

シームレスな極薄鋼板の磁気ガイドウェイシステムの開発 (マルチボディダイナミクスを用いた外乱振動の入力に対する振動抑制効果に 関する考察)

Development of Electromagnetic Guideway for Seamless Ultra-thin Steel Plate (Consideration on Effect of Vibration Suppression against Input Vibration Disturbance by Multi Body Dynamics)

中須賀峻^{a)}・奈良輪祥泰^{a)}・石原宙^{a)}・山口遼^{a)}・小川和輝^{a)}・成田正敬^{a)†}・加藤英晃^{a)}

^{a)} 東海大学, 神奈川県平塚市北金目 4-1-1 (〒259-1292)

R. Nakasuga^{a)}, Y. Narawa^{a)}, S. Ishihara^{a)}, R. Yamaguchi^{a)}, K. Ogawa^{a)}, T. Narita^{a)†}, and H. Kato^{a)}

^{a)} Tokai Univ., 4-1-1 Kitakaname, Hiratsuka-shi, Kanagawa 259-1292, Japan

The continuous steel plate production line extends several kilometers in length, and steel plates are transported through contact with rollers. However, after the plating process, a plate cannot be supported by rollers so as to avoid plating failure. Therefore, we propose an electromagnetic guideway that applies magnetic levitation technology to the steel-plate manufacturing line. In our research group, a high guidance performance could be obtained in an experiment by installing electromagnets to the sides of steel plates on the path on which they are conveyed. However, the shape of steel plate has not yet been obtained analytically. Therefore, we focus on multi body dynamics and study the optimum placement position of electromagnets. In this study, the attractive force was analyzed by changing the steady-state current applied to the electromagnets to investigate the vibration suppression performance of the electromagnets for the electromagnetic guideway. From the analysis results, the electromagnets generated a restoring force like a spring. Furthermore, from the results, we analyzed the response of a steel plate on the basis of multibody dynamics when a disturbance was applied.

Keywords: steel plate, noncontact guide, vibration analysis, multi body dynamics

1. 緒言

溶融亜鉛めっき鋼板は溶接性, 塗装性, 耐久性に優れることから, 自動車産業や建築材料等に幅広く利用されている。この鋼板の製造ラインでは, 鋼板は長尺な連続鋼板のまま多数のロールによって接触支持搬送される。しかしながら, めっき処理後の乾燥工程では鉛直方向に 20 m~50 m 搬送される。この工程ではめっきの剥離の原因となるためロールによる接触支持を行うことができず, 大きな振動が発生してめっき不良の原因となる。解決策として, 鋼板の上下面に電磁石を設置し, 吸引力を利用して連続鋼板を非接触に支持する手法^{1,2)}が一部に導入されており, 面外の振動については抑制効果が報告されているが, 鋼板平面内の走行方向に垂直な方向は制御を行わないため, 蛇行の問題は未だ解決できていない。

この問題を解決するため, 当研究グループでは直線を走行する連続鋼板のエッジ近傍に電磁力を印加することにより, 鋼板を非接触に案内する手法を検討している³⁾。これまでに連続鋼板のエッジ部に電磁石を設置して位置決め制御を行う磁気ガイドウェイシステムを提案し, ループ部の非接触案内を行うことで, 制御方向だけでなく面外方向の振動も抑制できることを報告している⁴⁾。このとき鋼板の走行形状に沿って磁気ガイドウェイの電磁石を設置することで, 面外方向の振動に対して高い制振効果が得られることを実験的に確認している。しかしながら鋼板の形状は鋼板の板厚や走行速度によって変化するため, 実用的な状況を網羅する

ためには磁気ガイドウェイの形状を導出するプロセスの構築が不可欠である。鋼板が走行した際の形状を導出する前提として, 静止した鋼板形状についても導出する必要がある。しかしながら, 曲げ剛性のない長尺な物体を吊り下げたとき, カテナリー曲線を描くことは一般的に知られているが, 連続鋼板のように曲げ剛性を有する長尺な物体を吊り下げて静止したときの形状を数式的に導出した例は存在しない。そこで, 著者らはケーブルダイナミクス等に用いられるマルチボディダイナミクス (以下 MBD) に着目し^{5,6)}, 連続鋼板が静止した際のループ形状部の鋼板形状を求め, 実験結果とよい一致を示すことを確認している⁷⁾。また鋼板の動的な挙動については有限要素法を用いて応力解析やモード解析の結果をもとに電磁石や永久磁石を配置してその有効性を確認している^{8,9)}。さらに鋼板の過渡的な動特性について, MBD を用いて鋼板の自由応答を算出したが¹⁰⁾, 電磁石の制振性能について詳細な検討は行われていない。

そこで本研究は走行せず静止した状態の連続鋼板に対する磁気ガイドウェイに用いる電磁石の制振性能について検討を行った。有限要素法による電磁界解析を行い, 電磁石に流す定常電流を変更して得られた結果をもとに磁気ガイドウェイ用電磁石の等価的な復元力を算出した。得られた結果に基づいて MBD を用いて解析を行い, 鋼板に外乱が入力された際の電磁石の制振性能について検討を行った。

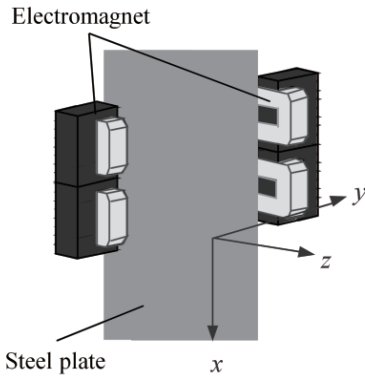


Fig. 1 Electromagnet unit and coordinate axes.

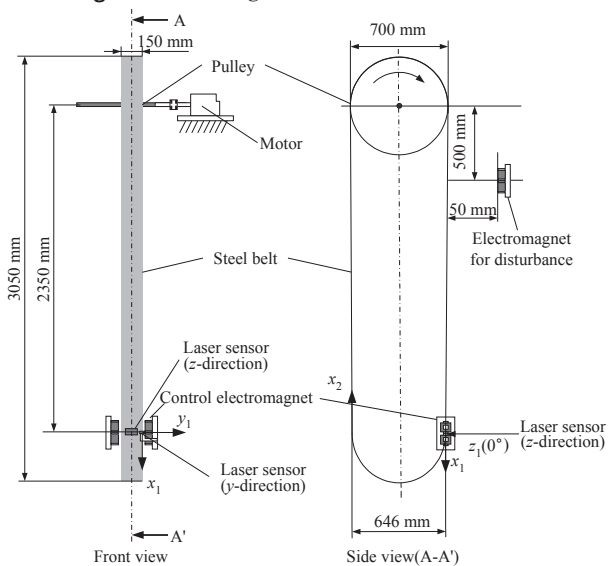


Fig. 2 Schematic diagram of experimental apparatus and measurement position.

2. エッジ部に設置した電磁石による連続鋼板の磁気ガイドウェイシステム

著者らが検討している磁気ガイドウェイシステムの電磁石ユニットの概略図を Fig. 1 に示す。同図に示す通り連続鋼板のエッジ部に 2 基の電磁石を対向して設置した。なお鋼板の走行方向を x 方向、鋼板走行方向に対して垂直方向を y 方向、鋼板平面に対して垂直方向を z 方向と定義する。本システムはエッジ部に設置した電磁石により鋼板に発生する吸引力によって y 方向の変位が電磁石表面から 5 mm になるよう位置決め制御を行っている。このとき電磁石には制御電流に加え定常電流 I_0 を重量とする。しかしながらこの電流によって発生する吸引力は電磁石コアの中心方向に発生するため、鋼板が z 方向に変位した際にはコアの中心方向への復元力として働き、 y 方向の制御だけでなく、 z 方向にも制振することができる。

この電磁石ユニットを連続鋼板のループ部分に設置し、非接触案内を行う。電磁石を用いた非接触ガイドウェイを実験的に評価するため、連続鋼板の進行方向部分を模擬した実験装置の概略図を Fig. 2、実験装置の写真を Fig. 3 に示す。実験装置は長さ 6894 mm、幅 150 mm、厚さ 0.3 mm のステンレス鋼材 (SUS632) 製



Fig. 3 Experimental apparatus.

ベルトを溶接した連続鋼板を直径 700 mm、幅 154 mm のプーリからの吊り下げている。プーリはブラシレス DC モータと接続されており、プーリが回転することにより鋼板が走行する状況を再現することができる。また振動特性を実験的に評価するための外乱入力用電磁石を Fig. 2 に示すように鋼板の上流側のプーリ中心軸から下方に 500 mm の位置に、鋼板の面外方向に表面から 50 mm の位置に設置した。

3. 電磁石ユニットの制振性能に関する検討

3.1 解析モデルと解析条件

磁気ガイドウェイシステムを構成する電磁石ユニットの制振性能について有限要素法による電磁界解析を用いて検討を行った。Fig. 4 に有限要素モデルの鳥瞰図を示す。また、解析モデルの寸法を Fig. 5 に示す。幅 (y 方向) 150 mm、長さ (x 方向) 600 mm、厚さ 0.3 mm の鋼板 (SUS632) の両側に電磁石を 2 基ずつ設置した。鋼板は Fig. 6 に示すように、電磁石コアの中心を原点として z 方向に変位させ、発生する吸引力について検討を行う。また、 y 方向の電磁石表面から鋼板のエッジまでの距離は 5 mm とした。電磁石は Fig. 7 に示す形状の E 型フェライトコア (材質: PC40) を使用し、コイルの巻数は 1005 回とした。このときコイルに流す定常電流 I_0 は 0.1~2.0 A まで変化させ、鋼板を z 方向に 0 mm ~ -20 mm 変位させた際の鋼板に発生する z 方向の吸引力を解析により求めた。なお、全ての電磁石は電流を流した際に鋼板側が N 極になるよう設定した。

3.2 解析結果

解析結果の一例として、 $I_0 = 0.1$ A、 $z = -8$ mm における鋼板に発生した吸引力のベクトルプロットを Fig. 8 に示す。同図より電磁石コアの中心に向かって吸引力が発生していることが確認で

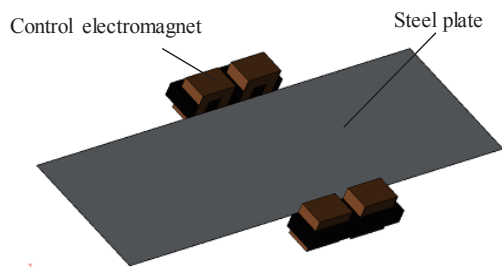


Fig. 4 FE model of electromagnet unit for electromagnetic guideway.

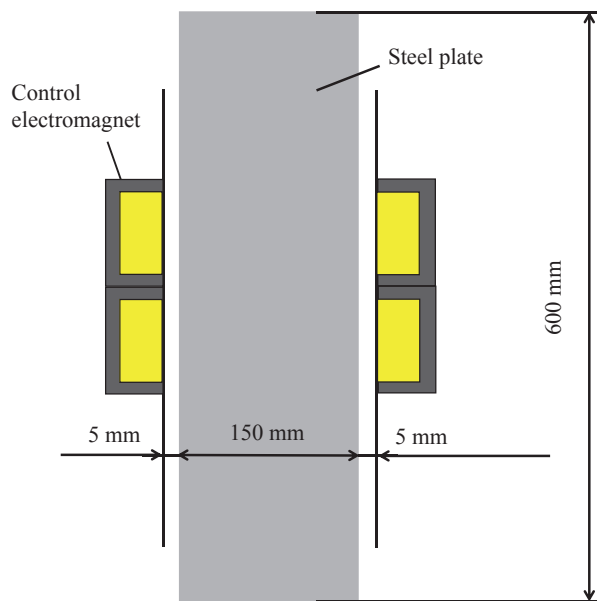


Fig. 5 Dimensions of FE model.

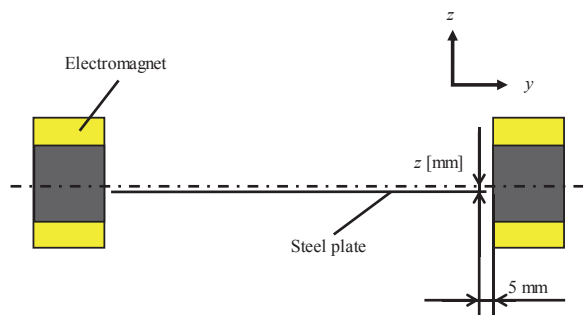


Fig. 6 Displaced steel plate in z direction.

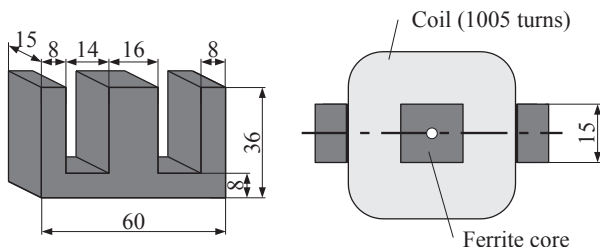


Fig. 7 Schematic illustration of electromagnet.

きた。 $I_0 = 0.1, 0.5, 1.0, 1.5, 2.0$ A における変位 z と z 方向の吸引力 F_z の関係を Fig. 9 に示す。同図より定常電流を増加させると吸引力を増加することが確認できた。また、 $z = -8$ mm までは z

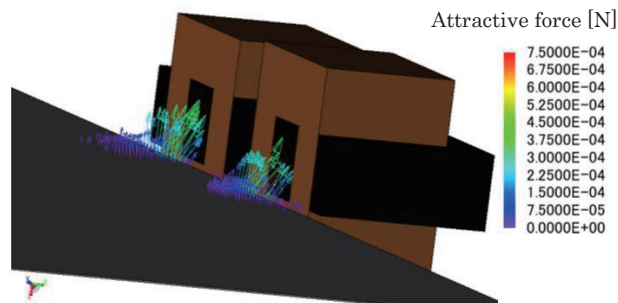


Fig. 8 Example of analyzed attractive force ($I_0 = 0.1$ A, $z = -8$ mm).

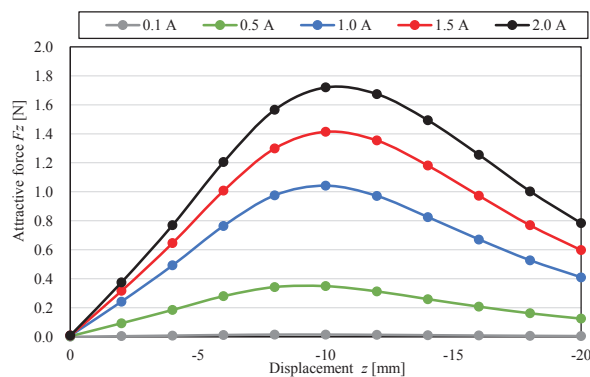


Fig. 9 Relationship between displacement z and attractive force F_z .

Table 1 Equivalent spring ratio of electromagnet for electromagnetic guideway for each steady current.

Steady current I_0 [A]	Equivalent spring ratio of electromagnet k_{em} [N/m]
0.1	1.777
0.5	42.37
1.0	121.0
1.5	161.3
2.0	194.5

の増加に比例して F_z が増加し、ばねのような電磁石コア中心方向への復元力が発生することが得られた。このとき変位—8 mm までの傾きを算出し、電磁石ユニットにおける等価ばね定数 k_{em} を求めた。各電流値における k_{em} を Table 1 に示す。定常電流を増加させると k_{em} も増加する傾向が得られた。

4. MBD を用いた連続鋼板の挙動解析

4.1 連続鋼板の MBD 解析モデル

Fig. 2 に示す本研究で用いる実験装置のように半径 R のプーリーに連続鋼板が吊り下げられているモデルについて検討する。連続鋼板の解析モデルと座標系を Fig. 10 に示す。プーリーの中心を原点 O 、 x' 軸を水平方向、 z' 軸を鉛直方向上向きに取る全体基準座標 $O-x'z'$ を設定する。連続鋼板はプーリーの端部 p_1 、 p_2 の位置から吊り下げられているものとする。連続鋼板は n 個の剛体ボディに離散化され、各ボディの長さは L 、各ボディ長さの半分の長さを l 、幅は w 、質量は m とする。Fig. 10 中の破線で示した部

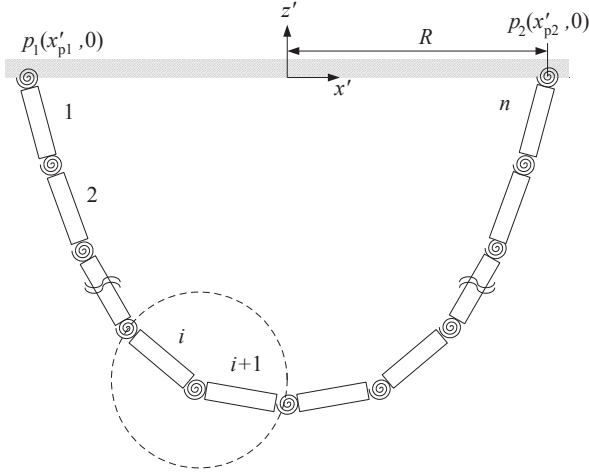


Fig. 10 MBD analysis model of continuous steel plate.

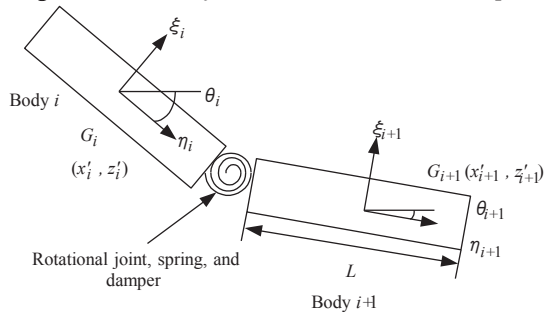


Fig. 11 Schematic diagram of rotational joint, spring, and damper between each body.

分を拡大した Fig. 11 のように隣接する各剛体ボディは回転ジョイントにより拘束され、接続部には鋼板の曲げ剛性、内部減衰をモデル化した回転ばねと回転ダンパが取り付けられていると仮定する。各ボディにはそれぞれ番号を付け、添え字 $i (i=1 \sim n)$ をつけて表す。全体基準座 $O-x'z'$ における第 i 番目のボディの重心 G_i における $x'-z'$ 座標をそれぞれ x'_i, z'_i とし、 θ_i は第 i 番目の剛体の物体固定座 $G_i-\eta_i\xi_i$ の全体基準座 $O-x'z'$ に対する回転角を表す。

このように座標系を取るとき、各ボディの一般化座標 q_i は式(1)となり、連続鋼板の運動を記述する一般化座標 q は式(2)のように得られる。

$$\mathbf{q}_i = [x'_i \quad z'_i \quad q_i]^T \quad (1)$$

$$\mathbf{q} = [\mathbf{q}_1^T \quad \mathbf{q}_2^T \quad \cdots \quad \mathbf{q}_i^T \quad \cdots \quad \mathbf{q}_n^T]^T \quad (2)$$

離散化した各剛体ボディには重力と鋼板の曲げ剛性、内部減衰をモデル化した回転ばね¹⁰⁾と回転減衰により発生する一般力 $\mathbf{Q}_i$ が作用する。この剛体に対する運動方程式は次の微分方程式で表される。 $\mathbf{M}_i$ は各剛体ボディの質量および慣性モーメントの対角行列である。

$$\mathbf{M}_i \ddot{\mathbf{q}}_i = \mathbf{Q}_i \quad (3)$$

$$\mathbf{M}_i = \text{diag} [m_i \quad m_i \quad J_i] \quad (4)$$

$$\mathbf{Q}_i = [0 \quad -m_i g \quad -(f_k + f_c)]^T \quad (5)$$

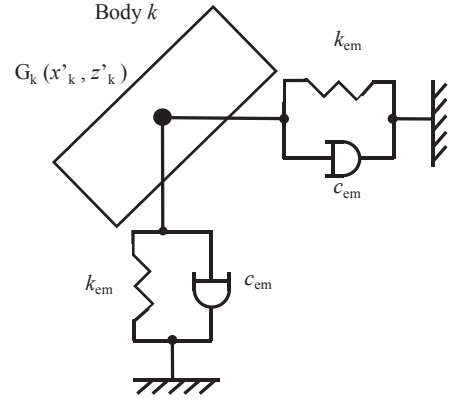


Fig. 12 Analysis model of electromagnet.

$$f_k = k_q (\theta_{i-1} - \theta_i) + k_q (\theta_{i+1} - \theta_i)$$

$$f_c = c_q (\dot{\theta}_{i-1} - \dot{\theta}_i) + c_q (\dot{\theta}_{i+1} - \dot{\theta}_i)$$

ただし、 f_k は連続鋼板の曲げ剛性によるトルク、 k_q は曲げ剛性に相当する回転ばね定数、 f_c は連続鋼板の内部減衰によるトルク、 c_q は内部減衰に相当する回転減衰定数である。なお Fig. 2 に示した制御用電磁石ユニットが設置される第 k 番目のボディにおいては電磁石ユニットによる復元力と減衰力が加わると仮定し、Fig. 12 に示すようにばねとダンパが仮想的に設置されているとしてモデル化を行った。このとき第 k 番目のボディにおける一般力 $\mathbf{Q}_k$ は次式で表される。

$$\mathbf{Q}_k = [-f_{\text{emx}} - mkg - f_{\text{emz}} - (f_k + f_c)]^T \quad (6)$$

$$f_{\text{emz}} = k_{\text{em}}(z' - z'_{\text{em}}) + c_{\text{em}} \dot{z}'_k$$

$$f_{\text{emx}} = k_{\text{em}}(x' - x'_{\text{em}}) + c_{\text{em}} \dot{x}'_k$$

このとき $x'_{\text{em}}, z'_{\text{em}}$ は電磁石の座標、 k_{em} は電磁石ユニットによる等価減衰係数、 c_{em} は電磁石ユニットによる等価ばね定数である。なお本研究において Fig. 2 に示した制御用電磁石ユニットの位置は $i=70$ となる。全ての剛体に対する運動方程式を順に並べると系全体の運動方程式が得られる。

$$\mathbf{M} \ddot{\mathbf{q}} = \mathbf{Q} \quad (7)$$

$$\mathbf{M} = \text{diag} [\mathbf{M}_1 \quad \mathbf{M}_2 \quad \cdots \quad \mathbf{M}_i \quad \cdots \quad \mathbf{M}_n] \quad (8)$$

$$\mathbf{Q} = [\mathbf{Q}_1^T \quad \mathbf{Q}_2^T \quad \cdots \quad \mathbf{Q}_i^T \quad \cdots \quad \mathbf{Q}_n^T]^T \quad (9)$$

離散化された各ボディは物体固定座 $G_i-\eta_i\xi_i$ における $(\pm l, 0)$ の位置で回転ジョイントにより隣接するボディと連結されている。このとき第 $i-1$ 番目と第 i 番目のボディを拘束する回転ジョイントの拘束条件式は次式で表される。

$$\Phi_{(i-1)i} = \begin{Bmatrix} x_{i-1} - x_i + l \cos \theta_{i-1} + l \cos \theta_i \\ y_{i-1} - y_i + l \sin \theta_{i-1} + l \sin \theta_i \end{Bmatrix} = \mathbf{0} \quad (10)$$

ただし鋼板の両端においては以下の拘束条件式となる。

$i=1$ のとき

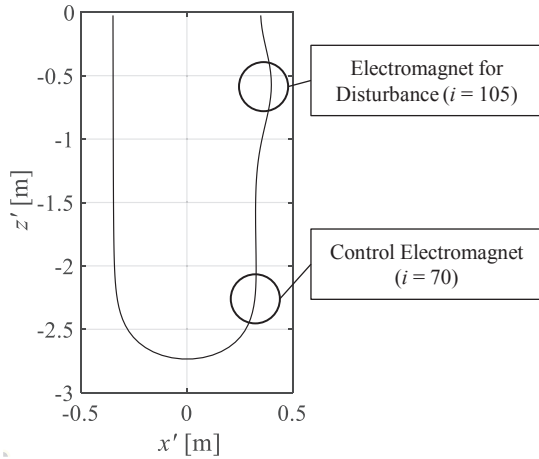


Fig. 13 Initial shape of steel plate.

$$\Phi_{(p1)1} = \begin{Bmatrix} x_{p1} - x_1 + l \cos \theta_1 \\ y_{p1} - y_1 + l \sin \theta_1 \end{Bmatrix} = \mathbf{0} \quad (11)$$

$i=n$ のとき

$$\Phi_{(n)p2} = \begin{Bmatrix} x_n - x_{p2} + l \cos \theta_n \\ y_n - y_{p2} + l \sin \theta_n \end{Bmatrix} = \mathbf{0} \quad (12)$$

全ての拘束条件式をまとめると

$$\Phi(\mathbf{q}, t) = [\Phi_{(p1)1}^T \quad \Phi_{(1)2}^T \quad \dots \quad \Phi_{(n)p2}^T]^T = \mathbf{0} \quad (13)$$

が得られる。導出下拘束条件式 Φ を一般化座標 $\mathbf{q}$ で偏微分することで、ヤコビアンマトリックスが次式のように得られる。

$$\Phi_q \equiv \frac{\partial \Phi}{\partial \mathbf{q}} \quad (14)$$

時刻 t における微小な仮想変位 $\delta \mathbf{q}$ を考える。仮想変位 $\delta \mathbf{q}$ は拘束条件式(12)を満たす必要があるので

$$\Phi_q(\mathbf{q}, t) \delta \mathbf{q} = \mathbf{0} \quad (15)$$

の関係が成り立つ。また運動方程式(7)のもとで仮想仕事の原理から次式が成り立つ。

$$[\mathbf{M} \ddot{\mathbf{q}} - \mathbf{Q}]^T \delta \mathbf{q} = \mathbf{0} \quad (16)$$

ここでラグランジュの未定定数法の定理を用いると

$$[\mathbf{M} \ddot{\mathbf{q}} - \mathbf{Q}]^T \delta \mathbf{q} + \lambda^T \Phi_q \delta \mathbf{q} = [\mathbf{M} \ddot{\mathbf{q}} - \mathbf{Q} + \lambda \Phi_q^T]^T \delta \mathbf{q} = \mathbf{0} \quad (17)$$

ここで λ はラグランジュ定数からなるベクトルを表す。以上の式より任意の $\delta \mathbf{q}$ に対して次式が成り立つ。

$$\mathbf{M} \ddot{\mathbf{q}} + \lambda \Phi_q^T = \mathbf{Q} \quad (18)$$

また、拘束条件式を時間で2回微分すると次式が得られる。

$$\ddot{\Phi} = (\Phi_q \dot{\mathbf{q}})_q \dot{\mathbf{q}} + 2\Phi_{qt} \dot{\mathbf{q}} + \Phi_{qq} \ddot{\mathbf{q}} + \Phi_{tt} = \mathbf{0} \quad (19)$$

$$\Phi_{qq} \ddot{\mathbf{q}} = -(\Phi_q \dot{\mathbf{q}})_q \dot{\mathbf{q}} - 2\Phi_{qt} \dot{\mathbf{q}} - \Phi_{tt} \equiv \gamma \quad (20)$$

式(18)と式(20)を結合し、変数を $[\ddot{\mathbf{q}}^T \quad \lambda^T]^T$ に拡大し、微分代数方程式の形に変形すると以下のように求まる。

$$\begin{bmatrix} \mathbf{M} & \Phi_q^T \\ \Phi_q & \mathbf{0} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{\mathbf{q}} \\ \lambda \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{Q} \\ \gamma \end{bmatrix} \quad (21)$$

4.2 MBD 解析条件

得られた微分代数方程式(21)を解くことで連続鋼板の挙動が得られる。本研究ではボディ長さ $L = 50 \text{ mm}$ 、幅 $w = 150 \text{ mm}$ とし、実験で使用する鋼板の長さを模擬するため、ボディの分割数 $n = 116$ とした。鋼板のヤング率 $E = 196 \text{ GPa}$ 、断面2次モーメント $I = 3.375 \times 10^{-13} \text{ m}^4$ 、質量 m は使用している SUS632 の密度から算出し $m = 0.01742 \text{ kg}$ とした。また、回転ばね定数 k は連続鋼板の曲げ剛性から次の式のように得られる。

$$k = EI / L \quad (22)$$

式(22)より算出した k の値は $1.323 \text{ N}\cdot\text{m/rad}$ となる。また回転減衰係数 c は基礎実験の結果より $0.1 \text{ N}\cdot\text{m}\cdot\text{s/rad}$ とした。さらに k_{em} の Table 1 における各電流値の値を使用し、 α_{em} は $0.1 \text{ N}\cdot\text{s/m}$ とした。

4.3 MBD による振動特性解析

鋼板に外乱が入力された際の応答解析を行った。Fig. 2 に示した外乱用の電磁石の位置に相当する、Fig. 10 中の鋼板の端点 $p2$ から 500 mm の位置にあるボディ ($i=105$) に外力を加え、強制的に 50 mm 変位させて静止した状態を初期条件とした。このとき鋼板形状を Fig. 13 に示す。同図に示す形状から外乱入力用電磁石の力を除去し、ステップ状の外乱を入力した際の応答を解析した。本検討では、Fig. 2 の磁気ガイドウェイ用電磁石位置に相当する 70 番目のボディに各定常電流値に相当する復元力と減衰力を加えた。定常電流 I は 0.1 A 、 0.5 A 、 1.0 A 、 1.5 A 、 2.0 A とし、各電流値に相当する k_{em} を Table 1 より用いた。また、比較のため、磁気ガイドウェイ用電磁石を設置していない未制御の場合の解析も行った。

磁気ガイドウェイ用電磁石位置における解析結果の時刻歴を Fig. 14 に示す。同図の結果は(a)未制御、(b)0.1 A、(c)0.5 A、(d)1.0 A、(e)1.5 A、(f)2.0 A とした。同図(a)の未制御の場合と比較して、磁気ガイドウェイ用電磁石の定常電流が 0.5 A 以上の場合には未制御の場合より振動の振幅を抑制することができた。(b)の 0.1 A の場合は振幅の最大値は増加したものの、高周波の振動は抑制することができた。また、定常電流を 1.0 A 以上増加させても振動に変化は見られなかった。さらに、鋼板全体の振動を評価するために解析した 116 個の全ボディの各定常電流値における z 方向変位の標準偏差を算出した。Fig. 10 における $p1$ の位置から各ボディまでの距離とそのボディの標準偏差の関係を Fig. 15 に示す。なお、距離はボディ長さ L とボディ番号 i の積で算出される。図中の破線で示した部分が磁気ガイドウェイ用電磁石の位置、一点鎖線で示した部分が外乱用電磁石の位置に相当する。同図に示すように、未制御の場合では鋼板の中点となる 2.9 m の位置を中心として左右対称な結果が得られ、鋼板全体に外乱の波動が伝播した様子が確認できる。一方磁気ガイドウェイ用電磁石を設置した場合は、 0.5 A 以上定常電流を流すことで磁気ガイドウェイ電磁石を設置した 3.5 m より外乱電磁石側のボディの振動が増加し、 $0 \sim 3.5 \text{ m}$ のボディの振動は大きく減少した。これは定常電流値を増加させたことにより磁気ガイドウェイ用電磁石の位置で変位に対する剛性が増加して固定端のような挙動を示し、外乱の波動が磁気ガイドウェイ用電磁石で反射したためと考えられる。また、定常電流値が 1.0 A 以上増加させた場合は最大値の減少は見られ

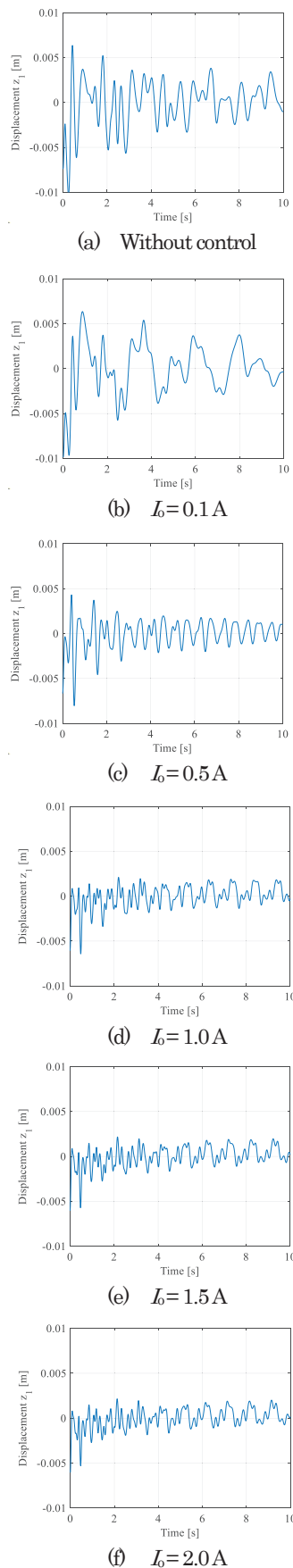


Fig. 14 Time histories of analyzed displacement z for electromagnet unit for electromagnetic guideway ($i=70$).

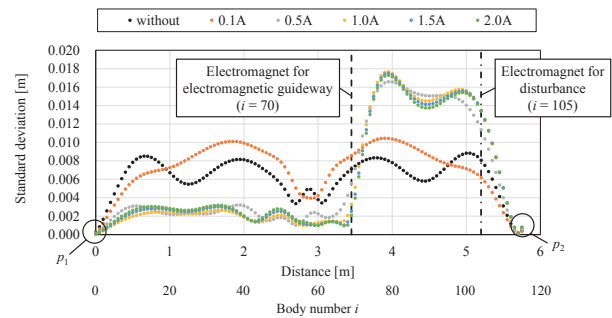


Fig. 15 Relationship between distance from p_1 and standard deviation of analyzed displacement z .

ものの、波形に大きな変化は見られなかった。これは定常電流 1.0 A 以上で電磁石のコアに磁気飽和が発生しており、定常電流の増加に対してばね定常の増加が緩やかになったためと考えられる。以上の結果から磁気ガイドウェイ用電磁石を設置することにより設置位置の鋼板の振動を抑制でき、上流から伝播してくる外乱を遮断する働きを示すことが得られた。これらの傾向については実機でも同様の挙動を示すことを確認している。

5. 結言

本研究では長尺で曲げ剛性を有する連続鋼板を非接触に案内する連続鋼板を非接触に案内する磁気ガイドウェイの構築技術に関する基礎検討として、磁気ガイドウェイに用いる電磁石ユニットの制振性能について検討を行った。その結果、電磁石の中心方向に復元力が働いていることを確認することができた。また、制御用電磁石に流す定常電流を電磁石ユニットで発生する復元力の等価ばね定数も増加する傾向を得ることができた。この結果を用いて外乱が入力された際に吊り下げた連続鋼板の挙動を MBD により求めた。解析結果より定常電流を増加させると制御用電磁石が設置された位置において振動を抑制できることが分かった。また鋼板全体の振動を評価すると、定常電流を増加させると磁気ガイドウェイ用電磁石が固定端のように働き、伝播する外乱を遮断できることが分かった。以上の結果から、鋼板の振動を抑制するよう磁気ガイドウェイを構築するためには、外乱が入力される位置の磁気ガイドウェイ用電磁石は下流に外乱を伝播させないように高い定常電流値で動作させることが有効である。加えて電磁石ユニットを鋼板の弾性振動モードの腹等、定常的に振動が大きくなる部分に設置することで鋼板全体の振動を抑制できると考えられる。これらの傾向については実機による実験を行い、ハイスピードカメラ等を使用した詳細な検討により定量的な考察を進めていく予定である。

今後の展望として、走行した条件での検討や鋼板の一部が溶融した重鉛の槽を通過する場合等、境界条件が異なる場合について検討を行い、より安定性を向上できる非接触案内の構築について検討を進めていく予定である。

謝辞 本研究は競輪の補助を受けて実施しました。また研究にあたりご協力いただいた東海大学 荒井柊吾氏に感謝申し上げます。

References

- 1) A. Inoue, H. Fujioka, S. Morii, and M. Komori: *Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng. Ser. C*, **74**, 52, (2008).
- 2) R. Omura, K. Oka, and A. Harada: *Proc. Conf. Chugoku-Shikoku Branch Jpn. Soc. Mech. Eng.*, K1110, (2017).
- 3) K. Kashiwabara, Y. Osugi, Y. Oshinoya, and K. Ishibashi: *Proc. Join. Lect. Auti. Cont.*, 279, (2002).
- 4) T. Narita, Y. Oshinoya, S. Hasegawa, and H. Kasuya: *Proc. Sch. Eng. Tokai Univ., Ser. E*, **35**, 41, (2010).
- 5) M. Ogawa, M. Watanabe, and N. Kobayashi: *Jpn. Soc. Mech. Eng.*, **71**, 2163, (2005).
- 6) H. Takeuchi, T. Inoue, and K. Takagi: *Jpn. Soc. Mech. Eng.*, **84**, 17-00436, (2018).
- 7) K. Kawasaki, K. Sakaba, H. Kato, and T. Narita: *Jour. Inte. Coun. Elec. Engi.*, 181, (2017).
- 8) K. Kawasaki, T. Narita, H. Kato, and H. Moriyama: *Trans. Magn. Soc. Jpn. (Special Issues)*, **1**, 82, (2017).
- 9) T. Bessho, S. Ishihara, Y. Narawa, R. Yamaguchi, T. Narita, and H. Kato: *Actuators*, **7**, (2018).
- 10) R. Nakasuga, Y. Narawa, S. Ishihara, R. Yamaguchi, T. Narita, and H. Kato: *J. Jpn. Soc. Appl. Electromagn. Mech.*, accepted, (2020).
- 11) K. Yamamoto: *Sch. Biol. Sci. Tech. Kinki Univ.*, 13, (1998).

2020年12月30日受理, 2021年2月15日再受理, 2021年3月17日採録