アイリング粘性解による低粘性流体の
EHLトラクションの計算*村 木 正 芳*¹, 木 村 好 次*²Calculation of EHL traction with low-viscosity fluids
by using an Eyring viscous solution

Masayoshi MURAKI and Yoshitsugu KIMURA

Analysis is presented of EHL traction with low-viscosity lubricating oils, which is the case encountered at higher temperatures. Extension is made of the approximate formula already derived by the authors, where it is assumed that viscosity, instead of viscoelasticity, predominates when the limiting Newtonian viscosity in an EHL film falls below a critical value, 10^5 Pas, and an Eyring viscous solution is employed. The rheological parameters representing the traction characteristics of an oil then become the effective viscosity-pressure coefficient and the representative stress, and they are expressed as functions of mean Hertzian pressure and bulk temperature. Calculated results are compared with experimental data obtained on a four-roller machine for two diesters showing close agreement.

Key Words: Tribology, Viscoelasticity, Non-Newtonian Fluid, Eyring Viscosity, Viscosity-pressure Coefficient, Representative Stress, Traction

1. 緒 言

弾性流体潤滑状態にある転がり接触部に作用するトラクションの問題は、従来潤滑油のレオロジーの立場から多数の研究がなされている^{(1)~(3)}。著者らは既報において、Johnsonらの非線形粘弾性モデルを用いて二次元の転がり接触部における流体膜の挙動を解析し、等温および非等温状態におけるトラクションを表す近似解を導いた⁽⁴⁾。次いで理論を実験で求めたトラクション特性に当てはめることにより、流体膜の粘弾性を特徴づけるレオロジー特性値を導出し、それらと鉱油の組成ならびに合成炭化水素の化学構造における規則的な変化とを関連づけた^{(5)~(7)}。

ところで従来の検討では、実験を30°Cの比較的低温で行ったが、トラクションドライブの使用環境や負荷条件によっては油温が100°Cを超えることも多く、その場合温度上昇に伴うトラクション係数の低下が問題になる。とりわけこの問題は、トラクションド

ライブが熱負荷の大きい自動車用トランスミッションとして検討される際に重要である。

さて潤滑油の物性のうち、温度上昇に伴って最も大きく変化するものは粘度であるが、ヘルツ接触圧下で示す粘度が極めて低い場合、従来提案した粘弾性解では、等温解から非等温解への遷移がうまく行われなため、広いすべり率の範囲にわたって1本のトラクション曲線を表すことができないといった問題のあることがわかった。そこで本稿においては、高温下のトラクション特性を論ずるに先立ち、理論解について再度検討を加える。すなわち粘弾性解のほかに、粘度が極めて低い場合には、弾性の影響を無視した粘性解を用いることにする。すでにこのような条件下では、同様の粘性解を用いることが提案されているが⁽⁸⁾⁽⁹⁾、それらは、トラクションに及ぼす圧力分布の影響を考慮した厳密解である。一方、著者らは従来トラクションを表す解を単純化することを試みており、ここでも同様の取扱いを行うが、提案する近似解は、本稿に示すように、実用上十分な精度を持つと考えられる。

本稿の前半においては、これまでに報告した粘弾性解の概略を述べた後、粘性解の数式的表現とそれぞれの解の適用範囲について述べる。ついで後半においては、理論解に必要な物性値を求める方法について述べ、

* 平成元年8月25日 北陸信越支部北陸地方講演会において講演、原稿受付 昭和63年11月25日。

*¹ 正員、三菱石油(株)研究本部石油製品研究所 (〒210 川崎市川崎区扇町4-1)。

*² 正員、東京大学生産技術研究所 (〒106 東京都港区六本木7-22-1)。

最後にそれらの手法を用いて計算した結果を、4 ローラ式転がり摩擦試験機による実験結果と比較する。

2. 主 な 記 号

- b : ヘルツ接触長さの半分 m
 C_m : ローラの比熱 J/(kg·°C)
 D : デボラ数 $= \eta_N \bar{U} / Gb$
 D_i : 等温デボラ数 $= \eta_{Ni} \bar{U} / Gb$
 G : セン断弾性係数 Pa
 h : 平行部における流体膜厚さ m
 K_f : 流体の熱伝導率 W/(m·°C)
 K_m : ローラの熱伝導率 W/(m·°C)
 $\bar{P}$: 平均ヘルツ圧 Pa
 $\bar{S}$: 無次元平均せん断応力 $= \bar{\tau} / \tau_0$
 T_b : バルク温度 °C
 $\bar{U}$: 平均周速 ms⁻¹
 ΔU : すべり速度 ms⁻¹
 α : 粘度-圧力係数 Pa⁻¹
 $\bar{\alpha}$: 有効粘度-圧力係数 Pa⁻¹
 β : 粘度-温度係数 °C⁻¹
 ζ : $0.97b^{1/2} / (\pi K_m \rho_m C_m \bar{U})^{1/2} + h / 12K_f$
 η_N : ニュートン粘度 $= \eta_{N0} \exp(\bar{\alpha}P - \beta\theta)$
 $\text{Pa}\cdot\text{s}$
 η_{Ni} : 等温ニュートン粘度 $= \eta_{N0} \exp(\bar{\alpha}P)$ Pa·s
 η_{N0} : 常圧粘度 Pa·s
 μ : トラクシオン係数 $= \bar{\tau} / \bar{P}$
 ρ_m : ローラの密度 kg/m³
 Σ : 無次元せん断速度 $= \eta_N \Delta U / \tau_0 h$
 Σ_i : 無次元等温せん断速度 $= \eta_{Ni} \Delta U / \tau_0 h$
 $\bar{\tau}$: 平均せん断応力 Pa
 τ_0 : 特性応力 Pa
 Φ : 無次元温度上昇 $= \beta \zeta \tau_0^2 h / \eta_{Ni}$

3. トラクシヨンの理論解

3.1 粘弾性解

3.1.1 非線形粘弾性モデル 既報において流体膜のせん断挙動を表すために、次式に構成方程式を表す非線形マクスウェル・モデルを用いた⁽³⁾。

$$\dot{\gamma} = \frac{1}{G} \frac{d\tau}{dt} + \frac{\tau_0}{\eta_N} \sinh \frac{\tau}{\tau_0} \quad (1)$$

式中 $\dot{\gamma}$ はせん断速度, τ はせん断応力, t は時間, G はせん断弾性係数, η_N はニュートン粘度, τ_0 は特性応力と呼ぶ流体の非線形性を表す量である。

3.1.2 等温粘弾性解 式(1)をヘルツ接触部に当てはめてトラクシオンを表す粘弾性解を導くにあたり、次の仮定を置いた。すなわちヘルツ接触部におけ

る圧力は一定で平均ヘルツ圧に等しく、流体膜厚さは、流体の圧縮率の影響を考慮した弾性流体潤滑膜厚の式⁽¹⁰⁾で与えられる。以下解を一般化するために無次元量で表す。

等温状態において、ヘルツ接触部における無次元せん断応力の平均値 $\bar{S}$ は次式で表される。

$$X_c = [(D/4\Sigma) \sinh^{-1} \Sigma] \geq 2: \bar{S} = \Sigma/D \quad (2)$$

$$X_c \leq 2: \bar{S} = \sinh^{-1} \Sigma \{1 - (D/4\Sigma) \sinh^{-1} \Sigma\} \quad (3)$$

式中, Σ は無次元せん断速度, D はデボラ数と呼ぶ量で、せん断速度が小さい範囲において、粘性、弾性いずれの性質が支配的に現れるかを表す尺度である。

3.1.3 非等温粘弾性解 非等温状態においては、流体膜のせん断仕事による温度上昇の影響が、流体膜の平均温度上昇としてニュートン粘度 η_N にのみ現れるものと仮定した。ここで粘度の圧力および温度による変化は、次式を仮定した。

$$\eta_N = \eta_{N0} \exp(\bar{\alpha}P - \beta\theta) \quad (4)$$

$$= \eta_{Ni} \exp(-\beta\theta) \quad (5)$$

$$\eta_{Ni} = \eta_{N0} \exp(\bar{\alpha}P) \quad (6)$$

式中, $\bar{\alpha}$ は有効粘度-圧力係数, β は粘度-温度係数, θ はバルク温度からの温度上昇, η_{N0} は常圧粘度, η_{Ni} は等温ニュートン粘度である。

温度上昇の影響は無次元温度上昇 Φ のみによって表され、この量を用いると Σ とそれを拡張した量である Σ_i および D と D_i の関係は次式で表される。

$$\Sigma = \Sigma_i \exp(-\Phi \Sigma_i \bar{S}) \quad (7)$$

$$D = D_i \exp(-\Phi \Sigma_i \bar{S}) \quad (8)$$

非等温状態では、通常 $\Sigma \gg 1$ であるとして式(3)の近似式に次式を用いる。

$$\bar{S} = \ln 2 \Sigma \{1 - D/(4\Sigma) \ln 2 \Sigma\} \quad (9)$$

非等温解は式(9)に式(7)と式(8)を代入して得られる二次方程式

$$\frac{\Phi^2 D_i \Sigma_i}{4} \bar{S}^2 + \left(1 + \Phi \Sigma_i - \frac{D_i}{2} \Phi \ln 2 \Sigma_i\right) \bar{S} - \left\{ \ln 2 \Sigma_i - \frac{D_i}{4 \Sigma_i} (\ln 2 \Sigma_i)^2 \right\} = 0 \quad (10)$$

の根として次式で与えられる。

$$\bar{S} = [D_i \Phi \ln 2 \Sigma_i - 2(1 + \Phi \Sigma_i) + 2\{(1 + \Phi \Sigma_i)^2 - D_i \Phi \ln 2 \Sigma_i\}^{1/2}] / \Phi^2 D_i \Sigma_i \quad (11)$$

以上がこれまでに得られた結果であるが、本稿ではこれらの解のうち、非等温解の表現を式(11)よりもっと簡単化する。すなわち従来の検討において、 Φ は他の無次元量に比べ極めて小さな値をとることがわかった⁽⁶⁾⁽⁷⁾。したがって、式(10)の左辺第1項は他の項に比

べて小さく、これを無視して得られる次式を式(11)の代わりに用いることが可能である。

$$\bar{S} = \frac{\ln 2 \sum_i \left(1 - \frac{D_i}{4 \sum_i} \ln 2 \sum_i \right)}{1 + \phi \sum_i \left(1 - \frac{D_i}{2 \sum_i} \ln 2 \sum_i \right)} \quad (12)$$

等温解に式(2)と式(3)を使い、非等温解に式(12)を使って計算した無次元理論トラクション曲線のうち、等温デボラ数 $D_i = 10^2$ と $D_i = 10^{10}$ の例を二つ、それぞれの等温解につき無次元温度上昇 ϕ の異なった非等温解をそれぞれ二つずつ図1に示す。

図1中、斜め右上がりの二つの直線が式(2)による弾性解、包絡線が後述する等温アイリング粘性解である。無次元せん断応力 $\bar{S}$ は、無次元等温せん断速度 $\sum_i$ の増加に伴って、はじめは D_i によって決まる1本の弾性解に沿って増加し、その後式(3)の等温粘弾性解へと遷移し直線からのずれが始まる。ついで ϕ によって決まるある $\sum_i$ のところから、式(12)による非等温粘弾性解へと遷移し、温度上昇の影響が大きく現れるにしたがい斜め右下がりの曲線の形になる。ここで、それぞれ2本の等温解に対して小さめの ϕ を示す非等温解の曲線は、図1に示すように、弾性の影響が小さく、かつ温度上昇の影響が大きく現れない範囲で等温アイリング粘性解と一致する。

3.2 粘弾性解と粘性解の適用範囲 さて図1に示したのは D_i がいずれも比較的大きな例であったが、 D_i が極めて小さな条件下では、言い替えるとニュートン粘度が特に低いものに対して、式(12)の非等温粘弾性解が適用できない場合がある。

すなわち図2は、図1の無次元トラクション曲線のうち、 $\sum_i$ の小さな範囲を拡大したものであるが、 D_i が 10^{-2} と小さく、かつ ϕ が0.1と大きい場合、図2の実線に示すように、式(3)による等温解から式(12)

による非等温解への遷移がうまく行われなことがわかる。これは等温状態の後半あたりで、 $\sum_i \gg 1$ の条件を満たさないために、式(3)による解と式(9)による解の間でずれを生じたためである。しかしながらこのようにデボラ数が小さい場合には弾性の影響をほぼ無視できるので、後述する粘性解を用いることによって不都合が解消できる。

ところでHirstらは、 $T_b = 30^\circ\text{C}$ 、 $\bar{U} = 2.2 \text{ m/s}$ 、 $\bar{P} = 0.75 \sim 1.75 \text{ GPa}$ の条件下で実験を行い、トラクション曲線上の線形領域における傾きから、せん断弾性係数 G を求めている。その結果、彼らは線形領域における流体膜の挙動を弾性的とみなし得る臨界条件が、潤滑油の種類によらず $\eta_N \geq 10^5 \text{ Pa}\cdot\text{s}$ で与えられると報告している⁽¹¹⁾。

ここで示された粘度の下限値 $10^5 \text{ Pa}\cdot\text{s}$ は、次の理由から妥当と考えられる。すなわちデボラ数 $D (= \eta_N \bar{U} / Gb)$ は、流体が接触部を通過する平均時間 $b/\bar{U}$ に対する流体の緩和時間 η_N/G の比で定義される量であって、流体膜が弾性体とみなせるときのデボラ数 D は、通常10以上と言われている。いま弾性流体潤滑状態の代表的条件として $U = 1 \text{ m/s}$ 、 $b = 10^{-4} \text{ m}$ を選ぶと、通過時間は 10^{-4} s である。一方圧力1 GPaにおいてトラクションの実験から求めた流体の G は0.1~1 GPaの範囲にある⁽¹¹⁾ので、緩和時間が 10^{-3} s 以上の値をとるためには $\eta_N \geq 10^5 \text{ Pa}\cdot\text{s}$ となる。

本研究における実験条件もHirstらが行った条件とほぼ一致しているので、トラクションの計算に当たっては、図3に示すように $\eta_N = 10^5 \text{ Pa}\cdot\text{s}$ を境として粘弾性解と粘性解を使い分けることにする。

3.3 アイリング粘性解 ニュートン粘度が $10^5 \text{ Pa}\cdot\text{s}$ 未満の場合に、流体膜が粘性のみを示すと仮定したので、等温状態においてはアイリング粘性解

図1 無次元理論トラクション曲線

図2 等温アイリング粘性解から非等温アイリング粘性解への遷移

$$\bar{S} = \sinh^{-1} \Sigma \dots \dots \dots (13)$$

を用いる。

非等温状態においては、 Σ_i の範囲によって次のいずれかの解を用いる。すなわち $\sinh^{-1} \Sigma_i = \ln 2 \Sigma_i$ が成り立つ $\Sigma_i \geq 10$ の範囲においては、式(12)の $D_i = 0$ とおいて得られる次式

$$\bar{S} = \ln 2 \Sigma_i / (1 + \phi \Sigma_i) \dots \dots \dots (14)$$

を用いる。一方 $\Sigma_i < 10$ の範囲においては、式(7)を式(13)に当てはめて得られる次式

$$\bar{S} - \sinh^{-1} \{ \Sigma_i \exp(-\phi \Sigma_i \bar{S}) \} = 0 \dots \dots \dots (15)$$

から $\bar{S}$ を適当な数値計算によって求めることにする。

図2に先に示した同じ ϕ の値を用い、等温解に式(13)を、非等温解に式(15)を用いて計算した結果を示す。式(13)によるアイリング粘性解は、 Σ_i の小さいところでは式(3)と同じ曲線上にのり、その後 Σ_i の増加に伴って、図3中に破線で示す式(15)による曲線へと遷移していくことがわかる。なお式(15)による解は、図3の例では $\Sigma_i \geq 5$ の範囲で式(12)による非等温粘性解と一致する。

4 流体の物性値の算出法

トラクションに関与する流体の物性は、 G , η_N , τ_0 の三つのレオロジー特性値と油膜厚さの計算に用いる常圧粘度 η_{N0} 、粘度-圧力係数 α および流体膜の温度上昇を見積もるに必要な粘度-温度係数 β 、熱伝導率 K_f である。このうち、 η_N は $\bar{\alpha}$ と η_{N0} がわかれば式(6)により求められる量であり、かつトラクションに直接かか

わるのは $\bar{\alpha}$ であるので、以下レオロジー特性値としては η_N の代わりに $\bar{\alpha}$ を取り上げる。

なお本稿においては、せん断弾性係数 G には後述する既知の文献値⁽⁸⁾を用いる。

4.1 $\bar{\alpha}$, α , η_{N0} , β 本研究においては、圧力が常圧から平均ヘルツ圧まで、バルク温度が室温から 100°C 近傍までの広い範囲における粘度-圧力-温度特性を、付録1に示した Roelands の式⁽¹²⁾により表すことにした。

したがって有効粘度-圧力係数 $\bar{\alpha}$ は $P = \bar{P}$, $T = T_b$ における式(17)~(20)による η_N の計算値を、粘度-圧力係数 α は $P = 0.2 \text{ GPa}$, $T = T_b$ における式(17)~(20)による η_N の計算値をそれぞれ式(6)に当てはめて得た。また η_{N0} は常圧, $T = T_b$ における式(17)~(20)による η_N の計算値とし、粘度-温度係数 β は式(21)により求めた。

4.2 特性応力 τ_0 従来 $\bar{\alpha}$ や τ_0 の運転条件による変化が報告されている^{(6)~(8)(12)}。それらによれば接触圧の増加や油温の上昇に伴い、 $\bar{\alpha}$ は小さく逆に τ_0 は大きくなるといったように、 $\bar{\alpha}$ と τ_0 はおのの逆向きの方向に働くために $\bar{\alpha}$ と τ_0 の積の運転条件による変化は小さいことが報告されている。そこで本研究においては、計算を簡単化するために $\bar{\alpha} \tau_0$ は流体に固有の値をとると仮定した。したがって τ_0 はバルク温度と接触圧によって変化する量として取扱う。

なお本稿では $\bar{\alpha} \tau_0$ の値はすでに発表されたもの⁽⁸⁾⁽⁹⁾を用いることとし、トラクションの実験結果からの $\bar{\alpha} \tau_0$ の導出法は次報に述べることにする。

4.3 熱伝導率 K_f 高压下の熱伝導率 K_f は、Winer らが提案した次式⁽¹³⁾により算出した。

$$K_f = K_{f0} (C_1 + C_2 P \times 10^{-9}) \dots \dots \dots (16)$$

式中、 K_{f0} は常圧下の熱伝導率であって、Cragoe の式⁽¹⁴⁾により求めた。定数 C_1 , C_2 は圧力 0.75 GPa 以上では、それぞれ 1.33 と 0.60 の値をとる。

5. 実 験

5.1 試験機・試験片 実験には図4に示す4ローラ式転がり摩擦試験機を用いた。本試験機は、所定の荷重と温度、周速、すべり率の下で、中心に置かれた1個の内ローラとその外側に 120° 間隔に配置された3個の外ローラとの3箇所の接触部に作用するトラクションを測定するもので、特徴は、内ローラ軸が支持軸受を介さずにトルク変換器に直結しているために、トラクションを正確に測定できることと、内・外ローラの回転速度を積極的に制御できることである。その他の原理については既報⁽¹⁵⁾に詳述したので省略する。

図3 トラクションの計算手順

また本研究では、高温実験を行うので、ローラ全体を昇温できるよう赤外線ランプを2台用意するとともに、供給油温を上昇させるために、油滴下用リサーバ外部にマントルヒータを設けた。そして給油口に設けた熱電対により滴下油温を、内ローラと3個の外ローラ表面に軽く接触させた熱電対により4個のローラ表面温度を測定した。

ローラ試験片はすべて SUJ2 の HV 760~800 に熱処理を施したもので、形状は外ローラが直径 40 mm、幅 10 mm、内ローラが直径 40 mm、幅 5 mm である。転がり面は円筒研削により $Ra0.05 \mu\text{m}$ に仕上げた。主な物性を表1に示す。

5.2 実験方法・実験条件 実験に当たっては、まず赤外線ローラ全体に照射・加熱しながら無負荷ですべてのローラを所定の速度まで加速した。そして、4個のローラ表面温度と滴下油温が所定の温度 $\pm 5^\circ\text{C}$ になることを確認した後、負荷を加え、両ローラの平均速度を一定に保ったまま、内ローラを減速、外ローラを増速してすべりを与え、すべり率の変化に対するトラクションの変化を連続的に測定・記録した。

実験条件を表2に示す。この条件下で計算した膜厚比は1.0~5.9の範囲にあり、すべての実験はほぼ完全な弾性流体潤滑下で行われたと考えられる⁽¹⁵⁾。

5.3 供試油 供試油には、ジ-2-エチルヘキシルフタレート (DOP) とジ-2-エチルヘキシルセバケート (DOS) の合成エステル2種を用いた。これらは従来し

表1 ローラの物性

Density ρ_m , kg/m ³	7770
Thermal conductivity K_m , Wm ⁻¹ °C ⁻¹	38.9
Specific heat C_m , Jkg ⁻¹ °C ⁻¹	485

図4 4ローラ式転がり摩擦試験機

ばしばトラクションの研究に用いられているもので、ASME から広い温度・圧力範囲にわたって粘度の実測値が報告されていることから⁽¹⁶⁾、本研究の目的に適していると考えて取り上げた。

供試油の性状を表3に示す。表3中の物性値の内粘性に関する定数は、ASME のレポートに記載のデータの中から、温度 25, 37.8, 98.9°C における粘度の実測値を用い、付録1に述べた方法により得た。

また DOP の G の値は、Hirst らが求めた 30°C におけるトラクションの実験によるデータ⁽⁸⁾の中から、本実験条件に最も近いものを選んだ。一方 DOS については、本実験条件の範囲では $\eta_N < 10^5 \text{ Pa}\cdot\text{s}$ にあり、粘性解のみを使うので G の値は表3には示していない。

同様に $\bar{\alpha}_0$ の値はすでに報告されている文献から引用した。すなわち DOP の $\bar{\alpha}_0$ は $\bar{P}=0.95\sim 1.64 \text{ GPa}$, $T_b=30, 90^\circ\text{C}$ において得られた値⁽⁹⁾の平均値をとった。このとき各条件下で示す $\bar{\alpha}_0$ は平均値 $\pm 6\%$ の範囲にある。一方 DOS の $\bar{\alpha}_0$ は、 $\bar{P}=0.6\sim 1.3 \text{ GPa}$, $T_b=30^\circ\text{C}$ の条件下で得られたもの⁽⁸⁾を用いた。

6. 実験結果と計算結果の比較

図5に各バルク温度における最大・最小接触圧下で得られた実験結果と、表1と表3に示したローラと流体の物性値を用い、3章に述べた方法に基づいて計算した結果を併せて示す。ここで実験結果のすべり率は、付録2に述べた方法に基づき、ローラ表面の転がり方向の弾性変位分を除いてある。

一方非等温解の計算は以下の手順にしたがって行っ

表2 実験条件

Load, kN	1.91, 2.50, 2.97, 3.68
Mean Hertzian Pressure, GPa	0.93, 1.06, 1.16, 1.29
Mean Rolling Speed, m/s	3.56
Bulk Temperature, °C	30, 60
Slide/roll ratio, %	0~12

表3 供試油の物性

	DOP	DOS
Density, kg/m ³ a30°C	977	903
kg/m ³ a60°C	955	887
Atmospheric viscosity, Pas a30°C	0.0443	0.0145
Pas a60°C	0.0124	0.0064
Viscosity-pressure GPa ⁻¹ a30°C	18.37	12.77
GPa ⁻¹ a60°C	14.69	10.64
Coefficient α , GPa ⁻¹ a30°C	0.567	0.458
a60°C	0.647	0.567
Ra	-1.294	-0.972
Rb	-0.051	-0.125
Rc		
Rd		
$\bar{\alpha}_0$	0.101	0.101
Shear Modulus, GPa	0.1	-

た。すなわちまず極めて小さなすべり率 $\Delta U_1/\bar{U}$ において、 $T=T_b$, $\eta_N=\eta_N$ として、式(21)により算出した β を使ってトラクション係数 μ と流体膜の平均温度上昇 θ_m を求める⁽⁴⁾。ついですべり率をわずかに増やした $\Delta U_2/\bar{U}$ において、 T_b に θ_m を加えたものを新たに流体膜の温度として式(6)により η_N を求め、さらにそれらを基に算出した β を使って μ と θ_m を求める。以下上記の操作を繰返し行い、等温解からのずれが始まるところから計算上の最大すべり率までを非等温解による計算結果とした。なお本稿においては、 $\Delta U_1/\bar{U}=0.1\%$ 、すべり率の増加分を 0.1% とした。

さて図 5(a)~(d)において、同一条件下では DOP のほうが DOS に比べて μ が高いことがわかる。これは前者のほうが後者に比べて $\bar{\alpha}$ が大きいためであって、従来報告したと同じ結果である⁽³⁾⁽⁶⁾⁽⁷⁾。またいずれの供試油についても、バルク温度の上昇および接触圧の低下に伴い、全体にトラクション係数が低下するとともに、すべり率の増加に伴うトラクション係数の立上りが緩やかになる傾向がみられる。図 5 に併せて示した計算結果のうち、図 5(a) の DOP における結果が粘弾性解によるもの、その他がアイリング粘性解

によるものである。図 5(d) の DOS の計算結果が実験結果に比べやや低い傾向を示すが、計算結果は全体として、上述の実験結果の傾向とよく一致していることがわかる。

7. 結 言

弾性流体潤滑状態にある転がり接触部に作用する 1 本のトラクション曲線を表すために、ニュートン粘度が $10^5 \text{ Pa}\cdot\text{s}$ を境として、それ以上の範囲で粘弾性解を、それ未満の範囲でアイリング粘性解を用いることを提案した。レオロジー特性値のうち有効粘度-圧力係数 $\bar{\alpha}$ は、Roelands の粘度-圧力-温度関係式により算出した。一方特性応力 τ_0 は、 $\bar{\alpha}$ と τ_0 の積が流体に固有の値をとるものとの仮定の下に、圧力と温度によって変化する量として取扱った。この方法により計算した結果は、4 円筒試験機による実験結果とよく一致することがわかった。

終わりに、本研究を実施するに当たり、貴重なお教示をいただいた東京大学工学部 小竹進教授に厚く謝意を表す。

(a) $\bar{P}=1.29 \text{ GPa}$, $T_b=30^\circ\text{C}$

(b) $\bar{P}=0.93 \text{ GPa}$, $T_b=30^\circ\text{C}$

(c) $\bar{P}=1.29 \text{ GPa}$, $T_b=60^\circ\text{C}$

(d) $\bar{P}=0.93 \text{ GPa}$, $T_b=60^\circ\text{C}$

図 5 実験結果と計算結果の比較

図 6 DOP の粘度-圧力-温度特性

〔付 録 1〕

Roelands の式は任意の圧力 P , 温度 T における粘度 η_N のデータを次式

$$P_r = \log\{(P + 2 \times 10^8)/(2 \times 10^8)\} \quad (17)$$

$$T_r = \log\{(T + 135)/135\} \quad (18)$$

$$\eta_r = \log(\log \eta_N + 4.2) \quad (19)$$

によりそれぞれ P_r , T_r , η_r のパラメータに変換し, それらの関係を次式で表現するものである。

$$\eta_r = R_a + R_b P_r + R_c T_r + R_d P_r T_r \quad (20)$$

式中 R_a , R_b , R_c , R_d は油によって決まる定数である。粘度-温度係数 β はこれらの定数を使うと次式で与えられる。

$$\beta = -[R_c + R_d \log\{(T + 135)/135\}] \times \ln(1.6 \times 10^4 \eta_N)/(135 + T) \quad (21)$$

図 6 に DOP の実測値と計算結果を併せて示す。

討 論

〔質問〕 大野信義〔佐賀大学理工学部〕

低粘性流体の EHL トラクションについて興味ある結果を提示されたことに敬意を表す。

Hirst らの実験結果をもとに, $\eta_N = 10^5 \text{ Pa}\cdot\text{s}$ を境として粘弾性解と粘性解を使い分けておられるが, Johnson (付 1) らは $10^4 \text{ Pa}\cdot\text{s}$ 程度で粘弾性挙動になることを示している。ここで使用された DOP の実験結果を Hirst らの手法で解析すると, どの程度の値になるのか, ご教示いただければ幸いです。

〔回答〕 本研究によって得られた実験結果からのニュートン粘度 η_N の算出は, Johnson らの方法⁽¹⁾に

〔付 録 2〕

実験で得られるトラクション曲線上の見掛けのすべり率 $\Delta U_{ap}/\bar{U}$ から, 流体膜のみに着目したすべり率 $\Delta U/\bar{U}$ は次の補正式によって得られる。

$$\Delta U/\bar{U} = \Delta U_{ap}/\bar{U}(1 - \bar{\tau}/\tau_a) \quad (22)$$

式中, τ_a は無潤滑下のせん断応力であって, 4 ローラ式転がり摩擦試験機による結果によれば次式で与えられる⁽⁵⁾。

$$\tau_a = \frac{\Delta U_{ap}}{2b\bar{U}}(0.0397\bar{P} - 3.5 \times 10^5) \quad (23)$$

文 献

- (1) Johnson, K. L. and Tevaarwerk, J. L., *Proc. R. Soc., London, Ser. A*, **356**-1685 (1977), 215.
- (2) Evans, C. R. and Johnson, K. L., *Proc. Inst. Mech. Eng.*, **200**-C5 (1986), 313.
- (3) Muraki, M., *Trib. Int.*, **20**-6 (1987), 347.
- (4) 村木・木村, 潤滑, **28**-10 (1983), 753.
- (5) 村木・木村, 潤滑, **29**-3 (1984), 216.
- (6) 村木・木村, 潤滑, **30**-1 (1985), 45.
- (7) 村木・木村, 潤滑, **30**-10 (1985), 767.
- (8) Hirst, W. and Moore, A. J., *Philos. Trans. R. Soc., London, Ser. A*, **298** (1980), 183.
- (9) Moore, A. J., *Proc. 7th Leeds-Lyon Symp. Tribol.*, (1981), 289.
- (10) Dowson, D., *Proc. Inst. Mech. Eng.*, **182**-Pt3A (1967-68), 151.
- (11) Hirst, W. and Moore, A. J., *Proc. R. Soc., London, Ser. A*, **365** (1979), 537.
- (12) Roelands, C. J. A., ほか 2 名, *Trans. ASME, Ser. D*, **85** (1963), 601.
- (13) Gecim, B. and Winer, W. O., *Trans. ASME, Ser. F*, **109** (1987), 566.
- (14) Cragoe, C. S., *Miscellaneous Publ.*, No. 97 (1933).
- (15) 村木・木村, 潤滑, **28**-1 (1983), 67.
- (16) *Pressure-Viscos. Rep.*, ASME, (1953).

よった。この方法は, 実験で求めたトラクション曲線の非線形等温領域に, 次式

$$\bar{\tau} = \bar{\alpha}\bar{\tau}_0\bar{P} + \bar{\tau}_0 \ln\{2\eta_N\Delta U/(\bar{\tau}_0h)\} \quad (i)$$

で示す等温アイリング粘性を当てはめて $\bar{\alpha}$ を求め, η_N を算出するものであって, この方法によれば個々の条件下の物性値が得られる。

一方 Hirst らの方法は, やはり式 (i) を使う点で Johnson らの方法と同じであるが, 得られる物性値が

(付 1) Johnson, K. L. and Cameron, R., *Proc. Inst. Mech. Eng.*, **182**, Pt1, No. 14 (1967-68), 307.

ある圧力範囲の平均値である点で異なっている。

両方法で求めた値には大きなずれはないが⁽¹¹⁾、本研究においては物性値を圧力の関数として取扱うことから前者の方法を用いた。なお実験結果へ式(i)を当てはめる際、0.7~1.5%のすべり率の範囲を対象とした。

結果は付表1に示すとおりである。上述の方法により求めた η_N はASMEの粘度-圧力関係を外挿して得られる値を良く一致している。また参考までにHirstら⁽¹¹⁾およびMoore⁽⁹⁾が報告している結果も併せて示した。

〔質問〕 矢田 恒二〔機械技術研究所〕

式(3)と式(9)のずれを解消するために、式(13)、(15)を導いたとあるが、ここで導入された条件は本来の前提条件からみて当然の帰結と考える。それを実験までして検証したことの意味は何か伺いたい。

〔回答〕 実験は、本稿で提案した近似解の妥当性

付表1 トラクション曲線から求めた η_N
($\bar{P}=1.06$ GPa, $T_b=30^\circ\text{C}$)

計 算 値		ASME		Hirst	Moore
η_N, Pas	$\bar{\alpha}, \text{GPa}^{-1}$	η_N, Pas	$\bar{\alpha}, \text{GPa}^{-1}$	$\bar{\alpha}, \text{GPa}^{-1}$	$\bar{\alpha}, \text{GPa}^{-1}$
1.25×10^5	13.99	1.21×10^5	13.97	15	14.0

* $\bar{P}=0.75\sim 1.75$ GPaの平均値

** $\bar{P}=0.96$ GPa

を検証するために行ったものである。その意味から、供試油にはこの種の研究では従来取り上げられることの多い、粘度-圧力係数 α の小さな2種の合成エステルを選んだ。またトラクションの計算に当たって、レオロジー特性値にはすでに発表されている数値を使っている。計算結果は図5に示すように実験結果と比較的良く一致しており、このことから近似解は実用上十分な精度を持つことが確認できた。

55巻518号, C編(1989-10) 正誤表

執筆者名	ページ	欄	行	誤	正
新宮 悉太	2561	左	26	$= (F_x, F_y, F_z, M_x, M_y, M_z)^T$	$= (F_x, F_y, F_z, M_x, M_y, M_z)^T$
	2564	左	下1, 2	N_{ij}	N_{ij}
	2568	左	下3	マトリックス C を	マトリックス C を