

論文 地下鉄軌道構造が近接建物内の振動・騒音に及ぼす影響の解析的評価

山田 高也¹・山田 壮太²・阿部 和久³・古田 勝⁴・末原美智子⁵・吉武 翔⁶・
紅露 一寛⁷

¹学生員 新潟大学大学院博士前期課程 (〒 950-2181 新潟市西区五十嵐二の町 8050 番地)

²学生員 新潟大学大学院博士前期課程 (〒 950-2181 新潟市西区五十嵐二の町 8050 番地)

³正会員 工博 新潟大学教授 工学部社会基盤工学プログラム (〒 950-2181 新潟市西区五十嵐二の町 8050 番地)

E-mail: abc@eng.niigata-u.ac.jp

⁴正会員 博 (工) 日本工営株式会社 (〒 102-8539 東京都千代田区九段北 1-14-6)

⁵日本工営株式会社 (〒 102-8539 東京都千代田区九段北 1-14-6)

⁶日本工営株式会社 (〒 102-8539 東京都千代田区九段北 1-14-6)

⁷正会員 博 (工) 新潟大学教授 工学部社会基盤工学プログラム (〒 950-2181 新潟市西区五十嵐二の町 8050 番地)

地下鉄軌道における構造緒元の違いが近接する建物内の振動・騒音に及ぼす影響の評価を目的に、数値解析を含む一連の評価過程を構築した。具体的評価手法は、地盤・トンネル・軌道連成系を対象とした動的応答解析と、その結果より得られたトンネル応答を加振源とする地盤から建物内までの振動伝播・減衰過程を対象とした経験式に基づく簡易評価・予測とにより構成した。解析例として、まくらぎ下に防振パッドを設置する防振まくらぎ軌道と、コンクリート道床・トンネルインバート間に防振材を敷設する防振マット工法とを対象に、これら軌道構造や防振材の剛性など構造緒元の違いが振動・騒音低減に及ぼす効果について検討した。

Key Words: train-induced vibration, ground- and structure-borne vibration, noise reduction

1. はじめに

地下鉄軌道の設計に際し、列車走行に伴い発生する振動が、近接する建物内の振動や騒音などの周辺環境へ及ぼす影響を事前に評価することは重要である。そのためには、起振源となる車輪・軌道系の相互作用を始め、トンネルや地盤、さらには建物内までの一連の振動伝播過程を対象とした評価手法の構築が求められる。軌道構造が振動特性に及ぼす影響の評価には、少なくとも軌道・トンネル・地盤連成系の適切なモデル化が必要である。これまで、移動荷重の作用を受けるトンネル・地盤系^{1),2),3)}や、走行車輪・軌道・トンネル・地盤系⁴⁾などを対象とした様々な数値解法が提案されてきた。また、二次元解析では近接構造物を考慮した解析例⁵⁾も報告されている。地表面や建物までを含む全体系の三次元場でのモデル化は、振動性状の適切な評価に有効となるものの、解析規模が大きくなり、軌道設計の目的には必ずしも適さない。したがって、解法の選択に際し、当該現象の再現性と経済性との両立が重要となる。

これまでに著者ら⁶⁾は、軌道構造がトンネルの振動応答に及ぼす影響を適切に評価する目的で、軌道・トンネル・地盤連成系を対象とした計算負荷の小さい周波数域解法を構築した。その際に、軌道系の動特性を再

現するために、まくらぎにより離散支持された無限長レールをモデル化に採用した。一方、トンネル・地盤系については三次元的な振動性状を適切に表現するため、トンネルを無限長三次元弾性体で、地盤を三次元一様無限動弾性場でモデル化した。なお、地下鉄における列車走行速度は、60km/h程度と一般に軌道に沿って伝播する波動の速度に比べて十分に小さい。走行速度は加振力の大きさに関係するため、それが連成系の振動応答レベルに影響し得る⁷⁾が、上述の速度条件下では伝播波動モードが励起されず、応答倍率自体に影響を及ぼすことは無いと考えられる。そのため、軌道の定点加振に対する応答を解析対象とした。

近接建物内の振動・騒音評価のためには、振動がトンネルから建物に至る間の減衰と、建物内での振動伝播、さらには当該振動による室内音の発生までの一連のプロセスを考慮する必要がある。また、加振源となる輪重履歴は、列車の走行速度と車輪・レール間凹凸特性に依存するため、振動・騒音の定量的評価にはこれらの設定も不可欠となる。本研究では、文献6)に構成した軌道・トンネル・地盤連成解析法に基づいて、近接建物における振動・騒音を対象とする一連の効率的評価手法を構築する。具体的には、まず文献6)の解法を用いた軌道の単位定点調和加振応答解析によりトン

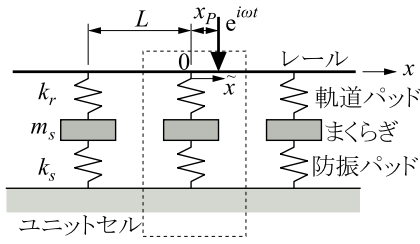


図-1 防振まくらぎ軌道のモデル化

ネル覆工における振動加速度を求める。次に、剛基礎に離散支持され凹凸を設定したレールと、走行車輪との時刻歴連成応答解析を別途行い、輪重スペクトルを求める。これら2つの結果を用いて、車輪走行時のトンネル振動応答を近似評価する。続いて、トンネル振動を振動源とする波動が地盤内を伝播する過程における振動減衰を経験式⁸⁾に基づき評価する。最後に、建物内の振動伝播とそれに起因する室内騒音レベルを経験式⁹⁾により評価・予測する。

また、直結軌道の他に、まくらぎ下に低剛性パッドを設置した振動低減法(以下防振まくらぎ軌道と呼ぶ)と、コンクリート道床・トンネルインバート間に低剛性マットを敷設した工法(以下防振マット工法と呼ぶ)の各種軌道構造を対象に、これら構造の違いを始め、防振材の剛性などが有する振動低減効果について検討する。

2. 軌道・トンネル・地盤連成解析手法の概要⁶⁾

文献6)に構成した軌道・トンネル・地盤連成解析手法の概要について述べる。なお、詳細は文献6)を参照されたい。

(1) 軌道のモデル化

解法の構成に当り、軌道系とトンネル・地盤系とを分離して定式化する。前者は間隔 L で周期的に配置されたまくらぎで離散支持した無限長レールによりモデル化する。図-1に防振まくらぎ軌道の例を示す。

円振動数 ω の単位定点加振を受ける当該レールの、定常鉛直たわみ応答に関する運動方程式は次式で与えられる。

$$EIw'''' - \rho A\omega^2 w = \delta(x - x_P) - \sum_{j=-\infty}^{\infty} F_j \delta(x - Lj) \quad (1)$$

ここで、レールはEulerばりによりモデル化しており、 w はレールたわみ、 EI はレール曲げ剛性、 ρA は単位長さ当りの質量、 x_P は単位調和加振 $e^{i\omega t}$ の作用位置、 F_j は $x = Lj$ に位置する j 番まくらぎから軌道パッドを介してレールに作用する反力、 δ はデルタ関数、 $w'''' = d^4w/dx^4$ である。

式(1)に対して、まくらぎ間隔 L に関する次のFloquet変換^{10),11)}を適用する。

$$\tilde{w}(\tilde{x}, \kappa) = \sum_{n=-\infty}^{\infty} w(\tilde{x} + nL) e^{in\kappa L} \quad (2)$$

ここで $\tilde{x}$ は軌道1ユニット $(-L/2, L/2)$ 内の座標、 κ はFloquet波数と呼ばれる波数次元を持つ変数である。

Floquet変換は $\tilde{x}$ と κ について次の周期性を持つ。

$$\begin{aligned} \tilde{w}(\tilde{x} + L, \kappa) &= e^{-i\kappa L} \tilde{w}(\tilde{x}, \kappa), \\ \tilde{w}(\tilde{x}, \kappa + \frac{2\pi}{L}) &= \tilde{w}(\tilde{x}, \kappa) \end{aligned} \quad (3)$$

一旦Floquet変換の解が得られると、式(1)の解は次の逆Floquet変換により求めることができる。

$$w(\tilde{x} + nL) = \frac{L}{2\pi} \int_0^{2\pi/L} \tilde{w}(\tilde{x}, \kappa) e^{-in\kappa L} d\kappa \quad (4)$$

$\tilde{w}$ は、式(3)の周期条件の下、1ユニット内で次の方程式をみたす。

$$EI\tilde{w}'''' - \rho A\omega^2 \tilde{w} = \delta(\tilde{x} - x_P) - k_e \tilde{w} \delta(\tilde{x}) \quad (5)$$

ここで、 k_e は軌道パッド・まくらぎ・防振パッド・トンネル・地盤連成系の動的等価剛性であり、 $k_e \tilde{w} \delta(\tilde{x})$ は、当該連成系からまくらぎ位置のレールに作用する反力である。なお、 k_e は次式により与えられる。

$$k_e = k_r \frac{k_s k_B - (k_s + k_B) m_s \omega^2}{k_s k_B + (k_s + k_B) (k_r - m_s \omega^2)} \quad (6)$$

ここで、 k_s, k_r はそれぞれ防振パッドと軌道パッドの複素剛性、 m_s はまくらぎ質量(レール1本当り)である。 k_B は、まくらぎが設置されているコンクリート道床上面におけるトンネル・地盤連成系の動的等価剛性であり、その導出概要については2.(4)で述べる。

式(3)の周期条件をみたす $\tilde{w}$ を、以下のFourier級数により表現する。

$$\tilde{w} = \sum_{n=-\infty}^{\infty} w_n(z_n) e^{-iz_n \tilde{x}}, \quad z_n = \frac{2\pi n}{L} + \kappa \quad (7)$$

ここで、 $w_n(z_n)$ は展開係数である。

式(5)をみたす $w_n(z_n)$ は次式で与えられる。

$$\begin{aligned} w_n &= \frac{1}{LR_n} (e^{-iz_n x_P} - k_e Z), \\ Z &= \sum_n w_n = \frac{1}{L + k_e \sum_n \frac{1}{R_n}} \sum_n \frac{e^{-iz_n x_P}}{R_n} \end{aligned} \quad (8)$$

ここで、 $R_n = EIz_n^4 - \rho A\omega^2$ である。

(2) トンネルのモデル化

図-2に示す単線シールドトンネルを対象とし、コンクリート道床・インバート・覆工から構成されるトンネルを、長手方向に一樣な無限長弾性体により表す。

全体系の応答は、軌道の周期性により特徴付けられる。そのためトンネル・地盤系の応答解についても、まくらぎ間隔 L の下でFloquet変換を適用する。トンネル断面はインバートやコンクリート道床を含み複雑な

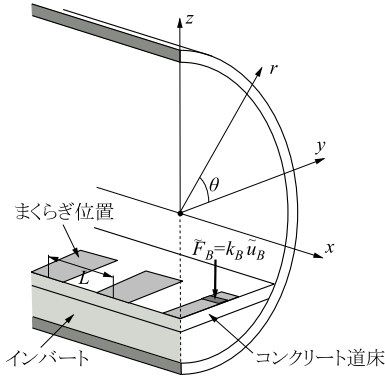


図-2 単線シールドトンネルのモデル化

形状を有するため、断面内に関しては変位を有限要素で離散化する。一方、軌道長手方向 $\tilde{x}$ については、式(3)の周期性をみたす様に級数展開する。その結果、トンネル変位 $\tilde{\mathbf{u}}$ は次式で与えられる。

$$\tilde{\mathbf{u}} = [\mathbf{N}(y, z)] \sum_n \{\mathbf{U}_n\} e^{-iz_n \tilde{x}} \quad (9)$$

ここで $[\mathbf{N}]$ は有限要素の補間関数を成分とした行列、 $\{\mathbf{U}_n\}$ は Fourier 級数第 n 項における節点変位ベクトルである。

トンネルの有限要素方程式は次式で与えられる。

$$\begin{aligned} [\mathbf{K}'_n] \{\mathbf{U}_n\} &= \{\mathbf{F}_n\}, \\ [\mathbf{K}'_n] &= [\mathbf{K}_n - \omega^2 \mathbf{M}] \end{aligned} \quad (10)$$

ここで、 $[\mathbf{K}_n]$ 、 $[\mathbf{M}]$ は剛性行列と質量行列である。

式(10)の有限要素方程式を、トンネル・地盤境界節点とそれ以外に分けて表記すると次式となる。

$$\begin{bmatrix} \mathbf{K}'_{naa} & \mathbf{K}'_{nab} \\ \mathbf{K}'_{nba} & \mathbf{K}'_{nbb} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \mathbf{U}_{na} \\ \mathbf{U}_{nb} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \mathbf{F}_{na} \\ \mathbf{F}_{nb} \end{Bmatrix} \quad (11)$$

ここで、 $(\)_b$ はトンネル・地盤境界節点に関する成分、 $(\)_a$ はそれ以外の節点成分である。 $\mathbf{F}_{na}$ の非ゼロ成分はまくらぎ・道床間作用力に対応している。

トンネル・地盤境界における地盤インピーダンス行列 $[\hat{\mathbf{K}}_n]$ を、次式をみたすものとして定義する。

$$[\hat{\mathbf{K}}_n] \{\mathbf{U}_{Gn}\} = \{\mathbf{F}_{Gn}\} \quad (12)$$

ここで、 $\{\mathbf{U}_{Gn}\}$ 、 $\{\mathbf{F}_{Gn}\}$ は、それぞれ地盤側の節点変位と節点力である。

トンネル・地盤境界において、変位の適合条件と力のつり合い条件を課すと、式(11)、(12)より次のトンネル・地盤系求解方程式を得る。

$$\begin{bmatrix} \mathbf{K}'_{naa} & \mathbf{K}'_{nab} \\ \mathbf{K}'_{nba} & \mathbf{K}'_{nbb} + \hat{\mathbf{K}}_n \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \mathbf{U}_{na} \\ \mathbf{U}_{nb} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \mathbf{F}_{na} \\ \mathbf{0} \end{Bmatrix} \quad (13)$$

(3) 地盤のモデル化

地表面からトンネル上端までの土被りがトンネル径の2倍以上ある場合、両者間の連成は無視し得る²⁾。ま

た、地盤内の波動伝播過程は後述の簡易式⁸⁾により評価する。そこで、地盤に支持されたトンネルの振動応答評価に際し、文献6)と同様に地盤は三次元無限一様動弾性場で与える。

地盤変位の Floquet 変換を次式により与える¹²⁾。

$$\tilde{\mathbf{u}}_G = \nabla \phi + \nabla \times \{\psi \mathbf{e}_x + \ell \nabla \times (\chi \mathbf{e}_x)\} \quad (14)$$

ここで、 $\mathbf{e}_x$ は x 軸方向の単位ベクトル、 ℓ は長さの次元を有するパラメータであり、値は任意である。

式(14)における ϕ, ψ, χ を、図-2の円筒座標系の下、次式により解析的に展開する。

$$\begin{aligned} g &= \sum_{n,m} a_{nm}(\kappa) H_m^{(2)}(k_n r) e^{im\theta} e^{-iz_n \tilde{x}}, \\ k_n^2 &= \frac{\omega^2}{C^2} - z_n^2 \end{aligned} \quad (15)$$

ここで、 g は ϕ, ψ, χ の何れかであり、 a_{nm} は展開係数である。 $H_m^{(2)}$ は m 次の第2種 Hankel 関数である。また、 C は地盤の縦波または横波の伝播速度 C_L, C_T の何れかであり、 $g = \phi$ の場合は $C = C_L$ 、 ψ, χ の場合は $C = C_T$ で与えられる。

トンネル・地盤境界 S_R 上で、式(9)と(14)との適合条件、および接触力のつり合い条件を課すことで、最終的に次の地盤インピーダンス行列を得る。

$$\begin{aligned} \hat{\mathbf{K}}_{n,jl} &= -\frac{L}{2\pi R} [\mathbf{L}_j^T] \sum_m [\mathbf{Q}_{jm}^* \mathbf{S}_{nm} \mathbf{U}_{nm}^{-1} \mathbf{Q}_{lm}] [\mathbf{L}_l], \\ [\mathbf{Q}_{jm}] &= \int_{S_R} [\mathbf{N}_{sj}] e^{-im\theta} ds \end{aligned} \quad (16)$$

ここで、 $\hat{\mathbf{K}}_{n,jl}$ は、インピーダンス行列 $[\hat{\mathbf{K}}_n]$ の j および l 番節点に関する部分行列、 R はトンネル外周半径、 $\mathbf{N}_{sj}$ は j 番節点の S_R 上における補間関数である。また、 $\mathbf{U}_{nm}, \mathbf{S}_{nm}$ は式(14)に基づき S_R 上の変位と接触力を導出する際に与えられる 3×3 の行列であり、 $[\mathbf{L}_j]$ は j 番節点における極座標値 θ_j に関する座標変換行列である。

(4) 軌道・トンネル・地盤応答解析

式(13)により、コンクリート道床上面まくらぎ設置箇所 ($x_P = 0$) の単位加振問題を解く。当該加振位置の鉛直変位応答を $\tilde{u}_{B0}$ とおくと、トンネル・地盤連成系の動的等価剛性は $k_B = 1/\tilde{u}_{B0}$ で与えられる。すると、式(6)より k_e が得られ、軌道・トンネル・地盤連成系1ユニットにおける応答を求めることができる。さらに、式(4)の逆 Floquet 変換より、レール単位調和加振に対する応答解を得る。

3. 車輪走行時の輪重評価

前節ではレール定点の単位調和加振に対するトンネル応答解析手法の概要について述べた。建物内の振動・

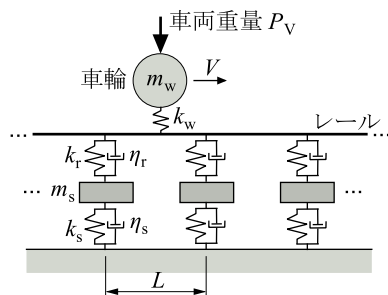


図-3 車輪・軌道系のモデル化 (防振まくらぎ軌道)

騒音評価のためには、加振源となる輪重応答を定量的に設定する必要がある。なお、連続支持された軌道モデルと停止車輪との間に移動凹凸を設定して、輪重時刻歴を求める簡易評価法が提案されている¹³⁾。しかしこの場合、レールが離散支持されていることによる走行車輪の等価支持剛性の周期変動に伴うパラメータ加振を再現することができない。当該現象は30Hz前後に存在するまくらぎ通過周波数における応答を特徴づけるものであり、適切な考慮が望ましい。そのため本研究では、離散支持レールと車輪との間に凹凸を設定して別途車輪走行解析を行い、その結果のFourier変換より輪重スペクトルを求める。列車走行によるトンネル応答は、レール定点単位加振に対する応答と、輪重スペクトルとの積によって近似評価する。

左右何れか一方のレール・車輪を対象とした、走行車輪と離散支持軌道との連成解析モデルについて、防振まくらぎ軌道を例に図-3に示す。コンクリート道床は剛基礎とし、両端自由境界の有限長軌道でモデル化する。パッド類の減衰 η_r, η_s はダッシュポットで与え、一定速度 V で走行する車輪は質点 m_w により表現し、レール・車輪間接触力は線形バネ k_w で評価する。レールはEulerばり要素により離散化し、連成解を時間積分により求める。

4. 建物内の振動・騒音評価手法

トンネルを振動源として、そこから地盤を経由して建物内へ到達する振動および騒音(固体音)については、既往の経験式に基づき評価する。その際に、(1)トンネルから建物までの地盤内に生ずる減衰、(2)建物内の伝播過程における減衰、(3)建物振動による音の放射、の3つの過程に分けて考える。以下に、それらの評価式を示す。

(1) 地盤中の振動減衰評価⁸⁾

振動がトンネルから地盤を経由して建物に到達するまでの過程における振動加速度レベルの低下量(減衰

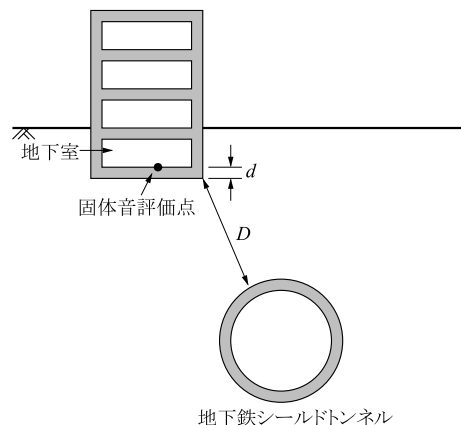


図-4 建物内振動・騒音評価におけるトンネル・建物の幾何条件

量) ΔL_{VA1} を、東京都区部の沖積及び洪積層地盤での測定結果に基づいた以下の経験式により評価する。

$$\Delta L_{VA1}(f) = -20q \log_{10} D - 8.68\alpha(f)D, \quad (17)$$

$$\alpha(f) = 0.001f - 0.06$$

ここで、 D はトンネルと建物間の最短距離(図-4)である。 q はトンネルから放射される波動の幾何減衰定数であり、列車一編成の長さ(130~200m)に比べ距離 D が数十m程度と短いものとする、地下鉄トンネルを無限長の線状振動源と見なすことができるため、 $q=1/2$ と設定する。 α は内部減衰定数であり、文献8)に示された測定データの回帰式を採用している。また、 f は1/3オクターブバンド中心周波数(Hz)である。

(2) 建物内の振動減衰評価⁹⁾

地下鉄トンネルに近接するRC構造の建物を対象に考える(図-4)。建物基礎伏せ梁から固体音評価点までの距離減衰 ΔL_{VA2} を、実験式¹⁴⁾に基づいた次式により評価する。

$$\Delta L_{VA2}(f) = -20 \log_{10} d - \beta \sqrt{f}d + 25 \log_{10} \frac{V}{V_{60}} \quad (18)$$

ここで、 d は建物内の振動伝播距離である。また、 β は内部損失に関する減衰を表す定数であり、過去の測定結果に基づき中心周波数10~63Hzの周波数帯で0.02、80~100Hzで0.03、125Hz以上で0.04と設定した。右辺最後の項は、走行速度60km/hを基準とした列車速度補正項である⁷⁾。なお、地盤から建物内への入力損失は、評価点が地下室であることもあり比較的小さいことから、床増幅と合わせ無視することとした。

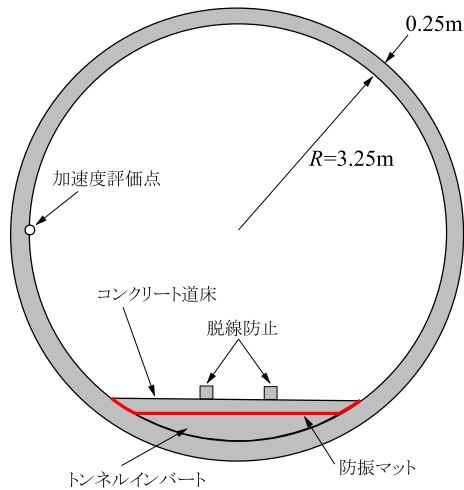


図-5 トンネル断面 (防振マット工法の場合)

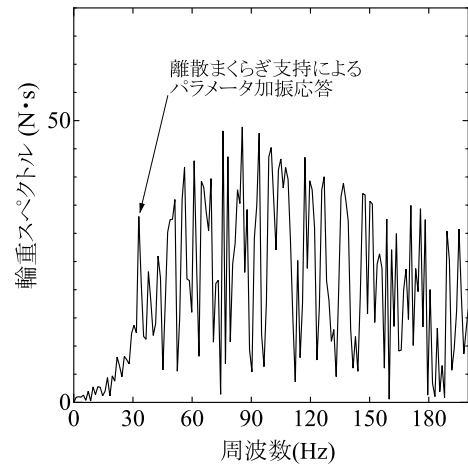


図-6 輪重スペクトルの例 (防振まくらぎ軌道)

(3) 室内の音圧評価⁹⁾

1/3 オクターブバンド毎の室内音圧レベル SPL を、次の拡散音場の音圧レベル計算式¹⁵⁾により評価する。

$$SPL(f) = L_{VA}(f) - 20 \log_{10} f + 10 \log_{10} \frac{\kappa_0}{\bar{\alpha}} + 36 \quad (19)$$

ここで、 L_{VA} は建物内振動評価点における振動加速度レベルである。また、 κ_0 は放射係数、 $\bar{\alpha}$ は室内平均吸音率であり、以下の解析では文献¹⁵⁾を参考に $\kappa_0=1$ および $\bar{\alpha}=0.25$ と設定した。

なお、 L_{VA} は、式(17)、(18)に基づき、次式で与えられる。

$$L_{VA}(f) = L_{VA0}(f) + \Delta L_{VA1}(f) + \Delta L_{VA2}(f) \quad (20)$$

ここで、 L_{VA0} は 2., 3. 節に述べた振動応答解析より求めたトンネルアーチ部の振動加速度レベルである。

5. 解析結果

(1) 軌道・トンネル・地盤の解析条件

防振まくらぎ軌道は図-1のようにモデル化した。一方、防振マット・直結軌道は、まくらぎがコンクリート道床に直結した構造とし、レール支持部は軌道パッドのみで与えた。軌道パッドの動的剛性は $k_r=83\text{MN/m}$ (直結軌道の場合は 30MN/m) とした。レールは UIC60 を想定し、 $EI=6.3\text{MN}\cdot\text{m}^2$ 、 $\rho A=60.4\text{kg/m}$ と設定した。レール 1 本分のまくらぎ質量は $m_s=100\text{kg}$ 、まくらぎ間隔は $L=0.6\text{m}$ とした。

防振パッドの動的剛性には、 $k_s=7, 10, 17\text{MN/m}$ の 3 ケースを設定した。また、防振マット工法では、トンネルインバートとコンクリート道床間に挿入する低剛性マットの単位面積当たり動的剛性を、 $7.5, 10, 12.5, 15\text{MN/m}^3$ の 4 ケース設定した。

トンネル断面を図-5に示す。トンネル内法半径は 3.25m 、コンクリート覆工厚は 0.25m とした。なお、防振まくらぎ軌道を対象とする場合、コンクリート道床上面は平坦とし、図-5に示した脱線防止の突起は設けない。防振マット工法では、コンクリート道床とインバート間に、前述の剛性を有する防振マットを有限要素一層で設定した。コンクリート部はせん断弾性係数を $\mu_T=13.5\text{GPa}$ 、ポアソン比を 0.2 、質量密度を 2400kg/m^3 で与えた。

パッド類の複素バネ定数 k' は周波数にほとんど依存しない¹⁶⁾ため、 $k'=k(1+ih)$ で与え、 $h=0.14$ と設定した。また、トンネル断面の有限要素においては、せん断弾性係数を $\mu'_T=\mu_T(1+i\omega\eta)$ と設定し、防振マットとコンクリートに対してそれぞれ $\eta=1.27 \times 10^{-3}$ 、および $6.4 \times 10^{-4}(\text{s/rad})$ と与えた。なお、防振マットに設定した η は、以下に示すコンクリート道床共振周波数(約 25Hz)において $h \approx 0.2$ に相当する様に設定している。

地盤には N 値 10 程度の沖積地盤を想定し、質量密度を 2200kg/m^3 、 $C_T=220\text{m/s}$ 、 $C_L=412\text{m/s}$ と設定した¹⁷⁾。なお、本解析では地盤を無限場で表しており波動エネルギーの放射が考慮されている。また、トンネル応答の評価が主目的であることから、簡単のため地盤剛性には減衰を設定していない。

(2) 車輪走行解析結果

図-3に示した車輪・軌道系を対象に時刻歴応答解析を行った。軌道条件は 5.(1)に述べたとおりである。車輪は質点で与え、車軸も含めレール 1 本当りの質量を $m_w=500\text{kg}$ とした。また、車両重量 P_V 、走行速度 V およびレール・車輪間接触バネ係数 k_w を、それぞれ 69kN 、 20m/s 、 2GN/m と設定した。レール・車輪間凹凸は、加

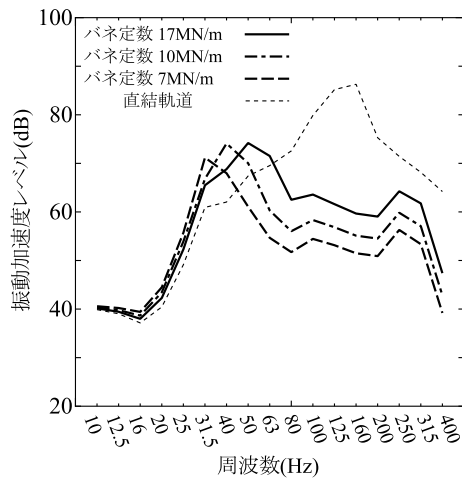


図-7 トンネル振動加速度レベル (防振まくらぎ軌道)

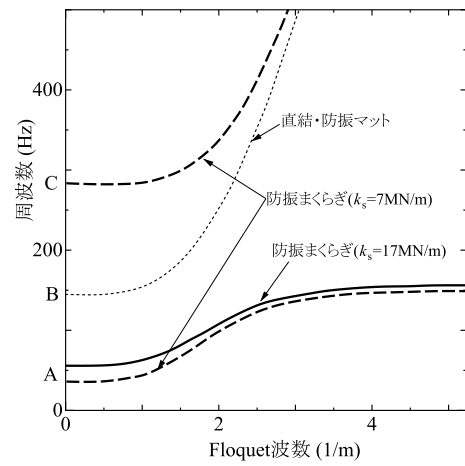


図-9 軌道分散曲線

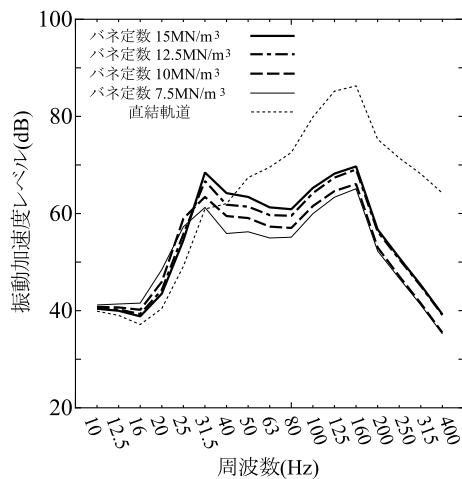


図-8 トンネル振動加速度レベル (防振マット工法)

速度測定データからの推定結果¹⁸⁾を参考に、次式に示す距離相関に従う Gauss 分布に基づき生成した。

$$R(x) = \sigma^2 e^{-x/s} \quad (21)$$

ここで、 σ はレール凹凸の標準偏差、 s は相関長であり、以下の解析では、 $\sigma = 1.8 \times 10^{-5}$ 、 $s = 0.13(\text{m})$ と設定した。

防振まくらぎ軌道を対象とした、走行車輪・軌道連成解析より得られた輪重スペクトルの例を図-6に示す。まくらぎ間隔は 0.6m であるので、上述の走行速度下でのまくらぎ通過周波数は 33.33Hz となる。図-6では、当該周波数にピークが現れており、離散まくらぎ支持によるパラメータ加振の効果が認められる。

(3) トンネル振動加速度レベル

図-6に示した輪重スペクトルと、軌道の単位定点加振応答とから、トンネルの鉛直方向振動加速度レベル

を近似評価した。なお、トンネル応答は図-5に示した加速度評価点において求めた。

防振まくらぎ軌道の結果を図-7に、防振マット工法の結果を図-8に示す。図には直結軌道の結果も合わせて示した。当該軌道と防振マット工法では同一の輪重スペクトルを用いることから、振動加速度レベルにおける差異は主に軌道構造に起因するものとなる。防振まくらぎ軌道の応答においては、30～50Hz と、250Hz にピークが存在している。これらの卓越応答特性と軌道分散特性との関係について考察するために、剛基礎上に置かれた防振まくらぎ軌道と、直結軌道の鉛直振動モードに関する分散曲線を図-9に示す。防振まくらぎ軌道は、図に示した周波数域において2つのモードを有している。Floquet 波数ゼロ (切片) において、これら分散曲線の傾き (群速度) がゼロとなっており (図中 A, C)，そこに定在波モードが存在していることを示唆している。当該モードは加振により励起され易く、これらに対応する2つの卓越応答が図-7に現れていることが理解できる。モード A はまくらぎが大きく上下動するモードであるため、まくらぎ下に設置された防振パッドの剛性に鋭敏である。一方、モード C は主にレールが振動するモードであり、防振パッド剛性にはほとんど依存せず⁶⁾、図-9では $k_s=7\text{MN/m}$ の場合のみ示している。そのため、図-7においても低周波数側の卓越応答のみ防振パッド剛性の影響を受けていることが分かる。なお、振動加速度の卓越周波数が、図-9の切片の周波数より幾分低くなっているが、これは車輪質量の付加による影響である。また、軌道振動モードの他には、31.5Hz にわずかなピークが認められる。これは図-6に示したパラメータ加振の影響と考えられる。

直結軌道では、まくらぎの振動自由度が存在しないため、単一の波動モードのみが認められる。分散曲線では、当該の定在波モードが 150Hz 付近 (図中 B 点) に

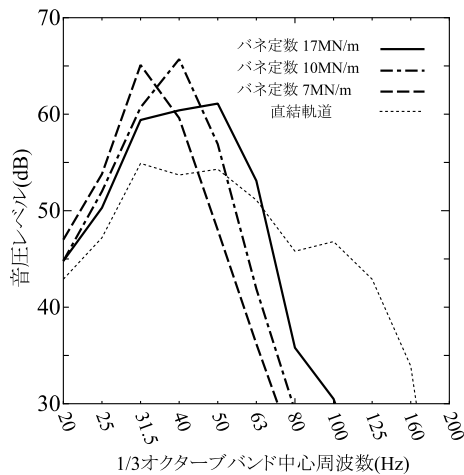


図-10 室内音圧レベル (防振まくらぎ軌道)

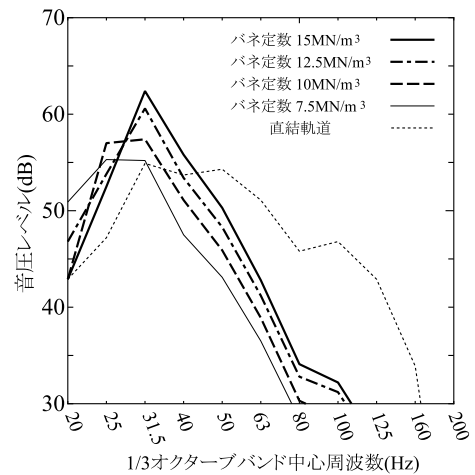


図-11 室内音圧レベル (防振マット工法)

存在しており，トンネル振動加速度応答でも当該周波数に卓越応答が認められる．

図-8の防振マット工法の加速度レベルにおいても2つの卓越周波数が存在している．低周波数側のものは，コンクリート道床と防振マットから成る1自由度のバネ・質点系が有する共振周波数に対応している⁶⁾．一方，高周波数側のものは，直結軌道と同じく160Hz付近に表れており，レールの定在波モードに対応している．前者は防振マットの剛性に依存するモードであるため，卓越周波数は防振マット剛性の低減と共に幾分低下する傾向が窺える．ただし，ピーク周波数はマット剛性によらず31.5Hzに位置している．これは，図-6に示した輪重応答におけるパラメータ加振が影響しているものと考えられる．

防振マット工法の共振周波数は25Hz前後に存在しており，防振まくらぎ軌道のものより低く，そのピーク値も低い．そのため，当該周波数から100Hz前後までの周波数域では防振マット軌道の方が，より低い振動加速度レベルを示している．ただし，防振まくらぎ軌道における振動加速度レベルのピーク後の低下率(傾き)は，防振マット工法のそれに比べ大きい．そのため，防振材の低剛性化により共振周波数が低下するが，それに伴う加速度低下は防振まくらぎ軌道の方が比較的大き目に現れている．

なお，50Hz以下の低周波数域において，直結軌道は共振を持たないため振動加速度レベルが他の軌道構造に比べ低くなっているが，この傾向は既往の観測結果とも定性的に符合している⁹⁾．

(4) 室内音圧レベル

5.(3)に示したトンネル応答を振動源として，式(17)～(19)より建物内の振動加速度レベル，および室内音

圧レベルを求めた．なお計算に際し，図-4におけるトンネル・建物間距離を $D=31\text{m}$ ，建物基礎底面から評価点までの振動伝播距離を $d=3\text{m}$ と設定した．

防振まくらぎ軌道と防振マット工法に対して求めた音圧レベルを，それぞれ図-10，図-11に示す．トンネルから建物の室内評価点へ振動が伝播する過程における減衰は，軌道構造によらず4.に述べた手順で求めており，室内における音圧の大小関係はトンネルの振動加速度レベルでの大小関係と一致する．そのため，トンネルにおける振動加速度レベルと同様に，広い周波数域において防振マット工法の方が防振まくらぎ軌道より低い音圧レベルを与える．

なお，防振材の低剛性化の効果についても，設定した条件下に関する限り，防振まくらぎ軌道の方が幾分大きく現れており，トンネルにおける振動応答特性と同傾向を示している．

6. おわりに

地下鉄軌道を対象に，近接建物における振動・騒音の簡易評価法を構築した．計算負荷軽減のために，一連の計算を，走行車輪・軌道連成解析と，軌道・トンネル・地盤の定点調和加振応答解析，および地盤・建物の振動伝播・減衰評価の3つに分割した．なお，軌道・トンネル・地盤連成系の三次元応答解析には，文献6)に構成した手法を用いることで，計算量の軽減を図った．また，トンネルから地盤を経由して建物内に到達する振動の減衰量を，経験式に基づき簡易に求める方法を採用した．

防振まくらぎ軌道と防振マット工法を解析例として，本手法を適用した．その結果，本研究で対象とした解析条件に関する限り，100Hz以下の周波数域では，後

者の軌道構造の方が振動をより低く抑えられることが分かった。なお、トンネルと建物の室内評価点との間における条件は何れの軌道構造に対しても共通としたため、上述の傾向は室内における音圧の大小関係にも成立する。

本論文には示さなかったが、感覚補正を行った室内振動・騒音レベルは本解析結果より容易に算出可能である。

参考文献

- 1) Sheng, X., Jones, C.J.C. and Thompson, D.J. : Ground vibration generated by a harmonic load moving in a circular tunnel in a layered ground, 10th Int. Meet. on Low Freq. Noise and Vib. and Its Control, 161-176, 2002.
- 2) 阿部和久, 加藤宏輝, 古田 勝: 列車走行荷重を受けるトンネル・地盤系の動的応答解析, 鉄道力学論文集, 第8号, 47-52, 2004.
- 3) Yang, Y.B. and Hung, H.H. : Soil vibrations caused by underground moving trains, J. Geotech. Geoenv. Eng., ASCE, 134(11), 1633-1644, 2008.
- 4) Abe, K., Satou, D., Suzuki, T. and Furuta, M. : Three-dimensional analysis of subway track vibration due to running wheels, Wave 2002, N.Chouw and G.Schmid (eds.), 149-156, 2003.
- 5) Chua, K.H., Balendra, T. and Lo, K.W. : Groundborne vibrations due to trains in tunnels, Earthq. Eng. Struct. Dyn., 21, 445-460, 1992.
- 6) 阿部和久, 山田高也, 古田 勝, 末原美智子, 紅露一寛: 地下鉄トンネル・地盤連成系の三次元加振応答解析, 土木学会論文集 A2, 74(2), I.523-I.534, 2018.
- 7) 東京都 : 都市高速鉄道第 12 号線新宿・練馬間建設事業環境影響評価書, 資料編, 148-172, 1989.
- 8) 津野 究, 古田 勝, 藤井光治郎, 長嶋文雄, 日下部治: 地下鉄シールドトンネルから伝播する広帯域振動の減衰特性, 土木学会論文集, No.792/III-71, 185-197, 2005.
- 9) 津野 究, 藤井光治郎, 古田 勝, 日下部治: 地下鉄振動による建物内の固体音の一予測例, J-Rail2005 講演論文集, 501-504, 2005.
- 10) Clouteau, D., Elhabre, M.L. and Aubry, D. : Periodic BEM and FEM-BEM coupling, Application to seismic behaviour of very long structures, Comput. Mech., 25, 567-577, 2000.
- 11) Clouteau, D., Arnst, M., Al-Hussaini, T.M. and Degrande, G. : Freefield vibrations due to dynamic loading on a tunnel embedded in a stratified medium, J. Sound Vib., 283, 173-199, 2005.
- 12) Eringen, A.C. and Şuhubi, E. : Elastodynamics, Vol.II, Chap.VIII, Academic Press, Inc., 1975.
- 13) Knote, K.L. and Grassie, S.L. : Modelling of railway track and vehicle/track interaction at high frequencies, Vehicle Sys. Dyn., 22, 209-262, 1993.
- 14) 松田由利, 橘秀樹, 石井聖光: 建物構造体中における固体音の伝搬性状, 日本音響学会誌, 35(11), 609-615, 1979.
- 15) 池田 寛: 建築物における地下鉄騒音の予測と対策, 騒音制御, 21(6), 397-400, 1997.
- 16) Thompson, D. : Railway noise and vibration, Chap.3, Elsevier, 2009.
- 17) 前田泰吉, 木本幸一郎: 地盤の N 値からせん断波速度 V_s を推定する試み, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 447-448, 2007.
- 18) 阿部和久, 鈴木貴洋, 古田 勝: 軌道振動解析におけるレール頭頂面の凹凸形状の推定, 応用力学論文集, 3, 107-114, 2000.

(2019. 4. 5 受付)

NUMERICAL EVALUATION OF INFLUENCE OF TRACK STRUCTURE ON VIBRATION AND NOISE IN A NEIGHBORING BUILDING INDUCED BY SUBWAY TRAIN

Koya YAMADA, Sota YAMADA, Kazuhisa ABE, Masaru FURUTA,
Michiko SUEHARA, Sho YOSHITAKE and Kazuhiro KORO

An efficient numerical method is developed for the evaluation of influence of track structures on the vibration and noise in a neighboring building induced by a subway train. In order to save the computational cost, the three-dimensional track/tunnel/soil interaction problem is formulated by virtue of Floquet transform and then reduced to a quasi-two-dimensional problem. Furthermore, the vibration and noise levels in a neighboring building are obtained using the numerical result and empirical evaluation methods. As examples, two types of tracks of the vibration-reduction sleeper track and the track with vibration-reduction sheet are considered. Through numerical analyses, the influence of track structure on the vibration and noise in a building is examined.