

文章编号: 1000-8055(2007)05-0838-05

新型航空润滑油油膜拖动力 计算研究

邓四二^{1,2}, 滕弘飞¹, 王燕霜², 杨伯原², 马付建²

(1. 大连理工大学 机械工程学院, 大连 116023; 2. 河南科技大学 机电工程学院, 洛阳 471003)

摘 要: 在自制的试验装置上测量了新型航空润滑油油膜拖动力; 给出了高剪切率弹流润滑下的 Eyring 特征应力、极限剪切应力、剪切弹性模量的新型航空油流变参数拟合计算式; 确定了该油本构方程; 建立了该油油膜拖动力计算式, 并进行了试验验证. 试验结果表明: 该油在试验条件下表现为粘弹性; 拖动力的理论计算值与试验测量值相当吻合. 给出的拖动力计算方法可用于指导润滑分析领域的工程计算.

关 键 词: 航空、航天推进系统; 润滑油; 本构方程; 流变参数; 拖动力

中图分类号: V233.4; TH117.2

文献标识码: A

Traction calculation of a new aviation lubricating oil

DENG Si'er^{1,2}, TENG Hong-fei¹, WANG Yan-shuang²,
YANG Bo-yuan², MA Fu-jian²

(1. School of Mechanical and Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116023, China;
2. School of Mechatronics Engineering, Henan University of Science and Technology, Luoyang 471003, China)

Abstract: The traction of a new aviation lubricating oil was measured on a self-made test rig. The calculating formulae of the rheological parameters of the oil such as Eyring characteristic stress, shear stress limit, and shear elastic modulus were given under the condition of the high shear rate in elastohydrodynamic lubrication. Then the constitutive equation of this oil was determined, and the calculating formulae of the oil traction was given and verified by test. The experimental results show that the behavior of new aviation lubricating oil behaves as the viscoelastic fluid, the calculated traction coefficients agree fairly well with the measured data. The method of the traction force calculation can be used to guide the lubrication analysis in engineering computation.

Key words: aerospace propulsion system; lubricating oil; constitutive equation; rheological parameters; traction

对于航空发动机主轴高速滚动轴承, 作用在滚动体上的弹流油膜拖动力使球或滚子发生加速、减速、打滑、偏斜等, 直接影响保持架的稳定性

和滚动轴承的寿命. 处于高压接触区的润滑剂拖动力理论计算一直以来都是滚动轴承动力学分析的一个难点, Dyson A 等^[1-2] 提出各种润滑油的流变模型来计算油膜拖动系数的大小, 但因流变模

收稿日期: 2006-05-08; 修订日期: 2006-10-16

基金项目: 国家“十五”重大科技攻关项目(MKPT-200F004)

作者简介: 邓四二(1963), 男, 江苏丹阳人, 大连理工大学机械学院博士生, 河南科技大学副教授, 主要从事滚动轴承设计及理论、摩擦学研究; 滕弘飞(1936), 男, 辽宁大连人, 大连理工大学教授, 博士生导师, 主要从事机械设计及理论研究.

型中的有关参数难以确定, 使这些流变模型很难实用; Barlow A. J. 等学者^[3,4]利用流变仪对静态下的润滑剂流变特性进行了研究, 得到了静态、低剪切率下润滑剂的流变参数, 但对于高压、高剪切率下的润滑剂流变参数的确定, 目前还无法用静态法的流变仪来确定. 有鉴于此, 本文利用润滑油油膜拖动特性试验装置, 对新型航空润滑油进行了多种速度、温度、载荷条件下的拖动特性试验, 根据试验数据, 对新型航空润滑油在高压、高剪切率下的流变参数进行了分析, 建立了新型航空润滑油的本构方程, 并给出相应的新型航空油油膜拖动力计算方法.

1 试验

新型航空润滑油拖动特性试验装置见图 1, 试验机的试件是钢制圆盘和钢制圆球, 试验机的结构和拖动力的测量方法可参考文献[5]. 拖动力试验是在给定压力 p 、滚动速度 $v = (v_1 + v_2)/2$ 和入口油温 T_0 的条件下, 测量不同滑滚比 $s = (v_1 - v_2)/v$ 时拖动力 F 的值, 得出拖动系数 μ ($\mu = F/p$) 随滑滚比 s 变化的试验曲线.

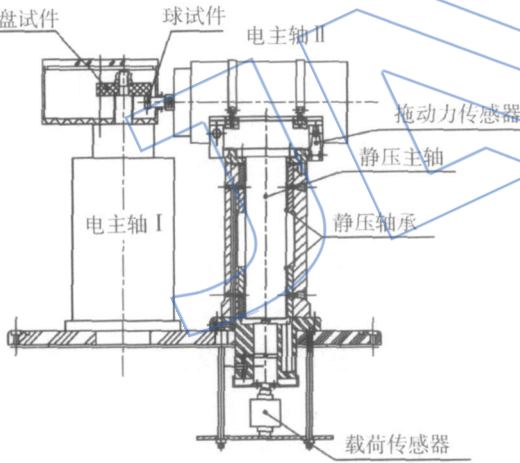


图 1 试验装置结构图
Fig. 1 Construction of the test rig

新型航空润滑油的主要特性参数: 室温 27 °C 时, 动力粘度为 $\eta_0 = 0.027 (\text{Pa} \cdot \text{s})$, 粘压系数为 $\alpha = 1.55 \times 10^{-8} (1/\text{Pa})$, 粘温系数为 $\beta = 0.029 (1/^\circ\text{C})$, 热传导系数 $K = 0.0966 (\text{J}/\text{m} \cdot \text{s} \cdot ^\circ\text{C})$.
工况参数: 滚动速度: 15, 25, 35, 45 m/s; 入口油温: 27, 60, 90, 125 °C; 最大赫兹压力: 0.8, 1.0, 1.1, 1.2, 1.35, 1.5 GPa.
试验中的滑滚比 范围为 0.0~0.2. 这样共可测得 96 条全膜弹流情况下拖动系数 μ 与滑滚比 s

变化的关系曲线. 图 2 给出了几条代表曲线.

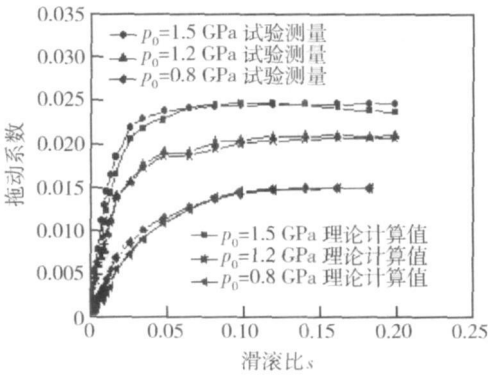


图 2 拖动系数的试验测量值与理论计算值之间的比较

Fig. 2 Comparison between experimental and calculating values of traction coefficient

2 新型航空润滑油本构方程的确定

当弹流润滑接触区的润滑油膜剪切应力高于流体动压的 1%~5% 时, 润滑油将显著呈现非牛顿特性, 在剪应变比较小的区域, 流体表现为线性粘性或弹性, 随剪应变率增加, 流体经历从粘弹到塑性特性的转变直到达到极限剪切强度^[6]. 目前能较好描述上述特性的本构模型为 Evans-Johnson 模型^[7], 该模型不仅考虑了 η, G_e, τ_0 的影响, 还考虑了极限剪切应力 τ_L 的影响. 在本文的润滑油拖动特性试验中, 油膜只在滚动方向发生剪切, 因此本文所采用的本构模型表达式为

$$\dot{\gamma} = (1/G_e)(d\tau/dt) + \tau_0 \sinh(\tau/\tau_0)/\eta \quad (\tau < \tau_L) \tag{1a}$$
$$\tau = \tau_L \quad (\tau \geq \tau_L) \tag{1b}$$

式中, $\dot{\gamma}, G_e, \eta, \tau_0$ 和 τ_L 分别为剪切应变率、剪切弹性模量、粘度、Eyring 特征应力和极限剪切应力.

当(1a)-(1b) 式中的流变参数 G_e, η, τ_0 和 τ_L 确定后, 剪应力 τ 值可通过求解联立方程(1a)、(1b) 求得.

3 新型航空润滑油流变参数的确定

3.1 Eyring 特征应力 τ_0 和粘度 η 的确定

计算表明, 本试验中润滑油的 $\dot{\gamma} < 23.06^{[8]}$, 根据 Ohno^[9] 对油膜特性的划分, 该润滑剂表现为粘弹性. 对于拖动曲线的非线性上升段, 可以忽略弹性效应, 此时油膜的剪切应力可表示为:

$$\tau = \tau_0 \sinh^{-1}(\eta \dot{\gamma} / \tau_0) \tag{2}$$

式中:

$$\text{油膜厚度 } h = 2.69 [\eta_0 v / (E^* R)]^{0.67} \cdot (\alpha E^*)^{0.53} [W / (E^* R^2)]^{-0.067} \cdot (1 - 0.61 e^{-0.73k}) R$$

这里: $k = 1.03 (R_x / R_y)^{0.64}$, R_x 、 R_y 分别为径向和轴向平面内的当量曲率半径, W 为载荷, E^* 为当量弹性模量, R 为当量半径.

在压力超过 0.1 GPa 的弹流工况条件下, 使用 Roelands 公式相对较精确, 所以本文采用 Roelands 粘度公式

$$\eta = \eta_0 e^{\alpha^* p} \quad (3)$$

$$\text{式中, } \alpha^* = (9.67 + \ln \eta_0) \{ (1 + 5.1 \times 10^{-9} p)^Z [(T - 138) / (T_0 - 138)]^{-S_0} - 1 \} / p$$

这里: α^* 为等效粘压系数, T 为油膜温度, T_0 为入口油温, S_0 和 Z 为 Roelands 常数.

假设压力分布近似为赫兹压力分布, 设接触圆的圆心坐标为 $(a, 0)$, 半径为 a . 由公式 (2) 和 (3) 可得

$$\tau = \tau_0 \sinh^{-1} (\eta_0 \eta e^{\alpha^* p_0} \sqrt{(x-a)^2/a^2 - y^2/a^2} / \tau_0) \quad (4)$$

剪应力分布近似赫兹分布被 Cann^[10] 的试验结果证实, 并且研究表明: 赫兹剪应力分布的假设在最大赫兹压力高于 0.8 GPa 的中、重载条件下是非常有效合理的^[11], 因此本文中假设剪应力分布为赫兹分布. 通过测量油膜拖动力, 剪应力可由下式求出

$$\tau_{\text{test}} = 3F \{ 1 - [(x-a)/a]^2 - (y/a)^2 \}^{1/2} (2\tau_0^2) \quad (5)$$

式中, F 为拖动力, $a = [3WR / (2E^*)]^{1/3}$ 为接触区的半宽. (4) 和 (5) 式中的剪应力取坐标 $x = a$, $y = 0$, 即可求出接触中心点的剪应力值. τ_0 可通过最小二乘法寻找下式的最小值来求得:

$$\|E_r\|_2 = [\sum (\tau_{\text{test}} - \tau)^2]^{1/2} \quad (6)$$

对式 (6) 进行计算时, 取拖动曲线非线性区比较明显的数值, 即取 $\eta_0 \eta e^{\alpha^* p} > \tau_0$ 的试验数据, 可求得不同压力、滚速和温度试验条件下的 96 组特征应力 τ_0 的值.

为了便于工程应用, 根据试验条件下 96 组特征应力 τ_0 值, 拟合出了如下公式

$$\tau_0 = 9.502 \times 10^{12} \bar{p}_0^{-1.491} \bar{v}^{0.0370} \bar{T}_0^{0.240} \quad (7)$$

式中, 无量纲最大赫兹压力参数 $\bar{p}_0 = p_0 / E^*$, 无量纲速度参数 $\bar{v} = \eta_0 v / E^* R$, 无量纲温度参数 $\bar{T}_0 = T_0 - \sqrt{k\beta\eta_0} / (E^* R)$. 上述公式的相关系数为 0.9978, 平均相对误差为 1.90%.

3.2 剪切弹性模量 G_e 和极限剪切应力 τ_L 的确定

弹性剪切模量的测量必须以润滑剂实现粘弹转变为前提. 在本文试验条件下, Deborah 数大于 1, 所以试验润滑油在剪应变率较小时, 表现为线性粘弹性, 该特性可用线性 Maxwell 公式来表示

$$\dot{\gamma} = (1/G_e)(d\tau/dt) + \tau/\eta \quad (8)$$

在拖动特性试验数据曲线中, 即使不能区分线性区的剪切是弹性还是粘弹性, 利用 (8) 式也可以从拖动曲线的线性部分导出系统的有效剪切弹性模量. 如果流体是以平行于滚动方向的稳定速度 v 流动, 则

$$dx/dt = v \quad (9)$$

由式 (8), 式 (9) 可得

$$\gamma = \int \dot{\gamma} dt = \int (1/G_e) d\tau + \int (\tau/\eta) dx \quad (10)$$

因此, 接触区内的平均剪应变可表示为

$$\bar{\gamma} = \tau/G_e + 8\tau_0/3\pi\eta \quad (11)$$

这里 a 为沿滚动方向的接触区半宽.

又因

$$\tau = \mu \hat{p} \quad (12)$$

$$\gamma = \int_0^{\dot{\gamma}} \dot{\gamma} dt = \int_0^{\dot{\gamma}} [(v_1 - v_2)/h] dt \quad (13)$$

$$\begin{aligned} \bar{\gamma} &= (1/A) \iint \dot{\gamma} dA = \\ &= (1/A) \iint \int_0^{\dot{\gamma}} [(v_1 - v_2)/h] dt dA = \\ &= 8a(v_1 - v_2)/(3\pi\eta v) \end{aligned} \quad (14)$$

式中: A 为接触圆面积, a 为接触圆半径.

将式 (12) 和式 (14) 代入式 (11) 可:

$$\hat{G}_e = 3\pi\hat{p}mh/[8a(1 - \hat{p}mh/v\hat{\eta})] \quad (15)$$

式中, $m = \mu/s$ 为拖动曲线线性区斜率.

在高压工况情况下, 当滑动速度增大到一定程度时, 润滑油的特性将变为塑性, 使得剪应力达到极限值, 此时拖动力也达到最大值 $F_{\max}$, 并且 $F_{\max}$ 只与润滑油平均极限剪应力值和接触面积有关, 即

$$F_{\max} = \tau_L^2 \tau_L \quad (16)$$

润滑油膜最大拖动系数为

$$\mu_{\max} = F_{\max}/W \quad (17)$$

由 (16), (17) 两式可得

$$\tau_L = \mu_{\max} W / \tau_L^2 \quad (18)$$

式中: $W = 2\pi p_0 a^2/3$ 为法向载荷, $\mu_{\max}$ 可由试验数据给出.

由 (15) 式和 (18) 式, 可求得给定的各种试验

条件下的接触区内平均剪切弹性模量 G_e 和平均极限剪切应力 τ_L 值. 为了便于工程应用, 由各种试验条件下的平均极限剪切应力 τ_L 和平均剪切弹性模量 G_e 值, 可以拟合出接触区内的剪切弹性模量 G_e 和极限剪切应力 τ_L 的值. 假设接触区内各点等效极限剪切应力 τ_L 和等效剪切弹性模量均相等, 则接触区内的剪切弹性模量 G_e 和极限剪切应力 τ_L 值可以表示为

$$\tau_L \approx \tau_L = 1.8565 \times 10^{-11} \bar{p}_0^{-2.1164} \bar{v}^{-0.26863} \bar{T}_0^{-2.0144} \quad (19)$$

$$G_e \approx G_e = 4.3313 \times 10^{-43} \bar{p}_0^{-2.5684} \bar{v}^{-0.04446} \bar{T}_0^{-5.5637} \quad (20)$$

(19) 和 (20) 式的相关系数分别为 0.9790 和 0.9820, 平均相对误差小于 4%.

4 新型航空润滑油油膜拖动力计算式

当高速滚动或者滚动伴有较大滑动时, 必须考虑润滑中的热效应和温度场的影响. 高压下弹流压力分布近似于 Hertz 分布; 接触区的油膜厚度, 可用 Hamrock-Dowson 经验公式来计算, 该公式在弹流较宽的范围内被证明可产生精确的结果.

(1) 压力分布为赫兹压力分布

$$p(x, y) = p_0 [1 - (x - a)^2/a^2 - y^2/a^2]^{1/2} \quad (21)$$

因为油膜厚度很薄, 所以沿油膜厚度方向即 z 方向的压力变化忽略不计, 认为沿膜厚方向各点的压力相等.

(2) 假设接触区内的油膜厚度是均匀的, 可用 Hamrock-Dowson 中心油膜厚度公式来计算. 同时, 在高速滚动或滚动中伴有滑动时, 必须考虑润滑中的热效应和温度场的影响. 所以, 本文采用的油膜厚度的计算公式如下:

$$h = 2.69R \varphi_r [\eta_0 u / (E^* R)]^{0.67} (aE^*)^{0.53} [W / (E^* R^2)]^{-0.067} (1 - 0.61e^{-0.73k}) \quad (22)$$

式中, 热载荷参数 $L = \eta_0 U^2 \beta / K$. k 为椭圆率参数, 热修正因子 $\varphi_r = [1 - 1.32(p_0/E^0)L^{0.42}]/[1 + 0.213(1 + 2.23S^{0.83})L^{0.64}]$.

(3) 粘压温方程:

$$\eta = \eta_0 e^{(9.67 + \ln \eta_0)/(-1 + (1 + 5 \times 10^{-9} p)^2 [(T - 138)/(T_0 - 138)]^{-5.0})} \quad (23)$$

(4) 润滑膜厚度远小于润滑表面的长、宽尺寸, 可忽略油膜内长度(x)方向及宽度(y)方向的

热传导; 除了 u 和 v 对 z 的速度梯度外, 忽略其它速度梯度; 润滑剂的热传导率是常数.

(5) 接触区温升的能量方程为

$$\rho u \partial T / \partial x - K \partial^2 T / \partial Z^2 = \tau_L \dot{\gamma} \quad (24)$$

上述能量方程以固体表面的温升作为边界条件:

$$T_1(x, 0) = [1 / (\pi \rho_1 c_1 K_1 u_1)]^{1/2} \cdot$$

$$\int_{x_1}^x K (\partial T / \partial z |_{z=0}) (x - s)^{-1/2} ds + T_0 \quad (25a)$$

$$T_2(x, h) = [1 / (\pi \rho_2 c_2 K_2 u_2)]^{1/2} \cdot$$

$$\int_{x_1}^x K (\partial T / \partial z |_{z=0}) (x - s)^{-1/2} ds + T_0 \quad (25b)$$

其中, T_0 为入口油温; K_1, K_2 为两接触固体的热传导系数; ρ_1, ρ_2 为两接触固体的密度; c_1, c_2 为两接触固体的比热容.

(6) 润滑剂本构方程采用公式 (1a) - (1b) 式.

(7) 各方程的边界条件和网格划分

假设油膜接触区的压力分布为赫兹分布, 接触区为圆形, 其无量纲圆心坐标为 (1, 0), 半径为

1. 令 $X = x/a, Y = y/a, Z = z/h$

压力的边界条件如下:

在入口区 $X = 1/\sqrt{1 - Y^2}$ 处, $p = 0$;

在出口区 $X = 1 + \sqrt{1 - Y^2}$ 处, $p = dp/dx = 0$;

温度和速度的边界条件:

在 $Z = 0$ 处, $v = v_1, T = T(x, y, 0)$;

在 $Z = h$ 处, $v = v_2, T = T(x, y, h)$;

在入口区, $T = T_0$

在 X, Y, Z 三个方向上采用等距划分, 三个方向均划分为 100 等分.

对于球盘接触来说, 接触区为圆形, 在接触圆内对剪应力积分即可得到拖动力的大小.

$$F = \int_{-a}^a \left(\int_{-\sqrt{a^2 - y^2}}^{\sqrt{a^2 - y^2}} \tau dx \right) dy \quad (26)$$

联立求解方程 (1) 和方程 (21) - (26), 便可计算出新型航空油的油膜拖动力大小.

5 理论计算与实验结果对比分析

采用图 1 所示的试验装置, 进行了新型航空油油膜拖动系数的试验测试, 油膜拖动系数等于拖动力与法向载荷之比. 图 2 给出了滚动速度 $v = 25 \text{ m/s}$, 入口油温为 90°C , 最大赫兹压力分别为 0.8, 1.2, 1.5 GPa 的新型航空油油膜拖动系数的试验测试值和理论计算值. 由图 2 可知, 理论计算值与试验测试值相对误差小于 10%. 本文所建立的新型航空油的油膜拖动力计算公式适用于航空

滚动轴承动力学分析要求.

6 结 论

(1) 在新型航空润滑油油膜拖动力试验数据分析基础上,给出了高剪切率弹流润滑下 Eyring 应力、极限剪切应力、剪切弹性模量的求解方法及拟合公式,并建立了该油本构方程.试验结果表明:本文所建的新型航空油本构方程式正确合理.

(2) 在本文试验中,新型航空润滑油表现为粘弹性特性,在小滑滚比范围内,新型航空油油膜拖动系数 μ 随滑滚比 s 增加近似线性增加;当滑滚比 s 达到一定值后,随着滑滚比 s 的增加,拖动系数 μ 的增加变缓,两者之间呈现非线性关系,此时,航空润滑油表现出明显的非牛顿流体特性.

(3) 本文在油膜拖动力试验数据分析基础上,给出了新型航空润滑油油膜拖动力计算式,经试验验证,拖动力的理论计算值与试验测量值之间误差较小,曲线形状一致,本文所建的拖动力计算式可行,可供航空滚动轴承动力学分析使用.

参考文献:

- [1] Dyson A. Flow properties of mineral oils in elastohydrodynamic lubrication[R]. Phil Trans Roy Soc London, 1965, A258: 529-533
- [2] Lee R T, Hamrock B T. A non newtonian fluid model for elastohydrodynamic lubrication of rectangular contacts [R]. Proc of the 5th International Congress on Tribology, 1989
- [3] 王晓力, 桂长林, 朱廷斌, 等. 国产润滑脂流变参数的确定与研究[J]. 摩擦学学报, 1997, 17(3): 232-235
WANG Xiaoli, GUI Changlin, ZHU Tingbin, et al. Study on rheological parameters of domestic lubricating grease [J]. Tribology, 1997, 17(3): 232-235
- [4] Bair S, Qureshi F. Accurate measurements of pressure viscosity behavior in lubricants [J]. Tribology Transaction, 2002, 45(3): 390-396
- [5] 杨伯原, 苏冰, 邓四二, 等. 高速润滑脂 7007 和 7018 拖动特性的研究[J]. 中国机械工程, 2002, 13(20): 1786-1796
YANG Boyuan, SU Bing, DENG Sier, et al. Study on elastohydrodynamic traction characteristics of No. 7007 and No. 7018 high speed lubricating grease[J]. China Mechanical Engineering, 2002, 13(20): 1786-1796
- [6] Kim H J, Ehret P, Dowson D, et al. Thermal elastohydrodynamic analysis of circular contacts Part II: Non newtonian model [J]. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers. Part J, Journal of Engineering Tribology, 2001, 215: 353-362
- [7] Evans C R, Johnson K L. The rheology properties of elastohydrodynamic lubricants [J]. Proc. Instn Mech. Engrs, Part C, 1986, 200(c5): 303-312
- [8] 王燕霜, 杨伯原, 王黎钦. HKD-1 型航空润滑油特征剪切应力及有效粘压系数的确定研究[J]. 摩擦学学报, 2006, 26(1): 68-76
WANG Yanshuang, YANG Boyuan, WANG Liqin. Determination of erying shear stress and pressure viscosity coefficient for HKD-1 aviation lubricating oil [J]. Tribology, 2006, 26(1): 68-76.
- [9] Ohno N, Kuwano N, Bulk H F. Modulus of solidified oil at high pressure as predominant factor affecting life of thrust ball bearings [J]. Tribology Transactions, 1995, 38: 285-292
- [10] Cann P M, Spikes H A. Determination of the shear stress of the lubricants in elastohydrodynamic contacts [J]. STLE, 1989, 32(3): 414-442
- [11] Fang N. Modeling and experimentation of the rheological behaviour of liquid lubricants in elastohydrodynamic lubrication [D]. PhD thesis, department of mechanical engineering, The Pennsylvania state university, 1999