

一种随机表面间接接触热阻的计算方法

南京航空航天大学 顾慰兰*

【摘要】 介绍了一种随机表面间接接触热阻的计算方法,即将接触点简化为圆盘接触模型计算单点接触热阻,用计数函数的方法确定接触点的分布函数,最终得到接触热阻随接触表面所受挤压应力变化的半经验公式,本文还依据实验数据拟合得出一种实验条件下的半经验公式,并对此实验拟合曲线的分散度做了分析。

主题词: 接触热阻 计算方法 挤压应力
分类号: TK123

1 计算方法

1.1 单点接触热阻计算

热流通过接触界面时,热流线收缩只通过这些离散的接触点,整个平面的热流可看作是由许多相互平行的通过接触点的小热流通道并联而成。对于这些小热流通道作以下假设:(1) 小热流通道相互之间没有热交换;(2) 所有小热流通道处于相同的界面温差之下;(3) 真空条件下,两界面间实际热阻为所有小热流通道热阻并联的结果。如果把一对接触点之间的接触简化为如图 1 所示的圆盘模型,可得出通过此通道的热流

$$Q_i = (4a_i \lambda \Delta T) / u(a/b) \quad (1)$$

式中 Q_i 为通过 i 通道热流, ΔT 为两界面温差, a_i 为 i 通道接触点半径, b 为热流通道半径。 $1/\lambda = 1/\lambda_1 + 1/\lambda_2$, λ_1, λ_2 分别为试件 I 和试件 II 的材料导热系数。 $u(a/b) \approx (1 - a/b)^{1.5}$, 一般说来,接触点半径 a_i 与热流通道半径 b 的比值 a_i/b 很小,可以近似取 $u(a/b) \approx 1$, 这样 (1) 式可以进一步简化为 $Q_i = 4a_i \lambda \Delta T$ 。因此 i 通道单点接触热阻可以表示为 $R_i = 1/4a_i \lambda$ 。

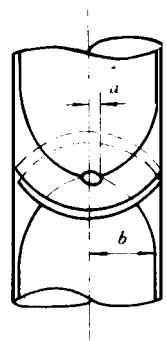


图 1 圆盘接触模型

1.2 随机表面接触点分布函数

以一平面与试件加工表面垂直相交,即可得此加工表面的表面轮廓线。若此加工表面为随机表面,所得表面轮廓线可用随机函数 $y(x)$ 表达,如图 2a 所示。图 2c 所示为接触表面某一区域 A_a , 内有 K 个离散分布的接触点: $A_{k1}, A_{k2}, \dots, A_{kk}$, 所有接触点面积之和即为实际接触面积 $A_k, A_k = A_{k1} + A_{k2} + \dots + A_{kk}$ 。设这些接触点分布在轮廓的同一高度 $y = Y$ 上。

一直线穿过 A_a 与 s 个接触点相交: $A_{kp}, A_{kq}, \dots, A_{kr}$, 直线与 A_a 相交即得取样长度 L , 与 s 个接触点相交截得 s 个线段长度 $L_{ap}, L_{aq}, \dots, L_{ar}$ 。若以 $\sum L_a$ 表示这 s 个线段之和即 $\sum L_a =$

$L_{ap} + L_{aq} + \dots + L_{ar} = \sum_{i=1}^s L_{ai}$ 。 $\sum L_a$ 轮廓支承长度为可测参数。对所有这样的直线, 有下式成立

$$\sum L_a / L = A_k / A_a \quad (2)$$

此处 $\sum L_a / L$ 为无量纲。若将每个接触点近似看做以 a_i 为半径的圆(此处 a_i 可以和 $(1/2)L_{aj}$ 相同或不同), 单位取样长度上接触点数目 s/L 可表示为

$$s/L = [2(a^1 + a^2 + \dots + a^k)]/A_a = 2 \sum_{i=1}^k a_i / A_a \quad (3)$$

以上略去(2)、(3)式证明(见文献[1])。

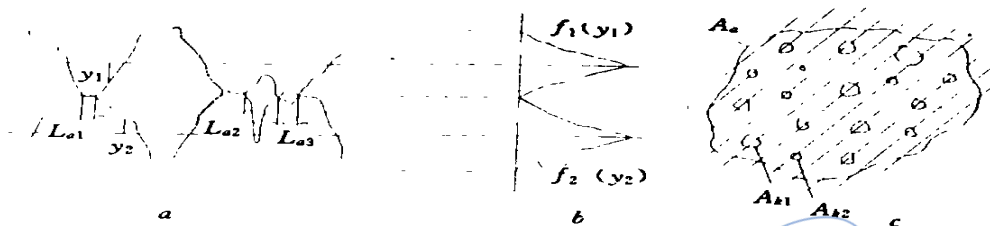


图2 随机表面

对于这样的随机轮廓, 其微观不平度高度分布函数 $f(y)$ 为一概率密度函数, 它的图形曲线如图 2b 所示。高度分布与轮廓均方根偏差 σ 之间呈正态分布关系, 数学表达式为

$$f(y) = [\exp(-y^2/2\sigma^2)]/\sigma \quad (4)$$

式中轮廓均方根偏差 σ 定义为

$$\sigma^2 = \frac{1}{L} \int y^2(x) dx = \int y^2(x) f(y) dy \quad (5)$$

这里沿用了变量替换关系式 $f(y) dy = dx/L$ 。如 $f_1(y_1)$ 表示试件 I 表面高度分布函数, $f_2(y_2)$ 表示试件 II 表面高度分布函数, 则下式成立

$$\frac{\sum L_a}{L} = \int_1 \int_2 f_1(y_1) f_2(y_2) dy_1 dy_2 \quad (6)$$

下面采用 Middelton^[2] 提出的方法计算在给定区间 $x_1 < x < x_2$ 内, 被某一高度 $y = Y$ 所截取的轮廓峰数目, 为此设函数 $v(s)$ 具有以下形式:

$$v(s) = 1 \quad s > 0 \quad v(s) = 0 \quad s < 0 \quad (7)$$

函数 $v(y(x) - Y)$ 的图形如图 3b 所示。此函数对 x 求一次导数可得计次函数如下:

$$\frac{d}{dx} v(y(x) - Y) = \frac{dy}{dx} \delta(y - Y) \quad (8)$$

计次函数的图形如图 3c 所示。式中 dy/dx 为轮廓瞬时斜率, $\delta(y - Y)$ 是这样一个函数:

$$\text{当 } y \neq Y \text{ 时, } \delta(y - Y) = 0; \quad \text{当 } y = Y \text{ 时, } \int_{-\infty}^{\infty} \delta(y - Y) dy = 1 \quad (9)$$

只要区间 $x_1 < x < x_2$ 足够小, 可使 $y = Y$ 在此区间内只截取一次轮廓峰, 即

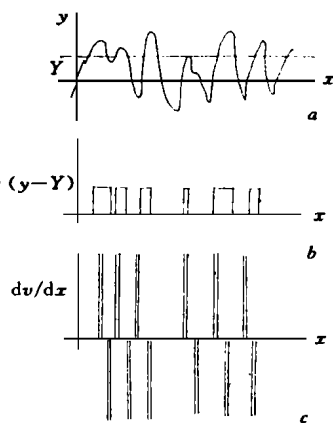


图3 计数函数图形

$$\int_1^2 |dy/dx| \delta(y - Y) dx = 1$$

则单位取样长度上轮廓峰数目(同时假设所截取的轮廓峰数目即为接触点数目)为:

$$\frac{s}{L} = \frac{1}{2L} \int_1^2 |dy/dx| \delta(y - Y) dx$$

设瞬时斜率 dy/dx 沿 x 方向不变, 记为平均斜率 $|\overline{\tan\theta}|$ 则上式可写为

$$\frac{s}{L} = |\overline{\tan\theta}| \frac{1}{2L} \int_1^2 \delta(y - Y) dx$$

将式(5)代入上式, 得 $\frac{s}{L} = |\overline{\tan\theta}| \frac{1}{2} \int_{-\infty}^{\infty} f(y) \delta(y - Y) dy$

由式(9)得 $\int_{-\infty}^{\infty} f(y) \delta(y - Y) dy = f(Y)$ 代入上式得单位取样长度上接触点数目即分布函数 $g(y)$

$$g(y) = \frac{s}{L} = \frac{1}{2} f(y) |\overline{\tan\theta}| \quad (10)$$

1.3 计算表面接触热阻的经验公式

根据圆盘接触模型公式, 单位接触面积的热流密度 $Q/A_a = \sum_{i=1}^k Q_i/A_a = 4\lambda\Delta T \sum_{i=1}^k a_i/A_a$ 。单位

接触面积的接触热阻为 $\frac{1}{R} = \frac{Q/A_a}{\Delta T} = 4\lambda \sum_{i=1}^k a_i/A_a$ 。将式(3)代入得

$$s/L = (1/R)(1/2\lambda) \quad (11)$$

将式(4)代入式(10)再联合式(6)可得 $\frac{s}{L} \cdot \frac{2\sigma}{|\overline{\tan\theta}|} = \frac{\exp(-y^2/2\sigma^2)}{2\pi} = \mu \left(\frac{\sum L_a}{L} \right)$, 再将式(2)代入

$$\frac{s}{L} \cdot \frac{2\sigma}{|\overline{\tan\theta}|} = \mu \left(\frac{A_k}{A_a} \right) \quad (12)$$

根据力学中原理实际接触面积 A_k 与名义接触面积 A_a 之比等于接触面挤压应力 P 与材料硬度 H 之比, 即 $A_k/A_a = P/H$ 代入(12)式得 $(s/L)(2\sigma/|\overline{\tan\theta}|) = \mu(P/H)$ 。再将式(11)代入此式可得计算接触热阻的关系式

$$\frac{1}{R} \frac{\sigma}{\lambda} \frac{1}{|\overline{\tan\theta}|} = \mu \left(\frac{P}{H} \right) \quad (13)$$

式中 $\sigma^2 = \sigma_1^2 + \sigma_2^2$, σ_1 和 σ_2 为试件 I 和试件 II 表面轮廓均方根偏差。 $|\overline{\tan\theta}|^2 = |\overline{\tan\theta_1}|^2 + |\overline{\tan\theta_2}|^2$, $\overline{\tan\theta_1}$ 和 $\overline{\tan\theta_2}$ 分别为试件 I 和试件 II 表面轮廓平均斜率。若进一步假设 $|\overline{\tan\theta}| = 1$ 则式(13)可简化为 $(1/R)(\sigma/\lambda) = \mu(P/H)$ 。

大量实验结果表明: 表面接触热阻和表面挤压应力呈负幂指数关系, 则计算随机表面接触热阻的半经验公式(式中 m, n 为待定系数)为

$$(1/R)(\sigma/\lambda) = m(P/H)^n \quad (14)$$

2 实验拟合曲线分析

对确定随机表面接触热阻的半经验公式(14)两边取对数可得

$$\ln(\sigma/R\lambda) = \ln m + n \ln(P/H) \quad (15)$$

显然若以 $\ln(P/H)$ 为横坐标, 以 $\ln(\sigma/R\lambda)$ 为纵坐标, 式(15)即给出一直线方程, $\ln m$ 为此直线在 y 轴的截距, n 为直线斜率。在 $0^\circ\text{C} \sim 250^\circ\text{C}$ 的范围内, 对 45 号钢、铝、DZ22 等材料进行多次

试验, 拟合出计算接触热阻的半经验公式为

$$(\sigma/R\lambda) = 105.6(P/H)^{0.618}$$

(16)

表 1 列举不同材料的实验值与式(16) 的计算值对照。图 4 与图 5 反映了不同材料的实验拟合曲线的分散度。

表 1 接触热阻实验数据与计算值对照

材料及 R_a 值(μm)		压力 $\cdot 10^{-6}$ (Pa)	实验值($\text{m}^2 \cdot \text{k/W}$)	计算值($\text{m}^2 \cdot \text{k/W}$)
铝	$R_a = 0.325$	84.88	0.224×10^{-4}	0.25×10^{-4}
Dz22	$R_a = 0.41$	271.6	2.417×10^{-3}	2.51×10^{-3}
45 号钢	$R_a = 0.988$	113.2	1.327×10^{-3}	1.146×10^{-3}

图 4 试验件材料为 45 号钢, 试验件接触表面平均粗糙度 $R_a=1.413/\mu\text{m}$, 曲线 45-45 为实验所得, 曲线 JS 为式(16) 计算所得。图 5 试验件材料为铝, 试验接触表面平均粗糙度 $R_a=0.325/\mu\text{m}$, 曲线 A1-A1 为实验所得, 曲线 JS 为式(16) 计算所得。

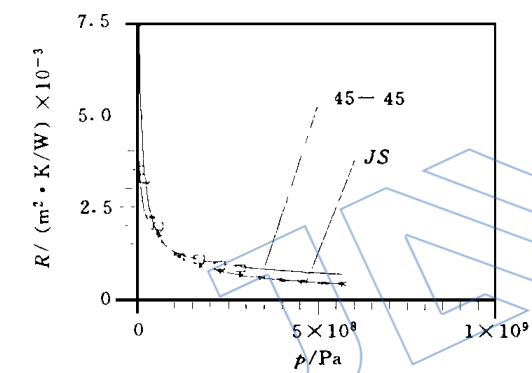


图 4 材料 45 号钢 $R_a=0.413(\mu\text{m})$

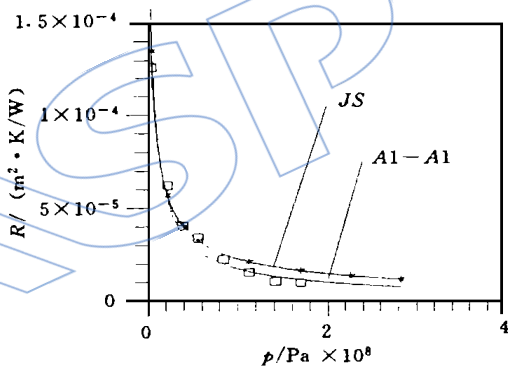


图 5 材料铝 $R_a=0.325(\mu\text{m})$

从图中可清楚地看出, 当压力从小渐渐增大时, 计算值与实验值并非自始至终都吻合得很好, 只是在一定压力范围内两者才能得到较好的吻合, 如图 4 中 45 号钢 $R_a=1.413/\mu\text{m}$, 这一压力范围约为 113.2×10^6 (Pa) $\sim 282.8 \times 10^6$ (Pa)。图 5 中铝 $R_a=0.325/\mu\text{m}$, 这一压力范围约为 39.61×10^6 (Pa) $\sim 169.8 \times 10^6$ (Pa)。

参 考 文 献

1 Cooper M G, Mikic B B, Yovanovich M M. Thermal Contact Conductance, Int. J. Heat Mass Transfer Vol. 12, 1969

2 Middleton D. An Introduction to Statistical Communication Theory. Graw-Hill. M C, New York, 1960

(责任编辑 杨再荣)

flowed through five holes on the plate into the chordwise wedged passage with three pin– fin rows and exhausted to the atmosphere. The experimental results of the pressure distribution, the flow resistance under heating and without heating, and the distribution of the local heat transfer coefficient in the cooling passages of a gas turbine blade are presented. Therefrom an empiric formula is obtained.

Key words Blades Cooling Flow resistance Thermal– convection coefficient

AN INVESTIGATION ON LOCAL HEAT TRANSFER PERFORMANCE FOR RIM HEATED ROTATING DISK WITH CENTRAL AIR INFLOW

Xu Guoqiang, Ding Shuiting, Qiu Xuguang, Cao yuzhang
(4th Dept. Beijing University of Aeronautics and Astronautics 100083)

ABSTRACT An actual Gas– Turbine disk was simplified to a rim heated rotating disk with central air inflow. The effects of rotational Reynolds number, Re , Mass flow coefficient C_w , gap ratio G and shrouded clearance ratio G_s upon local heat transfer were experimentally studied. The disk diameter was 360mm and the maximum rotational speed was 3600 r/min. It was found that the distribution of the local heat flux on the disk surface was U – Shaped. The heat transfer could be enhanced by increasing mass flow coefficient and rotational Reynolds number. The effects of gap ratio and shrouded clearance ratio were small.

Key words Discs Cooling Convective heat transfer

A METHOD FOR CALCULATION OF CONTACT HEAT RESISTANCE BETWEEN TWO CONTACTING SURFACES

Gu Weilan

(2nd Dept. Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, Nanjing 210016)

ABSTRACT A method is provided for calculation of contact heat resistance between two contacting surfaces. The contact heat conductance was derived for a single contact spot of a simplified disk contact model. The distribution function of contact spots can be solved by using the method of counting functionals. As a result, an empiric formula of the contact heat resistance with the fluctuations of extruding stress is derived.

Key words Thermal contact resistance Bearing stress Computational methods

A PSEUDOTHERMAL-LOAD ANALYTICAL METHOD FOR CONTROLLING CRACK GROWTH IN AN INTELLIGENT COMPOSITE COMPONENT

Du Yanliang and Nie Jingxu

(4th Dept. Beijing University of Aeronautics and Astronautics, Beijing 100083)

ABSTRACT A new method to analyze the stress fields of the intelligent composite components, namely the pseudothermal-load method, is proposed for active control of crack growth according to their structural characteristics. This method has been applied to computing and analyzing several intelligent composite components. The results are in good agreement with experimental data. So this is the theoretical basis for research and application of the intelligent composite material with the aim of the crack growth active control.