DOI: 10.3901/JME.2020.04.151

基于旋转热流法和均布热流法的环块摩擦 温度场仿真分析*

张金煜 虞大联 刘韶庆 田爱琴

(中车青岛四方机车车辆股份有限公司国家高速动车组总成工程技术研究中心 青岛 266111)

摘要: 针对目前摩擦热流加载方式对环块摩擦中圆环温度场影响规律的研究不全面的问题, 深入分析旋转热流法和均布热流法这两种摩擦热流加载方式计算得到的圆环温度场之间的差异及内在联系。计算结果表明, 环块摩擦中圆环的最高温度出现在环块摩擦面的中心线上(称为 A_0 点), 旋转热流法与均布热流法计算得到的 A_0 点的温度值及其变化特性存在明显差异。在 A_0 点下方, 随着距离圆环摩擦面深度的增加, 这种差异迅速减小, 在 2 mm 处可近似认为相同。同时, 随着环块摩擦时间的增加, A_0 点的温度不断增加, 但旋转热流法计算得到的 A_0 点的温度波动以及两种热流加载方式计算得到的 A_0 点的温度差异迅速趋于稳定, 据此提出一种圆环最高温度值的快速算法。此外, 系统考察不同环块摩擦工况(圆环转动角速度、环块压力、圆环材料以及环块接触弧面圆心角)对圆环温度场的影响, 揭示了 A_0 点的温度波动在不同环块摩擦工况下的变化规律。研究成果为环块摩擦条件下圆环温度场计算中摩擦热流加载方式的选择提供了理论依据。

关键词: 环块摩擦; 温度场; 旋转热流法; 均布热流法

中图分类号: U270

Simulation of Temperature Field of Ring-block Friction Based on Rotating Heat Flux Method and Uniformly Distributed Heat Flux Method

ZHANG Jinyu YU Dalian LIU Shaoqing TIAN Aiqin

(National Research Center of High-speed EMU Assembly Engineering Technology,
CRRC Qingdao Sifang Co., Ltd., Qingdao 266111)

Abstract: Aiming at the insufficient research of the influence of the frictional heat flux loading method on the temperature field of the ring under the ring-block friction condition, the difference and intrinsic connection of the temperature field of the ring calculated by the two frictional heat flux loading methods (rotating heat flux method and uniformly distributed heat flux method) is investigated. The calculation results show that the highest temperature point (called A_0 point) of the ring under the ring-block friction condition appears at the center line of the ring-block friction surface, and the calculated temperature and its change characteristics of the A_0 point based on the two heat flux loading methods are quite different. Below point A_0 , with the increase of the distance below the ring-block friction surface, the differences between the temperature and its change characteristics calculated by the two frictional heat flux loading methods decrease rapidly, and for the point of 2 mm below the ring-block friction surface, the differences can be approximately ignored. At the same time, with the increase of the ring-block friction time, the temperature of point A_0 increases continuously, but the temperature fluctuation of point A_0 calculated by the rotating heat source method and the temperature difference of point A_0 calculated by the two frictional heat flux loading methods tend to be stable rapidly. Based on this, a fast algorithm for calculating the maximum temperature value of the ring is proposed. In addition, the influence of different ring-block friction conditions (rotational angular velocity of the ring, ring-block pressure, ring material and central angle of the arc surface of the ring-block contact) on the ring temperature field is systematically investigated, and the variation law of the temperature fluctuation of point A_0 under different ring-block friction conditions is revealed. A theoretical basis is provided for the selection of the frictional heat flux loading method in the calculation of the ring temperature field under the ring-block friction condition.

Key words: ring-block friction; temperature field; rotating heat source method; uniformly distributed heat source method

* 国家重点研发计划资助项目(2016YFB1200602)。20190225 收到初稿,
20190730 收到修改稿

0 前言

环块摩擦是指将一个摩擦块以一定的压力压靠在一个转动圆环的外圆面上发生滑动摩擦的过程。环块摩擦试验常用来评价各种金属材料和非金属材料的摩擦磨损性能^[1]。实际上,磨削过程中的砂轮^[2-5]、外圆^[6-7]、内圆^[8]和凸轮^[9]磨削中的旋转工件、双滚子滑滚试验中的滚子^[10-11]以及轮轨滚动接触中的车轮^[12-13]等都可以看成环块摩擦中的圆环。环块摩擦过程中产生的能量大部分为摩擦热能,而热能的大部分传入圆环和摩擦块中,很少一部分以对流换热和热辐射等形式耗散在空气中。温度对摩擦副材料的摩擦磨损性能有显著影响,因此,环块摩擦过程中摩擦副的温度场分析是一项非常重要的研究内容。

环块摩擦过程中的摩擦热流在圆环上的加载方式对圆环温度场计算结果的准确性有显著影响(环块摩擦中的摩擦块静止不动,其热边界条件明确,温度场计算相对简单,因此在本研究中不作讨论),目前有旋转热流法和均布热流法两种热流加载方式^[14]。对于旋转热流法而言,在温度场分析时需要将连续的摩擦时间离散为间隔很小的许多时间点,并在各个时间点上的环块接触位置施加摩擦热流。崔同洋等^[15]采用热力耦合分析方法考察了油气润滑条件下环块摩擦副的温度场和应力场。ZHOU 等^[8]建立了圆环内孔磨削的热传导有限元模型,计算了圆环在磨削过程中的温度场和热变形。应寅琮等^[10]针对双滚子高速滑滚摩擦副,建立了滑滚表面接触的温度分析模型,获得了摩擦副的表面温升及其变化规律。

由于旋转热流法需要准确描述摩擦热流在圆环外圆面上的转动过程,因此要求时间步长很小同时外圆面网格很细密,这会显著增加计算量。均布热流法是将某一时刻圆环摩擦接触区上输入的热流沿环块的整个周向摩擦圆环均布,此时圆环外圆面上的热流呈轴对称分布,因此可以增加时间步长,加粗外圆面网格,从而显著减少计算量。CHEN 等^[2,5]基于计算流体动力学软件建立了热管砂轮磨削过程的二维热传导模型,并假设磨削热沿砂轮外圆面均布,考察了不同磨削条件下砂轮的换热特性及磨削区的温度特性。

均布热流法虽然具有计算量小的优点,但对于旋转热流法而言,其摩擦热流的加载方式与实际情况差别较大,因此有必要对均布热流法的准确性及其与旋转热流法的差异性进行分析。

ADAMOWICZ 等^[16]针对盘块摩擦副(制动盘-摩擦块),考察了制动盘以 88.46 rad/s 的恒速持续转动 3.96 s 的过程中,基于旋转热流法和均布热流法计算得到的制动盘不同位置上各节点的温度变化曲线,但作者没有考察不同制动盘转速及盘块压力等工况的影响。张金煜等^[14,17]分别针对列车车轮-闸瓦摩擦副以及盘块摩擦副,考察了不同制动工况条件下,基于旋转热流法和均布热流法计算得到的车轮及制动盘温度场的差异。然而,在制动条件下,车轮或者制动盘的转速会随着制动的进行不断减小,这与本研究针对的环块摩擦工况(圆环恒速旋转)差异显著。为此,本研究以高速磁浮列车的转鼓-滑撬(环-块)摩擦试验台为研究对象,深入分析环块摩擦中旋转热流法和均布热流法计算得到的圆环温度场之间的差异及内在联系,并系统考察不同环块摩擦工况(不同圆环转动角速度、环块压力、圆环材料以及环块接触弧面圆心角)对圆环温度场的影响。

1 有限元模型

1.1 几何模型

当高速磁浮列车的一个悬浮单元失效并导致其悬浮力消失时,该单元对应的悬浮架就会下落,从而使安装于悬浮架横梁底面的滑撬与轨道接触并发生滑动摩擦。根据高速磁浮列车的运控要求,当只有一个悬浮单元失效时,要求列车仍然能够保持运营速度运行到下一个救援点。转鼓-滑撬摩擦试验台就是针对高速磁浮列车的这种故障工况而设计的,它能够模拟滑撬与轨道之间的高速滑动及相互作用,是一种典型的环块摩擦试验机。

本研究针对的转鼓是一种两端带辐板的空心圆筒结构,如图 1a 所示。通过计算发现,在本研究的工况条件下,辐板和转轴对转鼓-滑撬摩擦区内的转鼓温度场的影响可以忽略,同时该区域内的转鼓温度场是本研究关注的重点(各工况下转鼓的最高温度都出现在该区域),因此,为了简化模型,用图 1a 中的两条虚线(垂直于转轴轴线并对称分布于转鼓-滑撬摩擦区的两侧)切割转鼓,得到一段圆环作为计算模型,如图 1b 所示。通过计算发现,当圆环宽度取滑撬-转鼓摩擦区宽度的 2.5 倍以上时,就可认为转鼓-滑撬摩擦区内的转鼓温度场与圆环宽度无关。

当用旋转热流法计算圆环温度场时,由于摩擦热流沿圆环外圆面周向旋转,因此需要用到图 1b 所示的完整几何模型。当用均布热流法计算温度场

时, 由于圆环的结构以及热边界条件具有轴对称性, 因此为了减小计算规模, 沿周向截取 1/15(可以采用其他任意截取比例)圆环进行计算。

图 1 转鼓三维示意图及计算用几何模型

1.2 网格模型

旋转热流法用到的完整几何模型与均布热流法用到的 1/15 轴对称几何模型在径向截面上的二维面网格划分策略是完全一样的, 如图 2 所示。沿圆环径向, 由细到粗划分 5 层网格(最上面 2 层网格的厚度均为 1 mm), 沿圆环轴向对称划分 12 层网格(中间 6 层网格宽度相同, 总宽度为 110 mm)。划分的四边形面单元总数为 60 个。将二维面网格沿周向旋转 360° 并在旋转路径上均布 720 组单元, 生成旋转热流法用到的三维体网格, 共计 43 200 个单元。将二维面网格沿周向旋转 24° 并在旋转路径上均布 48 组单元, 生成均布热流法用到的三维体网格, 共计 2 880 个单元。

图 2 圆环径向截面上的二维面网格

1.3 热边界条件

旋转热流法中圆环的热边界条件如图 3 所示。

图 3 旋转热流法中圆环的热边界条件

圆环的摩擦接触区上有均匀热流输入(本研究假设环块摩擦接触区的形状为弧面, 其圆心角为 β , 轴向宽度为 W , 弧面中心线距圆环外侧面的距离为 L), 并且该热流沿周向旋转, 旋转角速度与圆环旋转角速度相同(为计算方便, 假设圆环固定, 摩擦块旋转), 同时整个圆环表面都与空气发生对流换热。相对于对流换热而言, 辐射换热量很小^[18], 因此可以将其忽略。

均布热流法中圆环的热边界条件如图 4 所示。摩擦热流均匀分布于摩擦块与圆环的整个周向摩擦圆环面内(摩擦圆环面的轴向宽度同样为 W , 摩擦圆环面的中心线距圆环外侧面的距离同样为 L)。此外, 由于均布热流法采用 1/15 轴对称模型进行计算, 因此圆环的两个轴对称面为轴对称边界条件, 其余热边界条件同图 3。

图 4 均布热流法中圆环的热边界条件

1.3.1 热流密度

环块在摩擦过程中产生的热能大部分被圆环吸收。假设摩擦块作用于圆环摩擦面的压力均匀分布, 那么摩擦块与圆环接触区内的摩擦热流密度也均匀分布。

输入圆环摩擦接触区的均匀热流密度表达式为

$$q(t) = \eta \frac{F \mu D \omega}{2S} \quad (1)$$

式中, $q(t)$ 为 t 时刻输入圆环摩擦接触区的热流密度, 单位为 W/m^2 , η 为环块摩擦热流被圆环吸收的比例, 本研究取为 1(该值虽然会影响圆环在各时刻的绝对温度值, 但并不影响本研究的分析结论), F 为摩擦块压在圆环上的正压力(环块压力, 方向沿圆环径向)(N), μ 为环块摩擦因数, D 为圆环的外径(m), ω 为圆环转动角速度(rad/s), 对于旋转热流法, S 为 t 时刻摩擦块与圆环的真实接触面积, 对于均布热流法, S 为摩擦块与圆环的整个周向摩擦圆环面积(m^2)。

1.3.2 对流换热

在环块摩擦过程中, 圆环的各个表面都处于强迫对流换热状态。本研究利用 CFD 软件对圆环在

不同转速下的流场进行稳态计算,进而获得圆环外圆面、内圆面和两侧面在不同圆环转速下的表面传热系数平均值(图 5),并将其用于温度场计算。

图 5 圆环外圆面、内圆面和两侧面在不同圆环转速下的表面传热系数平均值

2 计算工况及时间步长的设定

2.1 计算工况

为了分析旋转热流法和均布热流法温度场计算结果的差异性及其内在联系,本研究首先设定如下摩擦工况(称为基本摩擦工况):圆环转动角速度为 30 rad/s,环块压力为 16 kN,圆环材料为碳钢,环块接触弧面的圆心角为 4°,摩擦时间为 45 s,其他温度场计算相关参数如表 1 所示。

表 1 环块摩擦过程中圆环温度场计算相关参数

参数	数值
圆环外径 D/m	4
圆环内径 d/m	3.896
圆环宽度 H/m	0.3
环块摩擦接触区轴向宽度 W/m	0.11
环块摩擦接触区的中心线距圆环外侧面的距离 L/m	0.15
环块摩擦因数 μ	0.3
碳钢圆环材料的密度 $\rho_{\text{Fe}}/(\text{kg}/\text{m}^3)$	7 800
碳钢圆环材料的导热系数 $\lambda_{\text{Fe}}/(\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K}))$	50
碳钢圆环材料的热容 $c_{\text{Fe}}/(\text{J}/(\text{kg}\cdot\text{K}))$	470
铝合金圆环材料的密度 $\rho_{\text{Al}}/(\text{kg}/\text{m}^3)$	2 800
铝合金圆环材料的导热系数 $\lambda_{\text{Al}}/(\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K}))$	129.8
铝合金圆环材料的热容 $c_{\text{Al}}/(\text{J}/(\text{kg}\cdot\text{K}))$	921
铜镍合金圆环材料的密度 $\rho_{\text{Cu}}/(\text{kg}/\text{m}^3)$	8 800
铜镍合金圆环材料的导热系数 $\lambda_{\text{Cu}}/(\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K}))$	25.12
铜镍合金圆环材料的热容 $c_{\text{Cu}}/(\text{J}/(\text{kg}\cdot\text{K}))$	532
环境温度 $T_e/^\circ\text{C}$	40

随后,系统考察了不同环块摩擦工况对圆环温度场的影响。摩擦工况包括不同圆环转动角速度

(3.75 rad/s、7.5 rad/s、15 rad/s、30 rad/s、60 rad/s、90 rad/s);不同环块压力(1 kN、4 kN 和 16 kN);不同圆环材料(碳钢、铝合金、铜镍合金);不同环块接触弧面圆心角(1°、2°、4°、8°、16°、32°、64°、128°、256°、356°)。对于上述各种工况,除了已列出的各参数外(在不同圆环转动角速度工况下,设定圆环外圆面都转动 54 km),其余参数都与基本摩擦工况及表 1 中的参数相同。

2.2 时间步长的设定

无论是使用旋转热流法还是均布热流法,温度场的计算都是瞬态的,都需要设定时间步长。对于旋转热流法而言,由于摩擦接触区沿圆环周向旋转,因此时间步长越小,单个时间步长内摩擦接触区的旋转角度就越小,就越逼近真实情况,这就要求圆环沿周向的网格划分得越细密,但这势必会造成计算时间及结果文件容量的成倍增加。通过划分不同的网格密度并选取不同的时间步长进行计算,发现将每个时间步长内摩擦接触区的旋转角度控制在 1° 以内,并采用第 1.2 节中的网格划分方法,那么就可以获得与时间步长及网格尺寸无关的计算结果。对于均布热流法而言,设定时间步长为 0.1 s,同时采用第 1.2 节中的网格划分方法,那么就可以获得与时间步长及网格尺寸无关的计算结果。

以第 2.1 节中的基本摩擦工况为例,旋转热流法的时间步长为 0.000 581 776 s,计算总步数为 77 350,计算时间为 18 h(双核 i5-3320M CPU @ 2.6 GHz,四线程,内存 8 GB),结果文件容量为 19.6 GB。对于时间更长的摩擦工况,无论是计算耗时还是结果文件容量都将是巨大的;均布热流法的计算总步数为 450,计算时间为 100 s,计算结果容量为 5.2 MB。由此可见,均布热流法的计算时间及结果文件容量都远小于旋转热流法,在计算效率上具有明显的优势。

3 结果及讨论

3.1 基本摩擦工况

图 6 是摩擦时间为 44.8 s 时旋转热流法计算得到的圆环温度场,此时最高温度为 164.7 °C,位于环块摩擦面的中心线上(称为 A_0 点);对于均布热流法而言,温度场呈轴对称分布,此时的最高温度为 147.2 °C,出现在摩擦圆环面的中心线上的任一点(包括 A_0 点)。为了便于分析,下面取 A_0 点及该点以下 1 mm、2 mm 处的 A_1 、 A_2 点作为分析对象。

图 6 摩擦时间 44.8 s 时旋转热流法计算得到的圆环温度场

图 7 是旋转热流法和均布热流法计算得到的 A_0 、 A_1 和 A_2 点温度值随时间的变化曲线。对于旋转热流法而言,在整个摩擦过程中圆环共旋转了 214.86 圈,热流输入区通过 A_0 点 215 次,因此 A_0 点出现了 215 个温度峰值。由于圆环材料具有良好的热传导性能,因此 A_1 、 A_2 点也出现了温度波动,但由于热流密度随着距离圆环外圆面深度的增加迅速减小,因此 A_1 、 A_2 点的温度波动幅度已大幅减弱。

(a) 整个 45 s 摩擦时间内

(b) 40 s 至 45 s 摩擦时间内

图 7 旋转热流法和均布热流法计算得到的 A_0 、 A_1 和 A_2 点温度值随时间的变化曲线

对于均布热流法而言,由于热流密度在摩擦块与圆环的整个周向摩擦圆环面内均布,因此各点温度值都是平滑变化。此外,由于旋转热流法计算得到的 A_2 点的温度波动很小,温度变化曲线与均布热流法的结果很接近,因此后续只分析 A_0 和 A_1 点的温度变化。

求出旋转热流法中 A_0 、 A_1 点各个温度波动的峰谷距值(温度峰谷距)以及各个温度峰值处旋转热流法和均布热流法之间的温度差值(温度峰值差),作出温度峰谷距和温度峰值差随摩擦时间的变化曲线,同时作出基于均布热流法得到的 A_0 、 A_1 点的温度变化曲线,如图 8 所示。由图可知,随着摩擦时间的增加, A_0 、 A_1 点的温度不断增加,但 A_0 、 A_1 点的温度峰谷距/温度峰值差只在摩擦开始后的 2 s 内迅速增加/减小,随后缓慢增加/减小并趋于稳定,在 45 s 时已达到稳定值(因此,选用 45 s 的摩擦时间足以反映出上述规律并获得 A_0 、 A_1 点的温度峰谷距/温度峰值差的稳定值)。

图 8 A_0 、 A_1 点的温度峰谷距、温度峰值差和温度值随摩擦时间的变化曲线

在 A_0 和 A_1 点的某一温度波动中,温度峰谷距对应了温度的最大下降量。此时,热流输入区已经离开 A_0 点, A_0 和 A_1 点的温度下降主要由热传导决定(A_0 点处的对流换热损失可忽略),传导的热量由 A_0 和 A_1 点处的温度梯度及传导时间决定。由图 7a 可知, A_0 、 A_1 和 A_2 点之间的温度变化关系在前 2 s 内就基本达到稳定,这使得 A_0 和 A_1 点处的温度梯度以及温度峰谷距在 2 s 后就趋于稳定。

A_0 点的上述特性具有工程应用价值,由此可以得到一种圆环最高温度值的快速算法^[19]:首先利用均布热流法快速计算出 A_0 点最高温度的近似值 $T_{\max}$,然后利用旋转热流法计算前 45 s 摩擦时间内 A_0 点的温度变化曲线并计算出温度峰值差的稳定值 ΔT ,最后得到 A_0 点最高温度的真实值 $T_{\max} + \Delta T$ 。上述算法不仅计算速度快,而且能够保证计算精度,对于摩擦时间很长的工况,其优势更加明显。

第3.2~3.5节将考察不同环块摩擦工况下圆环温度场的变化规律。通过计算发现,图8中揭示的 A_0 和 A_1 点的温度峰谷距及峰值差的变化特性在其他工况下同样存在,温度峰谷距及峰值差在45s时都已达到稳定。同时,圆环最高温度值的快速算法也都适用。由于温度峰谷距和峰值差的稳定值是相互关联的,因此为节省篇幅,下面各节仅针对温度峰谷距的稳定值进行分析。

3.2 不同圆环转动角速度

基于旋转热流法计算得到的 A_0 、 A_1 点的温度峰谷距稳定值以及基于均布热流法计算得到的 A_0 、 A_1 点的温度最大值随圆环转速的变化曲线如图9a所示。由图可知, A_0 、 A_1 点的温度最大值都随圆环转速的增加而增加, A_0 点的温度峰谷距稳定值在15 rad/s之前较快增加,之后便缓慢增加并趋于稳定, A_1 点的温度峰谷距稳定值在7.5 rad/s时达到最大,之后不断下降。

(a) 圆环各表面的对流换热系数随圆环转速变化

(b) 圆环各表面的对流换热系数不随圆环转速变化

图9 基于旋转热流法计算得到的 A_0 、 A_1 点的温度峰谷距稳定值以及基于均布热流法计算得到的 A_0 、 A_1 点的温度最大值随圆环转速的变化曲线

假设圆环各表面的对流换热系数不随圆环转速变化(都设为圆环转速为3.75 rad/s时的数值),那么

计算得到的 A_0 、 A_1 点的温度峰谷距稳定值以及温度最大值随圆环转速的变化曲线如图9b所示。相对于图9a中的结果可知,当圆环转速大于3.75 rad/s时, A_0 、 A_1 点的温度最大值明显增加,这是由于随着转速的增加圆环各表面的对流换热量明显减少导致的。然而,对流换热系数对温度峰谷距稳定值几乎没有影响,各圆环转速下 A_0 、 A_1 点的温度峰谷距稳定值与图9a中的结果几乎相同。

3.3 不同环块压力

当环块压力分别为1 kN和4 kN时,基于旋转热流法计算不同圆环转速下 A_0 、 A_1 点的温度峰谷距稳定值,然后将这些值分别乘以系数16和4后得到的计算结果如图10所示。由图可知,乘以相应系数后的 A_0 、 A_1 点的温度峰谷距稳定值与基本摩擦工况下(环块压力为16 kN)的结果几乎重合,这说明温度峰谷距稳定值与环块压力呈正比。

图10 环块压力分别为16 kN、4 kN和1 kN时,基于旋转热流法计算得到的 A_0 、 A_1 点的温度峰谷距稳定值随圆环转速的变化曲线(环块压力分别为4 kN和1 kN时,其计算结果分别乘以系数4和16)

第3.1节中提到, A_0 、 A_1 点的温度峰谷距主要由热传导决定,而传导的热量又由 A_0 、 A_1 点处的温度梯度及传导时间决定。通过计算发现,在各圆环转速下,当环块压力分别为1 kN、4 kN和16 kN时,圆环任意节点在任意时刻的温度梯度之比都是1:4:16,因此导致了 A_0 、 A_1 点的温度峰谷距稳定值之比为1:4:16。

3.4 不同圆环材料

圆环材料分别为碳钢、铝合金和铜镍合金时,基于旋转热流法计算得到的 A_0 、 A_1 点的温度峰谷距稳定值随圆环转速的变化曲线如图11所示。为了更好地理解圆环材料对计算结果的影响,假设两组新的材料工况:工况一,设定铝合金和铜镍合金的导热系数都与碳钢的导热系数相同,但密度和热容保持不变;工况二,设定铝合金和铜镍合金的密度及

热容都与碳钢的密度及热容相同, 但导热系数保持不变。材料工况一和工况二的计算结果分别如图 12 和图 13 所示。

图 11 圆环材料分别为碳钢、铝合金和铜镍合金时基于旋转热流法计算得到的 A_0 、 A_1 点的温度峰谷距稳定值随圆环转速的变化曲线

图 12 材料工况一时基于旋转热流法计算得到的 A_0 、 A_1 点的温度峰谷距稳定值随圆环转速的变化曲线

图 13 材料工况二时基于旋转热流法计算得到的 A_0 、 A_1 点的温度峰谷距稳定值随圆环转速的变化曲线

在图 12 中, 将热容与密度乘积的倒数 $(c\rho)^{-1}$ 看成一个变量, 则 $(c\rho)^{-1}_{Cu} : (c\rho)^{-1}_{Fe} : (c\rho)^{-1}_{Al} = 1 : 1.277 : 1.815$ 。在各圆环转速下, A_0 、 A_1 点的温度峰谷距稳定值都随 $(c\rho)^{-1}$ 值的增加而增大。对于 A_0 点而言, 三种材料的温度峰谷距稳定值之比 $(\Delta T)_{Cu} : (\Delta T)_{Fe} : (\Delta T)_{Al}$ 随着圆环转速的增加逐渐增大并趋于稳定, 圆环转速为 90 rad/s 时的比值为 1 : 1.277 : 1.810, 非常接近 $(c\rho)^{-1}_{Cu} : (c\rho)^{-1}_{Fe} : (c\rho)^{-1}_{Al}$ 的比值。对于 A_1 点而言, $(\Delta T)_{Cu} : (\Delta T)_{Fe} : (\Delta T)_{Al}$ 的比值同样随着圆环转速的增加而增大, 但并不趋于稳定, 圆环转速为 90 rad/s 时的比值为 1 : 1.581 : 2.901。

由图 13 可知, 在各圆环转速下, A_0 点的温度峰谷距稳定值随导热系数的增加而减小, 同时, 不同导热系数下的温度峰谷距稳定值之间的差异随圆环转速的增加不断减小。然而, A_1 点的温度峰谷距稳定值随导热系数的变化规律以及不同导热系数下的温度峰谷距稳定值之间的差异随圆环转速的变化规律都与 A_0 点相反(但当圆环转速为 3.75 rad/s 时, 铝合金的计算结果略小于铜镍合金的计算结果)。

结合图 12 和图 13 可知, 对于 A_0 点的温度峰谷距稳定值而言, 变量 $(c\rho)^{-1}$ 与 λ 的作用效果相反, 但前者的作用效果强于后者, 并且两者作用效果的差异会随着圆环转速的增加而增大; 对于 A_1 点的温度峰谷距稳定值而言, 变量 $(c\rho)^{-1}$ 与 λ 的作用效果相同, 并且两者的作用效果都会随着圆环转速的增加而增强。综合考虑变量 $(c\rho)^{-1}$ 与 λ 对 A_0 、 A_1 点的温度峰谷距稳定值的作用效果, 就可以得到图 11 中的计算结果。

3.5 不同环块接触弧面圆心角

当圆环转速为 30 rad/s 时, 基于旋转热流法计算得到的 A_0 、 A_1 点的温度峰谷距稳定值随环块接触弧面圆心角 β 的变化曲线如图 14 所示。由图 14 可知,

图 14 圆环转速为 30 rad/s 时旋转热流法计算得到的 A_0 、 A_1 点温度峰谷距稳定值随环块接触弧面圆心角的变化曲线

当 $\beta=356^\circ$ 时, A_0 、 A_1 点的温度波动很小(A_0 、 A_1 点的温度峰谷距稳定值分别只有 0.26°C 和 0.02°C), 此时的圆环温度场与基于均布热流法计算得到的圆环温度场几乎相同。对于 A_0 点而言, 温度峰谷距稳定值随着 β 的减小不断增加, 当 $\beta=1^\circ$ 时, 温度峰谷距稳定值达到 23.19°C 。对于 A_1 点而言, 温度峰谷距稳定值随着 β 的减小先增加并逐渐趋于稳定, 当 $\beta=1^\circ$ 时, 温度峰谷距稳定值已经稳定在 4°C 左右。

4 结 论

(1) 环块摩擦中圆环的最高温度出现在环块摩擦面的中心线上(称为 A_0 点), 基于旋转热流法计算得到的 A_0 点的温度会出现明显波动, 而均布热流法计算得到的 A_0 点的温度平滑变化, 两者存在明显差异。在 A_0 点下方, 随着距离圆环摩擦面深度的增加, 旋转热流法与均布热流法计算得到的节点温度的差异迅速减小, 在 2 mm 处可近似认为相同。

(2) 随着环块摩擦时间的增加, A_0 点的温度不断增加, 但 A_0 点的温度峰谷距/温度峰值差缓慢增加/减小, 在 45 s 时已达到稳定值。据此提出了一种圆环最高温度值的快速算法。

(3) A_0 点的温度峰谷距稳定值与环块压力呈正比, 随环块接触弧面圆心角的减小而增大, 随圆环转速的增加而增加并逐渐趋于稳定。

(4) A_0 点的温度峰谷距稳定值随材料热容及密度相关变量 $(c\rho)^{-1}$ 的增加而增加, 随材料导热系数 λ 的增大而减小, 同时变量 $(c\rho)^{-1}$ 的作用效果强于 λ , 两者作用效果的差异随圆环转速的增加而增大。

参 考 文 献

- [1] 曹同坤, 杨岐龙, 白杨. 几种氧化铝基陶瓷材料的摩擦特性及有限元分析[J]. 青岛科技大学学报, 2010, 31(5): 516-519.
CAO Tongkun, YANG Qilong, BAI Yang. Friction behavior and finite element analysis of Al_2O_3 -based ceramic materials[J]. Journal of Qingdao University of Science and Technology, 2010, 31(5): 516-519.
- [2] CHEN J, FU Y, HE Q, et al. Environmentally friendly machining with a revolving heat pipe grinding wheel[J]. Applied Thermal Engineering, 2016, 107: 719-727.
- [3] HE Q, FU Y, XU H, et al. Investigation of a heat pipe cooling system in high-efficiency grinding[J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2014, 70(5-8): 833-842.
- [4] 傅玉灿, 陈佳佳, 赫青山, 等. 基于热管技术的磨削弧区强化换热研究[J]. 机械工程学报, 2017, 53(7): 189-199.
- [5] FU Yucan, CHEN Jiajia, HE Qingshan, et al. Investigation of enhancing heat transfer in the grinding contact zone based on heat pipe[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2017, 53(7): 189-199.
- [5] 梁星慧, 傅玉灿, 赫青山, 等. 热管砂轮干磨削温度场数值模拟[J]. 金刚石与磨料模具工程, 2012, 32(2): 1-5.
LIANG Xinghui, FU Yucan, HE Qingshan, et al. Numerical simulation study on temperature field in dry grinding with heat pipe grinding wheel[J]. Diamond & Abrasives Engineering, 2012, 32(2): 1-5.
- [6] 庞静珠, 李蓓智, 杨建国, 等. 高速外圆磨削弧区工件表面温度的测试与分析[J]. 东华大学学报, 2012, 38(5): 538-541.
PANG Jingzhu, LI Beizhi, YANG Jianguo, et al. Measurement and analysis of the temperature on the workpiece surface of high-speed cylindrical grinding arc area[J]. Journal of Donghua University, 2012, 38(5): 538-541.
- [7] 吕长飞, 李郝林. 外圆磨削温度仿真建模[J]. 系统仿真学报, 2013, 25(7): 1663-1667.
LÜ Changfei, LI Haolin. Simulation and modelling of cylindrical grinding temperature[J]. Journal of System Simulation, 2013, 25(7): 1663-1667.
- [8] ZHOU Liquan, LI Yuping, CHEN Zhigang. Thermal deformation simulation for an internal grinding cirque by finite element method[J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2009, 43: 455-461.
- [9] 邓朝晖, 刘涛, 廖礼鹏, 等. 凸轮轴高速磨削温度的实验研究[J]. 中国机械工程, 2016, 27(20): 2717-2722.
DENG Zhaohui, LIU Tao, LIAO Lipeng, et al. Experimental investigation on temperature in camshaft high speed grinding[J]. China Mechanical Engineering, 2016, 27(20): 2717-2722.
- [10] 应寅琼, 王黎钦, 彭波, 等. 高速滑滚接触条件下摩擦副的热分析[J]. 润滑与密封, 2011, 36(9): 6-9.
YING Yinqiong, WANG Liqin, PENG Bo, et al. Thermal analysis of tribo-parts under high-speed sliding-rolling contact[J]. Lubrication Engineering, 2011, 36(9): 6-9.
- [11] 彭波, 孔文秦, 贾磊, 等. 高速重载滑滚摩擦副表面损伤的力学特性[J]. 交通运输工程学报, 2017, 17(3): 75-82.
PENG Bo, KONG Wenqin, JIA Lei, et al. Mechanics characteristics of surface damage on sliding-rolling friction pair under high-speed and heavy-load condition[J]. Journal of Traffic and Transportation Engineering, 2017, 17(3): 75-82.
- [12] VAKKALAGADDA M R K, VINEESH K P,

- RACHERLA V. Estimation of railway wheel running temperatures using a hybrid approach[J]. *Wear*, 2015, 328-329: 537-551.
- [13] WU J, PETROV R H, NAEIMI M, et al. Laboratory simulation of martensite formation of white etching layer in rail steel[J]. *International Journal of Fatigue*, 2016, 91(1): 11-20.
- [14] 张金煜, 虞大联, 林鹏. 基于旋转热源法和均布热源法的列车踏面制动温度场分析[J]. *机械工程学报*, 2018, 54(6): 93-101.
- ZHANG Jinyu, YU Dalian, LIN Peng. Analysis of temperature field of train tread braking based on rotating heat source method and uniformly distributed heat source method[J]. *Journal of Mechanical Engineering*, 2018, 54(6): 93-101.
- [15] 崔同洋, 童宝宏, 王光煜, 等. 油气润滑对环-块摩擦副动态接触特性的影响[J]. *机械工程与自动化*, 2016(4): 18-20.
- CUI Tongyang, TONG Baohong, WANG Guangyu, et al. Effect of oil-air lubrication on ring-block friction pair's dynamic contact performance[J]. *Mechanical Engineering & Automation*, 2016(4): 18-20.
- [16] ADAMOWICZ A, GRZES P. Analysis of disc brake temperature distribution during single braking under non-axisymmetric load[J]. *Applied Thermal Engineering*, 2011, 31(6-7): 1003-1012.
- [17] PAN Gongyu, CAI Rongyu. Thermal stress coupling analysis of ventilated disc brake based on moving heat source[J]. *Advances in Materials Science and Engineering*, 2018: 8162028.
- [18] ADAMOWICZ A, GRZES P. Three-dimensional FE model for calculation of temperature of a thermosensitive disc[J]. *Applied Thermal Engineering*, 2013, 50: 572-581.
- [19] 中车青岛四方机车车辆股份有限公司. 环块摩擦中圆环最高温度的计算方法、装置及电子设备: 中国, 201810980226.0[P]. 2019-01-18.
- CRRC Qingdao Sifang Co., Ltd.. Calculation method, device and electronic equipment of ring's maximum temperature in ring-block friction: China, 201810980226.0[P]. 2019-01-18.
-
- 作者简介:** 张金煜(通信作者), 男, 1981 年出生, 博士, 高级工程师。主要研究方向为车辆基础制动仿真、轮轨摩擦学、车辆动力学。
E-mail: zjy_2924837@163.com
- 虞大联, 男, 1968 年出生, 硕士, 教授级高级工程师。主要研究方向为车辆动力学。
E-mail: ydl@cqsf.com
- 刘韶庆, 男, 1979 年出生, 博士, 教授级高级工程师。主要研究方向为车辆结构强度和疲劳。
E-mail: liushaoqing@cqsf.com
- 田爱琴, 女, 1973 年出生, 硕士, 教授级高级工程师。主要研究方向为车体结构设计和列车空气动力学。
E-mail: tianaiqin@cqsf.com