□鉄道総合技術論文誌□

2025年5月1日発行　Print ISSN 0914-2290
Online ISSN 2436-939X

鉄道総研報告

第39巻　第5号　2025年5月

論文

(車両) 風洞実験による走行風取り込み口の空力騒音と取り込み流量の評価
・・新木悠斗，高見創，木村謙仁，山崎芳成，梅田啓（１）

(車両) トンネル内に静止した燃料電池鉄道車両からの水素漏えいに関する数値解析
・・・福田傑，斉藤実俊（７）

(施設) 既設トンネルに極近接するシールドトンネルの施工時影響解析法
・・三輪陽彦，清水達貴，仲山貴司（13）

(施設) 駅男子トイレにおける不快臭の発生源探索と低減対策の効果検証
・・京谷隆，川﨑たまみ，亀田暁子，上田剛（21）

調査報告

(施設) 鋼・合成構造物の桁の転倒および浮上りに対する構造安全性の照査方法と設計への効果
・・三宅温，小林裕介，池田学（29）

(施設) 高力ボルト摩擦接合継手の照査方法と設計への効果
・・・三宅温，小林裕介（35）

(運転) ささやき声方式を用いた運転士の聴力検査の実態調査
・・・星野慧，斎藤綾乃，鈴木浩明，笠原悦夫，山本尚寿（41）

解説

(施設) トンネル覆工の漏水・表面凹凸箇所におけるポリウレア樹脂吹付け工法の適用条件
・・・大江敦哉，嶋本敬介，牛田智也，野城一栄，鈴木雅之（45）

公益財団法人 鉄道総合技術研究所

風洞実験による走行風取り込み口の空力騒音と取り込み流量の評価

新木　悠斗*　　高見　　創*
木村　謙仁**　　山崎　芳成**　　梅田　　啓***

Evaluation of Aerodynamic Noise and Intake Flow Rate of Running Wind Intake by Wind Tunnel Experiment

Yuto ARAKI　　Hajime TAKAMI
Akihito KIMURA　　Yoshinari YAMAZAKI　　Hiromu UMEDA

In order to cool the equipment installed under Shinkansen trains, running air is used directly instead of fans. A wind tunnel experiment was conducted to evaluate the shape of the intake, which can draw in a large amount of flow and reduce aerodynamic noise. In the wind tunnel experiment, five types of intake shape were examined using a model to measure the flow velocity inside the duct and the noise generated by the intake. The results showed that the intake flow rate was affected by the shape of the opening and that the aerodynamic noise generated was reduced by rounding the lip of the intake. We also found that placing protrusions or dimples near the lip increased the intake flow rate and the aerodynamic noise. Changing the position of the dimple, rather than making it shallower, also increased the intake flow rate and reduced the increase in aerodynamic noise.
キーワード：機器冷却，風洞実験，走行風，取り込み口，流速測定，騒音レベル

1．はじめに

新幹線車両の床下などに搭載される機器は，従来，送風ファンによって冷却されているが，送風ファンに代わり走行風を用いて冷却することで，送風ファンが不要となり，省スペース化および省エネルギー化が期待できる。走行風取り込み口を車両側面に設けて主回路機器の冷却に用いた例では，走行時に冷却に十分な流量を取り込めることが確認された[1)]。しかし，取り込み口から空力騒音が発生し，沿線に影響を及ぼす可能性がある。また，取り込み流量と発生する騒音レベルは取り込み口の形状の影響を大きく受ける[2)]。したがって，走行風を用いた冷却を行うためには，発生する空力騒音を抑えつつ，走行風の取り込み流量を確保できる取り込み口形状が求められる。

新幹線台車部の着雪を抑制することを目的に，走行風を取り込むために車両側面部に開口部を設けた例がある[3)]。そこで検討された取り込み口形状を，機器冷却に応用する。

本研究では縮尺模型を用いた風洞実験で空力騒音と取り込み流量を評価することにより，適切な走行風取り込み口形状を明らかにした。

＊　　環境工学研究部　車両空力特性研究室
＊＊　　東日本旅客鉄道株式会社
＊＊＊　元　東日本旅客鉄道株式会社

2．実験手法

2．1　風洞実験条件

実験は鉄道総合技術研究所が所有する大型低騒音風洞で行った。風洞形態は開放型で，風洞ノズル断面は幅3000mm×高さ2500mmである。風洞実験の状況を図1に，模型の設置図を図2に示す。走行風取り込み口模型を現車の側面に埋め込む状態を模擬するために，長さ2450mm，幅660mm，高さ130mmの設置枠を風洞床面に固定し，床面をかさ上げした。設置枠による流れのはく離を防ぐため，設置枠の上流側と下流側はスロープ状

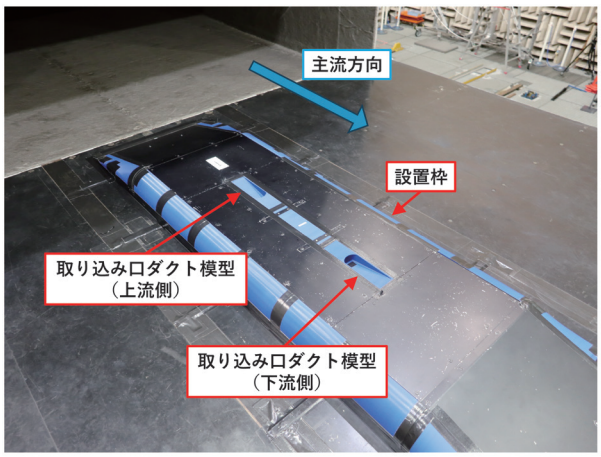


図1　風洞実験状況

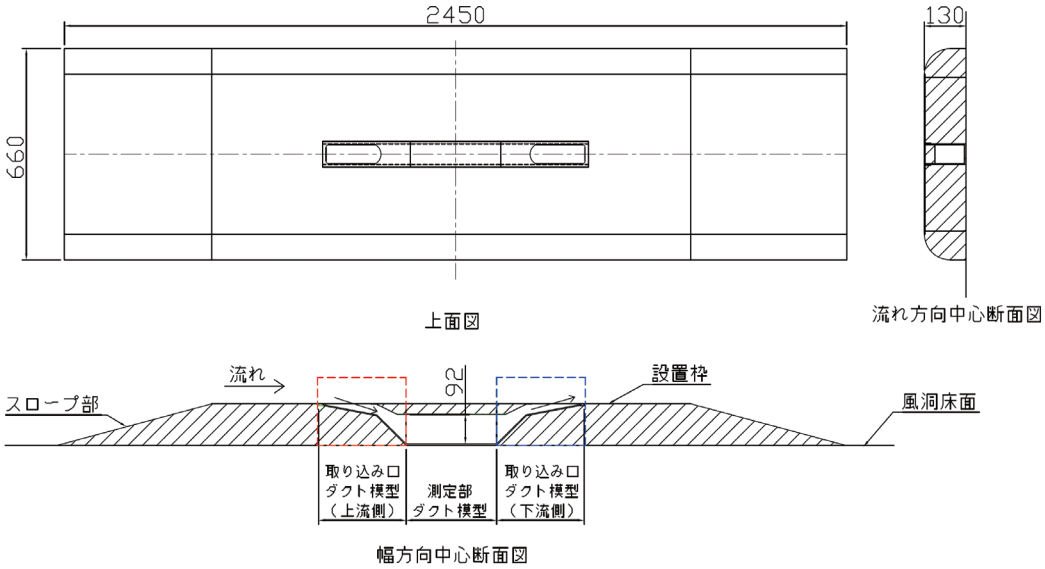


図２　設置枠と走行風取り込み口模型の設置図（単位はすべて mm）

とし，側面は丸みのついた形状とした。設置枠内に縮尺 1/6 の走行風取り込み口模型を，取り込み口が上になる向きで設置した。

走行風取り込み口模型は上流側の取り込み口ダクト模型，測定部ダクト模型，下流側の取り込み口ダクト模型の 3 つで構成される。上流側の取り込み口ダクト模型で取り込まれた空気は，測定部ダクト模型の内部を通り，下流側の取り込み口ダクト模型から出る。現車では進行方向が変わると，下流側にあった取り込み口ダクトが流れの入口となるが，風洞実験では流れの方向は一定であるため下流側の取り込み口ダクトは常に流れの出口となる。

取り込み口測定部ダクトの断面は高さ 92mm× 幅 59mm の矩形で主流方向長さは 284mm である。主流速度は 260 km/h（=72.2 m/s）である。

2.2　取り込み口形状

本件では，取り込み口ダクトの形状の違いによる，取り込み口から発生する騒音レベルへの影響とダクト内の取り込み流量への影響を調査する。取り込み口ダクト模型の形状は表 1 に示す通り，① A 形状，② B 形状，③ B 形状＋突起，④ B 形状＋くぼみ（標準），⑤ B 形状＋くぼみ（浅），⑥ B 形状＋くぼみ（遠）の 6 種類とした。それぞれの形状を図 3～6 に示す。これらは図 2 の赤色の枠で囲まれた部分を拡大した図である。また，すべての条件で図 2 の赤枠内に設置した上流側の取り込み口ダクト模型と同じ形状の模型を，反転させた状態で図 2 の青枠内に設置し，下流側の取り込み口ダクト模型とする。

① A 形状を図 3 に示す。A 形状の取り込み口は幅 59mm ×主流方向長さ 173mm の矩形で，リップ部（取り込み口の下流端）の断面形状は丸みがなく尖っている。

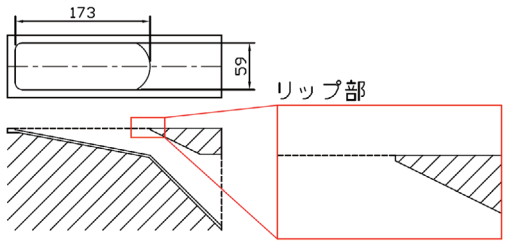


図３　取り込み口ダクト模型（① A 形状）

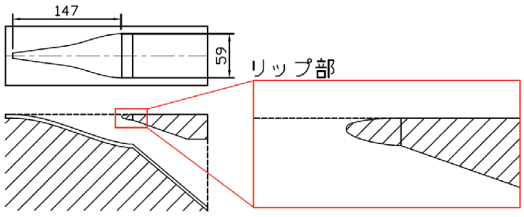


図４　取り込み口ダクト模型（② B 形状）

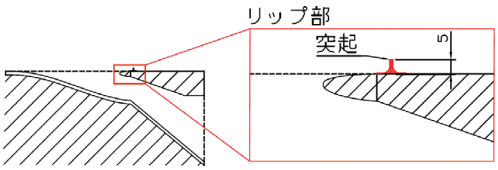


図５　取り込み口ダクト模型（③ B 形状＋突起）

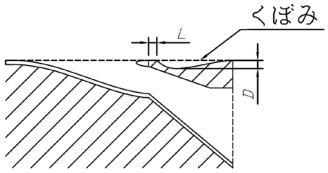


図６　取り込み口ダクト模型（B 形状＋くぼみ）

表１　取り込み口ダクト形状

番号	形状名	D [mm]	L [mm]
①	A 形状	-	-
②	B 形状	-	-
③	B 形状+突起	-	-
④	B 形状+くぼみ（標準）	10	0
⑤	B 形状+くぼみ（浅）	5	0
⑥	B 形状+くぼみ（遠）	10	10

②B 形状を図 4 に示す。B 形状は，NACA（アメリカ航空諮問委員会，National Advisory Committee for Aeronautics）が空気取り込みのために開発した NACA ダクトを基にした形状である。取り込み口は幅 59mm× 主流方向長さ 147mm の三角形状で，リップ部は丸みを帯びている。

③B 形状＋突起を図 5 に示す。③B 形状＋突起は，取り込み流量を増加させることを目的に，B 形状のリップ部近傍に突起を追加した形状である。突起は高さ 5mm で幅方向長さは 59mm（取り込み口幅と同じ）である。突起による流量増加のメカニズムは 3 章で後述する。

突起と同様に，取り込み流量を増加させるために，くぼみを B 形状のリップ部近傍に設置した形状も実験した。くぼみを設置した形状を図 6 に示す。深さ D=10mm のくぼみをリップ部からの距離 L=0mm の位置に設けた条件を標準条件（④B 形状＋くぼみ（標準））とする。標準条件から深さ D を 5mm に変更した条件（⑤B 形状＋くぼみ（浅））と，設置位置をリップ部からの距離 L=10mm とした条件（⑥B 形状＋くぼみ（遠））の実験も行った。いずれの条件においてもくぼみの幅は取り込み口幅と同じ 59mm である。

2.3　騒音測定

無指向性マイクロホン（メーカー：RION，型番：UC-31）を用いて取り込み口ダクト模型から発生する騒音の測定を行った。マイクロホン設置位置は，流れ方向および幅方向は測定部ダクト模型の中心と合わせ，高さ方向は取り込み口から 2870mm 上方とした。

騒音測定時には測定部ダクト内に放熱器模型を設置した。これは，流れが放熱器を通過するときに発生する圧力損失を模擬するためのものであり，放熱器模型と空気の間で熱のやり取りは発生しない。なお，流速測定時には取り込み口形状による流れの違いのみに着目するため，放熱器模型は設置していない。

取り込み口ダクト模型の取り込み口を塞ぎ平滑にした条件を暗騒音条件とする。模型縮尺による現車換算後周波数に A 特性補正を掛けた値を騒音レベルとする。各形状の騒音レベルの OA 値（オーバーオール値）を算出し，暗騒音条件からの増分で空力騒音を評価する。

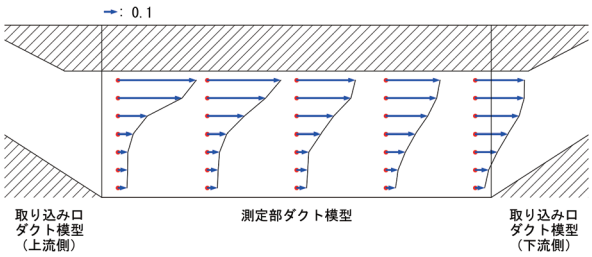


図７　ダクト内の流速分布（① A 形状）

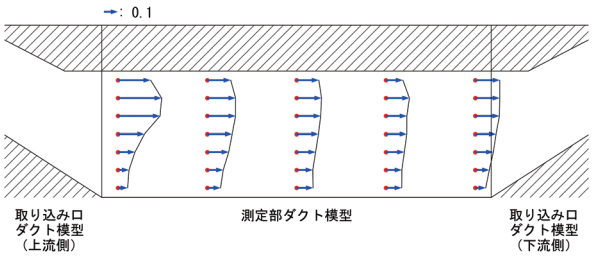


図８　ダクト内の流速分布（② B 形状）

2.4　流速測定

ダクト内の流れの様子を確認し，取り込み流量を評価するため，測定部ダクト模型内の流速を 35 点測定した。測定点はダクトの幅方向中心断面に 7 行× 5 列で格子状に並んでいる。測定器はカノマックスの風速変換器（型番：6332D）と指向性プローブ（型番：0962-00）を用いた。測定レンジは 0～50m/s である。サンプリング周波数 100Hz で 20 秒間（2000 点）測定した。主流方向の流速成分を測定し，20 秒間の時間平均値を主流速度（260km/h）で無次元化したものを無次元流速とする。また，全 35 点の無次元流速をアンサンブル平均したものを流量係数と定義し，この値によって各取り込み口形状による取り込み流量を評価する。

3.　実験結果

3.1　ダクト内の流速分布

① A 形状のダクト内の流速分布を図 7 に，② B 形状のダクト内の流速分布を図 8 に示す。各測定点の無次元流速の大きさを長さとした矢印を描画している。

鉛直方向の分布に着目すると，A 形状では，上部の流速が高く下部は低いという分布がみられた。この傾向は特に上流側で顕著にみられ，下流側に進むにつれて上部の流速が低下して上部の流速と下部の流速の差は小さくなった。ダクト内の空気は上面に沿って流れており，上流側の下部ははく離領域になっていると考えられる。

一方で，B 形状は，A 形状よりも鉛直方向の流速分布が一様である。このことから，B 形状は A 形状と比較して流れが下面ではく離しにくい形状であるといえる。

B 形状では鉛直方向の無次元流速の合計は上流側ほど大きい。B 形状は取り込み口が三角形状であるため，ダクト内流速の幅方向分布を考えると，特に上流側で幅方向中心の流速が高くなりやすく，下流に進むにつれて一様な分布に近づく。そのため，本実験の流速測定位置である幅方向中心では，上流側ほどで無次元流速の合計が大きいと考えられる。

このように取り込み口ダクトの形状によってダクト内の流速分布が異なるため，ある 1 点の流速のみを用いてダクト内に取り込まれた流量の大小を評価することはできない。そこで，本件では全ての測定点（35 点）の無次元流速のアンサンブル平均をとった流量係数によって各取り込み口形状による取り込み流量を評価する。

なお, B 形状に突起やくぼみを追加した条件（③～⑥）でもダクト内の流速分布を測定したが，各測定点での流速は流量係数と比例関係にあり，ダクト内流速分布は② B 形状の分布と似たものであったため，流速分布の掲載は省略する。

また、こちらも流速分布の掲載は省略するが，主流速度を本実験よりも低い 200km/h とした条件であっても無次元流速の値はほとんど同じであったため，ダクト内流速の速度依存性は小さいといえる。

3.2　取り込み口の形状による比較

各形状の暗騒音条件と比較したときの騒音レベルのオーバーオール値の増分を図 9 に，流量係数を図 10 に示す。

まず，① A 形状と② B 形状を比較する。① A 形状と比較すると② B 形状では騒音レベルが 0.8dB 減少している。これは，② B 形状ではリップ部を丸くし，風切り音が発生しにくくなったためであると考えられる。一方で，① A 形状の流量係数が 0.23 であるのに対して，② B 形状の流量係数は 0.16 と大きく減少した。

3.3　突起による影響

リップ部で風切り音の発生しにくい B 形状を基に，流量係数を増加させるために突起を追加した③ B 形状＋突起では流量係数が 0.22 と，① A 形状と近い程度に増加する。これは，下流側の取り込み口にある突起で流れがはく離することにより，下流側の取り込み口の付近が低圧領域となり，ダクト内の空気が下流側の取り込み口から出やすくなることで，内部の流量が増加したためだと考えられる。一方で，騒音源となる突起を追加したため，騒音レベルは B 形状と比較して 0.3dB 増加した。

3.4　くぼみによる影響

上述した突起と同様に，B 形状にくぼみを追加することによって取り込み流量の増加をねらう。④ B 形状＋くぼみ（標準）は② B 形状と比較して流量係数が 0.03 増加するものの騒音レベルも 0.4dB 増加した。これは突起を設置した場合と同じ傾向である。突起と同じく，下流側の取り込み口付近にあるくぼみが流れのはく離を発生させて，低圧領域が生じ，流量が増加したと考えられる。

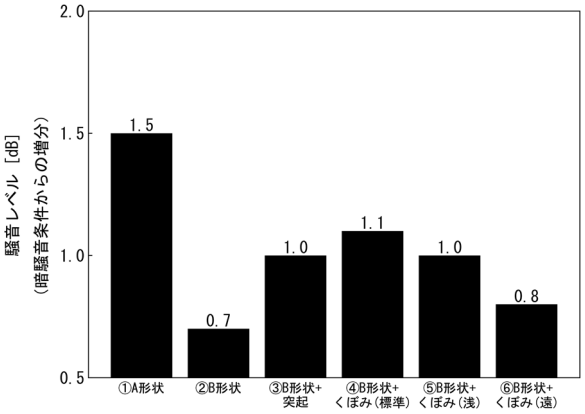


図 9　各形状の騒音レベル

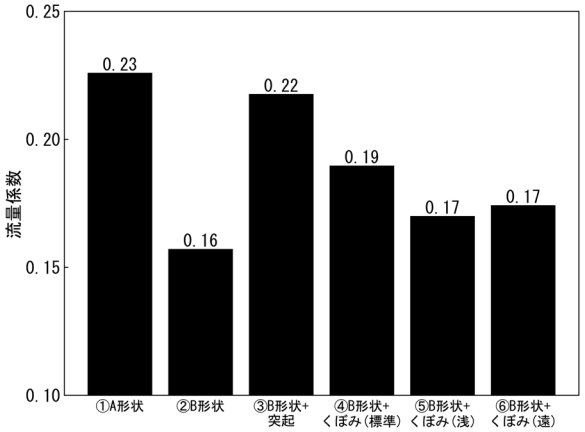


図 10　各形状の流量係数

④ B 形状＋くぼみ（標準）の結果を③ B 形状＋突起と比べると騒音レベルは 0.1dB 高く，流量係数が 0.03 低い。このため，空力騒音を増加させずに取り込み流量を増加させるという観点でみると，くぼみよりも突起を追加する方が良いといえる。しかし，車両限界の観点から, 車両側面に突起を追加することは難しい場合が多い。そのため，車両の断面形状を拡大させないくぼみについて，浅くした条件や，設置位置をリップ部から遠ざけた条件での実験を行った。

⑤ B 形状＋くぼみ（浅）は④ B 形状＋くぼみ（標準）と比較して騒音レベルが 0.1dB 減少したが，④ B 形状＋くぼみ（標準）よりも流量係数は 0.02 低い。つまり，くぼみを浅くすることでくぼみによる流量増加の効果が小さくなった。

⑥ B 形状＋くぼみ（遠）は④ B 形状＋くぼみ（標準）

と比較して流量係数は 0.02 減少するものの，騒音レベルも 0.3dB 減少する。③ B 形状＋突起と比べると流量係数は低いが，騒音レベルも低い。⑤ B 形状＋くぼみ（浅）と比較すると，流量係数は同程度であるのに対して騒音レベルは低い。つまり，くぼみによるダクト内の流量増加を目指す場合は，くぼみの深さを変更するよりも設置位置を調整した方が空力騒音の観点から効果が大きいといえる。

4. まとめ

走行風取り込み口模型を用いた風洞実験で，空力騒音と取り込み流量を評価した。取り込み口が矩形でリップ部が尖った A 形状と，取り込み口が三角形状でリップ部が丸い B 形状では，ダクト内の流速分布が異なり，B 形状の方が発生する騒音レベルが低いが，取り込み流量も低いことが分かった。また，取り込み口を三角形状とし，リップ部を丸くすることで発生する空力騒音が低くなることが分かった。さらに，リップ部の近傍に突起やくぼみを設置することで取り込み流量が増加するものの，空力騒音も増加することが分かった。くぼみによるダクト内の流量増加を目指す場合は，くぼみの深さを変更するよりも設置位置を調整した方が空力騒音の観点から効果が大きいといえる。

ここでは模型実験の結果のみを示したが，走行風取り込み口を現車に適用した実験では，取り込み口形状に関しては今回の模型実験と同様の傾向がみられた[4)]。

文　献

1）水口芳樹，川崎淳司：FASTECH360 における主回路機器の開発，JR EAST Technical Review No.31 - Spring，pp.13-16，2010

2）新木悠斗：新幹線車両機器冷却のための走行風取り込み口形状の評価，第 3 回 鉄道総研研究発表会，2022

3）高見創，新木悠斗，室谷浩平，石井秀憲，鎌田慈：走行風を利用した新幹線台車周りの着雪対策，鉄道総研報告，Vol.36，No.9，pp.5-10，2022

4）木村謙仁，藤澤由衣，山崎芳成，梅田啓，高見創，新木悠斗，宇田東樹，阿久津真理子：走行風の活用による着落雪対策及び機器冷却効果の検証，第 30 回鉄道技術・政策総合シンポジウム，2023

トンネル内に静止した燃料電池鉄道車両からの水素漏えいに関する数値解析

福田　　傑*　　斉藤　実俊**

Numerical Analysis of the Hydrogen Leakage from a Fuel Cell Railway Vehicle Stationed in a Tunnel

Takashi FUKUDA　　Sanetoshi SAITO

One of the initiatives to decarbonize railways is the development of fuel-cell vehicles. However, to put fuel-cell railway vehicles into practical use, it is necessary to confirm their safety, and one particularly important issue is the evaluation of hydrogen concentration in the event of a hydrogen leak in a tunnel. In this study, a numerical analysis was performed to investigate the hydrogen leak flow from a stationary railway test vehicle consisting of a two-car train set with a hydrogen leak in its roof equipment in a tunnel. The tunnel was a single-track, 400 m long mountain tunnel on a conventional Japanese railway. The Fire Dynamics Simulator (FDS) was used for the numerical analysis. The results showed that the leaked hydrogen rose towards the crown of the tunnel and flowed towards both tunnel portals. The hydrogen concentration was the highest immediately above the leak point and decreased rapidly towards both tunnel portals. In addition, the influence of the location of the leak on the hydrogen concentration distribution was also shown.

キーワード：トンネル，燃料電池，水素，数値解析

1．はじめに

地球環境問題への取り組みから，他の交通機関に比べエネルギー効率が高い鉄道においても二酸化炭素や窒素酸化物の排出量低減が求められている。現在，非電化線区においては，ディーゼルエンジン駆動の気動車が主力であるが，近年はモーター駆動のディーゼルハイブリッド車両[1]やバッテリー電車[2]などへの置き換えが進められている。しかしながら，ディーゼルハイブリッド車両には二酸化炭素排出の課題，バッテリー電車には走行距離が短く導入線区が限られるという課題が残されている[3]。

これらの課題を解決するための取り組みの一つに，水素と酸素の化学反応によって発電を行う燃料電池を搭載した車両の開発がある。我が国においては，鉄道総研[4) 5)]およびJR東日本[3) 6)]が水素ハイブリッド試験電車を開発し，前者は所内試験線，後者は営業線において走行試験を実施している。今後，燃料電池鉄道車両を社会実装するためには安全性の検証が求められ，その課題の一つにトンネル内において水素が漏えいしたときの流動性状および水素濃度分布の把握がある。

水素は空気に対する比重が0.0695と小さいため拡散しやすく，空気中における可燃限界の値が4～75%と他の可燃性ガスに比べてきわめて広い（例えば，メタンは5～15%）[7]。したがって，水素を取り扱う場合には安全性について検討を行う必要がある。

燃料電池を搭載した自動車のトンネル内水素漏えいについてはいくつかの解析がなされ，安全性の評価がなされている[8) 9)]。また鉄道に関しては，欧州において，車両からの水素放出時の安全性評価に関する数値計算の事例がある[9]。しかしながら鉄道車両は自動車よりも断面積が大きく，またトンネルについても，我が国の在来線トンネルは道路や欧州の鉄道のトンネルに比べ，断面積が小さい。しかしながらそのような条件における水素漏えいに関し，これまでに研究事例は見当たらない。

そこで本研究では，在来線単線トンネル内に静止した鉄道車両の屋根上機器からの水素漏えいを想定し，水素の流動性状および濃度分布を数値解析により調べた[10]。

2．数値解析条件

本数値解析で想定した車両を図1および表1に示す。車両の車体や屋根上機器は直方体で模擬した。また床下機器および台車についても併せて一つの直方体で模擬した。これらの寸法は通勤電車[11]を参考に決定した。一両当たりの車体の長さは19.5mで二両編成とし，その連結部の車両間隔は0.5mとした。ここで屋根上機器の高さz_Lは，0.10m，0.45m，0.60mの三通りとした。

本数値解析で想定したトンネルの断面形状を図2，仕様を表1に示す。トンネル断面は在来線単線山岳トンネ

＊　環境工学研究部　熱・空気流動研究室
＊＊　環境工学研究部

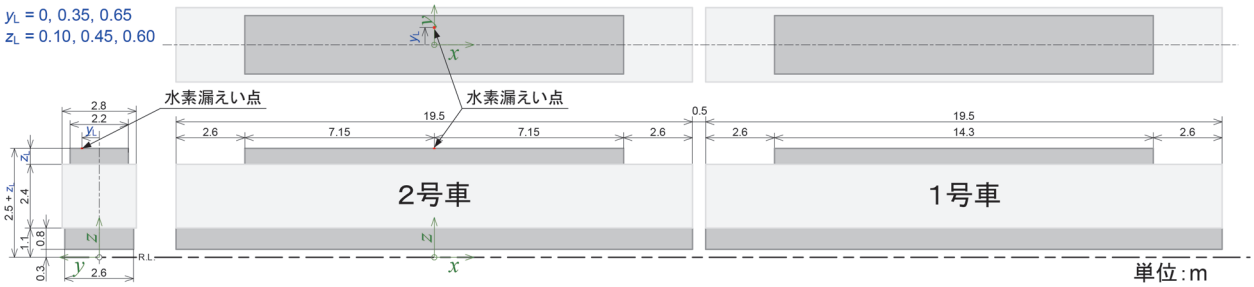


図１　数値解析で想定した車両

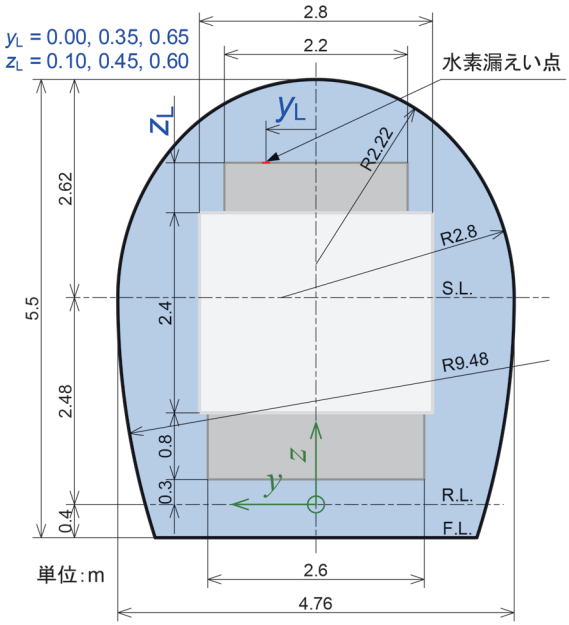


図２　数値解析で想定した車両・トンネルの断面と水素漏えい点

表１　車両とトンネルの仕様

車両	断面積 (m^2)	9.02 (z_L = 0.10 m) 9.79 (z_L = 0.45 m) 10.12 (z_L = 0.60 m)
	編成数（両）	2
	編成長 (m)	39.5
トンネル	断面積 (m^2)	23.1
	長さ (m)	400
車両/トンネル断面積比		0.39 (z_L = 0.10 m) 0.42 (z_L = 0.45 m) 0.44 (z_L = 0.60 m)

表２　水素漏えい点の設定

まくらぎ方向偏心 y_L (m)	屋根上機器高さ z_L (m)		
	0.10	0.45	0.60
0.00	✓	✓	✓
0.35			✓
0.65			✓

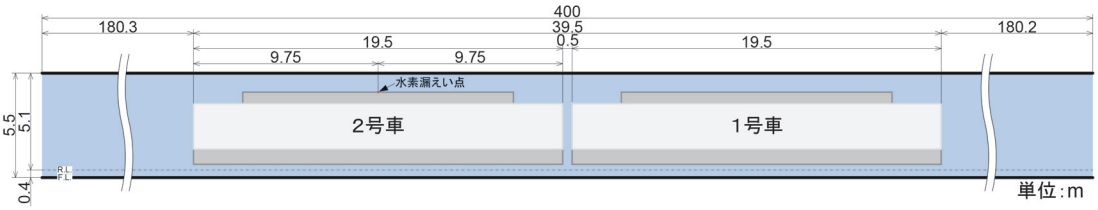


図３　トンネル内への車両の静止位置

ル[12]，全長は 400m とした。図 3 に示すように，車両はこのトンネルの長手方向中央に静止しているものとした。ここで，図 1 および図 2 に示すよう座標系を，x 軸をトンネル長手方向，y 軸をまくらぎ方向，z 軸を鉛直方向に設定した。

本数値解析では，水素漏えい点を図 3 に示す左側の車両（2 号車）の屋根上機器の上面とした。水素漏えい点のまくらぎ方向（y 軸方向）の偏心を y_L，屋根上機器高さを z_L とし，水素漏えい点の設定は表 2 に示す五通りに設定した。

水素漏えい量は自動車分野での水素漏えいに関する検討[13] における配管継手等のナットが 1/4 回転緩んだときの漏れ量検討を参考に，5NL/min とした。水素漏えい時間は，車両の配管の容量を考慮し，3600s とした。

3. 数値解析方法

数値解析には，米国 National Institute of Standards and Technology（NIST）が開発した Fire Dynamics Simulator（FDS）Version 6.8.0[14] を用いた。FDS は乱流に関する

数値解析手法の一つであるLarge Eddy Simulation（LES）を用いる低マッハ数近似を仮定した火災現象を解析するためのためソフトウェアであり，火災現象を含まない一般的な熱流体解析にも適用可能である。計算格子には直交格子を用いる。

本研究ではまず，LESにおいて適用するSubgrid Scale（SGS）モデルや格子間隔の検討のため，産業技術総合研究所の可燃性ガス風洞を用いた水素滞留に関する実験や数値解析[15]との比較を行った。実験および数値解析の概要を図4，文献15の実験および数値解析と本研究の数値解析結果の比較例を図5に示す。本数値解析では，これらの比較をもとに，Subgrid Scale（SGS）モデルとしてSmagorinskyモデルを用い，Smagorinsky定数C_sを0.1とした。また，格子間隔をx軸方向は10cm，y軸方向および鉛直方向z軸方向を5cmに設定した。

第2章で設定した水素漏えい量5NL/minは，質量流量7.44×10^{-6}kg/sに相当する。数値解析上では，この質量流量がxy平面上の1×2セル0.1m×0.1mから質量流束7.44×10^{-4}kg/m^{2}sで流出すると設定した。

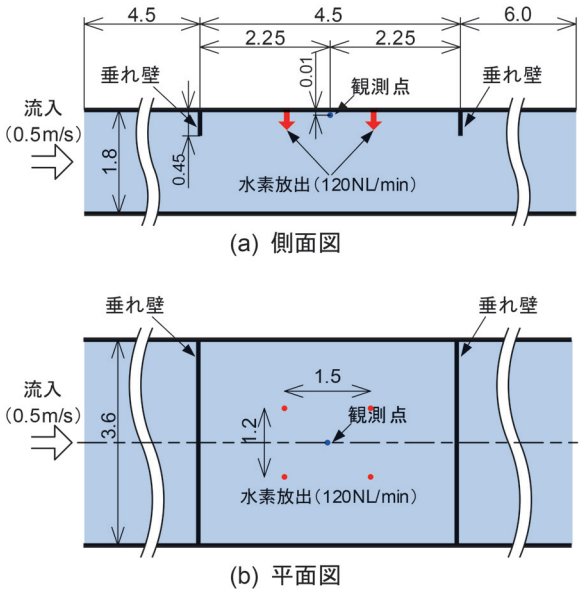


図4　可燃性ガス風洞を用いた水素滞留に関する実験と数値解析の概要

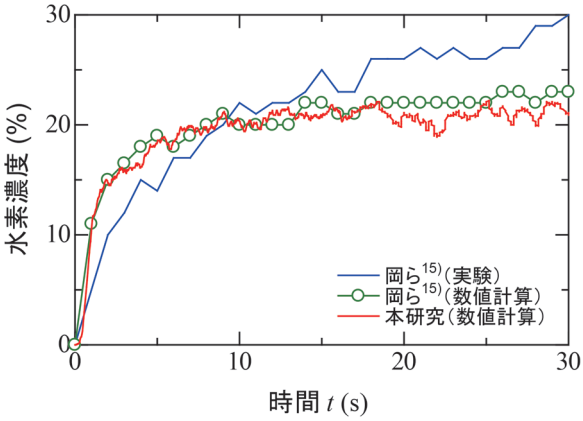


図5　先行研究と本研究の数値解析結果の比較

4. 数値解析結果

屋根上機器高さ$z_L=0.60$m，水素漏えい点がまくらぎ方向（y軸方向）に偏心していないときの（$y_L=0.00$m），トンネル中心軸断面（$y=0.00$m）における水素濃度分布の変化を図6，水素漏えい点の位置におけるトンネル横断面（$x=0.00$m）の水素濃度分布を図7（a）に示す。屋根上機器上面の水素漏えい点から漏えいした水素はトンネルの天端までほぼ鉛直に上昇し，その後，天端に沿って両坑口へ向かって流れる。類似した現象であるトンネル内火災の熱気流の場合には，トンネルへの吸熱によって温度が低下して浮力が失われていくため，熱気流は徐々に降下する[16]。一方，水素の場合には，両坑口に向かって流れても浮力は低下しないため降下せず，トンネルの天端に沿って両坑口へ向かって流れていく。なお，設定した漏えい時間3600sでは，水素は両坑口まで達していない。したがって，長さ400m以上のトンネルにおいて本数値計算の結果と同様の状況であると考えられる。

水素漏えい点がまくらぎ方向（y軸方向）に偏心したときの水素漏えい点におけるトンネル横断面（$x=$

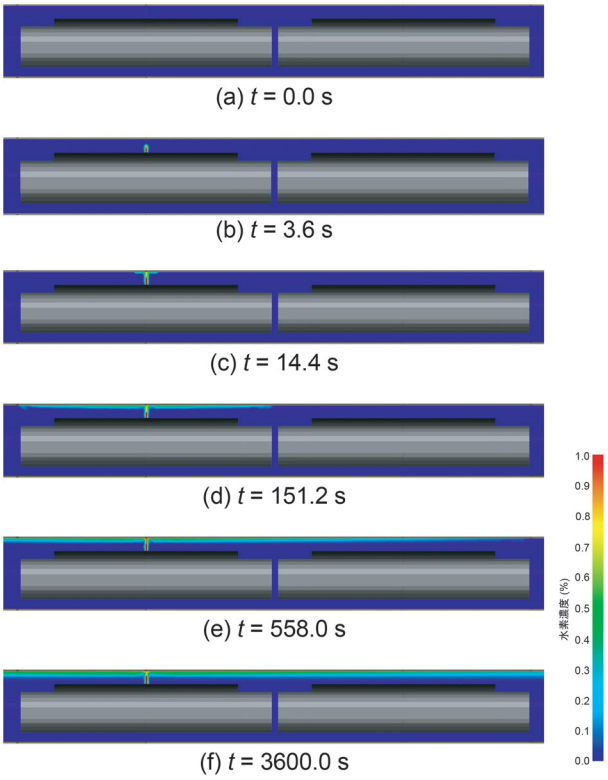


図6　トンネル中心軸縦断面（$y=0.00$m）における水素濃度分布の変化（$y_L=0.00$m，$z_L=0.60$m）

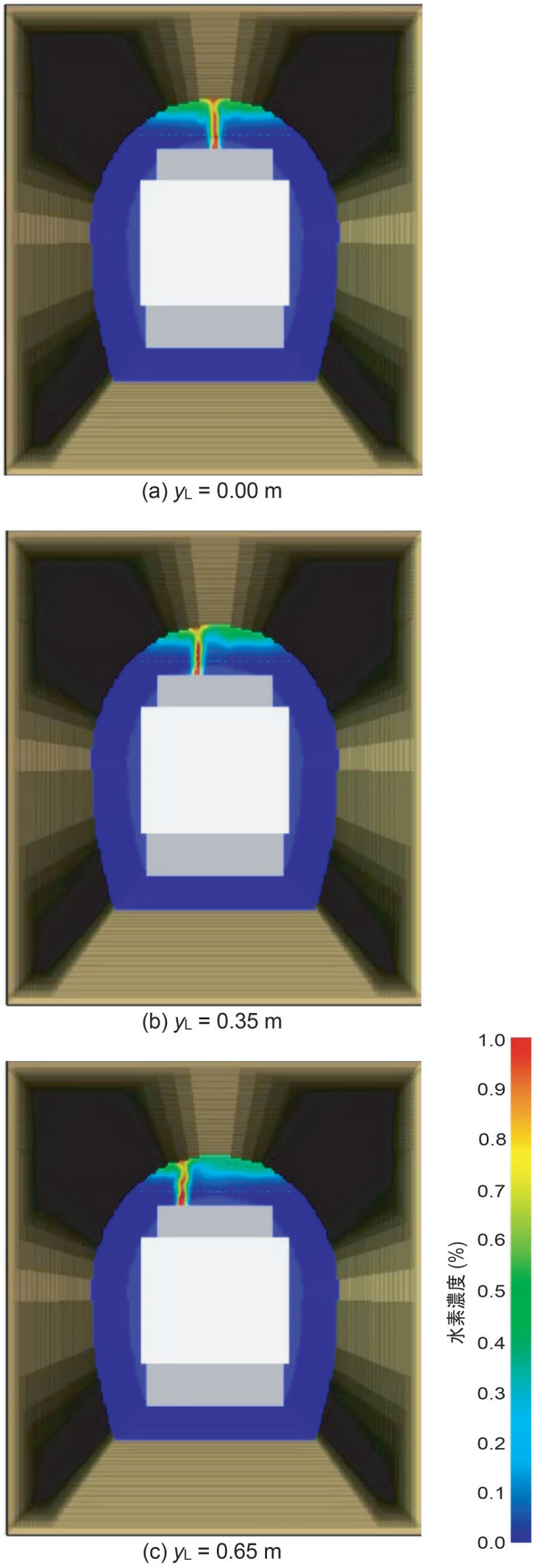


図７　トンネル横断面（x=0.00m）における水素濃度分布（x=0.00m，t=3600s）

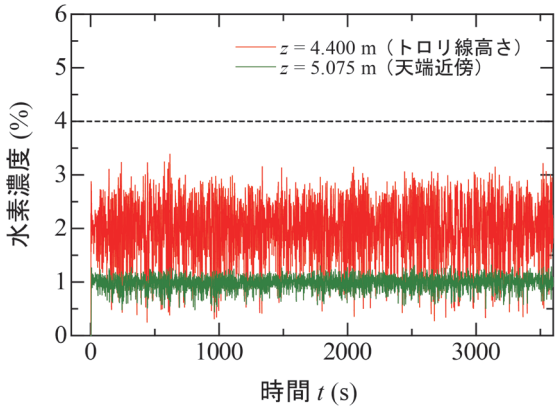


図８　漏えい点直上（x=0.00m）における水素濃度の時間変化（y_L=0.00m，z_L=0.60m）

0.00m）の水素濃度分布を図７（b），（c）に示す。水素はトンネルのアーチへ向かってほぼ鉛直に上昇する。そして水素はトンネルのアーチに沿ってトンネル天端へ向かって流れ，その後，トンネル天端に沿って両坑口に向かって流れる。

水素濃度の時間変化の例として，水素漏えい点がまくらぎ方向（y 軸方向）へ偏心していないときの（y_L=0.00m），水素漏えい点直上（x=0.00m，y=0.00m）における水素濃度の時間変化を図８に示す。ここで，水素濃度の観測点の鉛直方向の座標 z は，4.400m（トロリ線高さ）および 5.075m（トンネル天端近傍）の二通りとした。トロリ線高さを観測点の一つとしたのは，将来，燃料電池鉄道車両が電化区間へ乗り入れするとき，トロリ線が水素への着火源となる可能性を考慮したものである。図８より，漏えい点直上の観測点では，漏えい直後より水素濃度は準定常状態であることがわかる。

図８に示した 3600s の間の水素濃度の時系列変化から，x 軸方向に設定した評価点における水素濃度の最大値を求めた。水素漏えい点がまくらぎ方向（y 軸方向）に偏心しておらず（y_L=0.00m），屋根上機器高さの z_L を変えたときの，水素濃度最大値のトンネル長手方向（x 軸方向）の分布を図９に示す。図９より，水素濃度最大値の値は漏えい点直上で最大となり，両坑口へ向かうに従い急激に小さくなることがわかる。漏えい点直上 x=0.00m では，漏えい点に近い z=4.400m の水素濃度最大値の方が z=5.075m のものよりも大きい。しかし漏えい点近傍を除くと，トンネル天端直下の z=5.075m における水素最大値の方が z=4.400m の値よりも大きい。これは，水素がトンネル上部に沿って流れていることによるものである。また，図９（a）～図９（c）の比較より，屋根上機器が低くなりトロリ線との間隔が広がるほど，トロリ線高さ z=4.400m における水素濃度最大値は小さくなることがわかる。

水素漏えい点がまくらぎ方向（y 軸方向）に偏心して

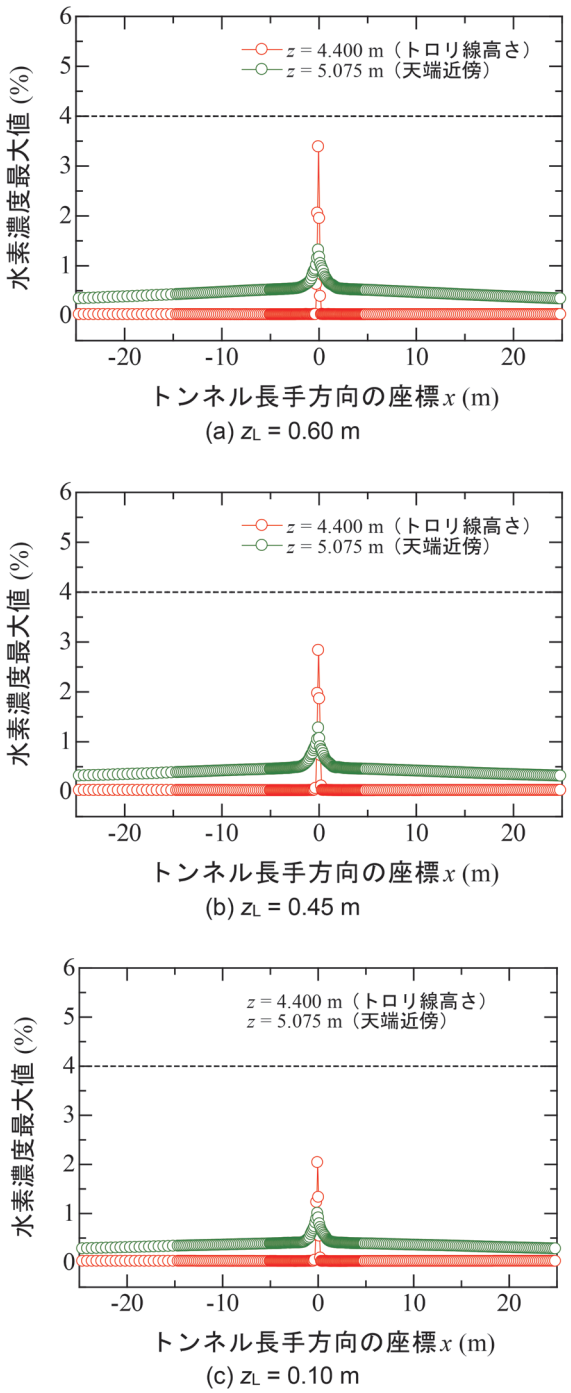


図 9　水素濃度のトンネル長手方向の分布（y=0.00m）

いないときの（y_L=0.00m），水素漏えい点直上（x=0.00m，y=0.00m）における水素濃度最大値の鉛直方向（z 軸方向）の分布を図 10 に示す。図 10 より，漏えい点から離れるに従い水素濃度最大値が低下することがわかる。トロリ線高さ z=4.400m における水素濃度は，屋根上機器が低くなりトロリ線との間隔が広がるほど小さくなる。一方，天端近傍の水素濃度は屋根上機器高さの違いによる変化は小さい。また，水素は漏えい点からトンネル天端に向かって上昇するが，トンネル天端近傍

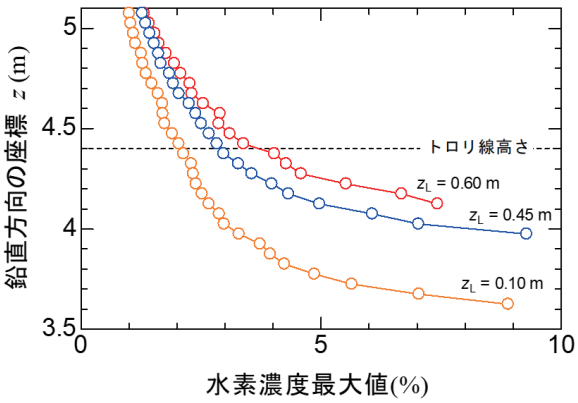


図 10　水素濃度の鉛直方向濃度分布（x=0.00m，y=0.00m）

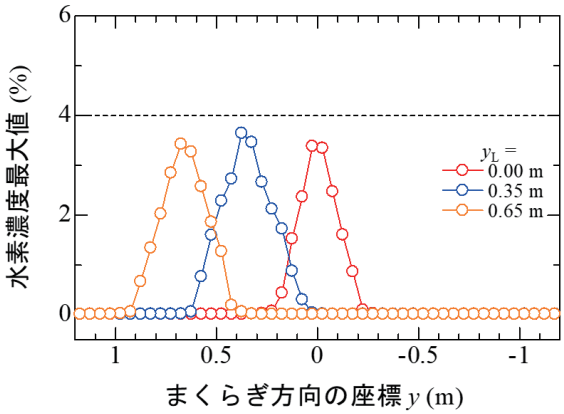


図 11　トロリ線高さ（z=4.40m）における水素濃度のまくらぎ方向の分布（x=0.00m，z_L=0.60m）

の濃度は最も小さい。これは，水素が上昇するにつれて拡散すること，そして天端に達した後滞留せず両坑口に向かって流れることによるものと考えられる。

屋根上機器高さ z_L=0.60m において，水素漏えい点がまくらぎ方向（y 軸方向）に偏心したときのトロリ線高さ z=4.400m における水素濃度最大値のまくらぎ方向（y 軸方向）の分布を図 11 に示す。まくらぎ方向へ水素漏えい点を偏心させたどの場合でも，水素濃度最大値は漏えい点直上をピークとする山形をしており，漏えい点から 0.25m 程度離れるとほぼゼロになることがわかる。よって車両の設計の際，屋根上機器の開口部の位置をトロリ線の偏位の範囲に設けないことにより，水素への着火源となりうるトロリ線位置での水素濃度の値を低減できると考えられる。

また，図 8～図 11 より，本数値解析で想定したトンネル，車両，水素漏えい量などの条件においては，トロリ線高さにおける水素濃度最大値は，空気中の水素の可燃限界である 4%[7] よりも小さいことがわかる。

5. まとめ

トンネル内に静止した鉄道車両の屋根上機器からの水素漏えいについて数値解析を実施し，トンネル内の水素の流動の性状および濃度分布を調べた。その結果を以下にまとめる。

（1）漏えいした水素は上昇し，トンネル天端に達した後，天端に沿って両坑口まで流れるという流動性状が明らかになった。

（2）その流動性状により，トンネル中心軸上のトロリ線高さおよびトンネル天端近傍の水素濃度は，漏えい点直上で最大となり両坑口へ向かうに従い急激に小さくなる。

（3）トロリ線高さにおいては，屋根上機器が低くなり両者の間隔が広がると，水素濃度の値は小さくなる。

（4）水素漏えい点がまくらぎ方向へ偏心するとともに水素濃度最大値のピークの位置も偏心する。

（5）本数値解析で想定したトンネル，車両，水素漏えい量などの条件においては，トロリ線高さにおける水素濃度最大値は，空気中の水素の可燃限界である 4% よりも小さい。

文　献

1）砂澤作司：JR 東日本キハ E200 形ハイブリッド車両，車両技術，No.234，pp.12-16，2007

2）長谷部和則，白木直樹，滝口裕之：JR 東日本 EV-E301 系蓄電池駆動電車，車両技術，No.248，pp.28-44，2014

3）一木剛：鉄道分野における省エネ技術の研究開発～JR 東日本環境技術研究所の取り組み～，日本機械学会誌，Vol.125，No.1240，pp.13-16，2022

4）山本貴光，長谷川均，古谷勇真，小川賢一：燃料電池・バッテリーハイブリッド車両のエネルギー効率評価，鉄道総研報告，Vol.23，No.11，pp.17-22，2009

5）小川賢一，米山崇，須藤貴幸，柏木隆行，山本貴光：燃料電池ハイブリッド試験電車の高性能化，鉄道総研報告，Vol.34，No.5，pp.5-10，2020

6）東日本旅客鉄道，日立製作所，トヨタ自動車：水素をエネルギー源としたハイブリッド車両（燃料電池）試験車両の開発 https://www.jreast.co.jp/press/2020/20201006_4_ho.pdf（参照日：2025 年 1 月 9 日）

7）佐藤保和：安全に関わる水素の性質，安全工学，Vol.44，No.6，pp.378-385，2005

8）川端信義，中島雅友，田中救人：トンネル内火災時に燃料電池車から放散された水素ガスの流動（キャリアカーに積載された燃料電車からの放散），日本機械学会流体工学部門講演会講演概要集，p.180，2005

9）Hansen, O.R., Hansen, E.S., Kjellander, M.T., Martini, R. “CFD Study to Assess Safety Aspects of TPRD Releases from Heavy-duty Hydrogen Vehicles and Trains in Tunnels,” Chemical Engineering Transactions, Vol.90, pp.91-96, 2022.

10）福田傑，斉藤実俊：トンネル内に静止した列車の屋根上機器からの水素漏洩に関する数値解析，日本機械学会 2024 年度年次大会，2024

11）JRIS R 1001：鉄道車両－通勤・近郊電車の標準仕様ガイドライン，日本鉄道車輛工業会，2003

12）国土交通省鉄道局監修，鉄道総合技術研究所編：鉄道構造物設計標準・同解説，トンネル・山岳編，丸善出版，pp.72-73，2022

13）成澤和幸，松島和男，伊藤紳一郎，松村英樹，谷口哲夫：燃料電池自動車の安全性確保に関する研究 - 技術基準策定のための調査 -，交通安全環境研究所報告，No.14，2009

14）National Institute of Standards and Technology: Fire Dynamics Simulator User's Guide, NIST Special Publication 1019, Sixth Edition, 2020.

15）岡秀行，緒方雄二，岡泰資，太田進：車両積載区画を模擬した可燃性ガス風洞における水素の移流拡散シミュレーション，日本マリンエンジニアリング学会誌，Vol.52，No.4，pp.123-131，2017

16）Ingason, H., Li, Y.Z., Lönnermark A., “Tunnel Fire Dynamics,” Springer, pp.327-328, 2015.

既設トンネルに極近接する シールドトンネルの施工時影響解析法

三輪　陽彦*　　清水　達貴*　　仲山　貴司**

The Influence Analysis Method of a Shield Tunnel under Construction Extremely Close to an Existing Tunnel

Akihiko MIWA　　Tatsuki SHIMIZU　　Takashi NAKAYAMA

This paper proposes a new numerical analysis method for neighboring construction where a new shield tunnel is excavated under an existing tunnel with a short distance. These tunnels are mathematically modeled using detail 3D shell elements and the ground between the tunnels is modeled using interaction springs. The strength of the interaction springs is determined using stability calculations of the ground above the new shield tunnel. We conducted the trapdoor test that reproduces this neighboring construction and measured the interaction between the intersecting tunnels. The results confirmed that the proposed analysis method can simulate the test result of ground reaction forces and tunnel deformation.

キーワード：トンネル，近接施工，降下床実験，数値解析

1．はじめに

近年，鉄道や道路，上下水道などの線状構造物は地下に整備されることが多くなり，これに伴い，図１に示すようにトンネル同士が地下で交差する工事（以下，「トンネル交差工事」）が増加している。新設トンネルの掘削は，既設トンネルを供用しながらの工事になるため，地盤を介して既設トンネルに与える変位や応力の増加を的確に予測し，事前に必要な対策を講じておくことが極めて重要になる。

トンネル交差工事に限らず，このように地盤を介して既設構造物に影響が生じる可能性のある工事は「近接施工」と呼ばれており，一般に，新設構造物と既設構造物の水平離隔が新設構造物の幅の 2～3 倍以下の工事が対象になる[1) 2)]。「都市部鉄道構造物の近接施工対策マニュアル」（以下，「近接マニュアル」）[1)] では，新設構造物の種類毎に図２のような近接程度の区分図を示しており，新設構造物が「要注意範囲」または「制限範囲」と重なる場合が近接施工にあたる。また，近接施工にあたる場合には，影響予測と対策検討を行うこととしており，このための施工時影響解析法や対策事例も掲載している。

しかしながら，地下空間の過密化が進むなか，構造物同士の離隔は小さくなる傾向にあり，施工時影響解析法の改良が必要になってきている。トンネル交差工事の場合については，近接程度を「制限範囲」と判定して影響予測することとなるが，トンネル同士の離隔が新設トンネルの外径以下になる近接施工（以下，「極近接施工」）

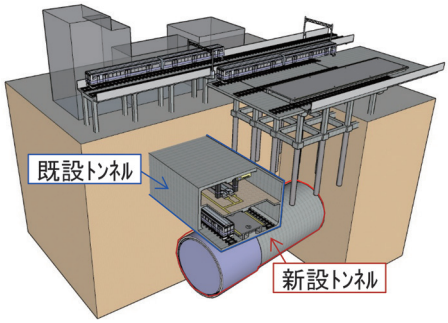


図１　トンネル同士の地下交差工事の模式図

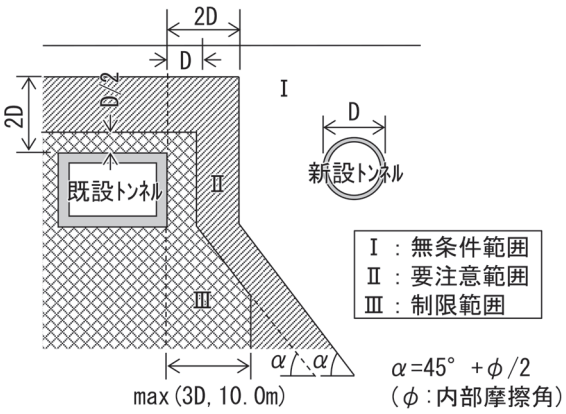


図２　近接程度の区分図の例 [1)] を加筆・修正

に対しては，従来の施工時影響解析法のみでは対応しきれず，地盤条件に関わらず地盤を改良して固結する対策を講じる必要があった。地盤条件に応じた地盤改良の検討ができるよう，解析法の拡充も求められていた。

そこで本研究では，極近接施工を対象として，新たな施工時影響解析法を考案し，極近接施工を模擬した土槽

＊　元　構造物技術研究部　トンネル研究室
＊＊　構造物技術研究部　トンネル研究室

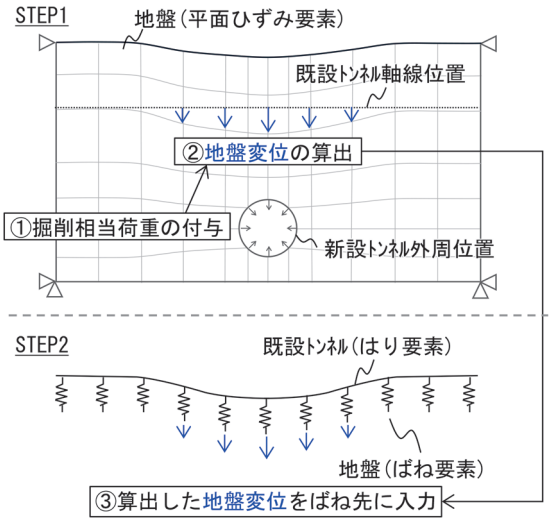
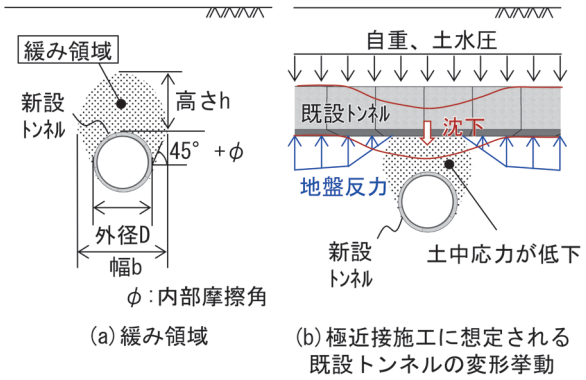
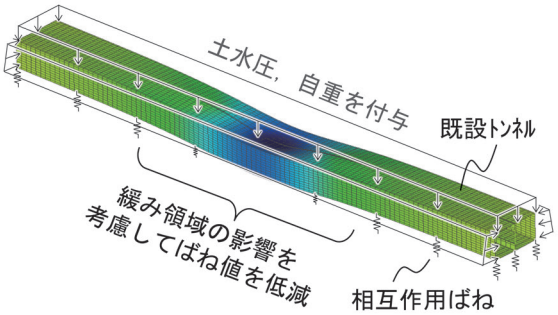


図３　従来手法の計算の流れ



(a) 緩み領域　　(b) 極近接施工に想定される既設トンネルの変形挙動

図４　緩み領域と極近接施工の関係



相互作用のばね値 ＝ 低減率×原地盤の地盤ばね値
低減率 ＝新設トンネル掘削前後の既設トンネル下面の極限支持力比率

図５　提案手法の模式図

実験で妥当性を検証した。本稿では，この詳細をまとめるとともに，実スケールでの施工条件を仮定して，新たな施工時影響解析法を用いて，既設トンネルへの影響を試計算した結果も報告する。

2. 施工時影響解析法

2.1　従来の施工時影響解析法

（1）概　要

従来の施工時影響解析法（以下，「従来手法」）は，新設トンネルの掘削に伴い，既設トンネル周囲の地盤は連続性を持って挙動し，既設トンネルは地盤に追従して変形するという仮定のもと構築された。

解析の具体的な流れを図 3 に示す。まず新設トンネル横断面に地盤を平面ひずみ要素でモデル化し，新設トンネル外周位置に掘削に相当する荷重を与える。これにより既設トンネル軸線位置の地盤変位を求める（図 3，STEP1）。次に，既設トンネルを弾性床上のはりでモデル化し，算出した地盤変位をばね先に入力することで変位や応力の増分を得る（図 3，STEP2）。

（2）極近接施工を対象とした場合の課題

極近接施工に対しては，従来手法のみでは対応しきれず，地盤条件に関わらず地盤改良が必要であった。この背景には，新設トンネル上方の土中に発生する「緩み領域」[3) 4)] の存在がある。

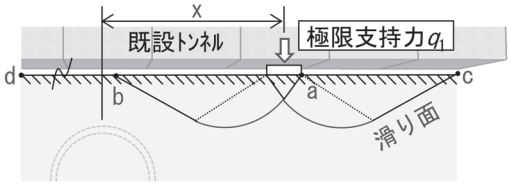
緩み領域とは，トンネル掘削に伴い，領域外の地盤との連続性を失い，土の拘束圧が極度に低下する領域をいう[3)]。図 4(a) に示すように，トンネルの側方では 45°＋ϕ/2（ϕ：内部摩擦角）の傾斜を有する直線，その上方ではアーチ形状をなす。緩み領域の幅 b は，例えば内部摩擦角 ϕ=30° は新設トンネル外径 D の 1.58 倍であり，内部摩擦角 ϕ が小さいほうが広くなる。また，緩み領域の高さ h は，一般には外径 D と同程度から，施工条件次第では 2 倍程度に及ぶとされている[4)]。

一般に，極近接施工の場合には，緩み領域を考慮した十分な検討が必要とされている[5)]。特に，軟弱地盤の場合には，土の拘束圧低下に伴い地盤剛性も大きく低下するため，緩み領域の影響が大きくなる。既設トンネルは，従来手法で仮定する地盤に追従した変形挙動を示す可能性があるほか，図 4(b) のように，緩み領域付近で地盤反力が低下し，荷重バランスが崩れて自沈する挙動を示す可能性もある。しかしながら，緩み領域内の地盤剛性の変化量は定量的に解明されていない。これまでは，自沈挙動が生じないよう，地盤条件に関わらず地盤改良することで緩み領域を固結する対策が講じられてきた。

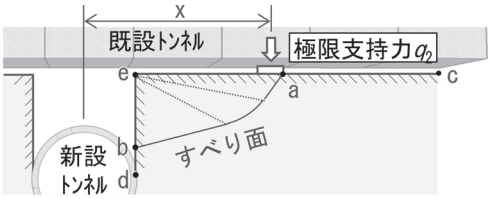
2.2　新たな施工時影響解析法

（1）概　要

図 5 に，提案する新たな施工時影響解析法（以下，「提案手法」）を示す。前述した極近接施工時の自沈挙動を再現できる解析法であり，既設トンネル下面に緩み領域の影響を考慮できるばね（以下，「相互作用ばね」）を配置するところに特徴がある。相互作用ばね値は，原地盤



(a) 新設トンネル掘削前



(b) 新設トンネル掘削後

図６　既設トンネル下面の極限支持力計算上の仮定

の地盤ばね値に低減率を乗じて求める。低減率には新設トンネル掘削前後の既設トンネル下面の極限支持力比率を用いる（詳細は（2）にて記載）。低減率以外の設計値は「鉄道構造物等設計標準・同解説（トンネル・開削編）」[6] に基づき求める。地盤改良による効果は，これら設計値を求める際の地盤の設計用値で考慮することができる。また，極近接施工では，離隔に比べて既設トンネルの寸法が大きくなるため，どの程度の離隔まで弾性床上のはりで既設トンネルをモデル化できるか明確でない。そのため，既設トンネルを形状通りに 3 次元でモデル化することとした。

（2）相互作用ばねの低減率の算定方法

相互作用ばね値の低減率については，「鉄道構造物等設計標準・同解説（基礎構造物）」[7] に掲載される，設計実務で十分な実績のある斜面近傍の基礎構造物下面の地盤ばね値の算出方法を応用した。この方法では，平地上と斜面近傍にある基礎構造物の極限支持力[8] をそれぞれ算出して，この比率を斜面近傍にある基礎構造物下面のばね値の低減率として用いている。特に，極限支持力の算出にあたっては，テルツァーギの支持力公式（式 (1)）を用いて簡易に計算できるよう，既設トンネル下方に仮想の地盤面を設定する方法を考案した（図 6）。

$$q = cN_c + \frac{\gamma B}{2} N_r \qquad \cdots\cdots(1)$$

ここに，q：極限支持力，c：地盤の粘着力，γ：地盤の単位体積重量，B：基礎幅，N_c，N_r：支持力係数

新設トンネル掘削前の極限支持力 q_1 の算出では，図 6(a) のように，既設トンネルの土被り部分の地盤抵抗力は無視した仮想の地盤面 cd とすべり線 ab を仮定して，式 (1) の支持力係数に，地表面上の支持力算定に用いる値[7] を準用することとした。一方，掘削後の極限支持力 q_2 の算出では，図 6(b) のように，緩み領域内の地盤も無視した仮想の地盤面 dec と仮想の地盤面 de に向かうすべり線 ab を仮定して，既往文献[8] に基づき求めることとした。このようにして水平距離に応じた極限支持力 q_1，q_2 を求めていき，極限支持力比率 q_2/q_1 を，それぞれの水平距離での低減率として用いる。なお，新設トンネル掘削後の極限支持力 q_2 は，仮想の地盤面 de 近傍では非常に小さい値になり，上載荷重がこれを上回ることも考えられる。この場合には低減率をゼロとすることとした。

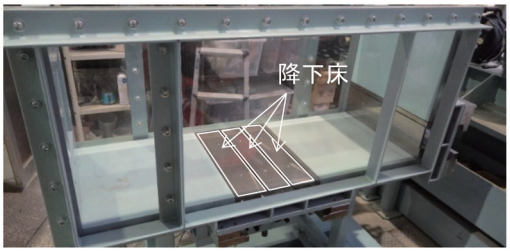


図７　降下床実験装置

3. 土槽実験と提案手法の検証

3.1　概　要

極近接施工を模擬した土槽実験を実施し，シミュレーション解析を通して，提案手法の妥当性を検証した。

図 7 に使用した降下床実験装置を示す。降下床実験とは，新設トンネルを設計する際の設計土圧の算定式の構築などに際して実施されてきた実験方法である[例えば 3) 9)]。土槽内部に乾燥砂やアルミ棒を敷き詰めたのち，土槽底板の一部（降下床）を降下させることでトンネル掘削を再現する。本研究では，図 8 に示すように，降下床上面に新設トンネル模型を固定し，直交するように既設トンネル模型を土中に配置のうえ，新設トンネル模型を既往文献[3) 9)] と同様に 1mm 降下させた。

なお，トンネル掘削と降下床実験では，掘削境界面の挙動が図 8(c) のように異なり，降下床実験ではトンネル側方の緩みが小さくなる。そのため，降下床実験は，緩み領域の幅 b は新設トンネル外径と同程度まで狭くなるという問題があることも指摘されている。この対応については本章の最後にまとめる。

3.2　実験条件および実験方法

トンネル交差工事の実績[1] では，新設トンネルはシールドトンネル，既設トンネルは開削トンネルである場合が多いことから，新設トンネル模型は半円形とし，既設トンネル模型は矩形とした。既設トンネル模型の材料と寸法は，模型と地盤の剛性比率が N 値 25 相当の地盤内

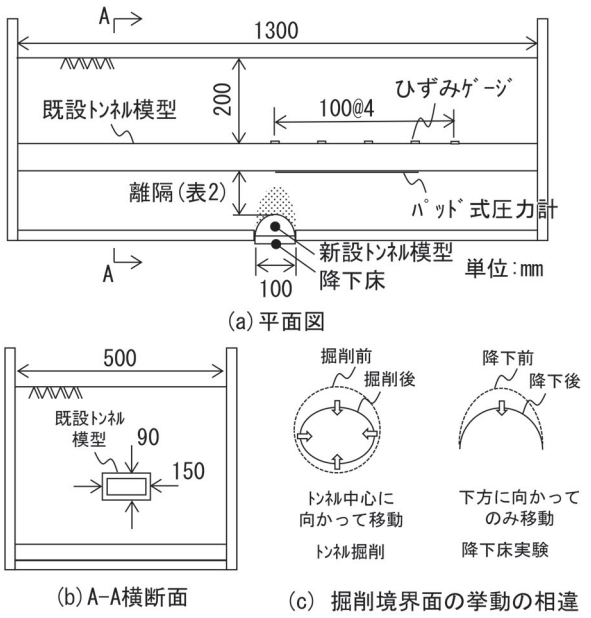


図８　本研究の降下床実験の模式図

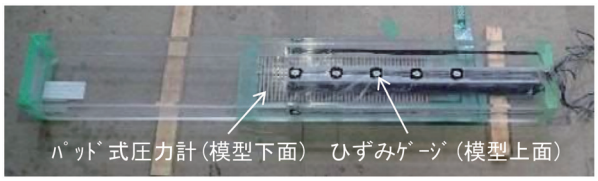


図９　既設トンネル模型

に標準的な鉄道開削トンネル（1 層 2 径間）が存在する場合と同程度，かつ，ひずみの変化が計測できることを前提に設定した。材料にはアクリルを使用し，トンネル横断面の外寸法は高さ 90mm，幅 150mm，部材厚は 10mm で一様とした。

地盤には，表 1 の地盤物性を有する乾燥珪砂 7 号を用い，相対密度 70% を目標として突き固めた。新設トンネル模型と既設トンネル模型の離隔は，表 2 のように 100mm，200mm の 2 ケースを実施した。このうち離隔 100mm のケースが極近接施工にあたる。

既設トンネル模型の下面には，地盤反力を密な間隔で測定するためパッド式圧力計[10] を配置した。上面には変形挙動を把握するため，ひずみゲージを配置した（図 9）。

3.3　実験結果と提案手法の検証結果

（1）既設トンネル模型の地盤反力の変化

図 10 に，新設トンネル模型中心からの水平距離と，既設トンネル模型下面の地盤反力分布の計測結果の関係を示す。なお，地盤反力分布については，新設トンネル模型の降下前後の比率で示した（以下，「地盤反力比」）。

図中のプロットは，パッド式圧力計による実測結果を示している。また，実線および破線は，実測結果を前後

表１　地盤作成に使用した珪砂７号の物性値

最大乾燥密度ρ_{dmax}(kN/m^3)		15.6
最大乾燥密度ρ_{dmin}(kN/cm^3)		12.2
三軸 (CD)	粘着力 c(kN/m^2)	5.8
	内部摩擦角 ϕ(deg)	42.4
	変形係数 E_{50} (MN/m^2)	33.3 (σ_3=25kN/m^2) 33.4 (σ_3=50kN/m^2) 57.1 (σ_3=75kN/m^2)

表２　実験ケース

実験ケース	新設・既設トンネル模型の離隔(mm)
1	100
2	200

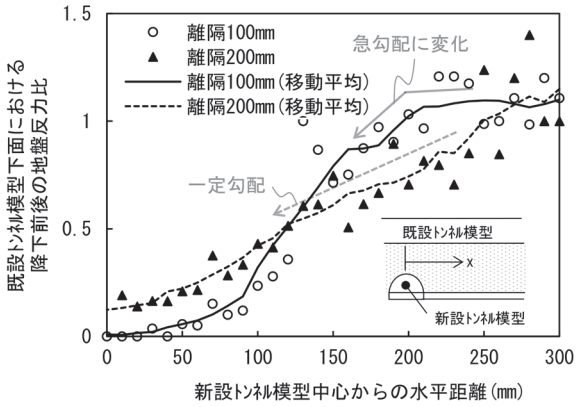


図 10　トンネル模型下面の地盤反力比の分布

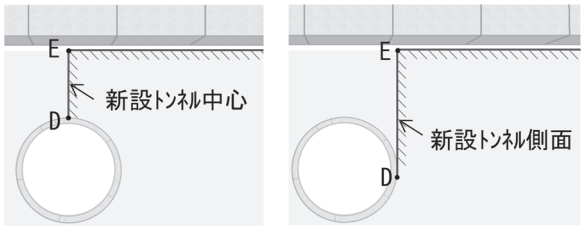
30mm の区間で移動平均した値を示している。いずれの離隔のケースも，新設トンネル模型中心からの距離が小さくなるにつれて地盤反力比は低下していくが，その傾向は異なることがわかる。離隔 100mm のケースでは，水平距離 200mm 程度から急勾配に変化して，水平距離 0～50mm の範囲ではほぼゼロとなった。一方，離隔 200mm のケースでは，概ね一定勾配で低下した。

極近接施工において，緩み領域内外で地盤剛性の低下量が大きく異なる場合，既設トンネル下面の地盤反力は，図 4(b) のように緩み領域近傍で大きく低下する分布を描くと考えらえる。土槽実験においても，極近接施工にあたる離隔 100mm のケースにおいてのみ，この特徴を有する地盤反力分布を得ることができた。

（2）相互作用ばね値の算出方法の検証

提案手法の相互作用ばねの算出方法を用いて，既設トンネル模型下面の地盤反力分布を求めた。なお，図 11 に示すように，図 6(b) の仮想の地盤面 de の位置は，新設トンネル中心と側面の 2 通りを設定して計算した。

図 12 には，極近接施工にあたる離隔 100mm のケースと比較した結果を示す。いずれの計算結果も実験結果



(a) 設定 A　　(b) 設定 B

図 11　仮想の地盤面 DE の設定位置

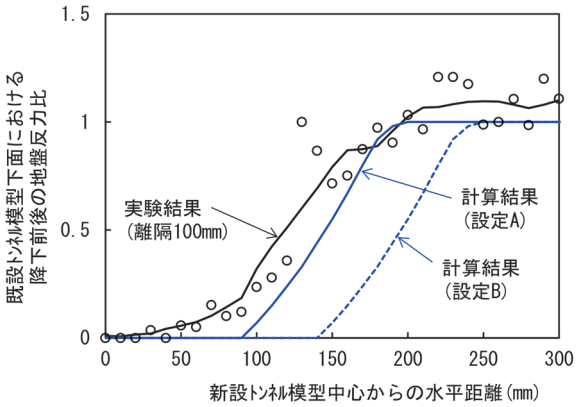


図 12　実験結果（離隔 100m）と計算結果の比較

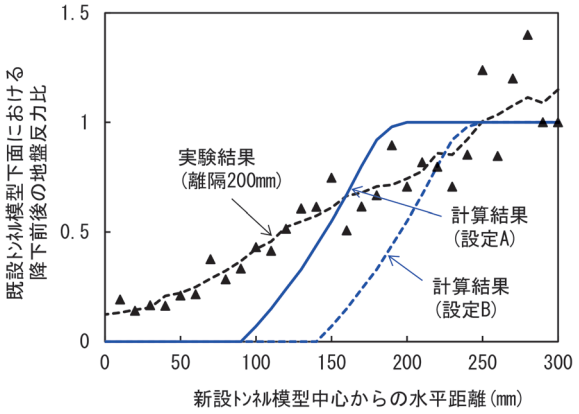


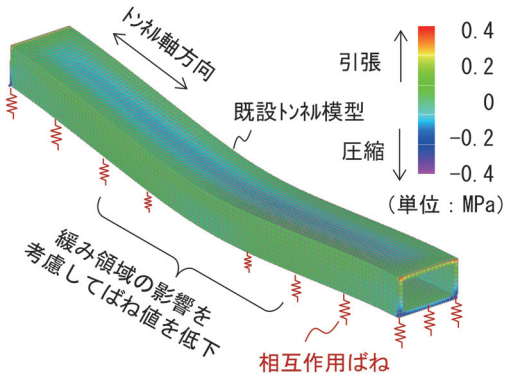
図 13　計算結果（離隔 200mm）と実験結果の比較

に近い勾配を描いているが，設定 A の計算結果ほうが実験結果に近いことがわかる。一方，図 13 には，離隔 200mm のケースと比較した結果を示す。仮想の地盤面 de の位置に関わらず，極近接施工でない場合には，計算結果は実験結果と乖離することがわかる。

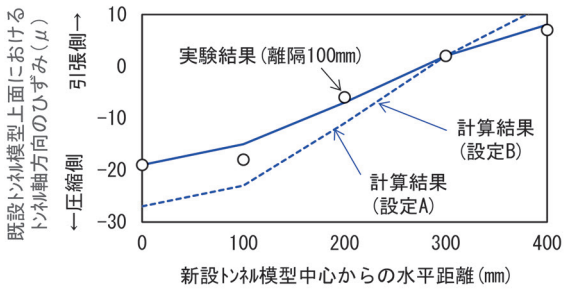
(3) 既設トンネル模型のシミュレーション解析

提案手法を用いて，既設トンネル模型上面のひずみ分布を求めた。既設トンネル模型はソリッド要素でモデル化し，下面に相互作用ばねを配置したうえで，自重，鉛直土圧および水平土圧を与えた。なお，(2) の結果を踏まえ，解析対象は離隔 100mm のケースとした。

図 14(a) には，解析結果の一例として，仮想の地盤面 de の位置を設定 A とした場合の変形・応力コンター図を示した。この図から，トンネル軸方向に対して中央部が大きく沈下する挙動を示していることがわかる。図 14(b) には，既設トンネル模型上面のトンネル軸方向ひずみの計算結果と実験結果を示す。この結果から，水平距離 100mm の位置では多少の乖離がみられるものの，地盤反力分布と同様に，設定 A の計算結果ほうが実験結果を捉えることができることがわかる。



(a) 変形・応力コンター図（設定 A）



(b) 模型上面のトンネル軸方向ひずみ分布の比較

図 14　提案手法を用いたシミュレーション解析結果

3.4　まとめ

実験では，極近接施工である離隔 100mm のケースにおいて，緩み領域の影響を受けた場合の地盤反力分布が観測された。提案手法を用いて，この実験ケースのシミュレーション解析を行ったところ，図 6(b) の仮想の地盤面 de の位置を新設トンネル模型中心に設定すると，既設トンネル模型下面の挙動を概ね再現できることを確認することができた。

しかしながら，前述したように降下床実験と実際のトンネル掘削では緩み領域の幅 b が異なるため，実現場への適用にあたっては，この違いを考慮して仮想の地盤面 de の位置を補正する必要がある。図 4(a) に示したように，実際のトンネル掘削での緩み領域の幅 b は，地盤の内部摩擦角 ϕ により定まる。仮に内部摩擦角 ϕ=0° とすると緩み領域の幅 b は最大となり，降下床実験におけ

る幅の 2 倍になる。この場合，仮想の地盤面 de の位置は，新設トンネル中心から $D/2$ だけ移動させた新設トンネル側面の位置（図 11(b)）に補正する必要がある。実際には，地盤調査で得られる内部摩擦角 ϕ を用いて同様の補正を行うこととなるが，仮想の地盤面 de の位置は新設トンネルの中心から側面の間になることが想定される。

4. 従来手法と提案手法を用いた試計算

4.1 概　要

実スケールの施工条件を仮定のうえ，従来手法と提案手法で試計算を実施した。図 15 に，試計算にあたり仮定したトンネル交差工事を示す。地盤は単一粘性土（N 値 30 相当）とし，既設トンネル（開削トンネル（1 層 2 径間））の下方を，新設トンネル（シールドトンネル（単線））が直交して通過する工事を仮定した。

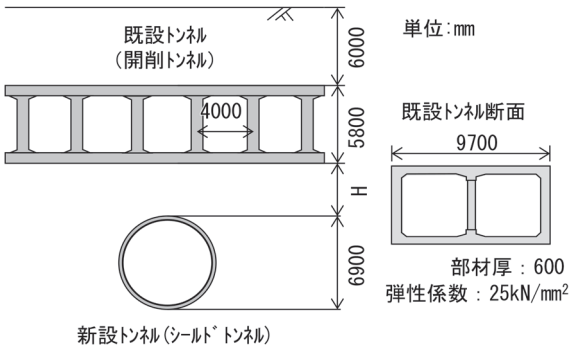


図 15　トンネルの諸元

表３　比較検討ケース

解析ケース	トンネル同士の離隔
1	3.5m
2	14.0m

4.2 従来手法による試計算

近接施工マニュアル[1] に基づき試計算を実施した。地盤の変形係数 E は 2500N 相当（N：N 値）として求め，解析領域は，側方のトンネル底部までの深さの 5 倍，底面の解析領域は新設トンネル下端より掘削外径の 2 倍に設定した（図 16）。トンネル同士の離隔については，従来手法では，地盤改良を行うことで極近接施工にも適用された事例[1] もあることから，表 3 のように 2 通りの離隔で計算を実施した。なお，離隔 3.5m のケースが極近接施工にあたる。

まず初期応力解析を行い，次に新設トンネルの掘削に伴う等価な節点外力を新設トンネル位置に与えた。この荷重値は，トンネル掘削前の土中応力に「応力解放率」と呼ばれる比率を乗じて求める。一般に，応力解放率の値は洪積層で 8～15%，沖積層で 15～30% とされており，試計算では，この境界にあたる 15% を設定した。

図 17 に，既設トンネル下面の絶対変位量を示す。離隔 3.5m と離隔 14m のケースの解析結果を比べると，離隔が小さい離隔 3.5m のケースのほうが，最大沈下量は大きく，変位量の分布は急峻であることがわかる。

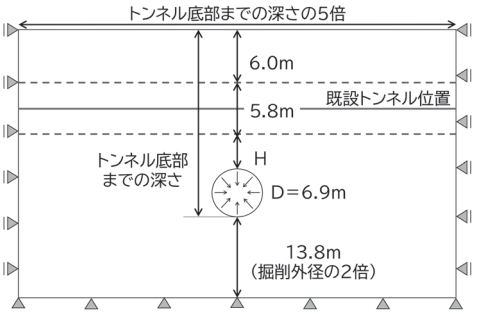


図 16　従来手法の変位算出用の解析モデル

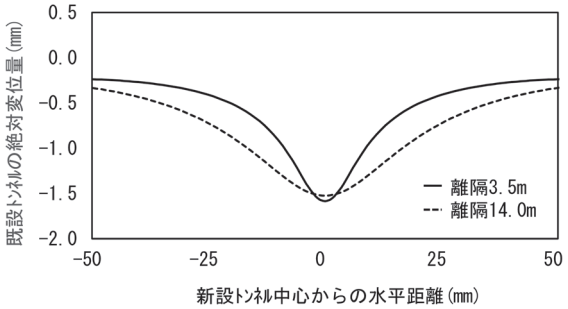


図 17　既設トンネル下面の絶対変位量（従来手法）

4.3 提案手法による試計算

既設トンネルの床版，側壁と縦桁はシェル要素，中柱はビーム要素でモデル化し，トンネル軸方向の長さは，モデル端部が解析結果に影響を与えない 100m とした。また，荷重は自重，鉛直土圧および水平土圧とした。

提案手法は，土槽実験から極近接施工でない場合は，実挙動と乖離が生じることが確認されたため，離隔 3.5m のみで解析を実施した。また，極近接施工による変位増分を得るため，既設トンネルの下面に原地盤の地盤ばねを配置した解析と，相互作用ばねを配置した解析を行い，これらの差分を求めた。

図 18 には，既設トンネルの変形・変位コンター図を示す。土槽実験の解析結果と同様に，トンネル軸方向に対して中央部が大きく沈下する挙動を示したていることがわかる。図 19 に，既設トンネル下面の絶対変位量を示す。提案手法と従来手法の離隔 3.5m のケースの解析結果を比較すると，提案手法のほうが変位量の分布は急峻であるが，絶対沈下量の最大値は，従来手法のほうが大きいことがわかる。

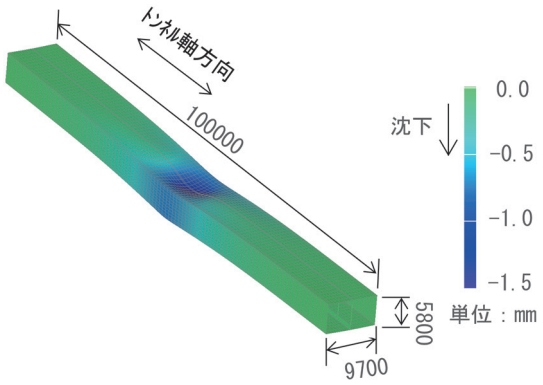


図 18　既設トンネルの変形コンター図

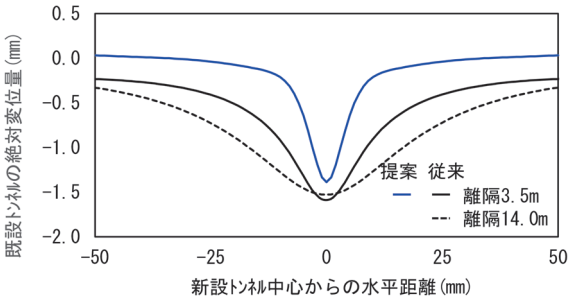


図 19　既設トンネル下面の変位量（従来，提案手法）

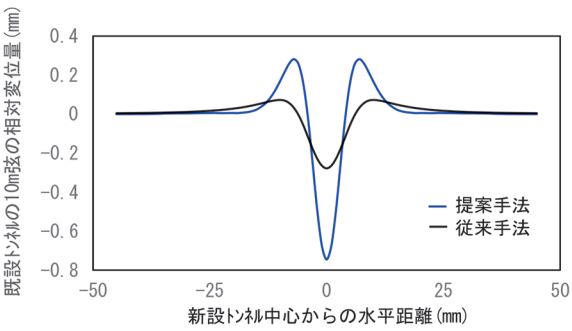


図 20　相対変位量（10m 弦）での比較（離隔 3.5m）

4.4　極近接施工時の従来手法と提案手法の比較

鉄道における列車走行の安全性の確認では相対変位量が重要であり，既設トンネル部材の発生断面力も相対変位量と相関する。例えば，近接施工時の影響予測において，列車走行の安全性を確認する場合には，軌道の剛性は安全側の結果が得られるよう考慮せず，単純に既設鉄道構造物の絶対変位量を 10m 弦に換算した相対変位量が，軌道整備基準値から定まる制限値以内に収まることを確認している[1)]。

図 20 には，提案手法と従来手法の離隔 3.5m のケースで得られた絶対沈下量を，10m 弦での相対変位量に換算した値を示した。相対変位量の最大値は，変位量の分布が急峻である提案手法のほうがは大きいことがわかる。この結果は，提案手法と提案手法を併用して対策検討を行った場合，提案手法が対策内容の決定ケースになることを示唆している。また，これまでの極近接施工では，従来手法のみでは対応しきれず，提案手法が再現する既設トンネルの挙動が生じないよう，地盤条件に関わらず地盤改良が必要とされてきたこととも整合する。

5.　まとめ

本研究では，極近接施工の特徴である，地盤の緩み領域の影響を受けた既設トンネルの挙動を再現できる新たな施工時影響解析法を構築した。

本研究で得られた主な成果を以下に示す。

(1) 降下床実験装置を使用して，極近接施工を模擬した土槽実験を実施したところ，極近接施工時で生じる可能性のある特徴的な既設トンネル下面の地盤反力分布を捉えることができた。

(2) 極近接施工を想定した実験ケースに対して，提案手法を用いたシミュレーション解析を実施したところ，既設トンネル下面の地盤反力および上面のトンネル軸方向ひずみの計測結果を再現することができた。

(3) 実スケールの施工条件を仮定のうえ，提案手法を用いた試計算を実施したところ，従来手法よりも提案手法のほうが相対変位量は大きくなる場合があることが明らかになった。この結果は，これまでの極近接施工では，提案手法が再現する既設トンネルの挙動が生じないよう，地盤条件に関わらず地盤改良が必要とされてきたこととも整合する。

極近接施工時においては，従来は地盤条件に関わらず一律に地盤改良が講じられてきたが，本研究の提案手法による既設トンネルへの影響予測を追加すれば，地盤条件に応じた地盤改良の検討も可能になる。提案手法が材適所な対策を講じるための一助になれば幸いである。

文　献

1）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

2）地盤工学会：地盤工学・実務シリーズ 28 近接施工，丸善出版，2011

3）Terzaghi,K：“Theoretical Soil Mechanics”，John Wiley & Sons，New York，pp.66-76, 1943.

4）鉄道総合技術研究所：変状トンネル対策工設計マニュアル，1998

5）土木学会：2016 年制定 トンネル標準示方書 シールド工法編，2016.

6）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　トンネル・開削編，丸善出版，2020

7）国土交通省鉄道局監修，鉄道総合技術研究所編：鉄道構造物等設計標準・同解説　基礎構造物，丸善出版，2012
8）日下部治：斜面上直接基礎の支持力評価に関する計算，土と基礎，No.325，1985
9）村山朔郎，松岡元：砂質土中のトンネル土圧に関する基礎的研究，土木学会論文報告集，第187号，pp.95-108，1971.3
10）NITTA 圧力分布測定システム：https://www.nitta.co.jp/product/sensor/detail/（参照日：2024年4月1日）

駅男子トイレにおける不快臭の発生源探索と低減対策の効果検証

京谷　　隆*　　川﨑　たまみ*　　亀田　暁子**　　上田　　剛***

Searching for Sources of Unpleasant Odors in Men's Restrooms in Railway Stations and Verifying the Effectiveness of Countermeasures to Reduce Them

Takashi KYOTANI　　Tamami KAWASAKI　　Akiko KAMEDA　　Tsuyoshi UEDA

Unpleasant odors in restrooms in railway stations and on trains are one of the many complaints from railway customers, so there is a need to reduce such odors. We are investigating the sources of ammonia, one of the main unpleasant odorous compounds in public restrooms, in men's restrooms in railway stations. For the investigation, we prototyped a portable, highly sensitive ammonia measuring instrument. We used this instrument to search for the sources of ammonia in men's restrooms in railway stations and confirmed the difference in concentration of ammonia depending on cleaning methods and seasons. In addition, we verified the effectiveness of countermeasures to reduce unpleasant odors implemented by cleaning companies.

キーワード：駅トイレ，臭気，高感度アンモニア測定機，発生源，不快臭対策

1. はじめに

鉄道利用者に対して，快適な駅空間や列車空間を提供することは，旅客サービスを向上させる観点から非常に重要である。中でも駅や車両のトイレにおける不快な臭気（不快臭）は，利用者から多くの意見が挙がる対象の一つである。筆者らは過去に，駅男子トイレの清掃品質に関する鉄道利用者の意識調査を実施した。その結果の分析により，駅トイレを「再度利用したい」と考える割合に影響を与える評価項目の一つに，「においの満足度」が含まれていることを明らかにした[1)]。具体的には，「においの満足度」が向上すれば，駅トイレを「再度利用したい」と考える利用者の割合が上昇する傾向があることがわかった。このことから，駅や車両のトイレ内に存在する不快臭を低減することで，利用者に対して快適なトイレ空間を提供することができると考えている。

一方，鉄道事業者ではトイレ内の不快臭を低減し，空気環境を改善するための対策がとられている。清掃方式を，水を撒く「湿式」から水を撒かない「乾式」に変更するのもその対策の一つである（以降，清掃方式を湿式から乾式に変更することを「乾式化」と表記）。これは，トイレの不快臭成分の一つであるアンモニア（以降，「NH_3」と表記）の発生原因の一つが，尿汚れを分解する細菌の作用による[2) 3) 4)]ことから，水を使わないことによって，これらの細菌の繁殖を抑制する目的で行われている。実際に乾式化によって不快臭が低減されたとする報告もある[5) 6)]。筆者らが実施した先述の意識調査の結果からも，乾式清掃方式の駅トイレの方が，湿式清掃方式の駅トイレに比べて，においに関する評価結果が有意に良好であったことが明らかとなっている[1)]。

筆者らは，不快臭対策を実施すべき箇所を特定して清掃の効率を向上させることを目的に，駅男子トイレにおける NH_3 発生源を探索してきた。研究当初は，NH_3 用検知管を用いていた（検知管法[7) 8)]）が，検知管の検出下限値（200ppb）が人の検知閾値濃度（100ppb[9)]）よりも高いため（表 1），人がトイレ臭を感知したにもかかわらず，空間や床付近の NH_3 濃度が不検出となるために，NH_3 発生源を特定できないケースが多かった。人の検知閾値以下の濃度でも検知できるセンサが必要であったため，呼気中の微量の NH_3 を検知し，様々な疾病の早期発見を目指して開発された呼気センサに使用されている，NH_3 検知管に比べて約 20 倍感度の高い NH_3 センサ素子[10) 11)]に着目した（表 1）。この NH_3 センサ素子を搭載した可搬型の高感度 NH_3 測定機をメーカーと共同で試作した（2 章参照）[12)]。

この高感度 NH_3 測定機を用いて，駅男子トイレ内における NH_3 発生源の探索や濃度測定を行った。さらに，不快臭対策として日常清掃を乾式化した場合の適切な清掃周期（サイクル）や，鉄道事業者の委託を受けて清掃会社が実施している不快臭対策の効果の検証について検討を行った。本稿ではそれらの結果について報告する。

2. 高感度 NH_3 測定機

2. 1　高感度 NH_3 測定機の概要

本研究で使用した高感度 NH_3 測定機のプロトタイプ

＊　　人間科学研究部　快適性工学研究室
＊＊　　東日本旅客鉄道株式会社
＊＊＊　新コスモス電機株式会社

表１　検知管法と高感度 NH_3 測定機の NH_3 検出下限値

検出方法	NH_3検出下限値
検知管法	200 ppb
高感度NH_3測定機	10 ppb

人の検知閾値濃度：100 ppb [9]
（臭気強度１に相当）

（以降，「本測定機」と記す）を図１に示す。本測定機は，NH_3 センサと吸引ポンプ（吸引流速：2.6L/min）を内蔵した測定機本体，シリコンチューブ，三方弁，ステンレス製吸引管（内径 6mm，長さ 1m）とデータロガーからなる。三方弁の流路を切り替えることによって，測定機本体に吸引する空気を，試料空気または活性炭チューブを通して浄化した空気のいずれかを選択できるようになっている。試料空気を採取する際は，吸引管の先端を走査しながら，対象空気を連続吸引しセンサ応答を記録する。測定者はデータロガーの表示画面で，センサ応答の様子を確認することができる。

2.2　床面 NH_3 発生源の探索と濃度測定方法

床面の NH_3 発生源を探索する際は，吸引管先端を約 5cm/sec の速度で，男子トイレ内床面から約 1cm 程度離した状態で，なぞるように走査しながら空気を連続的に採取した（図２）。探索の作業中，測定者はデータロガー画面上でセンサ応答を確認し，応答がピークを示した箇所を NH_3 発生源として記録した。走査終了後に，NH_3 発生源でのセンサ応答の値と事前に作成した検量線を基に NH_3 濃度を算出した（図３）。

2.3　トイレ内空間の NH_3 濃度測定方法

トイレ内空間の空気を試料として採取する際は，長さ 15cm の吸引管（内径 6mm）を，長さ 1m の吸引管の代わりにシリコンチューブに接続し，床面から約 150cm の高さの空気を，床面と同様に連続的に採取した。センサ応答の確認やピーク位置の記録，NH_3 濃度の算出については，2.2 節で述べた方法と同様である。

3.　駅男子トイレの不快臭調査

3.1　駅男子トイレ内 NH_3 の発生源探索

首都圏内の A 駅，B 駅の男子トイレを対象とし，本測定機を用いて，2.2 節で述べた方法により，床面の NH_3 発生源の探索を実施した。また，本調査は春と夏に実施し，試験結果の違いについても検討を行った。両駅男子トイレの床の清掃方式と床仕上げ，調査実施日について表２に示し，男子トイレの模式図を図４に示す。

本調査の結果，図４の赤枠で囲った範囲において，センサ応答のピークを複数確認したことから，同範囲に

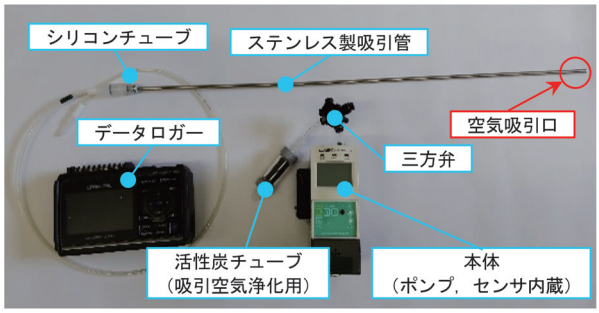


図１　高感度 NH_3 測定機（プロトタイプ）

図２　高感度 NH_3 測定機を用いた駅男子トイレでの測定

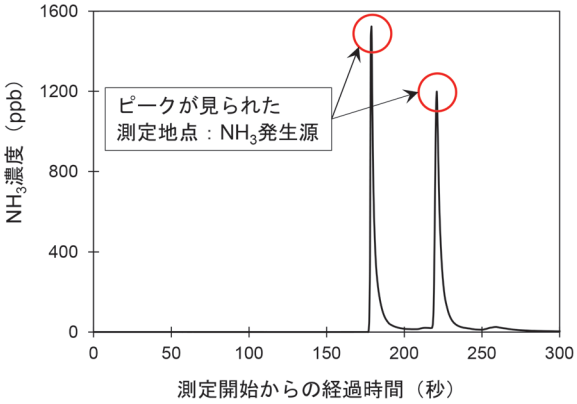


図３　本測定機による測定データ例

表２　床の清掃方式と床仕上げ，調査実施日

駅	A	B
床の清掃方式	乾式	湿式
床仕上げ	ゴムタイル	磁器タイル （目地使用）
調査実施日	（春）2021年4月26, 27日 （夏）　　7月20, 21日	

NH_3 発生源が存在することがわかった。両駅で共通する発生源は，手摺付き小便器付近，洗面台下部の側溝であり，A 駅においては，手摺が無い小便器手前に，B 駅においては，小便器手前に設置された側溝にも NH_3 発生源が存在することが明らかになった。

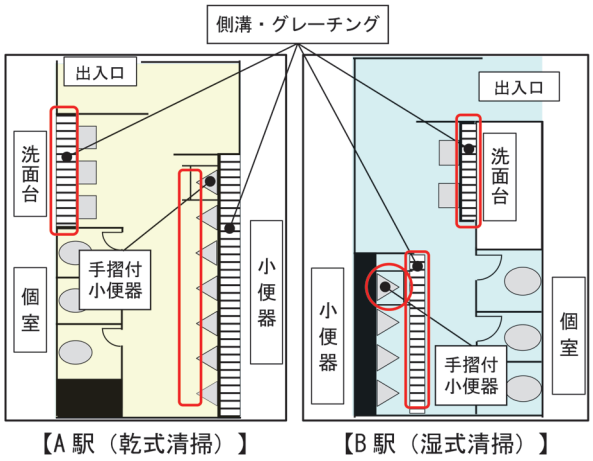


図４　A，B 駅男子トイレ床面の NH_3 発生源
（赤枠：NH_3 発生源位置）

3.2　清掃方式・季節による NH_3 濃度の違い

A，B 駅において，3.1 節で特定した複数の発生源における NH_3 濃度の平均値を求め，季節（春，夏）別に比較した結果を図 5 に示す。両駅ともに，夏の方が春に比べ，NH_3 濃度が高い傾向が見られた。また，春と夏を問わず，湿式清掃方式の B 駅の方が，乾式清掃方式の A 駅に比べ，NH_3 濃度が高い傾向が見られた。

図 5 では，縦軸に NH_3 濃度の平均値を示しているが，複数の発生源の濃度が全てこの値であれば，検知管を用いて測定した場合，B 駅の夏を除いて不検出となる。また，A 駅では，春と夏を問わず，NH_3 の発生源を特定することはできないことがわかる。

3.1 節で述べた結果と上記のことから，本測定機を用いて，実際の駅トイレの床面付近の NH_3 を連続的に測定した結果，複数の NH_3 発生源が存在し，測定箇所や測定時期によっては，検知管法では検出できず，人が検知できない程度の低濃度であることが明らかになった。

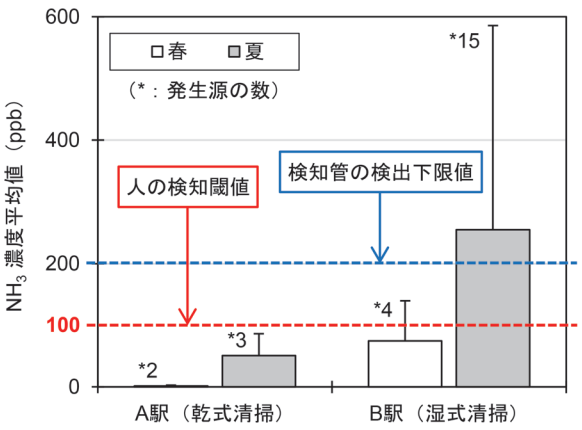


図５　A，B 駅男子トイレ床面の NH_3 発生源の濃度平均値

4.　不快臭対策の効果検証

駅トイレの不快臭対策には大きく分けて，鉄道事業者が実施しているものと，鉄道事業者の委託を受けて清掃会社が実施しているものの 2 種類がある。鉄道事業者が実施している対策の一つとしては，小便器周辺で発生した不快臭が人の鼻の高さにまで上昇する前に，足元で排気する巾木換気（図 6）が挙げられる。この対策は，駅トイレの設置・リニューアル時に，設計段階から検討が必要なものであり，実施する際には大掛かりな工事が必要である。これに対して，鉄道事業者の委託を受けて清掃会社が実施している不快臭対策の例としては，湿式清掃を実施している駅トイレにおいて清掃時に水を撒かない乾式化や，側溝清掃が挙げられる。これらの対策は，清掃会社が清掃作業の中で実施するため，駅トイレの設置やリニューアル等を伴わない。

しかしながら，これらの不快臭対策の効果検証としては，これまでは人の嗅覚に頼らざるを得ず，不快臭がどの程度低減できたのか，客観的に評価することができなかった。

そこで，本測定機を用い，これらの不快臭対策の前後で NH_3 濃度の変化を経時的に把握することにより，不快臭低減の効果を検証することとした。本稿では，清掃会社が実施している不快臭対策の効果検証を行った事例を 2 件紹介する。

4.1　湿式清掃方式の駅男子トイレの乾式化

1 件目の事例は，通常の床面清掃方式が湿式である男子トイレにて実施した，清掃方式の乾式化による不快臭対策効果の検証例である。検証対象とした C 駅男子トイレの模式図を図 7 に示す。床は磁器タイルと目地からなり，排水口が 3 箇所設置されている。なお，図 6 に示すような巾木換気口は設置されていない。

4.1.1　乾式化の方法と不快臭対策効果の検証方法

C 駅の清掃を鉄道事業者から受託している清掃会社にヒアリングを行った上で，床仕上げの変更などの設備の

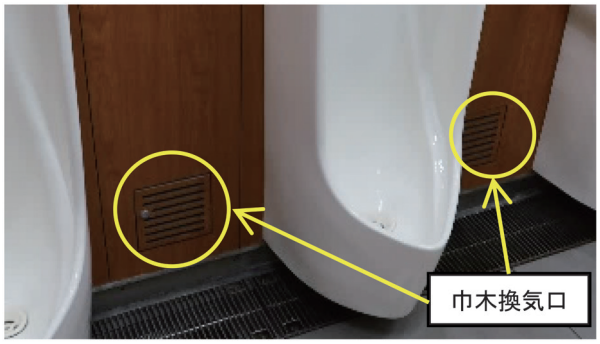


図６　巾木換気口の例（図 11 と同じトイレ）

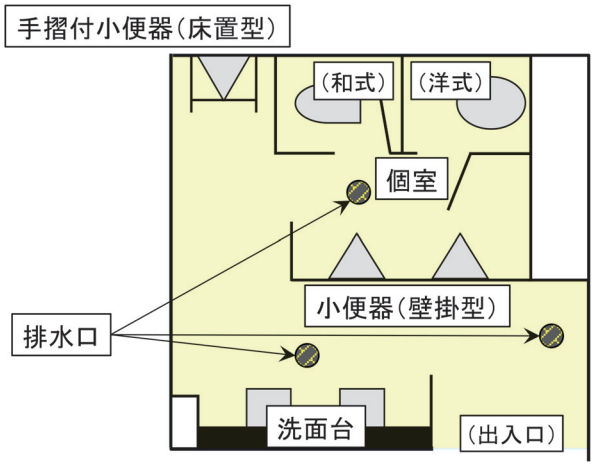


図７　C 駅男子トイレの模式図

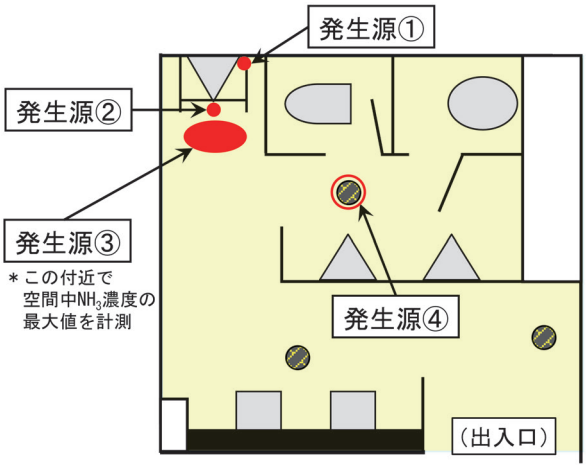


図８　C 駅男子トイレ内の NH_3 発生源

表３　対策清掃の効果検証実施日時（C 駅）

検証実施日	2022年7月19～21日
清掃作業	7月19日：通常清掃 20日：対策清掃Ⓐ 21日：対策清掃Ⓑ
検証時刻	10:00（清掃前） 12:00（清掃直後） 14:00（同2時間後） 16:00（同4時間後）

改造を行わずに，既存状態の中で効率的で効果的な清掃を実施するための検討を行った。その結果，以下の２つの対策清掃方式に絞り，それらの効果を通常の湿式清掃（以降，「通常清掃」と表記）と比較することとした。これらの対策清掃は，床に水を撒かないため，乾式清掃の一種とみなすことができる。検証実施期間は，2022 年 7 月 19-21 日の 3 日間（表 3）である。

対策清掃Ⓐ：水を撒かずに乾いたモップで尿汚れ等を拭き取る。

対策清掃Ⓑ：100 倍に希釈した洗剤水をスプレーで散布した後にモップで拭き取る。

1 日目の清掃作業前に，2.2 節で述べた方法で NH_3 発生源を特定した。清掃作業としては，1 日目に通常清掃，2 日目に対策清掃Ⓐ，3 日目に対策清掃Ⓑをほぼ同時間帯（11:00-12:00）に実施し，清掃前後に加え，清掃から 2 時間後と 4 時間後に，特定済みの NH_3 発生源とトイレ内空間の NH_3 濃度を測定した（表 3）。トイレ内空間の NH_3 濃度については，2.3 節で述べた通りに，床面からの高さ約 150cm の空間全体を測定し，その最大値（以降，「空間中 NH_3 濃度」と表記）を測定値として，測定地点とともに記録した。

4.1.2　検証結果

検証の 1 日目に特定した NH_3 発生源は，以下の 4 箇所であった。各発生源の具体的な位置については図 8 に示すとおりである。

発生源①：手摺付の床置式小便器の右側奥と床との接地部

発生源②：同小便器の正面と床との接地部

発生源③：同小便器手前の床

発生源④：個室手前の排水口

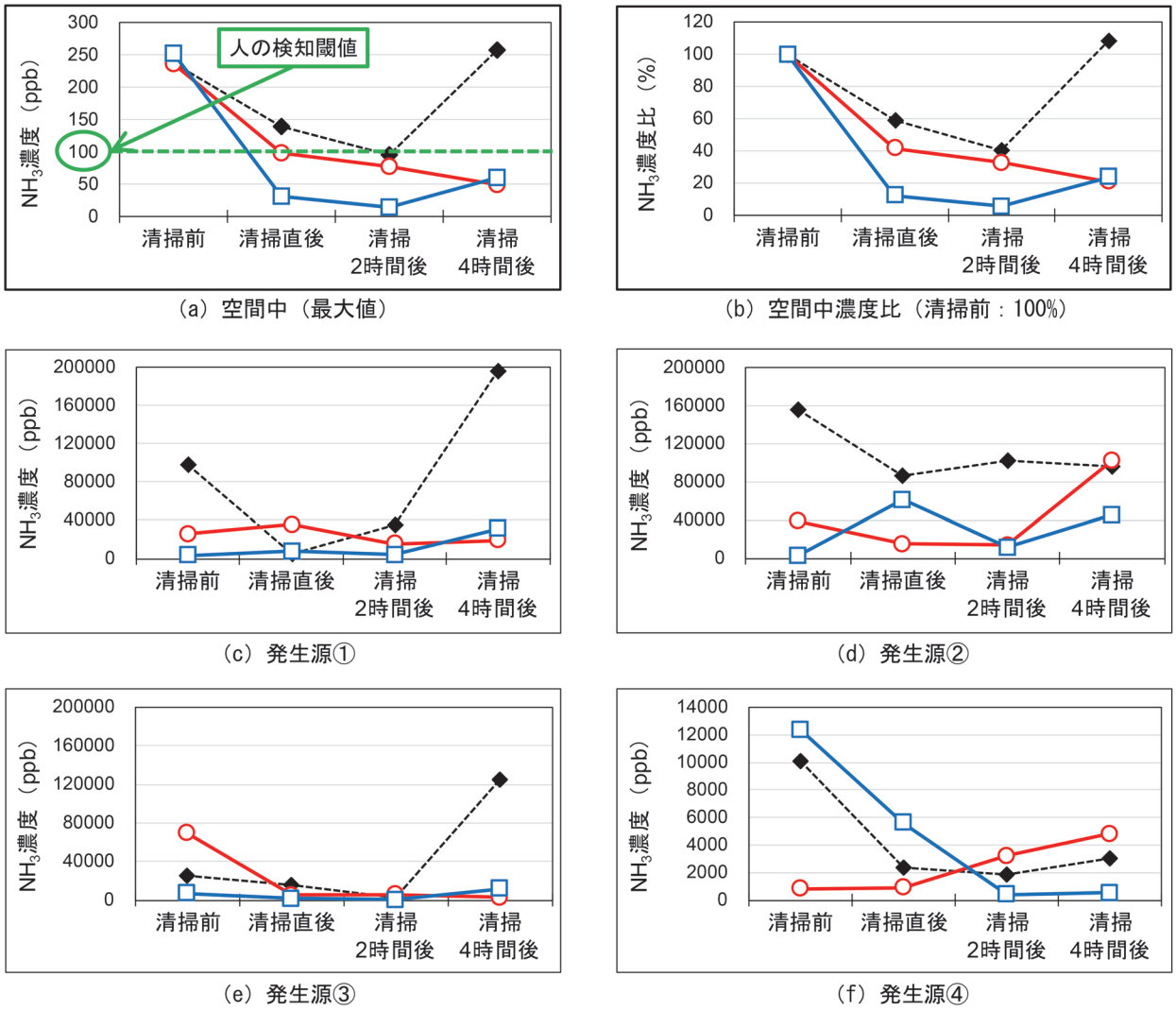
なお，空間中 NH_3 濃度の最大値を計測した地点は，すべての検証時刻において，発生源③付近であった。

清掃による NH_3 濃度低減効果を比較した結果を図 9 に示し，以下，測定箇所毎に考察する。

まず，空間中 NH_3 濃度について考察する。図 9(a) から，通常清掃では清掃 4 時間後に空間中 NH_3 濃度が清掃前と同等の約 250ppb まで上昇したのに対し，対策清掃ⒶⒷでは清掃前は約 250ppb，清掃 4 時間後は約 50ppb となった。また，図 9(b) から，清掃による NH_3 濃度の低減率は，通常清掃に比べ，対策清掃ⒶⒷの方が高いことがわかった。これらのことから，利用者の不快臭対策としては，対策清掃ⒶⒷの方が通常清掃より効果的であると考えられた。

次に，4 箇所の NH_3 発生源について考察する。まず，発生源①②（図 9(c)(d)）については，清掃前からの時間経過に伴って，濃度の大小関係が入れ替わるケースも見られたが，対策清掃ⒶⒷの方が通常清掃に比べ，概して NH_3 濃度が低い傾向が確認できた。発生源①②が存在する小便器と床との接地部には，モップが行き届きにくいために，汚れを除去しにくく，周囲の汚れをモップで押し込む可能性もある。このことが，NH_3 濃度の経時変化において大小関係が入れ替わった原因の一つと考えられる。

一方，発生源③（図 9(e)）については，いずれの清掃方法においても，清掃直後には濃度が減少したが，通常清掃においては，清掃から 4 時間後に濃度が上昇して，



（a）空間中（最大値）　（b）空間中濃度比（清掃前：100%）

（c）発生源①　（d）発生源②

（e）発生源③　（f）発生源④

図９　対策清掃による NH_3 低減対策効果検証結果（C 駅）

清掃前の濃度を上回った。発生源③は小便器手前の床に存在するため，4 箇所の発生源の中で，新しい尿汚れが最も発生しやすいと考えられるが，通常清掃では，清掃後に水分が残りやすいため，NH_3 産生菌を含む細菌が最も生育しやすい点が，清掃 4 時間後の濃度上昇の原因の一つと考えられる。

最後に，発生源④（図 9(f)）については，通常清掃と対策清掃Ⓑにおいて，清掃直後に濃度が減少し，対策清掃Ⓐにおいては，清掃前後での濃度変化はほとんど見られなかった。清掃から 4 時間後には，対策清掃Ⓑにおいて，NH_3 濃度が最も小さい値となった。

なお，対策清掃Ⓑで用いた洗剤は，除菌剤を含んだ中性洗剤であるため，これを床面の発生源に散布することで，NH_3 産生菌を含む細菌が殺菌され，NH_3 が発生しにくい状況を構築していると考えられる。

以上の考察から，今回比較した 3 つの清掃方法（通常清掃，対策清掃Ⓐ，対策清掃Ⓑ）の中で，100 倍に希釈した洗剤水を散布した後にモップで拭き取る対策清掃Ⓑが，不快臭対策の観点から考えるトイレメンテナンス方法として最も効果的である，と結論付けた。

4.1.3　日常清掃のサイクル

4.1.2 項で得られた結果から，日常的に対策清掃Ⓑを行う場合に，どのようなサイクルで行うのが良いか，簡単な検討を行った。具体的には，4.1.1 項～4.1.2 項で述べた試験終了後，清掃会社が毎日通常清掃を実施している 11:00～12:00 の時間帯に，通常清掃に代えて対策清掃Ⓑを行うように，同じ清掃会社に依頼し，約 3ヶ月後の 10 月 27 日から 28 日まで，図 8 に示す NH_3 発生源③と空間中 NH_3 濃度を測定した。測定時刻は，10 月 27 日の 10:00（清掃前）と 12:00 から 16:00 までの毎時 00 分（清掃 1～5 時間後），翌 28 日の 10:00 から 16:00 までの毎時 00 分（清掃 23～29 時間後）とした（表 4）。なお，10 月 27 日の対策清掃Ⓑの実施後，本試験の終了まで，清掃を行わないように清掃会社に依頼した。

表４　日常清掃サイクル検証実施日時（C 駅）

検討実施日	2022年10月27～28日
清掃作業	10月27日：対策清掃Ⓑ 28日：（実施せず）
測定時刻	①10月27日 10:30（清掃前） 12:00から16:00まで1時間ごと （清掃1～5時間後） ②10月28日 10:00から16:00まで1時間ごと （清掃23～29時間後）

発生源③の NH_3 濃度測定結果を図 10 に示す。なお，空間中 NH_3 濃度は，測定した全時間帯にわたって検出下限値（10ppb）未満であった。1 日目に実施した対策清掃Ⓑ（図 10 中に赤字で追記）によって，発生源③の NH_3 濃度が減少し，それ以降，清掃当日中は 100ppb 前後で推移していたが，清掃から 23 時間後には，濃度が急速に上昇し，清掃から 25 時間後（12:00 頃）に最大となった。今回の検証結果では，空間中の NH_3 濃度は検出下限値未満であったが，利用状況や気温等の影響により，空間中にも人の嗅覚閾値を上回る NH_3 が拡散し，利用者に不快な思いをさせてしまう可能性がある。このことから，今回の検証結果をもとに日常清掃のサイクルを検討した場合，これまで通り，毎日 11:00 頃（24 時間毎）に清掃を開始すればよいと考えた。ただし，同じ C 駅であっても，日によっては利用状況が変化し，今回と同様の結論が得られない可能性がある。さらに，異なる駅の男子トイレでは，C 駅とは利用者人数の時間推移が異なるなどの理由により，日常清掃に適した時間帯や清掃サイクルが異なることも考えられる。今後もこのような検討を何度か実施し，清掃サイクルを適宜見直すことによって，トイレメンテナンス作業のさらなる効率化・合理化につなげることができると考えている。

図 11　D 駅男子トイレ（発生源①②はともに側溝内）

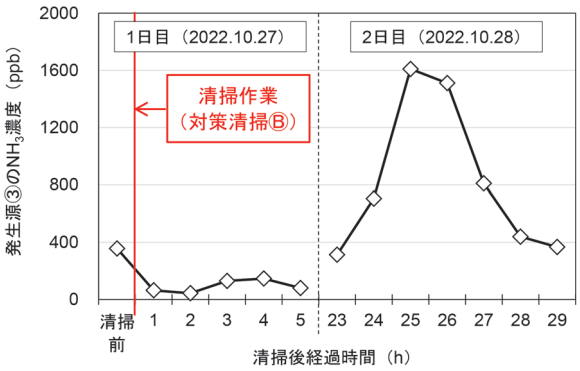


図 10　対策清掃Ⓑの実施サイクルに関する検討（C 駅）

4.2　湿式清掃方式の駅男子トイレの側溝清掃

2 件目の事例は，C 駅と同様に，通常の床面清掃方式が湿式である男子トイレにて実施している，側溝清掃による不快臭低減効果の検証例である。検証対象とした D 駅トイレ（図 11）の床は磁器タイルと目地からなり，側溝やグレーチングが設置され，側溝清掃を週 2 回実施している。

後述の 4.2.1 項以降にも記載のとおり，発生源探索の結果，側溝付近に発生源が存在することが明らかになった。このことから，側溝清掃も不快臭対策としての効果が高い可能性が考えられた。

4.2.1　検証方法

本測定機を用い，駅男子トイレ内床面の NH_3 発生源の探索とその濃度を測定した。具体的には，あらかじめ NH_3 発生源を本測定機で特定した後，側溝も含めた日常清掃を実施した。NH_3 濃度の測定は，C 駅（4.1 節）と同様に，清掃前後に加え，清掃から 2 時間後と 4 時間後に，特定済みの NH_3 発生源とトイレ内空間に対して実施した。トイレ内空間の NH_3 濃度の測定，記録方法等も C 駅と同様である。検証実施日は，2022 年 11 月 25 日である。

4.2.2　検証結果

NH_3 発生源を探索した結果，手摺付小便器奥壁設置両側の側溝付近に NH_3 発生源が存在することが明らかになった（図 11 中①②）。また，いずれの測定時においても，空間中 NH_3 濃度の最大値を計測した地点は発生源①②付近であった。

清掃による NH_3 濃度低減効果を比較した結果を図 12 に示す。発生源①②の清掃前の NH_3 濃度は 10000ppb であったが，清掃直後には約 200~1100ppb に低下した。また，清掃 2 時間後には，発生源②の NH_3 濃度が 5000ppb 程度に上昇したが，4 時間後には再び低下した。清掃 2 時間後に NH_3 濃度が再上昇した理由としては，清掃後の利用者の小用により，新たな NH_3 発生源が発生したためと考えられる。

一方，空間中 NH_3 濃度（最大値）については，清掃

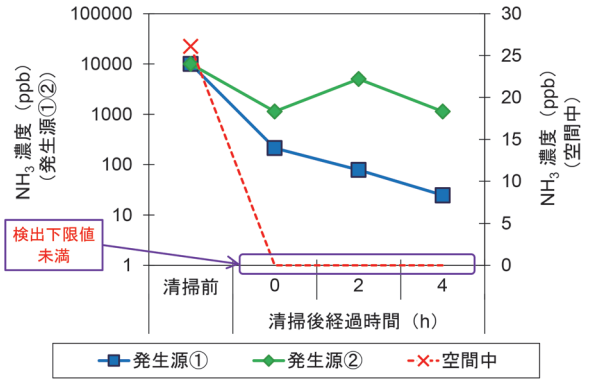


図 12　D 駅男子トイレ床面の NH_3 発生源と空間中の NH_3 の濃度変化

前は 26ppb であったが，清掃直後には検出下限値未満に低下し，以降，清掃 4 時間後まで検出下限値未満のままであった。これらのことから，側溝清掃後の利用者の小用等により，新たな NH_3 発生源が一時的に発生したとしても，それがトイレ空間内の NH_3 濃度にはあまり影響しないことが示唆された。以上のことから，4.1 節で紹介した乾式化と同様，側溝清掃も駅トイレ内の不快臭対策として有効であると考えることができる。

5. まとめ

NH_3 用検知管に比べ約 20 倍感度の高い NH_3 センサ素子を搭載した可搬型の高感度 NH_3 測定機を試作し，駅男子トイレ内の NH_3 発生源の探索，濃度測定を行い，測定時期による濃度変化や，不快臭対策の効果検証を行った。結果を以下に示す。

1）乾式清掃方式の A 駅と湿式清掃方式の B 駅において，床面の NH_3 発生源を探索し，春と夏の間で，各発生源の濃度の違いを調べた。その結果，両駅ともに，夏の方が春に比べて NH_3 濃度が高い傾向が見られた。また，春と夏を問わず，湿式清掃方式の B 駅の方が，乾式清掃方式の A 駅に比べて NH_3 濃度が高い傾向が見られた。

2）駅トイレ内の不快臭対策の一環として，湿式清掃方式の駅トイレの乾式化（対策清掃）の方法を検討し，その効果を検証した。その結果，100 倍に希釈した洗剤水を散布した後にモップで拭き取る対策清掃が，不快臭対策の観点から考えるトイレメンテナンス方法として効果的であることがわかった。

3）側溝とグレーチングが設置されている駅トイレにおいて，NH_3 発生源を探索したところ，側溝付近に発生源が存在することが明らかとなった。このことから，側溝清掃による不快臭対策の効果を検証し，その有効性を確認した。

今回，駅男子トイレ内において，本測定機を用いて NH_3 濃度を測定した。その結果，複数の NH_3 発生源を特定した。また，測定箇所や測定時期によっては，NH_3 検知管の検出下限値や，人の検知閾値よりも低い程度の NH_3 濃度であった。また，異なる 2 つの方法で実施された不快臭対策の効果検証も，NH_3 濃度という客観的なデータを基に実施し，それらが有効であることを確認した。

人口が減少の一途をたどる我が国において，鉄道事業を始めとした様々な業種において，各種設備の清掃や維持管理をはじめとした諸々の業務の省力化や省人化は，避けることができない重要な課題であると考える。筆者らも，清掃業者や鉄道事業者等が，本測定機をより簡単かつ手軽に使えるように改良して，清掃業者や鉄道事業者が行う不快臭対策がより効果的になり，その結果として，駅や車両を始めとした様々な公共トイレをより快適な空間にすることに貢献したいと考えている。

本研究は，新コスモス電機（株）との共同研究により実施した。

文　献

1）京谷隆，池田佳樹，大石洋之，川﨑たまみ：駅男子トイレの清掃品質に関する鉄道利用者の意識調査，鉄道総研報告，Vol.38，No.6，pp.23-30, 2024

2）川﨑たまみ，京谷隆，潮木知良，早川敏雄，亀田暁子，坂本圭司：駅トイレの臭気対策に関する研究（その 2）―駅トイレ床における細菌量とアンモニア濃度の関係―，室内環境学会学術大会，pp.60-61，2012

3）Kawasaki, T., Yoshie, S., Kyotani, T. and Ushiogi, T.: Comparison of Microbiomes on Floors of Men's Restrooms, before and after Cleaning with Different Cleaning Methods at Two Railway Stations, Japan Architectural Review, Vol.5, No.4, pp.633-643, 2022.

4）Kawasaki, T., Kyotani, T., Ushiogi, T and Yoshie, S.: Quantitative and Qualitative Research of Surface Bacteria on the Floor of Station Restrooms with Two Types of Cleaning Method, Quarterly Report of RTRI, Vol.62, No.4, pp.281-286, 2021.

5）池田佳樹，坂本圭司，笹澤正善，池辺健志，中尾清孝，李憲俊，李新一，森明年，遠藤勝久，角田貴介：駅トイレの清掃方式乾式化に資する基礎研究：その 1，研究概要と清掃方法についての実験室実験による検討，日本建築学会大会学術講演梗概集，環境工学 I，pp.591-592，2015

6）池辺健志，坂本圭司，笹澤正善，池田佳樹，中尾清孝，李憲俊，李新一，森明年，遠藤勝久，角田貴介：駅トイレの清掃方式乾式化に資する基礎研究：その 2，フィールド試験による臭気と生菌数評価，日本建築学会大会学術講演梗

概集，環境工学Ⅰ，pp.591-592，2015
7）日本工業規格，JIS K 0804，検知管式ガス測定器
8）環境省：悪臭物質簡易測定マニュアルに基づく簡易測定法の活用について，環大特 58 号，1990
9）におい・かおり環境協会編：ハンドブック　悪臭防止法六訂版，ぎょうせい，2012
10）富士通プレスリリース，息に含まれる成分を素早く測定できる呼気センサーデバイスの開発に成功：https://pr.fujitsu.com/jp/news/2016/04/18.html（参照日：2024 年 8 月 6 日）
11）壷井修，百瀬悟，高須良三：呼気中のアンモニア成分だけを選択できる携帯型呼気センサー，FUJITSU，Vol.68，No.1，pp.59-64，2017
12）京谷隆，川﨑たまみ，吉江幸子，丑込道雄，壷井修：公共トイレでの臭気源探索に対する可搬型高感度アンモニアセンサの適用，室内環境，Vol.21，No.3，pp.189-197，2018

鋼・合成構造物の桁の転倒および浮上りに対する構造安全性の照査方法と設計への効果

三宅　温*　小林　裕介*　池田　学**

Method for Verifying Structural Safety of Steel/Composite Girder against Overturning and Lifting and Its Effect on Design

Nodoka MIYAKE　Yusuke KOBAYASHI　Manabu IKEDA

In the design of railway steel girders, it is necessary to prevent overturning and lifting of the girder against possible forces acting on the girder. This paper outlines a verification method against the two limit states of girder overturning and girder lifting, and describes a revised method of calculating the lifting force that takes into account the vibration characteristics of the girder. A trial design of the bearing parts was also carried out using the revised calculation method. The result confirmed that the revised calculation made some parts of the bearing smaller.

キーワード：桁の転倒，桁の浮上り，支承部，浮上り防止工，上揚力

1. はじめに

鋼橋や合成桁の設計では，鉄道構造物等設計標準・同解説（鋼・合成構造物）（以下，鋼・合成標準）に準拠し，安全性・使用性・復旧性の各要求性能について対象構造物の限界状態を設定し，それに対応する性能項目の照査を行う。安全性の性能項目の一つである構造安全性は，耐荷能力および安定を保持できなくなる状態を限界状態とし，各部位・部材に対する破壊，疲労破壊，桁の転倒・浮上り等に対し照査を行う必要がある。

桁の転倒・浮上りに対する照査方法を表 1 に示す。桁の転倒は，橋軸直角方向に生じる風や地震の影響等の水平作用によって，桁が転倒する状態を指す。桁の浮上りは，鉛直地震動等の鉛直上向きの作用により，桁が浮き上がった状態を指す。これらの限界状態に対する照査は，対象とする外力が異なるものの，どちらも支承部において桁が支承から浮き上がる状態（表 1 の青点線で示す現象で，以下，支承部の浮上り）を限界状態とする。そのため設計応答値の算定方法に違いはあるものの，同一の設計限界値に対し同様の照査を行うこととしている。

今回の鋼・合成標準改訂[1)] では，桁の転倒・浮上りに対する照査の内容を大きく 2 点変更した。1 点目は，限界状態の考え方である。従来は，実用上，桁の下端が支承から離れる，支承部の浮上りを限界状態としていた。しかし仮にこのような状態となっても，桁が支承から逸脱せず元の支承位置に戻ることができれば，必ずしも桁が不安定になるとは限らない。そのため，今回新たに支承からの逸脱（以下，支承部の逸脱）を限界状態に加え，照査方法を整理した。ただし，ここで言う「支承部の浮上り」とは，照査項目の名称ではなく現象そのものを指すことに留意されたい。

2 点目は，桁の浮上りに対する照査に用いる設計応答値の算定方法である。地震時における桁の浮上りに対する照査では，設計応答値として鉛直地震動が桁に与える上向きの慣性力を考慮するが，従来の照査では安全側に割り切った一定値を慣性力に用いていた。しかし，慣性力は桁の鉛直方向のたわみの固有周期により変動することから，桁の応答特性を考慮し設定できるよう変更した。

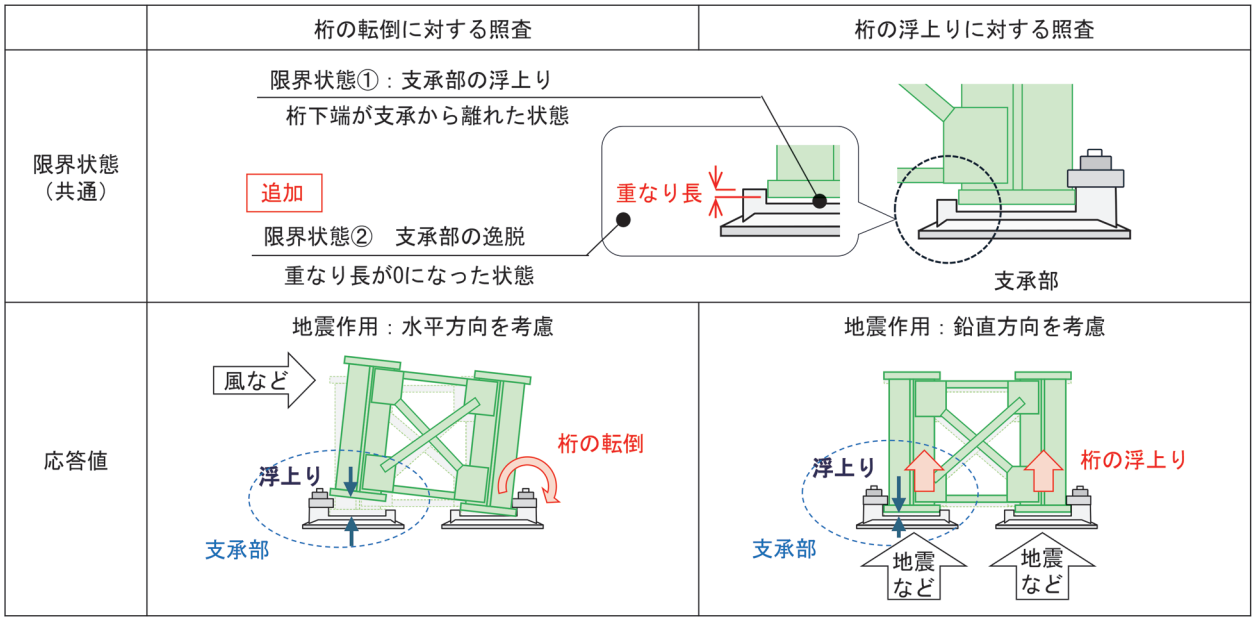
本稿では，桁の転倒・浮上りに対する照査の概要および改訂内容，今回の改訂による実設計への効果を示す。なお，桁の転倒・浮上りに対する照査は，構造要素である桁の安定に関するものであり，照査の基本的な事項は鋼・合成標準 第Ⅱ編 橋りょう[1)] による。ただし，鋼・合成構造の桁はコンクリート構造と比べて重量が軽く，転倒・浮上りが問題になりやすいという実情から，鋼・合成構造特有の事項であるとして具体の照査は鋼・合成標準 第Ⅲ編 鋼・合成構造[1)]（以下，鋼・合成構造編）に示している。また，鉛直地震動により支承部に作用する鉛直力や，支承部の各限界値の算定等は，鋼・合成標準 第Ⅳ編 支承構造[1)] に示している。

2. 桁の転倒・浮上りに対する照査方法

支承部の浮上りと支承部の逸脱の 2 つを限界状態とした照査は，それぞれ 2.1 節，2.2 節による。

＊　構造物技術研究部　鋼・複合構造研究室
＊＊　鉄道力学研究部　構造力学研究室

表１　桁の転倒・浮上りに対する照査方法



2.1　支承部の浮上りを限界状態とした照査

支承部の浮上りを限界状態とした照査は，力を指標とした照査であり，鋼・合成構造編の条文には静的な構造計算による照査方法を示している。桁の転倒に対する照査では応答値として水平力により生じるモーメントを，桁の浮上りに対する照査では鉛直力を用いて照査する。

桁の転倒に対する照査は，桁の底面端部を回転中心としたモーメントにより，支承部が浮き上がらないことを確認する。照査は式 (1) による。

$$\gamma_i \cdot M_{td} / M_{otd} \leqq 1.0 \tag{1}$$

ここで，M_{td} ：設計転倒モーメント

M_{otd} ：設計抵抗モーメント

γ_i ：構造物係数で，一般に地震の影響以外の作用に対する照査は 1.05，地震の影響に対する照査は 1.0 とする

設計限界値にあたる設計抵抗モーメント M_{otd} は，桁の底面端部における転倒に対する抵抗モーメント M_{ot} を限界値係数 γ_L で除すことにより求まる。

$$M_{otd} = M_{ot} / \gamma_L \tag{2}$$

M_{ot} は，具体的には図 1 に示すように，常時，地震時に関わらず，死荷重，列車荷重およびピンチプレートなどの浮上り防止工の耐力分を必要に応じて考慮する。

桁の浮上りに対する照査は，支承部に生じる上揚力により，支承部の浮上りが生じないことを確認することにより行う。照査は式 (3) による。

$$\gamma_i \cdot R_{sd} / R_{rd} \leqq 1.0 \tag{3}$$

ここで，R_{sd} ：桁の浮上りに対する照査に用いる設計支点反力（上揚力）

R_{rd} ：上揚力に抵抗できる構造の設計耐力

γ_i ：構造物係数で，一般に地震の影響以外の作用に対する照査は 1.05，地震の影響に対する照査は 1.0 とする

設計限界値にあたる，上揚力に抵抗できる構造の設計耐力 R_{rd} は，上揚力に抵抗できる構造の耐力 R_r を限界値係数 γ_L で除すことにより求まる。

$$R_{rd} = R_r / \gamma_L \tag{4}$$

R_r は図 2 に示すように，上揚力に抵抗できる浮上り防止工等の耐力であり，構造に応じて算定する。ピンチプレートやアンカーボルトなどの上揚力に抵抗できる構造がある場合には，その耐力を用いることができる。なお，後述するように，桁の浮上りに対する照査は設計応答値の算定時に上向きの反力から死荷重を差し引くため，設計限界値では死荷重による抵抗分を考慮しない。

2.2　支承部の逸脱を限界状態とした照査

支承部の逸脱に対する照査は，今回の改訂により追加した照査方法である。桁が支承から浮き上がっても表 1 の重なり長を確保できていれば逸脱せずに元に戻るため，照査方法は，浮上り量が支承部の重なり長以下となることを確認する。2.1 節に示す方法は比較的簡易な方法であるが，大規模地震等において支承部の応答値が大きくなり，浮上り防止工が著しく大型化する場合がある。

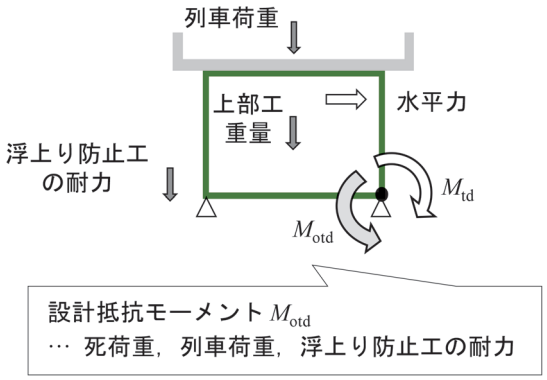


図１　転倒に抵抗する力

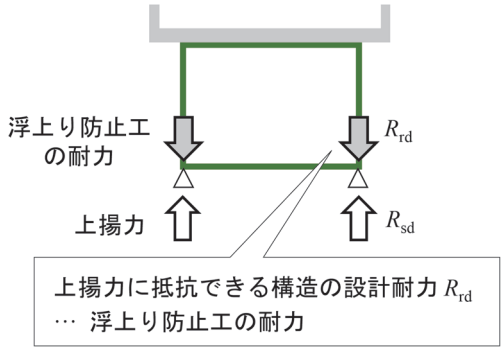


図２　浮上りに抵抗する力

そのような場合には，浮上りを許容あるいは浮上り防止工の塑性化を許容し，支承部の逸脱を限界状態とすることで, 支承を経済的に設計することができる場合もある。

3. 設計応答値の算定方法および改訂内容

設計地震動に対する設計応答値の算定は，構造物の動力学特性を適切に表現できる動的解析法によるのが基本である。ただし，支承部の設計では静的な地震作用を設定し，静的解析法により行ってきた。そのため，本稿においても鋼・合成構造編の条文に示している，力を指標として簡易に照査する場合の設計応答値の算定方法を示す。なお，鋼・合成構造編には，動的解析法による照査の具体的な方法を示している（付属資料Ⅱ 6-7）。

3.1　桁の転倒に対する照査

桁の転倒に対する照査に用いる設計応答値は，桁を転倒させる作用として生じる水平力を桁の底面端部に生じる設計転倒モーメント M_{td} に変換し算定する。

$$M_{td} = \gamma_R \cdot M_t \tag{5}$$

ここで，M_t は桁の底面端部における転倒モーメント，γ_R は応答値係数である。

a）常時

常時における照査では，基本的に遠心荷重と風荷重から転倒モーメントを算定する。その他にも，桁の片側に設置された橋側歩道がある場合には，遠心荷重との競合や雪荷重を考慮する等，構造に応じたモーメントを必要に応じて加算する。

b）地震時

地震時における照査では，橋軸直角方向の水平地震動による桁の地震時慣性力から転倒モーメントを算定する。列車荷重を考慮する場合は，列車荷重の地震時慣性力も見込む。通常の桁の場合は水平方向のみ地震動を考慮し，鉛直の地震動を組み合わせる必要はない。

a），b）で考慮している作用の他に，桁への水平方向の力としては車両横荷重や車輪横圧荷重もあるが，各車軸による水平力が他と同時に作用することはほぼなく，作用方向が逆のものもあって打ち消しあう傾向にあると考えられるため，風荷重や地震の影響に対して照査していれば，原則として考慮する必要はない。

なお，a），b）および図 1 からわかるように，桁の転倒に対する照査においては，設計応答値，設計限界値の両方に列車荷重の影響を含んでいるため，応答値と限界値への寄与の程度によっては，列車荷重が小さいもしくは非載荷の状態を想定した方が照査が厳しくなる場合がある。そのため，桁の転倒に対する照査は常時および地震時に対し，それぞれ列車荷重を考慮する場合，考慮しない場合の両方の照査を行う必要がある。

3.2　桁の浮上りに対する照査

桁の浮上りに対する照査に用いる設計応答値は，支点に生じる設計反力 R_{sd} を算定する。

$$R_{sd} = \gamma_R \cdot |R_s| \tag{6}$$

ここで，R_s は支点に生じる負の反力であり，死荷重による正の支点反力分を減じて算定してよい。

a）常時

常時における照査では一般に，死荷重，列車荷重および衝撃荷重の負反力から，死荷重による正反力を差し引いて算定する（図 3）。

$$\begin{aligned} R_s &= \sum(\gamma_f \cdot R_s) \\ &= \gamma_{fL} \cdot R_{sL} + \gamma_{fI} \cdot R_{sI} + \gamma_{fD}\left(R_{sD1} + \frac{R_{sD2}}{2}\right) < 0.0 \end{aligned} \tag{7}$$

ここに，

γ_{fL}，γ_{fI}，γ_{fD}：列車荷重，衝撃荷重および死荷重に対する作用係数

R_{sL}，R_{sI}：列車荷重および衝撃荷重による支点の負の反力（負値）で，支点に上揚力を生じ

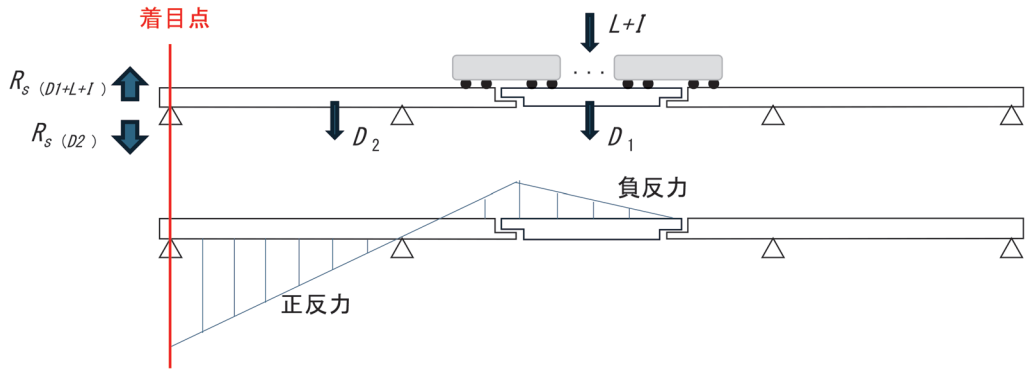


図３　負反力が生じる例

させる部分にそれぞれの荷重を載荷して算定する

R_{sD1}　：死荷重による支点の負の反力（負値）で，支点に上揚力を生じさせる範囲に死荷重を載荷して算定する

R_{sD2}　：死荷重による支点の正の反力（正値）で，支点に下向きの力を生じさせる範囲に死荷重を載荷して算定する

このとき，R_s が 0，すなわち負反力が生じないことを確認できた場合は，常時においては照査を満たしているものとしてよい。

b）地震時

地震時における照査の R_s は，鉛直地震動が桁に与える上向きの慣性力 R_{sEQ} から死荷重による正反力 R_{sD} を差し引いて算定する。この R_{sEQ} は，R_{sD} に鉛直方向の応答加速度 α を震度換算した鉛直震度 K_v を乗じたものである。

$$R_s = R_{sEQ} - R_{sD} = K_v \cdot R_{sD} - R_{sD} = (K_v - 1) \cdot R_{sD} \quad (8)$$

ここに，

R_{sEQ}：地震動による支点の負の反力（負値）

R_{sD}　：死荷重による支点の正の反力（正値）

K_v　：鉛直震度

$$K_v = \alpha / (9.81 \cdot 100) \quad (9)$$

α：鉛直方向の応答加速度（gal）

今回の改訂では，上式の応答加速度 α の設定方法を変更した。応答加速度 α には，これまで「水平地震動による最大応答加速度の 0.5 倍」という安全側に割り切った値が多く用いられてきたが，「桁の鉛直方向固有周期に応じた G0 地盤の弾性加速度応答スペクトルの 0.5 倍」としてよいこととした。これにより，地震動に対する桁の応答特性を考慮して R_s を算定することが可能となる。

鉛直地震動が桁に与える上向きの慣性力 R_{sEQ} について，改訂前後における違いを図 4 に示す。図 4 は桁の鉛直一次モードの固有周期 T を横軸とし，G0 地盤における L2 地震動スペクトル Ⅱ の 0.5 倍を設計地震動として与えた時の R_{sEQ} を示したものである。プロット種別は凡例のとおり，固有周期 T の異なる 5 橋の鋼橋・合成桁である。プロットはいずれも入力した鉛直地震動の弾性加速度応答スペクトルより小さい値を示しており，これは上向きの慣性力が主に桁の鉛直方向の振動で生じているためと考えられる。したがって，鋼・合成構造編では式 (8) のように，上向きの慣性力を桁の鉛直方向固有周期における弾性加速度応答スペクトルから求め，さらに自重分を差し引くことで上揚力とした。

破線で示す 2009 年鋼・合成標準[2] の手法で求めた上向きの慣性力は，前述したように最大応答加速度の半分となる一定の値としている。一方で，実線で示す鋼・合成構造編の手法では，この破線より小さい値となっており，固有周期が大きい範囲，つまり長支間の橋りょうでは，

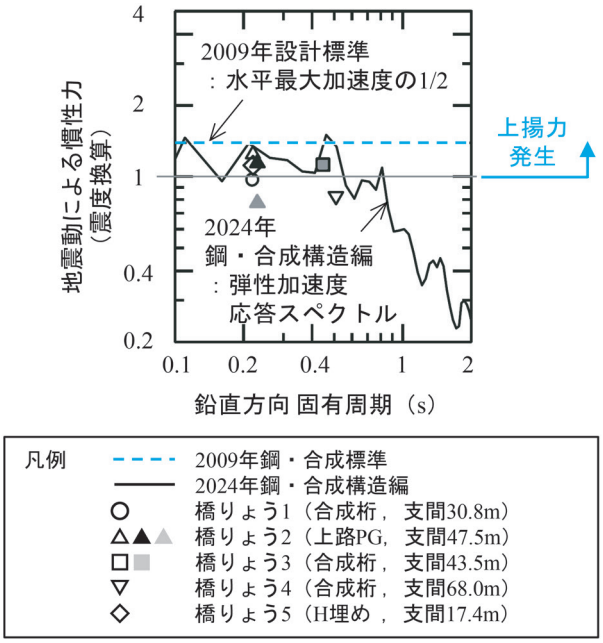


図４　地震動による慣性力

地震動における上揚力が発生しない結果となっている。

以上より，改訂後の手法では，特に長支間の橋りょうにおいて経済的な設計に寄与するものと考えられる。

4. 試計算における効果の検証

3.2 節で示した，桁の浮上りに対する照査に用いる設計応答値の算定方法を改訂したことによる効果について，支承部の構造寸法に着目し効果の検証を行った。

4.1 試算条件

単純合成桁に対し，2009 年鋼・合成標準および鋼・合成構造編に準拠して鉛直地震動による上揚力をそれぞれ算出し，支承寸法を比較した。対象とした合成桁の試算条件を以下に示す。

試算条件

支間 L ：55.3 m

固有周期 T ：0.62 s

支承構造 ：BP-A 支承

当試算では鉛直震度 K_v を算定する際，図 5 に赤で示す包絡曲線を用いた。この包絡曲線は，図 4 の地震動の弾性加速度応答スペクトルをもとに設定したものである。固有周期 0.5s までは鉛直震度 K_v を上限の一定値，固有周期 1.0s で K_v が 1 となるため，固有周期 0.5～1.0s は線形で低下する直線とした。固有周期 1.0s 以降は K_v が 1 より小さくなるため，実質は照査を省略できる領域である。なお，包絡曲線を用いたのは実構造物の固有周期 T が設計と異なった場合に慣性力が危険側に変動する可能性があるため（図 4），安全側の照査となるよう配慮したことによる。

4.2 試算結果および改訂による効果

当試算の条件下における改訂前後の設計反力を表 2，支承の浮上り防止工の構造寸法を図 6 に示す。固有周期 T が 0.62s の場合における鉛直震度 K_v は，改訂前の設定方法では図 4，図 5 における慣性力の最大値である 1.35 を固有周期 T によらず一律用いる必要があったが，改訂後は 1.08 に減少した。これに比例して，鉛直地震動が桁に与える上向きの慣性力 R_{sEQ} および支点に生じる設計反力 R_{sd} も減少したため，支承部の部材のうち上揚力により寸法が決まっていたものには寸法の縮小がみられた。図 6 より，アンカーボルトは径の縮小に伴って長さが半分になり，ピンチプレートは，幅が 70mm 減少，板厚が 5～6 割程度に減少した。以上より，浮上りに対する照査に用いる設計応答値の算定方法の改訂によって，上揚力により寸法が決まる支承部の部材寸法が縮小

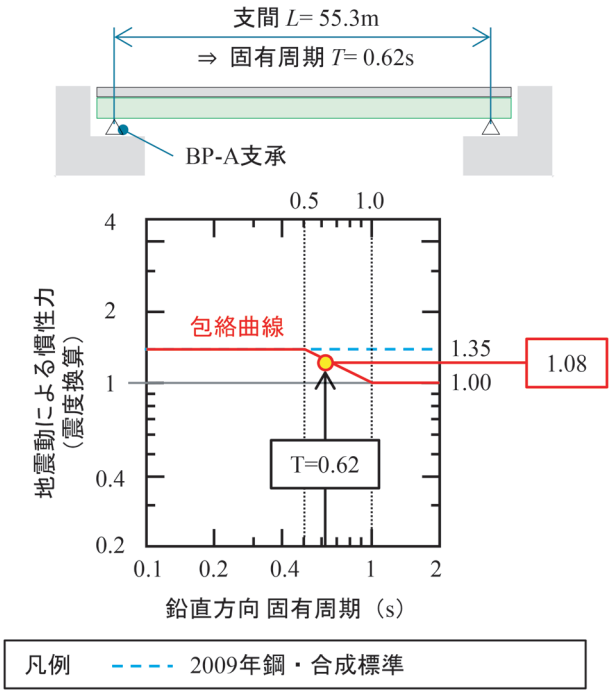


図５　慣性力算出に用いる包絡曲線

表２　改訂前後の支点に生じる設計反力 比較

	2009年 鋼・合成標準	2024年 鋼・合成構造編
固有周期 T(s)	0.62	
鉛直震度 K_v	1.35	1.08
支点に生じる 設計反力 R_{sd} (kN)	1283	293

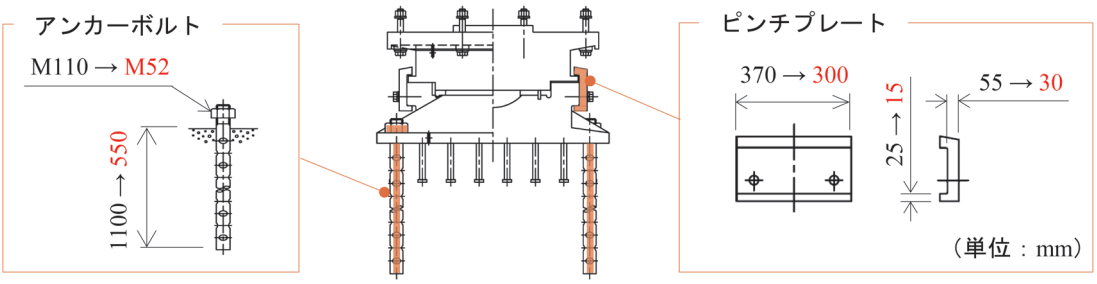


図６　改定前後の支承部の部材寸法比較

されることを確認した。なお，前述のとおり，長支間の橋りょうでその効果はより大きくなると考えられる。

5. おわりに

本稿では，改訂された鋼・合成標準における，転倒・浮上りに対する照査の改訂内容と，実橋での試算により確認した実設計への効果を紹介した。今回新たに整理した，支承部の逸脱を限界状態とした照査方法，および地震時の桁の応答特性を考慮する設計応答値の算定方法は，いずれも支承部の経済的な設計に寄与するものである。今後，大規模地震を想定して設計される鉄道構造物に役立てていただけたら幸いである。

なお，これらの検討は国土交通省委託による鉄道の技術基準整備のための調査研究の一環として実施されたものである。

謝　辞

本稿の内容は，国土交通省からの委託を受けて設立された「鋼・合成構造物の設計に関する委員会」（委員長：奥井義昭埼玉大学教授）で審議していただいた。ここに記して委員・幹事の方々に謝意を表する。

文　献

1）国土交通省鉄道局監修，鉄道総合技術研究所編：鉄道構造物等設計標準・同解説（鋼・合成構造物），丸善出版，2024

2）国土交通省鉄道局監修，鉄道総合技術研究所編：鉄道構造物等設計標準・同解説（鋼・合成構造物），丸善出版，2009

高力ボルト摩擦接合継手の照査方法と設計への効果

三宅　温*　小林　裕介*

Verification Method for Friction Joints Using High-Strength Bolts and Its Effect on Design

Nodoka MIYAKE　Yusuke KOBAYASHI

Friction joints using high strength bolts, which are commonly used in the connection of steel structures, resist tensile forces by friction on the contact surface between the bolted plates. This paper outlines a revision of the method of setting the coefficient used to calculate the resistance force. The trial design of the joint was carried out using the revised coefficients. The result confirmed that the new coefficients are effective in reducing the number of bolts. A method for verifying the failure of the jointed plates in the event of tearing and the conditions under which tearing is likely to occur is also outlined.

キーワード：高力ボルト摩擦接合継手，すべり係数，ちぎれ破断，ボルトのせん断

1. はじめに

鋼構造物等の連結部で一般的に使用される高力ボルト摩擦接合継手（以下，摩擦接合継手）は，高力ボルトで接合部材片を高い軸力で締付け，材間接触面に生じる摩擦抵抗により応力を伝達する方法である（図 1）。摩擦接合継手を構造物へ適用する際には，常時および地震時に生じる作用に対して限界状態を設定し，必要な耐力を保持していることを照査等により確認する必要がある。

摩擦接合継手の照査における限界状態は，継手部のすべりを許容しない場合と許容する場合の 2 つに区分できる。すべりを許容しない場合は，前述した材間接触面にすべりが生じた状態を限界状態とし照査を行う。すべりを許容する場合は，すべりが生じた後に発生しうるボルトのせん断破壊, 母板または添接板の引張破断（以下，鋼板の引張破断）およびちぎれ破断の 3 つを限界状態として照査する。

鉄道構造物等設計標準・同解説（鋼・合成構造物）（以下，鋼・合成標準）の第Ⅲ編 鋼・合成構造[1]（以下，鋼・合成構造編）では，摩擦接合継手の照査において，2009 年鋼・合成標準から大きく 2 点変更している。1 点目は，すべりを許容しない場合の照査において，すべり係数 μ の設定方法を見直した。すべり係数 μ は，摩擦接合継手のすべり耐力の特性値を算定する際に用いる係数であり，これまで設計時に想定する接触面の処理方法を 2 種類に限定していたが，今回の改訂により，処理方法を限定しないよう変更した。また，近年の研究成果[2) 3)] から，厚膜型無機ジンクリッチペイント（以下，無機ジンク）のすべり係数の標準的な値を見直した。

2 点目は，すべりを許容する場合の照査において，すべり後に生じうるちぎれ破断の具体的な照査方法を明記した。ちぎれ破断は，図 2 のように，継手に生じる引張力により，ボルト孔から縁端までの鋼板がせん断により抜け落ちる破壊形態である。ちぎれ破断は，破断面の形成に応じて複数の破断パターンがあるため，各パターンにおける照査式を新たに記載した。併せて，ちぎれ破断の照査の要否を判断しやすくするため，ちぎれ破断が発生しやすい条件を整理するとともに，破断パターンの絞り込みを容易にするため，板厚などの諸元が破断パターンに及ぼす影響を評価した。

本稿では，2 つの変更点の概要とともに，改訂による効果や実設計で適用する際の留意点を示す。

2. すべり係数 μ の変更

摩擦接合継手の破壊に関する照査は，式 (1) にて行う。

$$\gamma_i \cdot P_{jd} / P_{jud} \leqq 1.0 \qquad (1)$$

ここに，P_{jd}　：継手に生じる設計断面力

P_{jud}　：継手の設計断面耐力

γ_i　：構造物係数

すべり係数 μ は，摩擦接合継手の破壊に関する照査

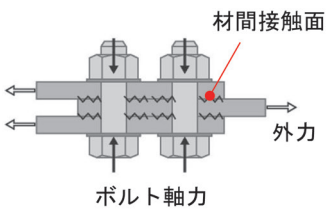


図１　高力ボルト摩擦接合継手の概要

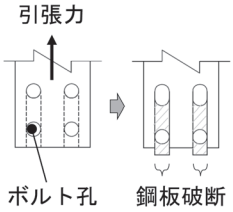


図２　ちぎれ破断

＊　構造物技術研究部　鋼・複合構造研究室

表１　改定前後におけるすべり係数 μ の設定方法

項目	2009年鋼・合成標準	2024年鋼・合成構造編
想定する接触面	鋼素地 厚膜型無機ジンクリッチペイント	限定せず（鋼素地，厚膜型無機ジンクリッチペイント以外も設定可）
すべり係数 μ	鋼素地　：0.4 厚膜型無機ジンクリッチペイント：0.4	標準的な値として以下を記載 鋼素地　：0.4 厚膜型無機ジンクリッチペイント：0.45 それ以外は，接触面の状態に応じて設定

において，継手の設計断面耐力 P_{jud} にすべり耐力を設定する場合に用いる係数である。このとき，P_{jud} は式 (2) にて算定する。

$$P_{jud} = (n \cdot m \cdot \mu \cdot N / \gamma_s) / \gamma_b \qquad (2)$$

ここに，n：ボルト本数（本）
m：摩擦面の数
μ：すべり係数
N：引張耐力
γ_s：材料係数
γ_b：部材係数

2.1　変更内容

すべり係数 μ の設定方法について，2009 年鋼・合成標準および鋼・合成構造編の比較を表 1 に示す。設計時に想定する接触面の処理方法は，これまで鋼素地と無機ジンクのみとしていたが，今回の改訂により限定しないよう変更し，設計の自由度を増した。

また，無機ジンクを使用する場合，標準的なすべり係数 μ の値は，これまで 0.4 であったが近年の研究成果[2) 3)] により 0.45 に変更した。この変更により無機ジンクを使用する際には，式 (2) より，すべり係数 μ の増加に比例して設計すべり耐力 P_{jud} も 1 割程度増加するため，ボルト本数を低減することができる。

前記研究成果[2) 3)] より，すべり係数 μ が 0.45 となる条件として以下の 2 項目を示している。

・無機ジンクリッチペイントの接触面片面当たりの最小膜厚が 50μm 以上，合計膜厚が 100～200μm
・締付け厚さ 150mm 程度まで

鋼鉄道橋の摩擦接合継手では，従前より無機ジンクの標準膜厚を 75μm（許容値 60～90μm），鋼材厚を 75mm 以下（締付け厚さは 150mm 以下となる）としており，上記条件を満足する形で施工している。したがって，今回のすべり係数 μ の変更に際し，特に施工方法等を変更する必要はないものとなっている。

なお，すべり係数 μ を 0.45 に変更するとボルト本数が低減されるが，施工方法や施工条件を変更しない，すなわち従前と同じ条件でボルト本数のみ低減するため，実際の継手の耐力は従前と比べて下がることとなる。これについては，従来すべり係数 μ を 0.45 とできたにもかかわらず，0.4 で設計していたことで含まれていた安全余裕度分を陽に考慮したことに相当する。

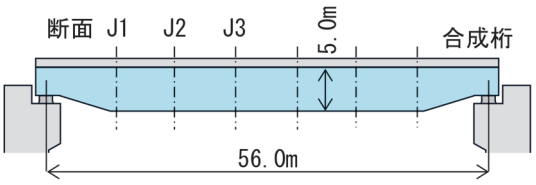


図３　対象橋りょう

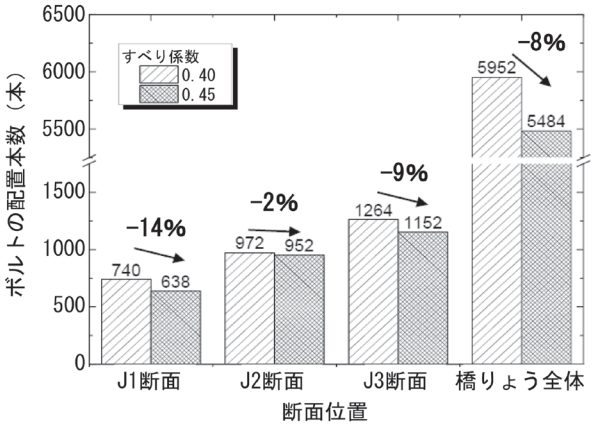


図４　配置本数の比較

2.2　効果の検証

無機ジンクを用いた場合のすべり係数 μ の変更による実設計への効果を検証するため，すべり係数 μ を 0.4 としたとき（2009 年鋼・合成標準）と，すべり係数 μ を 0.45 としたとき（鋼・合成構造編）の主桁断面添接部の必要ボルト本数を比較した。

照査対象の橋りょうを図 3 に示す。検証は，支間 56.0m，桁高 5.0m の合成桁を対象に，3 か所の主桁断面の添接（J1～J3 断面）についてそれぞれボルトの配置本数を算出した。その結果を図 4 に示す。前述した設計すべり耐力 P_{jud} の増加により，配置本数は最大 14% 減少，橋りょう全体においても 8% の減少が見られた。ここで，各断面で配置本数の低減率にばらつきがある理由を J2，J3 断面に着目して説明する。J2，J3 断面の必要本数および配置本数の具体値を表

2 に示す。ここで，表 2 の具体値は同表の備考に示すように，それぞれの断面における下フランジの一つの添接板に着目した配置本数である。両断面ともすべり係数が 0.4 から 0.45 になりすべり耐力が増すことで，ボルトの必要本数が減少している。一方で，配置本数については，J3 断面では減少しているものの J2 断面では減少しておらず，これはボルト配置（m 行× n 行）に依存していることが分かる。

このように，今回の改訂ですべり係数を変更したことにより必要ボルト本数は減るものの，実際に配置するボルト本数は，その配置により低減率にばらつきを生じる。

3. ちぎれ破断

連結部に高力ボルト摩擦接合継手を用いる際，施工上の理由等により，やむを得ず断面力が大きい箇所に連結部を設ける場合には，大規模地震時に連結部を無損傷とすることが不経済となる場合がある。このような場合には，継手のすべりを許容した照査を行う。

すべりを許容する場合の照査において，継手の破壊形態には，ボルトのせん断破壊，鋼板の引張破断およびちぎれ破断があり，ちぎれ破断にはさらに図 5 に示す 3 種類がある。なかぬけは，応力直角方向に 2 列以上並んだボルト間の鋼板が抜け落ちる現象で，応力直角方向のボルト中心間隔が小さい場合等に生じやすいと考えられる。そとぬけは，端側にあるボルト孔から縁端までの鋼板が抜け落ちる現象で，応力直角方向の縁端距離が小さい場合等に生じやすいと考えられる。はしぬけは，応力方向のボルト間の鋼板が抜け落ちる現象で，応力方向のボルト中心間隔が小さい場合等に生じやすいと考えられる。また，ボルトの配列によっては，はしぬけとボルトのせん断破壊が同時に生じる場合もある。

鋼・合成構造編では，ちぎれ破断の照査方法を追加し，併せて，摩擦接合継手の諸元を基に上記 4 つの破壊形態が生じやすい条件を整理した。

3.1 変更内容

すべりを許容する場合の照査についても，照査は式 (1) にて行う。このときの設計耐力 P_{jud} は，式 (3) にて算定する。

$$P_{jud} = P_{ju} / \gamma_b \tag{3}$$

ここに，P_{ju} ：継手耐力

γ_b ：部材係数

継手耐力 P_{ju} は破壊形態により異なるため，照査には以下の式 (4)～(7) にて算定した値のうち，最小のものを用いる。なお，ここで想定している継手は，前述したように，継手のすべりが鋼板（母材または添接板）の降伏に先行して発生する，すべり先行型継手である。

ボルトのせん断：$P_{ju} = n \cdot m \cdot P_{vd}$ (4)

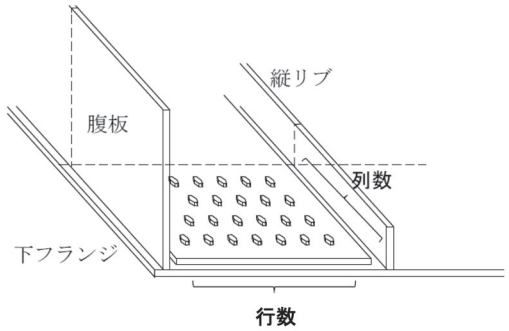
鋼板の引張破断：$P_{ju} = f_{sud} \cdot A_n$ (5)

ちぎれ破断：$P_{ju} = A_{ns} \cdot f_{sud} / \sqrt{3} + A_{nt} \cdot f_{sud}$ (6)

表２　ボルト本数の低減効果

断面	すべり係数	必要本数	配置本数 [m 行×n 列]	低減割合
J2	0. 40	27. 6	28本［7行×4列］	0%
	0. 45	24. 6	28本［7行×4列］	
J3	0. 40	42. 5	49本［7行×7列］	−14%
	0. 45	37. 9	42本［7行×6列］	

（備考）算出箇所



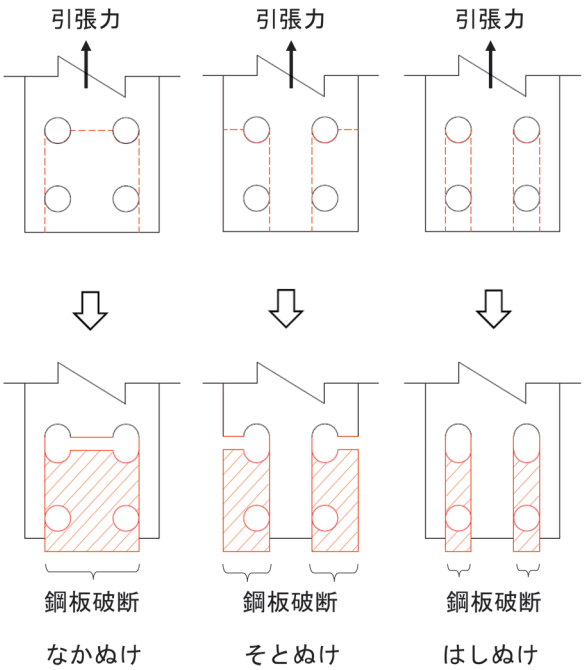


図５　ちぎれ破断の種類

はしぬけとボルトのせん断の組合せ

$$P_{ju}=A_{ns}\cdot f_{sud}/\sqrt{3}+(n_1\cdot n_2-n_2)\cdot m\cdot P_{vd} \quad (7)$$

ここに，

n ：ボルト本数

m ：ボルト軸部のせん断面数

P_{vd} ：ボルト 1 本当たりの設計せん断強度

f_{sud} ：鋼材の引張強度

A_n ：鋼板の純断面積

A_{ns} ：せん断応力が生じる部分の有効断面積で図 6 に示す箇所の板厚方向の断面積

A_{nt} ：引張応力が生じる部分の有効断面積で図 6 に示す箇所の板厚方向の断面積

n_1 ：ボルト行数（応力方向）

n_2 ：ボルト列数（応力直角方向）

3.2　ちぎれ破断が生じやすい継手諸元の整理

式 (4)～(6) で示されるボルトのせん断，鋼板の引張破断およびちぎれ破断の破壊形態のうち，ちぎれ破断が生じやすい継手諸元を明らかにするため，ボルト本数や配列等を変更し継手耐力 P_{ju} の試算を行った。試算条件を表 3 に示す。材質は SM400，高力ボルトは M22（F10T）に固定した。また，応力方向の試算条件はちぎれ破断を生じやすくするため，縁端距離 e_1 は最小 32mm，ボルト中心間隔 p_1 は構造上やむを得ない場合に用いるボルト径の 3 倍の 66mm に固定した。その他の摩擦面数，ボルト配置，板厚 t，応力直角方向の縁端距離 e_2 およびボルト中心間隔 p_2 の条件を変動させ試算を行った。ここではボルト配置および板厚を変動させた試算内容を抜粋して示す。

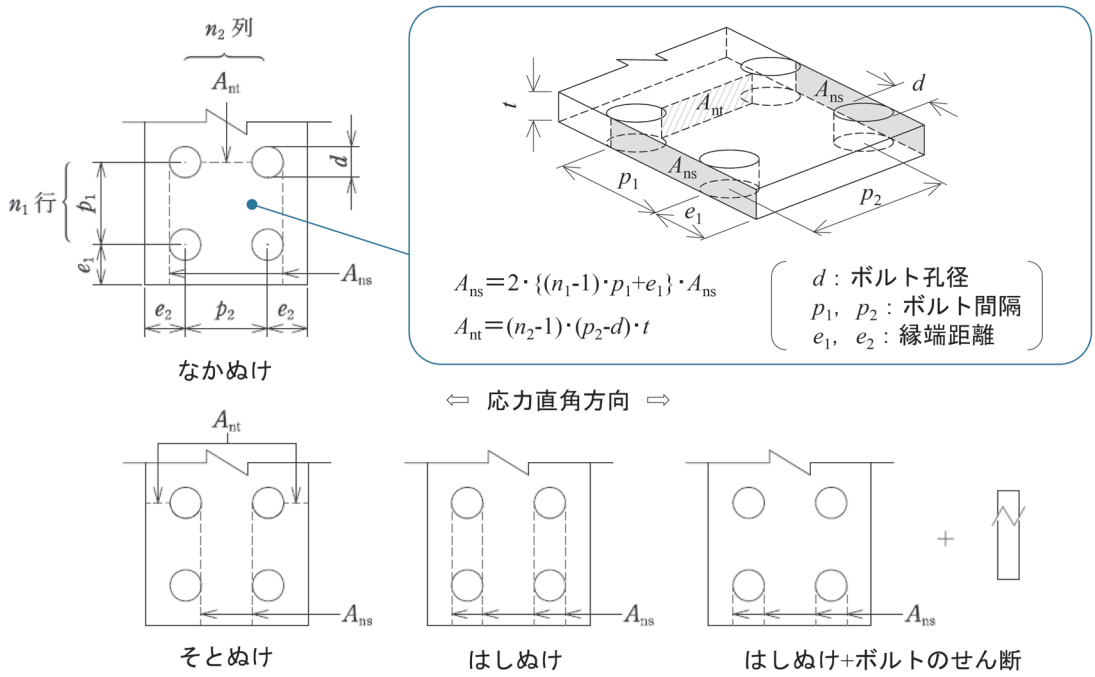


図６　有効断面積

表３　試算条件

材質，高力ボルト	SM400，M22（F10T）	固定
摩擦面数	1面，2面	変動
ボルト配列 （応力方向×応力直角方向）	1×2，1×3，1×4，2×1，2×2，2×3，2×4， 3×1，3×2，3×3，3×4，4×1，4×2，4×3，4×4	変動
板厚 t	9～ 75 mm	変動
応力直角方向の縁端距離 e_2	32～ 72 mm（$8t$ ≦150 mm）	変動
応力直角方向のボルト中心間隔 p_2	66～216 mm（$24t$ ≦300 mm）	変動
応力方向の縁端距離 e_1	32 mm（最小）	固定
応力方向のボルト中心間隔 p_1	66 mm（ボルト径×3）	固定

（1）ちぎれ破断となり得るボルト配置

ちぎれ破断となり得るボルト配置を確認するため，摩擦面２面，板厚 t を 9mm，縁端距離 e_2 を 32mm，ボルト中心間隔 p_2 を 66mm に固定し，各ボルト配置の継手耐力 P_{ju} を試算した。各破壊形態における継手耐力 P_{ju} の試算結果を図７に示す。図中のちぎれ破断の耐力は，なかぬけ，そとぬけ，はしぬけおよびはしぬけとボルトのせん断の組合せの最小値を示している。耐力比較の結果，応力方向のボルトが１行の場合，ちぎれ破断の耐力が最小となり，その他はすべて鋼板の引張破断が最小となることが確認された。また，応力方向のボルト本数が２行以上の継手においても，応力方向のボルト本数が少ない配列ほど，鋼板の引張破断とちぎれ破断の耐力の差が小さくなっている。

以上より，応力方向のボルト本数が少ない配列ほどちぎれ破断が生じやすいと言える。

（2）破壊形態がちぎれ破断となる板厚

（1）の結果をふまえ，すべり先行（すべり耐力が鋼板の降伏耐力より小さい）となる範囲のうち，ちぎれ破断が生じやすい，すなわち，ちぎれ破断の耐力が鋼板の引張破断やボルトのせん断のそれよりも小さくなる条件を絞り込むため，板厚 t を変更した場合の継手耐力 P_{ju} を試算した。対象は，実務でよく用いられる応力方向に２列以上のボルト配置のうち，ちぎれ破断の耐力が小さいボルト配置 2×1（摩擦面１面）および 2×2（摩擦面２面）とした。

板厚 t を 9～75mm に変更した場合の継手耐力 P_{ju} を図８および図９に示す。ボルト配列 2×1 は，t が 9mm 以上ですべり先行となり，9～11mm の範囲においてはしぬけ＋ボルトのせん断が最小耐力となった。また，

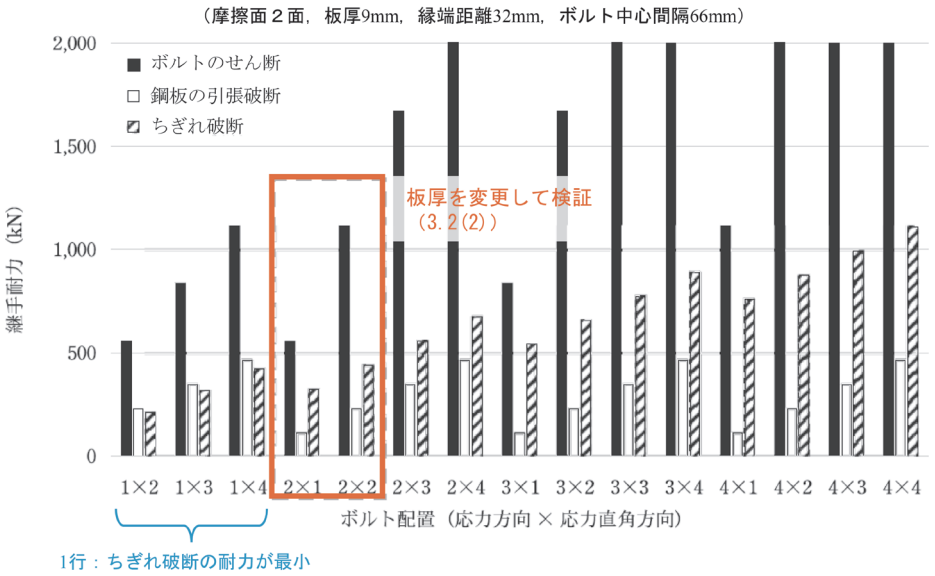


図７　ボルト配置ごとの継手耐力

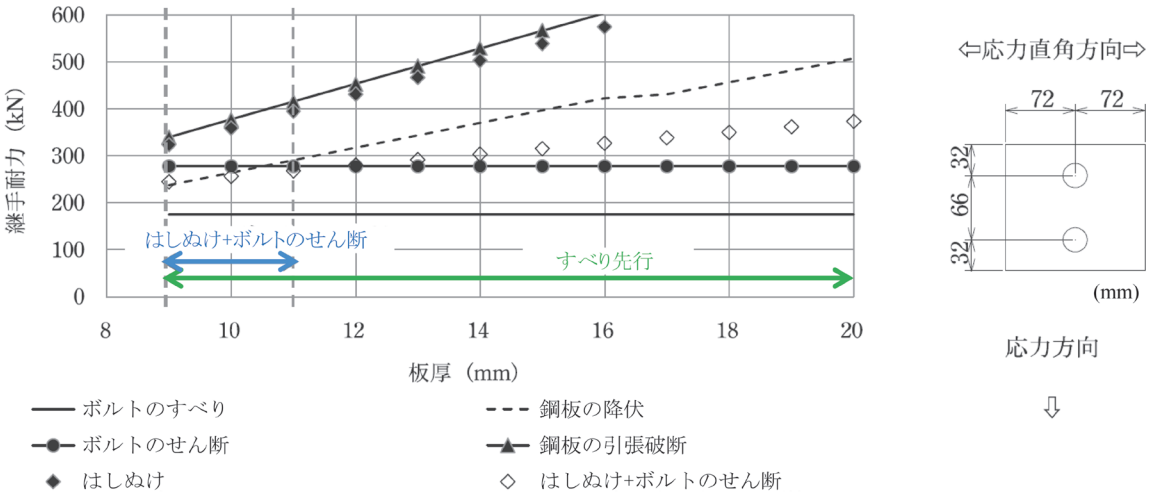


図８　ボルト配列 2×1（摩擦面１面）

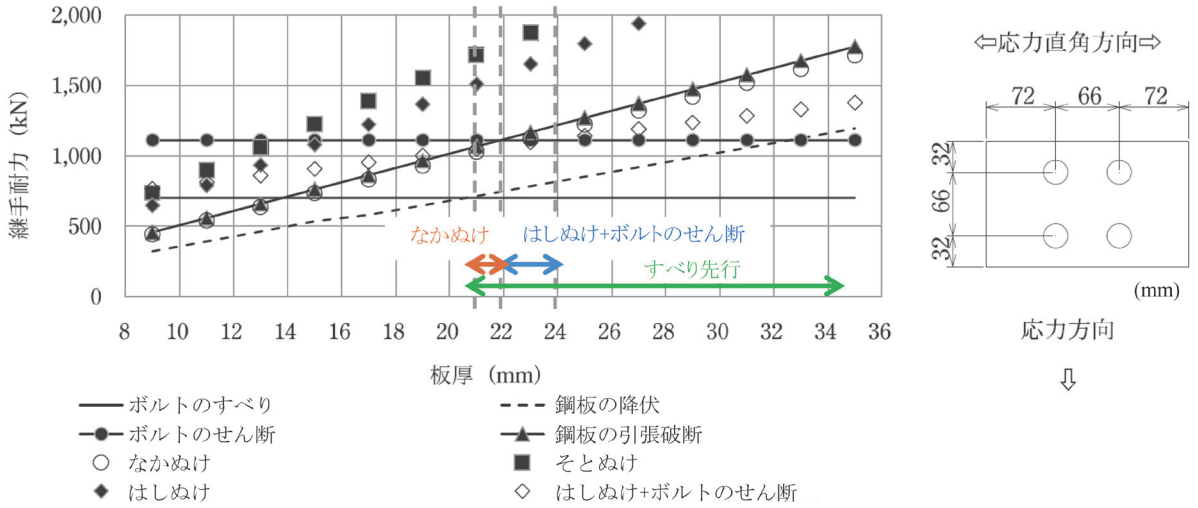


図９　ボルト配列２×２（摩擦面２面）

ボルト配列 2×2 は，t が 21mm 以上ですべり先行となり，すべり後の最小耐力は 21mm ではなかぬけ，22，23mm ではしぬけ＋ボルトのせん断であった。この結果より，板厚が薄いほどちぎれ破断が生じやすいことを確認した。

以上より，鋼・合成構造編で対象としている継手諸元ですべりを許容した場合，ボルト本数が少なく，板厚が薄いものほどちぎれ破断が生じやすいことを確認した。前述したように，図 6 における縁端距離 e_2，ボルト中心間隔 p_2 によっても最小耐力となる破壊形態は変わることに留意されたい。また，本試算では，はしぬけ，そとぬけが確認されなかったが，条件によっては生じうるため照査にて確認が必要である。

4. おわりに

本稿では，鋼・合成構造編で変更した 2 点の概要と改訂による効果や実設計で適用する際の留意点を紹介した。

(1) すべり耐力の算定に用いるすべり係数 μ は，想定する接触面に応じて処理方法を設定できるよう変更し，設計の自由度を向上させた。

(2) 無機ジンクは，すべり係数 μ の標準的な値を 0.45 に設定できるものとした。この無機ジンクにおけるすべり係数の増加による効果を確認するため，改訂前後のすべり係数 μ の値である 0.4，0.45 を用いて，必要ボルト本数の試算を行ったところ，必要ボルト本数の低減効果が確認できた。

(3) ちぎれ破断におけるなかぬけ，そとぬけおよびはしぬけの各破断パターンについて照査方法を追加した。

(4) ボルト継手で生じうるボルトのせん断，鋼板の引張破断およびちぎれ破断の 3 つの破壊形態のうち，ちぎれ破断が生じやすい条件を検証した結果，応力方向のボルト本数が少なく，縁端距離やボルト中心間隔が大きく，板厚が薄い場合に生じやすいことが確認できた。

本稿で紹介した内容はいずれも，経済的な設計に寄与するものであり，今後の継手の設計に役立てていただけたら幸いである。

なお，これらの検討は国土交通省委託による鉄道の技術基準整備のための調査研究の一環として実施されたものである。

謝　辞

本稿の改訂内容は，国土交通省からの委託を受けて設立された「鋼・合成構造物の設計に関する委員会」で審議を重ね，とりまとめたものである。ここに記して謝意を表する。

文　献

1）国土交通省鉄道局監修，鉄道総合技術研究所編：鉄道構造物等設計標準・同解説（鋼・合成構造物）第Ⅲ編 鋼・合成構造，丸善出版，2024

2）日本道路協会：道路橋示方書（Ⅱ鋼橋・鋼部材編）・同解説，丸善出版，2017

3）土木研究所，大阪市立大学：高力ボルト摩擦接合継手の設計法の合理化に関する共同研究報告書，第 428 号，2012

ささやき声方式を用いた運転士の聴力検査の実態調査

星野　慧*　斎藤　綾乃*　鈴木　浩明**
笠原　悦夫***　山本　尚寿***

A Survey of Hearing Tests for Drivers Using Whispered Voices

Kei HOSHINO　Ayano SAITO　Hiroaki SUZUKI
Etsuo KASAHARA　Naotoshi YAMAMOTO

In order to obtain a train driver's license, you have to pass a physical examination. The standard for hearing in the physical examination states that "each ear must be able to hear whispered words clearly at a distance of 5 meters", but the specific method of measurement is not clear, nor is the relevance to the audiometer test method used by JR. A survey was conducted to understand the reality of hearing tests using whispered voices. The results confirmed that the peak sound pressure level of a whisper voice is around 1000 Hz, and that the A-weighted sound pressure level in this frequency band is generally 30 dB to 40 dB, which is roughly consistent with the results of audiometer tests.

キーワード：人間工学，運転士，聴力，ささやき声

1．聴力基準に関する現状と課題

「動力車操縦者運転免許に関する省令」（昭和 31 年運輸省令第 43 号。以下，動免省令）第八条の 2（身体検査）及び別表二は，運転士（動力車を操縦する係員）に求められる身体機能，対応する身体検査項目とその基準を規定している。

動力車操縦者運転免許（以下，「運転免許」）を取得するには，同身体検査に合格する必要があり，運転免許取得後においても「鉄道に関する技術上の基準を定める省令」（平成 13 年国土交通省令第 151 号）」（以下，技術基準省令）第十条（係員の教育及び訓練等）第二項の規定などに基づき，年 1 回以上の身体検査を受け，業務に支障ないことの確認が求められている。

身体検査の合格基準は，医療技術の発展や社会情勢の変化を踏まえ，運転士が適正な環境下で健全な状態で乗務できることを目的に何度か改正されてきた。2001（平成 13）年度には，実質的な身体機能と運動機能に着目した「能力基準」に改められ，その後も身体検査の各項目に関わる調査検討が重ねられている。

しかしながら，同身体検査項目のうち「聴力」については，1956 年（昭和 31 年）に動免省令が制定された時の合格基準「各耳共 5m 以上の距離で明らかに呟語を聴取できること。」から 1959 年（昭和 34 年）に「各耳とも 5m 以上の距離でささやく言葉を明らかに聴取できること。」と改正されたままで，変更されていない（以下，「ささやき声方式」の検査と呼ぶ）。なお，これは戦前に欧州の海軍が兵士の採用時に用いていた方法･基準を，我が国の鉄道省が採用し，戦後も引き継がれてきたものである。

一方，旧国鉄は純音の周波数や大きさを変化させて出力できるオージオメータを用いた聴力基準判定方式の確立を目指した検討を 1950 年代後半から進めてきた。幾度かの改訂を経て，1982 年（昭和 57 年）には聴力レベルを単位として，1000Hz で 40dB，4000Hz で 65dB の音を聴取できることという判定基準を策定した。国鉄の分割民営化後は，国鉄を承継した JR 各社における身体検査基準となり，現在に至っている（以下，「オージオメータ方式」の検査と呼ぶ）[1]。

上述のように，我が国の鉄道では 2 種の異なる方式で聴力検査が実施されているが，両者の関係は明確ではない。とりわけ，動免省令に規定されるささやき声方式の検査に対しては実務運用上の課題から，オージオメータ方式による定量的な検査で合否を確認すべきではないかといった意見もある。このため，「動力車操縦者の身体検査に関する調査検討会（事務局：日本鉄道運転協会）」において，2021 年度以降，聴力基準のあり方についての具体的な調査検討を進めてきた。

その一環として，ささやき声方式で検査を実施している鉄道事業者の協力を得て，検査の実施方法や検査に用いるささやき声の詳細（周波数分布と音圧）を把握するための調査を実施したので，以下に報告する[2]。

＊　人間科学研究部　人間工学研究室
＊＊　人間科学研究部
＊＊＊　東日本旅客鉄道株式会社

2. 調査方法

2.1 対象

ささやき声方式での検査を実施している6つの鉄道事業者から，14名の検査者（ささやき手）の協力を得た。なお，うち1つの事業者は2つの事業所で調査を実施したので，対象とした事業所数は7か所となる。以下，グラフ等で個々の事業所の結果を示す場合は，A～Gの記号を用いる（調査実施順にA～Gを割り当てた）。

2.2 方法

実際に検査を行う場所で，検査者のささやき声と暗騒音を，5m離れた被検査者の位置で測定した。立位姿勢の被検査者の耳の位置を模擬するため，床から1.5mの高さで測定した。検査者はマスクを外して通常行っている検査時の声を発声した。精密騒音計（RION NL-52，波形収録：NX-42WR）を三脚に固定し，音圧波形を収録した。

計測時の概要は，表1に検査者（ささやき手）の人数や性別，表2に事業者ごとのささやき声方式での検査の実施概要を示す。表1で示すように，ささやき手は男性6名，女性8名であった。また，表2で示した事業者ごとのささやき声による検査方式は，実施場所，検査者と被検査者の向き，検査しない耳の扱い，ささやき声に用いる文言や回答方法などが事業者によって異なっており，統一されていないことがわかる。

騒音計の設定条件を表3に示す。ささやき声は3回ずつ計測し収録波形の発声部分を解析対象とした。暗騒音は声の発声前に収録し，収録した暗騒音の中から発声時の背景騒音と類似すると思われる10秒間の区間を抽出して解析した。解析対象の音圧波形に対して，A特性の周波数重み付けをした後，1/3オクターブバンド毎の等価騒音レベルを算出した（以下，単にA特性音圧レベルと記す）。

表1　検査者（ささやき手）の内訳（n=14）

項目	内容	備考
実施者	産業医2名，看護師5名，その他7名	資格要件の定めはない。その他は健康診断事業者，現場管理者など
性別	男性6名，女性8名	

表2　事業者ごとの実施概要（n=7）

項目	内容
実施場所	検査室1，会議室2，廊下1，診察室内通路2，更衣室1
検査者に対する被検査者の向き	正対で開眼2，正対で閉眼1，後ろ向きで開眼4
検査しない方の耳の扱い	専用器具で覆う1，手で覆う4，覆わない2
ささやき声の内容（一部）と回答（反応）方法	質問文（生年月日や年齢を訪ねるもの）⇒口頭で回答3，動作の指示（手をあげてください）⇒動作2，単語の復唱1

表3　騒音計の設定条件

設定	上向き設定，ウィンドスクリーン有（WS-10）
波形収録設定	サンプリング周波数48kHz，ビット長24bit

3. 結果

3.1 ささやき声の周波数分析結果

14名の検査者の声の3回の平均値（dB平均）と，7事業所の暗騒音の測定結果を図1に示す。文言は事業者ごとに異なっている。横軸は周波数，縦軸は音の大きさを表す代表的な指標であるA特性音圧レベルである。広範な帯域に渡って，検査者の声より暗騒音が大きい測定場所はないことから，声は被検査者に聴取可能な大きさであったと判断できる。

なお，ささやき声（whispered voice）とは，声帯を振動させずに無声化した声（以下，無声音）と定義されるが，測定の結果，声帯を振動させた声（以下，有声音）を小さな音量で発声している検査者が11名であり多数派であった。図1に示したA-1・A-2・D-1の3名（2社2事業所）のみが無声音で，他の11名（4社5事業所）が有声音であった。

このため，無声音と有声音の2つの群に分けてグラフを整理しなおしたのが図2と図3である。サンプル数は少ないものの，音圧がピークをとる周波数帯域は無声音の方が有声音より高めであることが見てとれる。また，有声音の場合は，無声音に比べ，音圧がピークをもつ周波数帯域の文言の違いによる差や個人差が大きい。

3.2 無声音と有声音の違い

次に，無声音・有声音を分けて，周波数ごとの音の大きさ（A特性音圧レベル）の平均値（dB平均）を示したグラフを図4に示す。オージオメータの純音検査時に使用される代表的な周波数帯域として500Hz，1000Hz，2000HZ，4000Hzの結果を示す。この結果，無声音条件

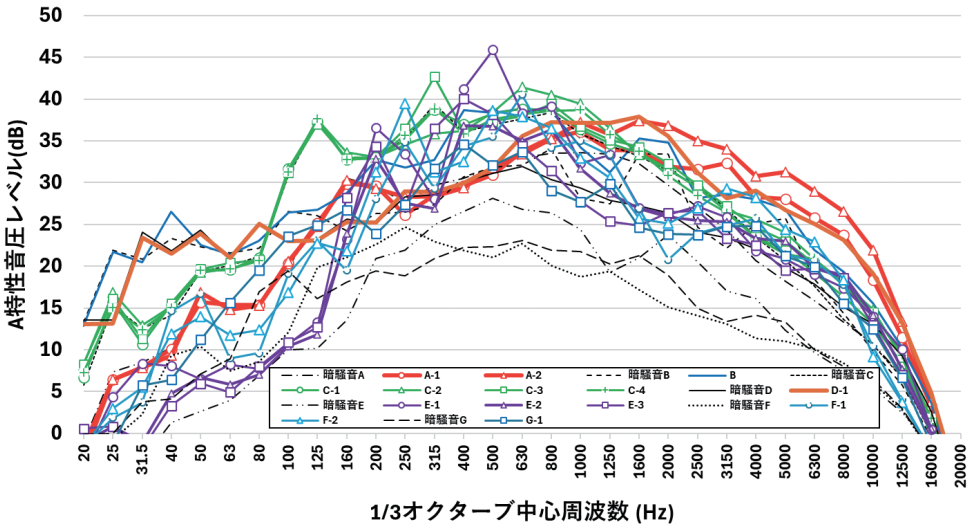


図１　14 名の検査者の声と７事業所の暗騒音の周波数分析結果

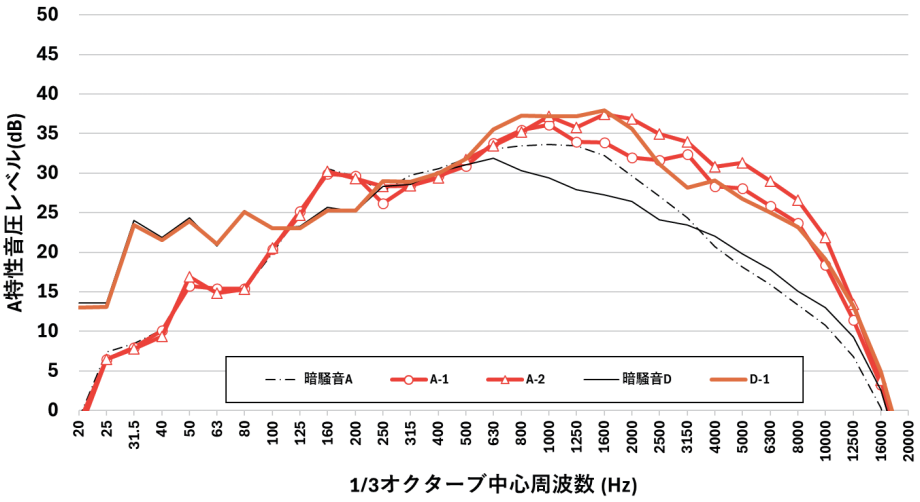


図２　図１から無声音の検査者とその事業所の暗騒音を周波数分析した結果（３名，２事業所）

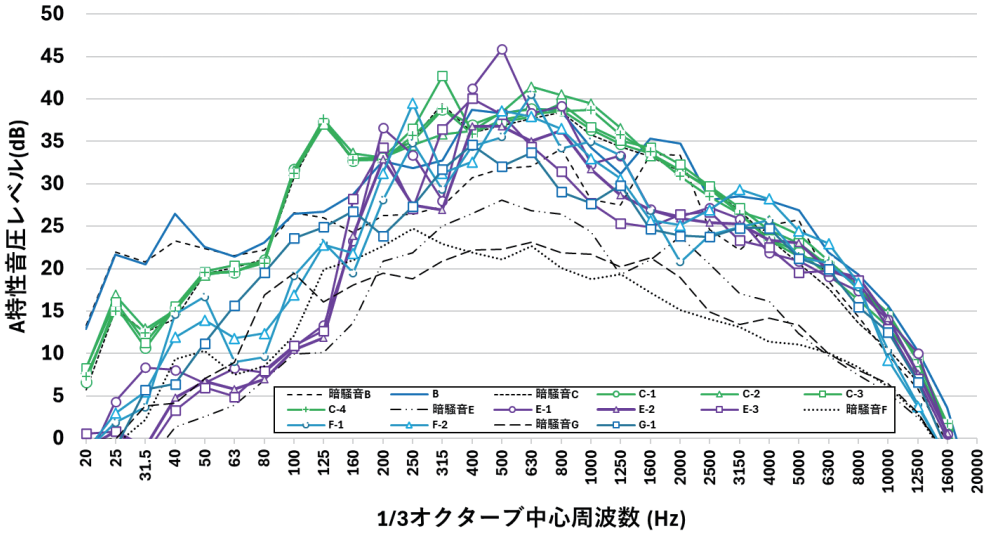


図３　図１から有声音の検査者とその事業所の暗騒音を周波数分析した結果（11 名，５事業所）

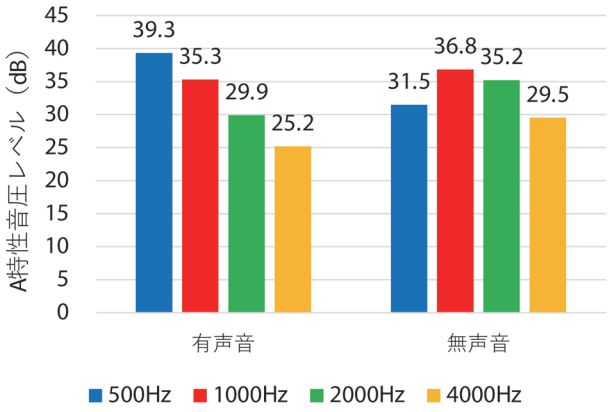


図４　発声方法別の音圧レベル平均値

では 1000Hz 付近で音圧レベルがピークとなるが，有声音ではそれより低い 500Hz の方が大きな値を示すことがわかった。

4. まとめ

ささやき声方式の検査の運用実態を把握するために，同方式の検査を実施している 6 つの事業者（7 つの事業所）で調査を実施した。14 名の検査者のささやき声の，5m 離れた被検査者の位置における音圧と周波数の測定結果から，以下のことが明らかになった。

（1）サンプル数が十分ではないものの，無声音によるささやき声は 1000Hz 付近にピークを持ち，その帯域の A 特性音圧レベルは概ね 30-40dB となることが示された。これは，オージオメータ方式による 1000Hz の数値基準の音圧で，旧国鉄の聴力レベル 40dB の判定基準と概ね一致している。

（2）一方，検査者と被検査者の相対位置関係，検査者の口元が見えるか否か，片耳ずつ検査をする場合のもう一方の耳の扱い，検査に用いる文言などは，事業者ごとに異なるため，できるだけ標準的な方法を示していく必要性がある。

今回の調査結果が今後の検討会で活用され，ささやき声による検査方式の標準的な運用方法を策定するために役立つことを期待する。

なお，本調査は，日本鉄道運転協会が事務局となって実施した「動力車操縦者の身体検査に関する調査検討会」の 2022～2023 年度の実施項目として実施したものである。

謝　辞

「動力車操縦者の身体検査に関する調査検討会」の関係者ならびに，実態調査の実施に協力していただいた鉄道事業者の皆様，日本鉄道運転協会技術部原田担当部長に深謝の意を表します。

文　献

1）日本鉄道運転協会：鉄道運転士の聴力に関する調査検討報告書，日本鉄道運転協会，2013
2）日本鉄道運転協会：令和 5 年度動力車操縦者の身体検査に関する調査検討報告書，日本鉄道運転協会，2024

トンネル覆工の漏水・表面凹凸箇所における ポリウレア樹脂吹付け工法の適用条件

大江　敦哉*　　嶋本　敬介*　　牛田　智也*
野城　一栄*　　鈴木　雅之**

Applicable Conditions of Polyurea Resin Spraying Method for Seepage and Uneven Surface of Tunnel Lining

Atsuya OE　　Keisuke SHIMAMOTO　　Tomoya USHIDA
Kazuhide YASHIRO　　Masayuki SUZUKI

If a piece of tunnel lining falls off and hits a train, it could lead to an accident, so great care is taken every day during tunnel maintenance to prevent this from happening. Repairs are planned and carried out in areas where there is a potential risk of future spalling. We have developed a method, called the “polyurea resin spraying method”, to prevent spalling of the lining by spraying polyurea resin on the surface of the tunnel lining. This paper presents the results of a study carried out to extend the applicability of this method and some construction examples: the effect of surface moisture during application on the bond strength of the resin, the long-term durability in a seepage environment, and the bond strength of the resin in an uneven surface environment, as well as the results of its application in a real tunnel.

キーワード：トンネル，覆工，ポリウレア樹脂，漏水，表面凹凸，適用条件

1．はじめに

鉄道トンネルの維持管理上，覆工片の剥落事象は，列車の安全な運行に直接影響を及ぼすことから，適切な措置により，剥落そのものを防止することが重要である。筆者らは，トンネルの剥落対策工の１つであるポリウレア樹脂吹付け工法を開発[1)]，現場展開を進めている。

本工法の適用に際しては，工法の設計・施工マニュアル（以下，マニュアル）[2)] により，適用可否を判断することになっている。ここで，鉄道トンネルでは，漏水や表面の凹凸がしばしばみられ，また，このような条件下では剥落の恐れも相対的に高いことから，剥落対策工に対するニーズは高い。しかし，漏水および表面の凹凸について，適用条件は，表１に示すようにある程度示されているものの，具体的にどのような条件において施工可能かについて，詳細が示されていない。このため，このような条件下では，適用できるかの判断ができず，本工法の適用はされていない状況にあった。

そこで，筆者らは，室内試験や，過去に実施した試験施工箇所における現地試験，供用中の漏水が点在するトンネルおよび凹凸が連続するトンネルでの実施工を通じて，適用条件の整理を行った。本論文はこれらの結果について示すものである。

＊　構造物技術研究部　トンネル研究室
＊＊　元　構造物技術研究部　トンネル研究室

表１　適用可能な条件[2)] より作成

項目	基準
漏水	施工範囲内に漏水がない
表面凹凸	10mm 程度まで

2．検討項目と検討方法

適用条件の整理にあたり検討した項目と，その方法を以下に示す。

［1-1］施工時の漏水が付着力に及ぼす影響

鉄道トンネルは建設年代が古いトンネルが多く，目地やひび割れが多数存在することから，表面を漏水が流れることがある。また，夏季のトンネル坑内は，一般に坑外と比べて気温が低く結露により覆工表面の含水率が高くなることがある。漏水が認められる場合は，止水モルタル等による仮止水を行い，覆工表面の含水率が高い場合は表面をドライヤーで乾かすなどにより表面含水率を8% 以内になるようにしたうえで施工を行っている。一般にプライマーは，塗布対象の表面に水があると，付着強度が低下することが知られているが，影響の程度や低下のメカニズムについては不明な点が残っていた。これについては，プライマーあるいは吹付け施工前の浸水の有無に着目した室内試験を行った。また，試験結果を踏まえ，漏水の影響が小さくなるような対策を考案したうえで，供用中の漏水が点在するトンネルで実際に施工を

行い，適用条件の整理を行った。

［1-2］施工後の覆工背面からの漏水が付着力に及ぼす影響

［1-1］で述べたように，漏水環境下では仮止水を行ったうえで施工を行っている。しかしながら，仮止水であることから，施工後に漏水が樹脂と母材の間に回り込み，付着力が低下することが考えられた。樹脂の背面から水が作用した中での付着力の経時変化については不明な点が残っていた。これについては，過去に実施した試験施工箇所における施工 7 年経過後の付着強さ試験を行った。

［2］表面凹凸が付着力に及ぼす影響

建設年代が古いトンネルは，当時の施工技術や供用後の時間経過に伴いモルタル分が流され骨材が露出するなどして，覆工表面に凹凸を有する場合もある。マニュアルでは，10mm 程度の骨材の露出等により覆工に凹凸のある場合までが適用できる目安として定められているが，これは，経験的に定めたもので，表面凹凸がある場合の耐荷力については確認がされていなかった。これについては，表面凹凸に着目した室内試験を行った。また，マニュアルでは，凹凸が連続する条件での施工の可否といった個別の施工条件についても言及していなかった。そこで，室内試験結果を踏まえ，表面凹凸の影響が小さくなるような対策を考案したうえで凹凸が連続するトンネルで実際に施工を行い，適用条件の整理を行った。

3. 施工時の漏水が付着力に及ぼす影響の検討

鈴木ら[3] は表面含水の影響に着目し，含水条件の違いがプライマーやポリウレア樹脂の付着強度に与える影響を確認するため，建研式接着力試験およびピール試験による付着強さ試験を実施している。本章では，実施した試験を概説するとともに，新たな考察を示す。

建研式接着力試験は，供試体にアタッチメント（40mm ×40mm）をエポキシ樹脂系接着剤で接着し，接着剤が硬化後にアタッチメントの周囲に，母材に達する切り込みをディスクサンダーで入れ，建研式接着力試験器を用いて，最大引張荷重を測定する試験で，最大引張荷重をアタッチメントの面積で除した値が付着強さとなる。ピール試験は，供試体に幅 20mm，長さ 200mm の母材に達する切り込みをディスクサンダーで入れ，ポリウレア樹脂を治具で挟み，90 度方向へ引っ張り，最大引張荷重を測定する試験で，最大引張荷重を，剥離幅の 20mm で除した値が付着強さとなる。

いずれの試験も引張試験であるが，建研式接着力試験は単軸の引張試験であり，ピール試験は剥離を想定した引き剥がし試験という違いがある。なお，ポリウレア樹脂吹付け工法の品質管理項目では，施工後に建研式接着力試験により，付着強さを確認することとしている[2]。

表 2　試験ケース

No.	浸水	
	プライマー前	吹付け前
Case1	なし	なし
Case2	あり（拭き取りあり）	なし
Case3	あり（拭き取りなし）	なし
Case4	なし	あり（拭き取りあり）

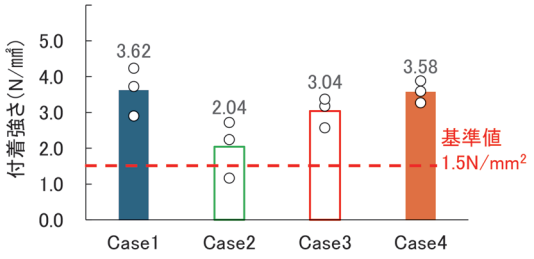


図 1　建研式接着力試験の結果（平均値）

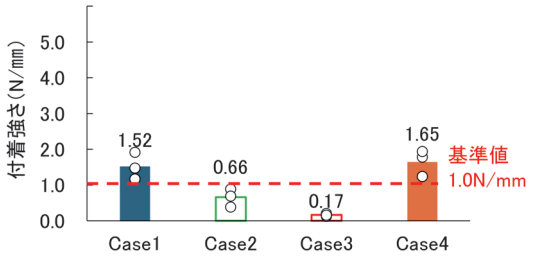


図 2　ピール試験の結果（平均値）

試験ケースを表 2 に示す。試験は，プライマー前あるいは吹付け前の浸水の有無に着目した。ここで，浸水は，水を入れたバットに供試体を浸水させその後引き上げて，表面をタオルで拭きとった。なお，Case3 はタオルの代わりに表面の水滴をワイパーで払うにとどめた。

図 1 に建研式接着力試験の結果を示す。図中には，マニュアル[2] の基準値である 1.5N/mm^2 をあわせて記載した。また，図 2 にピール試験の結果を示す。図中には，材料メーカー社内基準値である 1.0N/mm を合わせて記載した。いずれの試験も，プライマー施工前の浸水ありのケース（Case2，Case3）は，浸水なし（Case1）やポリウレア施工前の浸水あり（Case4）と比較して，付着強さが低い傾向にあることがわかる。特に，ピール試験では，浸水による付着強さの低下の程度が大きい結果となっている。

2 つの試験は付着強さを評価する試験である。そのため，破壊形態を確認することは，付着強さを正しく評価する上で重要となる。図 3 に破壊形態の面積割合を示す。建研式接着力試験では，浸水の有無に関わらず，母材破壊（A 破壊）が主な破壊形態であった。ただし，図 4 に示すように同じ母材破壊であっても浸水の有無によって破壊厚さに違いがあることがわかった。一方で，

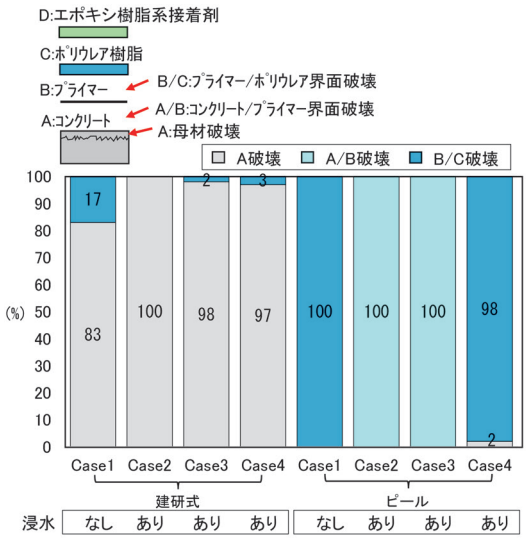
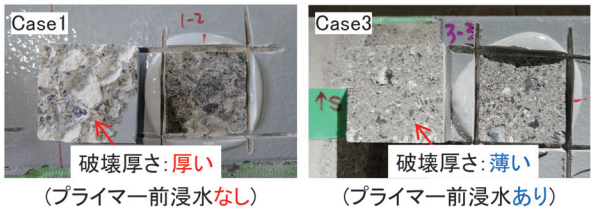


図３　破壊形態の面積割合



（プライマー前浸水なし）　（プライマー前浸水あり）

図４　浸水の有無による破壊状況の差（建研式接着力試験）

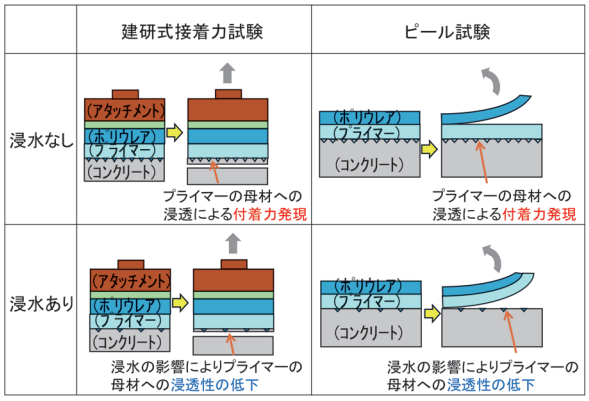


図５　破壊形態の差

表３　試験ケース

No.	漏水		下地処理（参考）
	2016 年施工時	2023 年試験時	
Case1	あり	あり	ウォータージェット
Case2			ディスクサンダー
Case3			ブラシ
Case4※	なし	なし	ウォータージェット
Case5※			ディスクサンダー
Case6※			ブラシ

※ 参考

ピール試験では，浸水なし（Case1）でプライマー/ポリウレア樹脂界面破壊（B/C 破壊），浸水あり（Case2～4）でコンクリート / プライマー界面破壊（A/B 破壊）と，浸水の有無によって破壊形態が異なることがわかった。

ここで，建研式接着力試験の方がピール試験よりも母材に発生する引張応力が大きく，母材破壊の割合が高くなる傾向がある。一方ピール試験では，発生する引張応力が小さく，母材破壊をすることがなかったため，浸水による層間付着力の低下が付着強さに直接反映されているものと考えられる。

以上の結果に基づき，破壊挙動を図５のように考察した。プライマーによりコンクリート表面が改質される。また，表面に水分があるとプライマーの浸透が阻害される。具体的には，浸水なしの場合，プライマーを塗布することでプライマーとコンクリートとの界面の付着強度や，コンクリートの強度が向上し，その結果，建研式接着力試験ではコンクリートの破壊深さが深くなり，ピール試験ではプライマー/ポリウレア界面破壊が生じたものと考察した。一方，浸水ありの場合，プライマー塗布によるコンクリート表面の改質効果が小さく，建研式接着力試験では，コンクリートの破壊深さが浅くなり，ピール試験では，コンクリート / プライマー界面破壊となったものと考察した。表面に水分があることにより，プライマーの浸透が阻害される理由としては，プライマーの表面に白化やアミンブラッシング等による硬化不良層が形成されたことやプライマーのコンクリート表層部への浸透性が低下したことが考えられる。

以上のことから，施工時の漏水により，覆工表面の含水率が高い状態である場合，ポリウレア樹脂の付着力に大きな影響を与えるため，施工前に仮止水や覆工表面を乾かすことが必須であると考えられる。また，ピール試験による付着強さの評価は，建研式接着力試験よりも，水の影響による付着強さの低下傾向を把握できる可能性がある試験と考えられる。

4. 施工後の覆工背面からの漏水が付着力に及ぼす影響の検討

本章では，施工後の漏水環境が，ポリウレア樹脂吹付けの付着力に与える影響を確認するため，施工より７年が経過後の付着強さ試験を実施した結果を示す。試験は，建研式接着力試験およびピール試験を実施した[4)]。

試験箇所は，本州日本海側の寒冷地に位置する廃止線の単線トンネルであり，2016 年に，ポリウレア樹脂吹付け工法の試験施工を行っている[5)]。

表３に試験ケースを示す。計６ケースの付着強さ試験を実施した。Case1～3 は施工時に滲み程度の漏水が

図６　止水モルタルによる仮止水の施工状況

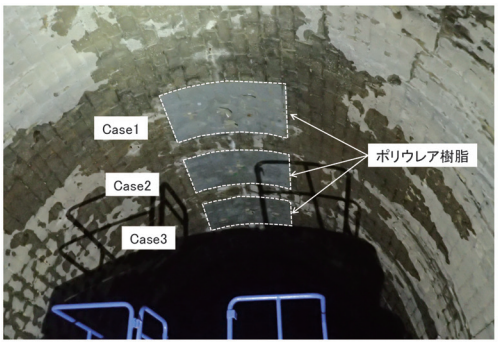


図７　７年経過試験時の覆工状況（Case1～3）

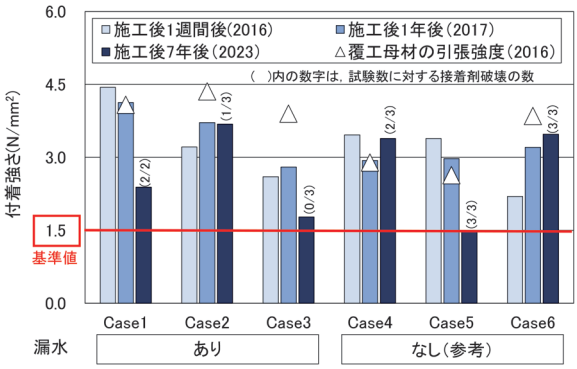


図８　建研式接着力試験の結果

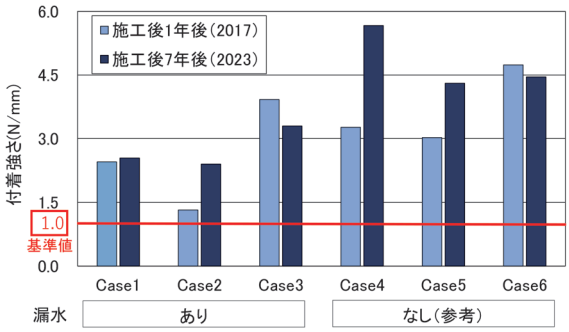


図９　ピール試験の結果

あった箇所での試験結果，Case4～6 は施工時に漏水がなかった箇所での試験結果で，参考として併せて示した。

図６に施工時に漏水があった箇所に対しての仮止水の施工状況を示す。また，図７は，Case1～3 の，７年経過確認試験時の覆工状況で，広い範囲が漏水によって湿潤状態となっており，施工後に漏水が樹脂と母材との間に回り込んでいる可能性が想定される状況であった。

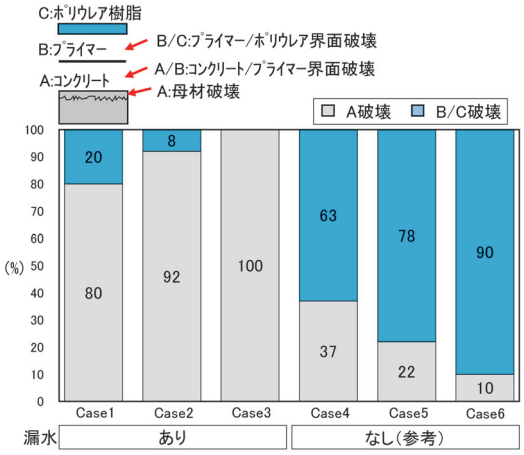


図 10　破壊形態の面積割合（ピール試験）

図８に建研式接着力試験の試験結果を示す。なお，図中の三角は，2016 年に施工範囲内の覆工母材に対して，建研式接着力試験を実施した結果であり，2.63～4.35N/mm^2 であった。また，図中には施工１週間後，施工１年後の試験の結果も併せて示す。施工１週間後，施工１年後試験の結果を勘案すると，施工箇所のコンクリートブロックの状態に起因すると推察されるばらつきの影響が大きいが，いずれのケースにおいても，マニュアル[2] の接着強さの合格基準値である試験の平均値 1.5N/mm^2 を上回った。また，漏水の有無や下地処理の違いがあっても合格基準値を上回った。なお，施工後７年経過時の試験については，試験器側の治具とポリウレア樹脂を接着する接着剤との間での破壊が半数以上を占めた。これは試験当日が多湿であり，覆工表面が結露により湿潤状態となっていたことから，水分の影響を受け接着剤が硬化不良を起こしたものと考えられる。よって，施工後７年経過時の試験結果については，ポリウレア樹脂の付着強さとしては，より大きい可能性がある。

図９にピール試験の試験結果を示す。いずれのケースにおいても，漏水の有無や下地処理の違いによらず，材料メーカー社内基準値である付着強さ 1.0N/mm を上回った。漏水の有無に着目すると，全体的にピール試験の付着強さは，漏水ありのケースが漏水なしのケースと比べて小さくなっているが，経時変化による傾向の差はみられなかった。

漏水の有無で付着強さに差が見られたピール試験について，図 10 に破壊形態の面積割合を示す。３章の室内試験[3] では，図３に示したように，プライマー施工前の浸水の影響によって，破壊形態がコンクリート / プライマー界面破壊（A/B 破壊）となった一方で，本試験では

7 年経過時も，コンクリート / プライマー界面破壊（A/B 破壊）が認められなかった。これは，プライマー施工前に覆工表面を乾かすことが，プライマーのコンクリート表層部への浸透性を向上させ，コンクリート / プライマー界面の付着を強くすることの意義を示す結果であり，3 章の室内試験と整合が取れた結果となった。

5. 漏水箇所が点在するトンネルにおける施工および適用条件

3 章および 4 章の試験結果から，漏水によるプライマー施工時の表面含水は，ポリウレア樹脂の付着力に大きな影響を与えるため，プライマー施工前に覆工表面を乾かすことが必須であることが分かった。また，施工時に乾かすことができていれば，その後に樹脂の背面から漏水が発生した場合でも，長期間にわたって付着強さが大きく低下することはないことが分かった。

本章では，以上の知見を踏まえて実トンネルにポリウレア樹脂吹付け工法を適用し，プライマー施工前の止水・導水方法，漏水パターン毎の適用可否について，実施工の中で整理した事例[4] を示す。

施工対象のトンネルは，山間部に位置する施工時において経年 96 年の単線非電化トンネルで，コンクリートブロック積みの覆工である。粗骨材の剥落対策として，透明タイプのポリウレア樹脂吹付け工法[6] をアーチ部の 142m^2 に対して適用する計画であったが，変状展開図より，施工範囲内に漏水箇所が多数認められることが分かっていた。

漏水の程度は，主観的な評価となりやすいことから，想定される漏水を発生源，発生源の範囲，量によってパターン分けした上で適用可否判断をフロー化することとした。ウォータージェットによる下地処理後の現地調査の結果，図 11 の赤枠に示す分類の漏水パターンが確認され，漏水箇所（図 12）は合計 104 箇所確認された。なお，いずれの漏水においても発生源が特定できる状況であった。

覆工表面を漏水の無い状態に保つのに当たっては，従前の止水モルタルによる仮止水を行った場合，水みちの変化により隣接箇所から再度漏水が発生することが予想されたため，導水パイプを設置し，レールへの滴下がないように配慮した上で，道床上へ滴下させる方法を考えた。導水パイプの施工順序は，［1］漏水発生源の削孔，［2］導水パイプの挿入，［3］止水モルタルの塗布の 3 工程（図 13）である。

施工数量 142m^2 に対して，ウォータージェットによる下地処理で 6 日間，止水および導水に 5 日，プライマー塗布に 4 日間，ポリウレア樹脂吹付けに 4 日間の計 19 日で施工した。作業時間は夜間間合の 6 時間程度

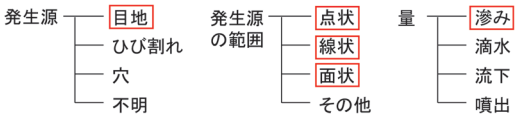


図 11　漏水パターン

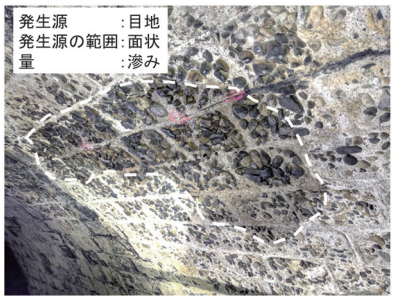


図 12　漏水の例

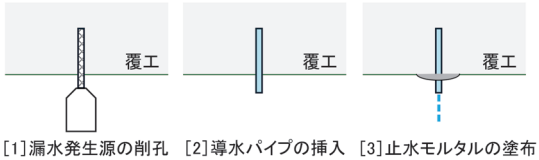


図 13　導水パイプの施工順序

図 14　導水の例（クラウン部を除くアーチ部）

であった。

施工の結果，漏水の発生位置によって，導水パイプの効果に差が見られた。図 14 にクラウン部を除くアーチ部の導水状況の例を示す。道床へと直接導水ができており，覆工表面は乾いていることがわかる。図 15 にクラウン部付近の導水状況を示す。導水パイプを施工した箇所は，導水が不十分で止水モルタルが湿潤状態となっていることがわかる。これは，クラウン部では覆工背面の勾配が緩く覆工背面に地下水が滞水しやすく，目地を通して覆工内空側へ浸入しやすいためと考えられる。ただし，湿潤範囲は，止水モルタル内に概ね収まっていたこ

とから，湿潤範囲の縮小という観点では十分な効果があるといえ，施工可能な面積を拡大させるうえで，導水パイプを施工することが有効な手段の一つとなりえると考えられる。

図 16 に施工後の覆工表面の状況を示す。現地調査時に，漏水が認められた箇所も含めて，広範囲で連続的に施工できたことがわかる。また透明タイプの施工により，母材の粗骨材部，目地部等が十分に判別できる程度の視認性を有しており，今後も検査時に覆工状態の確認が十分に可能である。

建研式接着力試験による付着強さは，本坑と同様の材質である待避坑にて実施し，平均値 1.7N/mm^2 かつ最低値 1.2N/mm^2 であり，マニュアル[2] の接着強さの合格基準値である試験の平均値 1.5N/mm^2 かつ試験の最低値 1.2N/mm^2 を上回った[7]。

図 17 は，実施工の中で得られた結果を，漏水箇所の適用可否判断フローとしてまとめたものである。具体的には，事前調査にて漏水の程度により現地状況を分類し，フローに則り，仮止水または導水パイプを施工することで，施工範囲を決定していくものである。なお，本フローは，ブロック積み造のトンネルを想定したものである。

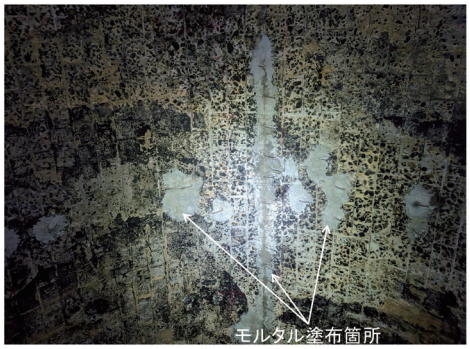


図 15　導水の例（クラウン部）

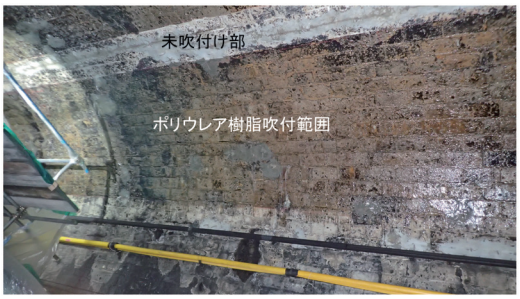


図 16　施工後の覆工表面の状況

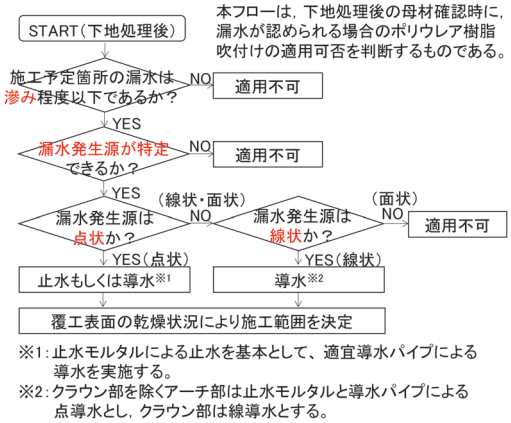


図 17　漏水箇所の適用可否判断フロー

6. 表面凹凸が付着力に及ぼす影響の検討

本章では，表面凹凸の有無に着目した押し抜き試験[8] を概説する。

押抜き試験は，図 18 に示す載荷試験装置で実施した。載荷は，1mm/min の速度でコア部のコンクリートが破壊するまで行い，その後 5mm/min 載荷し，5，10，20，30mm の各変位において載荷を一時中止して剥落範囲を試験体にマーキングした。

試験ケースは凹凸の有無に着目して，表 4 のように設定した。なお，Case2，3 はピックアップハンマーにより表面に凹凸を施した。Case2 ではコンクリート表面より深さ 1～2mm 程度の凹みを，Case3（図 19）では深さ 5～8mm 程度の凹みを 10cm 四方に 10 箇所程度施した。

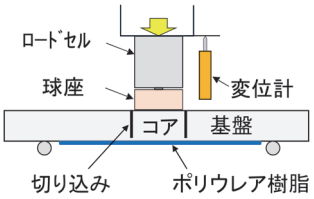


図 18　載荷試験装置

表 4　試験ケース

No.	表面状態
Case1	凹凸なし
Case2	凹凸小
Case3	凹凸大

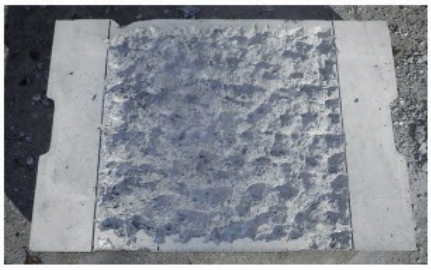


図 19　凹凸の作成状況（Case3）

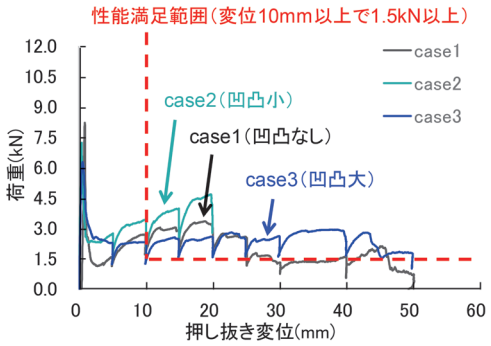


図 20　荷重変位曲線

図 20 に Case1～3 を比較した荷重～変位曲線を示す。全てのケースにおいて，NEXCO の基準値に準じた性能満足範囲（変位 10mm 以上で 1.5kN 以上[9]）を満たした結果であることがわかる。最大荷重は Case3（凹凸大）＜Case1（標準）＜Case2（凹凸小）となっている。Case2（凹凸小）は，Case1（標準）と比べて最大荷重が増加したが，凹凸の存在により，塗膜が表面にしっかり食いつき見かけの付着力が向上することのほか，付着面積自体も増加したことが理由として考えられる。一方で，Case3（凹凸大）の破壊形態は，Case2（凹凸小）と同様に破断モードであったものの，Case1（標準）と比べて最大荷重が低下した。これは，大きな凹凸の存在により，吹付け厚のバラつきが大きく[8]，局所的な薄膜部ができここで破断したことが理由として考えられる。よって，凹凸箇所においては，吹付け厚の設計値を確保できれば，十分な耐荷力を確保できるため，厚吹きや増し吹きが重要であると考えられる。

7. 表面凹凸が連続するトンネルにおける施工および適用条件

6 章では，表面凹凸が生じている覆工へポリウレア樹脂吹付け工法を適用する際には，厚吹きや増し吹きにより所定の吹付厚を確保することで，必要な耐荷力を確保できることがわかった。本章では，6 章の知見を踏まえてポリウレア樹脂吹付け工法を適用し，実施工の中で適用範囲の拡大に向けた整理を行った事例を示す。

施工対象のトンネルは，山間部に位置する施工時において経年 87 年のトンネルで，場所打ち無筋コンクリート造の覆工である。粗骨材の剥落対策として，ポリウレア樹脂吹付け工法を側壁部の 15m^2 に対して適用する計画であった。下地処理後の調査の結果，粗骨材が露出し，10～20mm 程度の凹凸がトンネル延長方向に連続している状況であった（図 21）。

ポリウレア樹脂吹付け工法は，樹脂の付着力に依存する工法であるため，現状のマニュアル[2] では，剥落想定範囲の重量は 0.5kN までとし，この周り全周に付着力が期待できる範囲（表 5）が存在することが必要であるとしており，さらに剥落想定範囲の外周に 20cm 以上の定着長を確保することとしている（図 22）。そのため，今回の施工条件は，マニュアルでは想定していないものであった。しかしながら，漏水が認められなかったことや下地処理により脆弱な部分が除去できたこと，また凹凸の程度よりプライマー塗布，ポリウレア樹脂吹付けに留意することで，施工可能と判断した。

図 21　凹凸の状況

表 5　付着力を期待する範囲の管理の目安[2] に加筆

確認項目	合格基準
母材の健全度	骨材のゆるみ・浮きがないこと ※ 粗骨材が露出して浮きを生じていることがないこと
母材の圧縮強度	設計基準強度以上
母材の引張強度	平均値 1.5N/mm^2 以上 かつ最小値 10^{2}N/mm^2 以上

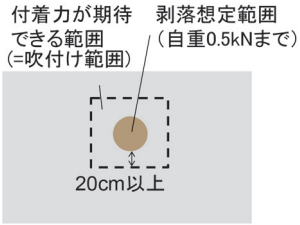


図 22　マニュアル上の適用条件[2]

施工数量 15m^2 に対して，下地処理，プライマー塗布，ポリウレア樹脂吹付けがそれぞれ 1 日の計 3 日で施工した。なお実作業時間は，列車が走行しない夜間で各日 3 時間程度であった。図 23 にプライマーの塗布状況を示す。プライマーは，ローラーを基本としたが，刷毛を併用し，凹凸部の表面を全面的に塗布した。なお，プライマー使用量は，凹凸部の表面積の増加により，標準使用量の 2.1 倍となった。

図 24 にポリウレア樹脂吹付け後の覆工状況を示す。ポリウレア樹脂は，凹凸により吹付け厚の管理が難しいと考えられたことから，厚吹きで対応した。なお，ポリウレア樹脂の使用量は，標準使用量の 1.9 倍であった。

図 23　プライマー塗布状況

図 24　ポリウレア樹脂吹付け後の覆工状況

施工の結果，骨材の表面が樹脂で覆われており，隣接する骨材同士が架橋できていることを確認した。施工後の建研式接着力試験による付着強さは，全体の総平均は 1.9N/mm^2 かつ最小値 1.2N/mm^2 以上であり，マニュアル[2)]の接着強さの合格基準値である試験の平均値 1.5N/mm^2 かつ試験の最低値 1.2N/mm^2 を上回った。対象とする覆工から想定される剥落物は粗骨材程度であり，想定剥落荷重がマニュアルで想定している 0.5kN（図 22）と比較して十分小さいため，実施工の結果を踏まえ，次のように適用条件の整理を行った。

想定剥落範囲が大面積で付着力が期待できる範囲を 20cm 確保できないものの，想定剥落荷重が小さい場合，以下の［1］～［3］の条件を満たすことで適用可能と整理した。

［1］想定される剥落片の大きさは粗骨材程度であり，大きなコンクリート塊が落下する懸念がないこと。

［2］事前に下地処理によって脆弱部を十分除去して，容易に覆工表面が剥離しないこと。

［3］覆工に鋼材等の剥落を助長する腐食・膨張する材料が含まれていないこと。

8. まとめ

ポリウレア樹脂吹付け工法に着目して，室内試験や，過去に実施した試験施工箇所における現地試験，供用中の漏水が点在するトンネルおよび凹凸が連続するトンネルでの実施工を通じて，適用条件の整理を行った。得られた知見を以下にまとめる。

（1）施工時の漏水が付着力に及ぼす影響

・施工時の漏水により，覆工表面の含水率が高い状態である場合，ポリウレア樹脂の付着力に大きな影響を与えることがわかった。よって，施工前に覆工表面を乾かすことが必須である。

・ピール試験による付着強さの評価は，浸水の有無による破壊形態の影響が出なかった建研式接着力試験と比較して，水の影響による付着強さの低下傾向を把握できる可能性がある試験と考えられる。

（2）施工後の覆工背面からの漏水が付着力に及ぼす影響

・施工より 7 年経過後の付着力試験を行った。その結果，経時的な付着強さの低下傾向は見られなかった。

（3）漏水箇所が点在するトンネルにおける施工および適用条件

・プライマー施工前に導水パイプを施工することで，覆工表面を漏水の無い状態に保つことが可能である。

・主観的な評価になりやすい漏水に対して，状況をパターン分けすることで，ポリウレア樹脂吹付け工法の適用可否を判断するフローを実施工の中で整理した。

（4）表面凹凸が付着力に及ぼす影響の検討

・凹凸が大きい箇所であっても，吹付け厚の設計値を確保できれば，十分な耐荷力を確保できた。このような箇所では厚吹きや増し吹きが重要である。

（5）表面凹凸が連続するトンネルにおける施工および適用条件

・樹脂の厚吹きによって，本工法が適用可能である。

・想定剥落範囲が大面積で付着力が期待できる範囲を 20cm 確保できないものの想定剥落荷重が小さい場合の適用条件を，実施工の中で整理した。

文　献

1）伊藤直樹，野城一栄，輿石正己，井出一直：ポリウレア樹脂を用いた吹付け型剥落対策工の開発，土木学会全国大会第 71 回年次学術講演会，2016

2）土木学会：ポリウレア樹脂を用いたコンクリート構造物の機能保持・向上技術（タフネスコート工法）に関する技術評価 報告書，Ⅳ タフネスコート工法 設計・施工マニュアル 同解説，2021

3）鈴木雅之，嶋本敬介，木下果穂，野城一栄：施工時の各種要因がポリウレア樹脂吹付けの付着強度に与える影響に関する検討，トンネル工学論文集，Vol.33，Ⅰ-33，2023

4）大江敦哉，牛田智也，嶋本敬介，野城一栄，宮田佳和，井出一直，笹岡良治：トンネル漏水箇所へのポリウレア樹脂吹付け工法の適用性，令和 6 年度土木学会全国大会第 79 回年次学術講演会，2024

5）野城一栄，嶋本敬介，鎌田和孝，込山実：ポリウレア樹脂を用いたトンネル覆工の剥落防止対策の現地試験施工，土木学会第 72 回年次学術講演会，2017

6）久保昌史，宮田佳和，井出一直：下地コンクリートの状態

を視認できるポリウレア樹脂吹付け工法の開発，令和 4 年度土木学会全国大会第 77 回年次学術講演会，2022
7）村田和哉，多川浩二，久保昌史，宮田佳和，大江敦哉，笹岡良治，井出一直：鉄道トンネルにおける透明ポリウレア樹脂吹付け工法によるはく落防止対策，令和 6 年度土木学会全国大会第 79 回年次学術講演会，2024
8）板谷創平，野城一栄，嶋本敬介：剥落対策工としてのポリウレア樹脂の性能評価，土木学会第 72 回年次学術講演会，2017
9）東日本高速道路，中日本高速道路，西日本高速道路：構造物施工管理要領，pp.2-322，2013

鉄道総研報告　監修スタッフ

■監修責任者
芦谷公稔
■編集責任者
小島謙一
■企画・監修
川﨑邦弘　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　斉藤実俊　水上直樹
富田　優　豊岡亮洋

鉄道総研報告　第39巻　第5号
2025年5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

©2025 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. 39 No. 5 May 2025

PAPERS

Evaluation of Aerodynamic Noise and Intake Flow Rate of Running Wind Intake by Wind Tunnel Experiment
····· Y.ARAKI, H.TAKAMI, A.KIMURA, Y.YAMAZAKI, H.UMEDA (1)

Numerical Analysis of the Hydrogen Leakage from a Fuel Cell Railway Vehicle Stationed in a Tunnel
····· T.FUKUDA, S.SAITO (7)

The Influence Analysis Method of a Shield Tunnel under Construction Extremely Close to an Existing Tunnel
····· A.MIWA, T.SHIMIZU, T.NAKAYAMA (13)

Searching for Sources of Unpleasant Odors in Men's Restrooms in Railway Stations and Verifying the Effectiveness of Countermeasures to Reduce Them
····· T.KYOTANI, T.KAWASAKI, A.KAMEDA, T.UEDA (21)

RESEARCH REPORT

Method for Verifying Structural Safety of Steel/Composite Girder against Overturning and Lifting and Its Effect on Design
····· N.MIYAKE, Y.KOBAYASHI, M.IKEDA (29)

Verification Method for Friction Joints Using High-Strength Bolts and Its Effect on Design
····· N.MIYAKE, Y.KOBAYASHI (35)

A Survey of Hearing Tests for Drivers Using Whispered Voices
····· K.HOSHINO, A.SAITO, H.SUZUKI, E.KASAHARA, N.YAMAMOTO (41)

REVIEW

Applicable Conditions of Polyurea Resin Spraying Method for Seepage and Uneven Surface of Tunnel Lining
····· A.OE, K.SHIMAMOTO, T.USHIDA, K.YASHIRO, M.SUZUKI (45)

RAILWAY TECHNICAL RESEARCH INSTITUTE