二円筒試験におけるすずめっき熱拡散処理層の焼付き強さ* (二硫化モリブデンを添加したグリースの場合)

灘 野 宏 正^{*1}, 中 迫 正 一^{*1}, 河 野 正 来^{*1}

Seizure Resistance of Thermally Diffused Layer after Sn-Plating in Two-Roller Test (Case of Grease with Molybdenum Disulfide Additive)

Hiromasa NADANO, Masakazu NAKASAKO and Masaki KOHNO

To clarify the seizure resistance of stainless steel rollers of which the surface layer was thermally diffused after being Sn-plated, a two-roller test was carried out with grease lubrication. From the tests, the following results were obtained. The coefficient of friction of the roller with the Sn-diffused layer at the incipient stage of seizure, when lubricated with grease containing molybdenum disulfide additive, was considerably higher than that without a diffused layer. The load at the incipient stage of seizure of the roller with the diffused layer was larger than that of the roller without the diffused layer, and the effect of the diffused layer on the increase in the seizure resistance of the roller was recognized. However, the seizure resistance of the roller was decreased due to the molybdenum disulfide additive. The critical temperature of the roller with the diffused layer was higher than 400 °C, and this was higher than that without a diffused layer.

Key Words: Tribology, Surface Treatment, Surface Temperature, Sn-Diffused Layer, Stainless Steel, Grease, Molybdenum Disulfide, Two-Roller Test, Seizure Resistance

1. 緒 言

グリース潤滑の場合、油潤滑と比べると油封構造が簡素化できるため、グリースで歯面を潤滑する歯車減速装置が数多く見受けられ、この方面の研究として福永らの報告⁽¹⁾がある。小形の電気機器の減速装置では、グリースを歯面に塗布する状態で使用される場合が数多くあり、このような使用状況においても十分な動力を伝達できる歯車の製作が要求される。

ステンレス鋼製歯車の負荷性能の向上に関する基礎的研究として行ったグリースを鋼球に塗布した場合の四球試験によれば、表面に約6 μmのすずめっき熱拡散処理層⁽²⁾(以下、拡散層と称す)を施したステンレス鋼球の焼付き強さは、未処理球の場合と比して2~4倍向上することを明らかにした。また、素地の表面にその熱伝導特性とは異なる被膜を施した球同士がすべり接触する場合の瞬間温度上昇の計算結果によれば、瞬間温度上昇値は被膜の熱拡散率の影響が顕著であり、拡散層をステンレス鋼球に施すことにより表面温度は著しく低下することが明らかになった⁽³⁾。この結果、拡散層は焼付きやかじりの早期発生を抑制できる

被膜であり、すずめっき熱拡散処理法は表面改質のための有効な一方策と考えられる。

本研究では次の段階として、歯車の接触状態に近い二円筒試験の場合について、拡散層を施したステンレス鋼製の円筒を使用して、グリースを円筒表面に塗布した状態で、ころがり-すべり接触における拡散層の摩擦特性および焼付き強さを明らかにした。さらに、既報の四球試験⁽³⁾と二円筒試験の場合の焼付き強さに関する相関についても言及した。また、表層と素地の熱伝導特性が異なる円筒同士がころがり-すべり接触する場合の瞬間温度上昇式を導き、円筒の焼付き強さに及ぼす表層の影響を表面温度の観点から検討した。なお、本計算式は、コーティングを施した歯車および軸受などのコーティング被膜の熱的強さを明らかにする際に重要と考えられる。

2. 記 号

- a : 円筒 A/C 形の場合のだ円状圧痕の長径(円筒の軸方向)の 1/2, あるいは熱源の移動方向に直角方向の接触幅の 1/2 m
- b : 円筒 A/C 形の場合のだ円状圧痕の短径(円筒の軸に直角方向)の 1/2, および円筒 A/B 形の場合の円周方向の圧痕幅の 1/2, あるいは

* 原稿受付 1996 年 2 月 13 日。

*¹ 正員, 呉工業高等専門学校(〒737 呉市阿賀南 2-2-11)。

熱源の移動方向の接触幅の $1/2$ m

K_{ij} : 熱伝導率 $W/(m \cdot K)$

K_0 : 次数 0 の変形された第二種のベッセル関数

l : 円筒 B 形の場合の軸方向の接触長さ m

l_{ci} : 表層(拡散層)の厚み m

P : 垂直荷重 N

q_0 : 熱源の熱量の分布密度の最高値 W/m^2

t : 時間 s

V_i : 熱源の移動速度 m/s

θ_b : 低速側円筒(四球試験では、回転球)の本体温度 $^{\circ}C$

θ_f : 円筒(四球試験では、球)の瞬間温度 $^{\circ}C$

θ_{mi} : 移動熱源による瞬間温度 $^{\circ}C$

θ_{cr} : 焼付き発生臨界温度($\theta_f + \theta_b$) $^{\circ}C$

α_{ij} : 熱拡散率 m^2/s

無次元量

$$L_i = V_i b / (2\alpha_{i1})$$

$$T_{mi} = \pi K_{i1} V_i \theta_{mi} / (2q_0 \alpha_{i1})$$

$$X = L_i x / b = L_i \xi$$

$$\alpha_i = (1 - \omega_i) / (1 + \omega_i)$$

$$\delta_i = l_{ci} / b$$

$$\omega_i = K_{i2}(\alpha_{i1})^{1/2} / (K_{i1}(\alpha_{i2})^{1/2})$$

ただし、添字 $i=1, 2$ はそれぞれ低速側円筒および高速側円筒を表し、添字 $j=1, 2$ はそれぞれ表層および素地を表す。

3. 瞬間温度の計算式

図 1 に示すように、表層と素地の熱伝導特性が異なる低速側円筒が周速度 V_1 で回転し、低速側円筒とは異なった熱伝導特性の高速側円筒が周速度 V_2 で回転する二円筒試験の場合の瞬間温度上昇について考え

Fig. 1 Roller model for calculation of surface temperature

る。ここでは、表面に発生した瞬間熱源が二次元熱流(熱源の移動方向である x 軸および円筒の深さ方向である z 軸への熱流)とした場合の瞬間温度上昇式を次の仮定により求めた。

(1) 円筒の大きさはその接触面と比べて大きいので、円筒を半無限体とする。

(2) 熱伝導率や熱拡散率などは温度に関して一定とする。

(3) 接触面に発生した熱量はすべて両円筒に流入する。

(4) 表層と素地の境界面における熱損失はない。また、接触面上に発生する熱量の分布密度の形状は接触応力と円筒の圧縮降伏強さによって、下記のように決定できるものと仮定する。

3.1 接触面が弾性変形する場合の温度上昇式

円筒に作用する接触応力がその圧縮降伏強さより小さい場合には、接触面は弾性変形するものと考えられるので、接触面上には放物線状に熱量の密度が分布するものと仮定できる。ここで、円筒の接触面内における表面温度が等しくなるように低速側円筒と高速側円筒に流入する熱量の割合を求めると、円筒の瞬間温度上昇 θ_f は、無次元量を使って表すと次式で表される。

$$\theta_f = \frac{2q_0 \alpha_{11} L_1 T_{m1} T_{m2}}{\pi V_1 (K_{21} L_2 T_{m1} + K_{11} L_1 T_{m2})} \dots \dots \dots (1)$$

それぞれの円筒の瞬間温度の無次元量 T_{mi} は次式で与えられる(付録)。

$$T_{mi} = \left[\int_{L_i(\xi-1)}^{L_i(\xi+1)} \left(1 - \xi^2 + \frac{2u\xi}{L_i} - \frac{u^2}{L_i^2} \right) K_0(u) e^{-u} du \right. \\ \left. + 2 \sum_{n=1}^{\infty} \alpha_i^n \int_{L_i(\xi-1)}^{L_i(\xi+1)} \left(1 - \xi^2 + \frac{2u\xi}{L_i} - \frac{u^2}{L_i^2} \right) \right. \\ \left. \times K_0 \{ \sqrt{u^2 + (2nL_i \delta_i)^2} \} e^{-u} du \right] \dots \dots \dots (2)$$

この有限積分の計算にはガウス・ルジャンドルの積分公式⁽⁴⁾を使用した。

なお、熱量の分布密度の最高値 q_0 は、後述する試験円筒の形状(図 3 を参照)の組合せ(低速側/高速側)により異なる。

線接触の A/B 形の場合では、接触面は長方形となり、その面上に半放物線柱状に熱量の密度が分布するものと仮定する。この分布密度の総和は摩擦により発生した熱量に等しいので、 q_0 は次式で与えられる。

$$q_0 = \frac{3\mu P |V_1 - V_2|}{4bl}$$

同様にして、点接触の A/C 形の場合では、接触面はだ円形となり、その面上にだ円放物体状に熱量の密度が分布するものと考えられ、 q_0 は

$$q_0 = \frac{2\mu P |V_1 - V_2|}{\pi ab}$$

で与えられる。

3.2 接触面が塑性変形する場合の温度上昇式

円筒に作用する接触応力がその圧縮降伏強さより大きい場合には、接触面は塑性変形するため、その面上に矩形状の熱量の密度が分布するものと仮定できる。この場合の円筒の瞬間温度上昇 θ_f は、無次元量を使って表すと式(1)と同様となり、それぞれの円筒の瞬間温度の無次元量 T_{mi} は次式⁽³⁾で与えられる。

$$T_{mi} = \left[\int_{L_i(\xi-1)}^{L_i(\xi+1)} K_0(u) e^{-u} du + 2 \sum_{n=1}^{\infty} \alpha_n'' \int_{L_i(\xi-1)}^{L_i(\xi+1)} K_0\{\sqrt{u^2 + (2nL_i\delta_i)^2}\} e^{-u} du \right] \dots\dots\dots (3)$$

熱量の分布密度の最高値 q_0 に関しては、A/B 形の場合では、長方形の接触面上に角柱状に熱量の密度が分布するものと考えられ、 q_0 は次式で与えられる。

$$q_0 = \frac{\mu P |V_1 - V_2|}{2bl}$$

A/C 形の場合では、だ円形の接触面上にだ円柱状に熱量の密度が分布するものと考えられ、 q_0 は

$$q_0 = \frac{\mu P |V_1 - V_2|}{\pi ab}$$

で与えられる。

一例として、本実験に近い計算条件である、熱源の移動速度の無次元量が $L=1$ の場合における角柱状分布熱源による瞬間温度の無次元量 T_m 、表層の厚みの無次元量 δ および表層と素地の熱伝導特性の比 ω の関係を図2に示す。 $0.1 < \delta < 2$ では、 T_m に及ぼす表層の厚みの影響は顕著に現れる。しかしながら、 $\delta < 0.1$ では T_m に及ぼす表層の厚みの影響は極めて小さい。したがって、表面上に熱伝導特性の良好な被膜が存在する限り、摩擦によって発生する瞬間温度上昇は低く現れることがわかる。

Fig. 2 Relationship between T_m and δ

4. 試験方法

4.1 試験円筒

二円筒試験に使用した試験円筒の形状と寸法を図3に示す。円筒形状の組合せ(低速側/高速側)としては、線接触のA/B形および点接触のA/C形とした。なお、試験中の円筒の本体温度を測定するため、円筒Aについては、外周面から2.5 mm内側の位置で、円筒の側面に垂直に直径1 mm、深さ5 mmの穴をあけた。

表1に試験円筒の記号を示す。なお、既報の四球試験結果と比較するため四球試験の場合を付記した。円筒の材質は、マルテンサイト系ステンレス鋼 SUS 440 Cとし、四球試験の場合と同様、1060°Cで油焼入れ後、150°Cで焼戻しを行った。円筒表面のマイクロビッカース硬さ HV (測定荷重 196 N) は約 680 である。

円筒の拡散処理の工程としては、溶剤・アルカリ脱脂、洗浄および酸化膜除去の前処理を行った後、すずめっきを施した。その後、約 400°C に保持された炉中で熱拡散処理を行い、円筒表面に金属間化合物 $FeSn_2$ の拡散層を形成させた。円筒表面のマイクロビッカース硬さ HV は約 700 であり、拡散処理前と比して硬さはわずかに高い。

表2に拡散処理を施した場合の拡散層の厚みを示す。

Table 1 Combinations of test specimens

Symbol	Two-roller test		Four-ball test	
	Sn-diffused layer		Sn-diffused layer	
	Slower roller	Faster roller	Rotatory ball	Stationary ball
UA / UB	Without	Without	-	-
UA / UC	Without	Without	-	-
SA / SB	With	With	-	-
SA / SC	With	With	-	-
UC* / UC*	-	-	Without	Without
SC* / SC*	-	-	With	With

Symbol C* stands for the balls of 19.05 mm in diameter.

Fig. 3 Type of roller

円筒の場合の拡散層の厚みは球の場合と比して1~3 μm 大きい。また、拡散処理後の各試験円筒の軸方向の表面粗さ R_{max} は2.5~2.8 μm であり、試験円筒の形状による表面粗さの違いは認められなかった。しかしながら、処理後の R_{max} は処理前のそれと比して2倍程度大きい。

4.2 試験機および試験条件 二円筒試験はアムスラー摩擦試験機を用いて行った。垂直荷重は油圧により与え、摩擦力は回転軸に連結した振り子の摩擦トルクによる変位を差動トランスで検出して測定した。

円筒の本体温度の測定に関しては、図3に示した低速側円筒(A形)の穴に挿入したCA熱電対をスリップリングに接続し、その熱起電力を記録計で読取った。

表3に試験条件を示す。試験は荷重漸増式で行い、各試験段階では最初の10sを荷重上昇区間、残りの5sを荷重一定区間として、焼付きが発生するまで連続的に行った。なお、四球試験の場合の摩擦距離にほぼ等しくなるように、二円筒試験の場合の試験段階にお

ける運転時間を設定した。

グリース潤滑剤としては、ふっ素系のパーフロ・ポリエーテルを使用し、二硫化モリブデンを添加する前の基油の諸特性および増ちょう剤の含有率を表4に示す。供試グリースとしては、平均粒径が約15 μm の二硫化モリブデンを、添加濃度(重量%)が30%になるように調合したグリースおよび無添加のグリースの2種類を使用した。

両円筒の外周面に薄く塗布した後、接触部入口に少量のグリースを補充して試験を開始し、試験中にはグリースの補給は行わない。なお、雰囲気温度は室温($20 \pm 3^\circ\text{C}$)とした。

5. 実験結果および考察

5.1 摩擦係数 二円筒試験における垂直荷重 P に対する摩擦係数 μ の変化を図4に示す。図4中の記号S, Uは拡散層の有無を、記号A, B, Cは円筒の形状を表す。例えば、記号UA/UBは拡散未処理のA形(低速側)と拡散未処理のB形(高速側)の試験円筒の

Table 2 Thickness of Sn-diffused layer of test specimens

Symbol		Thickness of Sn-diffused layer μm
Roller	SA	7.1
	SB	7.7
	SC	8.5
Ball	SC*	5.6

Table 3 Experimental conditions in two-roller and four-ball tests

		Two-roller test		Four-ball test
		Slower roller A	Faster roller B, C	
Revolution speed	N rpm	124	382	400
Peripheral velocity	V m/s	0.26	0.80	-
Specific sliding	s %	-208	67.5	-
Sliding velocity	V_s m/s	0.54		0.23
Normal load	P N	970 ~ 7300 (27 test ranges)		86.3 ~ 1616 (39 test ranges)
Maximum Hertzian contact stress GPa	Roller pair A/B	0.71 ~ 1.94		2.11 ~ 5.61
	Roller pair A/C	2.32 ~ 4.54		
Incremental load	P_i N	243		41
Running time in respective ranges	t s	15		30

Table 4 Properties of grease

Thickener	Wt %	Base oil			
		Kinematic viscosity mm^2/s		Density kg/m^3	
PTFE	40	20 $^\circ\text{C}$	60 $^\circ\text{C}$	20 $^\circ\text{C}$	60 $^\circ\text{C}$
		500	95	1894	1817

(a) MoS₂ 0%

(b) MoS₂ 30%

Fig. 4 Relationship between coefficient of friction and normal load in two-roller test

組合せを示す。また、摩擦係数の測定は各試験円筒について3回行っており、摩擦係数のばらつきは、最も大きいもので ± 0.03 程度である。しかしながら、垂直荷重 P に対する摩擦係数 μ の変化は、3回の試験を通してほぼ同様の傾向を示し、焼付き直前の荷重における摩擦係数のばらつきは小さく ± 0.01 以内の値となった。図4は3回の測定のうちの代表的な例を示す。

なお、外周面に塗布したグリースおよび接触部入口に補充したグリースのほとんどは、試験開始から3~4の荷重段階の間に、円筒の接触域外へ押し出され、遠心力によって飛ばされるのが観察されており、接触面は極めて薄いグリース膜で潤滑されているものと考えられる。

図4(a)は二硫化モリブデンの添加濃度が0%のグリースの場合を示す。拡散未処理円筒の場合ではいずれの円筒形状の場合も、焼付きが発生する前の荷重段階まで摩擦係数はほぼ一定値を示す。しかしながら、点接触のA/C形の場合の摩擦係数は線接触のA/B形の場合と比して0.01程度大きく、しかもA/C形の場合の焼付き発生時の垂直荷重はA/B形の場合の約1/2である。これは、点接触の場合のグリース膜厚さは

線接触の場合と比して薄く、A/C形の場合の潤滑状態はA/B形の場合と比して悪いため、早期に焼付きが発生したものと考えられる。

一方、拡散処理円筒の場合では、垂直荷重が約3 kNから約5 kNまでの範囲においては、2~3 sの周期が長い付着すべり現象が発生し、摩擦係数は大きく変動する。また、この荷重範囲における摩擦係数は0.1以上となり、拡散未処理円筒の場合と比して大きい。これは、拡散処理による最表面の多孔質層が摩耗し、接触面に露出した硬い平滑な拡散層同士の凝着、破断の繰返しによるものと考えられ、幅約1 mm、長さ2~3 mm、厚み数 μm の箔状の茶褐色の摩耗片が多数飛散するのが観察された。垂直荷重が約5 kNを超えると摩擦係数の変動は減少する。いずれの円筒形状の場合も7 kN付近で焼付きが発生し、拡散処理により焼付き荷重は著しく増加する。

図4(b)は二硫化モリブデンの添加濃度が30%のグリースの場合を示す。拡散未処理円筒の場合では、A/B形の場合の摩擦係数は、焼付きが現れる前の荷重段階まではほぼ一定値を示しており、図4(a)の場合と比してわずかに大きい。また、A/C形の場合では、摩擦係数はA/B形の場合と変わらないが、試験を始めた次の荷重段階で焼付きが発生する。いずれの円筒形状の場合とも、無添加グリースの場合と比して、二硫化モリブデンの添加により焼付き荷重は低下する。これは、二硫化モリブデンの密度は 4800 kg/m^3 ⁽⁵⁾であり、二硫化モリブデンの添加濃度が30%のグリースの場合の重量は無添加グリースの場合と比して大きい。したがって、円筒の回転による遠心力により、添加グリースの場合が無添加グリースの場合と比して飛ばされやすく、接触面上に形成されるグリース膜厚が薄くなることに起因するものと考えられる。

一方、拡散処理円筒の場合では、A/C形の場合の摩擦係数は0.1以上であり、A/B形の場合と比してかなり高く現れる。また、摩擦係数の変動もかなり大きく、図4(a)の場合と同様、周期が長い付着すべり現象が現れ、箔状の摩耗片が飛散するのが観察された。また、いずれの円筒形状の場合も、無添加グリースの場合と比して、焼付き荷重は低い。

5.2 接触面の状態

一例として、二硫化モリブデンの添加濃度が30%のグリースの場合における円筒SA/SBの場合について、焼付き発生後の高速側円筒表面のEPMA写真を図5に示す。焼付きによる損傷幅は約1.4 mmで、円筒面のほぼ中央部に発生しており、この部分にはSnはほとんど認められない。しかしながら、焼付き部を除いた円筒面にはSnがかなり

Fig. 5 Microphotograph of the contacting surface of roller SB at the incipient stage of seizure for the case of roller pair SA/SB with grease MoS₂ additive

認められる。したがって、摩耗の進行により薄くなった拡散層は焼付き発生直前まで円筒面上に存在するものと考えられる。

次に、円筒の接触状態について検討する。図6は接触幅と垂直荷重 P の関係を示す。図6中、測定値は、拡散未処理の両円筒を静止した状態で垂直荷重を加えた場合の接触幅の1/2を示す。接触幅の測定に関しては、低速側円筒表面にすずを薄く付着させて、所定の垂直荷重を加えた後、高速側円筒に移着したすずの幅を読み取り顕微鏡で測定した。したがって、接触面の弾性回復により、垂直荷重を加えた状態での接触幅と比して実測値はわずかに縮小するものと考えられる。太い実線はヘルツ接触幅の1/2を示す。

線接触の円筒 A/B 形の場合では、接触幅の測定値はヘルツ接触幅と比して大きい。最も高い荷重段階 ($P = 7.3 \text{ kN}$) における単位面積当たりの接触圧力 P_m は約 1.3 GPa であり、試験円筒の圧縮降伏強さ⁽⁶⁾ と比してかなり低く、接触面は弾性変形の状態と考えられる。

Fig. 6 Variation in contact width against normal load in two-roller test

Fig. 7 Variation in bulk temperature against normal load in two-roller test

一方、点接触の円筒 A/C 形の場合では、 $P < \text{約 } 2.4 \text{ kN}$ では、円筒の軸方向に沿った接触幅 a および軸に直角方向の接触幅 b のいずれの場合も、ほぼヘルツ接触幅に等しいか小さい。 $P \approx 3.5 \text{ kN}$ ($P_m \approx 2.2 \text{ GPa}$) を超えると実測値の増加傾向が顕著に現れており、接触面は弾性変形の状態から塑性変形の状態へ移行したものと考えられる。

後述する瞬間温度上昇の計算には、図6に示した接触幅の測定値を熱源の大きさとして使用した。なお、実際の二円筒試験においては、摩耗の進行や摩擦力の作用により、図6に示す接触幅と比してやや異なるものと考えられる。

5・3 円筒の本体温度 図4に示した試験円筒の組合せに対する低速側円筒の本体温度 θ_b の測定値を図7に示す。図7中、記号 UA/UB は試験円筒の組合せを表し、記号の次の数字 0, 30 は二硫化モリブデンの添加濃度が 0%, 30% のグリースの場合を表す。拡散処理円筒の場合では焼付き発生時の本体温度は、 200°C 近くかそれ以上に達しており、拡散未処理円筒の場合のそれと比して著しく高い。また、摩擦係数の変動と比して本体温度のそれは極めて小さく、垂直荷重の増加に伴って本体温度は徐々に上昇する。

5・4 pV 値 焼付き発生の限界値の一つである pV 値を図8に示す。 p はヘルツ応力 [GPa] を表し、3 回の実験に対する平均値を表す。 V はすべり速度 [m/s] を表す。図8中、矢印は最終荷重段階においても焼付きが発生しなかったことを表す。

焼付き強さに及ぼす二硫化モリブデンの添加の有無の影響について検討する。二円筒試験の場合では、二硫化モリブデンを添加したグリースの場合の pV 値は無添加グリースの場合と比して同程度か小さい。これは、前述のように、添加グリースの場合の膜厚が無添加グリースの場合のそれと比して薄くなることに起因

Fig. 8 pV value at seizure

するものと考えられる。しかしながら、四球試験の場合では、添加グリースの場合の pV 値は無添加グリースの場合の約 1.3 倍である。これは、4 個の試験球に囲まれた空間に補充されたグリースは、遠心力の作用により飛ばされ難いため、二硫化モリブデンの添加により接触面の焼付きの発生が抑制されたものと考えられる。

一方、焼付き強さに及ぼす拡散層の有無の影響に関しては、四球試験および二円筒試験における同じ接触形態の試験円筒に対する pV 値は、拡散処理を施した場合が拡散未処理の場合と比して大きく現れる。したがって、拡散処理に伴う焼付き強さの増加傾向に関しては、四球試験機による試験結果と二円筒試験機によるそれとの相関はかなり認められる。

次に、焼付き強さに及ぼす接触形態の影響に関しては、点接触の A/C 形の場合の pV 値は線接触の A/B 形の場合のそれと比してかなり大きい。しかしながら、接触形態が同じ点接触である C*/C* 形と A/C 形を比較すると、前者の pV 値は後者のその 1/3~1/2 となる。

5・5 焼付き臨界温度 二円筒試験および四球試験における焼付き臨界温度 θ_{cr} を図 9 に示す。焼付き臨界温度としては、焼付き発生直前における低速側円筒の本体温度の測定値 θ_b と瞬間温度上昇の計算値 θ_r との和を表す。また、四球試験の場合については、既報の臨界温度を使用した。

Table 5 Thermal properties of SUS 440 C and Sn

	SUS440C (7)	Sn (8)
Thermal conductivity $K, W/(m \cdot K)$	29.27	64.0
Thermal diffusivity $\kappa, m^2/s$	7.38×10^{-6}	3.89×10^{-5}

Fig. 9 Critical surface temperature at seizure

瞬間温度上昇値の計算に関しては、試験円筒 SA/SC の場合には、前述のように、焼付き直前において接触面全体が塑性変形しているものと考えられるため、熱源の熱量密度の分布を等分布形状とし、3・2 節の計算式を用いた。それ以外の場合には、焼付き直前における接触面は弾性変形の状態と考えられるため、熱源の熱量密度は円周方向に沿って放物線状に分布するものと仮定し、3・1 節の計算式を用いた。また、摩擦係数としては、焼付き直前の測定値を用いた。なお、試験円筒の熱的定数値としては、表 5 の値を使用し、拡散層はすずにより構成されているものと仮定した。

二円筒試験の場合では、拡散処理を施した試験円筒の臨界温度はいずれの形状の場合も 400°C 以上あり、拡散未処理円筒の場合 (UA/UC-0 の場合を除く) と比して著しく高い。したがって、拡散処理を施した SUS 440 C 鋼製歯車は、高負荷の条件下で、グリースを歯面に薄く塗布した運転状況においても十分な動力を伝達できるものと考えられる。

また、円筒の形状の違いにより大きく変動する pV 値と比して、臨界温度 (UA/UC-0 の場合を除く) ではその形状による変動が比較的小さい。したがって、臨界温度は接触形態、表面被膜処理などの違いを包括した総合的な焼付きに対する指標値と考えられる。しかしながら、四球試験結果に対する焼付き臨界温度は、二円筒試験結果に対するそれと比してかなり低く現れており、四球試験における焼付き臨界温度を二円筒試験の場合に直接適用できない。

6. 結 言

すずめっき熱拡散処理を施したステンレス鋼 SUS 440 C の円筒について、二円筒試験を行った結果、次のことが明らかになった。

(1) 二硫化モリブデンの添加濃度が 0% のグリースの場合では、拡散未処理円筒の摩擦係数は焼付きが発生する前の荷重段階まで 0.075 以下で、ほぼ一定値を示す。拡散処理円筒の場合では、荷重の上昇に伴って摩擦係数は大きく変動し、拡散未処理円筒の場合と比してかなり大きい。

(2) 二硫化モリブデンの添加濃度が 30% のグリースの場合では、線接触の拡散未処理円筒の摩擦係数は、焼付きが現れる前の荷重段階まで 0.06 で、ほぼ一定値を示す。拡散処理円筒の摩擦係数は、接触形態により異なるが、焼付き前の荷重段階では、0.1 以上となる。

(3) 拡散処理円筒の焼付き荷重は、拡散未処理円筒のそれと比してかなり大きく現れ、焼付き強さに及

ばす拡散層の効果が認められる。しかしながら、二硫化モリブデンの添加により、円筒の焼付き荷重はやや低下する。

(4) 二円筒試験の場合では、拡散処理を施した試験円筒の焼付き臨界温度はいずれの形状の場合も400°C以上あり、拡散未処理円筒の場合と比して著しく高い。また、接触形態により大きく変動する pV 値と比して、臨界温度の変動は比較的小さい。しかしながら、四球試験の場合の臨界温度は、二円筒試験の場合のそれと比してかなり低く現れており、四球試験における臨界温度を二円筒試験の場合に直接適用できない。

最後に、本研究を遂行する上で、すずめっき熱拡散処理を実施していただいた同和ケミカル(株)に謝意を表する。

付録 接触面が弾性変形する場合の温度上昇式

図10に示すように、熱量の分布密度 $q(x')$

$$q(x') = q_0 \left(1 - \frac{x'^2}{b^2}\right) \quad (-b \leq x' \leq b) \quad \dots\dots\dots (4)$$

で表される放物線状分布熱源が、 x 軸に沿って速度 V で移動するとき、時間 $(t-t')$ 後の表面上の点 $(x, 0)$ の表面温度は、次式で与えられる。

$$\begin{aligned} \theta = & \frac{q_0}{2\pi K_1} \left[\int_0^\infty \int_{-b}^b \frac{\left(1 - \frac{x'^2}{b^2}\right)}{(t-t')} \right. \\ & \times \exp \left[-\frac{\{(x-x') + V(t-t')\}^2}{4\kappa_1(t-t')} \right] dx' dt' \\ & + 2 \sum_{n=1}^\infty \alpha^n \int_0^\infty \int_{-b}^b \frac{\left(1 - \frac{x'^2}{b^2}\right)}{(t-t')} \\ & \times \exp \left[-\frac{\{(x-x') + V(t-t')\}^2 + (2nL)^2}{4\kappa_1(t-t')} \right] \\ & \times dx' dt' \Big] \quad \dots\dots\dots (5) \end{aligned}$$

ここで、 $u = V(x-x')/(2\kappa_1)$ と置き、無次元量を使っ

Fig. 10 Moving heat source and coordinates

て表すと式(5)は、

$$\begin{aligned} \theta = & \frac{2q_0\kappa_1}{\pi K_1 V} \left[\int_{x-L}^{x+L} \left(1 - \xi^2 + \frac{2u\xi}{L}\right) \right. \\ & \left. - \frac{u^2}{L^2} \right) K_0(u) e^{-u} du \\ & + 2 \sum_{n=1}^\infty \alpha^n \int_{x-L}^{x+L} \left(1 - \xi^2 + \frac{2u\xi}{L} - \frac{u^2}{L^2}\right) \\ & \times K_0\{\sqrt{u^2 + (2nL\delta)^2}\} e^{-u} du \Big] = \frac{2q_0\kappa_1 T}{\pi K_1 V} \quad \dots\dots\dots (6) \end{aligned}$$

となる。

文 献

- (1) 福永圭悟・坂本正史・稲田斉, 機論, 52-481, C(1986), 2472-2478.
- (2) 岩野利彦・殿塚文彦, 金属材料, 15-4(1975), 13-32.
- (3) 瀧野宏正・中迫正一・河野正来, 機論, 61-592, C(1995), 4763-4768.
- (4) 大野豊・磯田和男監修, 新版数値計算ハンドブック, (1990), 147, オーム社.
- (5) 松永正久監修・津谷裕子編集, 固体潤滑ハンドブック(1982), 90, 幸書房.
- (6) 寺内喜男・瀧野宏正, 機論, 47-423, C(1981), 1502-1508.
- (7) 日本金属学会・日本鉄鋼協会編, 鉄鋼材料便覧, (1967), 608, 丸善.
- (8) ギート著, 横堀進・久我修共訳, 基礎伝熱工学, (1964), 322, 丸善.