希土類系高温超電導磁石搭載時の磁気浮上式鉄道車両の 起磁力制御に関する検討

Study on Magnetomotive Force Control of Superconducting Maglev Vehicle with Onboard REBCO HTS Magnets

米津 武則^{*1}(正員), 渡邊 健^{*1}, 鈴木 江里光^{*1}

Takenori YONEZU (Mem.), Ken WATANABE, Erimitsu SUZUKI

Onboard REBCO (rare-earth barium copper oxide) HTS (high temperature superconducting) magnets for SC (superconducting) Maglev vehicles are being developed, that do not require refrigerants such as liquid helium. Their simplified refrigeration system results in reduced vehicle weight and makes it possible to reduce the gap between the SC magnets and guideway coils. HTS magnets are designed to operate with constant current leading by an excitation power source. By using the power source, magnetomotive force of SCMs (superconducting magnets) can be controlled.

This paper describes effects of magnetomotive force control of HTS magnets on the SC Maglev vehicle system in terms of rating and efficiency of the Maglev LSM (linear synchronous motor). Using onboard REBCO HTS magnets with magnetomotive force control, the efficiency of the SC Maglev vehicle system can be increased with the same rating of the system.

Keywords: superconducting Maglev, HTS magnets, magnetomotive force control, LSM, feeding system.

1 はじめに

鉄道総研では希土類系高温超電導線材を用いた浮上式鉄道車両用超電導磁石の研究開発を進めている[1]。また、希土類系高温超電導磁石を車両に搭載した場合に超電導磁気浮上式鉄道車両システムに及ぼす影響についても検討を進めている[2]。本稿では、希土類系高温超電導磁石の起磁力を制御した場合の効果に関して、リニアモータとしての定格・効率の面から検討を行った結果について述べる。

1.1 超電導磁気浮上式鉄道の構成

超電導磁気浮上式鉄道(以下、磁気浮上式鉄道)は、車両の浮上・案内は車上に搭載した超電導磁石と地上側に敷設した浮上案内コイルとの誘導作用によって行われる電磁誘導形磁気浮上方式(EDS: Electrodynamic Suspension)であり、車両の推進は車上の超電導磁石を界磁とし、地上側に敷設した推進コイルを電機子とする地上一次方式のリニア同期モータ(LSM: Linear Synchronous Motor)である[3]。磁気浮上式鉄道の主な構成を Fig. 1 に示す。また、車両の推進に相当するリ

ニア同期モータは、地上側に設けられた電力供給システムによって駆動制御される[4]。電力供給システムの主な構成を Fig. 2 に示す。電力系統から受電した電力を電力変換装置のコンバータ、インバータで変換し、

Fig. 1 Composition of SC Maglev.

Fig. 2 Composition of SC Maglev feeding system [4].

連絡先: 米津 武則, 〒185-8540 東京都国分寺市光町
2-8-38, 公益財団法人鉄道総合技術研究所,
e-mail: yonezu.takenori.91@trti.or.jp

^{*1} 公益財団法人鉄道総合技術研究所

き電線（電力ケーブル）、き電区分閉装置を介して推進コイルに電力を供給している。

1.2 希土類系高温超電導磁石

従来、磁気浮上式鉄道車両には NbTi 超電導線を用いた低温超電導磁石が用いられてきた。現在、研究開発を進めている希土類系高温超電導磁石[1]は、運用温度の高温化により伝導冷却を使用できるので、低温超電導磁石では必要であった液体ヘリウム・液体窒素等の冷媒が不要になる。それに伴い、冷媒配管・輻射シールド板が省略でき、磁石内部の断熱構造を簡素化できる。それにより台車の軽量化や超電導コイル中心～地上コイル中心間の空隙（ギャップ）の縮小が可能となる。また、希土類系高温超電導磁石では、従来の低温超電導磁石で採用されてきた永久電流モードではなく、常時通電での運用を想定しており、励磁電源を搭載する。この励磁電源で超電導コイルの通電電流を制御することにより、超電導磁石の起磁力制御が可能となる。

2 磁気浮上式鉄道車両システムの計算機シミュレーションモデル

磁気浮上式鉄道車両システムの計算機シミュレーションは、電磁力（浮上案内系）、電磁力（推進系）、

車両運動、き電系、電力変換装置、空気力学、構造物、等、各分野において実施されてきた。

本稿での検討対象である、希土類系高温超電導磁石搭載時の磁気浮上式鉄道車両の起磁力制御の効果について検討するため、過去に実施されたシミュレーションのうち必要なものを組み合わせてモデルを構築した。

構築したモデルによるシミュレーションの主な流れを Fig. 3 に示す。Fig. 3 に示したように、構築したモデルは電磁力（浮上案内系）モデル、電磁力（推進系）モデル、き電系モデル、車両運動モデルから構成される。

2.1 電磁力（浮上案内系）モデル

電磁力（浮上案内系）モデルでは、Fig. 3 に示したように、台車中心の位置・速度を入力変数とし、超電導磁石と浮上案内コイルとの間の電磁誘導により台車に作用する電磁力を計算する[5]。

2.2 電磁力（推進系）モデル

電磁力（推進系）モデルでは、Fig. 3 に示したように、台車中心の位置・速度および推進コイルに流れる電流を入力変数とし、台車に作用する電磁力を計算する。また、速度起電力（超電導磁石が推進コイルを通過する際に推進コイル電流と逆向きに生じる起電力）

Fig. 3 Flow of computer simulation of SC Maglev vehicle system.

を計算する。

2.3 き電系モデル

き電系モデルでは、Fig. 3 に示したように、台車の進行方向の速度と磁気抗力（浮上案内系により進行方向と逆向きに台車に作用する電磁力）を入力変数とし、指令値に一致するような加速度で車両が運動するような推進コイル電流を計算する。また、推進コイル電流と速度起電力を入力変数とし、電力変換装置の出力電圧・出力電力を計算する。

磁気浮上式鉄道のき電系の等価回路[6]を Fig. 4 に示す。Fig. 4 中のき電回路電流（電力変換装置出力電流） I の振幅は、車両の推進に必要な推力から決定され、位相は、電流あたりの推力が最大となるように、電力変換装置によって制御される。また、Fig. 4 中の e は LSM の速度起電力、 R_f, L_f, R_c, L_c はき電ケーブルおよび推進コイルのインピーダンスであり、電力変換装置出力電圧 E_s は速度起電力 e とき電回路のインピーダンスによる電圧のベクトル和となる。

磁気浮上式鉄道の走行抵抗 D は次式で表される[7]。

$$D = D_a + D_m + D_e + D_\theta \quad (1)$$

ここで、 D_a は空気抵抗、 D_m は磁気抗力、 D_e は渦電流損に伴う抵抗力（超電導磁石の移動により構造物の鋼材やガイドウェイの鉄筋などに渦電流が流れ、その損失によって発生する力）、 D_θ は勾配抵抗である。本稿では D_e と D_θ は考慮しないものとし、空気抵抗 D_a は次式で表される明かり区間の空気抵抗の計算式[8]を用

いた。

$$D_a = \frac{1}{2} \rho A' U^2 \left(C_{dp} + \frac{\lambda'}{d'} l \right) \quad (2)$$

ここで、 U は列車速度、 ρ は空気密度、 A' は列車断面積、 C_{dp} は列車の圧力係数、 λ' は列車側面の水力的摩擦係数、 d' は列車の水力直径、 l は列車長である。

2.4 車両運動モデル

車両運動モデルでは、Fig. 3 に示したように、浮上案内系と推進系により台車に働く電磁力を入力変数とし、次の計算時間刻みにおける台車の位置・速度を計算する[5]。本稿での検討対象は過渡特性ではなく定常特性であるため、台車は質点とし、電磁力は各台車重心位置に作用し、台車間の力学的作用はないものとした。また、台車は回転しないものとした。

3 計算機シミュレーション結果

作成したモデルを用いて、同一の走行パターン・同一の設備条件で磁気浮上式鉄道車両を走行させた場合における、低温超電導磁石搭載時、高温超電導磁石搭載時（起磁力一定）、高温超電導磁石搭載時（起磁力制御あり）の電力変換装置出力電圧・電流・電力の違いについて計算機シミュレーションを実施した。

3.1 計算条件

計算機シミュレーション（3.3 節以降）に用いた諸元[4,8-14]を Table 1 に示す。なお、車両は 16 両編成[9]としているが、本稿の目的は磁気浮上式鉄道の最適設計ではなく、LSM の基礎的な特性の検討であり、Table 1 に示したように、過去の設計・基礎特性検討に用いられた、公開文献中の諸元に基づいている。Table 1 に示した諸元のうち、推進コイルの諸元以外は山梨実験線先行区間[15]用に設計・検討された諸元、推進コイルの諸元は過去の机上検討[12]における値である。

高温超電導磁石搭載時は超電導コイル中心～地上コイル中心間の空隙（ギャップ）は Table 1 に示したパラメータに対して 25 mm まで縮小が可能であると仮定した[2]。

下記の 2 条件の走行パターンにおいて、計算機シミュレーションを実施した。

(Case 1) 速度 500 km/h での等速走行

(Case 2) 速度 495 km/h から 500 km/h まで 0.1 g での加速走行（g は重力加速度）

Fig. 4 Equivalent circuit schematic of feeding system of SC Maglev [6].

Table 1 Parameters of simulation.

Parameter		Value	Ref.
Number of cars		16	[9]
Mass on each bogie		20000 (kg)	[10]
Superconducting coil	Magneto-motive force	700 (kA) ^(*)	[11]
	Width	1.07 (m)	
	Height	0.50 (m)	
	Pitch	1.35 (m)	
Levitation / guidance coil	Width	0.35 (m)	[11]
	Height	0.34 (m)	
	Pitch	0.45 (m)	
Propulsion coil	Width	0.75 (m)	[12]
	Height	0.60 (m)	
	Pitch	0.90 (m)	
	Turn	10	
Distance between superconducting coil and levitation / guidance coil		0.185 (m) ^(*)	[11]
Distance between superconducting coil and propulsion coil		0.257 (m) ^(*)	[12]
Section length		453.6 (m)	[4]
Parameters for air resistance	Cross-sectional area : A'	8.9 (m ²)	[13]
	Hydraulic diameter : d'	3.04 (m)	
	Hydraulic skin friction coefficient : λ'	0.022	
	Form drag coefficient : C_{dp}	0.20	[8]
	Car length (intermediate car)	21.6 (m)	[14]
	Car length (leading car)	28.0 (m)	[14]

(*): Values in case of LTS magnets

3.2 計算機シミュレーションの事前検討（過去の実験結果等との比較）

計算機シミュレーションの事前検討として、山梨実験線先行区間における、過去の実験結果（現車走行試験の結果）[16]と比較を行った。

3両編成、速度 245 km/h から 250 km/h まで 0.15 g の加速走行とし、その他は Table 1 の諸元とした場合、シミュレーション結果は以下のとおりである。

- ・電力変換装置出力対地電圧最大値：5.0 kV
 - ・電力変換装置出力電流最大値：1300 A
- また、実験結果[16]は以下のとおりである。
- ・電力変換装置出力対地電圧最大値：約 6.5 kV
 - ・電力変換装置出力電流最大値：約 1400 A

シミュレーション結果の値は、実験結果の値と比較して電圧が小さい。これは、推進コイルの諸元が実際の山梨実験線先行区間と差があることが一因と考えられるが、特別高圧における電圧階級（11 kV, 22 kV, 33 kV, 66 kV, …）等を考慮すると、磁気浮上式鉄道

の設計として問題になるほど大きな乖離ではないと考えられる。

なお、5両編成、速度 495 km/h から 500 km/h まで 0.1 g での加速走行とし、その他は Table 1 の条件とした場合、シミュレーション結果は以下のようになる。

- ・電力変換装置出力対地電圧最大値：11.4 kV
（線間電圧実効値換算 13.9 kV）

- ・電力変換装置出力電流実効値最大値 991 A

この結果は、山梨実験線先行区間北線の定格である、出力公称電圧（線間電圧）22 kV[17]、出力電流 960 A[17]に対して、電力変換装置出力電流が約 3%超過しているものの、山梨実験線先行区間における勾配区間の配置等を考慮すると、磁気浮上式鉄道の設計としては、妥当な範囲内といえる。

なお、上述の比較は基盤技術レベル仕様[15]の諸元である山梨実験線先行区間[15]の値との比較であり、実用レベル仕様[15]の諸元が山梨実験線先行区間の諸元と異なる可能性は存在する。

本稿の目的は、推進コイル等の磁気浮上式鉄道の構成要素の最適設計ではなく、LSM の基礎的な特性の検討であるので、公開文献に基づく Table 1 の諸元において、定量的検討を行うものとする。

3.3 低温超電導磁石搭載時のシミュレーション結果

低温超電導磁石搭載時のシミュレーション結果を示す。Case 1, Case 2 における電力変換装置出力の対地電圧瞬時値の最大値、一相当りの電流実効値の最大値、一相当りの平均電力を Table 2 に示す。

出力電圧は Case 1, Case 2 とともに営業線の定格である線間電圧実効値 33 kV（対地電圧最大値 $33/\sqrt{3} \times \sqrt{2} = 26.9$ kV 相当）[9]以下となっている。また、出力電流は Case 1, Case 2 とともに山梨実験線先行区間の北線電力変換装置の定格出力である 960 A[17]以下

Table 2 Output of power conversion system (in case of LTS magnets).

Case	Parameter	Value
Case 1	Maximum value of voltage to ground	25.7 (kV)
	Maximum value of RMS of current	479 (A)
	Average value of power (1 phase)	7.99 (MW)
Case 2	Maximum value of voltage to ground	26.5 (kV)
	Maximum value of RMS of current	952 (A)
	Average value of power (1 phase)	16.2 (MW)

となっている。

3.4 高温超電導磁石搭載時のシミュレーション結果 (起磁力一定の場合)

高温超電導磁石搭載時に起磁力制御を行わない場合のシミュレーション結果を示す。

Case 1 において、超電導磁石の起磁力を 700 kA とし、超電導コイル中心～地上コイル中心間の空隙（ギャップ）を最大 25 mm まで縮めた場合の対地電圧瞬時値の最大値、電流実効値の最大値、平均電力をそれぞれ Fig. 5(a)～(c) に示す。

Fig. 5 より、ギャップ縮小量が大きいくほど電圧は大きくなるが、電流と電力は小さくなることがわかる。一般的に、リニア同期モータのギャップを縮めると、リニアモータとしての効率は良くなる。磁気浮上式鉄

(a) Maximum value of voltage to ground

(b) Maximum value of RMS of current

(c) Average value of power (1 phase)

Fig. 5 Output of power conversion system
(magnetomotive force: 700 (kA))

(Case 1: vehicle runs at constant speed of 500 km/h).

道が約 500 km/h で約 1 時間の等速走行を行うと仮定した場合、Case 1 における電力変換装置の出力電力が小さくなることが望ましい。

しかし、電力変換装置出力線間電圧が 33 kV [9] 以上となる場合、き電系（き電ケーブル、推進コイル）の絶縁性能の設計における電圧階級を上げる必要がある。そこで、等速走行時に起磁力 700 kA で対地電圧最大値 26.9 kV（線間電圧 33 kV 相当）以下となるようにギャップ縮小量を 10 mm とした。

ギャップ縮小量 10 mm での Case 1, Case 2 の電力変換装置出力の対地電圧瞬時値の最大値、電流実効値の最大値、平均電力を Table 3 に示す。

Case 2 の加速走行時において、出力線間電圧が 33 kV より大きくなっており、起磁力 700 kA 一定では 33 kV 設計のき電系（き電ケーブル、推進コイル）の設備を用いた走行は不可能である。そこで、加速区間において起磁力を低減し、等速区間では起磁力最大となるように起磁力制御を行う必要がある。

3.5 高温超電導磁石搭載時のシミュレーション結果 (起磁力制御を行う場合)

Case 2 において、ギャップ縮小量 10 mm、起磁力 670 kA～700 kA の場合の電力変換装置出力の対地電圧瞬時値の最大値を Fig. 6 に示す。

Fig. 6 より、Case 2 において線間電圧 33 kV（対地電圧最大値 26.9 kV 相当）以下となるのは起磁力 680 kA 以下の場合であることがわかる。起磁力 680 kA 時の出力電力は 16.0 MW であり、低温超電導磁石搭載時の 16.2 MW (Table 2 記載) よりも小さい。

以上より、線間電圧 33 kV 以下の条件を満たしながら、等速走行時（Case 1）の電力変換装置出力電力（消費電力）の削減を目的とする場合、加速走行時に起磁

Table 3 Output of power conversion system
(magnetomotive force: 700 kA)
(gaps are 10 mm smaller than base values).

Case	Parameter	Value
Case 1	Maximum value of voltage to ground	26.9 (kV)
	Maximum value of RMS of current	454 (A)
	Average value of power (1 phase)	7.89 (MW)
Case 2	Maximum value of voltage to ground	27.6 (kV)
	Maximum value of RMS of current	906 (A)
	Average value of power (1 phase)	15.6 (MW)

Fig. 6 Maximum value of voltage to ground of output of power conversion system (gaps are 10 mm smaller than base values) (Case 2: vehicle runs in acceleration of 0.1 g).

力 680 kA とし、等速走行時に起磁力 700 kA にするという運用が考えられる。

低温超電導磁石搭載時の Case 1 の電力変換装置出力電力 7.99 MW に対して、高温超電導磁石搭載・起磁力制御適用時には 7.89 MW に削減可能である。

4 おわりに

本稿の検討で用いた諸元は公開文献中の諸元に基づいており、最適な諸元とは言えないが、磁気浮上式鉄道として成立し得る諸元において、計算機シミュレーションによって希土類系高温超電導磁石搭載時の起磁力制御の効果を定量的に確認した。従来の低温超電導磁石に代えて希土類系高温超電導磁石を搭載し、起磁力制御を適用した場合、き電系の電圧階級を変更することなく、消費電力を削減できることがわかった。

本稿における検討結果を定性的に述べると、電力変換装置出力電圧の、定格電圧に対する余裕分を利用して電力変換装置出力電力を削減する方向にパラメータを調整するということであり、検討の基準となる低温超電導磁石搭載時の諸元によって、結果として得られる数値が異なるので、本稿で述べたシミュレーション結果の数値は、一例であり、本稿の結果をそのまま営業線に適用できるわけではないが、設計・運用の指針を示すことができた。

(2015 年 10 月 20 日受付, 2016 年 5 月 21 日再受付)

参考文献

- [1] 水野克俊, 杉野元彦, 小方正文, 希土類系高温超電導磁石のための要素コイル製作と評価, 鉄道総研報告, Vol. 29, No. 11, pp. 11-16, 2015.
- [2] 渡邊健, 鈴木江里光, 米津武則, 笹川卓, 星野宏則, 希

- 土類系高温超電導磁石の搭載を想定した車両運動特性, 鉄道総研報告, Vol. 29, No. 11, pp. 5-10, 2015.
- [3] 村井敏昭, 岩松勝, 藤原俊輔, 240 度 2 層隔極配置リニア同期モータの特性, 電気学会研究会資料, No. LD-91-95, pp. 53-62, 1991.
- [4] 北野淳一, 超電導磁気浮上式鉄道の電力供給システム, 電気学会誌, Vol. 124, No. 8, pp. 520-523, 2004.
- [5] 米津武則, 星野宏則, 鈴木江里光, 渡邊健, 浮上式車両の大変位挙動解析のための電磁力連成モデルの構築, 鉄道総研報告, Vol. 26, No. 5, pp. 5-10, 2012.
- [6] 石津成一, 超電導磁気浮上式鉄道におけるリニアモータ駆動のためのき電系について (その 1), 電気学会研究会資料, No. LD-89-2, pp. 11-20, 1989.
- [7] 水谷麻美, 田中茂, 麦屋安義, 池田春男, 中島強, 逐次学習による浮上式鉄道の走行抵抗同定, 電気学会論文誌, Vol. 116-D, No. 4, pp. 477-483, 1996.
- [8] 前田達夫, 新幹線電車 (0 系, 200 系, 100 系) の空気抵抗, 鉄道総研報告, Vol. 1, No. 3, pp. 17-28, 1987.
- [9] 国土交通省, 第 18 回「超電導磁気浮上式鉄道実用技術評価委員会」別添資料 2, 2009.
http://www.mlit.go.jp/report/press/tetsudo07_hh_000020.html
- [10] 渡邊健, 吉岡博, 鈴木江里光, 遠竹隆行, 永井正夫, 超電導磁気浮上式鉄道車両の振動制御に関する研究 (上下・ピッチ系の振動制御), 日本機械学会論文集 (C 編), Vol. 71, No. 701, pp. 122-128, 2005.
- [11] 村井敏昭, 推進・浮上・案内を兼用するリニア同期モータの特性, 電気学会論文誌, Vol. 114-D, No. 7/8, pp. 746-752, 1994.
- [12] 小豆澤照男, 浮上式鉄道用リニア同期モータにおける定磁束モード超電導コイル電流の解析, 電気学会論文誌, Vol. 114-D, No. 5, pp. 493-498, 1994.
- [13] 斉藤実俊, 飯田雅宣, 梶山博司, 高速鉄道用トンネル内圧力変動シミュレーション, 鉄道総研報告, Vol. 17, No. 5, pp. 29-34, 2003.
- [14] 吉村正文, 阿座上雅芳, 高尾喜久雄, 井上明彦, 大島浩, 山梨リニア実験線車両の開発, 鉄道技術連合シンポジウム, No. 2B-06, pp. 197-198, 1996.
- [15] 国土交通省, 今後の技術開発の方向性について (提言), 平成 18 年度国土交通省超電導磁気浮上式鉄道実用技術評価委員会資料, 2006.
http://www.mlit.go.jp/tetudo/tetudo_fr1_000011.html
- [16] 長田豊, 北野淳一, 池田春男, 中島強, 水谷麻美, 鶴田慎一郎, 麦屋安義, 伊藤健治, 山梨リニア実験線の駆動制御システム, 電気学会論文誌, Vol. 119-D, No. 3, pp. 308-314, 1999.
- [17] 長田豊, 佐々木伸, 加藤雄二, 山梨リニア実験線・都留変電所の電気設備, 鉄道技術連合シンポジウム, No. 89, pp. 317-320, 1995.