車両用主電動機の電機子各部の伝熱定数

鉄道技術研究所 山 崎 正 悟

法 政 大 学 山 村 龍 男

1. ま え が き

電気車両の高速化に従って、車両用主電動機はレールゲージおよび車体床高さで限定される寸法内で、ますます容量の増大が要求されている。主電動機は列車運転時の回転速度が始動から定格の約 1.3 倍の範囲で、定格の約 1.4 倍の電流が断続的に負荷されると考えてよく、割合狭い速度範囲で定格以内の電流が連続的に負荷される一般の電動機と比較し、きわめてきびしい条件で使用される。主電動機の出力を左右する重要な因子の一つは温度上昇であるが、特に熱的な構造が複雑な電機子は局所的に高温の部分ができるのが実際であり、過電流の場合、より大きな温度分布を生じ絶縁の弱点となることが多い。列車運転性能から要求される電動機容量を確保するためには、広い速度範囲の負荷条件に対する電動機温度特性を設計の段階で推定計算することが必要である。しかし電子計算機が常用されている現在でも、温度分布を計算するよい方法がないため、従来の電動機設計は過去に製作された電動機について、平均的な値を示す抵抗法で測定した経験的な資料をもとに定格条件の温度上昇を推定しているのが現状のようである。

広範囲の負荷条件に対する電機子各部の温度特性を温度上昇曲線の形で計算できるようにすることを究極の目的として筆者らはすでに、電機子の熱の流れを熱的等価回路として扱い、強制通風式主電動機の電機子温度上昇を解析⁽¹⁾した。この方法により設計の段階で温度上昇計算をするためには、電機子各部の伝熱定数、各種損失などを、一般的な資料から定められることが

必要である。

鉄心表面からの放熱は主に回転表面および軸方向通風孔から行なわれるが、筆者らはすでに電機子鉄心を模擬した回転装置の実験から、それぞれに対する実験式を導いている。⁽²⁾⁽³⁾

現在電機子絶縁の熱伝導率についてあまり明らかでないので、熱電対を埋め込んだ主電動機の温度試験の結果を解析して求め、上の実験式および従来の資料を合せて電機子の伝熱定数の定め方を検討した。算定した各熱伝達は各種主電動機の温度試験の結果を解析して得た熱伝達とくらべ、かなりよい一致を得たので報告する。

2. 電機子の熱的等価回路

第1図は電機子の断面を示したもので、温度上昇の代表点を番号で示す次の5点に選んである。

(1): ピニオン側コイルエンド中央の上下コイル間、(2): 電機子鉄心歯頂面、(3): 鉄心スロット中央の上下コイル間、(4): 整流子中央、(5): 整流子側コイルエンド中央の上下コイル間。

これらの代表点について考えた集中定数による熱的等価回路を第2図に示した。

記号は代表点番号を添字として次のものを表わす。電動機空気入口温度を基準とした温度上昇を $\theta_1 \sim \theta_5$ 、

第1図 主電動機の電機子温度上昇代表点

Fig. 1. Representative points for temperature of the armature in a traction motor.

Determination of Thermal Constants in an Armature of a Traction Motor. By S. YAMAZAKI, Member (The Railway Technical Research Institute of JNR) & T. YAMAMURA, Member (Faculty of Engineering, Hosei University)

山崎正悟: 正員, 鉄道技術研究所電力機械研究室
山村龍男: 正員, 法政大学工学部

第2図 電機子の熱的等価回路

Fig. 2. Thermal equivalent circuit of an armature.

空気への熱伝達を $U_1 \sim U_5$, スロット中のコイルと鉄心間の熱伝導は U_6 で表わす。 U_c は (1)(3) 間および (3)(5) 間の長さを等しくとった場合の (1)(3) 間および (3)(5) 間の熱伝導を, また (5)(4) 間の熱伝導を U_{cK} とする。各部の単位時間当りの発生熱量を $Q_1 \sim Q_5$ で表わし, $C_1 \sim C_5$ を各部の熱容量とする。

電機子温度上昇の経過は第2図の回路について, 5個の連立微分方程式で時間 t の関数として⁽¹⁾表わせる。

3. 伝熱定数の算定

電機子温度上昇は, 回路の方程式を用い計算⁽¹⁾できる。ここで熱伝導 U_c , U_{cK} はコイルおよび整流子の寸法と銅の熱伝導率から求められる。熱伝導 U_6 , 鉄心および整流子の表面熱伝達 U_2 , U_4 および表面熱伝達と絶縁物の熱伝導との合成熱コンダクタンスである熱伝達 U_1 , U_3 , U_5 は次のように定められる。

〈3・1〉 冷却空気の温度上昇 現在の車両用主電動機の多くには, 第1図に示すように冷却空気が整流子側より入り, ピニオン側より排出される通風方式を採用しているので, これについて述べることにする。電機子の放熱は, 空気入口直後の整流子を除き, すでに前の区間で温められた空気に対して行なわれる。しかし $U_1 \sim U_5$ は熱的等価回路構成の単純化と冷却効果を温度上昇との関連で, 直接比較できる利点を考慮して, 空気入口温度を基準とした温度上昇で定義してある。

ここで筆者らが導いた熱伝達率の実験式⁽²⁾⁽³⁾を用いて算出される熱伝達は伝熱区間直前の空気温度を基準とした値が得られるので, 第3図に示すような前区間の放熱量 Q_a による空気温度上昇 θ_a で, 空気入口温度 T_i を基準とした値に換算すればよい。

第3図で θ は T_i を基準とした伝熱面の温度上昇, Q を単位時間あたりの伝達熱量として熱伝達を $U = Q/\theta$ で表わす。一方, θ_a を基準に定義した熱伝達は $U_a = Q/(\theta - \theta_a)$ となる。したがって, U と U_a との

第3図 冷却空気の温度上昇

Fig. 3. The temperature rise of cooling air.

関係は次のようになる。

$$U = U_a(\theta - \theta_a)/\theta \quad \dots\dots\dots (1)$$

空気温度上昇 θ_a (deg) は, Q_a を (W) で表わし, 風量 V_{wi} (m³/min), 空気の比熱 $c_p \approx 10^3$ Ws/kg °C, 比重 $\gamma_a \approx 1$ kg/m³ から次のようになる。

$$\theta_a = 60 Q_a / V_{wi} \gamma_a c_p = 6 Q_a / V_{wi} \times 10^{-2} \quad \dots (2)$$

〈3・2〉 電機子鉄心表面の熱伝達 温度上昇が飽和した定常状態の条件で熱的等価回路から, 鉄心の熱伝達 U_2 は次のように表わせる。

$$U_2 = \{Q_2 + U_6(\theta_3 - \theta_2)\} / \theta_2 \quad \dots\dots\dots (3)$$

また U_6 は次のようになる。

$$U_6 = \{Q_3 + U_c(\theta_1 - 2\theta_3 + \theta_5) - U_3\theta_3\} / (\theta_3 - \theta_2) \quad \dots\dots\dots (4)$$

(4) 式を (3) 式に代入し

$$U_2 = \{Q_2 + Q_3 + U_c(\theta_1 - 2\theta_3 + \theta_5) - U_3\theta_3\} / \theta_2 \quad \dots\dots\dots (5)$$

既製の電動機では, 電機子に熱電対を埋め込んで温度上昇を測定⁽¹⁾⁽⁴⁾し, また Q_2 , Q_3 は損失試験の値を用いて U_2 が求められる。

設計の段階で U_2 を計算できるようにする目的で筆者らは, 電機子の主な放熱面である鉄心を想定した同心ギャップ中の回転体表面および鉄心通風孔の熱伝達率⁽²⁾⁽³⁾を模形装置を使用して種々の関係因子について調べ, それぞれの実験式を得ている。これらのほか, 鉄心の他の放熱面からの伝達熱量を補足するため, 鉄心端面に対し泉氏の円板⁽⁵⁾の強制対流熱伝達率の式を用い, 軸の露出面に対しては Mc Adams 氏⁽⁶⁾の円柱の強制対流熱伝達率の式を適用し, これらの計算値を総合して (5) 式に相当する鉄心全体の熱伝達が算出できる。これについてはすでに報告⁽³⁾したので, ここでは, 設計値を得るための計算式を示すことにとどめる。鉄心の放熱面は第1図の番号 (2) で示した回転表面, 通風孔, 鉄心両端面および軸表面の4部分に分けて取り扱い, 各部分を表わす添字をそれぞれ c , h , e , x とする。

(1) 回転表面の熱伝達率⁽²⁾

$$\begin{aligned} \alpha_c = & (3.45/L + 2.66) u_1 + (0.0855/L \\ & + 0.118) R_a N_a + (-13.9/L \\ & + 60.3) d/R_a^2 + 31.2/L - 26.9 \dots (6) \end{aligned}$$

α_c : 回転表面熱伝達率 (W/m²deg), $L = L_i / R_a$, L_i : 鉄心長さ (m), R_a : 鉄心半径 (m),
 u_1 : 同心ギャップ中の軸方向風速 (m/s),
 N_a : 回転速度 (rpm), d : ギャップ寸法 (m)

(2) 鉄心通風孔熱伝達率⁽³⁾

$$\alpha_h = 15.36 u^{0.735} L_h^{0.091} D_h^{0.052} + 1.06 R_h N_a D_h / L_h \dots\dots\dots (7)$$

α_h : 回転体通風孔熱伝達率 (W/m²deg), u : 通風孔風速 (m/s), R_h : 通風孔中心と回転中心間の距離 (m)

ここで通風孔の風量 V_{wh} と電動機風量 V_w との比 $K_{vw} = V_{wh} / V_w$, 通風孔の個数 n_h から $u = K_{vw} V_w / 15 n_h \pi D_h^2$ が求められる。

(3) 鉄心端面熱伝達率⁽⁵⁾

$$\alpha_e = 0.736 Re_e^{0.6} \lambda_a / D_e \dots\dots\dots (8)$$

α_e : 鉄心端面熱伝達率 (W/m²deg), $Re_e = u_e D_e / \nu$: 円板面のレイノルズ数, u_e : 風速 (m/s), D_e : 円板面直径 (m), ν : 空気動粘性係数 (m²/s), λ_a : 空気の熱伝導率 (W/mdeg)

(4) 軸露出表面の熱伝達率⁽⁶⁾

$$\alpha_x = 0.24 Re_x^{0.6} \lambda_a / D_x \dots\dots\dots (9)$$

α_x : 軸表面の熱伝達率 (W/m²deg), $Re_x = u_x D_x / \nu$: 軸表面のレイノルズ数, u_x : 軸と平行な風速 (m/s), D_x : 軸の直径 (m)

鉄心全体の熱伝達 U_{2a} は次のようになる。

$$U_{2a} = \alpha_c S_c + K_h \alpha_h S_h + K_e \alpha_e S_e + K_x \alpha_x S_x \dots\dots\dots (10)$$

ここで S_c , S_h , S_e および S_x は, それぞれ添字で示す部分の表面積であり, また温度上昇 θ_h , θ_e , θ_x と θ_2 との比 $K_h = \theta_h / \theta_2$, $K_e = \theta_e / \theta_2$, $K_x = \theta_x / \theta_2$ は鉄心表面温度上昇 θ_2 で U_{2a} を定義するための温度上昇比である。

電機子鉄心と固定子側の温度より求めた鉄心表面からの放射熱量は鉄心全放熱量の約 2% なので鉄心熱伝達 U_{2A} を次のように補正して表わす。

$$U_{2A} = 1.02 U_{2a} \dots\dots\dots (11)$$

電動機空気入口温度を基準とした θ_2 で定義した (5) 式の U_2 は, 整流子放熱量 Q_{u4} およびコイルエンド放熱量 Q_{u5} による空気温度上昇 θ_{a2} で換算し, (11) 式に相当する値として次のように表わせる。

$$U_{2A}' = U_2 \theta_2 / (\theta_2 - \theta_{a2}) \dots\dots\dots (12)$$

〈3・3〉 スロット中のコイルと鉄心間の熱伝導

電機子鉄心スロット中のコイルの熱は, その一部がくさびを通して空気へ伝達され, また, コイルエンド側へも流れるが, かなりの部分がコイル絶縁を通して

鉄心へ流れ, その表面から空気へ伝達される。(4)式で表わされるコイルと鉄心間の熱伝導 U_0 は設計の段階ではスロット絶縁の熱伝導率 λ_0 と絶縁寸法から決定されなければならない。しかし, コイルをマイカその他で絶縁し, ワニス含浸処理したスロット絶縁の熱伝導率を得るためのよい資料は見あたらないのである。ここではコイルおよび鉄心の温度測定値から求めた λ_0 について述べ, 電機子温度上昇計算の資料とする。

電機子が停止している場合, (4)式のスロット中のコイル発生熱量 Q_3 は銅損 Q_{3b} のみとなるので, U_0 は次のように表わせる。

$$U_0 = \{Q_{3b} + U_c(\theta_1 - 2\theta_3 + \theta_5) - U_3\theta_3\} / (\theta_3 - \theta_2) \dots\dots\dots (13)$$

絶縁厚さを d_0 , コイルと鉄心との接触面積を S_{ci} とし, 熱伝導率 λ_0 を次のように表わす。

$$\lambda_0 = U_0 d_0 / S_{ci} \dots\dots\dots (14)$$

コイルの熱伝導 U_c は (1)(3) 部分間の長さ, コイル断面積および銅の熱伝導率から求められる。

熱伝達 U_3 はくさび表面の熱伝達 U_{3i} とコイルからくさび表面までの熱伝導 U_w との合成値である。

$$U_{3A} = U_{3i} U_w / (U_{3i} + U_w) \dots\dots\dots (15)$$

U_{3A} はギャップ入口の空気温度を基準温度とした値であり, θ_{a2} で U_3 へ換算して表わせる。

$$U_3 = U_{3A}(\theta_3 - \theta_{a2}) / \theta_3 \dots\dots\dots (16)$$

くさび表面は鉄心回転表面と同じ冷却条件であるので, (6) 式の α_c とくさび表面積 S_w との積が U_{3i} となる。

$$U_{3i} = \alpha_c S_w \dots\dots\dots (17)$$

くさびとコイル絶縁との合成熱伝導率を λ_w , それぞれの厚さの和を d_w として U_w は次のようになる。

$$U_w = \lambda_w S_w / d_w \dots\dots\dots (18)$$

熱伝導率 λ_w はくさびの熱伝導率 λ_{w0} とコイル絶縁の熱伝導率 λ_i との合成値であるが, λ_i はコイル絶縁のくさびに対面する部分の熱伝導率であるのでここで求めようとしている λ_0 とほぼ同じと考えられ不明の値である。しかし (13)(14) 式から λ_0 を求める場合, U_3 を構成する一因子 λ_i の影響は大きくないので, 適当な仮定をもとに λ_0 を計算し, この λ_0 を λ_i として再計算する方法をとることにする。

適当に選んだ各種絶縁材料の平均的な熱伝導率は, $\lambda_{im} = 0.35$ W/mdeg⁽⁷⁾ となる。スロット絶縁のワニス処理はヒートプレスを行なっているので内部の気ほうは割合に少ないと考え, 等価空気層 d_a を一応全体の 3~4% と仮定し, 空気の熱伝導率 $\lambda_a = 0.029$ W/mdeg

から、

$$\lambda_i = (\lambda_a/d_a) \{ \lambda_{im}/(1-d_a) \} / \{ \lambda_a/d_a + \lambda_{im}/(1-d_a) \} \approx 0.25 \text{ W/mdeg}$$

が計算一回目の一応の値として仮定される。

現在使用されているくさびは、樹脂で成形したガラスせんい積層材である。ガラス繊維の断面を円形とするとガラス含有率は $\pi/4$ 、樹脂が $(1-\pi/4)$ の構成となる。ガラス熱伝導率として平均的な値 $\lambda_g=0.75 \text{ W/mdeg}$ 、成形樹脂の熱伝導率 λ_p はプラスチック耐火材の値 1.05 W/mdeg を用いる⁽⁷⁾と $\lambda_w \approx 0.9 \text{ W/mdeg}$ が得られる。

くさび厚さが 4 mm 、コイル絶縁厚さ 1 mm の場合、 λ_i 、 λ_w から $\lambda_w \approx 0.6 \text{ W/mdeg}$ が得られる。

このような値を用い (13)、(14) 式から得た λ_0 と λ_i の仮定値に大きなちがいがあがある場合は、あらためて、 $\lambda_i=\lambda_0$ として計算をくり返せばよい。

電機子停止中の温度上昇は電流および風量一定の条件下で回転速度 N_a を 0 に近い範囲まで変えて測定し、 $N_a=0$ の値を外そうして求める。

国鉄の主電動機について、スロット絶縁の寸法を次のように定義して得た λ_0 は第1表のようである。

第1表右端の図はスロット中のコイルを示し、コイル素線の深さ方向の寸法を a_c 、深さ方向素線数 n_a 、また素線幅 b_c 、スロット幅方向の素線数 n_b から、スロット深さ方向の合計寸法を $A_c=n_a a_c$ 、幅方向合計を $B_c=n_b b_c$ とする。鉄心長さ L_i 、スロット数 n_s から次のように接触面積 S_{ci} をコイル素線のみの鉄心に対面する面積とする。またスロット幅 B_s と B_c との差の $1/2$ を絶縁厚さ d_0 とする。

$$S_{ci} = (2A_c + B_c)L_i n_s \dots\dots\dots (19)$$

$$d_0 = (B_s - B_c)/2 \dots\dots\dots (20)$$

熱伝導率は絶縁物の熱的な質の一つを表わすが、第1表に示すように無溶剤エポキシ樹脂処理のコイルで大きな λ_0 が得られている。これはコイル絶縁材料のちがいの考えられるが、主に内部の気ほうが少ないためと考えられる。ワニスのほかワニス含浸技術、ヒート

プレス、その他製作過程の処理の良否が λ_0 へ影響するものと考えるので、計算にはこれらの条件を考慮して λ_0 を選ぶことが必要と考える。ソビエトの H5 412 形主要動機の λ_0 に相当した値として、 0.14 W/mdeg が報告⁽⁸⁾されている。

〈3・4〉 ピニオン側コイルエンドの熱伝達

ピニオン側コイルエンドは電機子で最も温度上昇が高くなりやすいので、放熱をよくすることは重要である。

熱伝達 U_1 は、定常状態において熱的等価回路から次のように表わせる。

$$U_1 = \{Q_1 - U_c(\theta_1 - \theta_3)\} / \theta_1 \dots\dots\dots (21)$$

(21) 式の U_1 は電動機空気入口温度を基準とした温度上昇 θ_1 で定義しており、コイルエンド前端的空気温度を基準にした値とするため、この部分の空気温度上昇 θ_{a1} で換算し次のように表わす。

$$U_{1A} = U_1 \theta_1 / (\theta_1 - \theta_{a1}) \dots\dots\dots (22)$$

設計の段階での計算は第4図に示したようにコイルエンドを4部分に分けて取り扱う。(a): バインド表面、(b): コイルエンド端のナックル状部分、電動機の種類によっては、鉄心スロットからコイルがでた部分に径方向の通風孔が設けられるが、この部分を(c)で表わす。(d): コイル下側の胴絶縁部。

4部分についての熱的等価回路を第4図右のように表わす。図で U_{a1} 、 U_{b1} 、 U_{c1} および U_{d1} はそれぞれ a、b、c および d で示した部分の絶縁物の熱伝導を、空気に対する熱伝達を U_{a1} 、 U_{b1} 、 U_{c1} および U_{d1}

第4図 ピニオン側コイルエンドの構造およびコイルエンドの熱的等価回路

Fig. 4. Constructions of a pinion side coil-end of an armature and thermal equivalent circuit of the coil-end.

第1表 電機子スロット絶縁の熱伝導率

Table 1. Heat conductivities of the coil insulator in armature slots for the JNR traction motors.

電動機名	出力(連続) kW	$d_0 (\times 10^{-3} \text{ m})$	$S_{ci} (\text{m}^2)$	$U_0 (\text{W/deg})$	$\lambda_0 (\text{W/mdeg})$	樹脂	用途	スロット絶縁寸法
MT 200 形	185	1.5	0.50	80	0.24	溶剤系エポキシ	新幹線電車	
MT 916 形	250	0.95	0.62	175	0.27	無溶剤系エポキシ	新幹線試作	
MT 52 形	375	1.3	1.17	170	0.19	溶剤系エポキシ	機関車	
MT 52 A 形	375	1.3	1.17	260	0.29	無溶剤系エポキシ	機関車	

で表わす。合成熱コンダクタンスはそれぞれ U_{a0} , U_{b0} , U_{c0} および U_{d0} として次のように表わせる。

$$\left. \begin{aligned} U_{a0} &= U_{at} U_{at} / (U_{at} + U_{at}) \\ U_{b0} &= U_{bt} U_{bt} / (U_{bt} + U_{bt}) \\ U_{c0} &= U_{ct} U_{ct} / (U_{ct} + U_{ct}) \\ U_{d0} &= U_{dt} U_{dt} / (U_{dt} + U_{dt}) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (23)$$

したがって、(22)式に相当するコイルエンド熱伝達 U_{1A} は次のようになる。

$$U_{1A} = U_{a0} + U_{b0} + U_{c0} + U_{d0} \dots\dots\dots (24)$$

(23) 式の各値は次のように定められる。

(i) コイル導体からバインド表面までの熱伝導率を λ_i , バインド表面積を S_a , 厚さを t_a として

$$U_{at} = \lambda_i S_a / t_a \dots\dots\dots (25)$$

バインドの熱伝導率を λ_{gr} , 厚さを t_g とし、またコイル絶縁の熱伝導率を λ_i , 厚さを t_i として、 $t_a = t_g + t_i$ で表わすと、 λ_1 は次のようになる。

$$\lambda_1 = \frac{t_a}{t_g t_i} \lambda_{gr} \lambda_i \left/ \left(\frac{\lambda_{gr}}{t_g} + \frac{\lambda_i}{t_i} \right) \right. \dots\dots\dots (26)$$

バインドで締め付けられ、ワニス含浸処理されているのでコイル絶縁は、空気層が割合に少ないと考えられ、 λ_i はスロット中のコイル絶縁とほぼ同様と考え、 $\lambda_i \approx \lambda_0$ とする。

最近の主電動機はそのほとんどが樹脂処理のガラスバインドを採用しているので、これについて熱伝導率を取り扱うことにする。ガラスの平均熱伝導率 $\lambda_g \approx 0.75 \text{ W/mdeg}$,⁽⁷⁾ ガラス繊維処理用のエポキシ樹脂の熱伝導率を $\lambda_r \approx 0.2 \text{ W/mdeg}$ (S 杜形録値 $0.17 \sim 0.33 \text{ W/mdeg}$) にとり、ガラスの含有率を全体の $\pi/4$ として等価的に厚さを仮定したガラスバインドの熱伝導率は $\lambda_{gr} = 0.45 \text{ W/mdeg}$ である。

(ii) 回転円筒であるバインド表面の熱伝達率 α_a は(6)式の L_i の代りにコイルエンド長さ L_1 を入れ、また d の代わりに固定子とコイルエンドとの間隔を等価ギャップ d' として入れ、(6)式で α_c と同様求められ、熱伝達 U_{at} は次のようになる。

$$U_{at} = \alpha_a S_a \dots\dots\dots (27)$$

(iii) ナックル部 (b) および通風孔 (c) 部絶縁の熱伝導 U_{bt} および U_{ct} は、コイルの空氣に接する表面積をそれぞれ S_b , S_c , 絶縁厚さを t_b , t_c , コイル絶縁の熱伝導率を λ_3 として次のように表わす。

$$U_{bt} = \lambda_3 S_b / t_b \dots\dots\dots (28)$$

$$U_{ct} = \lambda_3 S_c / t_c \dots\dots\dots (29)$$

一般に (b)(c) 部はテープ巻絶縁されるが、形状が複雑なため曲り部分のテープにたるみができワニス含浸後も内部にかなりの空気層が残るものと考えられ

る。このため熱伝導率の小さい空気層の影響が大きく、 λ_3 をスロット中のコイル絶縁の熱伝導率 λ_0 と同様とすることには無理がある。また、手作業のテープ巻後の空気層の程度を予想することは難しいので、ここでは λ_3 を適当に仮定し、(24) 式で算出した U_{1A} を、電動機温度試験の結果を (22) 式で整理した値と比較し、実測値とほぼ同じ U_{1A} が得られる λ_3 を、この方法の計算資料の一つとしたい。

(iv) 空氣の流れが複雑な (b)(c) 部の熱伝達率を表わすよい式は現在見あたらない。しかしこれらの部分の伝熱は電機子表面風速 U_1 および回転速度 N_a に関係するものと考えられ、また U_{bt} , U_{ct} に対し比較的小さい値の絶縁物熱伝導 U_{bt} あるいは U_{ct} の影響が割合大きいものと考えるので、計算に u_1 および N_a の効果を加味するため、便宜的に (27) 式に用いた α_a を適用する。

$$U_{bt} = \alpha_a S_b \dots\dots\dots (30)$$

$$U_{ct} = \alpha_a S_c \dots\dots\dots (31)$$

(v) コイルエンド胴部 (d) の絶縁の熱伝導率 λ_2 はコイル絶縁と同じと考え、 $\lambda_2 = \lambda_0$ とする。絶縁厚さ t_d , 面積を S_d として次のように表わす。

$$U_{dt} = \lambda_2 S_d / t_d \dots\dots\dots (32)$$

(vi) コイルエンド胴裏側の表面熱伝達 α_d を端的に表わす式もまた見あたらないようである。胴裏側は凹凸があり、また内径がかなり大きいので、平板の熱伝達率の式あるいは細い管内の熱伝達率の式は適用しにくい。管外に対する式として(9)式の McAdams⁽⁶⁾ 氏の式がある。これらの式を適用した結果は、おおよそ同様な値となるようなので、通風の効果を加味するため(9)式と同じ形の式を選ぶことにする。

$$\alpha_d = 0.24 \text{ Re}_d^{0.6} \lambda_d / D_d \dots\dots\dots (33)$$

ここで $\text{Re}_d = u_d D_d / \nu$, u_d : 風速(m/s), D_d : 胴内側平均直径 (m)。

$$U_{dt} = \alpha_d S_d \dots\dots\dots (34)$$

〈3・5〉 整流子側コイルエンド熱伝達 整流子側コイルエンドの構造を第5図に示す。コイルエンドの範囲として、鉄心端からライザ回転円筒表面までを含めた L_5 の部分と規定する。コイルエンド放熱量 Q_{u5} の大部分はバインド表面とライザ表面から空氣に伝達され、一部はコイル下側より均圧結線側へ流れるものと考えた熱的等価回路を第5図の右側に表わした。コイルからバインド表面までの熱伝導 U_{5b} と、バインド表面熱伝達 U_{5t} との合成熱的コンダクタンス U_{5a} は次のようになる。

$$U_{5a} = U_{5b} U_{5t} / (U_{5b} + U_{5t}) \dots\dots\dots (35)$$

第 5 図 整流子側コイルエンドおよび整流子の構造とコイルエンドの熱的等価回路

Fig. 5. Constructions of a commutator side coil-end with a commutator, and its thermal equivalent circuit.

均圧結線側に流れる熱量 Q_{sx} を、部分 (5) と均圧結線との温度差の測定値と、絶縁物の熱伝導率 λ_2 および、絶縁寸法から求めた値は、表面からの放熱量 $U_{sa}\theta_5$ のおよそ 5% 程度であり、全体に占める割合が小さいので簡単に $1.05 U_{sa}$ として補正する。ライザ L_r の空氣に露出した部分の表面熱伝達を U_{sr} とすると、コイルエンド熱伝達 U_{sa} は次のようになる。

$$U_{sa} = 1.05 U_{sa} + U_{sr} \quad (36)$$

整流子放熱量 Q_{us} で暖められたコイルエンド前端的空氣温度上昇を θ_{as} とすると、空氣入口温度を基準とした熱伝達は次のようになる。

$$U_s = U_{sa}(\theta_5 - \theta_{as})/\theta_5 \quad (37)$$

(35), (36) 式の内容は次のように定められる。

ライザ幅の半分にバインドがかけられるものとし、バインド表面積は $S_{sb} = \pi D_a(L_s - L_r/2)$

$$U_{sb} = \lambda_1 S_{sb}/t_a \quad (38)$$

回転表面熱伝達率 α_5 は (6) 式の L_i の代わりに L_s を用い、 d としてコイルエンドと固定子との間隔 d' を用いて (6) 式で定められ、 $S_{sr} = \pi D_a L_r/2$ として、 U_{st} 、 U_{sr} は次のようになる。

$$U_{st} = \alpha_5 S_{sb} \quad (39)$$

$$U_{sr} = \alpha_5 S_{sr} \quad (40)$$

〈3・6〉 整流子表面の熱伝達 現在の車両用主電動機の多くは、第 1 図に示すように空氣入口が整流子回転表面に垂直に設けられており、空氣は整流子面に直角に吹き付けその後軸方向に流れる。また、整流子の周囲はブラシ保持器および固定子コイルとの太いなぎ線が配置されているので、空氣の流れの状態はかなり複雑である。このため整流子は回転円筒ではあるが一般の伝熱の式を適用することは難しい。ここでは国鉄の主電動機について温度試験の結果を整理し、整流子表面熱伝達率を、風速および回転速度についての (6) 式と同様な形の実験式にまとめた。

定常状態において、熱的等価回路から整流子熱伝達

U_4 は次のようになる。

$$U_4 = \{Q_4 + U_{ck}(\theta_5 - \theta_4)\}/\theta_4 \quad (41)$$

なお、整流子温度上昇 θ_4 を運転中に測定することは整流子に熱電対を埋め込むことが難しいので、熱的等価回路より次のように求める方法⁽¹⁾をとった。

$$\theta_4 = \theta_5 - \{Q_5 + U_c(\theta_3 - \theta_5) - U_s \theta_5\}/U_{ck} \quad (42)$$

熱伝達率 α_4 は表面積を S_4 として次のようになる。

$$\alpha_4 = U_4/S_4 \quad (43)$$

ここで S_4 は第 5 図で示すライザ回転表面 L_r を除いた銅の露出表面をとり、 D_k を摺動面直径、 L_k を長さ、 D_{k2} をクリーページ直径として次のようになる。

$$S_4 = \pi D_k L_k + \pi(D_a^2 - D_{k2}^2)/4 \quad (44)$$

国鉄の MT 200 形、MT 916 形および MT 52 形主電動機で得た α_4 (W/m²deg) を、空氣入口窓部の風速を u_i (m/s)、回転速度 N_a (rpm) について整理して次の式で近似的に表わした。

$$\alpha_4 = 2.4(u_i + \pi D_k N_a/60) + 80 \quad (45)$$

4. 電動機内部の風量配分

電機子熱伝達の算出にあたって、電動機内の風速および空氣温度上昇を算定するため、電機子を冷却する実効的な風量を知ることが必要である。電動機内の流体力学的構造は複雑なので厳密な取り扱いが難しいが、ここでは既製の主電動機について実験的に調べた風量配分をとりあえずの値として用いることにする。

〈4・1〉 電機子鉄心通風孔の風量

電機子内側の風路につめものをし、通風孔の通風をとめて風量を測定する。この場合、正常状態にくらべて固定子コイル温度上昇が多少低くなる。これは固定子側の風量が正常の場合より増加したためと考えられ、温度低下に相当する風量を測定値から、差し引いた値が通風孔以外の風量であるとする。かなり構造および出力が異なる MT 200 形と MT 52 形主電動機について求めた通風孔風量 V_{wh} と全風量 V_w との比 $K_{vw} = V_{wh}/V_w$ は 0.16 程度の値である。

〈4・2〉 電機子実効冷却風量

空氣の流れに沿った電機子表面の空氣温度上昇は、固定子発生熱量の影響を考慮するのが本来である。しかし主電動機温度試験の結果は、固定子と電機子温度上昇との関連が小さいことを示す⁽¹⁾ので、計算の簡略化のため、電機子冷却風量を独立して取り扱うことにする。

冷却空氣の配分は設計上、電機子および固定子放熱量にほぼ対応させていると考えれば、電動機内への各放熱量の割合から、電機子冷却風量と全風量との比は

第 6 図 自己通風式主電動機電機子各部熱伝達の計算値と実測値との比較

Fig. 6. Comparisons of the calculated heat transfer and measured ones of the armatures of MT 200 type motor and MT 916 type motor.

およそ 80% になる。数種の主電動機について、軸方向数箇所とった全風路断面積と電機子側風路との割合の平均は 80% 内外の値となっている。

5. 各部熱伝達の計算値と実測値との比較

ここで述べた計算法の実用性を確かめるための対象機として、詳しく温度試験を行なった新幹線電車用主電動機 MT 200 形（出力 185kW 連続）と新幹線試作機の MT 916 形（250kW）および機関車用の MT 52 形（375kW）の改善形試作電機子を選んだ。

第 6 図は MT 200 形および MT 916 形の、また第 7 図は強制通風式の MT 52 形の回転速度に対する電機子熱伝達の計算値で、電動機温度試験の結果から得た実測値を点印で示し比較してある。計算に用いた主要な値は第 2 表のとおりである。表の λ_3 は第 4 図

第 7 図 強制通風式主電動機電機子各部熱伝達の計算値と実測値との比較

Fig. 7. Comparisons of the calculated heat transfer and the measured ones of the armature of MT 52 type motor.

第 2 表 主電動機の電機子要目

Table 2. Dimensions of the armature of the traction motors.

	MT 200 形	MT 916 形	MT 52 形
出力 (連続) (kW)	185	250	375
回転速度 (rpm)	2,200	2,600	890
風量 (m ³ /min)	17.5	20	70
通風方式	自己	自己	他力強制
D_a (mm)	350	350	540
L_i (mm)	225	210	270
D_h (mm)	22	22	25+20
n_h	12	12	16 16
D_K (mm)	250	250	420
L_K (mm)	115	115	115
λ_0 (W/m deg)	0.24	0.27	0.19
λ_1 (W/m deg)	0.385	0.40	0.35
λ_3 (W/m deg)	0.07	0.09	0.06

$K_h=0.93$, $K_e=0.93$, $K_x=0.7$

(b), (c) 部絶縁の熱伝導率であり、定格運転条件におけるピニオン側コイルエンド熱伝達 U_{1A} の計算値が実測値とほぼ一致するように選んだ値である。図のように設定以外の回転速度に対しても U_{1A} の計算値は実測値とかなりよい一致が得られている。ここで λ_3 をコイル絶縁物の熱伝導率 $\lambda_1 \approx \lambda_0$ と、余分に残留する空気層の熱伝導率 λ_0 との合成値として等価空気層を逆算し、全厚さとの割合 δ で示せば、MT 52 形: $\delta \approx 0.39$, MT 200 形: 0.34, また MT 916 形で 0.23 となる。無溶剤エポキシ樹脂処理の MT 916 形が比較的 δ が小さく、大きな λ_3 が得られ、溶剤系ワニス処理の電機子が小さい λ_3 となっている。

MT 916 形は出力が MT 200 形の 1.35 倍であるが、両機の電機子寸法はほぼ同様である。MT 200 形の熱伝達計算値は第 6 図の太線で示すようにかなりよい結果が得られている。しかし MT 916 形は実験と同じ通風条件では、細線で示すように鉄心熱伝達 U_{2A} の計算値が実測値より小さくなり、風量 V_w を実験値より 10% 増加し、また風量比 $K_{vw}=0.2$ と仮定した場合、破線のように実測値に近い値を得ることができた。

容量が大きく、寸法も大形で強制通風式の MT 52 形でも、第 7 図のように各計算値は実測値に割合近い値となる。この場合風量を 6% 少なく仮定した条件のほうが破線で示したように、よりよい近似を示した。

回転速度に対する U_{2A} は実測値と多少異なった傾向を示すが、ここで用いた実験式は空気の流れの様な模型装置の実験から導いたものであり、実際の電動機では空気の流れの様相が多少異なるためではないかと考える。しかし回転速度が定格値の 50~130% の範囲では、回転速度に比例して風量の変わる自己通風式

の主電動機でも、ちがいは大きくないので温度上昇計算に実用できるものとする。

整流子熱伝達 U_4 は、ここで用いた3種の対象機の実測値を整理して導いた(45)式による値であり、したがってこの実験式は150~400kW程度の主電動機に対し適用できるものとする。

6. あとがき

車両用主電動機の電機子の熱の流れを集中定数による熱的等価回路として取り扱い、電機子各部の温度上昇曲線を設計の段階で計算できるようにすることを目的として、一般的な伝熱の関係式および資料を用いることをたてまえとして電機子各部の熱伝達を算定する方法を検討した。

電機子の主な放熱面である鉄心は、放熱面を固定子と同心ギャップを隔てて回転する円筒表面、⁽²⁾ 軸に平行に設けられている通風孔、⁽³⁾ 鉄心端面⁽⁵⁾および回転軸⁽⁶⁾の4部分に分け、それぞれ表面熱伝達を計算し、これらを総合する方法をとった。

電機子スロット絶縁の熱伝導率 λ_0 を、コイルおよび鉄心歯頂面に温度測定用の熱電対を埋め込んだ主電動機の温度試験の結果から得た。

コイルエンド熱伝達は伝熱的な構造による区分で数個の部分に分割し、それぞれの部分について、コイル素線から表面までの絶縁物の熱伝導と表面から空気への熱伝達との合成熱コンダクタンスとして扱い、これらの値を総合した。

整流子表面熱伝達は国鉄の代表的な主電動機3機種

の温度試験結果を解析し、熱伝達率を風速と回転速度の関係で表わした実験式の形にまとめた。

これらの方法で算定した電機子熱伝達は、自己通風式および強制通風式主電動機の温度試験結果から得た熱伝達とかなりよい一致を得ることができた。

今後電機子に発生する各種損失および各部熱容量が明らかになれば、ここで得られた熱伝達を用い、設計の段階で温度上昇曲線が計算できることになるが、これについては今後の報告にゆずることとする。

終わりにこの研究に貴重なご指導を頂いた京都大学教授 林 千博博士に深謝いたします。また、この研究に種々ご便宜をはかれた国鉄車両設計事務所と電動機の製作および実験にご協力を頂いた三菱電機株式会社および東京芝浦電気株式会社の関係諸氏に感謝いたします。鉄道技術研究所電力機械研究室 小瀧幸雄君が熱心に実験に協力されたことを記し、謝意を表わします。

(昭和47年10月27日受付、同48年5月4日再受付)

文 献

- (1) 山村・山崎：電学誌 86, 648 (昭41-4)
- (2) 山村・山崎：機械学会論文集 31, 427 (昭40-3)
- (3) 山崎・山村：電氣学会論文誌 92-B, 287 (昭47-5)
- (4) 山村・山崎：鉄研報告 459, 電気編 70 (昭40-3)
- (5) 泉：機械学会論文集 20, 791 (昭29-1)
- (6) McAdams: Heat Transmission 258 (1954) McGraw Hill
- (7) 日本機械学会・熱・熱力学部門委員会編, 伝熱工学資料 258 (昭41)
- (8) И. Н. Бogaенко Электричество 74 (1969-7)