

鉄道総研報告

第38巻 第7号

2024年7月

論文

車両 永久磁石同期機と全波整流器を用いたディーゼル車両用発電システムの設計法
..... 近藤稔 (1)

車両 **施設** 鉄道の曲線区間におけるきしり音・高周波音の発生条件
..... 末木健之, 清水康博, 新田琢磨, 高井健太郎 (9)

施設 鉄道橋りょう・高架橋の等価1自由度モデルを用いた非線形動的解析時の骨格曲線の改良
..... 名波健吾, 坂井公俊 (17)

電気 ϕ - θ 理論を用いた集電材料の離線箇所における溶融体積推定手法
..... 山下主税, 根本公紀, 小原拓也 (23)

調査報告

施設 表層地盤の動的解析における土の変形特性パラメータ設定の影響
..... 月岡桂吾, 山内泰知, 山本昌徳, 小野寺智哉, 井澤淳 (29)



永久磁石同期機と全波整流器を用いた ディーゼル車両用発電システムの設計法

近藤 稔*

Design Method for Power Generation Systems for Diesel Vehicles
Using a Permanent Magnet Synchronous Machine and a Full-Bridge Rectifier

Minoru KONDO

This paper describes a design optimization method for power generation systems for diesel vehicles consisting of a permanent magnet synchronous machine, a full-bridge rectifier and phase shift capacitors inserted between them. By combining an analysis method for the proposed systems and a multi-objective optimization method, a trial design optimization was carried out with the aim of minimizing indicators related to reducing the size and weight of the system. Furthermore, the performance of the optimized design was verified by numerical simulations, and it was confirmed that the required performance was achieved with the design while satisfying the constraints of the system.

キーワード：永久磁石同期機，全波整流器，発電システム，多目的最適化

1. はじめに

非電化区間を走行する電気式ディーゼル車両やハイブリッド車両では、エンジンに直結した発電機を用いた直流発電システムが使用されている。電気式ディーゼル機関車等ではブラシレス同期機と全波整流器を用いたシステム¹⁾が使用されてきたが、ハイブリッド車両ではPWMコンバータ制御された誘導機や永久磁石同期機を用いたシステム^{2) 3) 4)}が採用されることが多い。

現在実用化されている永久磁石同期機を用いた発電システムはPWMコンバータ制御方式であるが、永久磁石同期機はブラシレス同期機と同じように回転子で磁界を発生させることができるため、全波整流器と組み合わせることができる。

一般に、永久磁石同期機は誘導機よりも高効率である。また、全波整流器はPWMコンバータよりもシンプルであり（PWMコンバータには全波整流器が含まれる）、小形軽量で低コストである。そのため、永久磁石同期機と全波整流器を組み合わせた発電システムは、高効率で小形軽量なものになると期待できる。

しかし、単純に全波整流器と組み合わせた場合には、PWMコンバータ制御の場合に比べて、発電可能な電力が小さくなる。その原因は、全波整流器では交流側の電圧と電流の位相が概ね同じであり、実質的に効率100%で動作することにある。そこで、永久磁石同期機と全波整流器の間にコンデンサ（以降、移相コンデンサと呼ぶ）を挿入することで、永久磁石同期機の動作効率を変化さ

せた直流発電システム（図1）を考案し、シミュレーションにより基本的な動作の確認を行ってきた。本発電システムでは、永久磁石同期機のインダクタンスと移相コンデンサが直列共振回路を構成するように移相コンデンサの静電容量を設計すると、負荷にかかわらず一定の直流電圧が出力される特徴を持つ^{5) 6)}。

本発電システムでは、発電電圧や実現可能な発電出力は永久磁石同期機の設計と移相コンデンサの静電容量の設計に強く依存する。しかし、それらの設計をどのようにして決定すれば良いかは明らかにされていない。

そこで、これまでに開発した本発電システムの解析手法⁷⁾に多目的最適化手法^{8) 9)}を組み合わせ、埋込磁石同期の機器定数と移相コンデンサの静電容量を設計変数とした場合に、動作時の最大電流や移相コンデンサのkVA容量といった、システムの小形軽量化に関わる指標を極力小さくすることを旨として最適化を行う設計法を提案する。ディーゼル車両では多くの機器を搭載する必要があるため、機器の小形軽量化が特に重要であり、小形軽量化を目指した最適化を行うこととする。

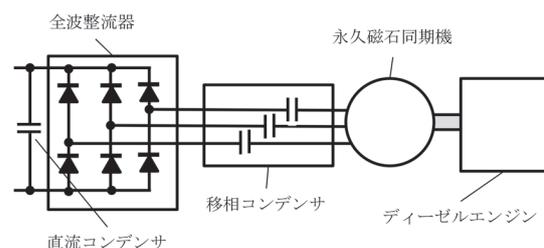


図1 永久磁石同期機と全波整流器を用いたディーゼル車両用直流発電システムの構成

* 車両技術研究部 駆動システム研究室

本稿ではその設計法を概説するとともに、具体的な設計問題に適用し、その有効性を示す。

2. 設計対象とする発電システム

2.1 発電システムの解析モデル

本論文で設計対象とする発電システムの回路図は図1に示した通りである。この回路において、発電機となる永久磁石同期機と全波整流器の間に挿入されたコンデンサを移相コンデンサ、全波整流器の直流側に接続されたコンデンサを直流コンデンサと呼ぶ。永久磁石同期機と発電システムの電圧方程式はそれぞれ式(1)、式(2)となり、動作時の電流ベクトルは式(3)で計算できる^{7) 10)}。

$$\begin{pmatrix} v_d \\ v_q \end{pmatrix} = \omega \left\{ \begin{pmatrix} 0 \\ \psi_m \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} 0 & -L_q \\ L_d & 0 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} i_d \\ i_q \end{pmatrix} \right\} \quad (1)$$

$$\begin{pmatrix} v_{dr} \\ v_{qr} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} v_d \\ v_q \end{pmatrix} + \frac{1}{\omega} \begin{pmatrix} 0 & 1/c_r \\ -1/c_r & 0 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} i_d \\ i_q \end{pmatrix} \quad (2)$$

$$\begin{aligned} i_d &= \frac{-\omega^2 c_r \psi_m}{2(\omega^2 c_r L_d - 1)} \\ &+ \frac{\sqrt{\omega^4 c_r^2 \psi_m^2 - 4(\omega^2 c_r L_d - 1)(\omega^2 c_r L_q - 1)i_q^2}}{2(\omega^2 c_r L_d - 1)} \end{aligned} \quad (3)$$

ただし、 ψ_m ：永久磁石による鎖交磁束 [Wb]、 L_d ：d 軸インダクタンス [H]、 L_q ：q 軸インダクタンス [H]、 v_d ：d 軸電圧 [V]、 v_q ：q 軸電圧 [V]、 i_d ：d 軸電流 [A]、 i_q ：q 軸電流 [A]、 ω ：角周波数（電気角）[rad/s]、 c_r ：移相コンデンサ静電容量 [F]、 v_{dr} ：整流器 d 軸電圧 [V]、 v_{qr} ：整流器 q 軸電圧 [V] である。また、これらの量から式(4)により発電電力を計算できる。

$$v_d i_d + v_q i_q \quad (4)$$

一般に永久磁石同期機のトルクは q 軸電流に対して単調増加するため、q 軸電流を変化させて各物理量を計算することで、負荷が変化したときの各物理量を計算することができ、各物理量間の関係を調べることができる。以下では、上述の式を用いて、発電システムの特徴を計算する。

なお、本発電システムは永久磁石同期機のインダクタンスと移相コンデンサで共振回路を構成することが特徴であり、基本的に共振速度以上の回転速度で動作する。ある共振速度に対応する共振角周波数 ω_r を用いて移相コンデンサの静電容量 c_r は次式で計算できる。

$$c_r = \frac{1}{\omega_r^2 L_q} \quad (5)$$

また、電気機器の設計においては各部の対地電圧が絶縁設計上問題となるが、対地電圧は接地方法に依存する。本システムでは主に図2に示す中性点で接地する方法と負極で接地する方法が考えられる。

負極接地の場合、電車用のインバータの設計等をそのまま流用できる利点がある。一方、中性点接地の場合、各部の対地電位を小さくできる利点がある。

発電機の端子の対地電圧の最大値は、正極の電位に移相コンデンサ電圧のピーク値を足したものの以下となるため、絶縁設計上考慮すべき各部の対地最高電圧は、それぞれの接地方法に応じて、概ね表1の通りとなる。

本論文では、対地最高電圧を低くできる中性点接地を前提として設計を行う。最適化の際には表1に記載されている式で計算される対地最高電圧が各部で使用する対地絶縁の限度値を超えないことを制約条件として設定する。なお、解析においては正弦波の交流が仮定されているが、整流器の交流電圧に関しては実際には概ね矩形波の電圧波形となる。そこで、矩形波に含まれる基本波成分を解析で計算される交流電圧の値と考えることとする。そうすることで、整流器の直流電圧は、整流器の交流電圧から算出することが可能である。その場合、直流電圧（これは駆動用インバータの直流電圧に等しい）を V_{dc} 、整流器の交流電圧（端子間）の基本波成分実効値を V_{ac} とすると、それらの間には以下の関係が得られる。

$$V_{dc} = (\pi/\sqrt{6})V_{ac} = (\pi/\sqrt{6})\sqrt{v_{dr}^2 + v_{qr}^2} \quad (6)$$

よって式(1)(2)(6)を用いてある電流ベクトルに対する直流電圧を計算することができる。

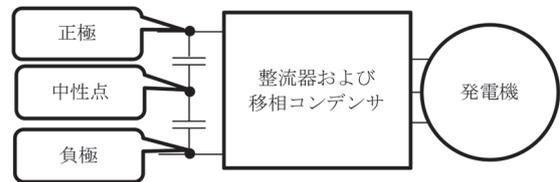


図2 発電システムにおける接地位置

表1 接地位置と各部の対地最高電圧

接地方法	整流器端子	発電機端子
負極	V_{dc}	$V_{dc} + V_{cp}$
中性点	$V_{dc}/2$	$V_{dc}/2 + V_{cp}$

V_{dc} ：直流電圧の最高電圧

V_{cp} ：最大電流通電時の移相コンデンサ電圧ピーク値

2.2 設計問題の設定

発電システムの設計法について検討するためには、具体的に発電システムの設計問題を設定する必要がある。そこで、ハイブリッド車両や電気式ディーゼル車を想定して、発電システムの設計を行うこととする。まず、設計条件として以下を想定する。

- ・エンジンの最大出力は 2000rpm-300kW とする。
- ・エンジンの最高回転速度は 2100rpm とする。
- ・エンジンのアイドル回転速度は 800rpm とする。
- ・エンジン効率がよく常時使用する回転速度（高効率回転速度）は 1400rpm とする。
- ・1400rpm における最大出力は 220kW とする。
- ・発電機の対地絶縁は 1500V 架線用とする。
- ・整流器の対地絶縁は 600V 架線用とし、直流電圧は 650V とする。
- ・永久磁石同期機の極数は 12 極とする。

エンジンの最大出力については日本で広く用いられている最大出力約 300kW のディーゼルエンジンを参考にして定めた。また効率の高い回転速度については、参考とするエンジンの単体試験結果を参考に定めた。そして、その回転速度における最大出力も単体試験結果を参考に定めた。発電機駆動にエンジンを使用する際には、回転速度を制御する必要から、目標出力はエンジンの実力の 9 割程度にすることが望ましいとされているため、設計条件として定めた最大出力はエンジンの実力よりも小さい値としている。

また、発電機の絶縁設計の前提とする電圧は、日本の在来線用に広く用いられている直流 1500V 架線用の絶縁を想定した。さらに、永久磁石同期発電機を使用した既存の車両を参考にして、直流電圧の上限値は 650V に設定して中性点接地を行うこととした。この場合、対地電圧は 650V の半分となるため、整流器の対地絶縁は 600V クラスで問題無い。

また、永久磁石同期機の極数については、鉄道車両で多く用いられている 36 スロットの固定子鉄心において整数スロットで実現できる最も多い極数である 12 極とした。

3. 多目的最適化を用いた発電システム設計法

3.1 提案する設計法の概要

本発電システムを構成する主要な要素には、永久磁石同期機、移相コンデンサ、全波整流器がある。このうち、永久磁石同期機については、出力に応じて概ね体格が決定されると考えられる。その一方で、移相コンデンサの寸法重量については、必要な静電容量、動作時の電流・電圧の最大値等に依存する。また、整流器の寸法等も動作時の電流・電圧に依存する。通常の駆動用インバータや

PWM コンバータの設計においては、動作時の電流や電圧は電源の電圧によりほぼ決定されるが、本発電システムにおいては、永久磁石同期機の特性と移相コンデンサの静電容量によりそれらの量が決定される。そのため、発電システムが小形軽量化できるかどうかは、永久磁石同期機の特性と移相コンデンサの静電容量に強く依存する。

そこで、本発電システムの設計においては、発電システムの小形軽量化を目指し、永久磁石同期機の特性を表すパラメータと移相コンデンサの静電容量を設計変数とし、整流器の容量等に関わる動作時の最大電流と移相コンデンサの寸法重量に関わる kVA 容量の最小化を設計において目指す指標（目的関数）とする。

ただし、静電容量については永久磁石同期機の q 軸インダクタンスと共振角周波数から式 (5) により計算され、共振角周波数については上限値や下限値をエンジン回転速度から設定することが可能であるため、共振角周波数を静電容量に対応する実際の設計変数とする。

目的関数が二つあるため、本問題は多目的最適化問題となる。目的関数が二つ以上ある場合、それらの間にトレードオフ関係が生じる場合がある。その場合には、単一の最適解では無く、パレート最適解と呼ばれる最適解の集合を得ることを目指すことになる。多目的の場合、最適解を選定する指標としてランキング関数が用いられる。ランキング関数は、ある解（設計変数の組み合わせ）に対し、全ての目的関数について優越する解がいくつ存在するかを表す関数である。このランキング関数の値がゼロである解の集合がパレート最適解である。

本システムの設計においては、パレート最適解により最大電流と移相コンデンサ kVA 容量との間のトレードオフ関係を明らかにし、その上で、パレート最適解の中から、最終的な設計を選択する。

以上が提案する設計法の概要である。

3.2 設計変数・目的関数・制約条件

以下では、最適化問題を具体的に設定していく。

まず、本発電システムの動作を決定する設計変数を表 2 に示す。表 2 には最適化において設計変数を変化させる範囲を規定する下限値と上限値を示す。

永久磁石同期機の基本的な特性は、永久磁石による磁束、d 軸インダクタンス、q 軸インダクタンスの三つの変数で表される。しかし、q 軸インダクタンスと d 軸イ

表 2 設計変数

設計変数	単位	下限値	上限値
永久磁石による磁束	Wb	0.0804	0.8038
d 軸インダクタンス	mH	0.1	10
突極比	—	1	3
共振角周波数	rad/s	565.5	879.6

インダクタンスの比である突極比は主に回転子の鉄心形状で決まり、大きく変化させることはできない。そこで、設計変数としてはq軸インダクタンスの代わりにq軸インダクタンスとd軸インダクタンスの比（突極比）を用いることとし、過去の実績から実現可能と思われる1～3の範囲で変化させることとした。

永久磁石による鎖交磁束は、最高回転速度である2100rpmにおいて発生する誘起電圧の端子間電圧のピーク値が1500Vとなる値を上限値とし、その1/10を下限値とした。d軸インダクタンスの値については、過去の永久磁石同期機の試作機のインダクタンスを参考に十分広い範囲に下限値と上限値を設定した。

共振回転速度については、アイドリング回転速度よりも十分大きく、高効率回転速度以下の回転速度とする必要があるため、回転速度900rpmに対応する共振角周波数を下限値に、回転速度1400rpmに対応する共振角周波数を上限値に設定した。

次に、最適化の目的である目的関数を表3に示す。前述の通り、移相コンデンサのkVA容量と、整流器や電線類のサイズに関わる最大電流を目的関数として設定する。kVA容量は各動作点において移相コンデンサ電圧を静電容量と電流から求め、その電圧に電流を乗じて算出する。そして、それらのうち大きい方の値を目的関数の移相コンデンサkVA容量とする。

更に制約条件を表4に示す。まず、必要な出力が得られることは必須条件であるため、それを制約条件として設定した。具体的に計算を行う際には、式(1)～(4)を用いて必要な出力を得ることができるq軸電流の値を数値的に求める。そして、そのq軸電流と式(1)～(4)等を用いて諸量を計算する。直流電圧の制約条件は上限値として650Vを与える。後述するように電流を最小化するように最適化が行われるため、基本的に直流電圧は制約条件下でなるべく高くなろうとする傾向がある。そのた

表3 目的関数

目的関数	単位
最大電流	A
移相コンデンサkVA容量	kVA

表4 制約条件

制約条件	単位	下限値	上限値
出力限界（高効率回転速度）	kW	220	—
出力限界（最大出力回転速度）	kW	300	—
直流電圧（高効率回転速度）	V	—	650
直流電圧（最大出力回転速度）	V	—	650
交流対地電圧（高効率回転速度）	V	—	1500
交流対地電圧（最大出力回転速度）	V	—	1500
電流ベクトル絶対値	A	ψ_m/L_d	$2\psi_m/L_d$

め、上限値の設定のみで十分であり、下限値は必要無い。交流対地電圧の制約条件については、表1で計算される発電機の対地最高電圧が1500V以下になるように設定する。整流器の対地最高電圧については、直流電圧の制約が満たされれば自動的に満たされるため制約条件として設定する必要は無い。最後に、得られる永久磁石同期機の実現不可能なものにならないようにするために、動作時の電流ベクトル絶対値に制約を与える。表4で下限値として記載したのは磁石の起磁力に対応する電流値の計算式であり、磁石量と相関が強い。この値が電流ベクトルより大きい設計は磁石量が過剰になる可能性が高いため、下限値とした。逆に、電流ベクトルがこの値よりも大きすぎると磁石が減磁する可能性が高まるため、過去の製作実績を参考に、下限値の2倍を上限値とした。

3.3 多目的最適化結果

前述の通り、本最適化問題は多目的最適化問題である。このような最適化問題に適したアルゴリズムとしては遺伝的アルゴリズムが有効であることが知られており、今回は遺伝的アルゴリズムを応用したNSGA-II⁸⁾⁹⁾を使用する。最適化計算のプログラムはPythonを用いた多目的最適化のライブラリであるpymoo⁸⁾を使用して実装した。個体数の最大値を100、計算の世代数については100、500、1000、1500、2000と変化させた場合の結果を図3に示す。

図3では多目的最適化の結果得られた、最大電流と移相コンデンサkVA容量のトレードオフ関係を示すパレート最適解を示している。目的関数はともに最小化を目指すものであるため、左下の個体（解）ほど優れていることになる。パレート最適解により描かれる曲線であるパレートフロントは左下に凸の形状をしており、二つの目的関数を同時に小さくできる左下の解は単目的の最

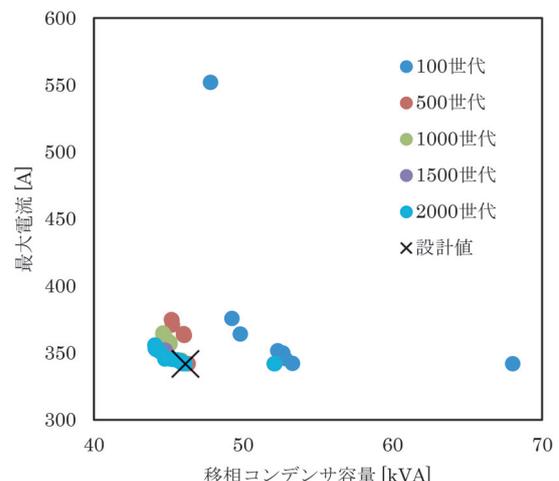


図3 パレート最適解

適化では得られない解である。100 世代では移相コンデンサ kVA 容量が小さくても最大電流が大きいものや、その逆に移相コンデンサ kVA 容量が大きくても最大電流が小さい個体も見られたが、世代が進むにつれて、左下の位置に個体が集中していく傾向が見られた。左下に集中している個体間は設計変数の値も目的関数の値も大きくは違わないため、この中の個体であれば、どの個体であってもある程度満足できる設計となっていると考えられる。そこで、2000 世代における結果のうち、左下に集中している個体の中で、最大電流が最小となる個体の設計を設計値として選択した。設計値を表 5 に示す。表 5 中の設計値は選択した個体の設計変数の値であり、q 軸インダクタンスは d 軸インダクタンスと突極比から計算した値である。

4. 設計した発電システムの動作確認

4.1 解析による確認

前章で得られた設計値で規定される発電システムの動作について確認を行い、設計の妥当性を検証する。

まず、解析式を用いて、設計値に対する各動作点での電流や電圧の値を計算した結果を図 4 に、各回転速度において負荷を変化させた際の電流ベクトルを図 5 に、電流（相電流実効値）、電圧（端子電圧実効値）の変化を

表 5 選択した設計値

項目		単位	設計値
設計変数	永久磁石による磁束	Wb	0.379
	d 軸インダクタンス	mH	0.643
	q 軸インダクタンス	mH	1.474
	突極比	—	2.293
	共振角周波数	rad/s	565.5
目的関数	最大電流	A	341.8
	移相コンデンサ kVA 容量	kVA	46.1

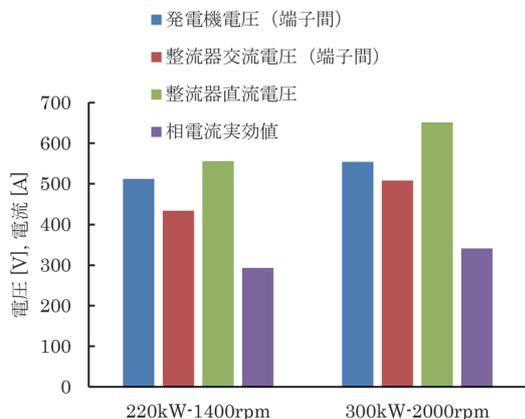


図 4 動作時の電流・電圧

図 6 に示す。

図 4 で確認できる通り、動作時の電流・電圧は共に最大出力の際の方が大きい値である。そのときの電流値は表 5 に示した通り、341.8A であり、直流電圧の値は上限の制約として与えた 650V になっている。発電機電圧は整流器の交流電圧とあまり変わらない値であり、移相コンデンサの kVA 容量低減を目指した結果、移相コンデンサの電圧が小さく抑えられていると考えられる。

次に、図 5 中には電流当たりのトルクが最も大きくなる動作状態である MTPA (Maximum Torque Per Ampere)^{10) 11)} に対応する曲線も記載したが、今回の設計ではどちらの回転速度でも比較的 MTPA に近い動作をしており、電流が少なく効率の高い動作点での動作が期待

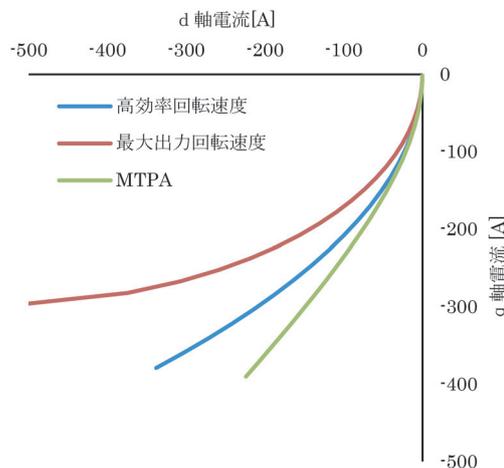


図 5 負荷変化時の電流ベクトル変化

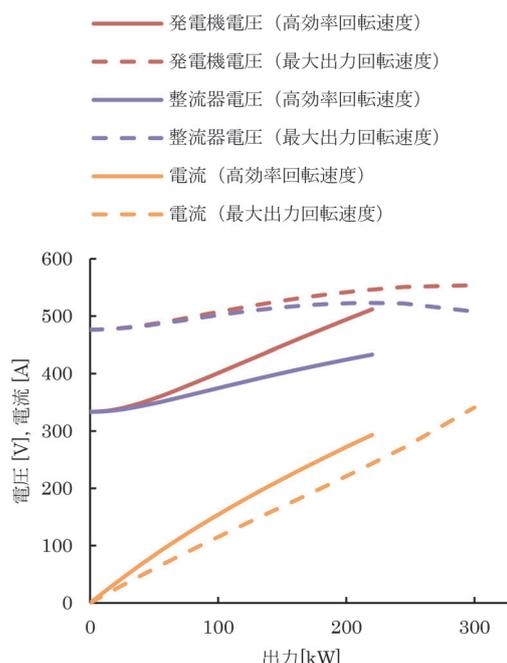


図 6 負荷変化時の電流・電圧変化

できる。ただし、最大出力回転速度についてはこれ以上 q 軸電流が増えない出力限界に近付いていることが分かる。最適化を進めていくと出力限界点が選定される可能性が高くなる一方で、実機の設計においては余裕のある設計とする必要があるため、最適化時の出力に関する制約条件を大きな値にしておく方が良い。

図6の電流電圧の変化では、各回転速度において負荷が増大しても整流器電圧が大きく変化しない傾向が見られるため、通常の直流架線用のインバータ制御方法との組み合わせで問題無く駆動システムを構築できると考えられる。

4.2 シミュレーションによる確認

次に、回路シミュレーションを用いたシミュレーションを行い、整流器も含めた動作の確認を行う。整流器の直流側には直流コンデンサを配置する必要がある。その静電容量設計は発電システムの動作に大きく影響するが、ここでは1mFの直流コンデンサを直列に接続する構成とした。

回路シミュレータはModelica¹²⁾言語を用いたシミュレーション環境であるSystemModeler¹³⁾を使用する。図7にシミュレーションに用いたモデルを示す。

図中でsmpmと書かれているのが埋込磁石同期発電機であり、constantSpeed要素により一定の回転速度で回転する。idealDiode、idealDiode1と書かれているのがダイオードであり、m=3という表記が3相分であることを示している。すなわち、idealDiode、idealDiode1で6個のダイオードを表しており、全波整流器が構成さ

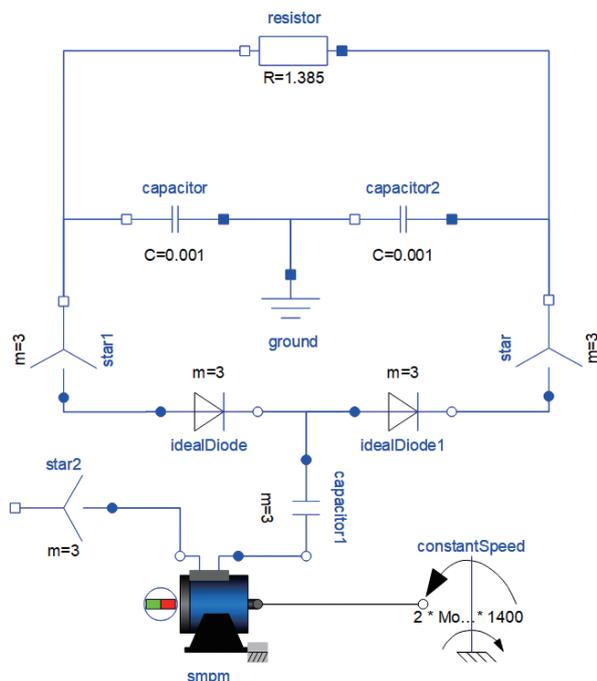


図7 シミュレーションモデル

れている。ダイオードと発電機の上に位置している capacitor1 も m=3 と書かれていて3相分の移相コンデンサを示している。一番上に位置している resistor が負荷抵抗で、その下の capacitor が直流コンデンサである。これらとダイオードの間には star, star1 と書かれている要素があり、このスター結線要素により三相が直流部に接続されている。直流部の中性点は ground 要素に接地されており、そこが電位の基準となる。

以下で示すシミュレーション結果は、動作条件が高効率回転速度における最大出力(1400rpm, 220kW)とエンジン最大出力(2000rpm, 300kW)の2点について実施した結果である。負荷の調整は抵抗値により行った。

高効率回転速度における最大出力(1400rpm, 220kW)における計算結果を図8~図10に示す。シミュレーションは0.2秒間について実施し、いずれの図も最後の0.008秒間についてプロットしている。

図8は永久磁石同期機の電流・電圧である。電流値は概ね三相对称の正弦波状になっているが、電圧値はダイオードの切り替わりのタイミングで急激に変化する。

図9は負荷抵抗の電流電圧であり、全波整流器に特徴的な一周期あたり6回の脈動があるが、電流・電圧ともほぼ一定値となっている。電流の平均値は404A、電圧平均値は542V、発電電力は約220kWであり、解析結果と概ね一致している。

また、図10の通り、永久磁石同期機の端子の電位は600V以下であり、整流器の直流側と共に電圧制限に対して十分に余裕のある値となっている。

次に、エンジン最大出力(2000rpm, 300kW)における計算結果を図11~13に示す。こちらについても、シミュレーションは0.2秒間について実施し、最後の0.008秒間についてプロットしている。

最大出力の場合についても、高効率回転速度の場合と同様に、発電システムは想定通り動作しており、発電機の電流値も解析と概ね一致している。直流部の電流、電圧の平均値は493A、606Vであり、解析に比べて若干電圧が低いながらもほぼ一致している。各部位の対地電圧は余裕を持って制約条件を満たしており、絶縁構成上問題の無い範囲に収まっている。交流側の対地電圧の制約は1500Vとしたが、結果的に対地電圧の観点からは600Vでも問題の無い設計となっている。

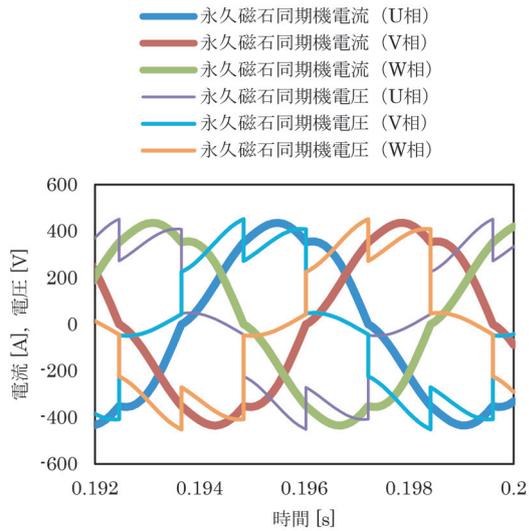


図 8 発電機電流・電圧の計算結果(1400rpm-220kW)

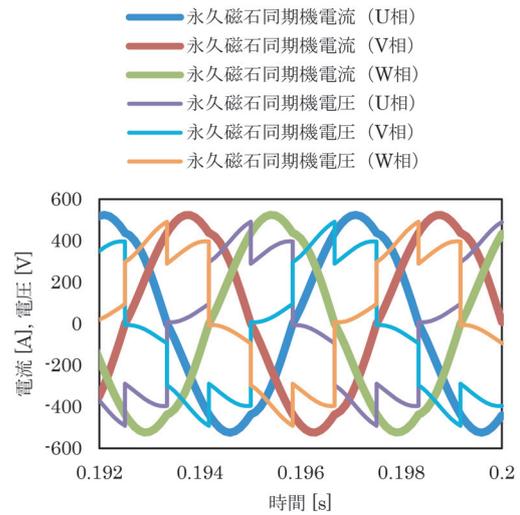


図 11 発電機電流・電圧の計算結果(2000rpm-300kW)

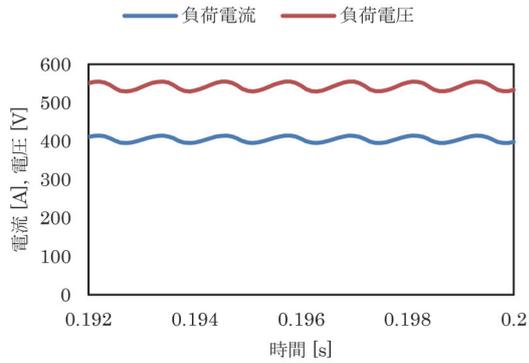


図 9 負荷抵抗電流・電圧の計算結果(1400rpm-220kW)

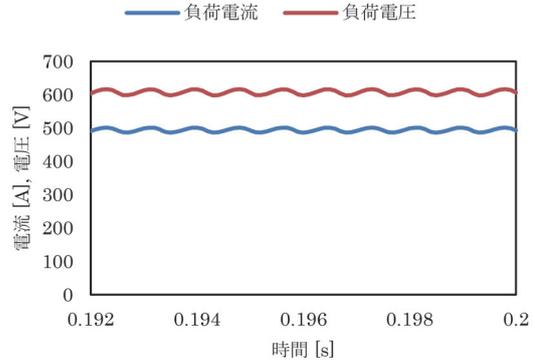


図 12 負荷抵抗電流・電圧の計算結果 (2000rpm-300kW)

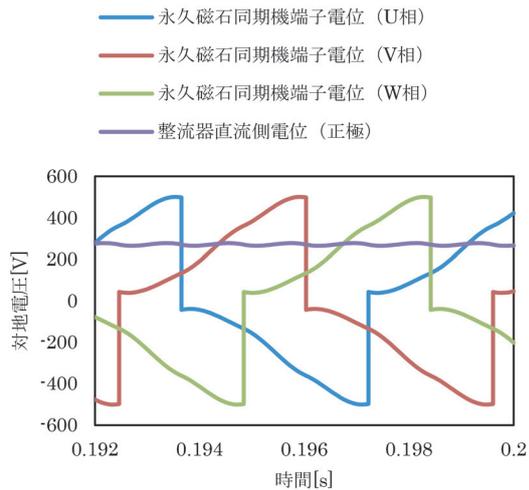


図 10 各部の電位 (1400rpm-220kW)

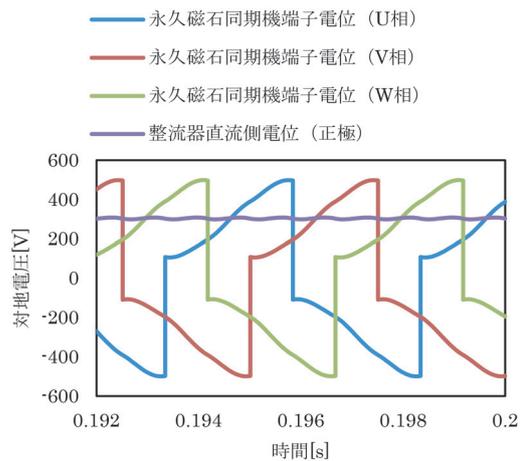


図 13 各部の電位 (2000rpm-300kW)

5. おわりに

本論文では、永久磁石同期機と全波整流器の間に移相コンデンサを挿入した発電システムに関して、永久磁石

同期機の機器定数を設計変数と考え、整流器の電流容量やコンデンサのkVA容量低減を目的として、多目的最適化を行うことで発電システムの設計を行う方法を提案した。電気式ディーゼル車両を想定した設計問題に対し

てその方法を適用した結果、多目的最適化手法を用いることで、整流器の電流容量とコンデンサのkVA容量の双方を同時に低減する機器定数の組み合わせを得ることができた。さらに、その機器定数の永久磁石同期機を用いたシステムについてシミュレーションにより動作確認を行い、設計の前提とした目標出力の確保や対地電圧の制限を実現できることを確認し、提案する設計法の有効性を示した。

なお、本研究では永久磁石同期機の機器定数を設計変数として扱ったが、一般に、機器定数は設計の結果として定まるものであり自由に定められるものではない。また、鉄心の磁気飽和の影響で、動作点により機器定数の値が変動することが知られている。今後は、永久磁石同期機の設計検討を行い、目標とする機器定数やシステム動作を実現できるかどうかを確認していく予定である。

文 献

- 1) 西澤寛, 斎藤慎, 沼崎光浩, 田村圭司: DF200形ディーゼル電気機関車, 鉄道におけるサイバネティクス利用国内シンポジウム論文集, 318, pp.297-301, 1992
- 2) 白木直樹, 加藤洋子, 安井義隆, 金子貴志, 大石享一: キハE200形ディーゼル気動車のハイブリッドシステム, 第17回鉄道技術連合シンポジウム (J-Rail2010), SS4-2, 2010.
- 3) 中村修二: ハイブリッド方式の次期特急車両「HC85系」試験走行車の概要, JREA, Vol.63, No.5, pp.15-18, 2020
- 4) 岸田泰司, 宮部実, 西谷幸祐, 唐澤弘毅, 北村琢也: 電気式内燃動車 (DEC700) の開発, 第58回鉄道サイバネ・シンポジウム論文集, 論文番号 503, 2021
- 5) Minoru Kondo, Comparison of Two Types of DC Power Generation Systems with Permanent Magnet Synchronous Machines and Full-Bridge Rectifiers Using Resonant Circuits, IEEJ Journal of Industry Applications, 2022, Vol.11, No.4, pp.573-581, 2022.
- 6) 近藤稔: 永久磁石同期機と直列共振回路を用いた直流発電システム, 電気学会研究会資料, MD-21-081/RM-21-045/VT-21-006 モータドライブ研究会 / 回転機研究会 / 自動車研究会, pp.33-38, 2021
- 7) 近藤稔: 埋込磁石同期機と直列共振回路を用いた直流発電システムの解析, 電気学会研究会資料, MD-23-076/RM-23-044/VT-23-006 モータドライブ研究会 / 回転機研究会 / 自動車研究会, pp.27-32, 2023
- 8) J. Blank and K. Deb, pymoo: Multi-Objective Optimization in Python, in IEEE Access, vol.8, pp.89497-89509, 2020.
- 9) K. Deb, A. Pratap, S. Agarwal, and T. Meyarivan. A fast and elitist multiobjective genetic algorithm: nsga-II. Trans. Evol. Comp, 6(2): 182-197, April 2002. doi:10.1109/4235.996017., (2019)
- 10) S. Morimoto, Y. Takeda, T. Hirasa, K. Taniguchi: Expansion of Operating Limits for Permanent Magnet Motor by Current Vector Control Considering Inverter Capacity, IEEE Transactions of Industry Applications, Vol.26, No.5, pp.866-871, 1990.
- 11) T.M. Jahns, G.B. Kliman, T.W. Neumann: Interior Permanent-Magnet Synchronous Motors for Adjustable-Speed Drives, IEEE Transactions of Industry Applications, Vol.IA-22, No.4, pp.738-747, 1986.
- 12) Modelica: <https://modelica.org> (参照日: 2024年4月30日)
- 13) WOLFRAM SYSTEM MODELER: <https://www.wolfram.com/system-modeler> (参照日: 2024年4月30日)

鉄道の曲線区間におけるきしり音・高周波音の発生条件

末木 健之* 清水 康博* 新田 琢磨** 高井 健太郎**

Study on the Occurrence Conditions of Squeal Noise and High frequency Noise in a Railway Curved Section

Takeshi SUEKI Yasuhiro SHIMIZU Takuma NITTA Kentarou TAKAI

When a train passes through a curved track, squeal noise (below 10 kHz) and high frequency noise (above 10 kHz) are often observed. Measurements of these noises were carried out on commercial lines to understand the generation of the noises. It is found that these noises vary from wheel to wheel, having large dispersion. The analysis results showed that these noises are prominent when the outer wheel flanges contact the outer rail at specific passing velocities. In contrast to that, these noises become lower when a train is running at balancing speed in curves.

キーワード：鉄道騒音，曲線部騒音，きしり音，高周波音，フランジ接

1. はじめに

鉄道車両が曲線区間を通過する際に、車輪・レールから高い周波数の騒音が発生することがある。在来線であれば、直線区間における転動音は主に500~2kHz程度¹⁾の範囲で比較的広帯域な成分となることに対し、曲線区間においてはそれ以上の周波数で純音に近い成分が観測される。これは、一般的にはきしり音として認知されている(きしみ音と表記される場合もあるが、本報告ではきしり音とする)。また、場合によっては10kHzを超える非常に高い周波数(以下、高周波音と表記する)が観測される場合もある。

これらは沿線騒音の評価値に影響を及ぼす場合があるほか、住民からの苦情の原因となりうる。曲線区間での騒音に関する研究例は多く存在している^{2) 3) 4)}ものの、その発生条件について研究された例は少ない。

本報告では、曲線通過時に発生するきしり音と高周波音について、営業線(在来線および新幹線)における発生状況を実測により調査するとともに、その発生条件について検討を行った。

2. きしり音と高周波音の区分けについて

直線区間では発生せず、曲線区間のみにおいて発生するきしり音や高周波音は、車輪とレールの複雑な接触によって生じる。本報告では、卓越周波数に応じてきしり音と高周波音を次のように分類した。発生頻度や発生傾向は異なるが、第3章や第4章で述べるようにどちら

も在来線と新幹線両方で発生する。なお、これらについては厳密に区分けできるものではなく、混在することも考えられる。

・きしり音(踏面きしり音)

車両が曲線を通過する際に生じる卓越周波数2k~10kHz程度の騒音である。きしり音は曲線通過時に車輪踏面とレールが相対的に滑ることで発生すると考えられており、主に曲線内軌側で顕著に発生する⁵⁾。

・高周波音(フランジきしり音)

車両が比較的緩い曲線を通過する際に発生する、卓越周波数10kHz程度以上の騒音である。高周波音は曲線通過時に車輪フランジがレールに接触することで発生すると考えられており、主に曲線外軌側で卓越する傾向にある⁶⁾。

3. 在来線におけるきしり音・高周波音の発生状況

3.1 測定の概要

本報告で対象とした在来線での騒音等の測定点の概要を図1に示す。本測定点は半径404m、カント98mm、スラック0mmの曲線である。軌道条件はバラスト軌道、50kgNレール、PCまくらぎ、軌道パッドあり(公称値110MN/m)である。当該曲線の均衡速度は68.7km/hである。

測定に際しては、無指向性マイクロホンを入軌側と外軌側の両方に軌道を挟んで概ね対称となるように設置した。設置高さは車軸が見通せる高さ程度とし、外軌側がレールレベル(以下、R.L.)+450mm、内軌側がR.L.-130mmである。以下、これらのマイクロホンで測定した騒音を「近傍音」と表記する。また、レーザー変位

* 環境工学研究部 騒音解析研究室

** 西日本旅客鉄道株式会社

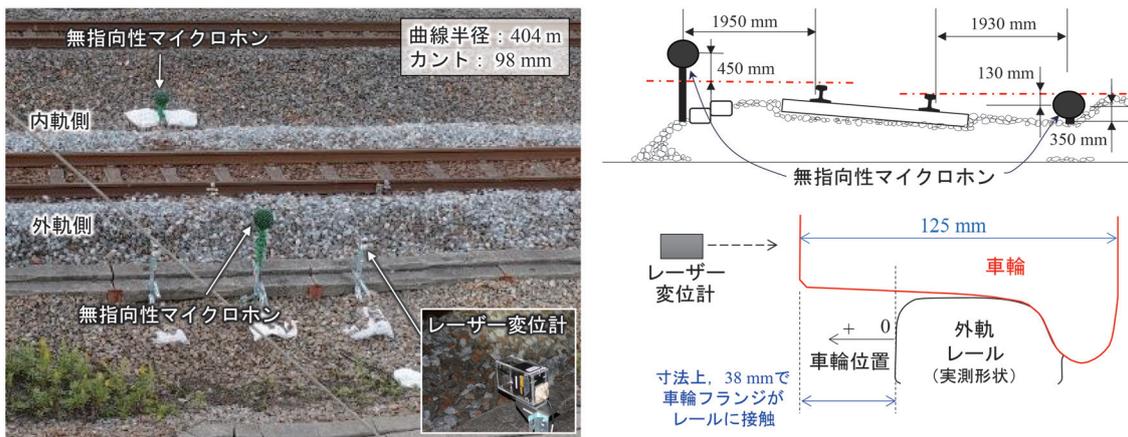


図1 在来線における騒音等測定点

計を設置し、列車通過時の車輪のまくらぎ方向の変位を測定した。

本試験で測定対象とした列車は通勤形電車4形式であり、4, 6, 7, 8両編成が存在する。測定区間は駅から約100mに位置しており、駅に停車後に測定区間を加速しながら通過する列車（均衡速度以下で通過）と、駅を通過した後はほぼ一定速度で測定区間を通過する列車（概ね均衡速度以上で通過）が存在する。以下では、それぞれを停車列車と通過列車と称する。

なお、本章の測定データは、全て晴れまたは曇り時に測定した結果であり、レール表面は乾燥状態である。

3.2 列車通過時の騒音（代表例）

図2および図3に、停車列車と通過列車それぞれ1列車の近傍音のスペクトログラムを示す。図中下部の黒線は列車が測定点を通過中の範囲を示している。これらの図では、外軌側近傍マイクロホンで測定した音圧データから得られた各車輪通過時の周波数分析結果のオーバーオール値を、全列車の全車輪について算術平均した値を0dBとした。

3.2.1 停車列車の結果

図2は、4形式のうち1形式8両編成が停車列車として通過した際の結果であり、通過速度は先頭が40km/hで最後尾が60km/h（平均速度51km/h）である。全車両が均衡速度以下で通過する。

図2では、列車通過中は内軌側、外軌側ともに1kHz以下の成分の音圧レベルが高い。これは転動音に対応する成分である。また、5秒付近および8秒付近では6k~9kHz、9秒付近から13秒付近にかけては19kHz付近の音圧レベルが高い。これらは車輪が通過するタイミングであり、それぞれきしり音、高周波音に対応する。19kHzの成分で周波数が右下がりとなっているのは、ドップラー効果の影響である。

これらの成分を内軌側と外軌側で比較すると、きしり音は内軌側で大きく、高周波音は外軌側で大きい傾向にある。ただし、10秒から13秒については約5kHzから15kHzの音圧レベルは外軌側の方が大きい傾向にあり、きしり音および高周波音の発生傾向が他の位置とはやや異なる。

また、13秒付近から列車通過後にかけて、車輪通過時に比べると値は小さいが、16kHz付近の音圧レベルが継続的に高い。これは車輪通過後にレールが音源となって放射された高周波音であると考えられる。

3.2.2 通過列車の結果

図3は停車列車と同形式の8両編成が、通過列車として測定点を通過した際の測定結果である。通過時の列車速度は76km/hである。駅を通過する列車であるため、全車両ほぼ一定の速度であり、均衡速度以上である。

図3より、通過列車では1kHz以下の成分が停車列車に比べて顕著である。内軌側と外軌側で比較すると、1kHz以下の周波数域は外軌側でより大きい傾向にある。きしり音は6秒付近（4kHz以上）と8秒付近（8kHz付近）で発生している。

18kHz付近の高周波音は、発生源と考えられる車輪通過に対応して6秒付近で顕著になる。周波数が右下がりとなっているのは、ドップラー効果の影響である。当該車輪通過後の値は小さくなるものの、列車通過中は音圧レベルがやや高い状態が継続している。これは、停車列車と同様に、レールが音源となって放射された高周波音である。また、6秒付近に発生したきしり音、高周波音のうち、13kHz以下の周波数域では内軌側の方が大きい傾向にある。

3.3 在来線における発生状況

前節の結果より、同一列車内であっても位置によりきしり音や高周波音の発生状況が異なることは明らかであ

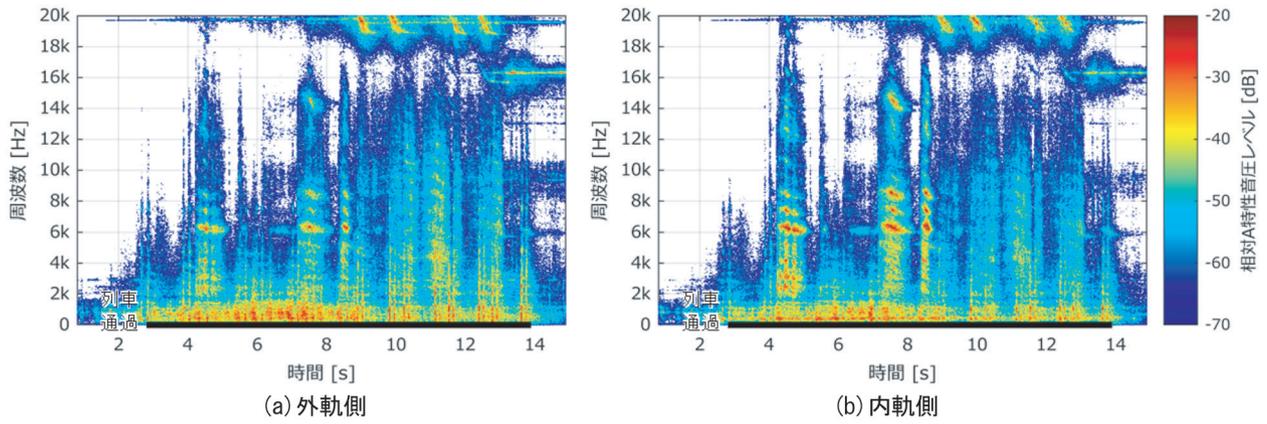


図2 近傍音の周波数分析結果（停車列車，8両編成，40～60km/h）

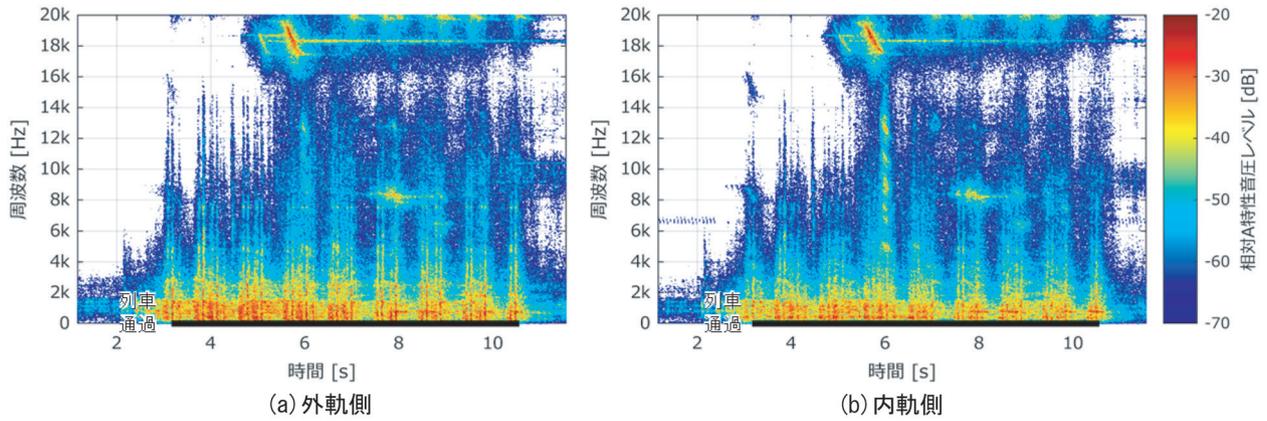


図3 近傍音の周波数分析結果（通過列車，8両編成，76km/h）

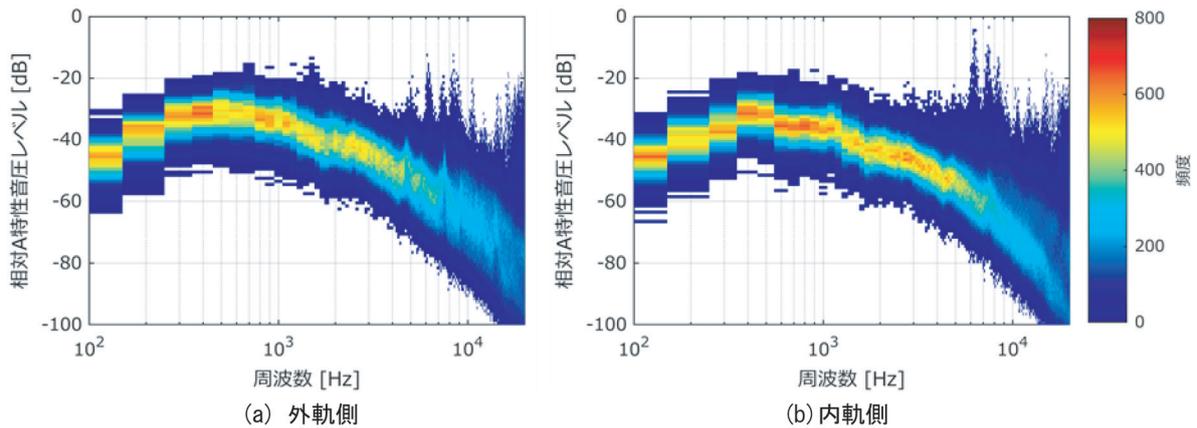


図4 近傍音の周波数分布のヒストグラム（30km/h～90km/h）

る。他の列車の測定結果も含めるとばらつきが大きく、単純な平均処理等では傾向を掴むことが困難と考えられる。そこで、本節では、ヒストグラムによる測定データの分布の確認と、きしり音や高周波音の発生状況を表すと考えられる上位データ（本報告では上位10%）を使用して発生状況を検討する。

図4に、測定した全列車の各車輪通過時の近傍音の周

波数スペクトルの2次元ヒストグラムを示す。全140列車・3332車軸の測定結果である。図4より、内軌側、外軌側ともに約4kHz以下の周波数では、最頻値が概ね中央値付近にあり、頻度自体も高い。これは、当該周波数域において通過車軸ごとの音圧レベルのばらつきが比較的少ないことを意味している。これに対し、4kHz以上の場合、レベルの分布の幅が広がり、最頻値が分布の

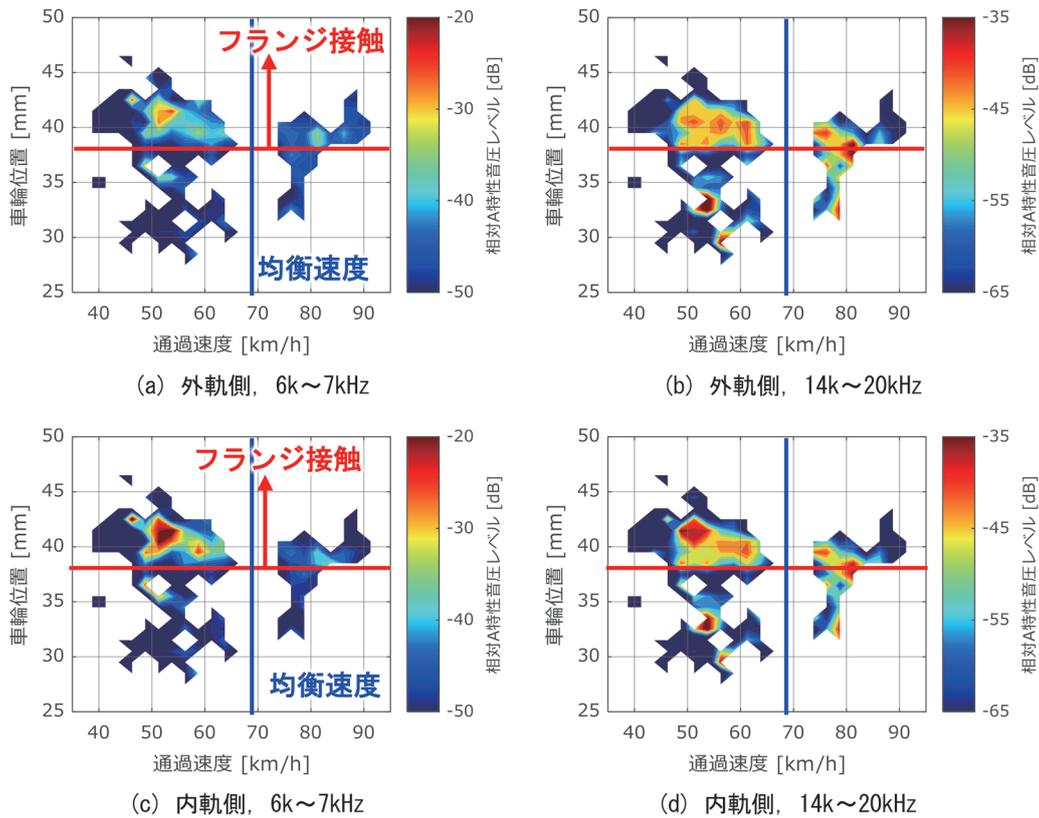


図5 車輪位置および通過速度ごとの前軸車輪の音圧分布

下側に偏る。また、最頻値となる時の頻度は4kHz以下と比べて低くなる。これは、きしり音や高周波音が一部の車輪でのみ発生し、著大な音圧レベルが計測されること、またそのときの卓越周波数での音圧レベルのばらつきが大きいことを示している。

図5に、レーザー変位計で測定した前軸外軌側車輪の車輪位置（図1に示すようにレール頭部側面を基準とした車輪リム部側面までのまくらぎ方向の距離）および車軸通過速度の両者をパラメータとして、きしり音および高周波音に対応する周波数領域の音圧レベル（上位10%）をプロットした結果を示す。なお、図5中の白い領域についてはデータが無いことを示している。図5では、主にきしり音である6k~7kHzの成分と、主に高周波音である14k~20kHzの成分について記載した。

図5より、きしり音である6k~7kHzの成分については、外軌側の車輪フランジがレールに接触（車輪位置：約38mm以上）し、通過速度が均衡速度よりやや低い52km/h付近で顕著に増大する。また、内軌側の方が外軌側よりも音圧レベルが高く、外軌側でフランジ接触した影響が内軌側にも現れている。一方で、その速度帯以外では、外軌側の車輪フランジがレールに接触する場合であっても6k~7kHzの成分は小さい。外軌側の車輪フランジがレールに接触しない場合は、どの通過速度であっても6k~7kHzの成分は概ね小さい。

高周波音である14k~20kHzの成分については、外軌側の車輪フランジがレールに接触する場合、50km/hを超えると音圧レベルが増大する。ただし、均衡速度付近では音圧レベルがやや低下する傾向にある。均衡速度を超えた場合であっても高周波音が発生する点が、きしり音と異なる点である。高周波音が発生する場合の内軌側と外軌側の音圧レベルを比較すると、速度によって大小関係が異なる。

4. 新幹線におけるきしり音・高周波音の発生状況

4.1 測定の概要

本報告で対象とした新幹線での騒音等の測定点の概要を図6に示す。この曲線は、半径3500m、カント180mm、スラック0mmの高架区間である。軌道条件は、スラブ軌道、60kgレール、軌道パッドあり（公称値60MN/m）である。当該曲線の均衡速度は236km/hである。

測定試験に際しては、無指向性マイクロホンを内軌側と外軌側の両方に設置した。設置高さは外軌側がR.L.-180mm、内軌側がR.L.+455mmである。新幹線においても図1の在来線の位置と同じ考えで軌道を挟んで対称にマイクロホンを設置するべきであるが、設置上の

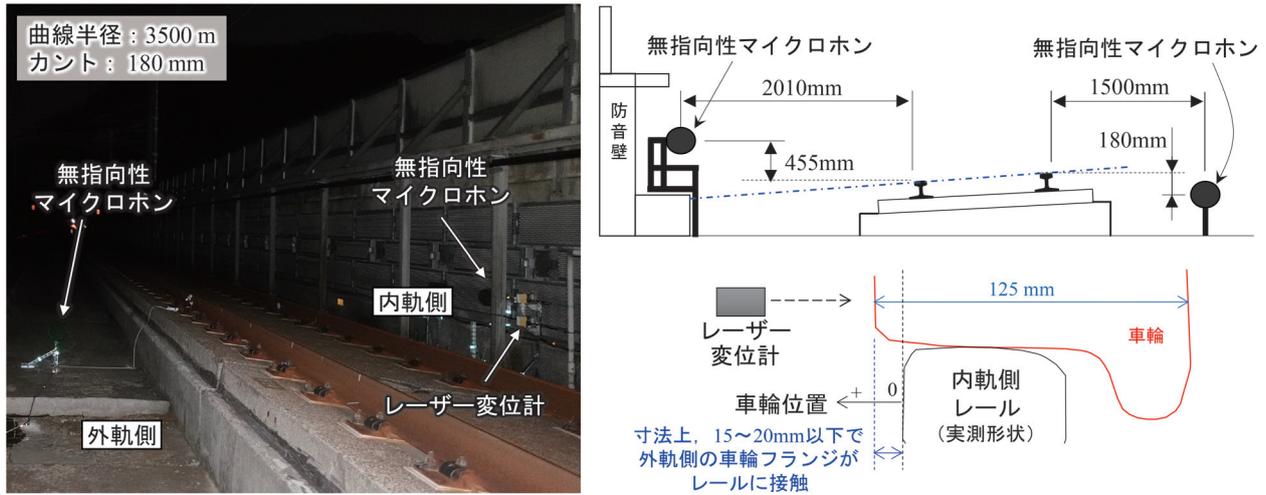


図6 新幹線における騒音等測定点

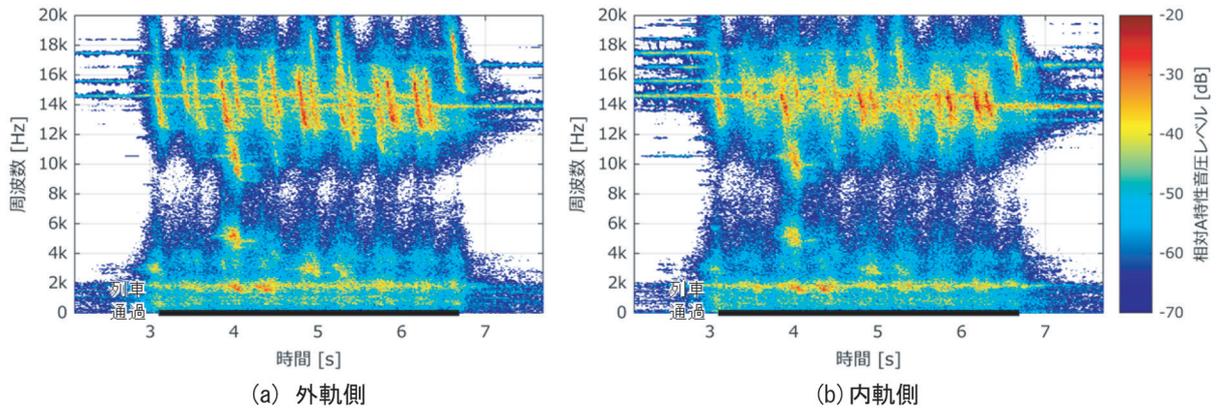


図7 近傍音の周波数分析結果（低速列車，8両編成，195km/h）

都合によりこの位置とした。また，新幹線における測定においてもレーザー変位計を設置し，列車通過時の車輪のまくらぎ方向の変位を測定した。

本試験では新幹線電車5形式を測定対象とした。うち3形式は8両編成，2形式は16両編成である。測定点を走行する列車は，列車種別等の違いにより通過速度に差異がある。本試験では，均衡速度以上で通過する列車を高速列車（通過速度：240～256km/h），それ以下の列車を低速列車（通過速度：154～221km/h）とする。

なお，本章の測定データも，全て晴れまたは曇り時に測定した結果であり，レール表面は乾燥状態である。

4.2 列車通過時の騒音（代表例）

図7および図8に，低速列車と高速列車それぞれ1列車の近傍音のスペクトログラムを示す。図中下部の黒線は列車が測定点を通過中の範囲を示している。これらの図では，外軌側近傍マイクロホンで測定した音圧データから得られた各車輪通過時の周波数分析結果のオーバーオール値を，全列車の全車輪について算術平均した

値を0dBとした。

4.2.1 低速列車の結果

図7は，8両編成，速度195km/hの低速列車の結果である。図7より，列車通過中において，4kHz以下および12k～17kHzの範囲の成分の音圧レベルが高い。4kHz以下の成分は，転動音や空力音で構成される。4kHz以下の成分のうち，2kHz付近のレベルがやや高い。これは，別途行った測定によりレール削正痕（波長約30mm，195km/hで1.8kHzに対応）が存在することが判明しており，2kHz付近は主に削正痕に起因した転動音であると考えられる。ただし，4秒付近では他の時間に比べてやや音圧レベルが高く，同時に5kHz付近，10kHz付近の音圧レベルも高い。これは，転動音以外にきしり音も発生していると考えられる。車輪凹凸が一樣である場合，転動音は概ね一定になると考えられるが，車輪通過に対応して音圧レベルが増加する事例が他にも多数確認された。

12k～17kHzの成分については，高周波音である。周波数が右下がりとなっているのは，ドップラー効果の影

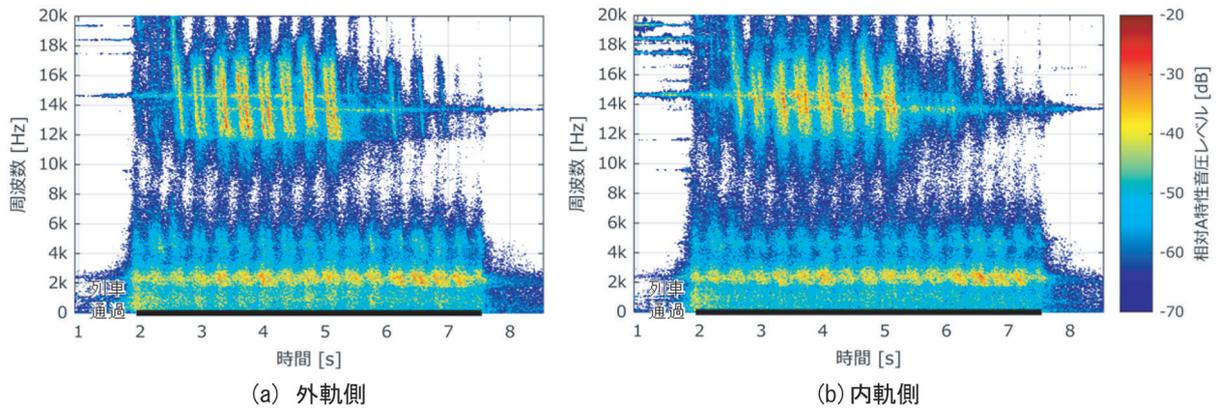


図8 近傍音の周波数分析結果（高速列車，16両編成，255km/h）

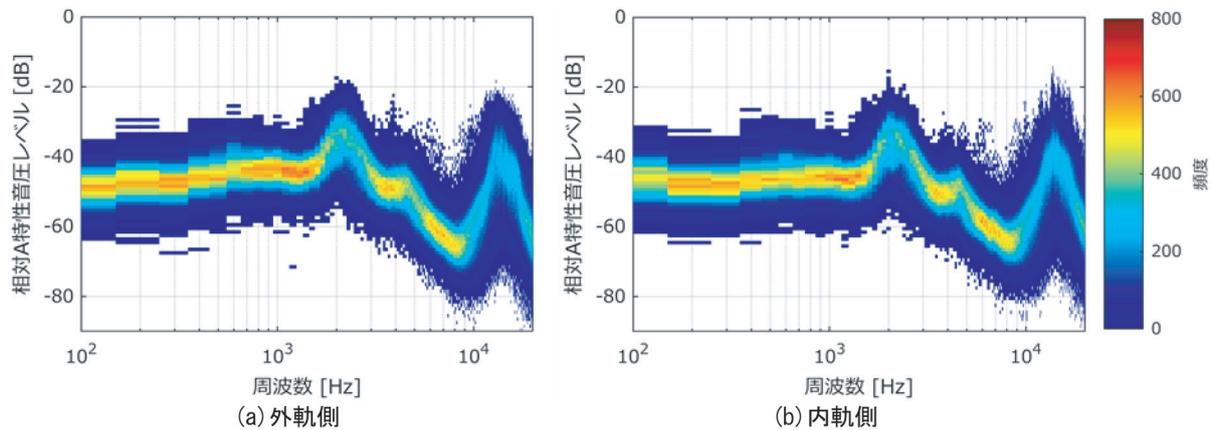


図9 近傍音の周波数分布のヒストグラム（154km/h～256km/h）

響である。音源と考えられる車輪通過前後においてレベルが高い領域が存在するが、これは在来線の結果と同様にレールが音源となっていると考えられる。

内軌側と外軌側で観測される騒音の差については、4.1節で述べたようにマイクロホン設置位置が対称ではないため直接的な比較はできない。ただし、過去の研究結果では、高周波音は外軌側で卓越する結果が得られている⁶⁾ことから、今回の場所においても外軌側が卓越していた可能性は高い。

4.2.2 高速列車の結果

図8は、16両編成、速度255km/hの高速列車の結果である。

図8より、列車通過中に概ね4kHz以下の成分の音圧レベルが高く、特に2.5kHz付近で顕著である。削正痕は250km/hで約2.4kHzに対応することから、この主成分は削正痕に起因した転動音である。

高周波音は編成の途中で観測され、先頭や後尾側ではほぼ発生しないことが確認できる。発生する高周波音の卓越周波数はほぼ14kHz付近である。周波数が右下がりとなっているのは、低速列車と同様にドップラー効果の影響である。また、高周波音が発生している台車ごと

の発生状況のばらつきは、低速列車と比較すると小さい。

4.3 新幹線における発生状況

新幹線においても、きしり音や高周波音の発生状況は同一列車内であっても位置によって異なり、他の列車の測定結果も含めるとばらつきが大きく単純な平均処理等では傾向を掴むことが困難と考えられる。そこで、3.3節と同様に、本節においてもヒストグラムによる測定データの分布の確認と、きしり音や高周波音の発生状況を表すと考えられる上位データ（本報告では上位10%）を使用して発生状況を検討する。

図9に、測定した全列車の各車輪通過時の近傍音の周波数スペクトルの2次元ヒストグラムを示す。全119列車・5435車軸の測定結果である。図9より、2kHz、4.5kHz付近、および10kHz以上を除き、最頻値が概ね中央値付近にあり、かつ最頻値となる時の頻度が高い傾向にあることから、これらの周波数領域では列車ごとのばらつきが小さいと考えられる。2kHz付近については削正痕に起因する転動音の周波数が速度に依存して変化するため、4.5kHz付近については発生状況にばらつきがあるきしり音の影響により、最頻値となる時の頻度が

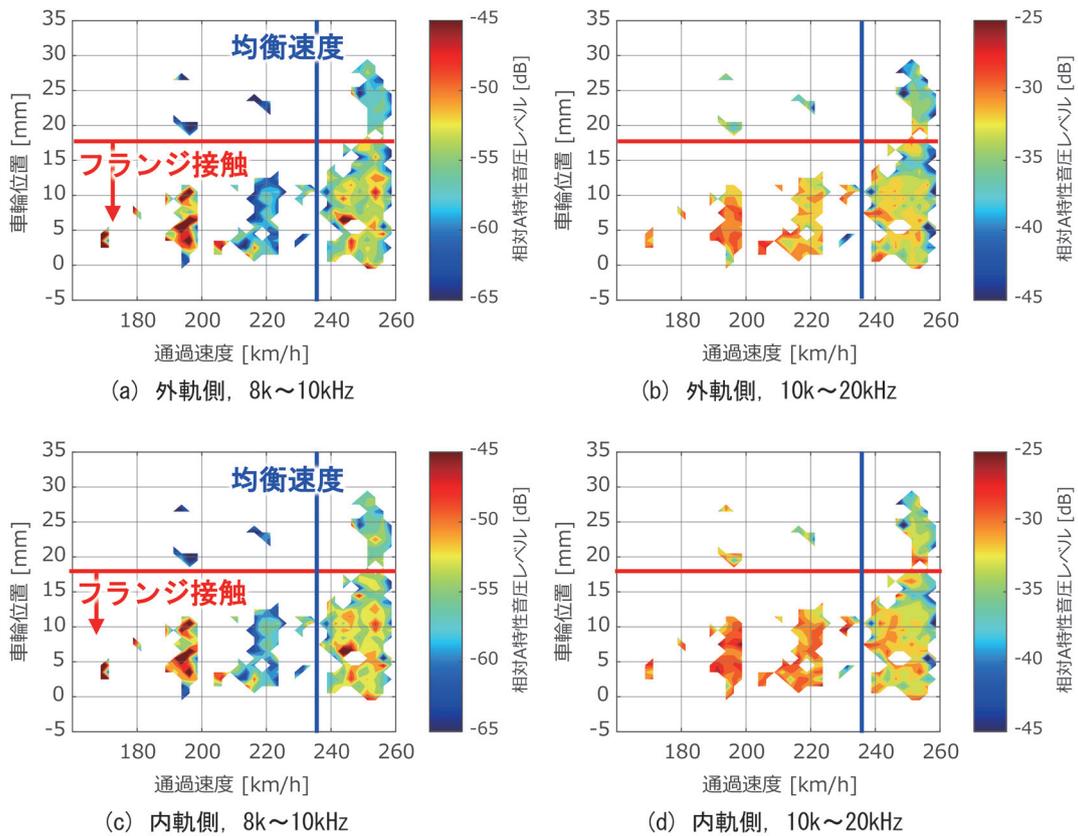


図 10 車輪位置および通過速度ごとの前軸車輪の音圧分布

低くなったと考えられる。また、10kHz 以上はレベル分布の幅が大きく、かつ最頻値となる時の頻度が低い傾向にある。これは高周波音の発生状況が台車ごとにばらつくことに起因すると考えられる。一方で、最頻値が分布の比較的上側に位置していることから、通過した多くの列車で高周波音が発生したと考えられる。

図 10 に、レーザー変位計で測定した前軸内軌側車輪の車輪位置（図 6 に示すようにレール頭部側面を基準とした車輪リム部側面までのまくらぎ方向の距離）、および車軸通過速度の両者をパラメータとして、きしり音および高周波音に対応する周波数領域の音圧レベル（上位 10%）をプロットした結果を示す。なお、図 10 中の白い領域についてはデータが無いことを示している。図 10 では、主にきしり音である 8k~10kHz の成分と、主に高周波音である 10k~20kHz の成分について記載した。

新幹線においてはレーザー変位計を曲線の内軌側に設置したため、フランジ接触の条件が在来線の結果（図 5）と逆転する。ここで、図 10 では、均衡速度以下では多くの前軸外軌側車輪のフランジがレールに接触すると推定（車輪位置：15~20mm 以下）されるのに対し、均衡速度以上では接触が発生しないと推定される場合があることが特徴である。

図 10 より、きしり音である 8k~10kHz の成分について

では、外軌側車輪のフランジがレールに接触すると推定され、通過速度が均衡速度より低い 195km/h 付近で顕著に増大する。一方で、220km/h 付近から均衡速度付近では、8k~10kHz の成分が小さい。均衡速度を超えると 8k~10kHz の成分は再度増大するが、195km/h 付近よりは音圧レベルが小さい。また、外軌側車輪のフランジがレールに接触しないと推定される場合は、どの通過速度であっても 8k~10kHz の成分は概ね小さい。

高周波音である 10k~20kHz の成分については、外軌側車輪のフランジがレールに接触すると推定され、均衡速度より通過速度が低い場合に音圧レベルが大きい。一方で、均衡速度を超えると音圧レベルは均衡速度以下の時よりもやや低減する。また、外軌側車輪のフランジがレールに接触しないと推定される場合、高周波音は低い傾向にある。図 7 や図 8 において示したように、低速列車ではほぼ全ての台車で高周波音が観測されたのに対し、高速列車では高周波音が発生しない台車が存在したのは、列車速度が均衡速度を超えるとフランジ接触しない場合があるためと考えられる。

5. きしり音・高周波音の発生条件

第 3 章と第 4 章の結果を踏まえると、きしり音や高

周波音の発生条件は、在来線・新幹線に関係なく、以下の傾向にあると考えられる。

- ・きしり音は、列車が曲線における均衡速度よりやや低い速度で走行し、かつ、外軌側車輪のフランジがレールに接触する場合に特に発生しやすい。内軌側、外軌側両方で観測されるが、内軌側の方が卓越する。なお、今回測定を行った曲線区間においてきしり音が特に発生しやすい速度（在来線：52km/h 付近、新幹線：195km/h 付近）について、在来線、新幹線のそれぞれの曲線条件から超過遠心加速度を算出すると、両者ともに -0.39m/s^2 程度である。
- ・高周波音は、外軌側車輪のフランジがレールに接触する場合に、内軌側、外軌側両方で観測される。
- ・列車通過速度が均衡速度付近である場合や、外軌側車輪のフランジがレールに接触しない場合には、きしり音、高周波音ともにあまり発生しない。

6. まとめ

列車が曲線区間を通過する際に発生するきしり音および高周波音に関し、在来線および新幹線における発生状況を調査し、その特徴を整理した。また、得られた特徴から、きしり音や高周波音の発生条件を提示した。

本報告で述べた発生条件は、2箇所での測定結果から推定した結果であり、あらゆる曲線で同様の結果が得られ

るかについてはサンプル数を増やして検証する必要がある。また、この発生条件におけるメカニズムの解明も進める必要がある。今後、これらに取り組む予定である。

文 献

- 1) 北川敏樹：鉄道騒音の特性と防止策，日本音響学会誌，Vol.64, No.10, pp.629-634, 2008
- 2) A.D. Monk-Steel, et al.: An investigation into the influence of longitudinal creepage on railway squeal noise due to lateral creepage, Journal of Sound and Vibration, Vol. 293, pp.766-776, 2006.
- 3) F.G. de Beer, et al.: Squeal noise of rail-bound vehicles influenced by lateral contact position, Journal of Sound and Vibration, Vol.267, pp.497-507, 2003.
- 4) P. J. Remington: Wheel/rail squeal and impact noise: What do we know? What don't we know? Where do we go from here?, Journal of Sound and Vibration, Vol. 116, No.2, pp.339-353, 1987.
- 5) 末木健之，川口二俊，清水康博，北川敏樹，金元啓幸，葛田理仁：台上試験と実車走行試験によるきしり音の特性評価，鉄道総研報告，Vol.36, No.9, pp.25~32, 2022
- 6) 川口二俊，末木健之，北川敏樹：高速鉄道の曲線区間で発生する高周波音の音源別寄与度評価，鉄道総研報告，Vol.34, No.3, pp.41-46, 2020

鉄道橋りょう・高架橋の等価 1 自由度モデルを用いた非線形動的解析時の骨格曲線の改良

名波 健吾* 坂井 公俊*

Improvement of Skeleton Curves for Nonlinear Dynamic Analysis
Employing Single Degree of Freedom Model of Railway Bridges and Viaducts

Kengo NANAMI Kimitoshi SAKAI

A dynamic analysis employing the nonlinear single degree of freedom (SDOF) model is generally used to carry out the seismic design of railway bridges and viaducts. Although structures are represented with bi-linear type skeleton curve in the model, it does not necessarily reproduce the nonlinear behavior of the structure obtained from the pushover analysis. Especially, the response values calculated by the method are largely different from those obtained from the precise model for small and medium earthquakes. In this study, a new skeleton curve employing the ellipse function was proposed to improve the precision of dynamic response in regions at around yielding. It was confirmed that the non-linear response estimated by the SDOF model with proposed curve showed good agreement with that from precise dynamic analysis.

キーワード：中小規模地震，等価 1 自由度モデル，非線形応答，バイリニア型，荷重—変位関係

1. はじめに

鉄道構造物の耐震設計¹⁾では，設計地震動に対して構造物の地震応答値を算定し，この結果から要求性能を満足することを照査している。構造物の地震応答値を算出する際には，詳細な解析モデルを用いて動的解析を実施する方法が考えられるが，簡略化したモデルを用いても地震時挙動を適切に評価できる場合には等価 1 自由度モデルに置換して応答値を算出することができる。この時の等価 1 自由度モデルに付与する骨格曲線は，構造物のプッシュオーバー解析から得られる荷重—変位関係に適合するように設定することが一般的である。

等価 1 自由度モデルに与える骨格曲線としては一般にバイリニア型が用いられている。この方法では骨格の折れ点を 1 つ設定する必要があるが，プッシュオーバー解析の荷重—変位関係から得られる降伏点を折れ点とする方法が以前から用いられていた^{例え 2)}。この方法は折れ点の設定根拠が明確であり，荷重—変位関係の折れ点が明瞭な構造物については，応答値を簡易かつ適切に算出できることが確認されている。

しかしながら，地盤ばね，杭部材等も含めて徐々に非線形化が進むような構造物については，プッシュオーバー解析による荷重—変位関係が曲線形状となるケースもある。この場合，荷重—変位関係には明瞭な折れ曲がり点が見られず，初期降伏点を折れ点とするバイリニア型の骨格曲線とは乖離する傾向にあるため，応答値を適

切に評価できない可能性がある。この問題を解消するために，室野・佐藤³⁾は構造物全体系の折れ曲がり点と第 2 勾配比を荷重—変位関係に適合するように設定することを提案している（図 1）。これを取り入れることにより，骨格曲線の折れ点が初期降伏点と一致しないものの，明確な折れ曲がり点が見られない構造物についても，プッシュオーバー解析から得られた荷重—変位関係を適切に表現できる。そのため，大規模地震発生時などを対象とした場合の地震応答値の簡易算定手法として有効な手法であり，鉄道構造物等設計標準・同解説（耐震設計）¹⁾においても用いられている。

一方で，図 1 の手法でも降伏点前後では骨格曲線とプッシュオーバー解析から得られた荷重—変位関係の間に若干の差異が生じている。近年，2018 年の大阪府北

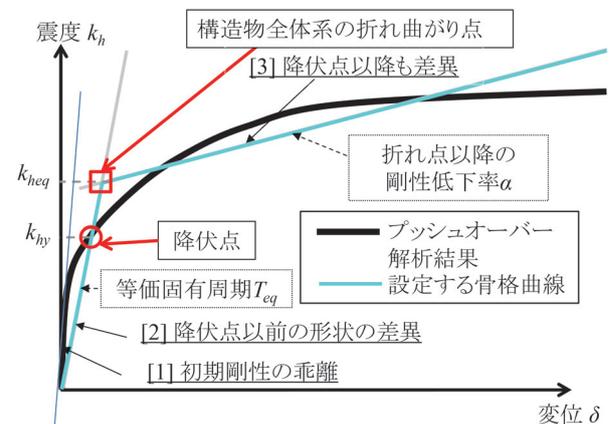


図 1 従来法（バイリニア型）の骨格曲線設定方法

* 鉄道地震工学研究センター 地震応答制御研究室

部地震や2021年と2022年の福島県沖の地震に代表されるように、鉄道構造物の応答が降伏点付近となる中規模程度の地震が一定の頻度で発生している。鉄道の早期復旧という観点からは、このような地震に対する構造物の応答値や損傷発生の有無についても簡易かつ適切に評価可能な手法が望まれる。また、中規模地震の影響も考慮した復旧性照査に関する検討⁴⁾も行っているが、この場合にも構造物の損傷発生前後の挙動を適切に評価することが重要となる。

以上を踏まえ著者らは、構造物の荷重—変位関係により適合する等価1自由度モデルの骨格曲線の設定方法に関する検討を行っている⁵⁾。本稿では、新たな骨格曲線の設定方法を示すとともに、等価1自由度モデルを用いた非線形動的解析による、提案手法の有効性や従来のバイリニアモデルとの相違点等について紹介する。

2. 荷重—変位関係により適合する骨格曲線の設定方法の提案

ここではまず、従来のバイリニア型の骨格曲線の設定方法²⁾を整理するとともに、提案手法について説明する。

2.1 従来法の概要

従来法では、構造物の等価1自由度モデルの応答解析を実施する際、骨格曲線にはバイリニア型を用いる。前章で述べたように、この方法は大規模地震発生時などを対象とした場合の地震応答値の簡易算定手法としては有効であるものの、中小規模地震時も含めた損傷程度の把握を目的としたときには、プッシュオーバー解析の結果と比較して以下の3つの点で乖離が見られる場合がある。

- (1) 第1勾配区間を原点と初期降伏点を結ぶ直線で表現するため、構造物全体系の弾性周期に対して、初期剛性をより小さな値で表現する。その結果、微小な地震動が作用した場合の地震応答の再現性が低くなる(図1中の[1])。
- (2) 同じく第1勾配区間が直線で表現されるため、降伏点に至るまでの区間の荷重—変位関係の詳細な変化を考慮できない。その結果、中小規模の地震動が作用した場合の地震応答の再現性が低くなる可能性がある(図1中の[2])。
- (3) 降伏点以降については、荷重—変位関係のある程度の再現性が担保されているものの、より適合度を高める余地は残されている。つまり、大規模地震時の地震応答についても再現性を向上できる可能性がある(図1中の[3])。

なお、従来法の履歴曲線はCloughモデル⁶⁾($\beta=0.2$)とする。

2.2 提案法の概要

中小規模の地震についても適切な地震応答値を算出するために、2.1節で述べた3点を改善可能な骨格曲線の設定方法を提案する。提案法の等価1自由度モデルでは、2つのばね(図2のばね1、ばね2)を組み合わせて用いることにより、構造物全体系の荷重—変位関係をより適切に表現することを目指す。

具体的には、ばね1をトリリニア型とすることで、降伏点以降の荷重—変位関係の適合度を向上させる。ばね2を楕円形状の関数で表現することで、降伏点以前の荷重—変位関係の適合度を向上させる。両者を組み合わせることで、初期剛性～強非線形領域において、従来のバイリニア型よりも荷重—変位関係により適合させた上での地震時挙動評価を可能とする。ばね1、ばね2の具体的な設定方法を以降に示す。

2.1.1 ばね1：トリリニア型のばね

詳細モデルの荷重—変位関係に適合するように、トリリニアの2つの折れ点を決定するが、第1折れ点(震度 k_{hy})は、部材の初期降伏点とする。第2折れ点(震度 k_{hb})は、骨格曲線が各性能(損傷レベル2、等)の限界点を通るように設定する。トリリニア型の設定方法を図2の上段右に示す。

履歴曲線については、ばね1(トリリニア型)は武田モデル⁷⁾とし、除荷時の剛性低下係数 $\beta=0.4$ とする。

2.1.2 ばね2：楕円型のばね

降伏点以前の荷重—変位関係の適合度を向上させるためのばねで、楕円型の関数で表現する(図2の下段左)。関数は以下の3つの制約を満足したうえで、荷重—変位関係とトリリニア型の第1勾配区間の差を可能な限り表現するものとする。この時の各パラメータは、最小二乗法により決定できる。

- (1) 骨格曲線が原点を通る。
- (2) 初期周期が全体系の固有値解析から得られる固有周期と一致する。
- (3) 骨格曲線が降伏点を通る。

本稿においては、設定した楕円型の関数は以下の式(1)および(2)のパラメータにより表現する。

$$\begin{cases} \delta = \delta' \cdot \cos \theta - k'_h \cdot \sin \theta \\ k_h = \delta' \cdot \sin \theta + k'_h \cdot \cos \theta \end{cases} \quad (1)$$

$$(\delta' - \delta_c)^2 + r'^2 \times (k'_h - k_{hc})^2 = r^2 \quad (2)$$

ただし、 θ は楕円の回転角、 δ' 、 k'_h は楕円の回転移動に関する媒介変数、 δ_c は回転前の楕円中心の変位、 k_{hc} は回転前の楕円中心の震度、 r 、 r' は回転前の楕円の長軸および短軸の長さを規定するパラメータである。

なお、ばね2(楕円型)の履歴曲線は、降伏前には骨

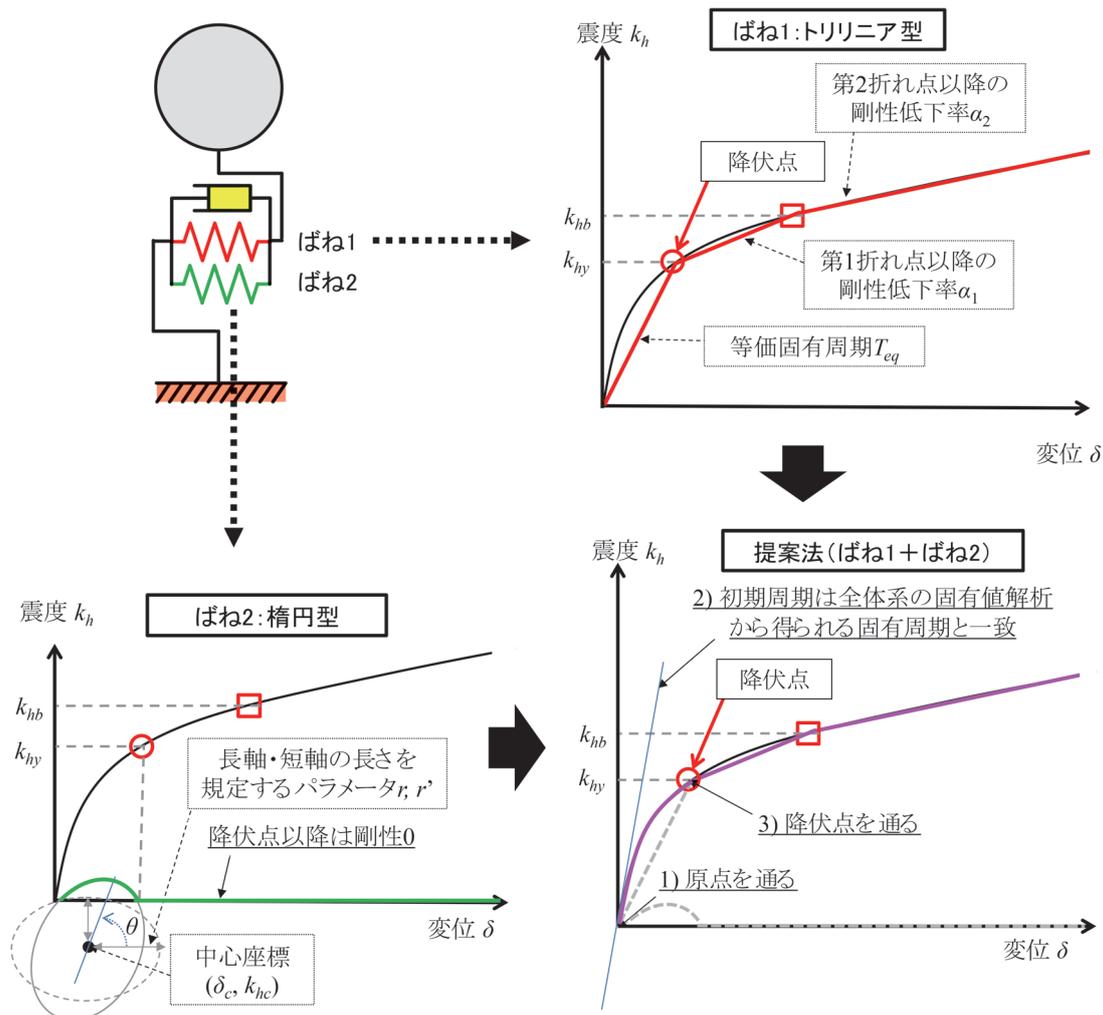


図2 提案法の骨格曲線設定方法

格曲線を動き、降伏点を越える変位を経験すると、それ以降は機能しなくなるものとする。

2.1.3 提案法の骨格曲線 (ばね1+ばね2)

ばね1とばね2の骨格曲線を組み合わせたものが、提案法の骨格曲線となる(図2の下段右)。第1折れ点以前の区間に適切な形状の楕円型の関数が付け加えられることで、構造物の荷重-変位関係に見られる曲線部分が表現可能となる。この骨格を有する等価1自由度モデルは、初期の固有周期が対象とする構造物と一致する。また、トリリニア型のばねの導入によって大変位領域においても荷重-変位関係の適合度が向上し、結果として従来のバイリニアモデルと比較して幅広い変位領域において構造物の荷重-変位関係をより適切に再現できるようになることが期待される。

3. 検討対象構造物の概要, 骨格の設定

3.1 対象構造物の概要

前章で提案した骨格曲線を用いた地震応答値算定の有

効性を確認するために、具体的な構造物を想定した地震応答解析を実施する。対象とする構造物は、鉄道構造物等設計標準・同解説(コンクリート構造物)の照査例⁸⁾に記載された杭基礎RC橋脚とする。対象とした構造物の概略寸法を図3に示すが、柱高さ8m、杭長19mであり、地盤種別はG3地盤を想定している。なお、解析方向は線路直角方向とする。

3.2 解析モデルの構築, 振動特性の評価

解析モデルについて、部材は2次元の梁要素と質点でモデル化し、地盤はばねでモデル化することとした(図4)。具体的には、橋脚く体および杭部材はC点、Y点およびM点¹⁾を折れ点とするトリリニア型の曲げモーメント-曲率関係で設定した。なお、解析の安定のためにM点以降に負勾配区間は設定していない。地盤ばねは、水平ばね、周面摩擦ばね、先端ばねの3種類を考え、非線形特性は既往の設定方法⁹⁾に基づいて設定した。固有値解析を行う際の減衰は部材に3%、地盤ばねに10%を付与してひずみエネルギー比例減衰法により各モード

減衰を算定した。

まず、固有値解析の結果を表1に示す。これより1次モードは約2.1Hz、2次モードは約10.0Hzであり、1次モードと2次モードを合わせた有効質量は全体の約98.8%となることが確認できる。このため、動的解析を行う際の減衰定数については、表1に示す固有値解析による1次、2次のモード減衰に適合するようなRayleigh減衰を設定した。

続いて、プッシュオーバー解析を実施し、橋脚天端位置の荷重-変位関係を評価した。その結果を図5に示す。対象構造物は変位9.5cmで柱基部が最初に降伏した。

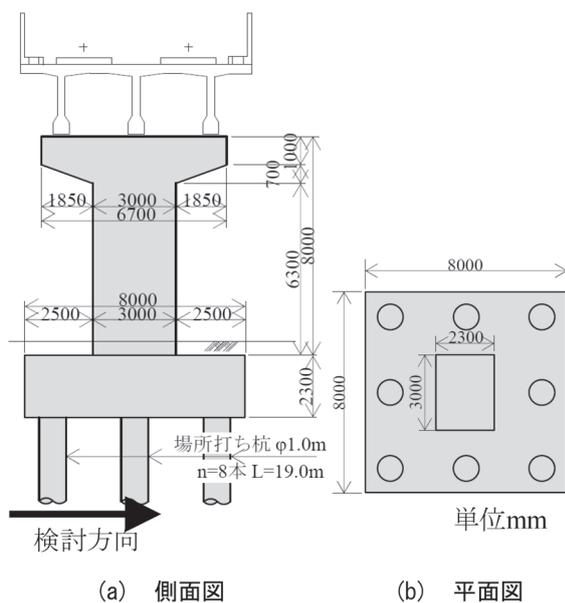


図3 検討対象構造物⁶⁾

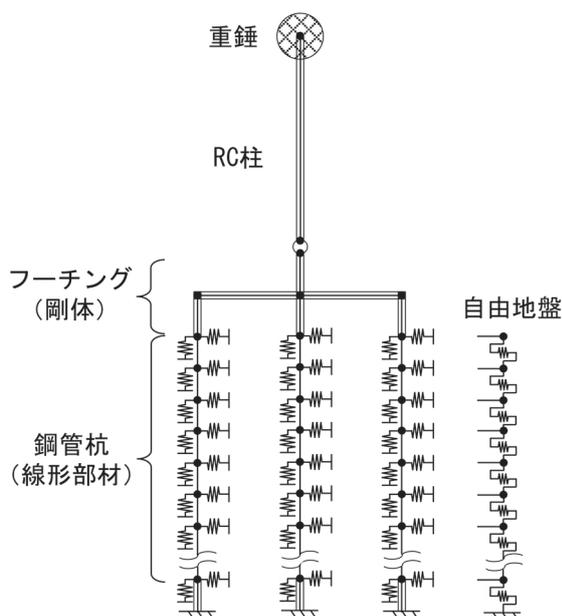


図4 解析モデル図

3.3 等価1自由度モデルの構築

3.2節で評価した詳細な解析モデル（以降、詳細モデル）を用いた固有値解析結果、プッシュオーバー解析結果から、等価1自由度モデルの骨格曲線を設定する。この時には比較のため従来型のパイリニアモデルによる非線形特性³⁾の設定も行った。最終的に設定したパラメータを表2（従来法）、表3（提案法）に、これにより得られる骨格曲線を図6に示す。なお、提案法のパラメータは、2.1.2項に示した条件を満足させつつ、次式に示すような詳細法との誤差の二乗和 E_r が最小となるように最適化計算を行うことにより設定した。

$$E_r = \int_0^{\delta_{hy}} \{k_h(\delta) - k_{h0}(\delta)\}^2 d\delta \quad (3)$$

表1 固有値解析結果

固有モード	振動数 (Hz)	刺激係数	有効質量比	モード減衰
1	2.132	-3.07×10^1	0.7891	0.0508
2	9.9782	1.55×10^1	0.1999	0.0587
3	26.0449	3.57×10^0	0.0107	0.0472

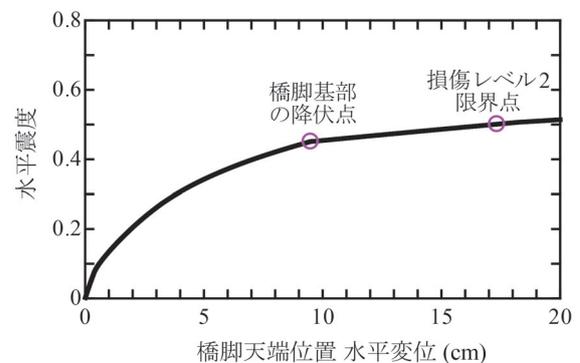


図5 プッシュオーバー解析結果

表2 従来法の骨格曲線のパラメータ

T_{eq}	0.919 (s)
α	0.100
k_{heq}	0.452

表3 提案法の骨格曲線のパラメータ

T_{eq}	0.919 (s)	δ_c	3.10×10^7 (cm)
k_{hy}	0.451	k_{hc}	-2.28×10^{-1}
k_{hb}	0.501	r	3.10×10^7 (cm)
α_1	0.136	r'	4.00×10^{-5} (cm)
α_2	0.095	θ	-8.11×10^{-2} (rad)

ただし、 $k_h(\delta)$ は提案法の等価1自由度モデルにおける変位 δ の時の震度、 $k_{h0}(\delta)$ は多自由度モデルを用いたプッシュオーバー解析から得られる荷重—変位関係における変位 δ の時の震度である。

図6から、両手法共に降伏点以降の関係は概ね一致している。その一方で、降伏点以前の領域では提案法を用いることで、詳細モデルの荷重—変位関係の再現性が大幅に向上していることが確認できる。

また、減衰定数は固有値解析による1次のモード減衰を設定した。

4. 動的解析に基づく提案法の有効性の検証

4.1 動的解析の条件

入力地震動は、鉄道構造物等設計標準・同解説（耐震設計）¹⁾の標準L2地震動スペクトルⅡ（G3地盤）（図7）を10gal～872galまで振幅調整した波形を用いた。

4.2 入力加速度200galとした場合の応答

最大応答変位が降伏変位の前後となる地震動として、図7の波形の最大加速度を200galに調整して非線形動的解析を実施した。得られた応答加速度と応答変位の時刻歴、および応答加速度と応答変位の関係を図8に示す。

図8(b)において、詳細モデルと従来法の時刻歴応答の差異が比較的大きい一方で、提案法による評価結果は、詳細法を良好に再現していることが確認できる。例えば時刻15s付近での応答変位の絶対値に着目すると、

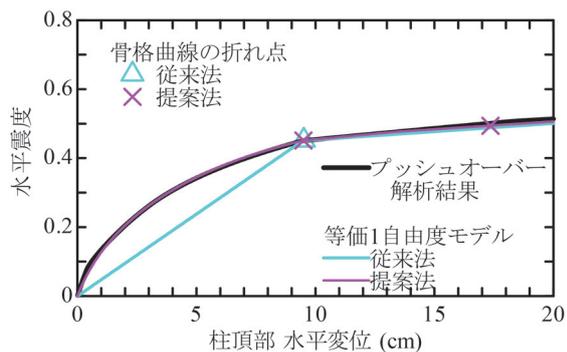


図6 設定した骨格曲線

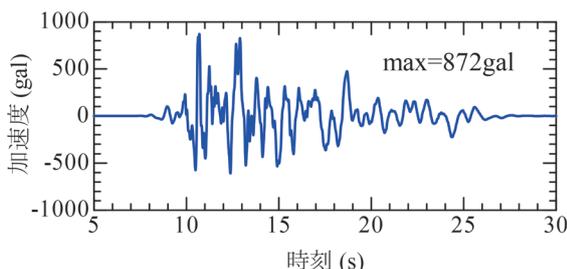
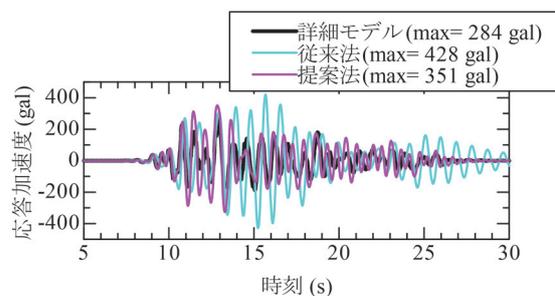


図7 入力地震動（振幅調整前）

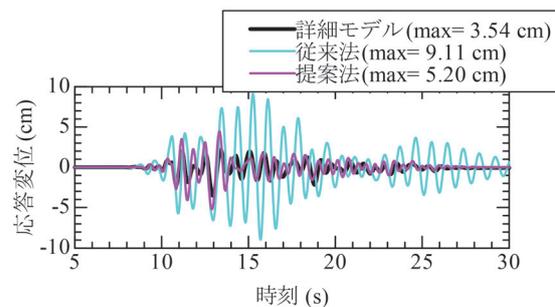
詳細モデルと提案法は約2cmであるが、従来法では約10cmである。このような傾向は全体的な時刻で、また図8(a)においても見られる。

また図8(c)を見ると、従来法は詳細モデルと比較して応答加速度—応答変位の関係における傾きが緩やかである。これは、構造物の初期周期(0.469秒)に対して従来法では等価固有周期(0.919秒)という長めの値を設定しているためである。その一方で、提案法では初期周期を詳細モデルと一致させることが可能であるため、加速度—変位関係の勾配は詳細モデルにより近くなる。

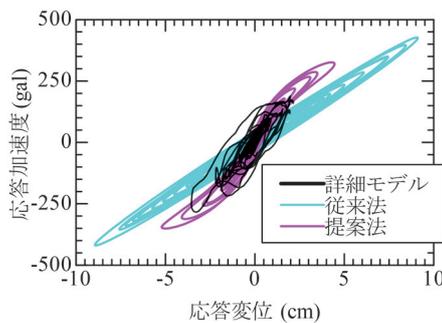
また今回は骨格の設定方法について主に着目しているが、履歴特性については提案法と詳細モデルの間で、多少の乖離が見られる。これについては今回設定したばね2の楕円モデルが履歴を描かないような設定としているためであるが、これについては例えばMasing則を採用する等の対応で、より詳細モデルとの適合度が向上する



(a) 応答加速度の時刻歴



(b) 応答変位の時刻歴



(c) 応答加速度—応答変位関係

図8 動的解析結果の比較 (Max=200gal)

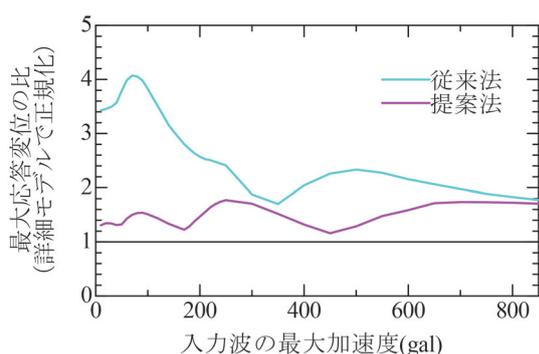


図9 入力波の最大加速度と最大応答変位の関係

ことも期待され、今後の検討課題であるといえる。

以上より提案法を用いることで、中小規模地震に相当する地震動に対して、従来法と比較して詳細モデルにより適合した応答値が得られることを確認した。

4.3 入力レベルを様々に変更した場合の解析結果

続いて、入力レベルを多様に変化させた場合の考察を行う。具体的な入力波の振幅レベルとして、最大加速度250galまでは10gal刻み、250gal以上は50gal刻みで、872gal（振幅調整しない場合の最大加速度）まで地震動の振幅を逐次調整して非線形動的解析を行い、各入力レベルに対する最大応答変位を算出した。従来法、提案法の最大応答変位を詳細モデルによる変位で正規化した結果を図9に示す。この結果より、今回入力を行ったあらゆる最大加速度レベルにおいて、従来法と比較して提案法の応答変位比が1により近い結果が得られた。このことから、任意の地震動の入力レベルにおいて、提案法を用いることで、中小規模地震のみならずあらゆる規模の地震で応答をより適切に表現できることがわかった。

5. まとめ

本検討では、等価1自由度モデルでの非線形動的解析に用いる骨格曲線について、従来のバイリニア型と比較して、中小規模地震に対してより適切に地震応答を評価可能な設定方法（提案法）を提案した。具体的には、トリリニア型のばねと楕円型のばねを組み合わせることで、より実際に近い挙動の再現を試みた。さらに、提案

法を用いて非線形動的解析を実施することで、提案法の有効性を確認した。試算の結果、提案法を用いることで、中小規模地震における構造物応答を簡易かつ適切に評価可能となることを確認した。

今後、等価1自由度系の非線形動的解析に用いる骨格曲線に関する検討を継続的に行い、最終的には設計実務においてより適切な方法での応答評価の実現を目指す。

本研究の一部は、国土交通省の鉄道技術開発費補助金を受けて実施した。

文献

- 1) 鉄道総合技術研究所：鉄道構造物等設計標準・同解説（耐震設計）、丸善出版、2012
- 2) 西村昭彦、室野剛隆：所要降伏震度スペクトルによる応答値の算出、鉄道総研報告、Vol.13, No.2, pp.47-50, 1999
- 3) 室野剛隆、佐藤勉：構造物の損傷過程を考慮した非線形応答スペクトル法の適用、土木学会地震工学論文集、pp.520-528, 2007
- 4) 名波健吾、坂井公俊、和田一範：中規模地震の影響を考慮した鉄道構造物の復旧性照査法、施設研究ニュース、No.388, pp.5-6, 2022
- 5) 名波健吾、坂井公俊：等価1自由度モデルを用いた鉄道高架橋の地震時挙動評価時の骨格曲線の高度化、土木学会論文集A1（構造・地震工学）、Vol.78, No.4, pp.266-274, 2022
- 6) Clough, R.W. and Johnston, S.B.: Effect of stiffness degradation on earthquake ductility requirements, 第2回日本地震工学シンポジウム梗概集, pp.227-232, 1966.
- 7) Takeda, T., Sozen, M.A. and Nielsen, N.N.: Reinforced concrete response to simulated earthquakes, Journal of the Structural Division, ASCE, Vol.96, No.ST15, pp.2557-2573, 1970.
- 8) 鉄道総合技術研究所：鉄道構造物等設計標準・同解説（コンクリート構造物）、丸善出版、2007
- 9) 伊藤公二、佐名川太亮、坂井公俊、豊岡亮洋、室野剛隆：対象とする地震動レベルが変化した場合のバイリニア型の地盤—構造物相互作用ばねの有効性、第55回地盤工学研究発表会論文集、22-9-2-06, 2020

ϕ - θ 理論を用いた集電材料の離線箇所における 溶融体積推定手法

山下 主税* 根本 公紀* 小原 拓也*

Estimation Method of Melting Volume of Current Collecting Materials at Contact Loss Point by using ϕ - θ Theory

Chikara YAMASHITA Koki NEMOTO Takuya OHARA

In order to control electric wear of current collecting materials such as contact wire and contact strip in electric railways, it is necessary to understand the relationship between current and melting volume at a contact loss point. In this paper, we propose a method for estimating melting volume of contact wire whose film resistance is taken into account, based on the ϕ - θ theory. To verify the proposed method, we carried out wear tests under two current conditions to measure melting depth, melting radius, and melting volume. The wear test results showed that experimental values of melting volume of the contact wire were in the range where contact boundary factor α was estimated from 0.90 to 0.94.

キーワード：トロリ線，溶融ブリッジ，電位—温度放物線，正規化電位，被膜抵抗

1. はじめに

電気鉄道では，電車線とパンタグラフを用いて電力を車両に供給しており，その集電材料であるトロリ線とすり板は接触力やしゅう動速度，通電電流によって摩耗する。過去の現地調査では，トロリ線とすり板の離線箇所において通電電流による摩耗が著大になることが報告されている¹⁾。離線箇所ではトロリ線の摩耗が局所的に進行することもあり，摩耗管理や取替などのメンテナンス上の課題である。また，集電材料の局所的な摩耗を抑制するため，摩耗の観点から集電電流の許容値などの設定が求められている。

パンタグラフの集電電流許容値については，岩瀬²⁾がトロリ線線条の温度上昇に基づいて検討しているが，摩耗に基づいていないという課題を述べている。通電電流による摩耗については，河野ら^{3) 4)}や織田⁵⁾が通電摩耗実験を行っており，離線時のアーク放電によって摩耗率が増加することを報告している。ただし，離線時と接触時の摩耗が混在しており，離線時の局所的摩耗量については未解明である。アーク放電による摩耗については，早坂ら⁶⁾が実験を行っており，アーク放電発生直前でトロリ線とすり板に溶融ブリッジが形成され，アーク放電発生時に溶融部分が飛散することで摩耗すると報告している。溶融ブリッジの形成については，笹本⁷⁾や窪野ら⁸⁾が理論的考察を行っている。ただし，酸化膜などの皮膜抵抗がない理想的状態におけるものであり，トロリ線やすり板のような屋外でしゅう動する接点については，皮膜抵抗も考慮する必要があると考える。

筆者らはこれまで，通電摩耗試験により集電材料のジュール熱による摩耗形態を分類し，トロリ線の著大摩耗の主要因が溶融ブリッジであると考察している⁹⁾。また，ジュール熱に起因する接点温度上昇を解析し，接点近傍の電位と温度の関係が放物線状になることを明らかにするとともに，皮膜抵抗を考慮したトロリ線とすり板の溶融条件を定式化し，ジュール熱に起因する摩耗形態のマッピングを行っている¹⁰⁾。

本稿では，通電しゅう動実験において溶融体積を測定可能なトロリ線を対象とし，離線箇所における溶融体積の推定手法を提案する。また，硬銅トロリ線と鉄系焼結合金すり板の組合せで実施した通電しゅう動試験結果と推定結果の比較によって提案手法を検証する。

2. 溶融体積の推定手法

これまでの研究¹⁰⁾で，図1に示す2つの電極からなる接点に電流 I [A] を通電し，接触電圧 V_c [V] になったときの x 軸上の温度 θ [K] と電位 ϕ [V] の関係は，図2に示す放物線になり，これを電位—温度放物線と呼称している。本章では，この電位—温度放物線を用いて接点内の温度勾配から溶融範囲を推定し，溶融体積を推定する手法を提案する。なお，本章で使用する記号をまとめたものを，表1に示す。

図2の横軸は電位を接触電圧で正規化したものであり，同放物線は次式で表される¹⁰⁾。

$$\theta = \sqrt{\frac{V_c^2}{L} \left\{ \left(\frac{\phi}{V_c} \right) - \left(\frac{\phi}{V_c} \right)^2 \right\}} + 300^2 \quad (1)$$

* 電力技術研究部 集電管理研究室

表 1 溶融体積推定に用いるパラメーター一覧

I	電流	[A]	R_{m1}	トロリ線溶融範囲の抵抗	[Ω]
V_c	接触電圧	[V]	R_{m2}	すり板溶融範囲の抵抗	[Ω]
ϕ	電位	[V]	R	接触抵抗	[Ω]
ϕ_c	接触境界の電位	[V]	L	ローレンツ数	[V^2/K^2]
α	接触境界における正規化電位		λ_1	トロリ線熱伝導率	[$W/(m \cdot K)$]
β_1	トロリ線溶融正規化電位		λ_2	すり板熱伝導率	[$W/(m \cdot K)$]
β_2	すり板溶融正規化電位		a	接点半径	[m]
θ	温度	[K]	d_1	トロリ線被膜厚さ	[m]
T_b	沸点	[K]	d_2	すり板被膜厚さ	[m]
T_{m1}	トロリ線融点	[K]	h_1	トロリ線溶融深さ	[m]
T_{m2}	すり板融点	[K]	h_2	すり板溶融深さ	[m]
ρ_1	トロリ線電気抵抗率	[$\Omega \cdot m$]	r_1	トロリ線溶融半径	[m]
ρ_2	すり板電気抵抗率	[$\Omega \cdot m$]	r_2	すり板溶融半径	[m]
ρ_{d1}	トロリ線被膜電気抵抗率	[$\Omega \cdot m$]	V_1	トロリ線溶融体積	[m^3]
ρ_{d2}	すり板被膜電気抵抗率	[$\Omega \cdot m$]	V_2	すり板溶融体積	[m^3]

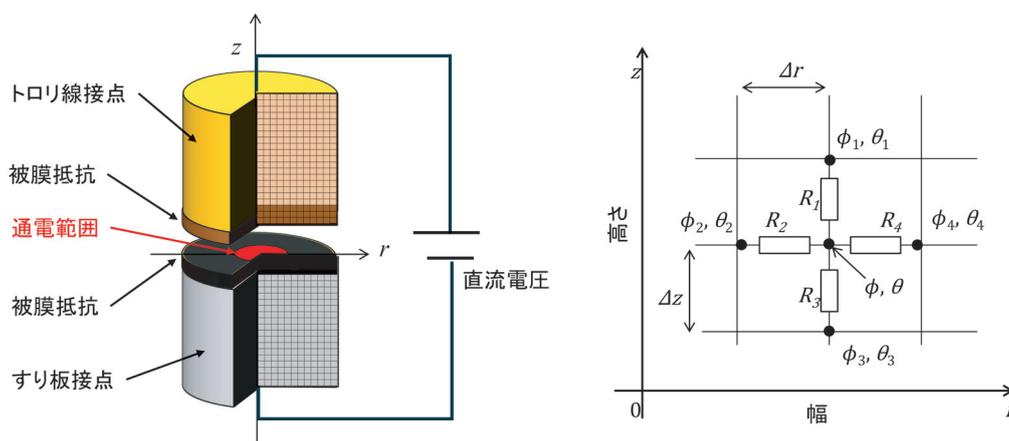


図 1 トロリ線とすり板の接点温度解析モデル¹⁰⁾

ここで、 L はローレンツ数 ($=2.4 \times 10^{-8}$ [V^2/K^2]) である。図 2 において、トロリ線とすり板の接触境界を示す正規化電位 α は、全接触抵抗に占めるすり板側の抵抗の割合に等しく、次式で表される¹⁰⁾。

$$\alpha = \frac{\phi_c}{V_c} = \frac{\frac{\rho_2 + \rho_{d2}d_2}{4a} + \frac{\rho_{d1}d_1}{\pi a^2}}{\frac{\rho_1 + \rho_2 + \rho_{d1}d_1 + \rho_{d2}d_2}{4a} + \frac{\rho_{d1}d_1 + \rho_{d2}d_2}{\pi a^2}} \quad (2)$$

ここで、 ϕ_c は接触境界における電位 [V]、 ρ_1 、 ρ_2 は電気抵抗率 [$\Omega \cdot m$]、 ρ_{d1} 、 ρ_{d2} は皮膜の電気抵抗率 [$\Omega \cdot m$]、 d_1 、 d_2 は皮膜厚さ [m] である。なお、各定数の添え字である 1 はトロリ線、2 はすり板を示すものとする。 a は溶融開始時の接点半径 [m] とし、文献 11 より次式で表される。

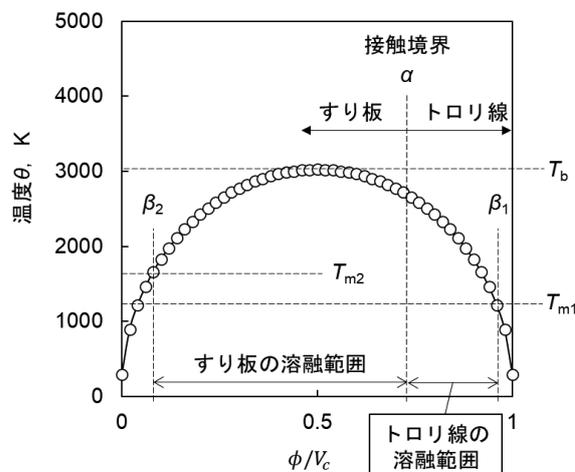


図 2 電位—温度放物線¹⁰⁾

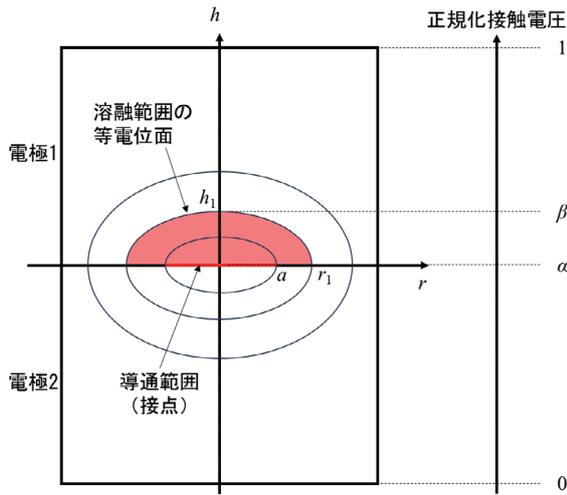


図3 接触境界近傍の集中抵抗

$$a = \frac{\sqrt{L}(\lambda_1 + \lambda_2)}{8\lambda_1\lambda_2} \quad (3)$$

ここで、 I は電流 [A]， λ_1 ， λ_2 はトロリ線およびすり板の熱伝導率 [W/(m・K)] である。

アーク放電の発生，すなわち接点の沸騰で溶融ブリッジが飛散する時，電位—温度放物線の最高温度は材料の沸点と一致する。そこで，アーク放電時の接触電圧は ϕ - θ 理論¹²⁾より求めることができる。

$$V_c = \sqrt{4L(T_b^2 - 300^2)} \quad (4)$$

ここで、 T_b は最高温度が発生する電極の沸点 [K] である。電位—温度放物線がトロリ線やすり板の融点を超える正規化電位を β_1 ， β_2 とすれば， α と β の範囲が各電極の溶融範囲と考えることができる。なお， β_1 ， β_2 は式(1)にトロリ線やすり板の融点 T_{m1} ， T_{m2} [K]を代入することで求めることができる。

$$\beta_1 = \frac{1}{2} + \frac{1}{2V_c} \sqrt{V_c^2 - 4(T_{m1}^2 - 300^2)L} \quad (5)$$

$$\beta_2 = \frac{1}{2} - \frac{1}{2V_c} \sqrt{V_c^2 - 4(T_{m2}^2 - 300^2)L} \quad (6)$$

次に，接触境界から溶融範囲までの距離である溶融深さを求める。図3のように溶融範囲が等電位面に沿う場合を仮定する。 α から β_1 ， β_2 までの電気抵抗 R_{m1} ， R_{m2} [Ω]は，Holm¹²⁾の報告より次式で表される。

$$R_{m1} = \frac{\rho_1}{2\pi a} \arctan \frac{h_1}{a} \quad (7)$$

$$R_{m2} = \frac{\rho_2}{2\pi a} \arctan \frac{h_2}{a} \quad (8)$$

ここで， h_1 ， h_2 は接触境界からの溶融深さ [m] である。電極内では電流 I が不変であるため， α から β_1 ， β_2 までの正規化電位は，式(7)，式(8)を全体の抵抗接触抵抗 R [Ω]で除したもので表すことができる。そこで， β_1 ， β_2 を以下の式で表し， h_1 ， h_2 の式に変換することで溶融深さを求めることができる。

$$\beta_1 = \alpha + \frac{R_{m1}}{R} = \alpha + \frac{2}{\pi}(1 - \alpha) \arctan \frac{h_1}{a}$$

$$h_1 = a \tan \frac{\pi}{2} \left(\frac{\beta_1 - \alpha}{1 - \alpha} \right) \quad (9)$$

$$\beta_2 = \alpha - \frac{R_{m2}}{R} = \alpha - \frac{2\alpha}{\pi} \arctan \frac{h_2}{a}$$

$$h_2 = a \tan \frac{\pi}{2} \left(\frac{\alpha - \beta_2}{\alpha} \right) \quad (10)$$

接点半径と溶融半径は異なり，電極内部の等温面が回転楕円体であることから，溶融半径 r_1 ， r_2 [m]は次式で表される。

$$r_1 = \sqrt{a^2 + h_1^2} \quad (11)$$

$$r_2 = \sqrt{a^2 + h_2^2} \quad (12)$$

以上より，1つの接点に電流が流れた場合の，トロリ線およびすり板の溶融範囲を半楕円球体とみなし，その体積 V_1 ， V_2 [m³]を次式で求めることができる。

$$V_1 = \frac{2\pi}{3} r_1^2 h_1 \quad (13)$$

$$V_2 = \frac{2\pi}{3} r_2^2 h_2 \quad (14)$$

式(9)～式(12)に示す通り，溶融半径 r [m]や溶融深さ h [m]は接点半径 a [m]の関数であり，接点半径は式(3)より電流 I [A]の関数となっている。したがって，式(13)，式(14)の溶融体積 V [m³]は電流 I [A]の3乗に比例する関数となっている。

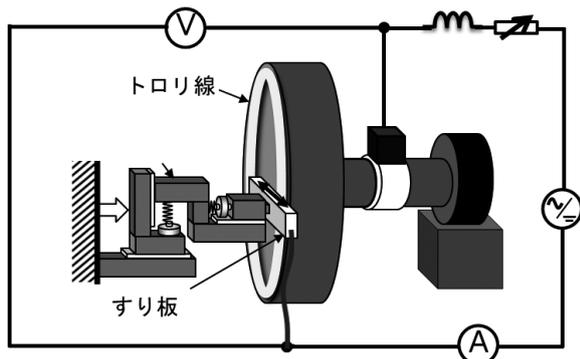


図4 高速集電材摩耗試験機概要

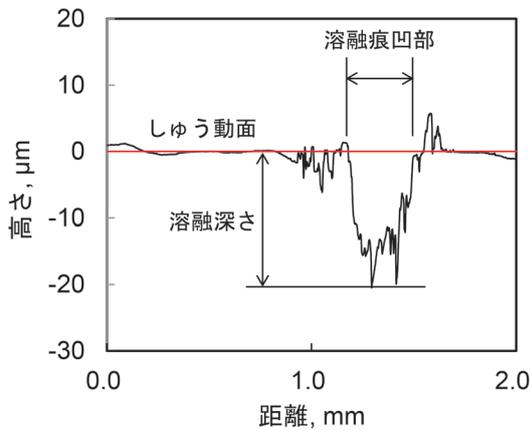


図5 溶融痕近傍のプロファイル例

表2 試験片特性

	トロリ線	すり板
材料	硬銅	鉄系焼結合金
融点, K	1,334	1,646
沸点, K ¹¹⁾	2,853	3,027
電気抵抗率, Ωm	1.77×10^{-8}	0.40×10^{-6}
熱伝導率, W/mK	373	25.3

表3 試験条件

すり板接触力, N	約 50
しゅう動速度, km/h	5
通電電流, A	100, 200
しゅう動時間, s	~60

3. 実験による検証

3.1 実験装置と実験条件

本稿で提案した手法は、トロリ線とすり板が離線する際、すなわちトロリ線とすり板の接点同士が開離する際の溶融体積を求めるものである。この手法の検証に用いる装置は、図4に示す高速集電材摩耗試験機とした。本装置は実物トロリ線を回転円盤に設置し、すり板を押し付けて通電しゅう動させるものである。ここで、回転円

盤内のトロリ線設置直径は2mであり、円周は約6.3mである。溶融体積の推定手法は定常状態で用いられる ϕ - θ 理論を活用しているため、検証試験はできるだけ低速でしゅう動させることが求められる。本装置は過去の摩耗試験に用いた直動摩耗試験機⁹⁾よりも接触力の変動が大きく、低速でしゅう動させても離線によるアーク放電が頻発するため、推定手法の検証試験として適当と考えた。また、本装置は直動摩耗試験機よりも通電電流を大きく設定可能であり、本研究の目的である許容電流値の策定に資する大電流条件における結果が得られる。

表2に試験に供する硬銅トロリ線および鉄系焼結合金すり板試験片の物性値を示す。なお、沸点については両者の母材である銅と鉄の沸点¹¹⁾を記載した。また、表3に試験条件を示す。すり板の片当たりを防ぐため300km/hでなじみ試験を行った後、トロリ線表面の移着物を除去するためトロリ線表面を切削してから本試験を行った。接触力はパンタグラフ押付力に近い50N、しゅう動速度は試験機で設定可能な最も低い速度である5km/h、通電電流は100Aと200Aとした。ここで、通電電流が100A以下では、溶融痕が小さくなり、試験片の取外しが困難な高速摩耗試験機では溶融痕の測定が困難と判断し、100A以上の条件とした。発生した溶融痕を保存し測定するため、試験開始後にアーク放電が数回確認できた時点で試験を終了し、すり板の接触力を除荷した。トロリ線の溶融痕は概ね保存できたが、すり板は同じ箇所できゅう動を続けたため、溶融痕は保存できなかった。そこで、トロリ線の溶融痕について深さや半径を測定した。

試験後のトロリ線しゅう動面を確認し、各溶融痕について粗さ計(ミットヨ製 SJ-310 (0.75mNタイプ))を用いて測定距離5mmのプロファイルを数回測定した。しゅう動面のプロファイル拡大例を図5に示す。溶融痕と考えられる箇所周辺のしゅう動面を基準値とし、溶融痕凹部の最大深さを測定した。溶融痕は電極内の等温面に沿って回転楕円体状となると考えられるため、数回測定した内の最大値を溶融深さとした。また、溶融痕を光学顕微鏡(キーエンス製 VHX-100 175倍レンズ)で撮影し、溶融半径を計測した。光学顕微鏡の溶融痕写真例を図6に示す。溶融痕の周囲に飛散した溶融物やしゅう動痕によって完全な円形でない場合もあるが、ここでは明確な凹部外周の3点に円をフィッティングさせることで半径を算出した。測定した溶融半径と溶融深さを式(13)に代入することで、実験におけるトロリ線の溶融体積を算出した。

3.2 実験結果

図7に通電電流に対する溶融深さの推定値と実測値の比較を示す。鉄系焼結合金すり板を使用する新幹線の

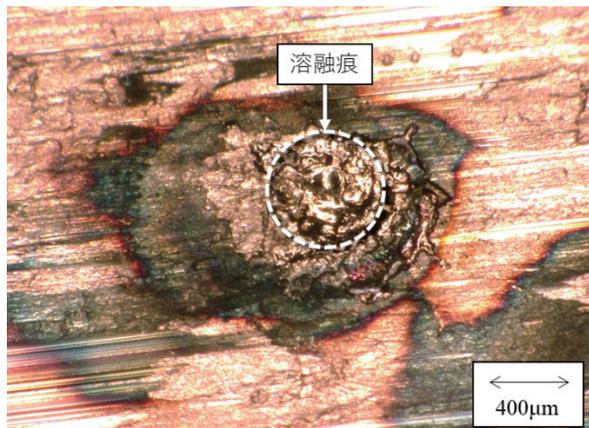


図6 溶融痕近傍の光学顕微鏡画像例

集電電流は300A程度であるため、推定値は電流300Aまで算出した。なお、推定に用いた式(4)の沸点 T_b は、すり板の沸点を使用した。これは、硬銅と鉄系焼結合金の組合せの場合、すり板の電気抵抗率がトリ線よりも大きく、図2に示した電位-温度放物線における接触境界の正規化電位 α が0.5以上になり、最高温度がすり板側となるためである。

図7において、 α の値が減少するほど溶融深さの推定値は増加する傾向にあり、実測値は α が0.90から0.94の推定範囲に点在した。ここで、式(2)と表2より、接触表面に被膜が形成されていない場合、すなわち被膜抵抗を考慮しない場合、硬銅トリ線と鉄系焼結合金すり板の組合せでは α が0.96となる。材料の電気抵抗率が小さくなることは考えにくいので、 α が0.96より小さくなることは、式(2)の分母が大きくなること、すなわちトリ線の皮膜抵抗が増加した状態を示す。なお、 α が0.96の場合、推定溶融深さは負の値となる。これは、図2の電位-温度放物線において、トリ線の融点 T_{m1} に相当する電位 β_1 よりも α が大きくなり、トリ線接点の温度が融点以下となるためであり、離線時も溶融しないことを意味する。

図8に通電電流に対する溶融半径の推定値と実測値の比較を示す。溶融半径に及ぼす α の影響は溶融深さほどではないが、 α の値が減少するほど溶融半径の推定値は増加する傾向にあった。実測値は推定した範囲から外れるものもあるが、電流の増加に対する溶融半径の増加傾向や値のオーダーは概ね整合したと考える。なお、図7では溶融深さの実測値は α が0.90から0.94までの推定値に点在したが、図8では溶融半径の実測値は α が0.84以下と、推定値よりも大きい場合があった。これは、実験においてトリ線の溶融部分の全てが飛散するとは限らないためと考えられ、早坂ら⁶⁾は離線時に溶融部分の1/5~1/10が飛散するという報告をしている。式(11)~式(14)から溶融半径も溶融深さの関数と考えると、

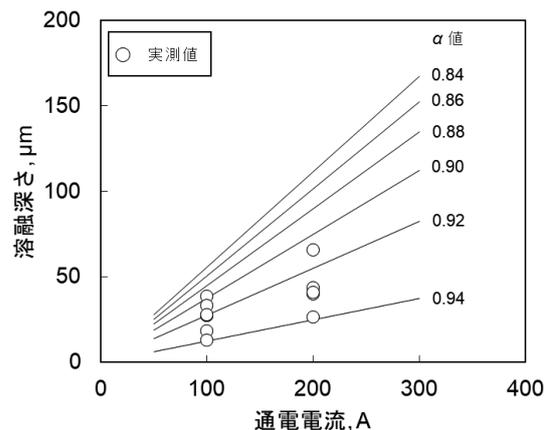


図7 溶融深さの推定値と実測値の比較

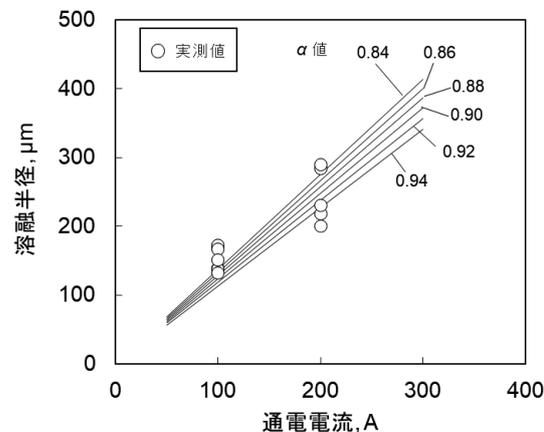


図8 溶融半径の推定値と実測値の比較

大まかに溶融体積は溶融深さの3乗に比例すると考えられ、その場合は実際の溶融深さの1/2~1/5が凹部深さとなると考えられる。図7において真の溶融深さが実測値の約2倍とすれば α が0.84以下となる場合もあり、図8の傾向に近づくと考える。

図9に通電電流に対する溶融体積の推定値と実測値の比較を示す。2章で述べた通り、通電電流と推定溶融体積の関係は直線的にはならず、溶融体積は通電電流の3乗に比例する。また、 α の値が減少するほど溶融体積の推定値は増加する傾向にあり、実測値は α が0.84から0.94までの推定値の範囲に点在した。ただし、前述した通り、実験において溶融した部分が全て飛散したとは限らず、実際の溶融体積は実測値よりも大きいことは充分に考えられる。そのため、トリ線の摩耗を考慮する場合は、残存する溶融部分が軟化しているなどを考慮する必要があると考える。

今回の実験では、しゅう動中の皮膜抵抗を測定することはできなかったため、 α の妥当性を検証することはできなかった。ただし、トリ線表面を切削した直後の実験であるため、トリ線表面に大きな皮膜抵抗が存在し

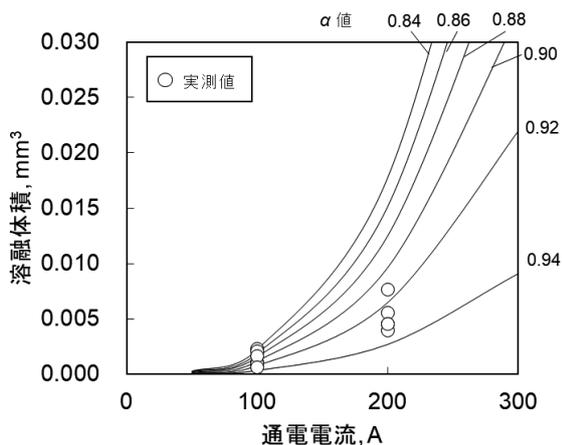


図9 溶融体積の推定値と実測値の比較

たとは考えにくく、 α が被膜を考慮しない0.96に近い値であったことは実情に整合するものと考えられる。

集電材料の離線時における溶融体積を定式化し、同じオーダーで推定できる可能性を示したことは有益である。一方で、本稿で提案した溶融体積の推定手法は ϕ - θ 理論を用いているため、低速しゅう動の準定常状態においてのみ成立するものである。そのため、高速で走行する電気鉄道における溶融体積を推定するためには、非定常状態における温度上昇を一般化する必要があると考える。今後、しゅう動速度によらず、集電材料のジュール熱に対する溶融体積を推定することで、走行条件に対する摩耗の予測や、集電電流に応じた離線率の許容値など、保全に関わる根拠の検討に活用できると考えられる。また、パンタグラフの電流許容値などの設計に関わる検討にも活用できると考えられる。

4. おわりに

集電材料であるトリ線やすり板の離線箇所における溶融体積を推定するべく、接点近傍の電位と温度の関係に着目し、皮膜抵抗を考慮した溶融体積推定式を提案した。また、通電しゅう動試験機を用いて、通電電流に応じた溶融体積を測定し、推定手法の精度検証を行った。以下に主な成果を述べる。

- (1) 接点近傍の定式化された電位—温度放物線より、材料の融点に達する電位と接触境界を示す電位で囲まれた範囲を溶融範囲とし、接点が沸騰する際の溶融深さおよび半径を推定することで、溶融体積を推定する手法を提案した。
- (2) 推定上、溶融深さや溶融半径は通電電流に比例し、溶融体積は通電電流の3乗に比例する。また、電位—温度放物線の接触境界を示す正規化電位 α が

減少するほど、トリ線の溶融体積は増加する。

- (3) 通電しゅう動試験の結果、トリ線の溶融体積実測値は α が0.84から0.94で推定した範囲に点在していた。実験では溶融した体積が全て飛散したとは限らず、実際の溶融体積は実測値よりも大きいと考えられるが、電流に対する増加傾向やオーダーは概ね整合した。

(本稿は文献¹³⁾をもとに内容を加筆・修正したものである。)

文献

- 1) 岩瀬勝：パンタグラフ集電と摩耗（I），鉄道技術研究報告，No.53，1959
- 2) 岩瀬勝：架線の容量とパンタグラフの集電容量，鉄道技術研究資料，Vol.14，No.1，pp.283-287，1957
- 3) 河野彰夫，大藪英雄，曾田範宗：集電用材料の摩耗に及ぼす離線アークの影響（第1報）—荷重を変化させた場合—，潤滑，Vol.27，No.4，pp.283-287，1982
- 4) 河野彰夫，大藪英雄，曾田範宗：集電用材料の摩耗に及ぼす離線アークの影響（第2報）—速度を変化させた場合—，潤滑，Vol.27，No.7，pp.527-532，1982
- 5) 織田修：新幹線における集電系の摩耗についての考察，鉄道技術研究報告，No.1323，1986
- 6) Hayasaka, T., Akagi, Y., "Influence of Arc Discharge on the Surface of a Contact Wire," IEEJ Transactions on Industry Applications, Vol.135, No.4, pp.327-334, 2015.
- 7) 笹本猛：コンタクト開離時のブリッジ転移の理論解析，電子通信学会論文誌C，Vol.J58-C，No.3，pp.101-108，1975
- 8) 窪野隆能，鈴木純司：ブリッジの寸法と転移量に関する理論的考察，電子通信学会論文誌C，Vol.J63-C，No.10，pp.667-674，1980
- 9) 山下主税，足立幸志：集電材料の摩耗形態および遷移条件に及ぼす通電電流の影響，トライボロジスト，Vol.58，No.7，pp.496-203，2013
- 10) 山下主税，足立幸志：集電材料の摩耗形態マップ，トライボロジスト，Vol.62，No.2，pp.129-136，2017
- 11) 高木相：電気接点のアーク放電現象，コロナ社，pp.56-67，1995
- 12) Holm, R., "Electric Contacts: Theory and Applications, 4th ed.," Springer, pp.64-68, 2000.
- 13) 山下主税，根本公紀，小原拓也：電気鉄道における集電材料の通電による溶融体積の推定手法，トライボロジスト，Vol.67，No.5，pp.366-372，2022

表層地盤の動的解析における土の変形特性パラメータ設定の影響

月岡 桂吾* 山内 泰知** 山本 昌徳*
小野寺 智哉* 井澤 淳*

A Study on Parameter Setting for Deformation Characteristics for Dynamic Grand Response Analysis

Keigo TSUKIOKA Yasutomo YAMAUCHI Masanori YAMAMOTO

Tomoya ONODERA Jun IZAWA

A dynamic ground response analysis has been used in practice as a recommended method for seismic design of railway structures in Japan. The GHE-S model, which can precisely reproduce the deformation characteristics of soils from small to large shear strain levels, is applied to the analyses. The parameters of the GHE-S model are usually set by designers according to the deformation characteristics obtained from laboratory tests. Therefore, the accuracy of the analysis is greatly dependent on how the parameters are set and how the deformation characteristics are obtained. Consequently, this paper examines how to set up the deformation characteristics of soils in a ground response analysis.

キーワード：土の変形特性，非線形動的解析，耐震設計，パラメータ最適化

1. はじめに

構造物の耐震設計では、地震時に強い非線形性を示す表層地盤の変形特性を精緻にモデル化し、構造物に作用する慣性力と地盤変位を適切に設定する必要がある。そのため、鉄道構造物等設計標準・同解説 耐震設計（以降、耐震標準）¹⁾では、幅広いひずみレベルの土の変形特性を精緻にモデル化可能な GHE-S モデル²⁾を適用した逐次非線形動的解析（以降、動的解析）の実施が推奨されている。ここで使用する GHE-S モデルのパラメータは、室内地盤材料試験から得られる土の変形特性にフィッティングするように設定することになる。この時、フィッティング対象となる土の変形特性としては、せん断剛性率 G とせん断ひずみ γ の関係 ($G\sim\gamma$ 関係) と履歴減衰 h とせん断ひずみ γ の関係 ($h\sim\gamma$ 関係) を用いるのが一般的であり、試験においてこの関係を適切に求めることが重要となる。しかしながら、 $G\sim\gamma$ 、 $h\sim\gamma$ 関係を求めるために実施されてきた従来の室内地盤材料試験法にはいくつかの問題があることが分かかってきており、筆者らは精緻な動的解析を実施可能な室内地盤材料試験法（以降、RTRI 法）を提案している³⁾。一方で、適切な変形特性を試験から求められた場合でも、パラメータフィッティングは解析者が試行錯誤的に実施するのが一般的であるため解析者によってばらつきが生じ、その後の地盤の動的解析や構造物の耐震設計に影響を及ぼす恐れがある。

本稿では、RTRI 法から求めた変形特性を用い、経験の異なる 3 名の解析者が設定する GHE-S モデルパラメータを用いた動的解析結果と、最適化手法により設定されたパラメータを用いた動的解析結果、およびハイブリット地盤応答試験結果を比較することで、地盤の動的解析における土の変形特性パラメータ設定の影響について検討を行った。

2. GHE-S モデルについて

室内地盤材料試験法により土の変形特性を求める際、図 1 に示すように幅広いひずみレベルで非排水繰返しせん断を行い、各ひずみレベルでのせん断応力 τ とせん断ひずみ γ 関係（以降、 $\tau\sim\gamma$ 関係）の割線剛性とループの面積からせん断剛性 G （一般的には試験時の最大せん断剛性 G_{\max} で除した G/G_{\max} を使用）と履歴減衰 h を求める。一般的に $\tau\sim\gamma$ 関係は紡錘型を示し、せん断ひずみの増大に伴いせん断剛性は低下、履歴減衰は増加するが、せん断ひずみが 0.1~1% を超えた辺りから間隙水圧が負圧になることから逆 S 字型へ変化し、せん断剛性は増加、履歴減衰は減少へと転ずるサイクリックモビリティという現象が現れる。これを表現できる非線形モデルとして GHE-S モデルが提案されている²⁾。GHE-S モデルは骨格曲線に GHE モデル (General Hyperbolic Equation model, GHE)⁴⁾を用い、履歴法則に用いる Masing 則の相似比をせん断ひずみに応じて変化させることで、履歴曲線を逆 S 字型として、履歴減衰の減少を表現できるように改良されたものである。ただし、履歴減衰の減少は表現できるものの、拘束圧の増加によるせん断強度 τ_f の増加

* 鉄道地震工学研究センター 地震動力学研究室

** 大日本ダイヤコンサルタント株式会社

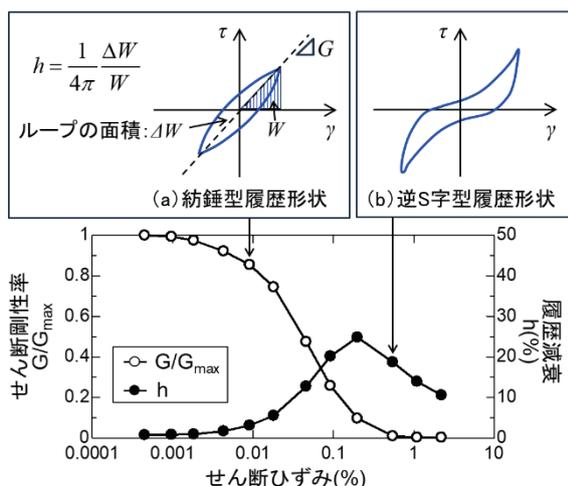


図1 土の変形特性の概念図

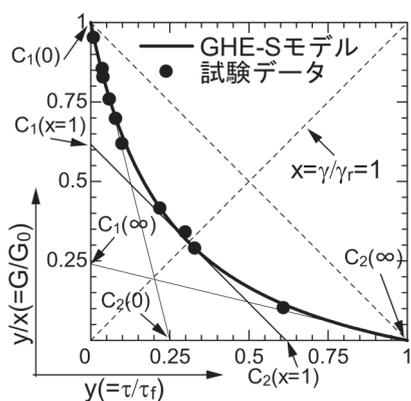


図2 GHE-Sモデルパラメータの概要

自体は考慮出来ないため、サイクリックモビリティによるせん断応力の増大は考慮できないことに注意を要する。GHE-S 骨格曲線モデルを式(1)、式(2)に示す。

$$y = \frac{x}{1/C_1(x) + 1/C_2(x)} \quad (1)$$

$$\begin{cases} C_1(x) = \frac{C_1(0) + C_1(\infty)}{2} + \frac{C_1(0) - C_1(\infty)}{2} \cos\left(\frac{\pi}{\alpha/x + 1}\right) \\ C_2(x) = \frac{C_2(0) + C_2(\infty)}{2} + \frac{C_2(0) - C_2(\infty)}{2} \cos\left(\frac{\pi}{\beta/x + 1}\right) \end{cases} \quad (1-1)$$

$$\begin{cases} \alpha = \frac{\pi}{\cos^{-1}\left(\frac{2C_1(1) - C_1(0) - C_1(\infty)}{C_1(0) - C_1(\infty)}\right) - 1} \\ \beta = \frac{\pi}{\cos^{-1}\left(\frac{2C_2(1) - C_2(0) - C_2(\infty)}{C_2(0) - C_2(\infty)}\right) - 1} \end{cases} \quad (1-2)$$

$$h = h_{\max} (1 - G/G_0)^\kappa \quad (2)$$

ここで、 $x = \gamma/\gamma_r$: 正規化ひずみ、 $y = \tau/\tau_f$: 正規化せん断応力、 $\gamma_r = \tau_f/G_0$: 基準ひずみ、 G_0 : 初期せん断剛性 ($\equiv G_{\max}$)、 τ_f : せん断強度、 h : 減衰定数、 h_{\max} : 最大減衰定数である。なお、 G_0 は PS 検層等から推定される現地盤の初期せん断剛性、 G_{\max} は室内土質試験から得られる最大せん断剛性として区別する。図2に $G/G_0 \sim \tau/\tau_f$ 軸上での変形特性試験結果と GHE-S モデルパラメータの関係を示す。式(1)、式(2)に示すように、GHE-S モデルでは骨格曲線として $C_1(0)$ 、 $C_2(0)$ 、 $C_1(\infty)$ 、 $C_2(\infty)$ 、 $C_1(1)$ 、 $C_2(1)$ の6つ、履歴減衰として h_{\max} 、 κ の2つの計8つのパラメータを設定する必要がある。このうち、図2に示す通り $C_1(0)$ と $C_2(\infty)$ は 1.0 であるため、設定すべきパラメータは6個となる。

3. 非線形最適化手法によるパラメータの同定

3.1 最適化手法

RTRI 法から求めた変形特性に適合するような GHE-S モデルの骨格曲線に対するパラメータを最適化手法により推定する。推定には、最適化プログラム SolvOpt⁵⁾ を使用した。SolvOpt は反復 Shor's アルゴリズムに基づいており、制約あり・制約なし双方の非線形最適化問題に対応している。本稿において最適化手法により求めるべき未知変数 z は前述した以下の6つの GHE-S パラメータである。

$$z = (C_1(\infty), C_1(1), C_2(0), C_2(1), h_{\max}, \kappa) \quad (3)$$

3.2 拘束条件 (上限値・下限値) の設定

パラメータの同定において、物理的に意味のない解を除外するために図2の関係から各パラメータ間に式(4)のような拘束条件を課した。

$$\begin{cases} 0 < C_1(\infty) < C_1(1) < C_1(0) = 1 \\ 0 < C_2(\infty) < C_2(1) < C_2(0) = 1 \end{cases} \quad (4)$$

また、履歴減衰パラメータ h_{\max} に関しては既往の結果を参考にして以下のような探索範囲の上限・下限を設定した。 κ については下限値のみ設定し、上限については解析結果への影響が小さいことから特に設定していない。

$$\begin{cases} 0.1 < h_{\max} < 0.5 \\ 0 < \kappa \end{cases} \quad (5)$$

3.3 目的関数 (残差) の設定

GHE-S モデルと変形特性試験の残差の2乗和を最適化する目的関数として式(6)のように設定した。

$$E(z) = E_1(z) + E_2(z) + E_3(z) + E_4(z) \quad (6)$$

$$E_1(\mathbf{z}) = \sum_{i=1}^{N_c} \left\{ y(\mathbf{z})_i^{cal} - (\tau / \tau_f)_i^{test} \right\}^2 \quad (6-1)$$

$$E_2(\mathbf{z}) = \sum_{i=1}^{N_c} \left\{ y(\mathbf{z})_i^{cal} - (\tau / \tau_f)_i^{test} \right\}^2 + \sum_{i=1}^{N_c} \left\{ y / x(\mathbf{z})_i^{cal} - (G / G_0)_i^{test} \right\}^2 \quad (6-2)$$

$$E_3(\mathbf{z}) = \sum_{i=1}^{N_c} \left\{ y / x(\mathbf{z})_i^{cal} - (G / G_0)_i^{test} \right\}^2 \quad (6-3)$$

$$E_4(\mathbf{z}) = \sum_{i=1}^{N_c} \left\{ h(\mathbf{z})_i^{cal} - h_i^{test} \right\}^2 \quad (6-4)$$

ここで、図3に示すように E_1 は $\tau/\tau_f \sim \gamma/\gamma_r$ 関係、 E_2 は $G/G_0 \sim \tau/\tau_f$ 関係、 E_3 は $G/G_0 \sim \gamma/\gamma_r$ 関係および E_4 は $h \sim \gamma/\gamma_r$ 関係の残差にそれぞれ対応し、GHE-Sモデルのパラメータを設定する際に解析者がフィッティングに用いている関係である。添え字“cal”はGHE-Sモデルから算定した値，“test”は変形特性試験から得られた値である。 N_c は要素試験データ数である。なお、履歴減衰 h が低下する点以降はフィッティング計算から除外した(図3(4))。

E_1 (式(6-1)、図3(1))はせん断強度に対するせん断応力($y = \tau/\tau_f$)の残差を表している。正規化せん断ひずみ x が概ね 10^{-1} を超えるまではせん断応力も小さいため、それに応じて残差(試験値と計算値との乖離)も小さいが、正規化せん断ひずみ x が 10^{-1} を超えると正規化せん断応力 y は急激に増加する。そのため、仮にパラメータが不適切であれば $10^{-1} < x$ の大ひずみ領域における残差が顕著となる。このことから、 E_1 は大ひずみ領域に重きがおかれた残差評価式であるといえる。

E_3 (式(6-3)、図3(3))はせん断剛性率($y/x = G/G_0$)の残差を評価している式である。ひずみが増加するにつれてせん断剛性が急激に低下するため、仮にパラメータが不適切だった場合でも、大ひずみ領域において E_3 は小さな残差として評価される。その結果、式(6)における E_3 の影響度が低下し、大ひずみ領域におけるパラメータの推定精度も低下する。このことから、 E_3 は微小ひずみ領域に重きがおかれた残差評価式であるといえる。

$E_2 (=E_1+E_3)$ (式(6-2)、図3(2))は上記 E_1 と E_3 の和であるが、GHEパラメータの設定の際に利用する $G/G_0 \sim \tau/\tau_f$ 関係の残差を評価するため設定している。せん断応力がせん断強度に近づく大ひずみ領域において $y (= \tau/\tau_f)$ は1に近い値をとるが、同時にせん断剛性率 $y/x (= G/G_0)$ は低下して0に近い値をとる。これとは逆に微小ひずみ領域においてせん断剛性率 $y/x (= G/G_0)$ が1に近い値をとる時、 $y (= \tau/\tau_f)$ は0に近い値をとる。このことから E_2 は微小ひずみ領域および大ひずみ領域双方におけるパラ

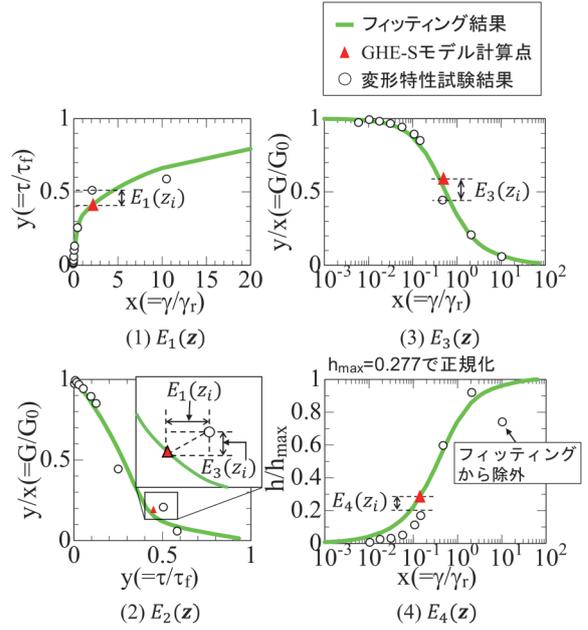


図3 骨格曲線および履歴減衰曲線に対する最適化手法の目的関数の残差の模式図(修正済み)

メータの影響を同時に評価できると言える。

3.4 最適化問題の設定

式(4)、式(5)の拘束条件および式(6)の目的関数を含めた本稿におけるGHE-Sモデルのフィッティングに対する最適化問題は以下のように定義される。

$$\min \{ E(\mathbf{z}) + r \cdot \max[0, \max(\mathbf{P})] \} \quad (7)$$

ここで、 P は式(4)、式(5)の拘束条件(パラメータの上限値・下限値)をペナルティー関数として組み込んだものである。 r はペナルティー係数で $r = 2n$ とした。 n は本最適化問題における未知数($n = 6$)である。

最適化計算は初期値 z_0 から開始し、式(7)が最小になるようなGHE-Sパラメータ(式(3))を反復計算により算出する。なお、最適化計算の初期値 z_0 にはGHE-Sモデルの標準パラメータ⁶⁾を設定した。

4. GHE-Sパラメータの推定

4.1 検討に用いたデータ

変形特性は、RTRI法を表1の豊浦砂、珪砂6号、珪砂8号のそれぞれ相対密度 $D_r = 60, 80\%$ に対して適用して取得した。なお、珪砂6、8号については密度に関わらずほぼ同等の内部摩擦角が得られている。このデータに対して動的解析経験が10年以上の解析者A、5年程度の解析者B、経験の無い解析者Cの3名の解析者にフィッティングを依頼すると共に、上記の最適化手法

表 1 用いた土質試料一覧

No	試料	平均粒径 D ₅₀ (mm)	相対密度 D _r (%)	内部摩擦角 φ'(°)
a-1	豊浦砂	0.18	60%	35.7
a-2			80%	37.6
b-1	珪砂6号	0.32	60%	38.2
b-2			80%	38.2
c-1	珪砂8号	0.10	60%	40.4
c-2			80%	39.7

※ 試験はすべて等方拘束圧 σ'=100kPa で実施

を用いたフィッティングも行った。なお、基準ひずみ γ_r は式 (8) の関係式を用いて算出した。

$$\begin{cases} \tau_f = \sigma' \tan \phi' \\ \gamma_r = \tau_f / G_{\max} \end{cases} \quad (8)$$

4.2 フィッティング結果

図 4 に各試料の図 3 に示す関係に対してフィッティングした結果を示す。h/h_{max} ~ γ/γ_r 関係における h_{max} については、最適化手法で設定された h_{max} で正規化している。以下に各関係に対するフィッティング結果の特徴について説明する。

(1) τ/τ_f ~ γ/γ_r 関係 (E₁)

せん断初期のひずみレベルが小さい領域 (概ね x < 2.0 の領域) では、解析者 C が実施した珪砂 6 号 D_r = 60% において試験値との乖離が見られたが、それ以外の試料については各解析者および最適化手法で大きな違いは見られず、試験結果を精度良くフィッティング出来ている。しかしながら、図中に示している試験実施時の最大せん断ひずみ以降のひずみ領域から、各解析者および最適化手法との間で乖離が見られることが分かる。

(2) G/G₀ ~ τ/τ_f 関係 (E₂)

この関係は τ/τ_f ~ γ/γ_{r} と G/G₀ ~ γ/γ_{r} の影響を受けると考えられ、後述するように G/G₀ ~ γ/γ_{r} 関係 (E₃) が解析者によらずほぼ同一な結果を得ているため、各フィッティングの残差は τ/τ_f ~ γ/γ_{r} 関係 (E₁) の残差に左右されると考えられる。しかし、τ/τ_f ~ γ/γ_{r} 関係 (E₁) より残差は小さいようである。}}}}}

(3) G/G₀ ~ γ/γ_{r} 関係 (E₃)}

全試料に各解析者および最適化手法による違いは見られず、ほぼ同一のフィッティング結果が得られた。

(4) h/h_{max} ~ γ/γ_{r} 関係 (E₄)}

珪砂 6 号 D_r = 80% 以外のケースについては大ひずみ領域で減衰が減少している。解析者 C はこれを認識できておらず、減衰が降下した点も含めてフィッティングしたため大きな差が見られるが、それ以外の解析者は減少した点を除いて設定しており、最適化手法によるフィッティング結果と概ね同様な結果が得られた。

図 5 は各解析者および最適化手法により得られた

GHE-S モデルパラメータを用いて式 (6) に基づいて計算した変形特性試験値との残差の比較である。試料によらず、最適化手法が各解析者よりも小さな残差で評価出来ていることが分かる。図 4 のフィッティング状況からも分かるように解析者ごとにパラメータのばらつきが大きくなる可能性があり、本稿で提案する残差を尺度とした最適化手法を適用することにより、短時間で適切・客観的なパラメータを人為的ミス無く推定することができると考えられる。

5. ハイブリッド地盤応答試験による精度検証

4 章で示した GHE-S モデルパラメータの設定精度が地盤の動的解析に与える影響を確認するため、各解析者および最適化手法が設定した一連の GHE-S モデルパラメータを用いた動的解析を行った。また、その精度を検討するため、正解値を与える試験としてハイブリッド地盤応答試験 (以降、ハイブリッド試験)³⁾ を実施し、動的解析結果と比較した。

5.1 対象地盤

動的解析およびハイブリッド試験の対象地盤を図 6 に示す。試験対象層の GHE-S モデルパラメータは図 4 に示したフィッティングにより得られた値を用い、それ以外の層については標準パラメータ⁶⁾ を適用した。変形特性試験は等方拘束圧 σ' = 100 (kPa) で実施しており、ハイブリッド試験における試験対象層は等方拘束圧 σ'_{hyb} = 20 (kPa) であるため、初期せん断剛性 G₀ および初期せん断弾性波速度 V_s は式 (9) により拘束圧で補正して用いた。

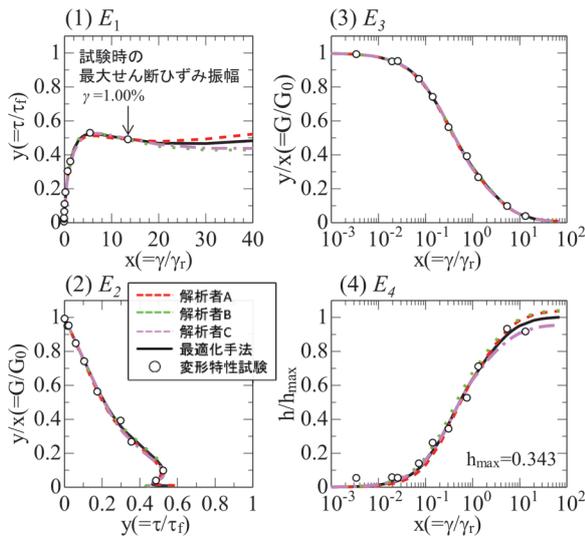
$$\begin{aligned} G_0 &= G_{\max} \sqrt{\sigma'_{hyb} / \sigma'} \\ V_s &= \sqrt{G_0 / \rho} \end{aligned} \quad (9)$$

基盤には ρ = 2.0g/cm³, V_s = 400m/s 相当の粘性境界を設置し、耐震標準に示されているスペクトル II 地震動 (G1 地盤) を入力した。

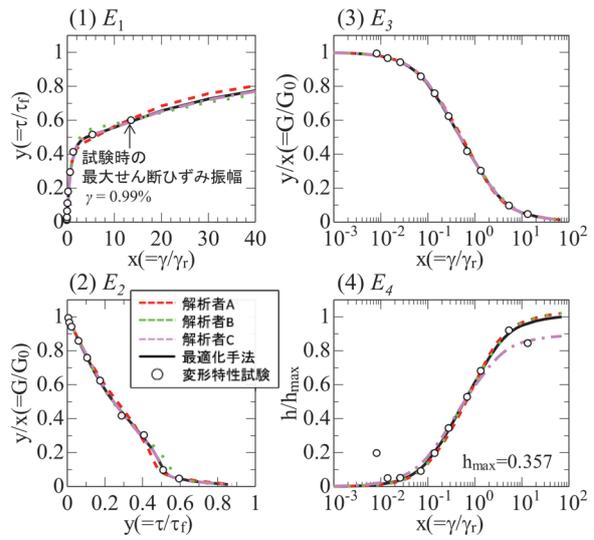
5.2 最大値分布の比較

図 7 に各解析者により設定した GHE-S パラメータ、および最適化手法が設定した GHE-S パラメータを用いた動的解析およびハイブリッド試験の最大値分布を示す。

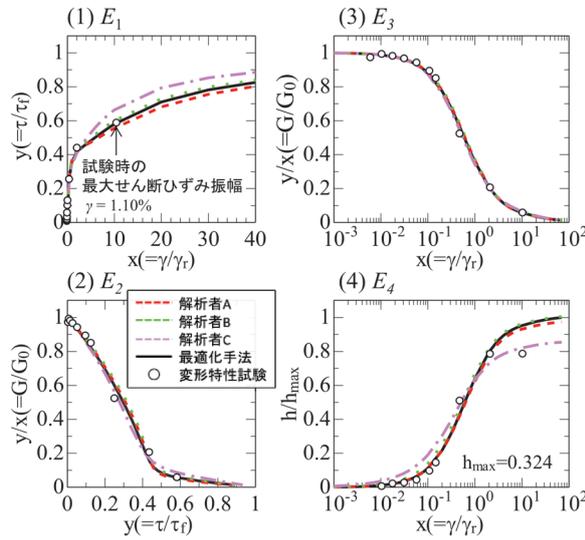
加速度深度分布については、すべてのケースで動的解析結果がハイブリッド試験結果を過小評価している。これはハイブリッド試験の試験対象層では、非排水せん断に伴う負の過剰間隙水圧の発生、いわゆるサイクリックモビリティによる急激な剛性増加や強度増加が見られる。全応力解析モデルある GHE-S モデルでは、サイク



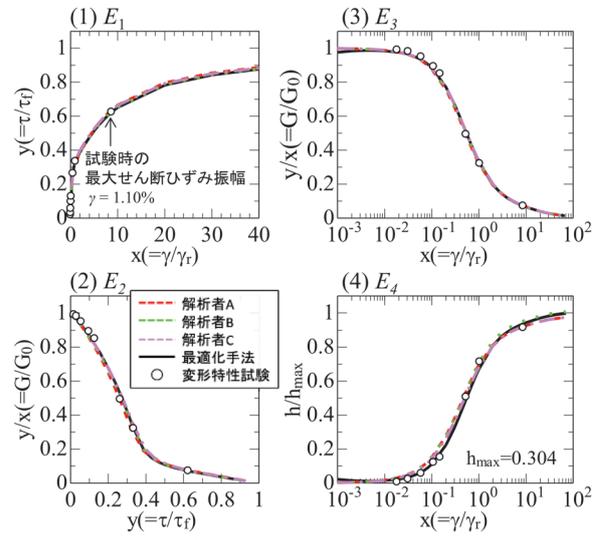
(a-1) 豊浦砂 $D_r=60\%$ ($\gamma_r=0.00242$)



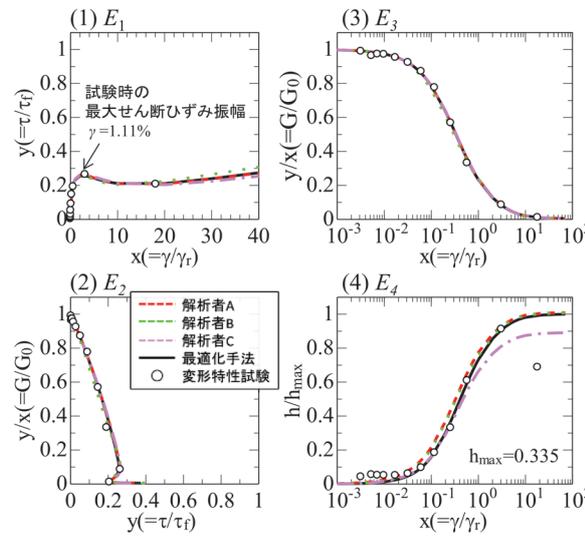
(a-2) 豊浦砂 $D_r=80\%$ ($\gamma_r=0.00225$)



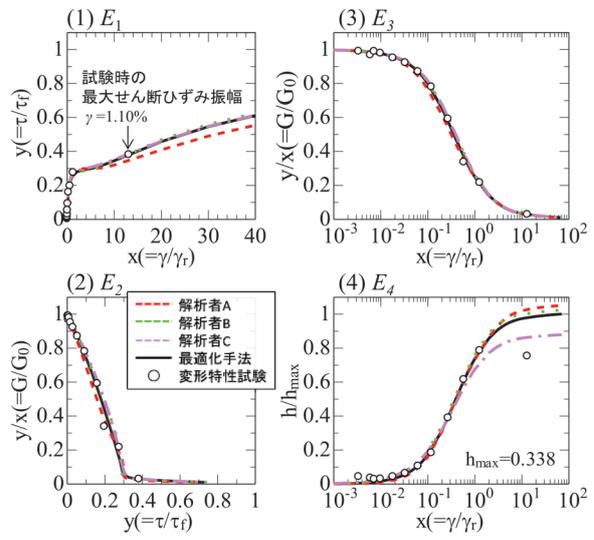
(b-1) 珪砂6号 $D_r=60\%$ ($\gamma_r=0.00106$)



(b-2) 珪砂6号 $D_r=80\%$ ($\gamma_r=0.00102$)



(c-1) 珪砂8号 $D_r=60\%$ ($\gamma_r=0.00194$)



(c-2) 珪砂8号 $D_r=80\%$ ($\gamma_r=0.00183$)

図4 各解析者および最適化手法を用いたフィッティング結果

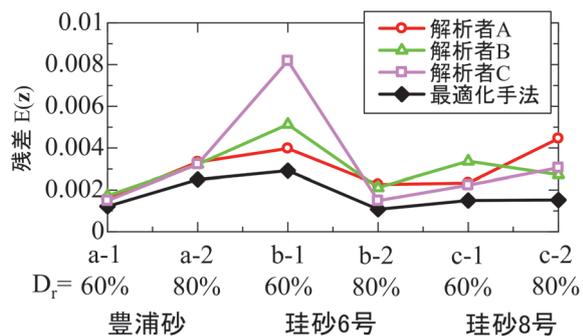


図5 式(6)に基づいた残差の比較(修正済み)

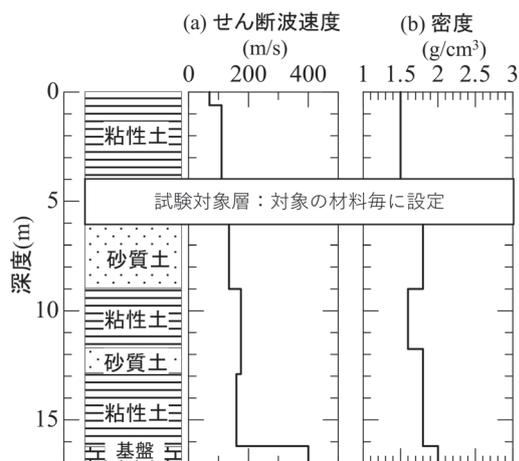


図6 動的解析で用いる地盤モデル(修正済み)

リックモビリティによりせん断応力～せん断ひずみ関係がS字型になる挙動は表現できるもの強度増加は表現できていないためと考えられる。この点については全応力解析の限界であるが、非常に短周期の応答となるため、一般的な固有周期を有する鉄道構造物への影響は小さいと考えられる⁷⁾。

各図の変位分布に着目すると、各解析者および最適化手法によるフィッティング結果によらず概ね同程度の値が得られていることが確認できる。ただし、各図のせん断応力分布、せん断ひずみ分布を見ると、ハイブリッド試験と比較してせん断応力は過小評価、せん断ひずみは過大評価する傾向にあることが分かる。これは、図4に示した様にせん断ひずみ1%程度までの変形特性試験を用いてパラメータフィッティングをしているのに対して、動的解析では4%以上のひずみが発生しており、大ひずみ領域の変形特性を十分に評価出来ていないためと考えられる。レベル2地震動を想定する場合には、変形特性試験においてより大ひずみ領域を評価する必要があると言える。

履歴減衰の設定について、解析者Cが豊浦砂 $D_f=80\%$ 、珪砂6号 $D_f=60\%$ 、珪砂8号 $D_f=80\%$ において履歴減衰低下点もフィットさせるようにフィッティングしていたものの、最大値分布にはその影響は見られず、

他の解析者と同程度の値を示している。履歴減衰の設定の影響についても、上記と同様に変形特性試験においてより大ひずみ領域を評価し、検討する必要がある。

6. まとめ

本稿では、地盤の逐次非線形動的解析における土の変形特性を表すGHE-Sモデルのパラメータに関して、最適化手法を用いた設定方法について提案した。また、経験の異なる3名の解析者が設定した変形特性と最適化手法で設定した変形特性を比較するとともに、それらを用いた動的解析を実施し、ハイブリッド地盤応答解析試験結果と比較することで解析精度に与える影響を比較した。その結果、以下の知見を得た。

1) 最適化手法を用いた変形特性の設定について

各解析者によって設定された変形特性にはそれぞればらつきがみられ、最適化手法により設定された変形特性の方が小さな残差で試験結果をフィッティング出来ることを確認した。最適化手法を用いることで、人為的エラーを排除し、常に同じ精度でパラメータ設定を行うことができ、有効な手法であると考えられる。

2) 変形特性の設定と動的解析の精度について

解析者および最適化手法を用いて設定したパラメータを用いた動的解析による最大値分布を比較した。今回用いた変形特性試験結果はせん断ひずみ1%程度までの領域を評価していたのに対して、動的解析では4%以上のせん断ひずみが発生しており、十分に変形特性が評価出来なかった可能性がある。より大ひずみ領域の試験結果を用いた同様の検討が必要である。

今後、大ひずみ領域の土の変形特性を評価可能な試験法の検討を行うと共に、表層地盤の動的解析における土の変形特性パラメータ設定の影響を引き続き検討していきたい。

文献

- 1) 国土交通省監修、(公財)鉄道総合技術研究所編：鉄道構造物等設計標準・同解説 耐震設計、丸善出版、2012
- 2) 室野剛隆、野上雄太：S字型の履歴曲線の形状を考慮した土の応力～ひずみ関係、第12回日本地震工学シンポジウム、pp.494-497、2006
- 3) 鈴木聡、井澤淳、豊岡亮洋、小島謙一：耐震設計における適切な表層地盤応答評価法の構築、鉄道総研報告、Vol.32、No.9、pp.11-16、2018
- 4) Tatsuoka, F. and Shibuya, S.: Deformation characteristics of soils and rocks from field and laboratory tests, Theme Lecture 1, Proc. of Ninth Asian Regional Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Vol.2, pp.101-170,

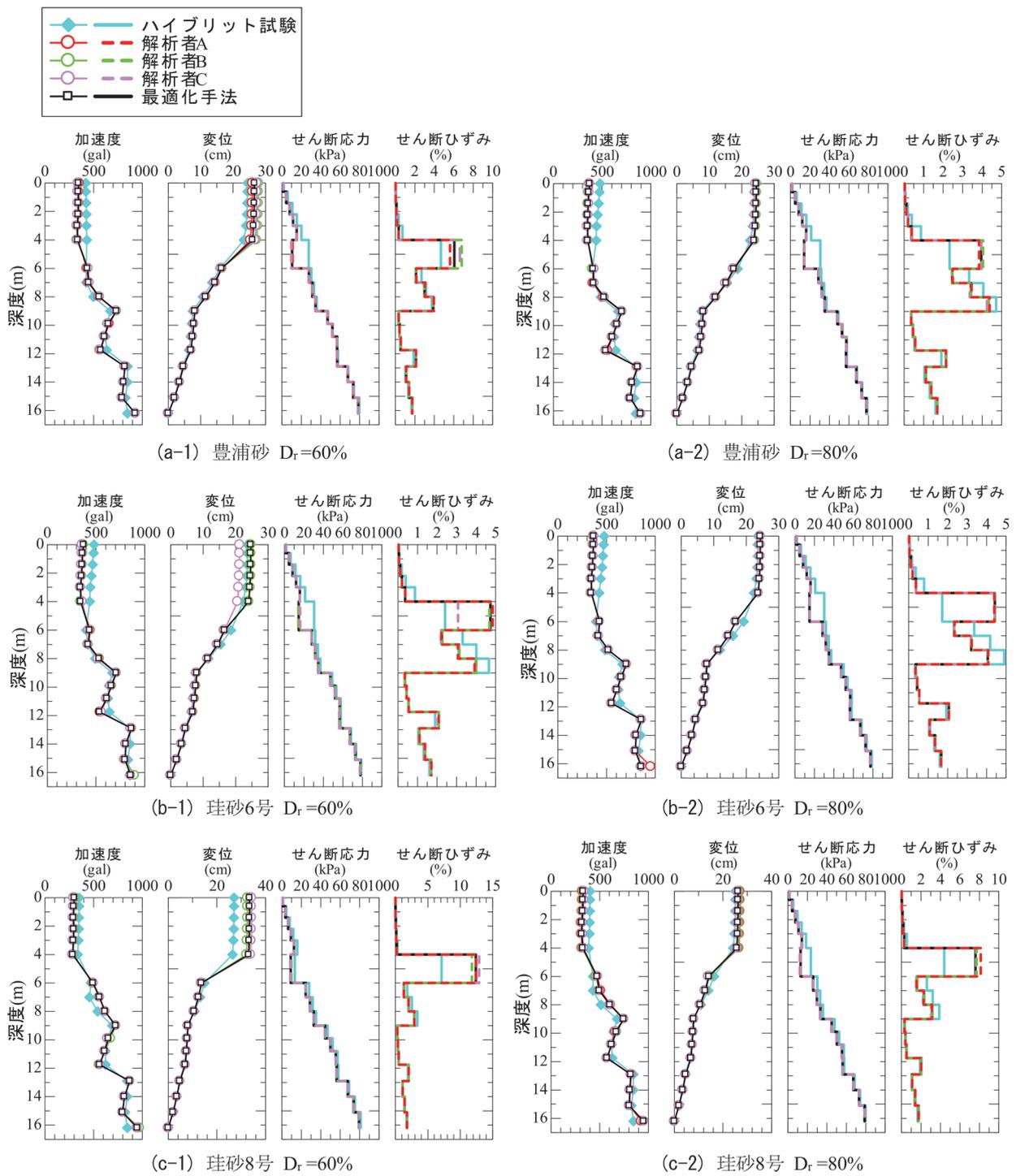


図7 動的解析における最大値分布の比較 (修正済)

- 1992.
- 5) Kappel, F, & Kuntsevich, A: An implementation of Shor's r-algorithm, Computational Optimization and Applications, Vol.15, No.2, pp.193-206, 2000.
- 6) 野上雄太, 室野剛隆: S字型履歴曲線を有する土の非線形

- モデルとその標準パラメータの設定, 第30回土木学会地震工学研究発表会論文集, 2009
- 7) 笠井悟, Duttine Antoine, 井澤淳, 鈴木聡: 杭基礎の耐震設計における土の変形特性試験の影響, 土木学会第73回年次学術講演会, III-197, pp.393-394, 2018

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

谷村幸裕

■企画・監修

川崎邦弘	長倉 清	日比野有	小方正文
仁平達也	石毛 真	田所敏弥	重枝秀紀
桃谷尚嗣	布川 修	新井英樹	福田光芳
松井元英	上半文昭	斉藤実俊	水上直樹
富田 優	小島謙一		

鉄道総研報告 第38巻 第7号

2024年7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

©2024 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. 38 No. 7

Jul. 2024

PAPERS

- Design Method for Power Generation Systems for Diesel Vehicles Using a Permanent Magnet Synchronous Machine and a Full-Bridge Rectifier
..... M.KONDO (1)
- Study on the Occurrence Conditions of Squeal Noise and High frequency Noise in a Railway Curved Section
..... T.SUEKI, Y.SHIMIZU, T.NITTA, K.TAKAI (9)
- Improvement of Skeleton Curves for Nonlinear Dynamic Analysis Employing Single Degree of Freedom Model of Railway Bridges and Viaducts
..... K.NANAMI, K.SAKAI (17)
- Estimation Method of Melting Volume of Current Collecting Materials at Contact Loss Point by using $\phi - \theta$ Theory
..... C.YAMASHITA, K.NEMOTO, T.OHARA (23)

RESEARCH REPORT

- A Study on Parameter Setting for Deformation Characteristics for Dynamic Grand Response Analysis
..... K.TSUKIOKA, Y.YAMAUCHI, M.YAMAMOTO, T.ONODERA, J.IZAWA (29)

