鉄道車両駆動用車輪一体形主電動機の開発

正員 松岡 孝一 (鉄道総合技術研究所)

正員 近藤 圭一郎 (鉄道総合技術研究所)

正員 小林 芳隆 (東芝)

非会員 白石 茂智 (東芝)

Development of Wheel Mounted Direct Drive Traction Motor for Rail Vehicle

Koichi MATSUOKA, Member, Keiichiro KONDOH, Member (Railway Technical Research Institute)

Yoshitaka KOBAYASHI, Member, Shigetomo SHIRAISHI, Non-member (Toshiba Corporation)

In the conventional rail vehicle, traction motor is mounted on the truck frame, and the shaft torque is transmitted to the wheel set via flexible coupling and reduction gearing. The reduction gearing is effective to increase the torque, but gives rise to maintenance, noise and transmission loss. To overcome these problems and simplify the truck structure, we conceived an idea of wheel mounted direct drive traction motor system without the reduction gearing, and started the development.

In this system, the traction motor is required to produce more torque and reduce the mass. So we introduced permanent magnet synchronous motor for the first time in the rail vehicle. Here, we propose fundamental structures of the wheel mounted direct drive traction motors, and present a prototype wheel mounted traction motor model, which is manufactured by trial as the first step of the development. We overcame the problem of temperature rise of permanent magnet, through analysis and improvement of the magnetic structure.

キーワード：車輪一体形主電動機，直接駆動，永久磁石同期電動機，インバータ駆動，独立車輪駆動方式

Key words: wheel mounted traction motor, direct drive, permanent magnet synchronous motor, inverter drive, independent wheel drive

1. まえがき

鉄道車両の動力伝達方式は、駆動用電動機（主電動機と呼ぶ）を台車枠に取り付け、主電動機の軸出力をたわみ継手および減速歯車装置を介して、車輪と軸とが一体となった輪軸に伝達する方式が主流である⁽¹⁾。このようにすることにより、主電動機の質量はばね下から解放され、軌道に与える衝撃が緩和されるとともに、主電動機自体に加わる衝撃も少なくなる。また車輪に比べ主電動機の回転数を高くとれるためそれだけ所要トルクは小さくて済み、主電動機自体も軽量化される。しかしながら台車側に主電動機および、たわみ継手、減速歯車装置などで構成される動力伝達装置を取り付けるスペースが必要となり、動力伝達装置の伝達損、騒音、保守等の問題も生じる。

このような問題を解決し、鉄道車両に従来にない新たな性能を付加する動力システムとして、車輪一体形主電動機による方式を着想し、その研究開発を始めた⁽²⁾。近年のパワーエレクトロニクス技術の進展により鉄道車両に搭載可能なインバータ装置が開発され、主電動機として長年用いられてきた直流電動機は、小形軽量で保守が軽減される誘導電動機に置き替わりつつある。さらには最近のNd-Fe-

B系に代表される高性能希土類永久磁石の出現により、これを採用した軽量、高効率の永久磁石同期電動機が設計可能となり、電気自動車の駆動用としても研究開発が進められている⁽³⁾。

車輪一体形主電動機は従来の減速歯車装置を省略して車輪を直接駆動する方式であり、省スペース、高効率、低騒音、省保守等多くの長所を有している。しかしながら一方、電動機の回転数が低くなるのでその分だけ高いトルクが要求され、また電動機自体がばね下質量となるため従来にも増して軽量化する必要がある。そこで上記背景に鑑みて小形軽量化のメリットが期待される永久磁石同期電動機を鉄道車両駆動用として初めて採用することにした⁽⁴⁾。

ここでは車輪一体形主電動機の基本構成をいくつか提案し、当方式開発の第一ステップとして試作した車輪一体形主電動機モデルRMT 1形の概要を紹介する。車輪一体形主電動機モデルの試作試験の結果、永久磁石の温度上昇の問題が発生した。その原因が、鉄道車両用主電動機に一般に用いられているオープンスロット構造に起因する空隙磁束密度の脈動による渦電流損によるものであることを突き止め、磁場解析による最適化の検討を行った。解析に基づき磁気回路の改良試作を行った主電動機の性能試験を行っ

た結果、当初の仕様を上回る性能が得られることを確認した。

図1 従来の電気車の駆動方式の構成

Fig.1. Driving system of the conventional electric rail vehicle

表1 車輪一体形主電動機（直接駆動方式）の特徴

Table 1. Features of the wheel mounted direct drive traction motor

長所	<ul style="list-style-type: none"> ・主電動機の取り付けスペースを要さない ・動力伝達装置（減速歯車等）が不要(省保守) ・動力伝達損失が無い(高効率) ・騒音が小さい ・車両の低床化が容易 ・独立車輪駆動が容易
問題点	<ul style="list-style-type: none"> ・主電動機に加わる衝撃が大きい ・電動機の回転数が低いと重くなる傾向にある

2. 車輪一体形主電動機の基本構成と特徴

＜2.1＞ 従来の駆動方式との比較

従来の電気車の駆動方式は、主電動機の軸出力を直接車輪に伝達するのではなく、たわみ継手等の緩衝装置と減速歯車装置を介して伝達している。図1に従来の電気車に標準的に用いられているカルダン駆動方式の概略構成を示す。図1でMは主電動機、Kはたわみ継手である。(a)の中空軸平行カルダン式は直流主電動機の場合、(b)の平行カルダン式は誘導主電動機の場合に多用されている。

これに対して車輪一体形主電動機は車輪と電動機とを一体化して、主電動機の軸出力を直接車輪に伝達するものであり、表1に示すような特徴がある。すなわち直接駆動（ダイレクトドライブ）方式は、動力伝達装置の取り付けスペース、重量、騒音、伝達損失、保守等の問題をなくし、極めてシンプルな駆動方式を実現しようとするものである。

車輪一体形主電動機には種々の構成が考えられ、その代表例を図2および図3に示した。

＜2.2＞ インナーロータとアウターロータ

電動機には内側が回転するインナーロータ形と、外側が回転するアウターロータ形があり、通常的主電動機の構成はインナーロータ形である。

図2 車輪一体形主電動機の基本構成

Fig.2. Basic structures of the wheel mounted direct drive traction motors.

図2(a)はインナーロータ構造の車輪一体形主電動機の構成案を示したものである。この例では主電動機の回転子が車軸に直結されており、固定子は軸受を介して車軸で支持されている。主電動機を中空軸とし、車軸との間を弾性結合する案も考えられる。

図2(b)はアウターロータ構造の車輪一体形主電動機の基本構成を示す。この場合には車輪は固定側にあり、主電動機の固定子が取り付けられている。車輪は軸受を介して車軸に取り付けられており、主電動機の回転子が車輪に直結されている。インナーロータ形の場合には主電動機用の軸受が必要となるが、アウターロータ形の場合には主電動機用の軸受が不要となり、シンプルな構造となる。通常の輪軸では、軸受は軸端近くにあるが、アウターロータ形の場合には車輪と車軸との間に軸受を設ける必要があり、軸受が大きくなる傾向にある。

＜2.3＞ 両輪駆動と各輪駆動（独立車輪方式）

通常の鉄道の車輪は左右が一体となって回転する方式（両輪駆動）であるが、アウターロータ形の場合には図2(c)に示すように、左右の車輪が独立に回転可能な各輪駆動方

式とすることができる。(b)の両輪駆動方式に比べて構造は若干複雑となるが、左右の車輪が独立に回転可能であることから、独立車輪方式の電動台車を構成することができる。左右の独立車輪の回転数差を高精度に制御することにより、直線部の走行安定性向上や滑らかな曲線通過性能等の利益も期待される⁽⁵⁾。また、左右が機械的に独立しているため軌間可変台車としても構成しやすい。表2に独立車輪電動台車としての車輪一体形主電動機の特徴をまとめた。

表2 車輪一体形主電動機(独立車輪電動台車)の特徴
Table 2. Features of the wheel mounted direct drive traction motor (Independent wheel drive)

長所	<ul style="list-style-type: none"> ・蛇行動が発生しない ・曲線通過のきしり音が生じない ・曲線部でのレール摩耗が少ない ・トルク差によるヨー角制御が可能 ・軌間可変方式の構成が容易 ・車両の低床化が容易
問題点	<ul style="list-style-type: none"> ・主電動機トルクの高度な制御が要求される ・各輪に主電動機を取り付ける必要がある

＜2.4＞ 軌間内と軌間外

各輪駆動方式を前提とした場合、主電動機の手輪への取り付け方法には、図3に示すような幾つかの構成が考えられる。(a)は軌間外すなわち車輪の外側に取り付けた場合であり、軌間内の床面を下げることができ、低床車両や二階建車両を構成するのに都合が良い。(b)は軌間内すなわち車輪の内側に取り付けた場合であり、台車構成がコンパクトとなる。(c)は車輪の両側に主電動機を取り付けた構造であり、大きな出力を得ることができる。(d)の様に車輪の輪心部に主電動機を構成することも考えられる。

3. 車輪一体形主電動機モデルの試作

＜3.1＞ NEXT250(次世代狭軌高速列車)の構想

上述の様な車輪一体形主電動機のイメージを明確にし、実用上の問題点を抽出するため、NEXT250(次世代狭軌高速列車)への適用を前提に、車輪一体形主電動機モデル(RMT1形)を試作した。表3に前提とするNEXT250の構成案を示す⁽²⁾。

表3 NEXT250の構成案

Table 3. Specifications of the NEXT250

最高速度	250km/h
台車構成	一軸独立車輪連接台車
車両寸法	長さ12.5m, 幅2.86m, 高さ2.95m
編成	12両(列車長150m)
軸重	118kN(12tf)
加速性能	0.444m/s ² (1.6km/h/s)(起動時)
駆動方式	車輪一体形主電動機による全輪駆動
車輪径	新製600mm, 最小550mm
制御	姿勢制御, 操舵制御, 振動制御

図3 車輪一体形主電動機の構成案(各輪駆動方式)

Fig.3. Basic structures of the wheel mounted direct drive traction motors (Independent wheel drive).

狭軌在来線の営業運転における最高速度は特例的に140km/hの区間もあるが基本的には130km/hである。NEXT250では車両の性能を飛躍的に向上させ、狭軌線区での運転最高速度250km/hを目指すものである⁽²⁾。

在来線での高速運転を実現するため一軸独立車輪連接台車とし、車両の低重心化と主電動機の高回転化を狙い直径600mmの小径車輪を採用した。曲線通過性能や乗り心地の向上のため、車体傾斜制御、車軸操舵制御、アクティブサスペンション等の新制御技術の導入を想定した。

図4にNEXT250の車両の断面と台車部の構成案を示す⁽²⁾。車輪一体形主電動機の構成としては図3(a)の様な軌間外に取り付ける構造を考えた。狭軌在来線を前提に車両限界内で構成可能な主電動機の手付けスペースを検討した結果、軌間内よりも軌間外の方がより大きなスペースが得られることが分かったからである。即ち軌間内では主電動機の全長はせいぜい450mm程度であるのに対して、軌間外では550mm程度が可能である。

図4 NEXT250の車両の断面構成案
Fig.4. Cross section of the NEXT250 vehicle.

表4 試作した車輪一体形主電動機モデルの諸元
Table 4. Specifications of the manufactured wheel mounted direct drive traction motor.

方 式	アウターロータ形永久磁石同期電動機
形 式	RMT 1
定格の種類	連続
極 数	6
定格出力	80kW
定格電圧	600V
定格電流	82A
定格周波数	74Hz
定格回転速度	1480rpm
冷却方式	自己通風+強制通風
外形寸法	直径 400 mm, 全長 525 mm
質 量	280kg

図6 車輪一体形主電動機モデルRMT1形の断面図
Fig.6. Cross section of the manufactured wheel mounted direct drive traction motor RMT1.

＜3.2＞ 試作主電動機（RMT1）の概要

上述のNEXT250への適用を前提に試作した車輪一体形主電動機モデル（RMT1形）の諸元を表4に、外観を図5に、断面構造を図6に示す。主電動機の小形軽量化と高効率化をはかるため、最近性能向上の著しいNd-Fe-B系永久磁石を用いた同期電動機方式とした。試作電動機は連続定格出力80kWで構成し、質量は約280kgとなった。

(a) 外観

(b) 固定子

(c) 回転子

図5 車輪一体形主電動機モデルRMT1形の外観と固定子および回転子

Fig.5. Appearance of the wheel mounted direct drive traction motor model RMT1, and its stator and rotor.

＜3. 3＞ 試験結果と問題点

＜3. 3. 1＞ 永久磁石の昇温

上記試作モデル（RMT 1 形）を他力駆動にて回転試験を行った所、永久磁石の温度が急上昇する現象が発生した。磁石の温度上昇の原因については以下が考えられた。

- (1) 固定子と回転子の接触摩擦熱による昇温
- (2) 固定子側からの輻射熱による昇温
- (3) 開口スロットの存在に起因するギャップ磁束密度の脈動（以下、スロットリプルと呼ぶ）による永久磁石内部（表面）の渦電流損発生による昇温

しかしながら、試験結果を分析すると接触による摩擦熱や固定子側からの輻射熱によるものではなく、スロットリプルに起因するものであることが判明した。

当電動機の永久磁石昇温を引き起こす熱源として、固定子側からの輻射熱は十分考慮して設計を実施したが、鉄道車両駆動用の永久磁石同期電動機は初めての試みであり、永久磁石自身の発熱について十分な考慮がなされていなかった。なお、磁石の設計動作温度は 80℃、磁石温度上昇限度は 80K という設計値に対して、定格回転速度 1480rpm 時の実測温度上昇値は数分で 180K を越える結果となった。

ギャップ磁束密度分布は固定子側の開口スロットの影響による、パーミアンスの変化により、完全に平滑（正弦波分布）ではなく、図 7 に示すように脈動している。図 7 は電動機の断面を直線状に展開してモデル化したものであり、スロットは後述の表 8 に示す形状である。電動機回転時の永久磁石表面磁束の脈動波数 f [Hz] は、固定子スロット数 z に対応するため、

$$f = 2 f_0 z / p \quad \dots\dots\dots (1)$$

となる。但し、 p ：極数、 f_0 ：運転周波数 [Hz] である。この電動機では $z = 36$ 、 $p = 6$ であるので定格周波数 $f_0 = 74$ Hz で、脈動周波数 $f = 888$ Hz となる。

また、後述の境界要素法（BEM）による磁場解析結果からスロットリプルによる磁石表面脈動磁束密度は P-P で 0.49 T に達していることがわかった。

図 7 電動機断面の模式図とギャップ面での磁束密度分布

Fig.7. Cross section model of the motor and distribution of the gap flux.

＜3. 3. 2＞ 鉄心の磁気飽和による出力低下

試作主電動機モデル RMT 1 形については、出力を可能な限り高くするため、ギャップ長に対する磁石厚さの比を大きくとり、磁石の動作点を高くとする設計とした。しかしながら、磁気飽和への考慮が不足したため、磁気回路における磁気抵抗が設計値と比較して大きくなってしまった。その結果、出力に寄与する有効磁束（コイルと鎖交する永久磁石の磁束）が設計値を下回り、出力の低下を招いた。

試験の結果、有効磁束量の目安となる無負荷誘起電圧（定格回転速度 1480rpm 時）は以下の通りであった。

- （設計値） 530V／端子
（実測値） 428V／端子（設計値比－19%）

上記に加えて、永久磁石の渦電流損、鉄心歯部の磁束密度過大による鉄損の増加が効率を低下させた結果、実測効率は設計値の 93.9% に対し 85.8% と大幅に低下し、所期の性能を十分に発揮することができなかった。損失の設計値と試験データを分析して求めた実測値の比較を表 5 に示す。

尚、表 5 における各損失の分離は以下によった。

- (1) 銅損
実測抵抗値に基づく定格電流時の基準温度 (115℃) における値を $I^2 \times R$ で算出した。
- (2) 鉄損＋機械損＋磁石渦電流損
無負荷試験結果による無負荷損（鉄損＋機械損＋磁石渦電流損）の実測値（7.8kW）を、損失の内訳が既知の実績機種を参考に、鉄損と機械損を分離し、残りを磁石渦電流損とした。
- (3) 漂遊負荷損
全損失－銅損－無負荷損として整理した。

表 5 RMT 1 形主電動機的设计値と実測値の比較
Table 5. Comparison between design and measured values of the traction motor RMT1.

	設計値	実測値
銅 損 [kW]	1.2	1.1
鉄 損 [kW]	2.1	2.7
機械損 [kW]	0.5	0.3
磁石渦電流損 [kW]	—	4.8
漂遊負荷損 [kW]	1.4	2.9
全損失 [kW]	5.2	11.8
効 率 [%]	93.9	85.8

4. 永久磁石同期電動機的设计最適化の検討

前章で述べた問題点解決のため、2 次元解析ソフトを用いて BEM により磁気回路を解析し、最適化の検討を行った。磁気回路の改良は製作の都合より固定子側のみを対象として実施し、その設計最適化の要点は以下の通りである。

- (1) スロットリプルの低減→永久磁石表面のスロットリプルを可能な限り小さくする。

(2)磁束密度の適正化→磁氣的に飽和している固定子歯部は磁束密度を下げ、磁氣的に余裕のある固定子内径は径を上げて無駄を削る。

(3)性能の確保→トルクに対する電圧・電流パターンは改良前と同等として80kWを出力する。

(4)製造性の考慮→実際に製造し易い構造とする。

上記4点を満足できることを条件に具体的な検討を実施することとした。

＜4.1＞ スロット形状の最適化

永久磁石の温度上昇の原因は開スロットによるギャップ磁束密度の脈動であることは先に述べた通りであるが、現状の開スロットを半閉スロットとすることはコイル製作上困難である。即ち、鉄道車両駆動用電動機には大きな振動が加わるため、固定子コイルは型巻コイルで構成し、強固にバインドすることが必要条件となる。

そこで、熱設計及び製造上許容される範囲でスロットを細く深く構成し、磁性くさびを採用することでスロットリプル低減と固定子歯部磁束密度の低減を図ることとした。

＜4.2＞ ギャップ長の最適化

スロットリプルはギャップ長によっても大きく変化する。しかしながらギャップ長を大きくすると、ギャップ磁束密度の低下を招く。そこで、磁場解析により、性能確保とスロットリプル低減の両面から最適なギャップ長を検討することとした。

＜4.3＞ 磁性くさびの採用

スロット部のパーミアンスを高めるために製造上可能な厚さで、かつスロットリプル低減に効果がある磁性くさびを採用することを検討した。磁性くさびの材質としては安価で実績のある鉄粉磁性くさびを採用することを前提として、磁場解析を実施した。鉄粉磁性くさび試作品単体で測定した比透磁率特性曲線を図8に示す。

図8. 鉄粉磁性くさびの単品実測特性

Fig.8. Measured characteristics of the Fe magnetic wedge

＜4.4＞ 設計最適化の検討結果

以上のパラメータの最適な組合せを検討し、固定子の改造を実施することとした。尚、最適化の検討は、製作上及び熱的に可能な範囲でスロットの幅を狭くした上で、ギャップ長と磁性くさびの厚さの最適値を選定することとし、まずスロット形状を決定した。

スロット形状検討の結果、改良前の幅 12.5mm×深さ 37.0mm を幅 7.5mm×深さ 35.0mm へ変更した。即ち、RMT 1 形ではスロットを可能な限り大きくとり、固定子コイルの断面積を大きくすることで固定子温度を低減するように設計していたため、スロットが必要以上に大きくなっていた。従って、改良機ではこれを改善し、表6に示すようにコイルの電流密度をより高くとりつつ、温度が過大とならぬように配慮した。

表6. 改良前後の電流密度、銅損、および温度上昇値の比較
Table 6. Comparison of current density, copper loss and temperature rise before and after the improvement

種 別	改良前	改良後
定格 80kW 出力時 コイル電流密度	3.14A/mm ²	6.93A/mm ²
銅 損	1.1kW	2.3kW
コイル温度上昇値	48K	82K

(※)コイル温度上昇値はインバータ駆動・連続定格運転時の抵抗法相当値。改良前は実測からの推定値、改良後は設計値。

上記スロット形状を前提に、磁性くさび厚さとギャップ長を変化させて、無負荷時における磁場解析を行い、ギャップ平均磁束密度とスロットリプルを計算した結果を表7に示す。またこの結果から、磁性くさびの厚さをパラメータに、ギャップ長とギャップ平均磁束密度の関係を図9にプロットした。磁場解析は境界要素法を用いた2次元解析ソフト MAGNETO を用いて実施した。

改良後の試作モデルはRMT 1 形で設計の前提とした電圧・電流パターンと同等のパターンにてトルク性能を確保することとした。このためには、ギャップ面平均磁束密度

表7 ギャップ平均磁束密度及びスロットリプル解析結果
Table 7. Calculated results of average gap flux density and ripple

解析条件		解析結果	
磁性くさび厚 [mm]	ギャップ 長 [mm]	ギャップ 平均 磁束密度[T]	スロットリ プル[T]
0	3	0.79	0.16
0	4	0.74	0.12
0	5	0.70	0.080
3	3	0.79	0.12
3	4	0.74	0.10
3	5	0.70	0.073
5	3	0.79	0.093
5	4	0.75	0.067
5	5	0.71	0.033
— (RMT1)	1.5 (RMT1)	0.75	0.49

図 9. ギャップ 長とスロットリプル及び平均磁束密度の関係

Fig.8. Relation among gap length, slot ripple and average flux density.

を原設計の RMT 1 形と同等とする必要があり、かつスロットリプルを可能な限り低減するギャップ長と磁性くさびの組合せを選定する必要がある。

表 7 および図 9 よりこの要求を満たす最適な組合せとして、ギャップ長 = 4 mm、磁性くさび厚 = 5 mm を選定した。尚、磁性くさびに関しては、図 9 よりギャップ平均磁束密度への影響は小さいが、スロットリプルの低減には効果があることが確認できる。

この改良後の主電動機形式を RMT 1 A 形とし、改良前の RMT 1 形との主要諸元の比較を表 8 に、断面形状の比較を図 10 に示す。図 10 で、上半分は改良前、下半分は改良後であり、回転子は同一とした。

また改良前後の永久磁石表面磁束密度分布の解析結果(無負荷)を図 11 に示す。RMT 1 A ではスロットリプルを改良前 RMT 1 の 0.49T に対し 0.067T と大幅に低減することが可能となる。また、スロットを細くしたことにより固定子歯部の磁気飽和が改善され、また固定子内径については磁束密度が低く磁気飽和に対して余裕があったことから、

表 8 改良前後比較

Table 8. Comparison between before and after the improvement.

	RMT1(改良前)	RMT1A(改良後)
定 格	80kW-600V-82A	80kW-580V-86A
スロット形状		
ギャップ 長 [mm]	1.5	4
磁性くさび厚 [mm]	無し	5
スロットリプル(T)	0.49	0.067
固定子鉄心内径 [mm]	80	160

RMT 1 A 形においては磁気飽和を招かない範囲で固定子内径を増大して、軽量化が可能となるようにした。

図 10. 改良前 RMT1 と改良後 RMT1A の断面図比較 (上半分: RMT1、下半分: RMT1A の横断面、回転子は同一形状)

Fig.10 Comparison of the section drawing between RMT1 and RMT1A (upper half: RMT1, lower half: RMT1A)

(a) 改良前: RMT 1

(b) 改良後: RMT 1 A

図 11 永久磁石表面磁束密度分布解析結果

Fig.11. Comparison of the calculated flux distributions on the surface of permanent magnet before and after the improvement.

5. 改良試作機（RMT1A形）による試験結果

〈5.1〉改良前後での特性の比較

前章の検討結果に基づき車輪一体形主電動機モデルの改良を行った。改良後の車輪一体形主電動機モデル（RMT1A形）の諸特性試験を行いその効果を確認した。改良後の設計値と改良前後の実測値の比較を表9に、また、改良後の主電動機実測特性（定格回転速度 1480rpm において相電流を変化させた時の諸特性）を図12に示す。

磁気回路の最適化により、出力不足が解消されるとともに損失は大幅に減少し、高効率の主電動機を得ることができた。

表9 改良後の設計値と改良前後の実測値の比較

Table 9. Comparison of design and measured values before and after the improvement.

	改良後 設計値	改良後 実測値	改良前 実測値
永久磁石昇温[K]	17	35.7	180以上
鉄損[kW]	1.14	0.8	2.7
磁石渦電流損[kW]	0.1	0.3	4.8
出力[kW]	80	83.6	71.4
全損失[kW]	6.78	5.2	11.8
効率[%]	92.2	94.2	85.8

図12 改良試作機の特性試験結果(定格回転速度にて)

Fig.12. Performance test results of the improved traction motor at the rated speed.

〈5.2〉温度上昇試験結果

表10に定格回転速度 1480rpm で負荷電流を定格の50%から125%まで変化させた場合の連続温度上昇試験結果を示す。参考までに定格点における設計値との比較を示す。ここで、固定子コイル温度は抵抗法によるものである。また、回転側となる永久磁石温度については、熱電対を永久磁石の側面にとりつけ、温度計測用超小形テレメータ装置（NEC製 NK-7690TG 形）により取り出す方法によった。表に示し

た値は其中で最大となった部位の温度である。

コイルの温度については、ギャップを1.5mm→4.0mmと大きく広げたことから主発熱源であるギャップ面に効果的に冷却風を通すことが可能となり冷却効率が向上、さらに、高効率となった分設計値より温度が低くなり、結果として熱的には出力 100kW 以上にて構成可能であることを確認した。また、このときの電圧・電流波形を図13に示す。

表10において磁石温度上昇値の設計値と実測値に差異があるのはインバータ電源駆動に起因する高調波の影響分を精度よく計算に反映できなかったことが原因と推定される。

表10 温度上昇試験結果

Table 10. Results of temperature rise test

	実測値				設計値
電流[A]	43.4	64.4	86.0	108.0	86.0
トルク[Nm]	280	428	555	693	516
出力[kW]	43.5	66.3	86.0	107.5	80.0
回転速度[rpm]	1480				1480
風量[m ³ /min]	10 (強制通風)				10
固定子コイル温度上昇値[K]	39.8	49.0	71.1	104.3	82
永久磁石温度上昇値[K]	33.0	37.8	35.7	47.7	17

図13 定格負荷温度上昇試験時の電圧、電流波形(579V, 86A)

Fig.13. Voltage and current waves at the temperature rise test

〈5.3〉誘導主電動機との比較

改良試作を行ったRMT1A形主電動機の評価として、同程度の定格トルクの一般的な誘導主電動機との特性比較（インバータ駆動時）を行った。その結果を表11に示す。通常、誘導主電動機の効率はインバータ駆動時でトータル

表11 誘導主電動機との特性比較

Table 11. Comparison of the manufactured motor RMT1A with conventional induction traction motor.

	誘導主電動機	RMT1A	差
回転速度[rpm]	2055	1480	—
電流[A]	157	86	—
出力[kW]	114.4	83.6	—
トルク[Nm]	531.5	539.4	—
*効率[%]	87.9	94.2	6.3%
*力率[%]	79.0	87.6	8.6%

*効率・力率についてはいずれもトータル実効値に対する値

実効値に対して効率 88%程度（基本波実効値に対して 91%程度）、力率 79%（基本波に対して 85%程度）であることを考えると、RMT1A形はそれぞれ 6～9%程度高効率・高力率となっていることがわかる。

尚、表 11 は定格トルクが同程度である従来形カルダン駆動方式の誘導主電動機との比較であるが、筆者らの検討によると、車輪一体形主電動機を前提として外形制限や冷却条件を合わせた場合の RMT1A形の質量は誘導主電動機方式に比べて 34%程度小さく有利となる⁽⁶⁾。

6. あとがき

鉄道車両の駆動システムとして、従来の減速歯車装置を用いたカルダン駆動方式に代えて、車輪一体形主電動機による直接駆動方式を提案し、実規模モデルの試作・試験により、その可能性を示した。

車輪一体形主電動機においては、低速回転となる分高トルクが要求される他、ばね下質量となるため、一層の軽量化が要求される。そのため誘導主電動機に比べて、さらに小形軽量となる永久磁石同期電動機を鉄道車両として初めて採用することとした。

車輪一体形主電動機開発の第一段階として、その特長と問題点を指摘するとともに、基本的な構成案をいくつか示した。

さらに当方式の概念の明確化と問題点の抽出のため次世代狭軌高速列車 NEX T 250 を対象に、車輪一体形主電動機モデルを試作し、特性試験を行った。その過程で、スロットリプルによる永久磁石の温度上昇の問題が生じたため、磁場解析により磁気回路の改良を図った。その結果当初の設計を上回る性能が得られ、鉄道車両駆動用として当方式の適用可能性を示すことができた。

最後に車輪一体形主電動機の開発は、多くの関係者の協力を得て進められているものであることを記し、ここに感謝の意を表したい。

（平成 13 年 3 月 1 日受付，平成 13 年 6 月 27 日再受付）

文 献

- (1) 例えば、松本雅行：「電気鉄道」、森北出版（1999-6）
- (2) 松岡孝一、兎束哲夫、近藤圭一郎、佐々木君章、石田弘明、早勢剛、若生寛治、宮本昌幸、手塚和彦：「NEX T 250（次世代狭軌高速列車）の構想と車輪一体形主電動機の検討」、平成 5 年電気学会産業応用部門全国大会講演論文集，pp. 509～514，（1993-8）
- (3) 例えば、足利正：「電気自動車用モータの新技術」、電気学会誌，Vol. 117，No. 1，pp. 18～21，（1997-1）
- (4) 松岡孝一、大江晋太郎、近藤圭一郎、兎束哲夫、小林芳隆、長谷部寿郎、白石茂智：「鉄道車両用車輪一体形主電動機の開発」、電気学会交通電気鉄道研究会，TER-95-19，（1995-5）

(5) 近藤圭一郎、松岡孝一：「独立車輪電動台車の左右トルク差による操舵制御の検討」、平成 7 年電気学会全国大会講演論文集，No. 1186，（1995-4）

(6) 松岡孝一、近藤圭一郎、小林芳隆、白石茂智：「車輪一体形主電動機における誘導機と永久磁石同期機の比較」、平成 8 年電気学会全国大会講演論文集 No. 1240，5-356，（1996-8）

松岡 孝一

（正員）1946 年 10 月 15 日生まれ。

74 年 3 月東京都立大学工学部電気工学科卒業。76 年 4 月より鉄道技術研究所（87 年に（財）鉄道総合技術研究所に改組）にて、主電動機を中心とする鉄道用電気機器およびリニアモータ駆動に関する研究開発に従事。現在同所車両制御技術研究部電気動力研究室長。

近藤 圭一郎

（正員）1968 年 11 月 10 日生まれ。

91 年 3 月早稲田大学理工学部電気工学科卒業。同年 4 月（財）鉄道総合技術研究所入社。電気車における主回路システム、パワーエレクトロニクス、交流電動機制御等の研究開発に従事。現在同所車両制御技術研究部電気動力研究室副主任研究員。博士（工学）

小林 芳隆

（正員）1951 年 8 月 13 日生まれ。

74 年 3 月東京電機大学工学部電気工学科卒業。同年 4 月（株）東芝入社。現在府中社会インフラシステム工場交通システム部主幹。主として鉄道車両用主電動機、リニアモータ駆動に関する開発・設計に従事。

白石 茂智

（非会員）1967 年 6 月 22 日生まれ。

91 年 3 月大阪大学基礎工学部機械工学科卒業。同年 4 月（株）東芝入社。現在府中社会インフラシステム工場交通システム部主務。主として鉄道車両用主電動機の開発・設計に従事。