

電気鉄道における集電材料のトライボロジー

Tribology of Current Collecting Materials in Electric Railway

鉄道総研（正）*山下 主税 （正）根本 公紀

Chikara Yamashita*, Koki Nemoto*

*Railway Technical Research Institute

1. はじめに

電気鉄道では、地上の設備から車両に電気を供給しており、この技術を「集電」と呼んでいる。集電技術として、一般に用いられている方式は、トロリ線を用いた架空電車線方式（以降、架線と呼称）である。架線から車両に電気を取り込む装置としては、ホイールを架線に接触させて転がすトロリポールや、すり板を架線に接触させてしゅう動するパンタグラフがある。また、近年では非接触集電技術の開発や、蓄電池方式やハイブリッド方式の車両も開発されているが、高密度な列車運行や新幹線などの高速走行に対応する技術は、パンタグラフによるしゅう動集電方式以外にないのが現状である。ここに、電気鉄道における電気接触とトライボロジーの問題がある。

2. 電気鉄道における電気接点問題

電気鉄道の主な集電システムである架線—パンタグラフシステムは、電気接点の観点からはトロリ線とすり板のしゅう動接点となる。ここで、トロリ線とすり板は集電材料と呼ばれている。通電およびしゅう動の条件は、在来線の直流区間であれば1編成あたり数千アンペアにおよび、しゅう動速度は在来線で最大160km/h、新幹線では最大320km/hに達する。また、パンタグラフの接触力は一定ではなく、しゅう動速度や架線設備、パンタグラフの配列によっても大きく変動する。架線設備の大部分は屋外に設置されており、風雨や腐食環境にさらされている。このように、常に通電およびしゅう動条件が変動するため、現場で発生する集電材料の摩耗は非常に複雑となる。

集電材料の寿命は主に摩耗によって決定されるため、現場において著大摩耗の原因特定とその抑制対策は、メンテナンスコストの低減に直結する。長きにわたる現場調査¹⁻⁶⁾や定置摩耗実験^{2,7-10)}の結果、集電材料の著大摩耗を引き起こす要因は、架線とパンタグラフが離れる「離線」時に発生するアーク放電であると結論づけられてきた。

一方、上記の結論とは矛盾する事例も報告されている³⁾。それは、「必ず離線アークが発生する箇所では、トロリ線の摩耗が進行しない」というものであり、アーク放電以外の摩耗要因にも着目する必要がある。

筆者らは、定置試験でトロリ線とすり板の通電摩耗機構の解明に取り組んできた¹¹⁻¹⁵⁾。ただし、架線—パンタグラフシステムはあまりに長大であるが、定置試験機は小型にならざるを得ない。そのため、定置試験機で発現する摩耗特性と実機の摩耗特性が同じとなることはないと考えられる。筆者らは定置試験はモデル実験であるとし、ジュール熱に起因する摩耗現象を抽出して理論化することで、実機で起こる摩耗現象の理解を深めようとした。

3. 電気接点の理論

一般に、電気接点の問題でよく使われる理論を紹介する。

(1) 集中抵抗¹⁶⁾

接触面には微小な凹凸があり、真実接触面積は見掛け接触面積よりもはるかに小さい。電気接点では、真実接触点においても皮膜があり、電流が流れる部分は真実接触面積の一部分となる。限られた導通部分に電流が集中するため、電流の流れはFig. 1のように曲げられ、接点における電気抵抗 R_c [Ω]は、見掛け接触面積同士で接触する場合よりも増加する。これを集中抵抗と呼び、次式で表される。

$$R_c = \frac{\rho}{2a} \quad (1)$$

ここで、 ρ は電気抵抗率 [Ωm]、 a は接点半径 [m]である。

(2) Wiedemann-Franz の法則¹⁶⁾

金属の熱伝導率 λ [W/mK]と電気抵抗率 ρ は温度 T [K]に対して次式の関係を持つ。

$$\rho\lambda = LT \quad (2)$$

ここで、 L はローレンス数であり 2.4×10^{-8} [$(\text{V/K})^2$]となる。

(3) φ - θ 理論¹⁶⁾

発生した熱は電流と同じ経路を流れる。ここで、熱的定常状態の等温面と等電位面が一致する場合に、電位 φ [V]と温度上昇 θ [K]は次式の関係を持つ。

$$\int_T^{T_0} \rho \lambda dT = \int_{\theta}^{\theta} \rho \lambda d\theta = \frac{1}{2} \varphi^2 \quad (3)$$

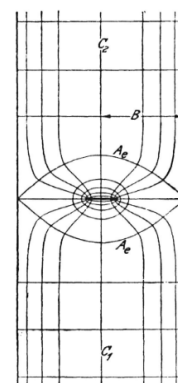


Fig. 1 Lines of current flow and equipotential surface¹⁶⁾

ここで、 T_0 はバルク温度[K]、 θ は最高温度上昇量[K]である。式(3)に式(2)を代入し両辺を積分すると、最高温度 T_{max} [K]と接触電圧 V_c [V]の関係が得られる。

$$T_{max} = \left(\frac{V_c^2}{4L} - T_0^2 \right)^{1/2} \quad (4)$$

なお、 φ - θ 理論は定常状態で適用できる理論であり、基本的には静接点の問題で適用するものである。しゅう動接点で適用する例も散見されるが、定常状態に準ずるなど、しゅう動速度条件に注意する必要があると考えられる。

4. 低しゅう動速度における通電摩耗機構¹¹⁻¹⁵⁾

4.1 通電摩耗実験結果¹¹⁾

筆者らは、トロリ線とすり板のジュール熱に起因する摩耗現象を解明するため、Fig. 2 に示す直動摩耗試験機を開発している¹¹⁾。本試験機は、しゅう動中におけるすり板の接触力変動が小さく、摩耗形態の混在を抑制できる。また、直動型であるため、通電機構にスリッピングが不要であり、トロリ線とすり板間の接触電圧を精緻に測定できる。最も重要なことは、0.2 m/s (= 0.72 km/h)と低いしゅう動速度条件としたことで、 φ - θ 理論が適用できたことである。

Figure 3 に直動摩耗試験機で得られたトロリ線比摩耗量を示す。ここで、トロリ線は硬銅、すり板は鉄系統結合合金である。実験結果では、トロリ線の比摩耗量が荷重 10 N 以上ではほぼ一定になり、荷重 6~10 N の範囲で極大値を示す。また、荷重 6 N 未満ではトロリ線比摩耗量が減少する傾向を示した。上記 3 つの荷重範囲において、摩耗面や摩擦係数も異なっており、それぞれ機械的摩耗形態、電気的摩耗形態 I、電気的摩耗形態 II と呼称した。

Figure 3 からでは、各摩耗形態の遷移条件は不明であるが、しゅう動中の接触電圧から式(4)を用いて最高温度を推定した結果、Fig. 4 のようにトロリ線の融点 1334 K とすり板の融点 1646 K で摩耗形態が遷移することが明らかとなった。また、アーク放電も発生する電気的摩耗形態 II ではトロリ線摩耗率が減少することから、電気的な摩耗の主要因はアーク放電ではなく、熔融ブリッジであることが明らかとなった。

材料の融点は試験機の規模によらないため、これら摩耗形態の遷移条件は試験機特有のものではなく、一般化できるものと考えられる。ただし、式(4)から推定できるのは最高温度のみであり、ジュール熱による摩耗形態の遷移条件を考察することはできるが、電気的摩耗形態 II においてトロリ線の熔融が観察されずにトロリ線摩耗率も減少する現象は説明できなかった。

4.2 ジュール熱による接点の温度分布解析結果^{12, 14)}

通電時のトロリ線とすり板の温度をそれぞれ推定するためには、接点近傍の温度分布を把握する必要がある。そこで、筆者らは接点に接触電圧 V_c を印加した際の電位分布と定常状態の温度分布を解析した^{12,14)}。その結果、硬銅トロリ線や鉄系統結合合金すり板の異種金属接点では、電位および温度の分布は非対称となり、さらに表面の皮膜抵抗によって各分布は変化することがわかった。また、定常状態の電位と温度は材料組合せによらず Fig. 5 に示すような放物線となり、任意の電位 φ を接触電圧 V_c で正規化することで、放物線上の温度 T を求める式を提案した¹⁴⁾。

$$T = \left[\frac{V_c^2}{L} \left\{ \left(\frac{\varphi}{V_c} \right) - \left(\frac{\varphi}{V_c} \right)^2 \right\} + T_0^2 \right]^{1/2} \quad (5)$$

筆者らは、接触境界を示す正規化電位 α を提案し、集中抵抗と皮膜抵抗を用いて次式で表した。

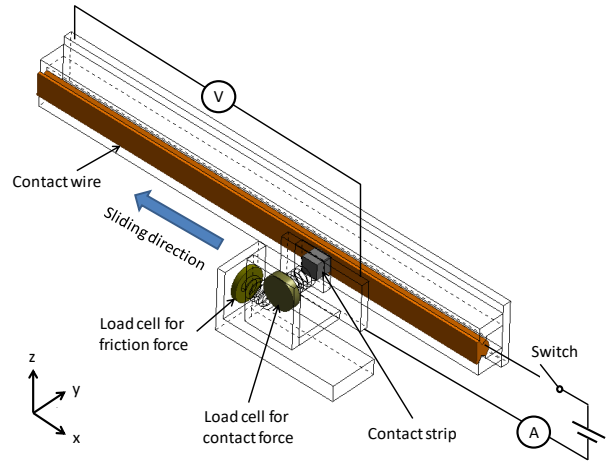


Fig. 2 Linear wear tester¹¹⁾

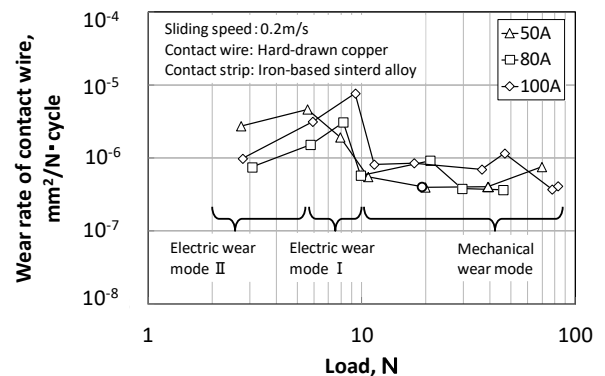


Fig. 3 Specific wear rate of contact wire¹¹⁾

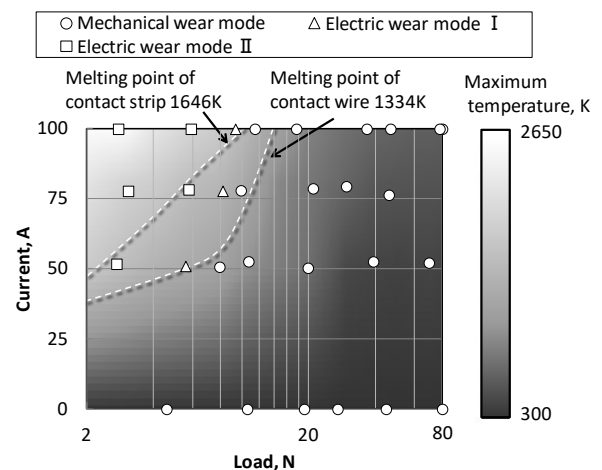


Fig. 4 Relationship between maximum temperature and wear modes¹¹⁾

$$\alpha = \frac{\varphi_c}{V_c} = \frac{\frac{\rho_s}{4a} + \frac{\rho_{ds}d_s}{\pi a^2}}{\frac{\rho_w + \rho_s}{4a} + \frac{\rho_{dw}d_w + \rho_{ds}d_s}{\pi a^2}} \quad (6)$$

ここで、 φ_c は接触境界における電位[V]、 ρ_w, ρ_s は電気抵抗率 $[\Omega m]$ 、 ρ_{dw}, ρ_{ds} は皮膜抵抗の電気抵抗率 $[\Omega m]$ 、 d_w, d_s は皮膜抵抗厚さ[m]である。また、記号の添字である w と s はそれぞれトリ線とすり板を示す。

式(5)と式(6)から、接触電圧 V_c と接触境界係数 α に対するトリ線とすり板の最高温度を求め、それぞれの熔融境界で摩耗形態が遷移する摩耗形態マップを提案した(Fig. 6)。Figure 6 において、トリ線熔融摩耗形態が 4.1 節の電氣的摩耗形態 I に相当し、すり板熔融摩耗形態が電氣的摩耗形態 II に相当する。なお、接触表面に皮膜抵抗がない清浄な状態における接触境界係数を α_0 とし、硬銅トリ線と鉄系焼結合金すり板の組合せでは、0.96 となった。

Figure 5 と Fig. 6 から、トリ線とすり板の電気抵抗率が大きく異なる場合は、各材料の最高温度に差が生じ、接触電圧が大きくともトリ線が熔融しない条件が存在することが明らかとなった。これにより、4.1 節の電氣的摩耗形態 II ではトリ線の熔融は観察されずにトリ線摩耗率も減少する現象を説明することができた。

Figure 6 の摩耗形態マップは式(5)と式(6)から簡易に作成することができ、接点材料も Wiedemann-Franz の法則に則る金属であれば容易に組合せ可能である。このマップを用いることで、通電下で発生しうる摩耗形態およびその遷移条件を予測することが可能となる。

ただし、 φ - θ 理論は Fig. 5 に示すように電位と温度が放物線になる定常状態もしくは定常に近い状態でのみ適用でき、電気鉄道の使用条件である高しゅう動速度においては、非定常の温度過渡特性を把握する必要があると考える。

5. ジュール熱による接点温度の非定常解析

ジュール熱による接点温度の非定常解析モデルを Fig. 7 に示す。これは前報¹²⁾で使用したものと同じであり、円柱の電極を円周方向に分割し、各電極について r 方向と z 方向に分割している。ここで、円周方向の分割数は 10000 であり、各電極の r 方向と z 方向の分割数は共に 30 である。電位の配向は非常に早い現象であるため、電極内の電位分布については、前報¹²⁾と同様に静電場解析とし、Fig. 1 右図の中央要素の電位 φ を次式で求めた。

$$\varphi_0 = \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} + \frac{1}{R_3} + \frac{1}{R_4} \right)^{-1} \left(\frac{\varphi_1}{R_1} + \frac{\varphi_2}{R_2} + \frac{\varphi_3}{R_3} + \frac{\varphi_4}{R_4} \right) \quad (7)$$

ここで、 R_1, R_2, R_3, R_4 は要素間の電気抵抗 $[\Omega]$ である。

最もシンプルなモデルとして、ジュール熱を含む 1 次元座標系における非定常熱伝導方程式は次式で表される。

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = \frac{\lambda}{c\rho_m} \frac{d\theta}{dx} \bigg|_{x-1} - \frac{\lambda}{c\rho_m} \frac{d\theta}{dx} \bigg|_{x+1} + \frac{(I\Phi_{x-1} + I\Phi_{x+1})}{c\rho_m V} \quad (8)$$

ここで、 t は時間[s]、 c は比熱[J/(kgK)]、 ρ_m は密度[kg/m³]、 I は電流[A]、 Φ は電位差[V]、 V は要素の体積[m³]である。式(8)に次の電流式と式(2)を代入し、両辺を積分すると 1 次元差分方程式を得る。

$$I = \frac{d\Phi}{dR} = \frac{dA}{\rho dx} d\Phi \quad (9)$$

$$\theta_{t+1} = \left(\frac{\lambda \Delta t}{c\rho dx^2} \left(\theta_{x-1}^2 - \theta_0^2 + \frac{\Phi_{x-1}^2}{L} \right) + \frac{\lambda \Delta t}{c\rho dx^2} \left(\theta_{x+1}^2 - \theta_0^2 + \frac{\Phi_{x+1}^2}{L} \right) + \theta_0^2 \right)^{1/2} \quad (10)$$

ここで、 Δt は解析時間ステップである。式(10)を Fig. 7 の 2 次元円柱座標系で表すと、中央要素の温度は次式で求められる。

$$\theta_{t+1} = \left(\frac{\lambda \Delta t}{c\rho dz_1^2} \left(\theta_1^2 - \theta_0^2 + \frac{\Phi_1^2}{L} \right) + \frac{\lambda \Delta t}{c\rho dr_2^2} \left(-(\theta_0^2 - \theta_2^2) - \frac{dr_2}{2r} \theta_2^2 + \frac{\Phi_2^2}{L} \right) + \frac{\lambda \Delta t}{c\rho dz_3^2} \left(-(\theta_0^2 - \theta_3^2) + \frac{\Phi_3^2}{L} \right) + \frac{\lambda \Delta t}{c\rho dr_4^2} \left(\theta_4^2 - \theta_0^2 + \frac{dr_4}{2r} \theta_4^2 + \frac{\Phi_4^2}{L} \right) + \theta_0^2 \right)^{1/2} \quad (11)$$

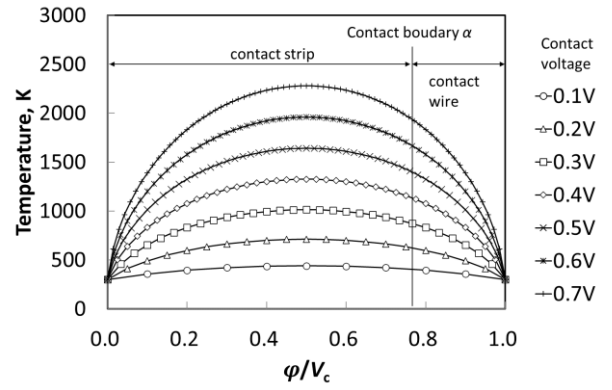


Fig. 5 Relationship between electric potential and temperature in each contact voltage

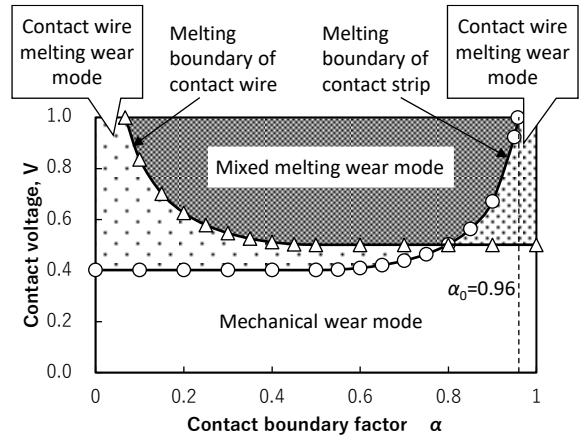


Fig. 6 Wear mode map due to Joule heat in steady state¹⁴⁾ (contact wire: hard-drawn copper, contact strip: iron-based sintered alloy)

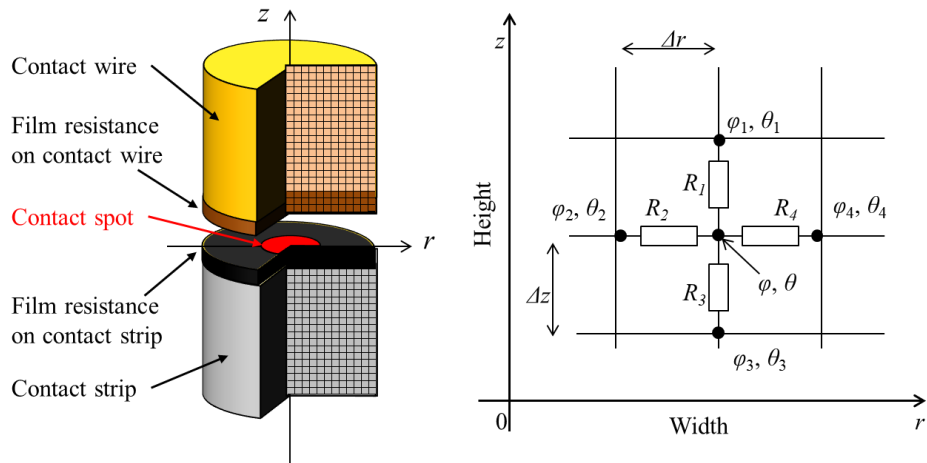


Fig. 7 Schematic diagram of analysis model with degenerated layer and electric connection ¹²⁾

Table 1 に解析対象のトリ線とすり板電極の材料物性を示す．式(7)の静電場解析で求めた電位分布に基づき，全ての要素について式(11)の非定常熱伝導解析を実施した．なお，解析条件としては接触電圧を 1.0V，接点半径を 10 μ m，時間ステップ Δt を 5×10^{-8} s として， 1×10^{-3} s まで解析した．解析例として，解析時間 1×10^{-3} s における電極内温度分布を Fig. 8 に示す．温度自体は定常に達していないが，等温面と電位分布は相似の関係であった．

解析モデルの z 軸上の正規化電位 ϕ/V_c と温度の関係を Fig. 9 に示す．同図は解析時間 1×10^{-7} s, 1×10^{-6} s, 1×10^{-5} s, 1×10^{-4} s, 1×10^{-3} s, および定常時の解析値を示したものである．この図より，定常状態は電位と温度の関係は放物線となっているが， 1×10^{-3} s 以下の時間では放物線にならないことがわかる．これは，非定常状態では ϕ - θ 理論が適用できないことを意味する．ただし，解析時間 1×10^{-3} s の解析結果は定常状態と全く同じとは言えないが，接触境界近傍においてはほぼ定常状態と同一と言える．接点半径 10 μ m で解析時間 1×10^{-3} s はしゅう動速度 0.2 m/s に相当し，前報¹¹⁾の摩耗試験条件に相当することから，実験結果の考察に ϕ - θ 理論を適用したことは概ね妥当であったと考える．

電気鉄道の集電材料のように高速しゅう動する電気接点を扱う場合は， ϕ - θ 理論を単純に適用できないことを念頭に置き，今後は非定常の温度過渡特性に関する研究に取り組む必要があると考えられる．

Table 1 Analysis conditions

Contact member	Contact wire	Contact strip
Material	Hard-drawn copper	Iron-based sintered alloy
Density, kg/m ³	8940	6910
Electric resistivity, $\mu\Omega$ m	1.77×10^{-2}	0.58
Heat conductivity, J/mK	373	20.0
Specific heat, J/kgK	381	496
Melting point, K	1,334	1,646
Contact voltage, V	1.0	
Contact radius, μ m	10	

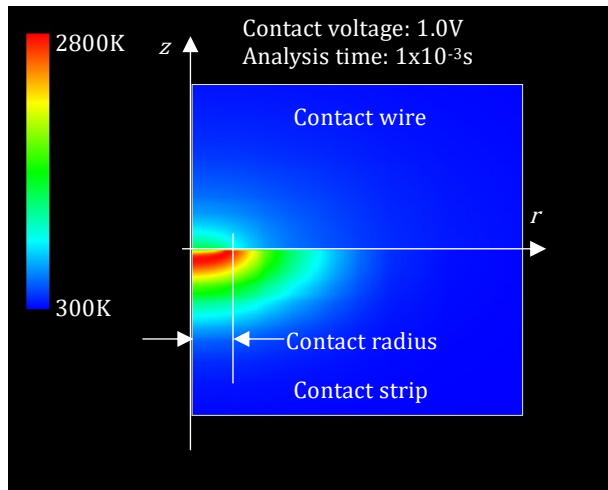


Fig. 8 Temperature distribution analysis result in electrodes (analysis time: 1×10^{-3} s, contact voltage: 1.0V, contact radius: 10 μ m)

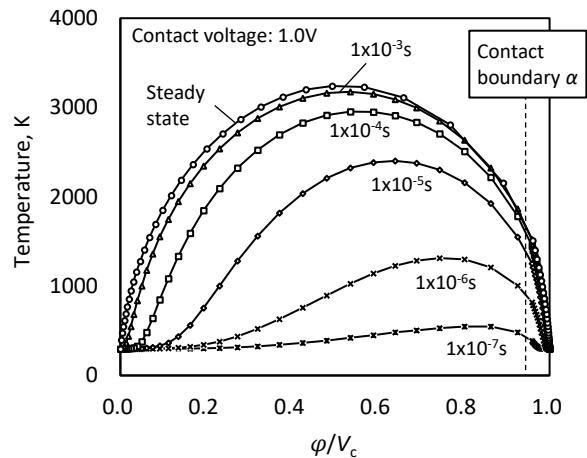


Fig. 9 Relationship between normalized electric potential and temperature in each contact voltage in unsteady state

6. おわりに

本稿では、電気鉄道における集電材料のトライボロジーに関して、しゅう動接点となるトロリ線とすり板の使用条件を紹介し、低しゅう動速度における実験結果および非定常の温度過渡特性解析結果を紹介した。非常に低いしゅう動速度における通電摩耗実験であれば、電気接点理論である φ - θ 理論が適用できるが、しゅう動速度が高くなると φ - θ 理論が単純に適用できないことを示した。今後、しゅう動接点に関する研究では、非定常の温度過渡特性の解析手法や一般化が重要な課題となると考えられる。

文献

- 1) I. T. LANDHY: Contact Wire Wear on Electric Railroads, A. I. E. E, 48, 10 (1929) 756-759.
- 2) 岩瀬：パンタグラフ集電と摩耗(I)，鉄道技術研究報告，53 (1959).
- 3) 岩瀬：パンタグラフ集電と摩耗(III)，鉄道技術研究報告，217 (1961)
- 4) 藤井：全国在来線のトロリ線摩耗率調査，鉄道技術研究所速報，A-85-54 (1985).
- 5) 清水・藤井：新幹線オーバーラップ構成の最適化，鉄道総研報告，9，9 (1995) 19-24.
- 6) 真鍋：トロリ線波状摩耗の発生機構解明，鉄道総研報告，13，7 (1999) 13-18.
- 7) 岩瀬：パンタグラフ集電と摩耗(II)，鉄道技術研究報告，217 (1961).
- 8) 織田：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，1323 (1986).
- 9) 河野・大藪・曾田：集電用材料の摩耗に及ぼす離線アークの影響（第1報），潤滑，27，4 (1982) 67.
- 10) 河野・大藪・曾田：集電用材料の摩耗に及ぼす離線アークの影響（第2報），潤滑，27，7 (1982) 55.
- 11) 山下・足立：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，58，7 (2013) 496-203.
- 12) 山下・足立：介在物を考慮した温度分布解析による集電系材料の通電摩耗機構の解明，トライボロジスト，59，5 (2014) 302-309.
- 13) 山下・足立：硬銅トロリ線と鉄系焼結合金すり板の通電摩耗特性に及ぼす見掛け接触面積の影響，トライボロジスト，60，6 (2015) 399-406.
- 14) 山下・足立：集電材料の摩耗形態マップ，トライボロジスト，62，2 (2017) 129-136.
- 15) 山下・足立：材料組合せによる通電下の摩耗形態制御，トライボロジスト，62，2 (2017) 137-143.
- 16) R. Holm: Electric Contacts: Theory and Applications, 4th ed., Springer (2000) 1-86, 393-397.