

# 集電材料の凝着摩耗形態と焼付き摩耗形態の遷移メカニズム

根本 公紀\* 山下 主税\*

Transition Mechanism between Adhesive Wear Mode and Seizure Wear Mode of Current Collecting Materials

Koki NEMOTO Chikara YAMASHITA

In electric railways, measures to reduce wear of current collecting materials such as contact wires and contact strips are required to reduce the maintenance costs of current collecting materials based on the wear mechanisms. The authors have so far clarified that there are four mechanical wear modes of current collecting materials. However, the transition mechanism between adhesive wear mode and seizure wear mode has not been explained. In this paper, in order to elucidate the mechanism, the authors developed a model for analyzing contact temperatures considering the number of contacts. Using the developed model, the number of contacts was estimated by comparing analytical and experimental results. It shows that the number of contacts of seizure was less than that of adhesive wear. It was also clear that the transition to seizure occurs when the surface pressure exceeds the hardness of the material.

キーワード：摩擦熱，熱伝導解析，摩耗形態，接点温度，接点数，硬さ

## 1. はじめに

トロリ線やすり板などの集電材料は、集電時にしゅう動することで摩耗し、その摩耗率によって交換頻度が決定されている。そのため、メンテナンスコスト削減のため集電材料の摩耗抑制が望まれている。

従来、集電材料の摩耗について、離線時のアーク放電が主要因とされる電氣的摩耗と、凝着摩耗が主要因とされる機械的摩耗に大別して考えられてきた<sup>1)~4)</sup>。しかし、従来の考え方では説明できていない現象も残されており、集電材料の摩耗に関する研究の深度化が求められている。

近年、集電材料の摩耗について、摩耗の発現要因の摩耗形態に着目し、摩耗メカニズムの深度化を進める研究が行われている。山下らは、電氣的摩耗について、電氣的摩耗形態は3種類存在し、それらは集電材料の溶融により遷移することを明らかにした<sup>5)</sup>。さらに、接点の温度分布の解析および定式化により電氣的摩耗形態の遷移条件をマップ化した<sup>6)</sup>。このように、摩耗形態を細分化し、接点温度の測定と解析を組み合わせることで、未解明であった現場の現象を明らかにできる可能性がある。

筆者らは、集電材料の機械的摩耗について、実験時の接点温度を測定可能な試験機を用いて、トロリ線を模擬した銅円盤と鉄系焼結合金すり板試験片との摩擦実験をした<sup>7) 8)</sup>。その結果、機械的摩耗形態は4種類存在し、各形態を「凝着摩耗形態」、「焼付き摩耗形態」、「アプレ

シブ摩耗形態」、「軟化流動摩耗形態」と考察した。そして、摩擦熱起因の接点温度上昇による材料の軟化によって、アプレシブ摩耗形態や軟化流動摩耗形態が発現することを明らかにした。しかし、凝着摩耗形態と焼付き摩耗形態については、どちらの摩耗形態も材料が軟化しない条件で発現しており、それらの遷移条件は材料の軟化だけでは説明できていない。従来、無潤滑条件における焼付きの発現メカニズムとして、片当たりや摩耗粉の噛みこみなどによる接点数の減少が一つの要因だと報告されている<sup>9)</sup>。前報告<sup>7) 8)</sup>では、実験時の接点数を正確に測定・推定できず、凝着摩耗形態から焼付き摩耗形態への遷移現象が接点数の減少によるものかは不明であった。

そこで、前報告<sup>7) 8)</sup>で焼付きと考察した摩耗形態の妥当性検証およびその遷移メカニズム解明のため、本論文では、回転摩耗試験機で測定された接触力や摩擦力を活用し、銅円盤と鉄系焼結合金の接点数を考慮した摩擦熱による接点温度上昇解析を行い、実際に測定された接点温度と解析上の接点温度を比較することで、実験時の接点数を推定した。さらに、接点数から1接点あたりの面圧を推定することにより、凝着摩耗形態と焼付き摩耗形態の遷移メカニズムを検討した。

## 2. 接点数を考慮した接点温度上昇の解析手法

### 2.1 前報告の実験条件を考慮した解析モデルの検討

前報告<sup>7) 8)</sup>では、図1に示すように、回転させたトロリ線を模擬した銅円盤に、すり板材料である鉄系焼結合金の角型の試験片を押し当てることでしゅう動していた。接触状態として、見かけの接触面積は10mm×

\* 電力技術研究部 集電管理研究室

10mm = 100 × 10<sup>-6</sup>m<sup>2</sup> としており、片当たりなどを防ぐため、摩擦実験の前にならし運転を行っていた。接点温度については、ゼーベック効果を利用し熱起電力を測定する熱電対法でしゅう動中の接点温度を推定しており、試験片への熱の蓄積の影響をできるだけ排除するため、しゅう動時間は60s未満と短時間のしゅう動としていた。

熱電対法で測定される温度は、見かけの接触面ではなく真実接触面における温度であり、真実接触点が複数存在する場合は、それぞれの最高温度を平均した値が出力される。また、前報告<sup>7) 8)</sup>の実験におけるしゅう動時間は短く、連続的なしゅう動による試験片への熱の蓄積の影響が少ないため、真実接触点の温度上昇は主に摩擦熱に起因するものと考えられる。

そこで本論文では、1つの真実接触点を対象とした解析モデルを用い、見かけ接触面積内に存在する接点数で摩擦力を除することで、摩擦熱を均等に分担させることと仮定した。熱の蓄積を考慮しないため、摩擦熱を入力する時間は1つの接点の相対滑り時間とした。

## 2.2 解析モデル

本論文では汎用有限要素法解析ソフト（ムラタソフトウェア製 Femtet）を用いて、非正常熱伝導解析を行った。本報告で用いる解析モデルの概略図を図2に示す。従来の摩擦熱による1つの接点の温度上昇を解析した報告<sup>10) 11) 12)</sup>では、接点を円柱と仮定した解析モデルが用いられている。本報告もこれらにならない円柱接点モデルとし、後述する接触境界層以外の部分をバルクと表現する。

両接点への摩擦熱の入力について、従来は摩擦熱を熱流束として各接触面に入力するものが多く、その分配率は半々とする、あるいは熱伝導率などの物性値によって分配率を決定するなど一意に定まてはいない<sup>10) 11) 13)</sup>。そこで本論文では熱分配を考慮しなくてよいモデルとするため、接触境界に銅円盤とすり板の混合物を接触境界層として作成し、摩擦熱を接触境界層に入力した。接触境界層として用いる混合物の材料パラメータは銅円盤およびすり板の平均値と仮定し、それぞれ次の式で算出した。

$$\rho_B = \frac{\rho_C + \rho_S}{2} \quad (1)$$

$$\lambda_B = \frac{2\lambda_C\lambda_S}{\lambda_C + \lambda_S} \quad (2)$$

$$c_B = \frac{c_C + c_S}{2} \quad (3)$$

ここで、 $\rho$  は密度 [kg/m<sup>3</sup>]、 $\lambda$  は熱伝導率 [W/(m・K)]、 $c$  は比熱 [J/(kg・K)] であり、添え字の B は接触境界層、

C は銅円盤、S はすり板を示す。

接触境界層に入力する摩擦熱  $Q$  [W] は次の式で求め、解析時間中連続的に前述の接触境界層に入力した。なお、摩擦仕事は音の発生や接点の破壊にも消費され、100%摩擦熱に変換されるわけではないと考えられる。そこで、1接点に入力する摩擦熱を摩擦仕事に熱変換率として  $\eta$  を乗じたものとし、摩擦仕事が摩擦熱以外に消費されることも考慮した。本研究では考慮ができていない接点の軟化の影響、合金層の生成や移着物の影響、接点形状による誤差や接触の仕方による誤差なども、この熱変換率  $\eta$  に含まれている可能性がある。

$$Q = \eta \frac{\mu N v}{n} \quad (4)$$

ここで、 $\mu$  は摩擦係数、 $N$  は接触力 [N]、 $v$  はしゅう動速度 [m/s] である。それぞれ前報告<sup>7) 8)</sup>の実験結果（図3）を用いた。 $n$  は接点数であり、Lim, Ashby によって提唱されている次の式<sup>10)</sup>を用いて算出した。

$$n = \left(\frac{r_0}{r_a}\right) \left(\frac{N}{A_0 H_0}\right) \left(1 - \frac{N}{A_0 H_0}\right) + 1 \quad (5)^{10)}$$

ここで、 $r_a$  は真実接触点の半径 [m]、 $r_0$  は見掛けの接触半径 [m]、 $A_0$  は見掛けの接触面積 [m<sup>2</sup>]、 $H_0$  は軟らかい方の材料（ここでは銅円盤）の硬さ [Pa] である。 $r_a$  は模擬トロリ線の断面プロファイを測定し、その空間周波数から算出し、 $r_0$  はすり板試験片の見掛けの接触面積  $A_0 = 100 \times 10^{-6}$  m<sup>2</sup> を円と仮定した場合の半径として算出した。

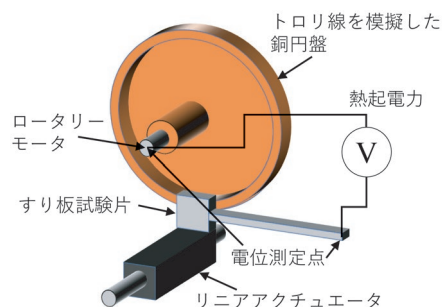


図1 前報告で用いた摩擦試験機の概略図<sup>16)</sup>

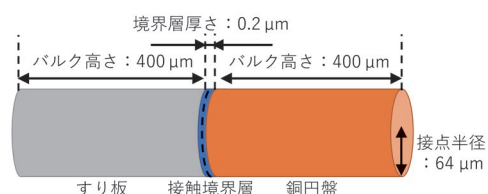


図2 解析モデルの概略図<sup>16)</sup>

解析時間は1つの接点の相対滑り時間  $t$  [s] とし、次の式のように算出した。

$$t = \frac{2r_a}{v} \quad (6)$$

境界条件は、銅円盤バルクの上端およびすり板バルクの下端の温度を外気温である 298K とし、その他の面は

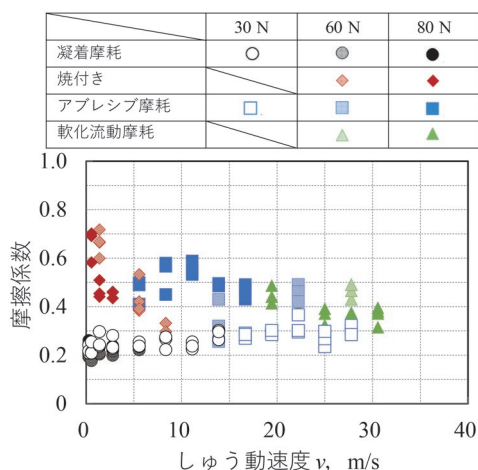


図3 しゅう動条件と摩擦係数の関係<sup>7) 8)</sup>

表1 解析条件

摩擦熱 $Q, W$	式(4)
摩擦係数 $\mu$	実験結果
接触力 $N, N$	実験結果
しゅう動速度 $v, m/s$	実験結果
接点数 $n$	式(5) <sup>10)</sup>
真実接触点の半径 $r_a, m$	$64 \times 10^{-6}$
見かけの接触面積 $A_0, m^2$	$100 \times 10^{-6}$
見かけの接触半径 $r_0, m$	$5.6 \times 10^{-3}$
銅円盤のピッカース硬さ $H_0, Pa$ (硬さ(Hv)から換算)	$980 \times 10^6$
接触時間 $t, s$	式(6)
バルク端温度, K	298
熱変換率 $\eta$	40 ~ 80%

表2 物性値

	銅円盤	すり板	境界層
密度 $\rho,$ kg/m <sup>3</sup>	8910	6910	7910
熱伝導率 $\lambda,$ W/(m · K)	361 (293 K)	20.0 (293 K)	37.9 (293 K)
	337 (573 K)	19.3 (573 K)	36.5 (573 K)
	312 (873 K)	18.5 (873 K)	34.9 (873 K)
	286 (1173 K)	17.7 (1173 K)	33.3 (1173 K)
比熱 $c,$ J/(kg · K)	394 (293 K)	491 (293 K)	443 (293 K)
	416 (573 K)	576 (573 K)	496 (573 K)
	440 (873 K)	666 (873 K)	553 (873 K)
	464 (1173 K)	756 (1173 K)	610 (1173 K)

断熱条件とした。また、真実接触点での接触は完全な接触であるものとし、各材料同士の接触熱抵抗は0として計算している。解析パラメータをまとめたものを表1に、解析に用いた銅円盤、すり板および接触境界層の物性値を表2に示す。

また、本論文で接点温度として解析結果から出力する値は、接触境界層の最高温度とした。これは、前報告<sup>7) 8)</sup>で接点温度を推測するために計測される熱起電力は、理論的には接点の最高温度と電位測定点の温度との差に応じて生じるためである。

解析モデルのサイズに関するパラメータ、具体的にはバルク高さ、接触境界層厚さおよび接触境界層のメッシュ一辺の長さについて、事前の検討により解析結果の精度に影響を及ぼさない範囲を求めた<sup>16)</sup>。そして、解析モデルの精度の確保および解析時間の短縮の観点から、バルク高さを400 $\mu$ m、接触境界層厚さを0.2 $\mu$ m、接触境界層のメッシュ一辺の長さ0.1 $\mu$ mとして計算を行った。

### 3. 結果および考察

#### 3.1 実験結果と解析結果の比較

接点の温度上昇量と実験条件の関係について、前報告<sup>7) 8)</sup>の実験結果と2章のモデルで熱変換率  $\eta$  を40%~80%と変化させたときの解析結果を図4に示す。図中縦軸の接点の温度上昇量  $\Delta T$  [K] は、実験時の試験片の熱起電力測定点の温度上昇の影響を取り除いた接点温度上昇量であり、次式のように求めた。

$$\Delta T = T - T_0 \quad (7)$$

ここで、 $T$ は接点温度であり、図4(b)においては前報告<sup>7) 8)</sup>で測定された熱起電力波形の平均値より算出した接点温度、図4(c) ~ (g)においては解析結果の接触境界層の最高温度を用いた。 $T_0$ は熱起電力測定点の温度であり、図4(b)については、前報告<sup>7) 8)</sup>のしゅう動前の銅円盤およびすり板の電位測定点温度の平均値、図4(c) ~ (g)については、バルク端温度である298Kを用いた。

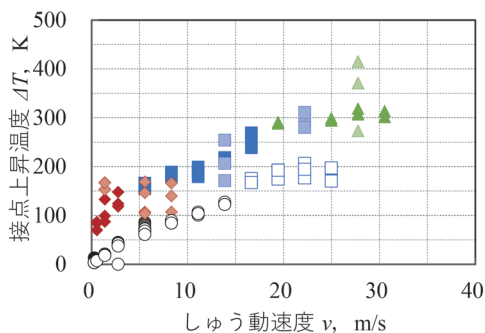
熱変換率  $\eta$  が増加することで、接触境界層での発熱量も増加し、接点の温度上昇量が増加する。 $\eta$ を同定する指標として、実験結果と解析結果の誤差  $\delta$  を次の式で算出した。

$$\delta = \sum (|\Delta T_A - \Delta T_T| / T_T) / D \quad (8)$$

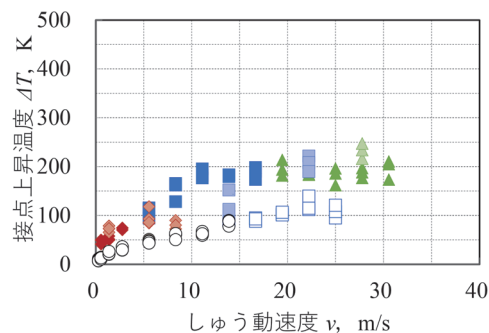
ここで、 $\Delta T_A$ は解析による接点の上昇温度 [K]、 $\Delta T_T$ は実験による接点の上昇温度 [K]、 $T_T$ は実験による接点

	30 N	60 N	80 N
凝着摩耗	○	●	●
焼付き	◇	◇	◇
アブレシブ摩耗	□	□	□
軟化流動摩耗		▲	▲

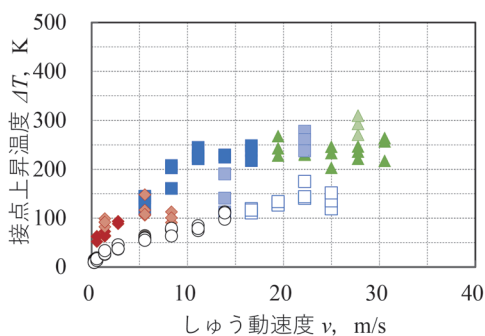
(a) 凡例



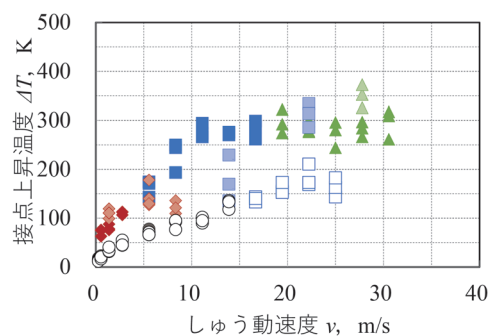
(b) 実験結果<sup>7) 8)</sup>



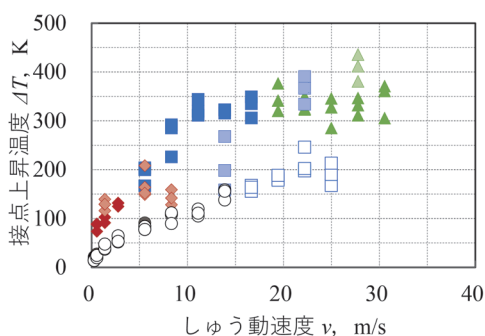
(c) 解析結果 ( $\eta = 40\%$ )<sup>16)</sup>



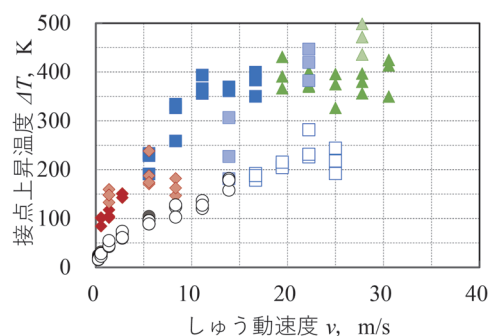
(d) 解析結果 ( $\eta = 50\%$ )<sup>16)</sup>



(e) 解析結果 ( $\eta = 60\%$ )<sup>16)</sup>



(f) 解析結果 ( $\eta = 70\%$ )<sup>16)</sup>



(g) 解析結果 ( $\eta = 80\%$ )<sup>16)</sup>

図4 接点上昇温度としゅう動条件の関係<sup>7) 8) 16)</sup>

温度 [K],  $D$  はデータ数である。摩耗形態ごとの全条件のデータを用いて、各摩耗形態の誤差を式 (8) で求め、それらの平均を求めることで全データの平均の誤差を計算している。

$\eta$  を 40~80% としたときの摩耗形態別の誤差  $\delta$  を図 5 に示す。なお、全摩耗形態の平均の誤差は、 $\eta$  が 40% の時に 0.29, 50% の時に 0.19, 60% の時に 0.15, 70%

の時に 0.18, 80% の時に 0.29 と、 $\eta$  が 60% の時に最も誤差が少なかった。摩耗形態によって誤差が少ない  $\eta$  が異なるが、上述したように接点の軟化や合金層など考慮していない要素があり、それらの影響が表れたものと考えられる。

従来、接点を円柱と仮定した解析モデルで摩擦熱に起因する接点温度上昇を解析する際に、摩擦仕事から摩擦

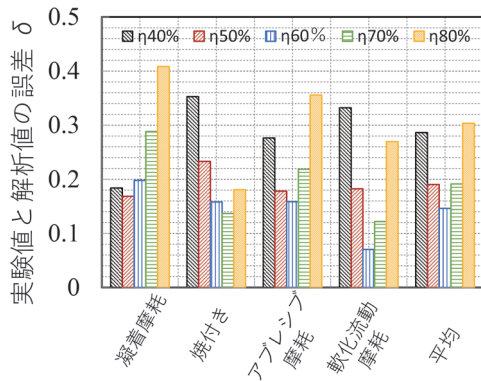


図5 実験結果と解析結果の誤差<sup>16)</sup>

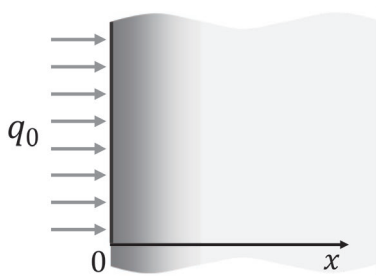


図6 熱伝導理論計算モデル<sup>16)</sup>

熱への熱変換率は100%と仮定して解析されることが多いが<sup>10)~13)</sup>、本論文では60%が最も実験結果と近い値となった。この値は解析モデルの形状にも依存することが考えられるが、今後は摩擦仕事と摩擦熱を同一視せず、熱変換率にも着目することが必要と考える。

### 3.2 解析結果の理論的な整理

解析結果から接点数を推定するためには、接点数の情報を含む入力摩擦仕事と接点温度の関係を明らかにする必要がある。そこで、熱伝導理論に基づくアプローチによる解析結果の整理を検討する。熱伝導理論に基づくアプローチをするため、本論文で用いた図2に示す解析モデルを簡略化し、図6に示すような、半無限固体に対して、表面に一定の熱流束が与えられる理論モデルを考える。表面に与える熱流束を $q_0$  [W/m<sup>2</sup>]としたときの、半無限固体の熱流束が与えられる面からの距離 $x$  [m]、時刻 $t$  [s]における温度 $T_{x,t}$  [K]は次式で表される<sup>14)</sup>。

$$\frac{\lambda(T_{x,t} - T_i)}{q_0\sqrt{\alpha t}} = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \exp\left(-\frac{x^2}{4\alpha t}\right) - \frac{x}{\sqrt{\alpha t}} \operatorname{erfc}\left(\frac{x}{2\sqrt{\alpha t}}\right) \quad (9)$$

ここで、 $T_i$ は半無限固体の初期温度 [K]、 $\lambda$ は半無限固体の熱伝導率 [W/(m・K)]、 $\alpha$ は半無限固体の熱拡散

率 [m<sup>2</sup>/s]である。この理論モデルは、熱流束に対する深さ方向の温度変化を論じるため、その他の方向は無限としている。一方、本論文の解析モデルは有限固体であるが、円柱側面の境界条件を断熱とすることで、理論モデルと同様、深さ方向のみ温度が変化する。また、解析モデルの入熱面積は有限であるが、熱流束にすることで入熱面積を無視することができ、式(9)に準ずる考察が可能と考える。解析モデルでは銅円盤とすり板が接触した状態で接触境界層に熱を入力しているが、銅円盤側とすり板側を別々に分けて考え、熱的に相互作用しないモデルとする。

解析モデルにおいて、1接点に流入する熱流束 $q_0$ は、次式で表される。

$$q_0 = \beta Q/A_{r1} \quad (10)$$

ここで、 $\beta$ は銅円盤あるいはすり板の熱分配率、 $Q$ は式(4)で表される一点当たりの摩擦熱、 $A_{r1}$ は $\pi r_a^2$ で求められる真実接触点一点の面積である。解析モデルにおける接点温度は接触界面における温度であるため、 $x=0$ および式(10)を式(9)へ代入して整理すると、接点温度 $T_{0,t}$ および接点の温度上昇量 $\Delta T_{0,t}$ は次式となる。

$$T_{0,t} = T_i + \frac{2\sqrt{\alpha t}}{\lambda\sqrt{\pi}} \beta \eta \frac{\mu N v}{n A_{r1}} \quad (11)$$

$$\Delta T_{0,t} = T_{0,t} - T_i = \frac{2\eta\beta\sqrt{\alpha}}{r_a^2\lambda\pi\sqrt{\pi}} \cdot \frac{\mu N v}{n} \sqrt{t} \quad (12)$$

式(12)において、 $\lambda$ 、 $\alpha$ は材料定数、 $\beta$ 、 $r_a$ は接触条件によって決定する定数、 $\eta$ は解析時に設定した摩擦仕事の熱変換率で定数である。よって、 $2\eta\beta\sqrt{\alpha}/r_a^2\lambda\pi\sqrt{\pi}$ は定数であり、接点の上昇温度量は、一点当たりの摩擦仕事および接触時間の平方根に比例すると推測される。

そこで、式(12)の変数部分を次式の $E$ と定義した。

$$E = \frac{\mu N v}{n} \sqrt{t} \quad (13)$$

熱変換率60%で解析した接点の温度上昇量図4(e)を、 $E$ で整理したものを図7に示す。図7より、接点の温度上昇量と $E$ の関係は、発現した摩耗形態によらず比例関係を示した。この比例関係は、次式で表され、

$$\Delta T_A = 1206.7E \quad (14)$$

決定係数は0.9999となり、非常に高い相関を示した。

式(14)の比例定数の定量的検証を行う。銅円盤およ

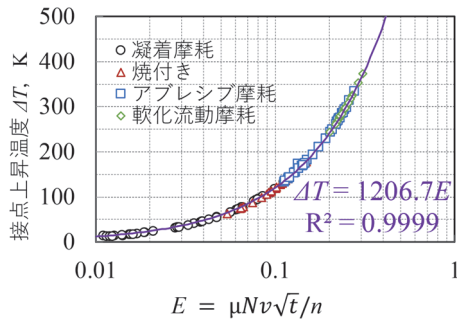


図7 接点上昇温度と時間を考慮した摩擦仕事の関係<sup>16)</sup>

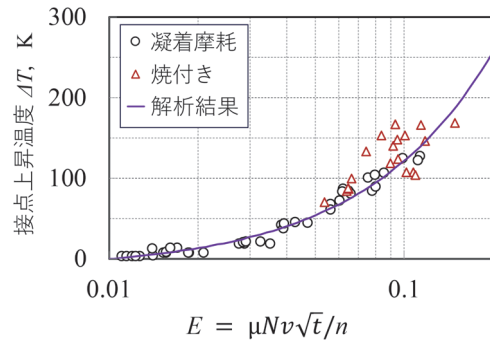


図8 接点上昇温度と時間を考慮した摩擦仕事の関係 (実験結果：凝着摩耗と焼付き)<sup>16)</sup>

びすり板のそれぞれについて、比例定数  $C_C$ ,  $C_S$  は式 (12) から次式で表される。

$$C_C = \frac{2\eta\beta_C\sqrt{\alpha_C}}{r_a^2\lambda_C\pi\sqrt{\pi}} \quad (15)$$

$$C_S = \frac{2\eta\beta_S\sqrt{\alpha_S}}{r_a^2\lambda_S\pi\sqrt{\pi}} \quad (16)$$

摩擦熱は、銅円盤およびびすり板に分配されるため、それぞれの分配率の関係は次式で表される。

$$\beta_C = 1 - \beta_S \quad (17)$$

銅円盤およびびすり板の真実接触点1点の温度は、どちら側の接触面でも等しいため、比例定数  $C_C$  と  $C_S$  は等しいと考えられる。この関係に、式 (15)~(17) を代入し、 $\beta_C$  について解くと、次式で表される。

$$\beta_C = \frac{\lambda_C\sqrt{\alpha_S}}{\lambda_C\sqrt{\alpha_S} + \lambda_S\sqrt{\alpha_C}} \quad (18)$$

式 (18) に室温時の材料物性値を代入すると、 $\beta_C$  は 0.81、 $\beta_S$  は 0.19 と計算される。これらを式 (15)、(16) に代入すると、 $C_C = C_S = 1200.4$  となり、解析結果の 1206.7 と整合した。以上より、理論的モデルと接触境界層や熱変換率を設定した本研究の解析モデルの結果が整合したことで、本解析モデルは半無限固体の熱伝導理論計算モデルに即していることが明らかになった。そして、接点数の情報を含む摩擦熱と接点温度の曲線が得られたため、接点温度から入熱条件 ( $E$ ) を予測することができる。

本研究で、解析結果の定量的検証に単純化した理論計算を用いることができた理由として、実験におけるしゅう動時間が1分程度であり、しゅう動による銅円盤とびすり板のバルク温度の上昇を考えなくてよい条件であるた

めと考えられる。もし、バルク温度が上昇し、初期温度である式 (11) 中の  $T_i$  が銅円盤とびすり板で異なる場合、表面温度が等しい条件を今回用いた単純な  $C_C = C_S$  という条件で表すことができなくなり、熱分配率や比例係数が求められなくなると考える。そのため、実フィールドに近い条件に適用するためには、理論計算のみでは接点温度を推測できず、解析モデルを用いる必要があると考えられる。

### 3.3 凝着摩耗形態と焼付き摩耗形態の発現メカニズムの解明

3.2 節にて、解析による接点の温度上昇量と  $E$  が比例関係となることを用いて、実験時の接点数を再計算し、凝着摩耗形態と焼付き摩耗形態の遷移メカニズムを検討する。

焼付き摩耗形態と凝着摩耗形態について、接点の温度上昇量の実験結果 (図 4(b)) と  $E$  の関係を図 8 に示す。図 8 より、凝着摩耗形態は接点の温度上昇量と  $E$  がおおそ比例関係となり、解析結果と同様の傾向を示した。一方、焼付き摩耗形態は、比例関係とはならず、解析結果よりも接点の温度上昇量が大きき方向にずれている実験条件が多く見られた。

焼付き摩耗形態の発現時に、接点の温度上昇量が大きき方向にずれたのは、実験時の  $E$  が解析時に用いた  $E$  より大きいためと考えられる。その要因として、① 実験時の接点数  $n$  が解析時に用いた式 (5)<sup>10)</sup> で推定したものより少ないこと、② 真実接触面積が想定よりも小さく熱流束  $q_0$  が想定よりも大きいこと、③ 熱変換率  $\eta$  が焼付き摩耗形態では 60% よりも大きいこと、④ 接触時間  $t$  が想定よりも長いこと、が考えられる。①の実験時の接点数が解析時に用いた式 (5)<sup>10)</sup> で推定したものより少ないことについて、無潤滑条件下の焼付き摩耗形態の遷移条件のひとつとして、摩耗粉の噛みこみや片当たりなどによる接点数の減少が提唱されている<sup>9)</sup>。本論文で用いた接点数の推定式 (5)<sup>10)</sup> では、これらの現象を考慮

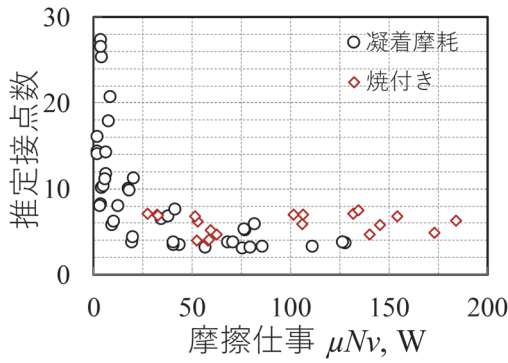


図9 接点数推定結果<sup>16)</sup>

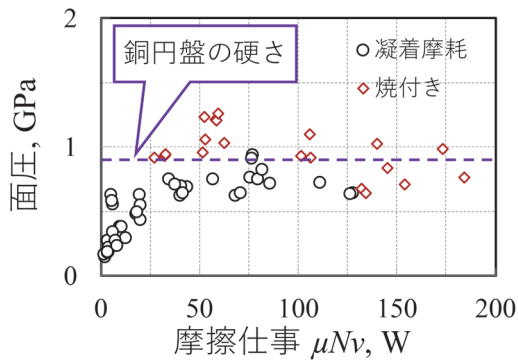


図10 面圧推定結果<sup>16)</sup>

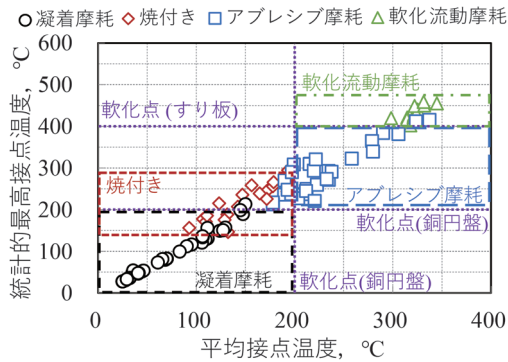


図11 測定された接点温度<sup>7) 8)</sup>

できていないため、焼付き摩耗形態発現時の実際の接点数は解析で用いた接点数より少なかった可能性は考えられる。②の接触面積が想定よりも小さく熱流束が想定よりも大きいことについて、焼付き時の現象として、接触面積の拡大が報告されている<sup>9)</sup>。よって、その反対の接触面積の減少が生じることは考えづらい。③の熱変換率が想定よりも大きいことについて、摩擦実験において焼付き摩耗形態発現時にスティックスリップが発生していたと報告している<sup>7)</sup>。そのため、他の摩耗形態よりも振動や音が激しく発生しており、もし熱変換率が想定と異なっても、今回の仮定とは反対の熱変換率が小さくなる状態であったと考えられる。また、 $\eta$ が摩耗形態ご

とに決定していると仮定すると、傾きが異なるだけで温度上昇量と $E$ が比例関係になると考えられるが、図8のように、焼付き摩耗形態では温度上昇量と $E$ が比例関係になっていない。④の接触時間が想定よりも長いことについて、接触時間は式(6)で求めており、しゅう動速度は実験時の設定値であることから、接触時間が長くなる条件は、接触半径が想定より大きくなる場合である。接触半径が大きくなる条件では、発熱源である接触境界層の面積が増加し、発熱密度が小さくなるため、今回とは反対に接点温度は低くなる。以上より、実験時の焼付き摩耗形態における $E$ が想定より大きくなる要因として、実験時の接点数が想定よりも少ないことが有力であると考えられる。

そこで、解析結果の接点の温度上昇量と $E$ が比例関係となることを用いて、実験時の接点数を逆算する。実験結果が熱変換率60%の解析結果と整合し、接点の温度上昇量の実験結果と時間を考慮した摩擦熱が式(14)で表されると仮定する。式(13)、式(14)から、接点数 $n$ で解くと、実験時の接点数 $n_T$ は次式で求められる。

$$n_T = 1206.7 \frac{\mu N v \sqrt{t}}{\Delta T_T} \quad (19)$$

式(19)で求めた実験時の接点数を図9に示す。また、式(19)で求めた接点数を用いて接点1点当たりの面圧を算出したものを図10に示す。この図より、摩擦熱が100W以内の条件における凝着摩耗形態と焼付き摩耗形態の境界は面圧約900MPaであり、本実験で用いた銅円盤の硬さ980MPaと同等であった。Goddardらの報告<sup>15)</sup>では、焼付き摩耗形態の発現条件を、次式で示している。

$$\frac{N}{n_T A_{r1}} = H \quad (20)$$

ここで、 $A_{r1}$ は真実接触面積、 $H$ は材料の硬さであり、真実接触点の面圧が材料の硬さを超えた時に急激に塑性流動し焼付きが発現することを意味する。ただし、図10において100W以上の条件では、摩擦熱が増加するにつれて焼付きにおける面圧が減少する傾向を示した。焼付き摩耗形態は、第1章で述べたように平均的には接点温度は銅円盤の軟化点以下であり、銅円盤は平均的には軟化しない条件で発現する摩耗形態である。しかし、図11<sup>7) 8)</sup>に示すように焼付き摩耗形態発現時の平均+3×標準偏差で計算している統計的最高接点温度は銅円盤の軟化点を超えるものもあり、瞬間的に接点が軟化しているものと考えられる。接触力やしゅう動速度が増加し、摩擦熱が増加すると、平均的な接点温度が上昇す

るため、統計的最大接点温度も上昇し、接点温度が軟化点を超える確率は増加している。そのため、摩擦熱が増加すると銅円盤側の接点が軟化する確率が増加し、硬さに一致する面圧が減少したものと考えられる。

以上の実験結果に基づく解析結果より、凝着摩耗形態と焼付き摩耗形態の境界条件は、真実接点の面圧が銅接点の硬さを超えるか否かであり、式(20)で示される理論からも前報告で焼付きと考察した摩耗形態の妥当性が示されたものと考えられる。

本研究により、焼付き摩耗形態の発現に寄与するパラメータは面圧と材料の硬さであることを示した。これより、今後、面圧の増加しにくいパンタグラフ構造やすり板形状の考案および材料の硬さの調整による摩耗形態制御など、摩耗低減対策の策定に貢献可能と考えられる。また、本研究により、理論的な熱伝導現象や摩耗形態の遷移現象を再現できる接点温度上昇解析モデルを構築することができた。これより、今後は、ジュール熱による温度解析との統合やバルク温度を考慮した解析を行うことで、実フィールドの集電材料の接点温度を計算し、摩耗形態の推測および摩耗低減対策の検討をしていく予定である。

#### 4. まとめ

本論文では、前報告で未解明であった、凝着摩耗形態と焼付き摩耗形態の遷移条件を明らかにするため、接点数を考慮した接点温度解析モデルを構築し、解析結果と実験結果を比較した。その結果を以下に示す。

- (1) トロリ線とすり板への熱分配を考慮しなくてよいモデルとして、接触面境界に銅円盤とすり板の混合物である接触境界層を作製したモデルを構築した。また、摩擦仕事の熱変換率としての係数を考慮した結果、これを60%としたときに、解析結果と実験結果との誤差が最も小さくなった。
- (2) 接点の温度上昇量の解析結果と摩擦仕事に時間の平方根を乗じたものの間に、比例関係があることを明らかにした。
- (3) 実験で測定した接点温度と解析による接点温度が整合するように接点数を改めて算出し、1点当たりの面圧を推定した。その結果、焼付き摩耗形態の発生メカニズムは、接点数が減少し、1点当たりの面圧が銅接点の硬さを超えることを示した。

(本稿は文献16をもとに内容を加筆・修正したものである。)

#### 文献

- 1) 岩瀬勝：パンタグラフ集電と摩耗(Ⅲ)，鉄道技術研究報告，Vol.217，1961
- 2) 河野彰夫，大藪英雄，曾田範宗：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，Vol.27，No.4，pp.283-287，1982
- 3) 河野彰夫，大藪英雄，曾田範宗：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，Vol.27，No.7，pp.527-532，1982
- 4) S.G. Jia, P. Liu, F.Z. Ren, B.H. Tian, M.S. Zheng, G.S. Zhou: Sliding wear behavior of copper alloy contact wire against copper-based strip for high-speed electrified railways, *Wear*, Vol.262, No.7-8, pp.772-777, 2007.
- 5) 山下主税，足立幸志：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，Vol.58，No.7，pp.496-503，2013
- 6) 山下主税，足立幸志：集電材料の摩耗形態マップ，トライボロジスト，Vol.62，No.2，pp.129-136，2017
- 7) 根本公紀，山下主税：集電材料の摩耗形態遷移に及ぼす摩擦熱の影響，トライボロジスト，Vol.67，No.7，pp.496-506，2022
- 8) 山下主税，根本公紀：摩擦熱に起因するトロリ線とすり板の機械的摩耗形態の分類，鉄道総研報告，Vol.35，No.12，pp.11-16，2021
- 9) 笹田直：摩耗，養賢堂，2008
- 10) S.C. Lim, M.F. Ashby: Wear Mechanism Maps, *Acta Metallurgica*, Vol.35, No.1, pp.1-24, 1987.
- 11) 織田修，藤井保和：しゅう動速度がトロリ線の摩耗に及ぼす影響についての若干の試験結果と考察，潤滑，Vol.29，No.1，pp.66-71，1984
- 12) 岡林邦夫，川本信，梶本努：耐熱性アルミニウム合金の摩擦面温度について，軽金属，Vol.26，No.3，pp.116-123，1976
- 13) 山本雄二：摩擦面の温度上昇，潤滑，Vol.27，No.11，pp.789-793，1982
- 14) 日本機械学会：伝熱工学，丸善出版，2005
- 15) J. Goddard, H. Wilman: A theory of friction and wear during the abrasion of metals, *Wear*, Vol.5, No.2, pp.114-135, 1962.
- 16) 根本公紀，山下主税：銅円盤と鉄系焼結合金すり板の接点温度上昇解析による凝着摩耗形態と焼付き摩耗形態の遷移メカニズムの解明，トライボロジスト，Vol.69，No.4，pp.301-311，2024