

DOI: 10.3901/JME.2022.08.143

镁合金轧制热流体式控温轧辊温度变化规律研究*

范沁红¹ 马立峰¹ 赵镇波² 贾伟涛¹ 乐启炽³

(1. 太原科技大学机械工程学院 太原 030024;

2. 中国重型机械研究院股份公司 西安 710032;

3. 东北大学材料电磁过程研究教育部重点实验室 沈阳 110819)

摘要: 镁合金板带轧制过程中轧辊冷却调控是保证板带轧制成形质量的重要环节, 轧辊通油调温的方式能很好保证轧辊表面温度均匀性, 这对提高板带整板成形质量具有重要的作用。但由于轧辊自身导热系数限制, 表面温度针对内部油温变化的响应存在明显的时滞性。在前期镁合金专用轧辊设计及实验室应用基础上, 主要通过获得通油轧辊在不同冷却方式和不同冷却油流量下的辊面温度变化规律, 为镁合金轧制过程中的轧辊恒温控制提供理论基础。研究结果表明: 在不同工况下辊面温度沿轴向分布的趋势相同, 表现为从操作侧到传动侧温度递减的显著特征。在获得辊面温降时滞性变化趋势的基础上, 利用非线性拟合手段建立了镁合金专用轧辊冷却时滞性量化模型, 模型表明辊面温降滞后时间与辊面温度呈二次函数关系。

关键词: 镁合金轧制; 导热系数; 温度分布均匀性; 冷却时滞性

中图分类号: F407; O351

Temperature Variation of Internal Oil Flowing Temperature-control Roller for Mg Alloy Rolling

FAN Qinrong¹ MA Lifeng¹ ZHAO Zhenbo² JIA Weitao¹ LE Qichi³

(1. School of Mechanical Engineering, Taiyuan University of Science and Technology, Taiyuan 030024;

2. China National Heavy Machinery Research Institute Co., Ltd., Xi'an 710032;

3. Key Laboratory of Electromagnetic Processing of Materials, Ministry of Education, Northeastern University, Shenyang 110819)

Abstract: During the process of Mg alloy strip rolling, the cooling of roller is an essential detail to guarantee the shaping quality. The manner of cooling by oil flowing inside the roller can ensure the temperature uniformity of roller surface, which facilitates the formability of the plate. However, due to the limitation of thermal conductivity of the roller itself, there is an obvious time delay in the response of surface temperature to the change of internal oil temperature. Based on the design and application of specific roller for Mg alloy rolling, mainly aims to obtain the temperature variation regularity of roller surface under different cooling manners and flow rates of cooling oil to provide theoretical foundation for the constant temperature control during Mg alloy rolling. The results show that temperature distribution trend along the axial direction on the roller surface is similar and a descending tendency from the operating side to the driving side is considerably exhibited. Based on obtaining the time delay trend of roll surface temperature drop, we establish a quantitative model of cooling time-delay characteristic of the specific roller for Mg alloy by means of nonlinear fitting. The model shows that there is a quadratic function relationship between the temperature drop delay time and the roller surface temperature.

Key words: Mg alloy strip rolling; heat conductivity; temperature uniformity; cooling time-delay characteristic

0 前言

镁合金由于其具有密度小、抗震性好、比强度

高、屏蔽性能优越等一系列优点被广泛用于航空航天、国防工业、汽车、高铁等行业^[1-4]。

由于镁合金室温下变形困难, 板材成形性较差^[5-10]。轧制是制备镁合金板材最经济有效的方式。所以镁合金轧制通常采用温轧工艺, 即将轧件加热到一定温度后再进行轧制。已有研究表明, 镁合金

* 国家自然科学基金(U1910213, 52105388)和山西省应用基础研究计划(201901D211290)资助项目。20210325 收到初稿, 20211120 收到修改稿

在 250 °C 以上进行轧制会有明显的动态再结晶发生^[11-12]。在轧制过程中, 动态再结晶是镁合金在热加工过程中产生细晶粒的主要机理, 而细晶粒的产生有利于提高镁板的力学性能^[13]。所以温轧工艺有利于镁板成形及力学性能^[14]。而提高轧制温度可以使镁板在轧制过程中易发生动态再结晶, 有研究表明随着轧制温度的升高, 镁合金的动态再结晶能力逐渐提高^[15-16]。但是生产实践发现, 镁合金产品在温轧过程中, 轧辊的传热会使得轧件温度下降, 塑性成型性能降低。因此, 在镁合金温轧过程中, 轧辊需要加热至一定温度, 并且辊面轴向要有一定范围的温度均匀带。有学者发现电阻丝加热轧辊的方法对镁合金进行热轧试验, 可有效提高板材的塑性, 减少镁板在轧制过程中的温降, 板形也有所改善^[17]。此外, 应用较多的还有感应加热轧辊和轧辊内部通导热油加热的方式^[18]。总体来说, 电阻丝加热能耗较大, 热惯性大, 不实用; 感应加热效率高, 但是温度保持时间不够长久; 导热油加热轧辊速度最慢, 但其加热后辊面温度均匀性最好, 且保持时间较长。

在轧制工业生产中, 镁板变形热、摩擦热等均会导致轧辊温度过高。一方面, 由于镁合金的热敏感性, 镁板轧制需要对轧辊温度进行高精度控制, 辊温过高有可能会产生镁板粘辊的现象^[19]; 另一方面, 轧辊热膨胀也是一个必须考虑的因素, 当辊温超过 400 °C 时其热膨胀值可达到 0.2 mm。因此, 对轧辊进行降温冷却非常有必要。

传统冷却方式包括空冷和直接在轧辊上喷冷却水^[20]。前者在板材轧制过程中往往通过空转轧辊来增大其与空气的对流换热而达到降温的目的, 这极大地制约了镁合金板材的生产效率, 它不适用于镁合金这种向短流程高效率发展的工艺。后者会使冷却液滴在镁板上, 造成板材局部温度急剧下降和镁合金表面氧化等一系列问题, 不适用于镁合金轧制。而目前也尚未有成熟的冷却工艺用于镁合金轧制。

针对课题组之前提出的温控轧辊, 轧辊内部布有导热油、冷却油等液体流动的通道, 且可以改变液体流速和温度^[18]。当轧辊表面温度高于预定温度时, 可以通冷却油来给轧辊降温; 当轧辊表面温度低于预设温度时, 可以通导热油来给轧辊升温, 从而实现轧辊的恒温控制。但是在现实的轧制过程中, 由于轧辊热传导、流体对流换热以及热辐射等传热方式的复杂性以及其传热在时间上的滞后性, 一方面给温度场的计算带来了困难, 另一方面轧辊表面温度对于不同导热油或者冷却油流速、温度的响应

时间也难以控制, 这是实现镁合金控温轧制需要克服的一个大问题。本工作旨在对轧辊冷却过程的瞬态温度场进行研究, 在传热学理论上通过试验得出了在不同冷却油流量下轧辊表面的温降数据以及在不同温度区间降低一定温度所需要的响应时间, 并研究了在温降过程中辊面温度分布的均匀性, 为镁合金轧制过程中给轧辊提前冷却降温提供了参考。

1 轧辊冷却温降的数值分析

1.1 假设条件

要建立兼顾计算精度及速度的轧辊温度瞬态温度场模型, 就必须对复杂的热物理现象作一定的简化, 简化的方法是否合理, 将直接影响模型的精度, 现作出如下假设: ① 根据大量学者对工作辊温度进行的测量结果发现: 由轧辊芯部到轧辊外部的传热过程中, 同一径向截面的温度梯度基本一致, 因此取轧辊任一过中心的轴向截面, 其两侧的温度场基本为轴对称分布, 故而在轧辊内 99% 以上的部分, 温度分布基本上是轴对称的, 因此研究轧辊温度场与轧辊热变形时, 可以忽略轧辊周向传热影响即只考虑轧辊的径向和轴向传热; ② 工作辊的材质均匀、无内热源, 且工作辊与轧辊内部流体的物性参数恒定不变。

1.2 导热方程

根据上述假设条件以及傅里叶定律, 轧辊的导热微分方程二维简化如下

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \left(\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \times \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) \quad (1)$$

轧辊内壁与导热油边界条件定义如下

$$q_{oil} = h_{oil} (T_{oil} - T_{roll}) \quad (2)$$

轧辊空气辐射力如下

$$E = C \left[\left(\frac{T_{roll}}{100} \right)^4 \right] \quad (3)$$

第三类边界条件下的通过轧辊壁的由内而外的导热流量可通过如下式计算

$$q = \frac{T_1 - T_2}{\frac{1}{h_{oil} \pi d_1} + \frac{1}{2\pi\lambda} \ln \frac{d_2}{d_1} + \frac{1}{h_2 \pi d_2}} \quad (4)$$

式中, r 为径向坐标; z 为轴向坐标; T 为温度; ρ

为材料的密度; c_p 为材料的比热容; λ 为材料的热传导率; T_{oil} , T_{roll} , T_{air} 为导热油、轧辊和空气温度; h_{oil} 为轧辊内壁与导热油的对流换热系数; h_2 为轧辊外壁表面传热系数; C 为轧辊与空气之间的系统辐射系数, 它取决于辐射表面的性质及状态, 其值为 $0 \sim 5.67$; d_1 , d_2 为油孔直径和轧辊直径。

轧辊内壁与冷却油的对流换热系数可由下式计算

$$h = \frac{Nu\lambda}{d} \quad (5)$$

Nu 为谢努尔特数使用最广泛的试验关联式迪图斯-贝尔特(Dittus-Boelter)公式

$$Nu = 0.023Re^{0.8}Pr^{0.4} \quad (6)$$

Pr 表示为

$$Pr = \frac{c_p \rho v}{\lambda} \quad (7)$$

但上述两个公式的试验验证范围为: $Re = 10^4 \sim 1.2 \times 10^5$; $Pr = 0.7 \sim 120$; 长直管 $L/d > 60$ 。故采用通式来计算

$$Nu = C(RePr)^n \quad (8)$$

常数 C 、 n 由试验确定。轧辊内的导热油与轧辊内壁间的对流换热属于管内受迫对流换热, 流体的流态由雷诺数来判定

$$Re = \frac{u_m d}{\nu} \quad (9)$$

式中, u_m 为平均流速; ν 为运动黏度。

对于空气的对流换热

$$Nu = C(Gr \cdot Pr)^n = C Ra^n \quad (10)$$

式中, Ra 为瑞利准则, $Ra = GrPr$; Gr 为格拉晓夫准则, $Gr = \frac{g\alpha\Delta t d^3}{\nu^2}$; α 为体积膨胀系数, K^{-1} ,

对于理想气体 $\alpha = 1/T$; d 为轧辊外径; Δt 为辊面与空气温差; 层流时, $C = 0.53$, $n = 1/4$; 湍流时, $C = 0.13$, $n = 1/3$; u_f , u_w 为以流体和轧辊内壁温度作为定性温度时的动力黏度; l 为冷却油的油孔深度。

2 辊面冷却时滞性研究试验

图 1 为控温轧辊冷却试验设备。为了测量轧辊表面沿轴向方向的温度分布, 在轧辊表面粘贴了 8 个距离为 50 mm 的热电偶(简称 TC), 它们可以用图 2 中的 8 个测试点来表示。图 3 为每个轧辊内部油孔

的尺寸。开始工作后, 导热油一边加热一边在油温机内部的循环泵作用下通过中间的金属软管和旋转接头流入轧辊内部, 然后再循环进入油温机, 流量调节阀可以控制回路的流量, 油循环温度控制机的控制面板可以设置内部导热油的温度并显示出入口的油温; 本试验只选择一个轧辊, 用热电偶测温仪测量并记录辊面温度变化, 测量周期为 1 s。

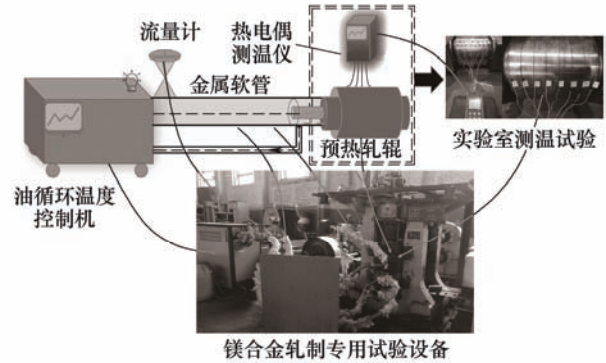


图 1 镁合金专用轧辊冷却试验示意图

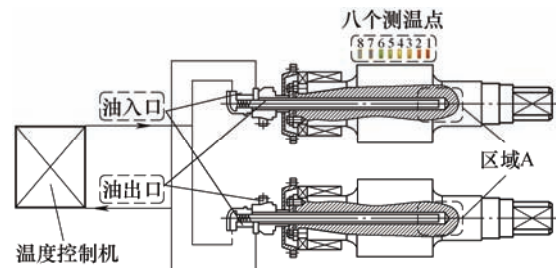


图 2 轧辊测温点分布及内部示意图

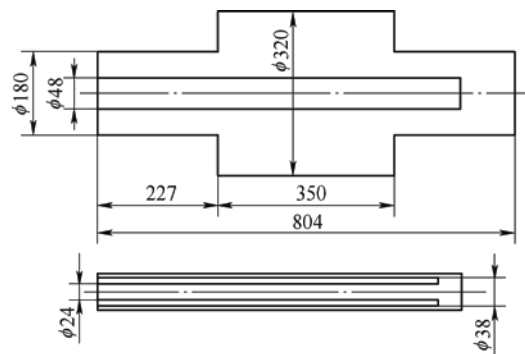


图 3 轧辊内部尺寸图

镁合金轧制过程中轧辊温度的选择与控制是保证轧制稳定性和产品质量的关键。此外, 受试验条件的限制, 油的温度在短时间内不会降至 60°C 以下。因此, 我们只记录分析了油温从 200°C 到 60°C 的情况下轧辊的冷却过程。控制试验中的冷却方式, 当温降斜率有明显变小趋势后, 再保持该目标油温 15 min 后, 即可将油温调到下一目标温度。此外, 我们还考虑了不同的油流量。最终, 本试验设置了

图4所示的12种工况。

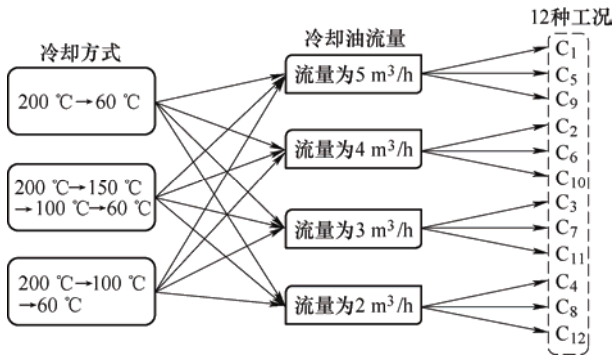


图4 试验的12种工况对应不同冷却方式及流量

3 辊面温度分布均匀性及轧辊冷却时滞性分析

镁合金变形具高的热敏感性，热轧过程中辊面轴向温度分布均匀性至关重要，是衡量该轧辊设备是否可以应用于工程实际生产的一个重要指标。另外，辊面的冷却速率也与镁合金板带轧制生产效率密切相关。

3.1 轧辊表面节点温度-时间变化曲线

由于各工况下的辊面温降曲线趋势一致，且限于篇幅，我们在这里只选取了四组工况进行分析。在利用200℃的导热油对轧辊加热140 min后，轧辊表面温度以一个很慢的速度增长，基本可以认为处于热平衡状态，随后开始降温。当油温从200℃先降到100℃再降到60℃时，在四种不同流量下轧辊的节点温度变化曲线如5所示。

由图5可以看出辊面最高节点温度分别为147.13℃、149.1℃、141.77℃、139.51℃。不同冷却油流量下的辊面温降曲线变化趋势基本一致：首先，当油温开始下降时，从传热学来说，热量总是从高温处传向低温处，先通过冷却油与轧辊内壁的对流换热传递到轧辊，再通过轧辊内的热传导方式传递到轧辊表面，这一过程需要一定的响应时间，它会先上升一段时间后才开始下降；其次，由图5可以看出，节点TC₁到TC₈，整体温度趋势越来越高，这是由于节点TC₁到TC₈逐步趋近于轧辊进口，热油的热量会经过热传导的方式较先给靠近进口油的节点传热，该结果符合事实，一定程度说明了试验的成功。辊面温降速率越来越慢，其主要是由影响辊面温降的因素(图6)所导致的：①与空气的辐射散热，根据斯蒂芬-玻尔兹曼定律，热辐射与温度的四次方成正比，轧辊表面温度降的越

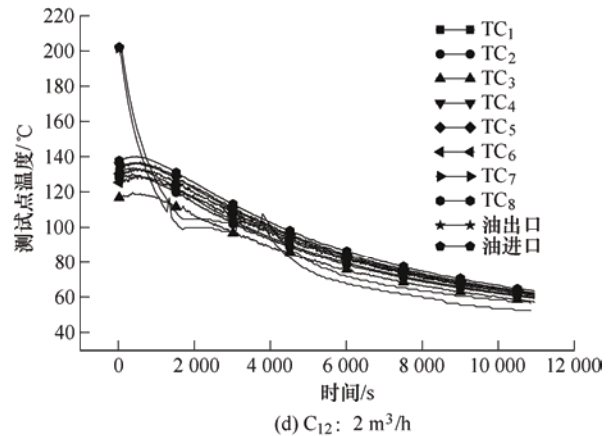
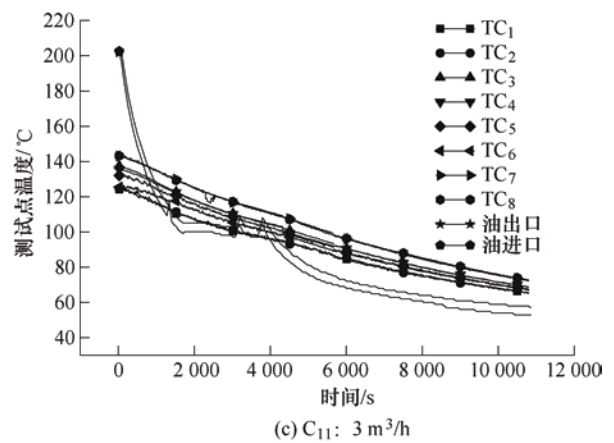
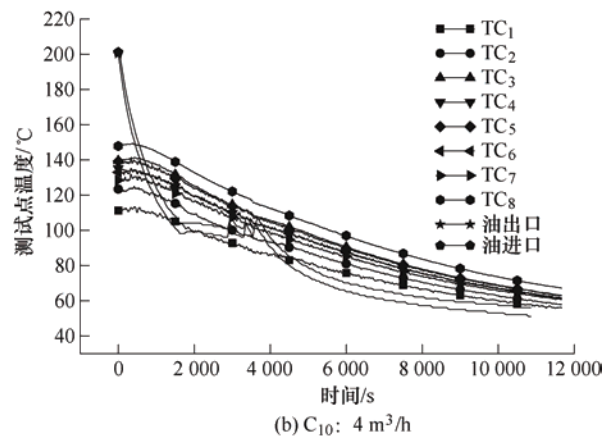
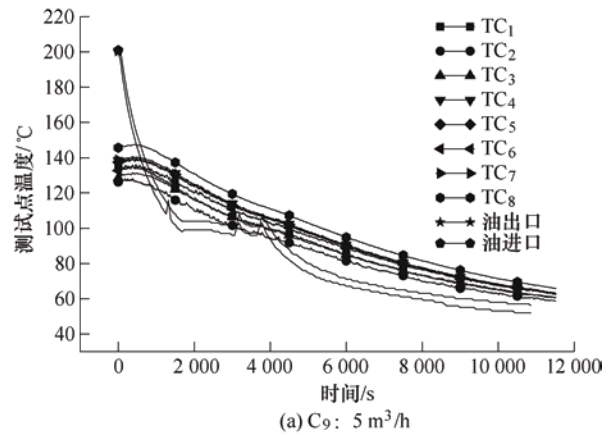


图5 工况九、十、十一、十二下辊面温度测试点的温降曲线

低, 辐射力越弱, 效率越慢; ② 与空气的对流换热, 其对流换热能力主要取决于对流换热系数大小和辊面与空气的温差, 假设对流换热系数不变, 温度越低, 温差越小, 换热能力越差; ③ 冷却油与轧辊内壁对流换热, 其与轧辊空气之间的对流换热同理, 随着温度的降低, 换热能力越差。辊面温度在经过大概 11 000 s 后会以很慢的速度降低, 此时轧辊的辐射散热、与空气的对流换热两者之和与内部油温对轧辊温度的影响相互持平, 可以认为处于平衡状态, 温度范围基本保持在 $60\text{ }^{\circ}\text{C}\pm 10\text{ }^{\circ}\text{C}$ 范围内, 分别为 $58\sim 66\text{ }^{\circ}\text{C}$ 、 $55\sim 67\text{ }^{\circ}\text{C}$ 、 $64\sim 72\text{ }^{\circ}\text{C}$ 、 $56\sim 63\text{ }^{\circ}\text{C}$ 。在 11 000 s 时辊面处于平衡状态的平均温度分别为: $60\text{ }^{\circ}\text{C}$ 、 $62\text{ }^{\circ}\text{C}$ 、 $63\text{ }^{\circ}\text{C}$ 、 $67\text{ }^{\circ}\text{C}$, 可以看出, 流量越大, 降温效果越好。此可从传热学理论角度来分析, 冷却油在轧辊内壁降温属于管内受迫对流换热, 内部的流体流态可用雷诺数 Re 来判断, 即可计算出轧辊内部冷却油与轧辊内壁的对流换热系数, 它是换热求解的关键, 其值越大表明彼此间传热效果越好。而从上述可以看出, 当其他参数不变时, 冷却油流量越大(管内流速越大), 对流换热系数值越大, 即降温效果与流量大小呈正相关, 这也侧面说明试验的成功。随即可以建立该试验平台下工况 1~4 的温降经验公式, 从而指导实际镁合金轧制过程。

$$C_1: T = 32.243 + 106.266 \cdot \exp\left((-1.261 \times 10^{-4}) \cdot t\right)$$

$$C_2: T = 34.280 + 105.255 \cdot \exp\left((-1.217 \times 10^{-4}) \cdot t\right)$$

$$C_3: T = 12.946 + 120.018 \cdot \exp\left((-8.498 \times 10^{-5}) \cdot t\right)$$

$$C_4: T = 21.078 + 113.865 \cdot \exp\left((-8.333 \times 10^{-5}) \cdot t\right)$$

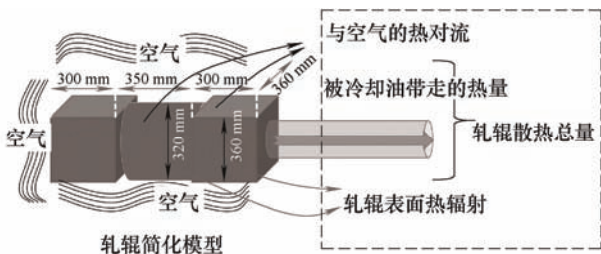


图6 传热简化模型示意图

3.2 沿辊面轴向方向的温度分布均匀性

由于相同冷却方式下的轧辊表面温度分布趋势基本一致, 这里仅以流量 $4\text{ m}^3/\text{h}$ 时的三种冷却方式作为对象, 即工况二、工况六、工况十, 来研究镁合金轧辊的轴向温度分布均匀性, 从辊面温度有下

降趋势开始, 间隔 5 min 为一个取值节点, 得到三种工况下的辊面温降轴向分布趋势(图 7), 其中 X 轴数值表示图 2 中从 TC_1 到 TC_8 的八个测温点。

从图 7 可以看出, 从加热到开始冷却, 轧辊表面温度的不均匀性很明显, 这是因为轧辊作为一个热载体, 其导热性是有限的, 热量从轧辊内部的流体传递到辊面需要一定时间, 且加热时间越长, 目标温度越高, 辊面温度分布均匀性越不可控, 导致轴向和径向都会出现一定程度的温度梯度。三种冷却方式的辊面温度轴向分布情况类似, 整体趋势为从节点 1 到节点 8 温度逐渐升高, 从传热学角度归结如下: 轧辊内部的热量通过热传导方式传递到辊面, 而节点 8 为靠近进油口端(图 2), 该节点处内部的热量较先传到辊面, 温度相比其他节点较高; 除此之外图 7 还有一个共性特点, 温度最低处为 2 到 3 节点附近而非 1 节点(如图 7 中标记区域), 这可以用图 2 来说明在图示油孔最深处(区域 A)的导热油由于需要极速回流, 但由于循环泵的作用, 回路的热油不断的汇集向该处, 在瞬时回流的导热油流量小于入口的流量, 导致 A 处热流密度偏高, 热量会优先传递到靠近该处的 1、2 节点, 使 1、2 节点温度偏高; 由上图也可以看出, 随着轧辊的冷却, 辊面轴向节点温度分布趋势不变, 但是温差逐渐减小, 这是因为根据斯蒂芬-玻尔兹曼定律, 热辐射与温度的四次方成正比, 温度越高, 热辐射效应越起关键作用, 冷却越快, 辊面逐渐趋向均匀。因此, 适当的降温可以改善辊面均匀性, 利于镁合金轧制。以上分析均说明试验结果与实际相符。

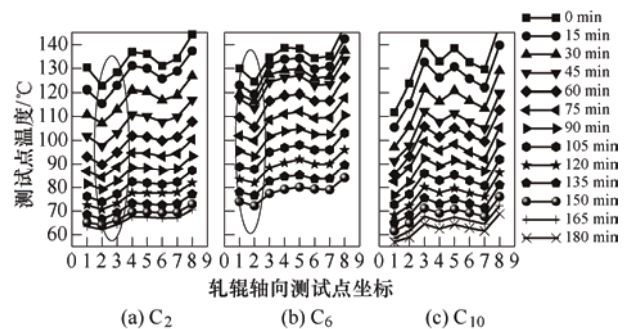


图7 流量 $4\text{ m}^3/\text{h}$ 时三种冷却方式下的轧辊表面温度测试点的温降图

为对轧辊轴向温度分布的均匀性进行量化评价, 去掉开始降温时十二种工况辊面温度的最大值和最小值后对其方差进行统计(表 1)。

表 1 每种工况下辊面温度方差

温降/℃	流量/(m ³ /h)			
	5	4	3	2
200→60	10.294 666	12.229 666	56.490 666	32.786 666
200→150→100→60	18.001 666	19.308	57.659	35.443
200→100→60	14.108	37.46	46.357 666	10.149 666

方差越小表明轧辊表面温度均匀性越好,越适于镁合金轧制。从不同冷却方式看,油温先从 200 ℃降到 150 ℃再降到 100 ℃最后降到 60 ℃时辊面温度整体方差较大,可以归结为该冷却方式下,轧辊处于高温状态(>100 ℃)下的时间较长,而前边已经分析出温度越高其表面均匀性越不可控,因此阶段性温降会导致辊面温度不均匀;随着流量的降低,方差先升高再降低,在流量为 3 m³/h 时三种冷却方式下的辊面温度方差都偏大,该流量下的轧辊表面温度均匀性较差,有可能是由于轧辊内部的结构影响,该流量下的流体在某些区域会产生流速不均匀的现象,从而影响传热效果。

3.3 辊面温降滞后时间

选取所有节点平均温降曲线进行分析,得出了辊面温度从 140 ℃左右到 60 ℃左右的温度区间,每降低 5 ℃所需要的时间。因同一冷却方式下的时间曲线趋势基本一致,这里只列举流量 4 m³/h 下的三种冷却方式进行分析(图 8)。

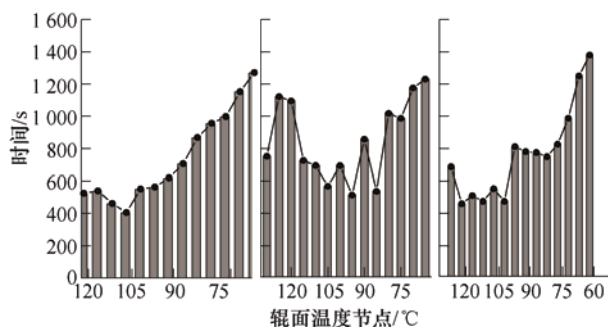


图 8 流量 4 m³/h 时三种冷却方式下轧辊表面温度降到下一个温度点所需响应时间

可以看出,不同冷却方式下响应时间的整体变化趋势基本一致,随着辊面温度的降低,响应时间逐渐增加,即温度越低降温越困难,这可以归结为响应时间的长短主要取决于散热能力的大小,温度开始降低时由于温度较高且辐射散热占主要影响因素,而其散热能力较强;随着温度的降低,辐射力减弱,与冷却油和空气的对流换热能力也减弱,响应时间也随着散热能力的减弱而变长。在开始降温时可能会有响应时间过长的情况,如图 8 所示。温

度下降的过程在数学上解释为温度曲线斜率由零开始不断增长的过程,当辊温达到最高时的温度时间曲线斜率为零。由于轧辊传热需要很长的响应时间,辊面温度斜率在起步时的改变也很缓慢;从工况 1~4 来看,辊面平均温度降到 70 ℃所需时间大概依次为 950 s、1 000 s、1 200 s、1 400 s,可知流量越大,辊温降到目标温度所需时间越少,即流量越大冷却速率越高。这一现象可用传热学理论来解释,即冷却油对冷却速率的直接影响是轧辊内壁与冷却油间的对流换热。流量越大,固定流域的流速越快,雷诺数也随之变大,对流换热系数变大,冷却能力提高;从工况 2、工况 6、工况 10 来看,其辊面温度达到峰值时的平均温度降到 70 ℃所需时间大概依次为 1 040 s、1 160 s、1 200 s,因为多阶段冷却的方式延长了辊面达到目标温度的冷却周期。

为预测各个工况下各温度区间辊面温降所需时间,基于现有数据经非线性拟合分析得到其多项式方程(表 2)。

表 2 不同工况下辊面温降所需时间

工况	多项式
C ₁	$t = 6112.282\,97 - 107.631\,04T + 0.511\,047T^2$
C ₂	$t = 4\,826.4 - 78.862\,86T + 0.367T^2$
C ₃	$t = 8\,085.820\,79 - 149.049\,23T + 0.737\,537T^2$
C ₄	$t = 9\,180.447\,48 - 168.739\,537T + 0.829\,247T^2$
C ₅	$t = 5\,278.333\,51 - 92.851\,877T + 0.455\,987T^2$
C ₆	$t = 5\,364.621\,43 - 93.038\,17T + 0.459\,597T^2$
C ₇	$t = 7\,342.541\,35 - 136.022\,387T + 0.699\,217T^2$
C ₈	$t = 7\,123.209\,23 - 121.420\,477T + 0.574\,877T^2$
C ₉	$t = 4\,548.810\,11 - 70.907\,717T + 0.309\,787T^2$
C ₁₀	$t = 4\,481.422\,97 - 69.953\,497T + 0.308\,987T^2$
C ₁₁	$t = 2\,648.482 - 23.624\,467T + 0.044\,887T^2$
C ₁₂	$t = 6\,315.581\,87 - 112.052\,367T + 0.533\,687T^2$

为充实试验的理论依据,计算了油温从 200 ℃直接降到 60 ℃、从 200 ℃降到 100 ℃、从 200 ℃降到 150 ℃三种情况下轧辊的温降,并与试验结果进行了比对。根据能量守恒定律,实验室轧辊从开始降温到目标温度这一过程中,轧辊表面对流换热散失的热量、冷却油从轧辊内带走的热量以及轧辊的辐射散热三者之和即为轧辊整体的温降热量(图 6)。估算出轧辊温降总热量后即可根据式(11)计算出冷却前后的轧辊整体的温差

$$\Delta T = \frac{\Delta Q}{c \cdot m} \quad (11)$$

式中,ΔQ 为轧辊总温降热量;c 为轧辊材料比热容,

J/(kg·K), 取 460; m 为轧辊质量, kg, 单个轧辊为 380 kg。

图 9 为轧辊温降的试验值与计算值比较。从中可以看出, 随着温差的增大, 温降所需时间也在延长, 诸如辊内流体的流速不均匀性、轧辊本身的热传导不均匀性、轧辊与冷却油和空气的对流换热系数的变化等不可控因素逐渐增多, 误差也会逐渐变大。

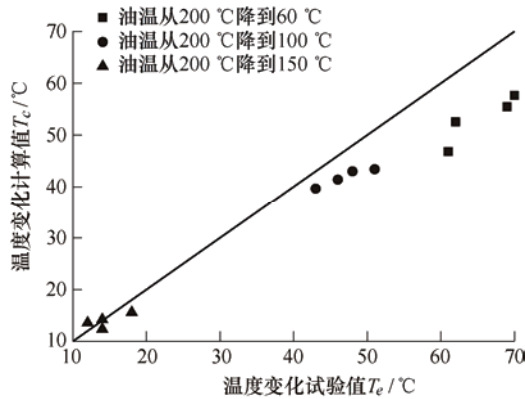


图 9 试验值与计算值对比

相对误差可由式(12)计算(允许范围为 $\pm 20\%$)

$$\delta = \frac{|T_e - T_c|}{T_e} \cdot 100\% \quad (12)$$

式中, T_c 为图 9 中的工况下由计算得出的轧辊表面平均温度变化值; T_e 为图 9 中的工况下由试验得出的轧辊表面平均温度变化值。表 3 为各种工况下的试验值与计算值之间的相对误差。

表 3 各种工况下的试验值与计算值相对误差

降温区间/°C	冷却油流量/(m ³ /h)	误差(%)
200→60	5	12.857 142 9
200→60	4	8.695 652 2
200→60	3	4.838 709 7
200→60	2	11.475 409 8
200→100	5	10.415 594
200→100	4	10.024 301 1
200→100	3	7.804 906 6
200→100	2	14.886 200 5
200→150	5	13.385 233 9
200→150	4	13.049 532 8
200→150	3	11.756 374 6
200→150	2	1.578 579 6

经分析, 误差主要来源有以下几点: ① 由于热传导、热对流以及热辐射理论计算的复杂性, 在计算时必要地作一些简化, 比如对于轧辊的表面积和

特性尺寸是基于其简化模型(图 6)进行计算的; ② 由于缺乏试验的数据支持, 常数 C 、 n 采用了经验值; ③ 在求解轧辊内壁与冷却油的对流换热系数时, 模型简化为: 在温降开始时轧辊内部立刻通具有指定目标温度的冷却油, 但是在实际试验中, 200 °C 的热油是在一边降温过程中一边导入轧辊内部的。

4 有限元结果分析

首先在 SOLIDWORKS 里建立轧辊三维模型, 保存为 X-T 格式后导入 WORKBENCH 平台并利用 Mesh 划分网格, 网格尺寸为 0.000 5 m。模型边界条件如图 10 所示。分别选择轧辊轴向和径向的截面进行分析, 并得出了距离轧辊表层不同深度的轴向温度分布。为了方便与试验进行对比, 这里只分析油温从 200 °C 直接降到室温的冷却方式, 与之对应的是 5 m³/h, 4 m³/h, 3 m³/h, 2 m³/h 四种工况。

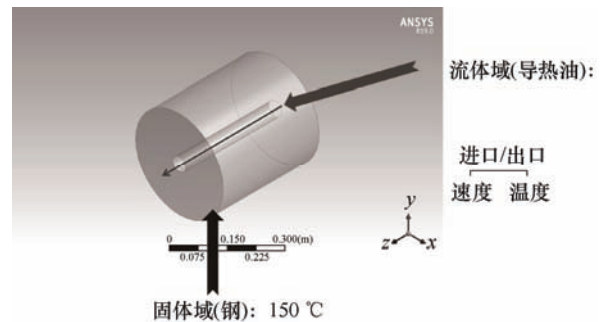


图 10 轧辊内部通油冷却有限元模型

迭代时间 600 s 时, 不同冷却油流量下的轧辊径向横截面温度云图如图 11 所示, 模拟结果表明: 冷却油流量分别为 5 m³/h, 4 m³/h, 3 m³/h, 2 m³/h 时, 对应的轧辊径向横截面的最高温度分别为 131 °C, 135 °C, 138 °C, 142 °C。说明轧辊整体的降温效果与冷却油量成明显正相关。从图中可以看出, 轧辊周向和径向温度分布均匀, 由轧辊芯部到轧辊表面, 其等值线均由密变稀, 说明轧辊径向方向随着热传导距离的增大, 温差逐渐减小, 导热效率降低。而第 3 节中与该类工况对应的试验结果表明, 冷却油流量分别为 5 m³/h, 4 m³/h, 3 m³/h, 2 m³/h, 从辊面开始温降持续 600 s 后, 辊面平均温度分别为 130.27 °C、135.21 °C、138.53 °C、138.79 °C。试验值整体偏低且相差不多, 这是因为试验开始时的轧辊初始温度远不到模拟中 150 °C 的初始辊温, 但辊面温度随冷却油流量变化的趋势相一致由此验证了试验的准确性, 以便后续学者基

于模拟手段得出大量数据来指导工程实际中镁合金轧制轧辊控温。

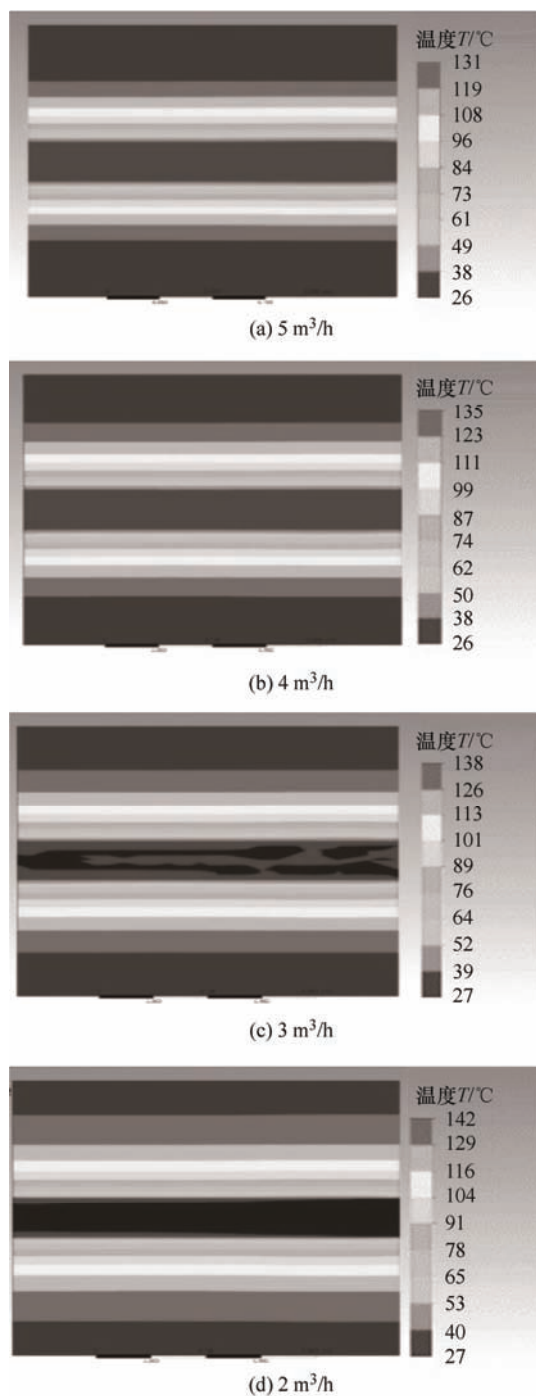


图 11 迭代 600 s 时冷却油流量分别为 $5 \text{ m}^3/\text{h}$, $4 \text{ m}^3/\text{h}$, $3 \text{ m}^3/\text{h}$, $2 \text{ m}^3/\text{h}$ 下的轧辊径向横截面温度云图

迭代时间 600 s 时, 不同冷却油流量下的轧辊轴向横截面温度云图如图 12 所示。轧辊轴向温度分布较均匀, 不同部位由芯部到外部的等值线同样由密变疏, 至此我们结合试验可以得出一个肯定结论, 即轧辊的降温效果与其内部冷却油的流量呈明显的正相关。而接下来我们要关注该模拟手段对于轧辊表面温度均匀性的影响以便分析其表面适合于镁合

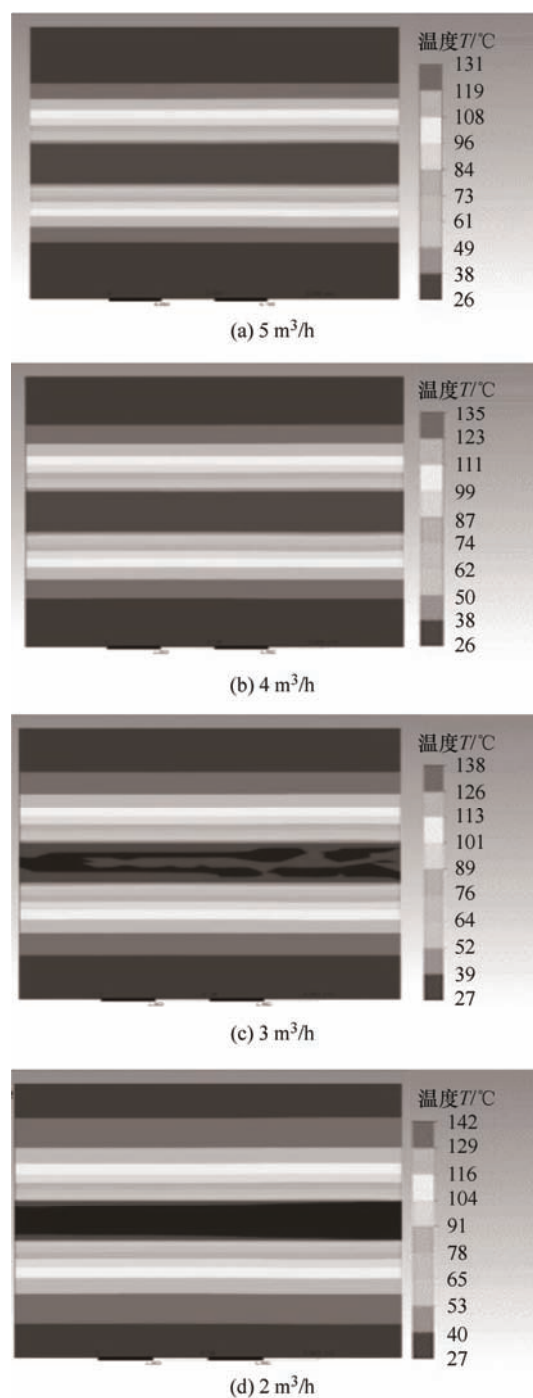


图 12 迭代 600 s 时冷却油流量分别为 $5 \text{ m}^3/\text{h}$, $4 \text{ m}^3/\text{h}$, $3 \text{ m}^3/\text{h}$, $2 \text{ m}^3/\text{h}$ 下的轧辊轴向横截面温度云图

金轧制的有效区域, 结果显示, 在 600 s 由内至外的传热过程中, 轧辊的轴向温度非常均匀, 在相同轴向坐标下的最大温差将近 1°C , 适合镁合金轧制区间为 100%; 轧辊内部的同一位置的温度值也是随冷却油流量的增大而增大, 由芯部到外部的传热效率同样在变弱; 而从中可以得出不一样的结论是, 随着靠近芯部, 轧辊轴向温度分布均匀性会有所波动, 即温度由操作侧到传动侧有递增趋势, 这从传热学理论可以解释为, 在流固耦合面的流体动力黏度较大, 越靠近轧辊芯部的位置越直接接触冷源,

150 °C 的辊温与 27 °C 室温间温差巨大, 其温度梯度变得不可控, 不均匀性增加, 而随着传热的进行以及传热效率的降低, 温差变化趋于缓慢。当然, 这里只是基于 600 s 进行的分析, 而真正轧辊降温的 10 000 s 过程中上述分析过程中的温差可能被放大, 即随着轧辊内部和外部温度的降低, 靠近轧辊芯部的温差起伏变大。并且第 3 节中的试验结果也表明, 考虑到轧辊的预热过程, 时间冗长会使得轧辊各个位置的温度梯度越来越大。

5 结论

主要基于镁合金轧制专用热流体轧辊, 采用流固耦合模拟与传热学基础理论分析相结合的方法, 通过研究轧辊内部通油对流冷却作用下轧辊的温度分布状态及辊面温度时间响应特性, 探讨其在冷却过程中对辊面温度均匀性及滞性的影响规律, 为轧制过程中轧辊快速、均匀冷却提供理论基础。研究结果表明, 相对于传统的空转轧辊降温方法, 采用热流体式控温轧辊可显著加快轧辊表面温度的冷却进程, 对镁合金轧制过程中轧辊温度在线控制具有指导意义。具体结果如下。

(1) 针对实验室研制开发并应用的镁合金热流体式控温轧辊, 当油温从 200 °C 直接降到 60 °C 的过程中, 控制冷却油流量从 2 m³/h 升到 5 m³/h, 随之增大的雷诺数 Re 显著增强了冷却油与轧辊内壁的对流换热能力, 得到的热平衡状态下辊面的平均温度从 68 °C 降至 60 °C, 辊面的平均温度与冷却油流量呈负相关; 在冷却油流量为 5 m³/h 的过程中, 控制冷却阶段数从一个阶段(200→60 °C)上升为三个阶段(200→150→100→60 °C), 会延长轧辊在高温状态下的时间, 进而减小冷却油与轧辊内壁的温差, 与两者间温差呈正相关的对流换热能力得以减弱, 得到的热平衡状态下辊面的平均温度从 60 °C 升至 65 °C, 辊面的平均温度与冷却阶段数呈正相关。

(2) 不同工况下镁合金轧制热流体式控温轧辊表面温度沿轴向分布的趋势相同, 导热油的热量主要通过热传导的方式优先给靠近操作侧的节点传热, 从而表现为由操作侧到传动侧温度递减的显著特征。当油流量控制在 2~5 m³/h 条件下, 冷却阶段的增加直接延长了传热时间, 使轧辊辊面轴向和径向呈现出一定程度的温度梯度, 导致辊面轴向温度分布趋向不均匀。由于辐射散热量与

物体温度的四次方呈正相关, 热辐射效应在高温状态下会大幅加速轧辊温降, 使轧辊在高温状态时的温降滞后时间相对于低温时得到大幅缩短, 在时滞性量化模型中表现为: 同一冷却方式下的辊面温降滞后时间与辊面温度呈强负相关, 基本满足典型二次函数关系。

参 考 文 献

- [1] JIA Weiping, HU Xuedong, ZHAO Huaiyun, et al. Texture evolution of AZ31 magnesium alloy sheets during warm rolling[J]. Journal of Alloys and Compounds, 2015, 645: 70-77.
- [2] JIA Weitao, TANG Yan, LE Qichi, et al. Air-cooling analysis of AZ31B magnesium alloy plate: Experimental verification, numerical simulation and mathematical modeling[J]. Journal of Alloys and Compounds, 2017, 695: 1838-1853.
- [3] ZOU Yongzhi, XU Zhengbing, HE Juan, et al. Crystallographic characteristic of intermetallic compounds in Al-Si-Mg Casting alloys using electron backscatter diffraction[J]. Chinese Journal of Mechanical Engineering, 2010, 23(3): 7.
- [4] 宋刚, 赵爽, 李涛涛, 等. 镁合金与钢异质材料焊接的研究进展[J]. 机械工程学报, 2020, 56(8): 1-12.
SONG Gang, ZHAO Shuang, LI Taotao, et al. Research progress on welding of magnesium alloy and steel dissimilar materials[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2020, 56(8): 1-12.
- [5] JIA Weitao, MA Lifeng, JIAO Mingyang, et al. Fracture criterion for predicting edge-cracking in hot rolling of twin-roll casted AZ31 Mg alloy[J]. Journal of Materials Research and Technology, 2020, 9(3): 4773-4787.
- [6] MIRONOV S, ONUMA T, SATO Y, et al. Microstructure evolution during friction-stir welding of AZ31 magnesium alloy[J]. Acta Materialia, 2015, 100: 301-312.
- [7] HUANG Xinsheng, SUZUKI K, WATAZU A, et al. Microstructural and textural evolution of AZ31 magnesium alloy during differential speed rolling[J]. Journal of Alloys and Compounds, 2009, 479(1): 726-731.
- [8] TSAO Lungchuan, HUANG Yenteng, FAN Kuohuan. Flow stress behavior of AZ61 magnesium alloy during hot compression deformation[J]. Materials & Design, 2014, 53: 865-869.
- [9] FENG Fei, HUANG Shangyu, MENG Zhenghua, et al. A constitutive and fracture model for AZ31B magnesium

- alloy in the tensile state[J]. *Materials Science and Engineering: A*, 2014, 594: 334-343.
- [10] BISWAS S, KIM D, SUWAS S. Asymmetric and symmetric rolling of magnesium: Evolution of microstructure, texture and mechanical properties[J]. *Materials Science and Engineering: A*, 2012, 550: 19-30.
- [11] TRIPATHI A, MURTY S V S N, NARAYANAN P R. Microstructure and texture evolution in AZ31 magnesium alloy during caliber rolling at different temperatures[J]. *Journal of Magnesium and Alloys*, 2017, 5(3): 340-347.
- [12] RAO Xixin, WU Yunpeng, PEI Xiaobing, et al. Influence of rolling temperature on microstructural evolution and mechanical behavior of AZ31 alloy with accumulative roll bonding[J]. *Materials Science and Engineering: A*, 2019, 754: 112-120.
- [13] TRIPATHI A, SAMAJDAR I, NIE Jianfeng, et al. Study of grain structure evolution during annealing of a twin-roll-cast Mg alloy[J]. *Materials Characterization*, 2016, 114: 157-165.
- [14] PAN Fusheng, ZENG Bin, JIANG Bin, et al. Enhanced mechanical properties of AZ31B magnesium alloy thin sheets processed by on-line heating rolling[J]. *Journal of Alloys and Compounds*, 2017, 693: 414-420.
- [15] LIU Di, LIU Zuyan, WANG Erde. Evolution of twins and texture and its effects on mechanical properties of AZ31 magnesium alloy sheets under different rolling process parameters[J]. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, 2015, 25(11): 3585-3594.
- [16] MAO Daheng, ZHANG Biao, LI Jianping, et al. Effect of hot-rolling and warm-rolling process on properties of cast-rolling AZ31B magnesium alloy strip[J]. *Procedia Engineering*, 2012, 27: 887-894.
- [17] CAI Ban, LI Changsheng, ZHANG Jian, et al. Rolling of AZ31 magnesium alloy strip using induction heating rolls[J]. *Procedia Engineering*, 2014, 81: 209-214.
- [18] 李洋, 马立峰, 姜正义. 通过流固耦合加热的轧辊温度场分析[J]. *机械工程学报*, 2018, 54(24): 51-60.
LI Yang, MA Lifeng, JIANG Zhengyi, et al. Temperature field analysis of roll heated by fluid-solid coupled heat transfer[J]. *Journal of Mechanical Engineering*, 2018, 54(24): 51-60.
- [19] BEAUSIR B, BISWAS S, KIM D, et al. Analysis of microstructure and texture evolution in pure magnesium during symmetric and asymmetric rolling[J]. *Acta Materialia*, 2009, 57(17): 5061-5077.
- [20] LI Yongkang, YANG Yang, HE Changyan. Three-dimensional transient temperature analysis of cooling roller for preparing amorphous ribbon[J]. *Journal of Non-Crystalline Solids*, 2018, 481: 276-281.
-
- 作者简介: 范沁红, 女, 1976 年出生, 博士, 副教授。主要研究方向为机械机构设计与人机工程。
E-mail: tyustfqh@163.com
贾伟涛(通信作者), 男, 1986 年出生, 博士, 教授。主要研究方向为镁合金塑性成形技术与装备制造。
E-mail: jwt860520@163.com