潤滑油の耐焼付き能に及ぼす荷重分布の影響*

(第 3 報, クラウニング円筒試験結果-その 2)

小 幡 文 雄*¹, 吉 田 彰*²

Effects of Load Distribution on the Anti-Seizure Capacity of Lubricating Oil (3rd Report, Experimental Results with Crowned Cylinders-Part 2)

Fumio OBATA and Akira YOSHIDA

The effects of crowning on the anti-seizure capacity of a gear base oil have been studied at high specific slidings using finely finished test cylinders. Like at a large surface roughness, the anti-seizure capacity of the gear base oil in the test with crowned cylinders is higher than that in the test with uncrowned cylinders. The radius of crowning hardly affects the seizure load. Furthermore, the outer surface bulk temperature just before seizure tends to increase as the radius of crowning is increased. In addition, under finely finished test cylinders, the seizure load hardly decreases as the sliding velocity is increased, and the friction coefficient just before seizure is not affected by the radius of crowning except at low sliding velocities. It is concluded that the crowning does not diminish the anti-seizure capacity of the gear base oil.

Key Words: Lubrication, Seizure, Load Distribution, End Tooth Bearing, Crowning, Fine Surface Roughness, Two-Cylinder Test

1. 緒 言

歯の片当たりを避けるために用いられるクラウニング歯車の歯すじ方向荷重分布は長円状となる。第 2 報⁽¹⁾では、ギヤ油基油の耐焼付き能に及ぼすクラウニングの影響を 2 円筒試験により調べた。その結果、ギヤ油基油の焼付き発生荷重に及ぼすクラウニング半径の影響は無視できる程度であること、焼付き発生直前の外周面バルク温度もすべり速度が高くなればクラウニング半径の影響を受けにくくなることが明らかにされた。

ところで、工作機械の精度向上は、超精密加工を可能にした。歯車に関しては、CBN 砥石で超精密仕上げされた平歯車の歯面強さは著しく高いことが明らかにされた⁽²⁾。著者らは、歯車のスコ어링に関して、潤滑油の耐焼付き能に及ぼす表面粗さの影響を 2 円筒試験により検討し、接触面を精密に仕上げることは突起間干渉頻度を低下させ、焼付きが発生しやすい高すべり率・高すべり速度域における潤滑油の耐焼付き能の向上、摩擦損失の軽減に有効であることを明らかに

した⁽³⁾⁽⁴⁾。これらのことからわかるように、接触面の仕上げ状態は、歯車の強さ、運転性能に大きな影響を及ぼす。そこで、本報では、精密仕上げされた接触面のもとでのギヤ油基油の耐焼付き能に及ぼすクラウニングの影響を検討した。

2. 試験機、試験円筒および試料油

実験には第 1 報⁽⁵⁾で示された 2 円筒試験機が用いられた。試験円筒は S 45 C の水焼入れ材であり、その寸法、加工方法は第 2 報⁽¹⁾に示されたとおりであった。試料油としては、第 2 報の表 1 に示された性状のギヤ油基油が用いられた。クラウニング円筒試験のほか、軸方向の当たりが一定な一定接触幅円筒試験も、2.5, 5, 10 mm の 3 種類の軸方向(試験円筒幅方向)接触幅 b_z について行われた。試験円筒にクラウニングを施すための研削砥石面は、第 2 報の図 1 に示された装置を用いて成形された。クラウニングの有無によらず、ドレッシングは 1 回の切込み量 5 μm 以下、トラバース速度 6 mm/min で行われた。クラウニング円筒および一定接触幅円筒試験の段付き円筒はいずれも低速側に用いられ、それらの外周面はプランジ研削により軸方向中心線平均粗さで約 0.1 μm に仕上げられた。一方、高速側試験円筒外周面はトラバース研削により軸方向

* 昭和 62 年 11 月 28 日 関西支部第 247 回講演会において講演、原稿受付 昭和 62 年 5 月 1 日。

*¹ 正員、水産大学校 (〒759-65 下関市吉見永田本町 1944)。

*² 正員、岡山大学工学部 (〒700 岡山市津島中 3-1-1)。

中心線平均粗さで約 $0.05 \mu\text{m}$ に仕上げられた。高・低速側試験円筒外周面軸方向中心線平均粗さの和は、実験前で約 $0.15 \mu\text{m}$ で、それは第2報における粗さの約 $1/5$ であった。実験前のクラウニング円筒外周面軸方向の断面曲線を図1に示す。なお、円周方向研削後の外周面硬さは約 $H_v 700$ であった。

3. 実験方法

実験は第2報⁽¹⁾と同じ高速側試験円筒のすべり率 σ_h 、すべり速度 V_s 、クラウニング半径 r_c および実験方法で行われた。すなわち、 r_c は 38, 116, 400, 1670 mm の4種類、 V_s は、 $\sigma_h = +58.9\%$ では 3.14, 6.28, 9.42, 11.5 m/s、 $\sigma_h = 78.2\%$ では 3.14, 9.42, 15.7 m/s とされた。荷重は段階的に増加され、 $\sigma_h = +58.9\%$ では初期荷重、増荷重とも 0.5 kN、 $\sigma_h = +78.2\%$ では初期荷重は 0.25 kN、増荷重は 1 kN までは 0.25 kN、それ以上では 0.5 kN とされた。各荷重段階での運転時間は 600 s、試験機は無負荷で起動され、低回転速度で負荷後、80 s 以内に所定の回転速度にされた。運転中の高・低速側試験円筒外周面バルク温度は、接触面下に設置された熱電対で測定された。焼付きの発生は、摩擦トルクの急上昇から判定された。試料油は $323 \pm 1 \text{ K}$ ($50 \pm 1^\circ\text{C}$) に制御され、かみこみ側のノズルから 500 mL/min で供給された。

4. 実験結果

4.1 焼付き挙動 図2は、高速側試験円筒のすべり率 $\sigma_h = +58.9\%$ 、すべり速度 $V_s = 9.42 \text{ m/s}$ のときの、クラウニング円筒試験および一定接触幅円筒試

図1 クラウニング円筒外周面軸方向の断面曲線

験における焼付き挙動を示す。図2中で、 T_b は試験円筒外周面バルク温度、 E_c は、第2報⁽¹⁾の5.1節で述べた電気回路によりペンレコーダに記録された2円筒間の電位差であり、 $E_c = 20 \text{ mV}$ は油膜により2円筒間が完全に分離された状態を、 $E_c = 0 \text{ mV}$ は常に突起同士の接触があることを意味する。 T_f は摩擦トルクであり、これには2円筒間の摩擦トルクと軸受の摩擦トルクが含まれる。運転開始後の75 sあるいは60 s間は、増荷および増速過程である。第2報の図7に示された接触面粗さの大きい場合、 T_b の上昇に伴って T_f も徐々に上昇したが、本報の図2では、所定の回転速度に達してからの T_f はほぼ一定で、 T_b によらない。これは突起間干渉状態と関連があり、本報の図2と第2報の図7を比較するとき、後者の荷重は前者の約半分でありながら両者の T_f はほぼ同じであり、前者より後者の突起間干渉頻度は高い。なお、後者の E_c は前者よりやや高いが、接触面の変色状態から、これは突

(a) $r_c = 400 \text{ mm}$ ($P_s = 3.5 \text{ kN}$)

(b) $l_z = 5 \text{ mm}$ ($P_s = 3 \text{ kN}$)

$\sigma_h = +58.9\%$, $V_s = 9.42 \text{ m/s}$

図2 焼付き挙動

起間干渉頻度の高かった後者で電氣的に絶縁物である酸化膜の生成が顕著であったためと判断された。実験結果を検討した結果、接触面粗さの大きい場合⁽¹⁾と同じく、クラウニング円筒試験と一定接触幅円筒試験における焼付き挙動の間に大差はなかった。ただし、焼付き発生荷重において運転開始後から焼付き発生までの時間は、接触面粗さが大きい場合よりも長く、200 s以上が主であった。

図3, 4はそれぞれ、実験前と焼付き後のクラウニング円筒外周面軸方向の断面曲線および非焼付き部軸方向の粗さ曲線であり、図2に対応する。図3に示されたように、焼付きは必ずしもヘルツ応力の高い部位に発生しなかった。接触面粗さの大きい場合、焼付き直前の接触面の状態を反映していると考えられる非焼付き部の粗さは実験前より小さくなった⁽¹⁾が、図4に示されたように、接触面粗さの小さい場合は運転により非焼付き部の粗さはむしろ増大した。

4・2 焼付き発生荷重 図5, 6はそれぞれ、 $\sigma_h = +58.9\%$, $\sigma_h = +78.2\%$ のときの、クラウニング円筒試験における焼付き発生荷重 P_s および焼付き発生直前の膜厚比 $(\xi_0)_s$ と摩擦係数 μ_s を示す。 $(\xi_0)_s$ は、焼付き発生直前の弾性流体潤滑膜厚と実験前の高・低速側試験円筒外周面軸方向の二乗平均平方根粗さから求められた合成粗さの比である。なお、弾性流体潤滑膜厚は、高・低速側試験円筒外周面バルク温度の平均値

図3 クラウニング円筒軸方向断面曲線
{図2(a)の場合}

図4 非焼付き部軸方向粗さ曲線 {図2(a)の場合}

に対する粘度を、クラウニング円筒試験の場合は Hamrock らの式⁽⁶⁾に、一定接触円筒試験の場合は Grubin の式⁽⁷⁾に代入して求められた。図5, 6中の実線は、各クラウニング半径 r_c における最小の P_s , それに対応する $(\xi_0)_s$, μ_s を結んだものであり、★, +印はそれぞれたがいに対応する値であることを示す。

まず $\sigma_h = +58.9\%$ の場合、 P_s は r_c の影響をほとんど受けず、接触面粗さが大きい場合⁽¹⁾のように、大きな r_c で P_s が低下するということはない。いずれの V_s においても $(\xi_0)_s$ は1以上であり、 $(\xi_0)_s$ がおおむね1以下で突起間干渉頻度が高かった第2報⁽¹⁾の図10に示された結果と比較して P_s は高い。また V_s の増大による P_s の低下は無視できる程度である。 $V_s = 3.14$ m/s のとき、 μ_s は r_c の増大により大きくなるが、その増加量は接触面粗さの大きい場合と比較すればわずかである。 $V_s = 9.42$ m/s では、 μ_s は r_c の影響を受けず、 $V_s = 3.14$ m/s のときより小さい。次に $\sigma_h = +78.2\%$ の場合、 $\sigma_h = +58.9\%$ の結果と比較して全体的に P_s は低く、 $(\xi_0)_s$ はやや高いが、 P_s , μ_s に及ぼす r_c , V_s の影響は $\sigma_h = +58.9\%$ の場合とほぼ同じである。

なお、 $(\xi_0)_s$ および突起間干渉状態から判断した結

図5 焼付き発生荷重 P_s および焼付き発生直前における膜厚比 $(\xi_0)_s$ と摩擦係数 μ_s (クラウニング円筒試験, $\sigma_h = +58.9\%$)

果, 焼付き発生直前の接触面の潤滑状態は, クラウニング円筒試験, 一定接触幅円筒試験いずれにおいても混合潤滑であった。

4・3 焼付き発生直前の外周面バルク温度 図7は, 焼付き発生直前の外周面バルク温度 $(T_b)_s$ であり, 図5, 6に対応する。ただし $(T_b)_s$ は, 高・低速側試験円筒外周面バルク温度のうちで高いほうの値である。 $V_s=3.14$ m/sのときはいずれの σ_h においても r_c が大きくなるにつれて $(T_b)_s$ は上昇するが, 上昇量は $\sigma_h=+78.2\%$ より $\sigma_h=+58.9\%$ で大きい。一方, $V_s=9.42$ m/sのときは σ_h によって $(T_b)_s$ に及ぼす r_c の影響が異なる。すなわち, $\sigma_h=+58.9\%$ では $r_c=116$ mmの $(T_b)_s$ は他の r_c における値より低いのに対し, $\sigma_h=+78.2\%$ では $r_c=1670$ mmの $(T_b)_s$ が高い。なお, $\sigma_h=+58.9\%$ の $(T_b)_s$ は, $\sigma_h=+78.2\%$ の $(T_b)_s$ より全体的に高い。

5. 考 察

第2報⁽¹⁾におけると同じく, 本章ではギヤ油基油の耐焼付き能に及ぼすクラウニングの影響を, 一定接触幅円筒試験結果と対比させながら, 軸方向接触幅との

関連において検討する。なお, 4・2節の最後で述べたように本報では焼付きはすべて混合潤滑状態から発生したので, 以下の考察は混合潤滑状態に対するものである。

図8は, 焼付き発生荷重 P_s と焼付き発生時軸方向接触幅 $(2a)_s$ の関係を示す。図8(a), (b)はそれぞれ, 高速側試験円筒のすべり率 $\sigma_h=+58.9\%$, $\sigma_h=+78.2\%$ における結果であり, 白丸印はクラウニング円筒試験結果を, 黒丸印は一定接触幅円筒試験結果をそれぞれ示す。なお, 一定接触幅試験における $(2a)_s$ は, 軸方向一定接触幅 l_z に等しい。 $(2a)_s$ は1.7~11 mmの範囲にあり, 接触面粗さの大きい場合⁽¹⁾と同じく, クラウニング半径 r_c が小さいほど $(2a)_s$ も小さかった。全体的にみて, クラウニング円筒試験の P_s は, 一定接触幅円筒試験の P_s 以上である。一定接触幅円筒試験では, いずれの σ_h においてもすべり速度 $V_s \geq 9.42$ m/sのとき $(2a)_s$ が小さくなれば P_s は低下する。軸方向の当たりは一様であっても接触応力は接触幅両端近傍で上昇する⁽⁸⁾が, 上述の実験結果は, 焼付きへのその影響が高すべり速度で現れやすいことを示唆する。一方, クラウニング円筒試験では, $\sigma_h=+58.9\%$ の $V_s=6.28, 11.5$ m/sのとき, $(2a)_s < 2.5$ mmの P_s が $(2a)_s \geq 2.5$ mmの P_s より低い, 全体的にみれば,

図6 P_s , $(\xi_0)_s$ と μ_s (クラウニング円筒試験, $\sigma_h=+78.2\%$)

図7 焼付き発生直前の外周面バルク温度 $(T_b)_s$ (クラウニング円筒試験, 図5, 6に対応)

P_s に及ぼす $(2a)_s$ の影響は無視できる。また、接触面粗さの大きい場合と異なって、いずれの σ_h においても V_s の増大による P_s の減少はないか、あってもわずかである。なお、接触面粗さの大きい場合と同様、クラウニングの有無によらず、 $\sigma_h=+58.9\%$ の P_s は、 $\sigma_h=+78.2\%$ の P_s より高い。

図9は、焼付き発生直前の摩擦係数 μ_s と $(2a)_s$ の関係を示す。接触面粗さの大きい場合⁽¹⁾と比較して、 μ_s は全体的に小さい。クラウニングの有無によらず、 V_s の増大により μ_s は低下する。一定接触幅円筒試験では、 σ_h, V_s によらず、 $(2a)_s$ の増大によって μ_s が大きくなることはなく、高すべり速度ではむしろ減少する。これは、高すべり速度以外では $(2a)_s$ の増大によって μ_s が大きくなった接触面粗さの大きい場合と異なる。一方、クラウニング円筒試験では、 $\sigma_h=+58.9, +78.2\%$ の $V_s=3.14$ m/sのとき、 $(2a)_s$ が大

きくなれば μ_s は大きくなる傾向にあるが、それ以外ではクラウニング円筒試験と一定接触幅円筒試験の μ_s の間に大差はない。

図10は、焼付き発生ヘルツ応力 $(p_{\max})_s$ と $(2a)_s$ の関係を示す。接触面粗さの大きい場合⁽¹⁾と同様、クラウニング円筒試験の $(p_{\max})_s$ は、一定接触幅円筒試験の $(p_{\max})_s$ より全体的に高い。また、 $(2a)_s$ の増大によって $(p_{\max})_s$ は減少することから、焼付きの発生はヘルツ応力と直接関係ないことが知られる。

図11は、焼付き発生直前の外周面バルク温度 $(T_b)_s$ と $(2a)_s$ の関係を示す。 $(T_b)_s$ は高・低速側試験円筒外周面バルク温度のうちで高いほうの値であるが、両温度差はおおむね10 K以内であった。全体的にみて、クラウニング円筒試験の $(T_b)_s$ は、一定接触幅円筒試験の $(T_b)_s$ 以上である。いずれの σ_h においても、 $(2a)_s$ が大きくなれば、 $(T_b)_s$ は高くなる傾向にある。 $V_s \geq 9.42$ m/sの高すべり速度では、クラウニング円筒試験、一定接触幅円筒試験のいずれの $(T_b)_s$ も、接触面粗さの大きい場合の $(T_b)_s$ より高い。なお、接触面粗さの大きい場合と同様、クラウニングの有無によらず、 $\sigma_h=+58.9\%$ の $(T_b)_s$ は、 $\sigma_h=+78.2\%$ の $(T_b)_s$ 以上である。

図8 焼付き発生荷重 P_s と焼付き発生時軸方向接触幅 $(2a)_s$ の関係 (混合潤滑状態)

図9 焼付き発生直前の摩擦係数 μ_s と $(2a)_s$ の関係 (図8に対応)

6. 結 言

接触面が精密に仕上げられた試験円筒を用い、ギヤ油基油の耐焼付き能に及ぼすクラウニングの影響を高すべり率で検討した。焼付きはすべて混合潤滑状態から発生した。

接触面粗さの大きい場合と同様、クラウニング円筒試験におけるギヤ油基油の耐焼付き能は、一定接触幅円筒試験における以上である。焼付き発生荷重に及ぼすクラウニング半径の影響は無視できる。また、焼付き発生直前の外周面バルク温度は、クラウニング半径の増大により高くなる傾向にある。ただし、次の点で接触面粗さの大きい場合と異なる。すなわち、すべり

速度の増大による焼付き発生荷重の減少はわずかである。また、低すべり速度域を除けば、焼付き発生直前の摩擦係数に及ぼすクラウニング半径の影響は無視できる。

ここで、2報にわたって検討したギヤ油基油の耐焼付き能に及ぼすクラウニングの影響を要約すれば次のようになる。クラウニング歯車では歯当りには局部的で荷重分布は半長円体となり、ヘルツ応力は高くなるが、クラウニングによってギヤ油基油の耐焼付き能が

図 10 焼付き発生ヘルツ応力 $(p_{\max})_s$ と $(2a)_s$ の関係 (図 8 に対応)

図 11 焼付き発生直前の外周面バルク温度 $(T_b)_s$ と $(2a)_s$ の関係 (図 8 に対応)

低下することはない。また、接触面を精密に仕上げることは、摩擦係数の低減、高すべり速度域におけるギヤ油基油の耐焼付き能の向上に有効である。ただし、クラウニング半径を不必要に小さくすることは、ヘルツ応力を高め、その結果、歯面強さを低下させる危険性があるので、避けなければならない。

文 献

- (1) 小幡・吉田, 本論文集 720 ページ.

- (2) 石橋・ほか2名, 機論, 50-456, C (昭59), 1484.
(3) 藤田・小幡, 機論, 49-445, C (昭58), 1521.
(4) 藤田・ほか2名, 機論, 50-457, C (昭59), 1612.
(5) 小幡・藤田, 機論, 53-491, C (昭62), 1465.
(6) Hamrock, B. J. and Dowson, D. J., *Trans. ASME, Ser. F*, 99-2 (1977), 264.
(7) Dowson, D. and Higginson, G. R., *Elasto-hydrodynamic Lubrication*, (1966), 70, Pergamon Press.
(8) Johnson, K. L., *Contact Mechanics*, (1985), 129, Cambridge University Press.