事業者に配信することを目的として、著者らは「鉄道地震被害推定情報配信システム」を開発、運用している^{例えば9)}。これには構造物の損傷程度を即時推定する機能を実装しているが、損傷程度の推定手法としては構造物の等価固有周期 T_{eq} 、降伏震度 k_{hy} と地震動の最大加速度 PGA 、卓越周期 T といった情報をパラメータとして提案された「構造物の被害推定ノモグラム」¹⁰⁾¹¹⁾を用いている。そして、この構造物の被害推定ノモグラムを構築する際の構造物モデルとしては等価 1 自由度モデル、骨格曲線としてバイリニアモデルが採用されている。そのため、鉄道構造物の継続使用という観点で特に重要になると考えられる構造物の降伏前後の損傷程度については、設計時と同様に大きめの応答値を推定している可能性が高い。これをより適正化するためには、構造物の降伏前後の応答を簡易かつより適切に推定可能とする手法が必要となる。

このような観点で、著者らは構造物の等価 1 自由度モデルに用いる骨格曲線の高度化に向けた検討を行っている¹²⁾。これは、構造物の骨格曲線として、前述したバイリニアモデルの折れ点よりも前の線形部分に、プッシュオーバー解析によって得られる構造物全体系の荷重一変位関係（骨格曲線）が有する膨らみを表現する橿円形の骨格を付加することで、構造物降伏前の地震応答値をより適切に表現することを目指したものである。これによって、多自由度系の詳細な構造物モデルによる地震応答値の再現性が高くなることを確認するとともに、従来よりも地震応答値の精度向上が期待されることを確認している¹²⁾。その一方で、この検討は鉄道構造物等設計標準・同解説（耐震設計）（以降、耐震標準）に示される標準的な L2 地震動⁴⁾と限られた構造物条件のみを対象とした解析に留まっている。

以上を踏まえ、中小規模地震時の構造物挙動を簡易かつ適切に推定可能とするための基礎的検討として、構造物の降伏前の骨格曲線の膨らみの程度が地震応答値に与える影響を把握した事例¹³⁾について報告する。なお本検討では、構造物の降伏前の骨格曲線、つまりバイリニアモデルの線形状態の領域の影響に着目した議論を行う。そのため、この領域の履歴特性や構造物の降伏以降の骨格、履歴の影響については従来の等価 1 自由度モデルの知見をそのまま適用している。

2. 検討条件、解析条件

2.1 構造物のモデル化

ここではまず、本検討で用いる構造物の非線形特性について説明する。既往の検討¹²⁾では、構造物の非線形特性として、構造物降伏前の線形弾性体の領域に「橿円で表現する関数」を付加することで、構造物降伏前の骨格曲線の膨らみを適切に表現することを可能としている（図 1）。このモデルは、ある特定の構造物を対象としたプッシュオーバー解析の結果が存在する場合に、適切かつ比較的容易に構造物の荷重一変位関係を再現する骨格曲線の設定が可能となる。その一方で、橿円の形状を表現するためのパラメータと

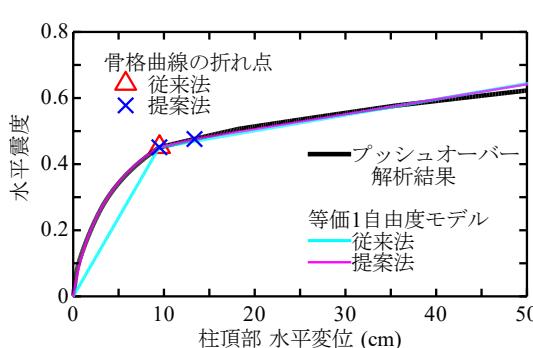


図1 バイリニアモデルと提案モデル¹²⁾
の骨格曲線

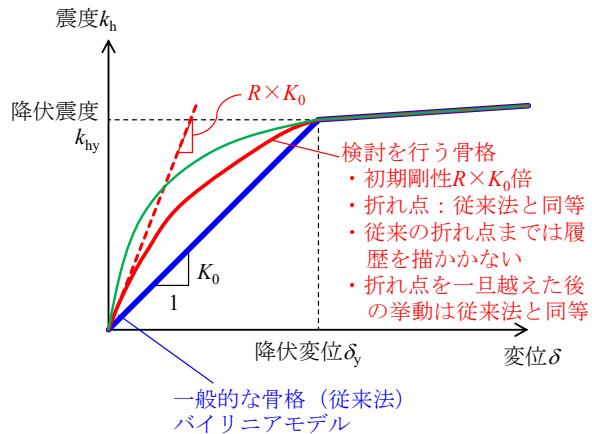


図2 検討を行う解析モデルの骨格曲線

して複数個が必要であるため、膨らみの大きさを簡易に表現することが困難である。そこで本検討では、従来のバイリニアモデルに対して線形時の膨らみを以下のように簡易的に表現することとした。

具体的には図2に示すように、まず構造物の降伏以前（バイリニアモデルの折れ点までの範囲）の線形時の剛性 K_0 を定数倍 (R 倍) する。これとともに、初期～降伏変位 δ_y までの領域を等間隔に分割（分割数を D とする）し、次式に示すように各区分 i ($i=1 \sim D$) での剛性 K_i を次式で表現することで、各分割での剛性が滑らか変化するように調整した。なお本検討では分割数 $D=20$ としたが、これを多少変化させた場合にも、最終的な結果に影響がないことを別途確認している。

$$K_i = R \cdot (1 - (i-1) \cdot \xi) \cdot K_0 \quad (1)$$

$(\delta_y \cdot (i-1)/D \leq \delta < \delta_y \cdot i/D \text{ のとき})$

ここで ξ は骨格が降伏点を通るように調整するパラメータであり、次式で表される。

$$\xi = \frac{D \cdot (R-1)}{\sum_{j=1}^{D-1} j \cdot R} \quad (2)$$

また今回は、構造物の降伏点よりも前の骨格が地震応答に与える影響を把握することが目的であるため、その他の特性は既往の検討¹²⁾と同様に設定することとした。具体的には、構造物の減衰がバイリニアモデルと変化しないように、降伏前は常に骨格上を動くこととする。また応答変位が一度でも降伏変位 δ_y を上回った後は、従来のバイリニアモデル（図2の青線）と同様の骨格、履歴を描くこととする。

これによって得られる骨格曲線の例として、構造物の等価固有周期 $T_{eq}=0.8s$ 、降伏震度 $k_{hy}=0.7$ とした上で、初期剛性的倍率 $R(K_0)$ を 1.5~6.0 まで変化させた条件の結果を図3に示す。ここで設定した $R(K_0)=1.5 \sim 6.0$ は、多様な鉄道橋りょう・高架橋を対象とした弾性固有周期と等価固有周期の関係¹⁴⁾を参考にして、これらを包含するように設定したものであり、次章の網羅的な検討においてもこの範囲でパラメータを設定している。図3の結果を見ると、変化させるパラメータを初期剛性的倍率 $R(K_0)$ のみに限定しているが、これが大きくなるほど骨格曲線の膨らみが大きくなっていることが確認できる。そのため、この非線形特性を用いた動的解析によても、本検討で目的とした「構造物降伏前の骨格曲線の膨らみの程度が地震応答値に与える影響」の定量的な把握が期待される。

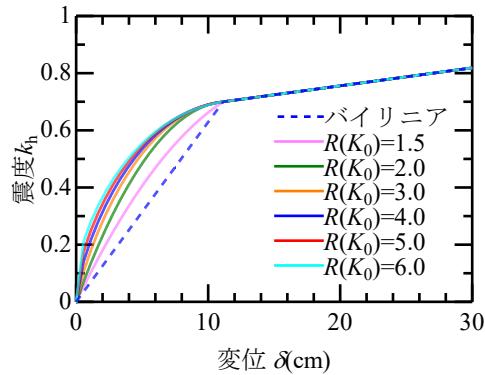


図3 初期剛性を変化させた骨格曲線の例
($T_{eq}=0.8s$, $k_{hy}=0.7$ の場合)

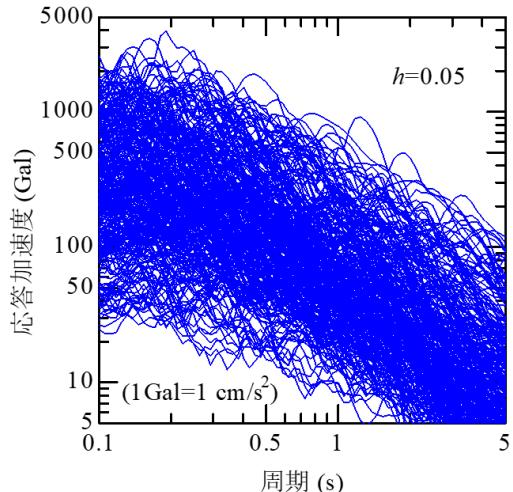


図4 検討に用いる時刻歴波形(306波)の
弾性加速度応答スペクトル

2.2 入力地震動の条件

今回は構造物の非線形挙動の議論を行う事が目的であるため、検討に用いる地震動波形としても比較的振幅レベルの大きな実観測記録を用いることとした。具体的には、鉄道構造物の耐震設計に用いる標準 L2 地震動（スペクトル I, スペクトル II）の弾性加速度応答スペクトルを設定する際に使用した多数の地震観測記録¹⁵⁾を用いた。これは、地震規模が比較的大きく、かつ地盤条件や振幅レベルといったいくつかの条件を満足する全 306 波形をデータベース化したものである。波形の選定条件や対象とした地震等については文献¹⁵⁾を参照されたい。検討に用いる全記録の弾性加速度応答スペクトルをまとめて図 4 に示すが、弾性応答として 2G を上回るような非常に大きな応答を含んでいることが分かる。

これらの地震動波形は、内陸活断層による地震、海溝型地震といった地震の種別によって分類されている。本検討においてもこの地震種別毎に整理を行った¹³⁾が、得られる傾向はほぼ同一であったため、最終的には地震種別による分類は行わず、全ての地震動波形を用いた結果をまとめて表示している。

2.3 解析の条件

2.1, 2.2 節で定義した構造物の非線形特性、地震動波形を用いた非線形動的解析を実施する。この結果を整理する事で、骨格曲線の膨らみの程度が構造物の地震応答値に与える影響を把握する。この時には、各地震動波形、骨格曲線の膨らみに対して「所要降伏震度スペクトル」を算定、整理する。

所要降伏震度スペクトルを算定する際の構造物の非線形特性は、基本的に耐震標準の RC 橋りょう・高架橋のスペクトル計算時と同一の条件で設定した。具体的には、構造物降伏前の骨格曲線の膨らみを無視した状態での基本となる骨格曲線をバイリニアモデル、履歴曲線をクラフモデル（第二勾配比 $\alpha=0.1$, 戻り勾配を規定する指数部の係数 $\beta=0.2$ ）とした。構造物の等価固有周期 T_{eq} は、0.1~5 秒の範囲で対数軸において等間隔で 40 個設定することとし、構造物の減衰定数は周期依存なしの 5%とした。骨格曲線の膨らみを表す指標である初期剛性の倍率 $R(K_0)$ は、6.0 までの範囲で 0.5 刻みで設定することとした。所要降伏震度スペクトルを算定する際には、応答塑性率 μ が 1~10 まで 1 刻みになるような降伏震度 k_{hy} を収束計算によって算定した。

3. 解析結果

3.1 限られた条件での解析結果

まず今回設定した骨格曲線による基本的な挙動を把握するために、図 5 に示す時刻歴波形と限られた構造物条件を対象とした非線形動的解析の結果を示す。この地震動波形は、2003 年の十勝沖地震 (M8.0)において KiK-net 様似 (HDKH07) で観測された記録 (EW 成分) である。また構造物条件は固有周期 $T_{\text{eq}}=0.25\text{s}$ で固定し、降伏震度は $k_{\text{hy}}=0.35, 0.20$ の 2 ケース設定した。また、今回対象とする骨格曲線の膨らみを表す指標である「初期剛性の倍率 $R(K_0)$ 」は、1.0 (通常のバイリニアモデル), 2.0, 4.0, 6.0 の 4 ケースを設定した。なお今回設定した 2 ケースの降伏震度 k_{hy} において、 $k_{\text{hy}}=0.35$ の条件では通常のバイリニアモデルによって多少塑性化 (応答塑性率 $\mu=1.6$) する程度の降伏震度になっている。その一方で $k_{\text{hy}}=0.20$ の条件では、バイリニアモデルによる応答塑性率 $\mu=5.9$ と非線形挙動が顕著な条件となっている。

以上の条件によって複数ケースの非線形動的解析を実施した結果得られた構造物応答をまとめて図 6 ($k_{\text{hy}}=0.35$ の場合), 図 7 ($k_{\text{hy}}=0.20$ の場合) に示す。まず図 6(c)の震度一変位関係より、 $R(K_0)$ を指標として骨格曲線の膨らみの大きさを制御できていることが分かる。またこの効果として、 $R(K_0)$ が大きいほど応答加速度、応答変位が徐々に小さくなっていることも確認できる(図 6(a),(b))。そのため、ここで対象と

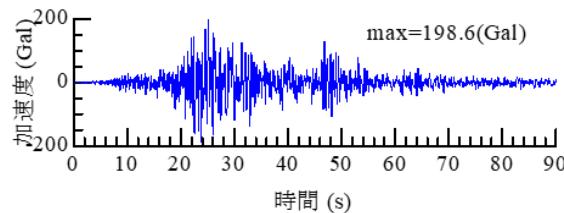


図 5 入力地震動の時刻歴波形

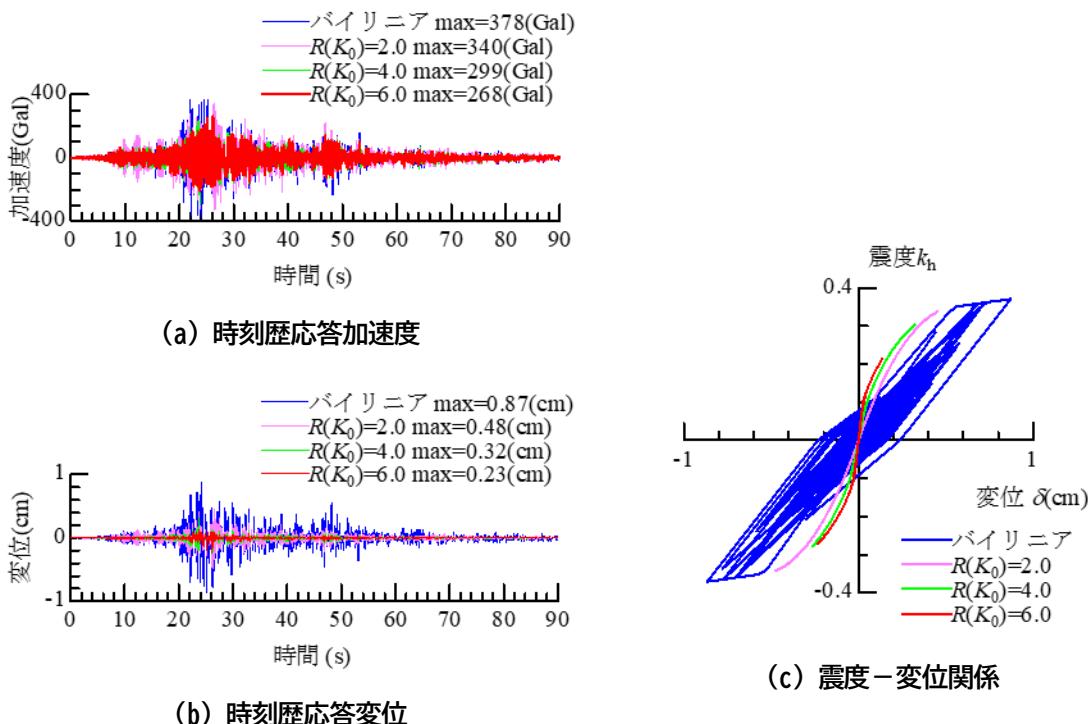
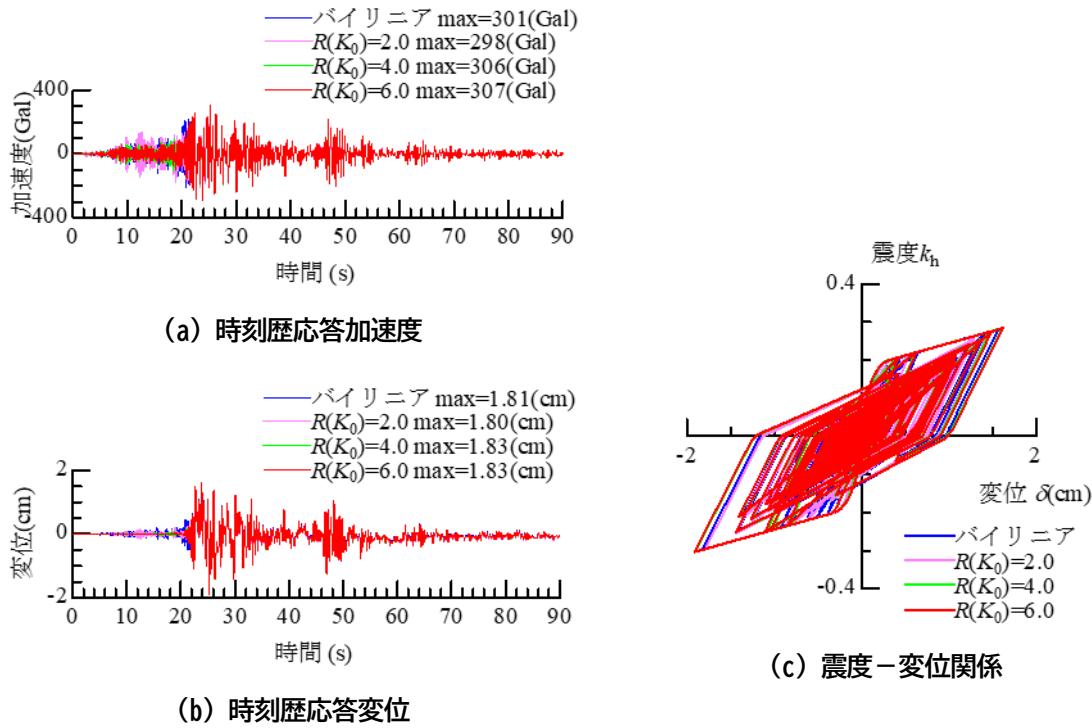


図 6 構造物挙動の評価結果 ($k_{\text{hy}}=0.35$ の場合)

図 7 構造物挙動の評価結果 ($k_{hy}=0.20$ の場合)

した条件の構造物、地震動においては、骨格曲線の膨らみを無視したバイリニアモデルを用いることで、各応答を過大評価する可能性があると言える。

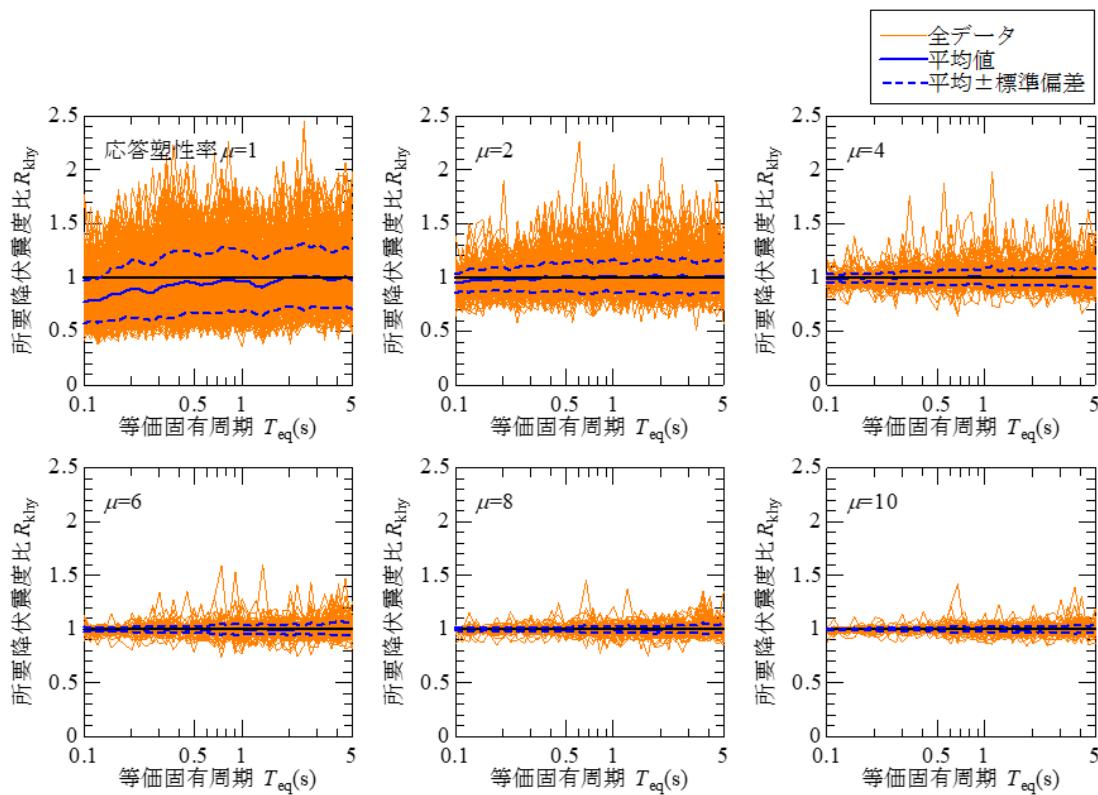
その一方で、降伏震度 k_{hy} を小さく設定した図 7 を見ると、時刻歴応答波形（図 7(a),(b)）の時刻 20 秒程度までは $R(K_0)$ の違いによって各構造物の挙動が異なるが、それ以降は概ね同一の挙動となり、最大応答値は $R(K_0)$ に依らずほぼ同様の値を示している。また震度－変位関係（図 7(c)）においてもケースごとの違いはほとんど見られない。これは今回設定した骨格曲線、履歴曲線が構造物降伏前でのみ異なる特性を有するためであり、構造物の非線形挙動が顕著になるこの条件では、降伏前の骨格曲線の膨らみの影響が相対的に小さくなつたものと推察される。

以上のように、限られた構造物と地震動の条件ではあるが、今回設定した簡単な非線形特性によっても降伏前の骨格曲線の膨らみを制御可能であること、これによって地震応答値が変動する場合があることを確認した。

3.2 網羅的な解析結果

前節と同様の非線形動的解析を多様な地震動、構造物条件に対して実施することで、幅広い応答塑性率 μ となる降伏震度 k_{hy} を算定した。この時には前述したように、骨格曲線の膨らみを表す指標 $R(K_0)$ を 1.0 (通常のバイリニア) から 6.0 まで 0.5 刻みで設定している。これによって得られた各条件での所要降伏震度 $k_{hy}(\mu, T_{eq}, R)$ を次式に示すように、バイリニアモデルでの所要降伏震度 $k_{hy}(\mu, T_{eq}, 1.0)$ で除することで、骨格曲線の膨らみの程度が構造物の所要降伏震度に与える影響を算定した。

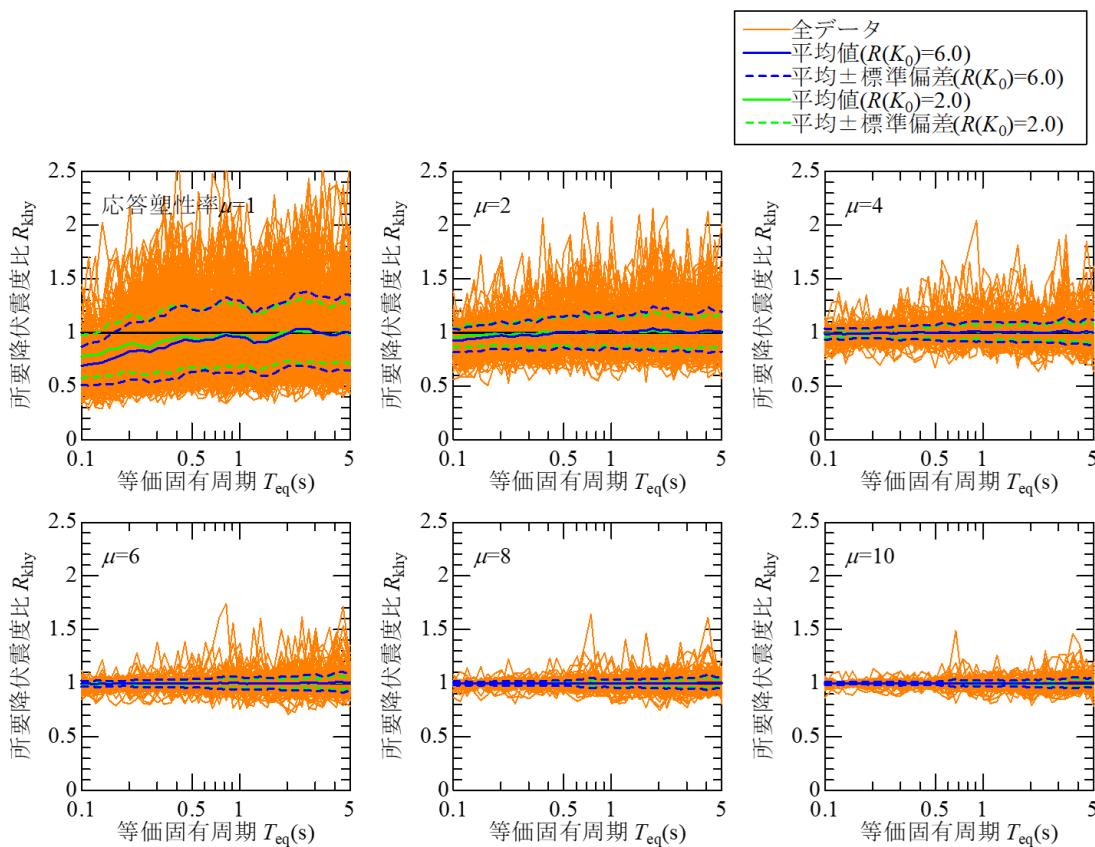
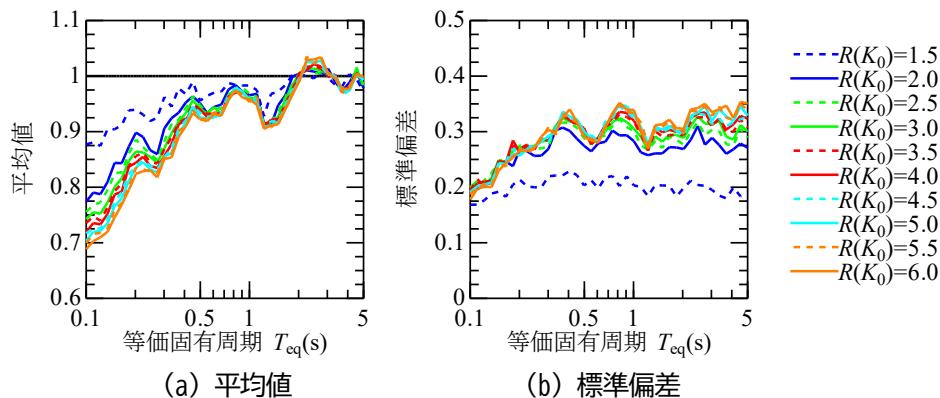
$$R_{khy}(\mu, T_{eq}, R) = \frac{k_{hy}(\mu, T_{eq}, R)}{k_{hy}(\mu, T_{eq}, 1.0)} \quad (3)$$

図 8 所要降伏震度比 R_{khy} の算定結果 ($R(K_0)=2.0$ の場合)

まず、 $R(K_0)=2.0$ とした条件での全地震動の結果をまとめて図8に示す。この結果を見ると、まず応答塑性率 μ が小さいほど、地震毎の所要降伏震度比 R_{khy} のばらつきが大きいことが分かる。特に $\mu=1$ の場合は、所要降伏震度比 R_{khy} は0.5~1.5程度の範囲でばらつくが、 $\mu=10$ の条件では各波形の結果が0.9~1.1程度の範囲に概ね収まっている。これは前節でも述べた通り、降伏前の骨格曲線が構造物応答に与える影響は、非線形挙動の影響が顕著になるほど小さくなるということを明瞭に示す結果である。また、全地震記録の平均的な R_{khy} に着目すると、応答塑性率 μ が4以上の範囲では、 R_{khy} は概ね1となっている。その一方で、 $\mu=1, 2$ では構造物の周期 T_{eq} が短い領域において震度比 R_{khy} が1.0よりも小さな値を示している。特に $\mu=1$ では、等価固有周期0.5秒以下の構造物において R_{khy} の平均値が0.8程度の値になっており、この条件においては骨格曲線の膨らみの影響を考慮することで、所要降伏震度が平均的に20%程度小さくなることを示している。

続いて、この骨格曲線の膨らみの程度がより大きな $R(K_0)=6.0$ とした場合の結果を図9に示す。なおこの図には図8で示した $R(K_0)=2.0$ の条件における平均、平均土標準偏差の結果も示している。これを見ると、 $R(K_0)=6.0$ とした場合にも基本的な傾向は図8の $R(K_0)=2.0$ とした場合の結果と同様であることが分かる。具体的には、 μ が大きなほど所要降伏震度比 R_{khy} は1に近づく一方で、 $\mu=1, 2$ においては特に構造物の固有周期が短い領域で R_{khy} が1よりも小さな値になっている。より詳細に $R(K_0)=2.0$ の条件における結果と比較すると、地震毎の R_{khy} の変動がより大きくなっている。全体的に標準偏差 s が大きな値となっている。また、 $\mu=1$ における震度比 R_{khy} が1よりも小さくなる傾向は、 $R(K_0)=2.0$ とした結果よりも顕著になっており、全体的な値がより小さい値になっている。

続いて、骨格曲線の膨らみの程度 $R(K_0)$ の変化に伴う所要降伏震度比 R_{khy} の平均値、標準偏差の結果をまとめて図10に示す。なお今回は R_{khy} の影響が顕著な応答塑性率 $\mu=1$ の条件に絞って整理を行う。これを見ると、 $R(K_0)$ が大きくなるにしたがって徐々に平均値が小さく、標準偏差が大きくなる。これは、図9で得られた傾向が、骨格曲線の膨らみ程度に応じて連続的に変化したものであると捉えることが出来る。ただ

図9 所要降伏震度比 R_{khy} の算定結果 ($R(K_0)=6.0$ の場合)図10 骨格曲線の膨らみの変化に伴う所要降伏震度比 R_{khy} の変化 (応答塑性率 $\mu=1$ の場合)

し、 $R(K_0)$ が2よりも大きくなるとその変化の程度は鈍くなっている。 $R(K_0)=1.0$ （バイリニアモデル）、1.5、2.0という領域において、構造物応答の変化の程度が相対的に大きくなる。

以上より、例えばL2地震動のような構造物の強非線形挙動を対象とするような場合には、降伏前の骨格曲線の膨らみが構造物応答に与える影響はそれほど大きくなないと見える。その一方で、構造物の降伏が発生する前後の挙動を評価するような場合には、骨格曲線の膨らみが与える影響が大きくなるという知見が得られた。この結果をL1地震動における構造物の降伏判定や車両の走行安全性評価¹⁶⁾に考慮することで、より信頼性の高い地震応答値の算定、設計の合理化が期待される。また、地震発生後の即時被害推定⁹⁾を補正係数することも考えられる。これによって、従来と同様の作業量を維持した中で、より合理的な被害推定も期待される。

4.まとめ

本検討では、構造物が降伏する前の荷重－変位関係（骨格曲線）の形状が、構造物の地震応答値に与える影響を定量的に把握するための解析的な評価を行った。本検討の実施内容及び得られた知見を以下に列挙する。

- ・鉄道橋りょう・高架橋の地震応答値を簡易に算定する際の解析モデルとして、1自由度系のバイリニアモデルが使用されている。これにバイリニアモデルの初期剛性に対する構造物の初期剛性の比率 $R(K_0)$ のみをパラメータとして、骨格曲線の膨らみの大きさを簡易に表現する方法を提示した。この複数の骨格曲線と、多様な地震動波形を用いた所要降伏震度スペクトルを算定することで、骨格曲線の膨らみの程度が構造物の所要降伏震度に与える影響を定量的に評価した。
- ・まず分析の一例として、 $R(K_0)=2$ の条件を対象に整理を行った。その結果、応答塑性率 μ が 4 よりも大きくなると骨格曲線の膨らみが構造物応答に与える影響がほとんどなくなること、 $\mu=1$ （弾性応答）においては構造物の等価固有周期 T_{eq} が短い範囲で所要降伏震度比 R_{khy} が 1 以下になり、骨格曲線の膨らみによって地震応答値、所要降伏震度が低減することを確認した。
- ・続いて、 $R(K_0)$ の変化に伴う構造物応答の変化について考察を行った。その結果 $R(K_0)$ が大きくなると、前述した構造物応答に与える影響がさらに強くなることを確認した。さらに $\mu=1$ の条件では $R(K_0)$ が大きいほど所要降伏震度比の平均値が徐々に小さくなるとともに、地震毎のばらつきは徐々に大きくなる。ただし、 $R(K_0)$ が 2.5 以上となると、その変化はそれほど大きくないことも確認した。
- ・今回得られた知見（例えば図 10 の結果）を用いて構造物の所要降伏震度を補正することで、特に構造物の降伏前後の挙動を取り扱うような場合、具体的には L1 地震時の構造物挙動算定結果の信頼性向上や、地震後の構造物健全度の即時推定の高精度化等が期待される。

なお本検討では、構造物の降伏前の骨格曲線の変化に着目した議論に留まっており、この領域の履歴特性や降伏以降の挙動については従来の等価 1 自由度モデルの知見をそのまま活用している。これらが地震応答値に与える影響についても検討の必要があるが、これは今後の課題としたい。

謝 辞

本検討では、防災科学技術研究所の K-NET の観測記録を使用させていただきました。記して謝意を表します。

文 献

- 1) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説（V 耐震設計編），2017
- 2) 日本港湾協会：港湾の施設の技術上の基準・同解説，2018
- 3) 土木学会：実務に役立つ耐震設計入門（2022 年改訂版），第 2 章，2022
- 4) 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（耐震設計），丸善出版，2012
- 5) 室野剛隆、佐藤勉：構造物の損傷過程を考慮した非線形応答スペクトル法の適用、土木学会地震工学論文集, Vol.29, pp.520-528, 2007
- 6) 三上卓、平尾潔、成行義文、澤田勉、笛田修司：レベル 2 地震動に対する損傷制御震度スペクトルに関する一考察、構造工学論文集, Vol. 45A, pp. 809-818, 1999
- 7) 家村浩和、三上卓：目標耐震性能に必要な降伏強度と塑性率のスペクトル、土木学会論文集, No. 689/I-57, pp.333-342, 2001
- 8) 国土交通省 大阪北部地震における運転再開等に係る対応に関する連絡会議の開催について（平成 30 年 6 月 21 日）：
<https://www.mlit.go.jp/common/001240621.pdf> （参照日：2024 年 9 月 1 日）

- 9) 川西智浩, 岩田直泰, 坂井公俊, 山本俊六, 室野剛隆, 青井真: 鉄道用地震情報公開システムによる沿線の揺れ・被害の把握, 日本地震工学会誌, No.36, pp.21-24, 2019
- 10) 室野剛隆, 野上雄太, 宮本岳史: 簡易な指標を用いた構造物および走行車両の地震被害予測法の提案, 土木学会論文集 A, Vol.66, No.3, pp.535-546, 2010
- 11) 坂井公俊, 室野剛隆: 地震動の最大加速度と最大速度を用いた土木構造物の地震被害推定ノモグラムの改良, 土木学会論文集 A1 (構造・地震工学), Vol.71, No.4, pp.I_32-I_39, 2015
- 12) 名波健吾, 坂井公俊: 等価 1 自由度モデルを用いた鉄道高架橋の地震時挙動評価時の骨格曲線の高度化, 土木学会論文集 A1 (構造・地震工学), Vol.78, No.4 (地震工学論文集第 41 卷), pp.I_266-I_274, 2022
- 13) 坂井公俊: 橋りょう・高架橋の骨格曲線の膨らみが地震応答値と所要降伏震度に与える影響の把握, 構造工学論文集, Vol. 71A, pp. 212-220, 2025
- 14) 徳永宗正, 曾我部正道, 谷村幸裕, 小野潔: 常時微動測定に基づく鉄道高架橋の等価固有周期の推定手法, 土木学会論文集 A1 (構造・地震工学), Vol.71, No.1, pp.71-86, 2015
- 15) 坂井公俊, 室野剛隆, 佐藤勉: 近年の地震記録に基づいた L2 地震動の考え方とその設定方法, 鉄道総研報告, Vol.25, No.9, pp.5-12, 2011
- 16) 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(変位制限), 丸善出版, 2006

鉄道総研報告

RTRI REPORT

部分放電検出によるリニア用地上コイルの 絶縁診断用車載装置の構成案

太田 聰* 池田 遼平* 中嶋 稔*

**Configuration Proposal of an On-vehicle Insulation Diagnostic Device
for Superconducting Maglev Propulsion Coils Using Partial Discharge Detection**

Satoru OTA Ryohei IKEDA Minoru NAKASHIMA

Ground coils are essential components of superconducting maglev systems. Propulsion coils, a category of ground coils, require rigorous insulation diagnostics to withstand mechanical, electrical, and environmental stresses, strong dynamic electromagnetic interactions, and high voltages. This paper reviews the requirements for insulation diagnostics of propulsion coils, emphasizing previously developed efficient methodologies. One such methodology is an advanced diagnostic system that analyzes electromagnetic waves from partial discharges to evaluate coil deterioration and identify discharge locations. Following the discussion, we propose a device design that enables real-time diagnostics to be carried out directly from the vehicle, enhancing operational efficiency and reducing the size of necessary installations.

キーワード：超電導磁気浮上式鉄道，地上コイル，部分放電，電磁波，絶縁劣化診断

1. はじめに

超電導磁気浮上式鉄道用車両は、走行するために台車に超電導磁石を搭載し、地上側に設置された地上コイルとの間の相互作用（電磁力）によって必要な力を得ている。そのため、地上コイルは車両の走行する全線に必要となり、膨大な数が設置される。地上コイルは用途（発生させる力や設置箇所）によって異なる複合的な負荷（機械的振動、電気的負荷、環境劣化など）を考慮する必要がある。とりわけ地上コイルのうち車両に前後方向の力を与える推進コイルでは、推進力の反力を受けるとともに超電導磁石の変動磁場と自身への大電流の通電により高電圧が印加される。大量に設置される推進コイルには、高電圧に対する絶縁性能を維持する必要があり、効率的な検査手法の適用が求められている。

これまで筆者らは、推進コイルの絶縁性能を効率的に評価する方法として、車上からの絶縁診断の有効性を検討し、単一アンテナによる推進コイルの部分放電検出性能を評価してきた¹⁾。また、500km/h走行時の位置分解能に関する検証も行っている。しかし、検出後の測定・記録手法の具体的な構築や、取得データを解析して地上コイルの劣化状態を診断し、放電箇所を特定する手法については十分に検討されていなかった。本稿では、車両に搭載した部分放電検出による絶縁診断装置（以下、車載装置）に必要な機能を整理し、その性能検証結果を報告する。

なお、本検証は車載装置の各機能について個別に実施しており、装置全体の統合的な動作確認や、実際の超電導磁気浮上式車両に搭載しての走行中の絶縁診断試験を実施した結果ではないことに留意されたい。

2. 推進コイルの絶縁診断に求められる要件

推進コイルの絶縁診断を効率的に実施するための車載装置について以降で述べる。まず絶縁診断が必要

* 浮上式鉄道技術研究部 磁気浮上研究室

となる要因である絶縁上の欠陥と部分放電の発生について説明し、その後に部分放電検出を効率的に行うための車載装置の構成案について述べる。

2.1 部分放電を用いた推進コイルの絶縁診断

推進コイルは一般的に金属導体と電気絶縁用のコイル樹脂で構成されており、コイル樹脂は大地との絶縁を担う。しかし、内部に空隙などの絶縁上の欠陥が生じると、図1に示すように、その部分は周囲の樹脂と比べて誘電率が小さく、絶縁破壊強度も低いため、電界が集中しやすくなる。これにより、局所的な絶縁破壊現象である部分放電が発生する。

部分放電は図2のように繰り返し発生することで進展し、大地との電気的絶縁が保てなくなり、最終的には絶縁破壊に至る。車載装置により、初期段階で部分放電を発見することができれば、絶縁破壊に至る前に交換などの処置を行うことが期待できる。

部分放電は機器の絶縁物内部で発生する微小な絶縁破壊現象であり、表1に示す通り様々な物理・化学現象として検出できることが知られている²⁾。これらの現象のうち、一つ又は複数を選択して車載装置を構成することとなる。

表1の現象と検出方法について地上コイルの絶縁診断への適用を検討した場合、まず絶縁物変質に関して推進コイルは樹脂絶縁であるため、この方法は不適と考えられる。また、発光・発熱についても推進コイルが浮上案内コイルに覆われていることを考慮すると、この方法も不適である。超音波に関しても推進コイルの材料構成（高分子材料とシリカ等の充填剤）を考慮すると、散乱により検出が困難であると考えられる。

対して、パルス電流・電圧を検出する手法は、製造工場内の部分放電測定器による測定手法³⁾として有効である。しかし、推進コイルの設置現場で適用する場合、地上側への追加設備（試験用の課電装置、CTであれば必要数のCT設置等）が必要となり、機器構成が大規模となるため、運用面での制約が大きい。

一方、電磁波や磁界を検出する手法を適切に構築できれば、車上からの絶縁診断が可能となり、500km/hで移動する車両からの検査が実現できる。また、電磁波による測定は、浮上案内コイルに覆われた状態でも実施可能であることを既に検証済み¹⁾であり、装置の規模を抑えつつ、検査効率の面でも優れていると考えられる。

これらの利点を踏まえ、本研究では電磁波・磁界を検出する検査方式を採用した。

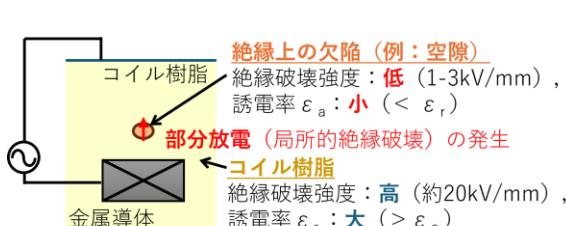


図1 コイル樹脂内部での部分放電の発生

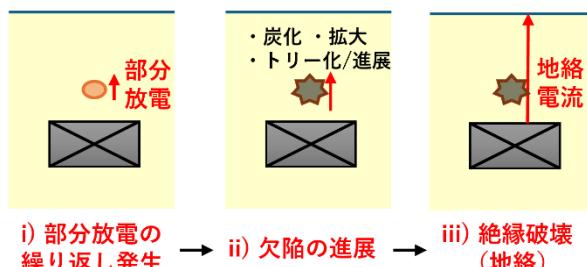


図2 部分放電の繰り返し、損傷の進展と絶縁破壊

表1 部分放電によってもたらされる物理・化学現象とその検出方法および推進コイル絶縁診断への適用可否

現象	検出方法	検出方法の概要	適用可否
絶縁物変質	ガスセンサ、化学分析	絶縁物（ガス、絶縁油）の化学的な変化を、成分分析などにより検出	不適
発光・発熱	光センサ、紫外線モニタ	部分放電が発生する際の発光や発熱を、センサやカメラ等で検出	不適
超音波	音響センサ、AEセンサ	部分放電が発生する際の音や超音波をセンサで検出	不適
電流・電圧	結合コンデンサ、高周波CT	部分放電のパルス電流や、経路上の電圧変化を測定器で検出	適用可（制約あり）
電磁波・磁界	磁気センサ、アンテナ	部分放電が発生する際の電磁波や磁界をセンサやアンテナで検出	適用可（制約なし）

2.2 電磁波による推進コイル絶縁診断の位置付け

推進コイルの絶縁診断には、様々な試験手法が用いられる。従来の手法として、回路定数測定、絶縁抵抗測定、耐電圧試験、 $\tan \delta$ 試験、部分放電試験が挙げられる。これらの手法にはそれぞれ特徴があり、適用条件や制約が存在する。

回路定数測定や絶縁抵抗測定は、機器全体の状態を把握する手法として利用されるが、詳細な診断を行うことは難しい。一方、耐電圧試験（商用周波数・雷インパルス）や $\tan \delta$ 試験は、絶縁性能の評価には有効であるが、本線内の試験では個別コイルの診断が困難である。また、これらの試験を現場で実施するには、多数のコイルが接続された回路に高電圧を印加する必要があり、大規模な試験用変圧器を必要とするため、設備面での制約が大きい。

部分放電試験は、工場内で行うような一般的な検査方法の場合、本線内では個別のコイルの診断は困難である。一方、2.1節で述べた電磁波・磁界を検出する検査方式を適用することで効率的な診断が可能となる。ただし、本手法では試験電圧として推進コイルの使用中の電圧を利用するため、従来の部分放電試験のように使用時の電圧を超える試験電圧を印加することはできない。このため、評価できる部分放電の種類や強度には一定の制約がある。

以降では、この電磁波測定手法を用いた推進コイルの絶縁診断について、装置構成と各機能の要件を検討する。

2.3 車載装置に求められる要件

高速で移動する車両において推進コイルの絶縁診断を行う車載装置の構成案を検討した。車載装置の構成と、走行中に検査を行う概念図を図3に示す。車両が検査を実施する区間を走行する際には、推進コイルの回路には通電により電圧が発生する。併せて、超電導磁石を搭載した車両が走行することで、変動する強磁場により電圧が発生する。これら二つの作用によって推進コイルには高電圧が印加される。もし当該の区間内の推進コイルに絶縁劣化を起こしているものがあった場合は、先述の部分放電が発生すると考えられ、これら部分放電の電磁波を高速で連続的に計測する構成となっている。

この車載装置に必要な機能を列挙すると、電磁波を物理的現象として捉える検出機能、捉えた電磁波を定量的に表す計測機能、電磁波のデータを蓄積する記録機能、記録されたデータから推進コイルの絶縁劣化を判定する解析機能の四つの機能から構成される。表2に各機能で留意すべき前提条件を示す。

各機能の目標を以下の通り設定し、機能検証を進めた。

- (1) 検出機能においては、部分放電により推進コイルから放射されるUHF帯の電磁波を検出すること。
- (2) 計測機能においては計測器構成を列挙し、電磁波を定量化する方法の選定を行うこと。
- (3) 記録機能においては、70分間以上（東京-大阪間67分の片道想定時間であることから、これを上回る

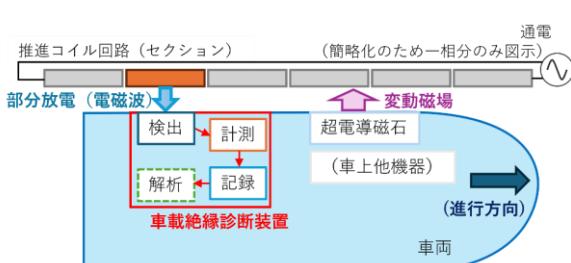


図3 車載装置の構成と検査の概念図

表2 車載装置の前提条件

項目	考慮する要素（機能）	前提条件
検知対象	検出器の周波数特性（検出）	電磁波（UHF帯※） ※300MHz-3GHz
コイル印加電圧	特に考慮不要（非接触のため）	最大20kV程度
コイル設置間隔と通過時速度	測定可能時間（計測） 位置推定の分解能（解析）	0.9m, 最大500km/h (6.5ms通過/個)
計測時間	記録媒体容量（記録）	最大70分間

時間) の記録を可能とすること.

- (4) 解析機能においては、電磁波の計測結果から推進コイルの絶縁劣化兆候を把握することと、推進コイル単位またはそれより細かい分解能での電磁波の放射源位置推定を行うこと。

これらの目標を踏まえ、車載装置の構成案を決定し、その性能検証を行った。

3. 絶縁診断用車載装置の構成案と機能検証

3.1 検出機能

検出機能を検討するにあたり、まず部分放電とそれに起因して発生する電磁波の特徴について述べる。部分放電により推進コイル内部に発生する微小な電流を ns オーダの継続時間のパルス波であると仮定すると、その周波数成分は sinc 関数となり ($\text{sinc}(x) = \sin(x)/x$)、このことから部分放電による電磁波は広帯域の周波数成分の分布を有する。この特性に併せて検出機能の諸元を検討することとなるが、周波数の高低に合わせて電磁波の周波数成分の大きさのみならず、検出用アンテナの大きさなども考慮する必要がある。図 4 に部分放電の微小電流の継続時間を適当な時間に仮定した際の周波数成分の大きさと、電磁波検出用のアンテナに半波長ダイポールアンテナを用いた際のアンテナ寸法を併記したものを示す。

絶縁診断における S/N 比向上のためには部分放電の電磁波の周波数成分は大きい方がよいが、車載装置として収装することを考えるとアンテナは大きさの面での制約を受ける。従って両者を考慮して電磁波を検知できる周波数でかつ小さい方が望ましい。図 5 に例を示す部分放電の電磁波を測定した結果より、アンテナ周波数が 1GHz では電磁波の検出が不十分で、500MHz では検出が可能である見込みが得られたことから、アンテナ周波数は 500MHz を選定した。

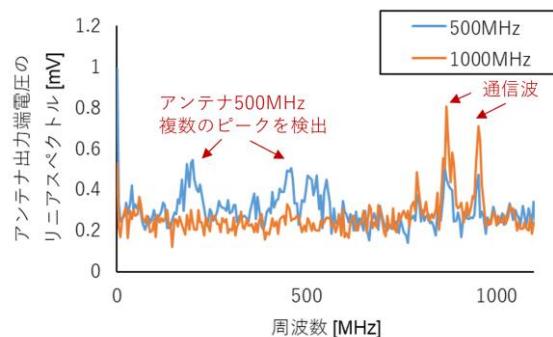
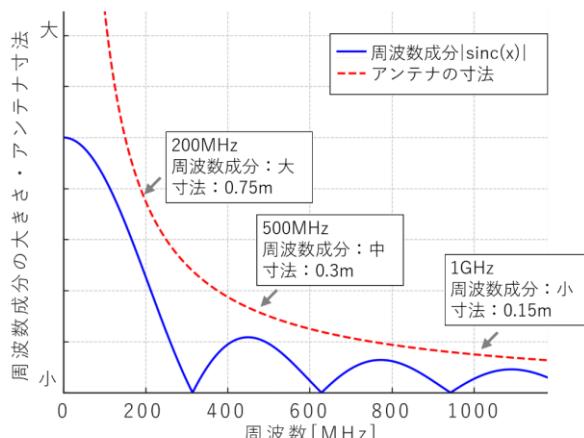


図 5 アンテナ周波数選定のための電磁波測定結果

図 4 部分放電の周波数成分分布とアンテナ寸法

3.2 計測機能

計測機能の構成としては、基本的に市販の計測器をベースとしたものを幾つか候補として選定した。前節で述べたアンテナの電磁波を測定して収録する計測器の種類としては、表 3 に挙げる 3 種類の計測器を挙げ、性能検証の試験を実施した。

本研究では、部分放電の電磁波を UHF 帯 (300MHz~3GHz) で検出することを前提としている。しかし、計測機能を構成するにあたり、解析機能で部分放電を正しく識別するためには、計測機能に求められる性

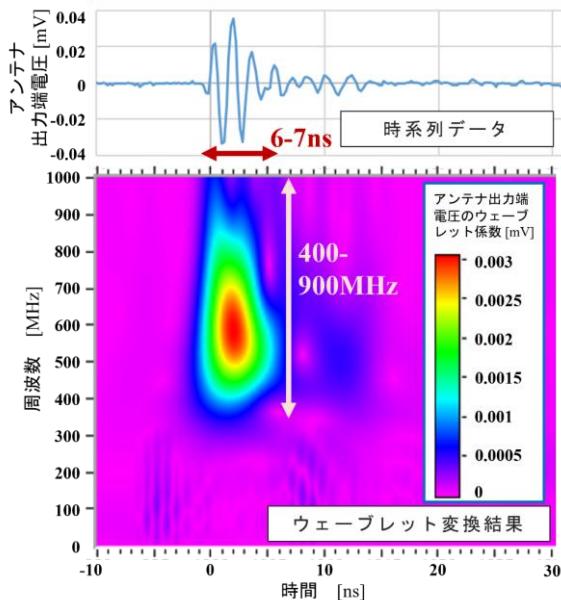
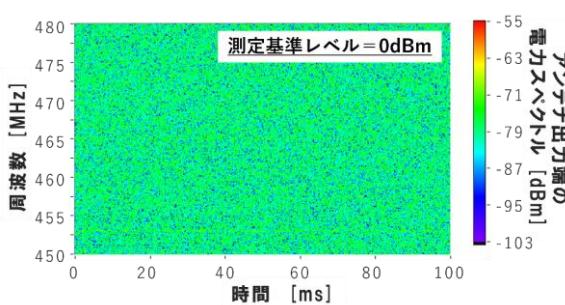


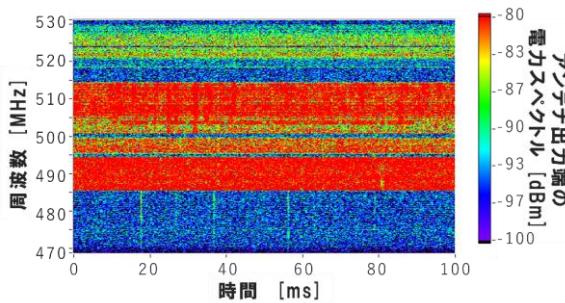
図 6 取得した電磁波波形の一例

表 3 計測機能の種類と概要

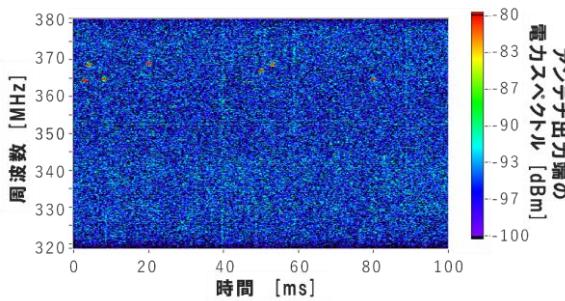
計測器	概要
デジタル オシロスコープ	時間領域での信号波形を取得、電圧変動をリアルタイムで捉えられ波形の形状・振幅・周波数などを直接観察するのに適する
スペクトラム アナライザ	周波数領域での信号分析を行い、電磁波の周波数スペクトル分析やノイズや干渉の分析などに役立つ
ベクトルシグナル アナライザ	上記に加え位相情報などを扱い、より高度でカスタマイズ性の高い信号分析が可能



(a) 測定基準レベルが不適切 (0dBm)



(b) 中心周波数付近に他の空中伝搬波がある



(c) 中心周波数付近の部分放電の電磁波が微弱な場合

図 7 測定パラメータの影響による計測結果の違い

能を適切に設定する必要がある。特に、時間領域および周波数領域の分解能が重要となる。

(1) 時間領域の要件

部分放電の電流パルスは ns オーダの持続時間を持つため、計測機能の時間分解能もこれに対応する必要がある。記録機能には GHz オーダのサンプリングレート（例：2~5GS/s）を持つ機器を選定し、時間分解能を確保した。これにより、部分放電の発生タイミングを高精度で捉えることが可能となる（図 6）。

(2) 周波数領域の要件

計測機能の実装にあたり、測定パラメータの設定が部分放電の電磁波検出性能に大きく影響することが確認された。特に、測定基準レベル、中心周波数、測定周波数幅 の設定が重要となる。

・測定基準レベル

測定基準レベルはダイナミックレンジに寄与し、適切な設定が求められる。基準レベルが高すぎる場合、部分放電の微弱な電磁波を取得できない可能性がある。一方、低すぎる場合はオーバーレンジが発生し、測定の遂行に支障をきたす。例えば、図 7(a)のように測定基準レベルが不適（高すぎ）であると、ダイナミックレンジが不足し、部分放電の信号が背景雑音に埋もれることが確認された。

・中心周波数

部分放電に伴う電磁波の周波数成分は sinc 関数に従う広帯域分布を持つが、試験環境におけるノイズ影

響やアンテナの受信特性を考慮すると 500MHz 帯での測定が適当であると考えた。しかし、試験結果より、500MHz 帯には他の空中伝搬波が存在することが確認された（図 7(b)）。このため、以後の測定試験では、中心周波数を 465MHz に微修正し、測定を実施した（図 8）。また、一部の周波数帯では他の無線信号が混在し、データ取得後の解析に影響を与えることがある場合や、図 7(c)のように部分放電の発生が微弱な周波数帯では、適切な信号が取得できないことが確認されており、外部ノイズの影響と部分放電の特性を考慮した周波数選定が必要である。

・測定周波数幅

測定周波数幅が適切でない場合、記録機能に影響を及ぼす。特に、周波数幅が過大であると、メモリフローが発生し、測定の遂行確率が低下することが確認された。このため、本研究では記録時のメモリ使用量とのバランスを考慮し、3.3 で述べる記録機能に関する試験では測定周波数幅を 30MHz に設定した（図 8）。次節では、この設定によって安定した測定が可能となることを示す。

以上に挙げた測定パラメータを適切に設定することで、部分放電の電磁波を安定して検出可能であることが分かった。

しかし、安定した検出を実現するだけでなく、実際の走行環境下で長時間のデータ記録を行うためには、記録機能の適切な設計が不可欠である。次節では、記録機能の構成とその性能検証について述べる。

3.3 記録機能

記録機能においては、品川～大阪間 1 走行に相当する時間内のデータを保持できる長時間記録が求められる。これは、車載装置の冗長化が物理的制約や費用の面で難しいことを勘案し、単一の装置で計測を遂行するために決定したものである。表 4 に代表的な機器の記録時間を示す。

表 4 に示した通り、記録機能において要件を満たす構成を検討した結果、デジタルオシロスコープは測定原理上、長時間の記録が困難であることが分かった。また、スペクトラムアナライザは長時間記録が可能ではあるものの、單一周波数成分のみを対象とするため、部分放電に伴う広帯域の周波数成分を捉えるには適していなかった。一方、ベクトルシグナルアナライザを用いた場合は、広帯域の信号を長時間にわたって記録可能であり、適切なハードウェアおよびソフトウェアのカスタマイズを行うことで、記録機能の要件を満たせることが確認された。このため、記録機能の検証として、表 5 に示す構成を構築し、模擬部分放電発生源を用いた長時間記録試験を実施した⁴⁾。試験の結果を図 8 に示す。

図 8 の通り、適切なハード構成と記録ソフト設定を行うことで、目標とする 70 分間の記録と、部分放電

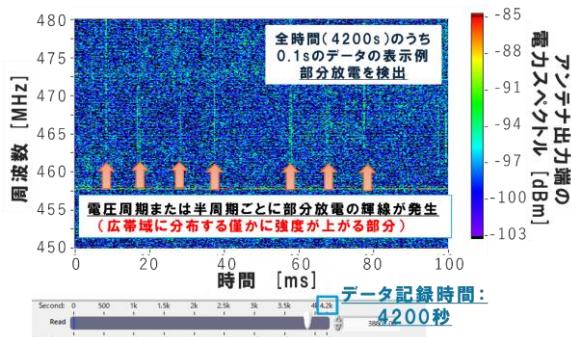


図 8 記録機能の設定による部分放電の電磁波検出結果

表 4 記録機能選定のための機器の計測時間

種類	機種例	計測時間
デジタル オシロスコープ	Tektronix DPO70000X シリーズ	0.5 秒
スペクトラム アナライザ	Tektronix RSA5000B シリーズ	5 秒～6 時間 ^{※1} ^{※1} 周波数幅極狭
ベクトルシグナル アナライザ	NI PXIe-5663	70 分以上 ^{※2} ^{※2} カスタマイズ要

表5 記録機能の検証用構成

区分	部位/パラメータ	構成/設定
ハード	計測器/検出器	NI PXIe-5663/アンリツ MP534B
	記録媒体	SUMSUNG Portable SSD T7(2TB)
ソフト の設定	測定周波数幅	30MHz
	中心周波数	465MHz
	測定基準レベル	-70dBm
	設定記録時間	4200秒(70分)

の電磁波の検出の双方を達成した。

3.4 解析機能

ここまで挙げた車載装置構成の計測データを用いて、推進コイルの絶縁劣化診断を行う。本節では電磁波のデータから絶縁劣化の兆候を把握する手法と、電磁波の放射源を位置推定する手法について述べる。解析機能は必ずしも車載装置に組み込む必要はないが、車載装置内で解析を行い、その結果をリアルタイムに返すことで、異常発生時の迅速な対応が可能となる。このため、本研究では車載装置の一部として解析機能を検討し、装置全体の運用性向上を図った。

3.4.1 絶縁劣化診断

部分放電を放射する推進コイルと類似した構造のモールド品が絶縁破壊に至るまでどのような挙動を示すかについて、図9に示す構成で劣化診断試験を実施した⁵⁾。電磁波は1分毎3回の頻度で収集し、時刻 t の波形 $f(t)$ の周波数成分について離散フーリエ変換を行い $F(t)$ とし、周波数バンド毎に成分の総和を求めた式(1)による指標 $G_i(t)$ の変化を評価した。本研究では、3回分のデータを平均化や最大値処理することなく、各回の測定データを独立した解析対象とし、それぞれの周波数成分を評価した。

$$G_i(t) = \sum_{j=1}^{n_i} F_{ij} \quad (1)$$

F_{0j} :0[MHz]以上 50[MHz]未満の周波数成分

F_{ij} :100*i*-50[MHz]以上 100*i*+50[MHz]未満の周波数成分($1 \leq i \leq 10$)

n_i :同一周波数バンド内の周波数成分の個数

(1)式において特定の周波数成分をピンポイントで追跡するのではなく、周波数バンドの総和として評価するのは、部分放電に伴う電磁波の周波数成分が広帯域であるためである。

図10に模擬放電源が絶縁破壊に至るまでの G_i を追ったものを示す。絶縁破壊に至る2.7時間より前の1.7時間経過後より400MHzを中心とする指標 G_4 と500MHzを中心とする指標 G_5 が大きく変化しており、これら指標を追跡することで絶縁破壊へ至る劣化兆候を把握できる可能性があることがわかった。

なお、本試験は加速劣化試験の条件下で行っており、課電時間が連続している点が実走行環境とは異なる。例えば、実走行では1回の電圧印加時間が20秒と仮定すると、単純な比較では1時間が約180回分の走行相当に該当する。しかし、実際の運用では連続した電圧印加の条件は異なるため、複数回の測定結果を蓄積し、指標 G_4 や G_5 の変化傾向を監視することで、長期的な劣化兆候を把握する運用が可能であると考えられる。

特に、指標の変化が一定の閾値を超えた場合に早期交換を推奨する運用や、指標の推移を長期的に監視しながら適切なメンテナンスタイミングを判断する手法が有効と考えられる。

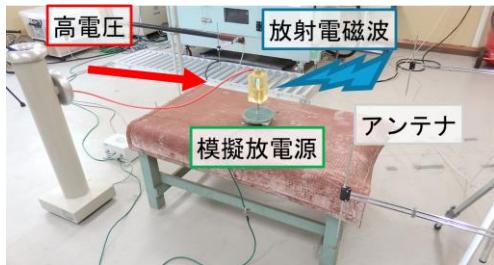


図9 模擬電磁波源を用いた絶縁劣化診断試験構成

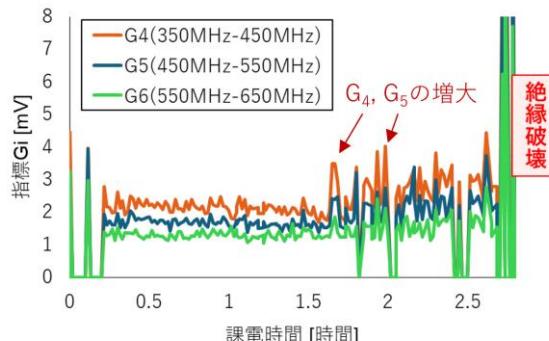


図10 絶縁劣化診断試験結果

3.4.2 電磁波放射源の位置推定

実際の検査環境において推進コイルは図3に示したように連続的に配置されているため、部分放電と考えられる電磁波が検出された際に、その放射源となっている推進コイルの位置特定が必要である。位置推定にあたっては2本のアンテナの受信信号 $f_i(x)$, $f_j(x)$ より式(2)を用いて相互相關関数を最大とする時間差 t_{ij} を求め、これら時間差を距離差に換算した。さらに、複数のアンテナの組み合わせを用いて位置推定精度向上を目指した⁶⁾。

$$t_{ij} = \arg \max_t \left| \int_{t_s}^{t_e} f_i(T) f_j(T+t) dT \right| \quad (2)$$

アンテナ2本の位置 \mathbf{P}_i , \mathbf{P}_j と式(2)で得られた時間差 t_{ij} から得られる位置推定曲線 \mathbf{S} は式(3)で与えられる。曲線 \mathbf{S} は二次元では双曲線、三次元では双曲面となる。

$$|\mathbf{P}_i - \mathbf{S}| - |\mathbf{P}_j - \mathbf{S}| = ct_{ij} \quad (3)$$

c: 光速

複数のアンテナの組み合わせから得られた複数の時間差より、空間内の点 \mathbf{S}_e について、式(4)によって単一の組み合わせからの推定結果の確からしさの指標 E_{ij} を、式(5)でそれを積算し複数の組み合わせの評価値を総合した確からしさの指標 E を算出した。

$$E_{ij}(\mathbf{S}_e) = 1 - w_d \left| |\mathbf{P}_i - \mathbf{S}_e| - |\mathbf{P}_j - \mathbf{S}_e| - ct_{ij} \right| \quad (4)$$

w_d : 減点係数

$$E(\mathbf{S}_e) = \prod_{i=1}^n E_i(\mathbf{S}_e) \quad (5)$$

n : 評価に用いるアンテナの組み合わせの総数

実機の推進コイル1個とアンテナ4本を用いて電磁波到達の時間差を算出し、放射源推定を行う試験を行った。放射源推定試験の構成を図11に示す。実車載時は4本のアンテナはアンテナ1から見てX軸方向の延長線上に配置することが望ましいが、今回の試験時は機器配置の都合で必ずしもそのような配置とならなかった。位置推定の結果を図12に示す。指標が高評価である白色の分布は推進コイル右サイドを通過しており、推進コイル半分程度の分解能での位置推定が可能であることを確認した。

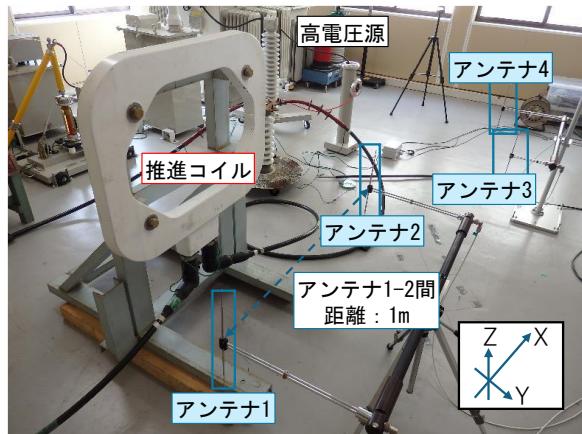
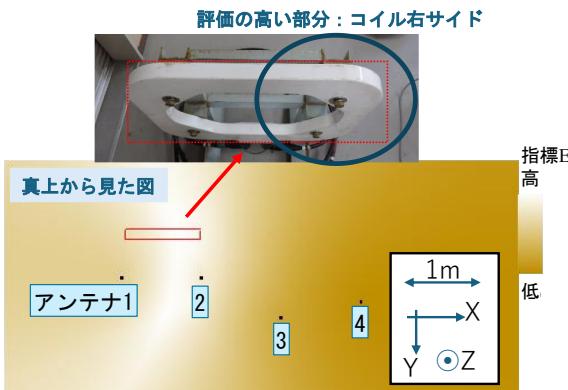


図 11 推進コイルを用いた放射源推定試験構成

図 12 放射源推定試験結果
(推進コイル付近の真上から見た図)

4. 車載装置の機能確認結果と課題

ここまで車載装置の各機能の要素検証を行い、要件を満たす構成案を示した。以降では、今後検証が必要となる項目について列挙する。

4.1 課題 1（印加電圧の位相と振幅）

推進コイルの部分放電により発生する電磁波は、図 8 に示したように周期的に発生すると考えられ、同期モータとしての推進コイルの電位分布を考慮して、適切なアンテナ配置（周期的に発生する位相に合わせた車両内の適切な位置）を考慮する必要がある。また、推進コイルに加わる電圧は、セクション（直列回路）での推進コイルの位置で異なるため、2.2 で示した通り通常の耐圧試験と比較して低い電圧の印加となる可能性がある。これら電圧位相や電圧負荷に合わせた適切な試験体系の構築が必要である。

4.2 課題 2（超電導磁石他機器の影響の精査）

車載装置は車両に搭載することを前提として議論を行ってきたが、車両には走行のために必要な多数の機器が配置されている。特に、超電導磁石は他の鉄道車両にはない機器であり、磁場の影響の評価は必須事項である。図 13 に実機の超電導磁石の近傍で放射電磁波を測定し、磁場の影響を評価した事例⁷⁾について示す。本事例では超電導磁石の強磁場と運用のための機器類による測定への影響は軽微であると判断されたが、引き続き精査が必要な項目である。

4.3 課題 3（統合的な装置の動作検証と運用課題）

本稿における要件提示と機器の構築においては、各機能個別の検証に留まり、車載装置全体としての統合的な動作確認については、現時点では十分に検証されていない。提示した装置の要件を満たす形で、データの検出、計測、記録、解析が統合的に機能することを確認するためのデータフォーマットの決定や動作検証が今後の課題となる。

また、装置化に向けた試験体系の構築、運用時の装置の使い方、位置推定の方策の具体化についても更なる検討が必要である。車両走行時の振動や外部環境ノイズの影響など、車載時に想定される実環境下での耐久性や計測精度の維持についても課題として挙げられる。

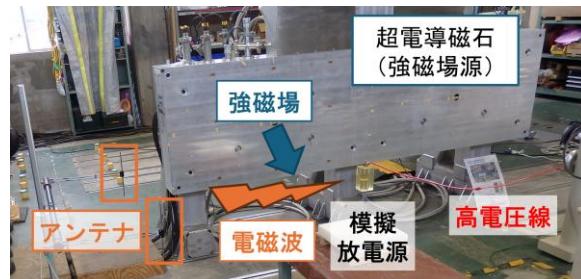


図 13 車載他機器の影響評価試験の実施例

加えて、本研究では車上における解析機能の必要性を示したが、現場での即時診断を目的とする場合と、長期的な経過監視を目的とする場合で、装置の運用方法が異なる点にも留意する必要がある。これらを踏まえ、実環境下での長期試験を通じて、車載装置の運用プロセスを確立することが求められる。

5.まとめ

多数個が地上に配置され特に絶縁性能が重要である超電導磁気浮上式鉄道の推進コイルについて、車載を前提とした絶縁診断装置の各機能の要件を挙げるとともに、機能確認のための各種試験を実施した結果を述べた。検出、計測、記録、解析の各機能においては、必要な要件や機能が検証できた。ただし、未検証項目の確認や全体構成の統合的な動作検証等、引き続き残る課題も散見された。今後は装置構成や解析面でのブラッシュアップを行うとともに、提示した課題の解決に向けて検討を進める予定である。

文 献

- 1) 太田聰, 依田裕史, 池田遼平:「多数個の推進系地上コイルを対象とした効率的な非接触絶縁診断手法の開発」、鉄道総研報告, Vol.29, No.11, pp.23-28, 2015
- 2) 野田和宏, 永井美德:「部分放電測定装置」、明電技報, Vol. 337, No. 4, p.13, 2012
- 3) International Electrotechnical Commission, IEC60270-High-voltage test techniques - Partial discharge measurements, 2000
- 4) 太田聰:「地上コイル絶縁診断用車載検査装置における電磁波の長時間記録方法の検討」、令和6年電気学会全国大会講演論文集(5-193), p. 326, 2024
- 5) 太田聰, 池田遼平:「部分放電発生モールド試験体が放射する電磁波の時間および周波数領域特性を用いた絶縁劣化診断」、令和4年電気学会全国大会論文集, pp. 180-182, 2022
- 6) 太田聰:「放射電磁波の検出による地上コイルの部分放電発生位置推定」、交通・電気鉄道/リニアドライブ合同研究会資料, TER-23-002/LD-23-002, pp.7-12, 2023
- 7) 太田聰, 中嶋稔:「超電導リニア用 SCM の強磁場が電磁波センシングに与える影響の評価」、2023年電気学会産業応用部門大会予稿集, pp. III-241-242, 2023

鉄道総研報告 監修スタッフ

■監修責任者

芦谷公穎

■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1号

2026年1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. 1

Jan. 2026

PAPERS

- Detectability of Residual Stress Anomalies in Various Types of Railway Wheels Subjected to Thermal Overload Based on Back Gauge Change K.HANDA (1)
- Characterization of Instrumented Wheelset Considering Contact Condition between Wheel and Rail T.TANAKA, S.KUNIYUKI (11)
- Ground Displacement Analysis Method for Chemical Grouting Capable of Estimating Fracturing Grouting Conditions Y.YAMASHITA, T.NAKAYAMA, T.ISHII (21)
- A Method for Visualizing Passenger Flow Data from a Passenger Distribution Estimation System in Railway Stations G.TSUSHIMA, M.ISHIZUKI, M.SHIBATA (29)
- Fatigue Life Evaluation of Aged Rails Focusing on The Occurrence State of Hanging Sleepers and Rail-Head Surface Irregularities M.HOSODA, N.TAKAHASHI, T.DESHIMARU (37)
- Influence of Smoothness in Skeleton Curve of Railway Bridge and Viaduct on Nonlinear Response Spectrum K.SAKAI (47)
- Configuration Proposal of an On-vehicle Insulation Diagnostic Device for Superconducting Maglev Propulsion Coils Using Partial Discharge Detection S.OTA, R.IKEDA, M.NAKASHIMA (57)



RAILWAY TECHNICAL RESEARCH INSTITUTE