

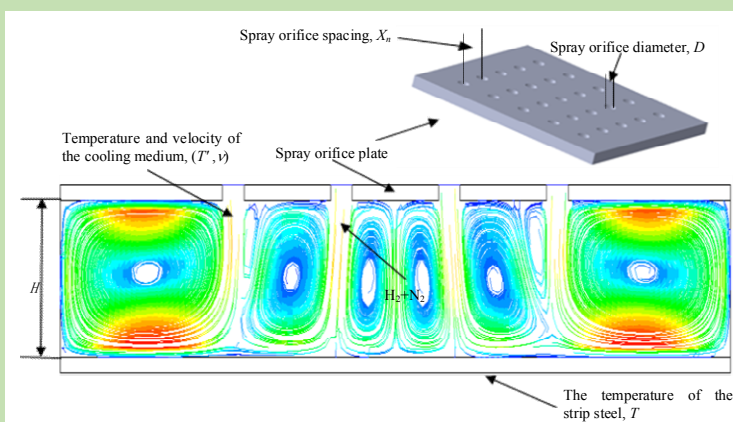


## Numerical simulation on thermal process of recycling jet cooling in heat treatment of strip steel in protective hydrogen atmosphere

Ping'an CHEN<sup>1,2</sup>, Fangqin DAI<sup>1,2\*</sup>, Yue GUO<sup>1,2</sup>, Luwei PAN<sup>1,2</sup>, Jiangjun KE<sup>3</sup>, Jiamou WU<sup>4</sup>,  
Yuansheng LEI<sup>3</sup>, Yuncheng LI<sup>4</sup>

1. Key Lab for Ferrous Metallurgy and Resources Utilization of Ministry of Education, Wuhan University of Science and Technology, Wuhan, Hubei 430081, China
2. National-provincial Joint Engineering Research Center of High Temperature Materials and Lining Technology, Wuhan University of Science and Technology, Wuhan, Hubei 430081, China
3. Huangshi Sunny Xingye Strip Co., Ltd., Huangshi, Hubei 435100, China
4. Huangshi Sunny Technology Co., Ltd., Huangshi, Hubei 435003, China

**Abstract:** A one-dimensional unsteady heat transfer model was established for the cyclic spray cooling heat transfer of strip steel protective atmosphere. The temperature field of strip steel was calculated by finite difference numerical calculation method. The comprehensive heat transfer coefficient required of the strip steel at different thicknesses, different initial temperatures and operating speeds were determined. The effects of structural parameters of the spray box and the parameters of the circulating cooling medium on



strip steel outlet temperature were studied. The results showed that there was a maximum operating velocity for strip steel with different thicknesses on the premise of meeting the performance requirements and safety. For strip steel with thickness of more than 3 mm, the influence of the section temperature difference on the strip steel properties could not be ignored. The temperature of strip steel outlet increased with the increase of the ratio ( $H/D$ ) of distance between strip and orifice ( $H$ ) to orifice diameter ( $D$ ), but increase rate gradually decreased as  $H/D$  increased. There was an optimal range of the ratio ( $X_n/D$ ) of the orifice spacing ( $X_n$ ) to the orifice diameter ( $D$ ) which was related to  $H$ . Therefore, when actually designing the spray box structure, it is necessary to consider not only the optimal value of  $D$ , but also the  $H$ . As the temperature of the cooling medium increased by  $10^\circ\text{C}$ , strip steel outlet temperature increased by about  $3^\circ\text{C}$ . When the volume percentage of hydrogen in the cooling medium and the flow rate of the cooling medium increased, the temperature of strip steel outlet decreased, however, the decrease rate gradually decreased as the volume percentage of hydrogen in the cooling medium and its flow rate increased. The industrial application results showed that the calculated value of the outlet temperature of strip steel was in good agreement with the measured value, and the error was about 3.4% which meant that the model met the application requirements.

**Key words:** protective hydrogen atmosphere; recycling jet cooling; finite difference; heat transfer coefficient; spray box structure; cooling medium

收稿: 2018-09-11, 修回: 2018-12-29, 网络发表: 2019-01-23, Received: 2018-09-11, Revised: 2018-12-29, Published online: 2019-01-23  
作者简介: 陈平安(1992-), 男, 湖北省建始县人, 硕士研究生, 冶金热能专业; 戴方钦, 通讯联系人, E-mail: daifangqin@wust.edu.cn.

**引用格式:** 陈平安, 戴方钦, 郭悦, 等. 带钢保护气氛循环喷射冷却热工过程的数值模拟. 过程工程学报, 2019, 19(4): 750-758.  
Chen P A, Dai F Q, Guo Y, et al. Numerical simulation on thermal process of recycling jet cooling in heat treatment of strip steel in protective hydrogen atmosphere (in Chinese). Chin. J. Process Eng., 2019, 19(4): 750-758, DOI: 10.12034/j.issn.1009-606X.218285.

# 带钢保护气氛循环喷射冷却热工过程的数值模拟

陈平安<sup>1,2</sup>, 戴方钦<sup>1,2\*</sup>, 郭悦<sup>1,2</sup>, 潘卢伟<sup>1,2</sup>, 柯江军<sup>3</sup>, 巫嘉谋<sup>4</sup>, 雷远胜<sup>3</sup>, 李运成<sup>4</sup>

1. 武汉科技大学钢铁冶金及资源利用省部共建教育部重点实验室, 湖北 武汉 430081

2. 高温材料与炉衬技术国家地方联合工程研究中心, 湖北 武汉 430081

3. 黄石山力兴冶薄板有限公司, 湖北 黄石 435100

4. 黄石山力科技股份有限公司, 湖北 黄石 435003

**摘 要:** 对带钢保护气氛循环喷射冷却热工过程建立了一维非稳态传热模型, 采用有限差分计算方法计算了带钢的温度场, 确定了带钢在不同厚度、初始温度及运行速度下所需的综合换热系数, 考察了喷箱的结构参数和循环冷却介质的物性参数对带钢出口温度的影响。结果表明, 不同厚度的带钢在满足性能要求及安全的条件下, 存在最大运行速度, 厚度超过 3 mm 的带钢的断面温差对带钢性能的影响不能忽略; 带钢出口温度会随带钢至喷孔板距离( $H$ )与喷孔直径( $D$ )的比值增大而增大, 但增大速率随 $H/D$ 增加逐渐变小。喷孔间距( $X_n$ )与喷孔直径的比值存在最佳范围, 且与 $H$ 有关, 因此在实际设计喷箱结构时, 不仅需考虑 $X_n/D$ 的最佳值, 还需结合 $H$ 综合考虑; 冷却介质( $H_2+N_2$ )的温度每升高 10℃, 带钢出口温度增加约 3℃。带钢出口温度随冷却介质中氢气含量及流速增加而减小, 但减小速率随二者增加而逐渐减小。现场应用结果表明, 带钢出口温度的模拟值与实测值吻合较好, 误差约为 3.4%, 满足应用要求。

**关键词:** 保护气氛; 循环喷射冷却; 有限差分; 换热系数; 喷箱结构; 冷却介质

**中图分类号:** TG155.1      **文献标识码:** A      **文章编号:** 1009-606X(2019)04-0750-09

## 1 前言

退火炉是改变冷轧带钢力学性能的重要设备, 带钢通过在退火炉中加热、保温及冷却, 使抗拉强度、屈服强度及伸长率等达到要求, 其中退火炉中带钢组织结构最大变化发生在冷却段, 是决定带钢力学性能的关键因素之一<sup>[1]</sup>。为得到理想的晶体组织, 需制定更合理的冷却方案, 对其进行精确控制<sup>[2]</sup>。

气体射流冷却是一种非常有效的强化传热方式, 在带钢热镀锌生产线上被广泛采用<sup>[3-5]</sup>。射流冲击换热过程受冷却介质物性参数、喷孔几何参数及排布形式、距被冲击表面距离和温度等因素影响, 过程十分复杂。射流换热的数值模拟近年来取得了长足进展, 文献<sup>[6-9]</sup>利用有限元分析工具 ANSYS 模拟快速冷却条件下的钢带温度场, 文献<sup>[10-15]</sup>借助各类编程平台自行编程, 采用有限元或有限差分方法模拟快速冷却条件下的带钢温度。

目前射流换热的理论研究成果相当丰富, 但与现场实际相结合的应用研究相对较少, 同时断面温差会随带钢厚度增加而增大, 生产过程中需注意带钢的运行速度与厚度的协调优化<sup>[16]</sup>。为满足工业生产及应用研究的需要, 本工作研究了连续热镀锌在快速冷却段的一维温度模型并进行计算。

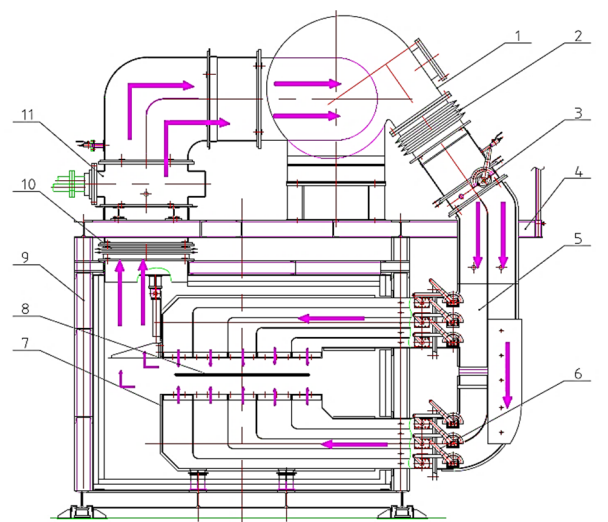
## 2 模型介绍

快速冷却是指采用保护气体循环喷射, 以热对流、热传导两种方式直接冷却带钢的循环喷射冷却

(Recycling Jet Cooling, RJC)方式<sup>[16]</sup>。

### 2.1 RJC 的组成及工作原理

以黄石山力薄板公司某连续退火炉冷却机组为研究对象, 其主要由保护气体循环风机、热交换器、气体分配蝶阀、循环通道和喷箱构成。工作原理是由循环风机将炉内的热保护气体抽出, 经过换热器冷却, 由冷却水将热量带走, 冷却后的保护气体则由风机送入喷箱, 喷射到带钢表面冷却带钢。



1. Circulating fan    2. Expansion joint  
3. Controlled cooling double butterfly valve    4. Furnace top platform  
5. Circulating air duct    6. Five-point valve    7. Spray box    8. Strip steel  
9. Cooling section furnace shell    10. Expansion joint    11. Water cooler

图1 循环喷射冷却结构图

Fig.1 Diagram of RJC structure

单个 RJC 系统见图 1, 图中箭头为保护气体流动方向。冷却机组共有 6 个冷却段, 且带钢上下冷却情况相同, 因此只需考虑一半即可。RJC 结构及喷孔板示意图如图 2 所示, 单节冷却段长 4300 mm, 喷箱长 3800 mm,

宽 1450 mm, 喷孔板上喷孔直径  $D=26$  mm, 喷孔横向间距 100 mm, 纵向间距 175 mm, 喷孔距带钢表面间距  $H=150$  mm, 循环冷却气体中氮氢体积比为 85:15。

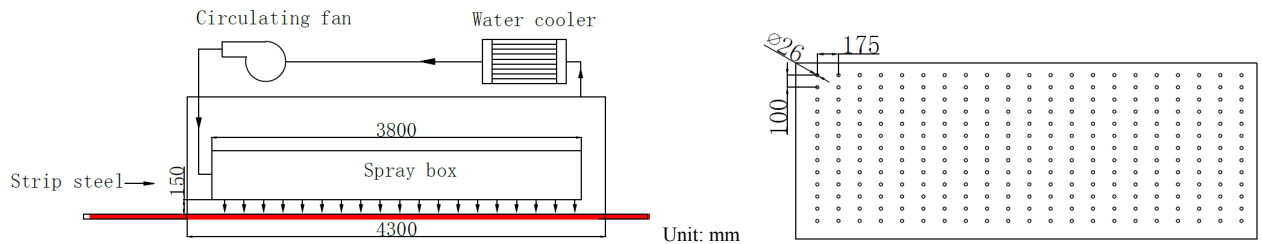


图2 RJC 结构及喷孔板示意图

Fig.2 RJC structure and jet orifice plate schematic diagrams

## 2.2 数学模型

快速冷却时带钢在长度与宽度方向的热交换环境变化不大, 为简化计算, 忽略带钢在长度和宽度方向的热传导<sup>[17,18]</sup>, 求解沿带钢厚度方向的一维导热方程。导热微分方程<sup>[16,19,20]</sup>为

$$\frac{\partial(\rho_l c_{pt} T)}{\partial \tau} = \frac{\partial}{\partial x} \left( \lambda_l \frac{\partial T}{\partial x} \right) \quad (0 < x < \frac{L}{2}) \quad (1)$$

式中,  $T$  为带钢表面温度( $^{\circ}\text{C}$ ),  $\lambda_l$  为带钢导热系数 [ $\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ ],  $\tau$  为时间(s),  $\rho_l$  为带钢密度( $\text{kg}/\text{m}^3$ ),  $c_{pt}$  为带钢比热容 [ $\text{kJ}/(\text{m}^3 \cdot \text{K})$ ],  $x$  为带钢厚度方向尺寸(m),  $L$  为带钢厚度(m)。

边界条件为

$$\frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=0} = 0 \quad (2)$$

$$-\lambda_l \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=\frac{L}{2}} = h(T' - T_f) \quad (3)$$

式中,  $h$  为考虑强制对流与辐射的带钢表面综合换热系数 [ $\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ ],  $T_f$  为保护气体温度( $^{\circ}\text{C}$ )。

初始条件为

$$\tau = 0; T = T_0 \quad (4)$$

其中,  $T_0$  为初始温度( $^{\circ}\text{C}$ )。

因为带钢的温度随时间变化, 所以模型为一维非稳态导热模型, 采用显示差分对模型进行数值计算。网格划分见图 3, 空间步长为 0.1 mm, 时间步长为 0.05 ms, 当  $1-2FoBi-2Fo \geq 0$  时数值解稳定。

对式(1)和式(2)~(3)进行离散, 可建立式(5)~(7)构成的显示差分方程。

内部节点温度:

$$T_i^n = Fo(T_{i-1}^{n+1} + T_{i+1}^{n+1}) + (1-2Fo)T_{i-1}^n \quad (5)$$

其中,  $n=2, 3, 4, \dots, N-1$ , 为温度方向的节点。

边界节点温度:

$$T_i^1 = 2Fo[T_{i-1}^2 + (1-2Fo)T_{i-1}^1] \quad (6)$$

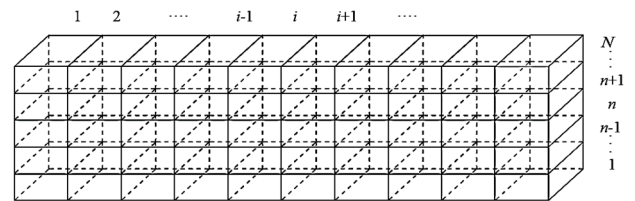


图3 网格划分示意图

Fig.3 Grid division diagram

$$T_i^N = (1-2FoBi-2Fo)T_{i-1}^N + 2FoT_{i-1}^{N-1} + 2t_f FoBi \quad (7)$$

$$Fo = \frac{\alpha_l \Delta \tau}{\Delta x^2} \quad Bi = \frac{h \Delta x}{\lambda_l} \quad \alpha_l = \frac{\lambda_l}{\rho_l c_{pt}} \quad (8)$$

式中,  $Fo$  为傅里叶数,  $T_i$  为  $\tau$  时刻的带钢温度( $^{\circ}\text{C}$ ),  $T_{i-1}$  为  $\tau-\Delta\tau$  时刻的温度( $^{\circ}\text{C}$ ),  $Bi$  为毕渥数,  $N$  为带钢厚度方向总节点数,  $\alpha_l$  为带钢的热扩散率( $\text{m}^2/\text{h}$ ),  $t_f$  为冷却介质温度( $^{\circ}\text{C}$ )。

带钢和冷却介质的热容、导热系数及密度受温度影响很大, 为保证模型的精度, 这些参数均需随温度变化而变化。根据建立的离散方程式并结合初始条件及边界条件可得到带钢在任意时间及位置的温度场<sup>[16]</sup>。

## 2.3 模型中带钢表面综合换热系数的确定

由于该模型在实际应用过程中冷却介质的速度均在 50 m/s 以上, 经初步计算,  $Gr/Re^2 < 0.01$  ( $Gr$  为冷却介质的格拉晓夫数,  $Re$  为冷却介质的雷诺数), 因此忽略自然对流对实际换热的影响, 模型边界的综合换热系数主要包括带钢辐射及强制对流换热系数。

### 2.3.1 辐射换热系数

结合实际喷箱结构, 模型仅有带钢与多孔喷孔壁间存在辐射换热, 可简化为两封闭系统间的辐射换热<sup>[16]</sup>, 同时由于循环冷却介质为  $\text{N}_2$  与  $\text{H}_2$  混合气体, 所以没有

气体辐射。

辐射换热系数为

$$h_r = \frac{\varepsilon \sigma (T_s^4 - T_w^4)}{T_s - T_w} \quad (9)$$

式中,  $h_r$  为带钢与喷孔壁间的辐射换热系数 [ $\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ ],  $\varepsilon$  为系统发射率,  $T_s$  为带钢特征温度即带钢长度方向上每个计算段的平均温度 ( $^{\circ}\text{C}$ ),  $T_w$  为喷孔壁温度 ( $^{\circ}\text{C}$ ), 史蒂芬-玻尔兹曼常数  $\sigma = 5.67 \times 10^{-8} [\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}^4)]$ 。

### 2.3.2 强制对流换热系数

圆形喷孔阵列的平均对流换热系数  $h_f$  由 Matin 公式<sup>[16]</sup>计算:

$$h_f = \frac{\lambda_t}{D} Pr^{0.42} \left[ 1 + \left( \frac{H/D}{0.6/\sqrt{A_t}} \right)^6 \right]^{-0.05} \sqrt{A_t} \frac{1 - 2.2\sqrt{A_t}}{1 + 0.2(H/D - 6)\sqrt{A_t}} Re^{2/3} \quad (10)$$

$$Re = \frac{VD}{\nu} \quad (11)$$

适用范围

$$2000 \leq Re \leq 100000, 2 \leq \frac{H}{D} \leq 12, 0.0004 \leq A_t \leq 0.04 \quad (12)$$

式中,  $A_t$  为相对喷孔面积, 即单个喷孔面积与单元表面积之比,  $V$  为冷却介质出喷孔的速度 ( $\text{m/s}$ ),  $\nu$  为冷却介质的运动粘度 ( $\text{m}^2/\text{s}$ ), 冷却介质的定性温度取带钢特征温度与冷却气体温度的平均值。

综合换热系数

$$h = h_f + h_r \quad (13)$$

### 2.4 热量损失计算

实际生产过程中, 带钢散失的热量除通过换热器交换外, 炉墙也会散失部分热量, 分为三类。

(1) 带钢单位时间散失的热量

$$Q_s = 2hwV_s(T_a - t_f) \quad (14)$$

式中,  $h$  为带钢表面综合换热系数 [ $\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ ],  $w$  为带钢宽度 ( $\text{m}$ ),  $T_a$  为带钢在该冷却段的平均温度 ( $^{\circ}\text{C}$ ),  $V_s$  为带钢的运行速度 ( $\text{m/s}$ )。

(2) 炉墙散失的热量

$$Q_w = \frac{T_{in} - T_h}{\frac{1}{\alpha_{\Sigma 1}} + \sum \frac{s}{\lambda_w} + \frac{1}{\alpha_{\Sigma 2}}} F_w \quad (15)$$

式中,  $T_{in}$  为冷却介质进入换热器的温度 ( $^{\circ}\text{C}$ ),  $T_h$  为环境温度 ( $^{\circ}\text{C}$ ),  $s$  为炉墙耐火材料厚度 ( $\text{m}$ ),  $\lambda_w$  为耐火材料导热系数 [ $\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ ],  $\alpha_{\Sigma 1}$  和  $\alpha_{\Sigma 2}$  分别为内外气体与炉壁的综合传热系数 [ $\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ ],  $F_w$  为炉壁表面积 ( $\text{m}^2$ )。

(3) 换热器吸收的热量

$$Q_h = h_h F_h \Delta t_d \quad (16)$$

式中,  $h_h$  为以外表面为基准的换热器综合换热系数 [ $\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ ],  $F_h$  为实际换热面积 ( $\text{m}^2$ ),  $\Delta t_d$  为考虑温差修正系数的对数平均温差 ( $^{\circ}\text{C}$ )。

### 2.5 带钢冷却控制模型计算程序

本工作的一维模型结合现场实际生产情况, 综合考虑了带钢、换热器、喷箱、冷却水及循环冷却介质对射流冷却的影响, 同时考虑了温度对带钢和冷却介质的热物理性质的影响, 可真实反映出各参数在整个冷却过程中的变化情况, 为冷却机组的设计及现场实际生产控制提供指导。

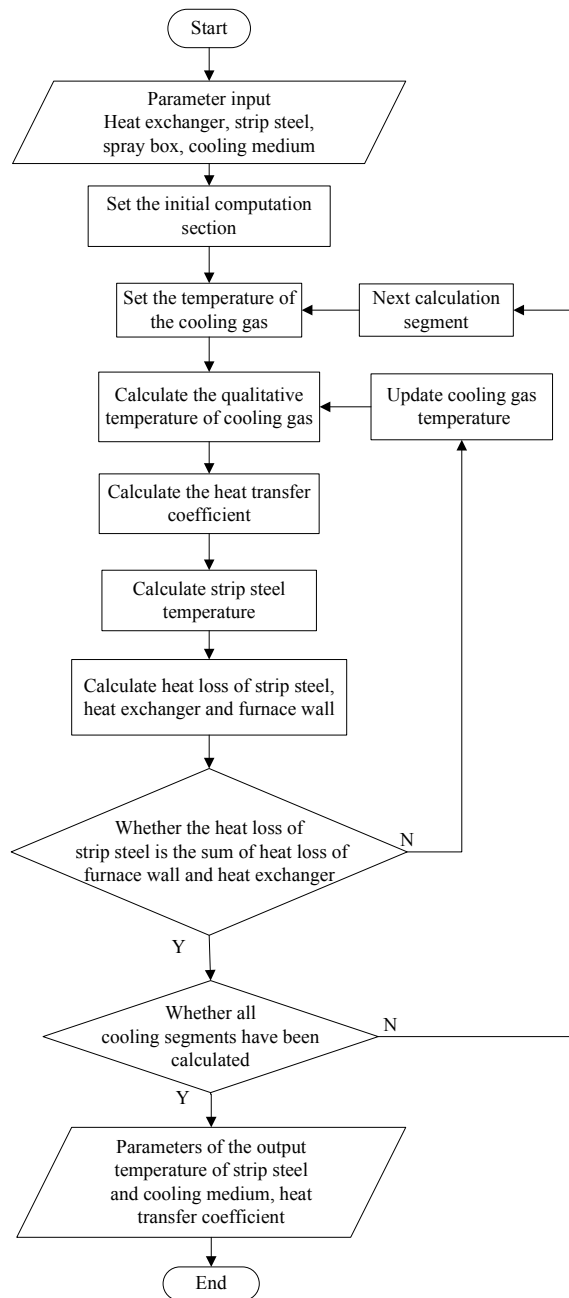


图4 RJC温度场模型计算流程

Fig.4 Calculation flow chart of RJC temperature field model

给定换热器、带钢、喷箱、风机及冷却介质的相关输入参数后,设置冷却气体的初始温度,计算冷却气体的定性温度,再计算各类换热系数,当判定数值解稳定时计算该冷却段带钢的温度,然后计算带钢在该冷却段散失的热量、通过炉墙散失的热量和换热器吸收的热量。当带钢散失热量为炉墙散失热量和换热器吸收的热量之和时计算下一个冷却段,直到所有冷却段计算完成,否则改变冷却气体的温度重新计算。计算流程如图

4 所示。

3 计算模型验证与结果分析

3.1 模型验证

计算条件见表 1。采用 C++语言进行编程,以黄石山力薄板公司某连续退火炉冷却机组参数(表 2)代入计算。

表 1 计算条件  
Table 1 Calculation conditions

Temperature/℃		Content/vol%		Orifice	Horizontal	Longitudinal spacing	Spray distance	Cooling medium flow rate/(m³/min)
Initial	Final	N <sub>2</sub>	H <sub>2</sub>	diameter/mm	spacing/mm	/mm	/mm	
730	467	85	15	26	100	175	150	750

表 2 各冷却段带钢温度分布  
Table 2 Temperature distribution of strip steel in each cooling section

Cooling section	Temperature/℃						Outlet section temperature difference/℃	Temperature drop, ΔT/℃	Cooling rate /(℃/s)
	Inlet surface	Inlet center	Average inlet	Outlet surface	Outlet center	Average outlet			
1	730.00	730.00	730.00	682.99	686.81	684.90	3.83	47.02	7.29
2	682.99	686.81	684.90	640.99	644.73	642.86	3.75	42.00	6.51
3	640.99	644.73	642.86	600.28	603.92	602.10	3.64	40.71	6.31
4	600.27	603.92	602.10	560.36	563.87	562.12	3.51	39.92	6.19
5	560.36	563.87	562.12	520.94	524.31	522.63	3.37	39.42	6.11
6	520.94	524.31	522.63	482.06	485.27	483.67	3.21	38.88	6.03

钢种为 Q345 带钢,厚 3 mm,宽 1200 mm,单节喷箱长 3800 mm,冷却段共 6 节。图 5 为带钢中心温度随冷却时间的变化。由图可知,带钢中心温度随冷却进行基本均匀下降,对改善带钢性能有利。模型计算带钢终温为 483.67℃(表 2),与实测值的误差为 3.4%,表明本模型的精确度可以保证且计算结果可靠。

由表 2 和 3 可知,随冷却进行,每个冷却段带钢温降逐渐减小,带钢表面冷却速率逐渐降低,强制对流换热系数逐渐增大,主要是冷却介质温度变化,相应的  $Re$ 、 $Pr$  及热导率变化所致。而辐射换热系数减小主要是带钢温度下降所致。虽然第 4~6 冷却段综合换热系数提高,但由于带钢与冷却介质间的温差  $\Delta T$  降低更快,使热流密度降低,冷却速率降低。强制对流换热系数在综合换热系数中占比最大,增大综合换热系数主要需提高强制

对流换热系数。

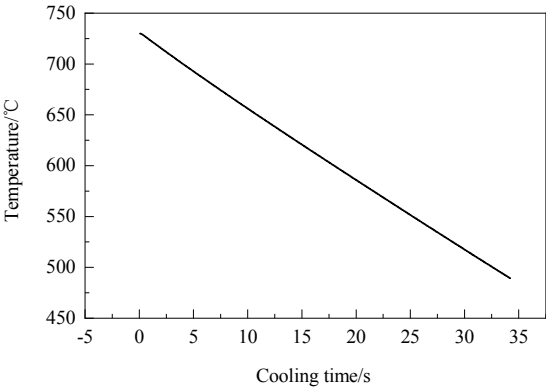


图 5 带钢中心温度随冷却时间的变化  
Fig.5 Change of strip steel center temperature with cooling time

表 3 各冷却段换热系数及热流密度分布  
Table 3 Heat transfer coefficient and heat flux density distribution of each cooling section

Cooling section	Heat transfer coefficient/[W/(m²·K)]				Heat flux density/(W/m²)
	Comprehensive	Forced convection	Radiation	Heat exchanger	
1	214.968	186.335	28.628	118.922	138172
2	214.116	188.697	25.414	119.029	129216
3	213.733	191.129	22.600	119.106	120775
4	213.761	193.658	20.098	119.153	112584
5	214.234	196.434	17.796	119.229	104959
6	215.125	199.415	15.706	119.304	97597.4

## 3.2 结果与讨论

### 3.2.1 带钢参数对换热的影响

图 6 为不同厚度的带钢在不同带钢运行速度下所需综合换热系数及相应出口断面的温差。由图 6(a)可知, 带钢运行速度和厚度增大, 综合换热系数增大且呈线性增长。由图 6(b)可看出, 出口断面温差随带钢厚度及运

行速度增加而逐渐增大。0.5 及 1 mm 厚的薄带钢断面温差变化不大, 在满足综合换热系数和安全的前提下可增加带钢运行速度以提高产量。而超过 3 mm 厚的带钢断面温差对带钢性能的影响不能忽略。因此不同厚度的带钢在满足性能要求及安全的前提下, 存在最大的运行速度, 切不可盲目提高带钢的运行速度。

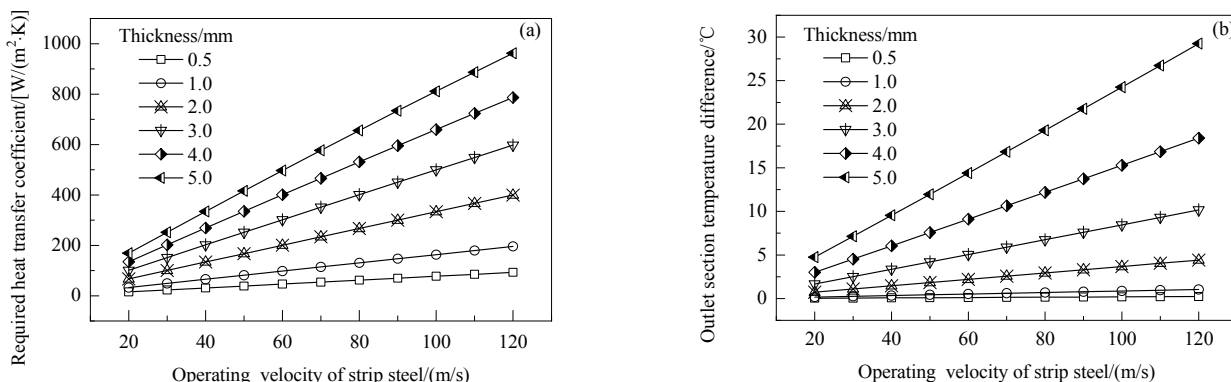


图 6 带钢在不同厚度和运行速度下所需换热系数和出口断面温差

Fig.6 The required heat transfer coefficient and outlet section temperature difference for strip steel at different thicknesses and operating velocities

图 7 为带钢在不同初始温度和运行速度下所需的综合换热系数。由图可知, 随带钢初始温度升高, 所需综合换热系数增大。带钢初始温度降低, 可降低冷却介质的流量, 维持相同的冷却速度, 也可适当提高带钢运行速度以提高生产能力。相同运行速度下, 初始温度逐渐升高, 所需综合换热系数增长幅度减小。

带钢出口温度越高。 $H/D=2.5\sim4$  时带钢出口温度变化更快, 随  $H/D$  不断增大, 温度变化速率越来越小。由于喷嘴板不方便经常更换, 因此目前有些冷却机组为了能通过改变  $H/D$  适应不同带钢厚度和运行速度的生产需求, 将喷嘴设计为距离可调型。

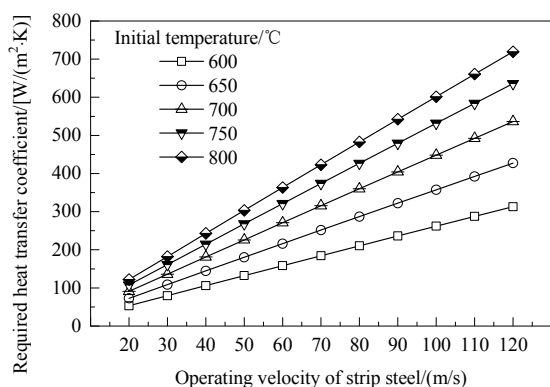


图 7 带钢在不同初始温度和运行速度下所需换热系数

Fig.7 The required heat transfer coefficient required for strip steel at different initial temperature and operating velocities

### 3.2.2 喷嘴参数对带钢出口温度的影响

图 8 为不同冷却介质喷射速度下喷嘴至带钢距离与喷嘴直径的比值  $H/D$  对带钢出口温度的影响(喷嘴直径为 25 mm)。由图可知, 相同喷射条件下,  $H/D$  越大,

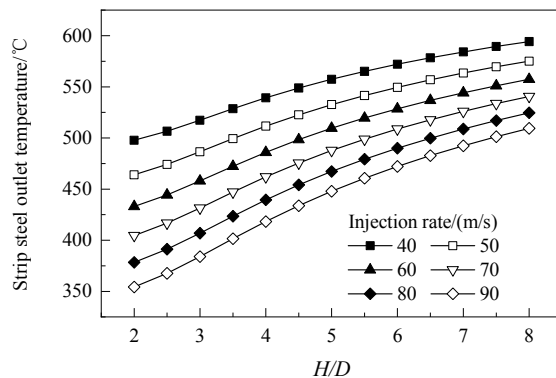


图 8 不同冷却介质喷射速度下  $H/D$  对带钢出口温度的影响  
Fig.8 Effect of  $H/D$  on strip steel outlet temperature with different injection rates of cooling medium

图 9 为喷嘴间距与喷嘴直径的比值  $X_n/D$  对带钢出口温度的影响( $H=80$  和 120 mm)。由图可知, 随  $X_n/D$  变化, 带钢出口温度的变化呈抛物线型, 表明  $X_n/D$  存在最佳范围,  $H=80$  mm 时约为 3.5~4.5,  $H=120$  mm 时约为 4~4.5。随喷嘴直径增大,  $X_n/D$  的最佳范围均有逐渐减



小的趋势。所以在实际设计喷箱结构时, 不仅需考虑  $X_n/D$  的最佳值, 还需结合喷射高度  $H$  综合考虑以达到最优换热效果。

图 10 为喷孔排布方式对带钢出口温度的影响, 喷孔直径  $D=25\text{ mm}$ , 喷孔间距  $X_n=100\text{ mm}$ 。由图可知, 当喷孔距带钢较近时, 叉排的带钢出口温度比顺排低, 这

是因为喷孔板面积相同时, 叉排的开孔率比顺排大, 导致带钢的有效换热面积更大。当带钢距喷孔距离  $H\approx 60\sim 70\text{ mm}$  时, 两者几乎没有区别, 但随  $H$  增大, 临近射流之间的扰动逐渐增大, 同时叉排的喷孔排布间距比顺排大, 导致叉排的带钢出口温度比顺排高。

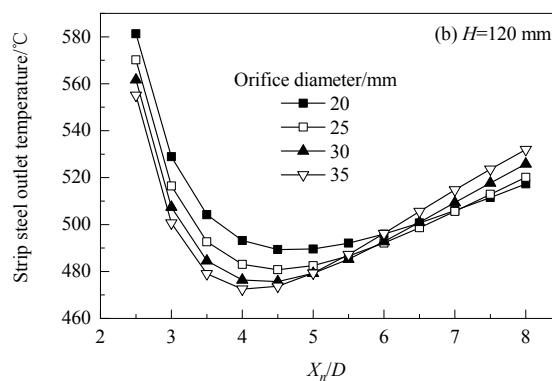
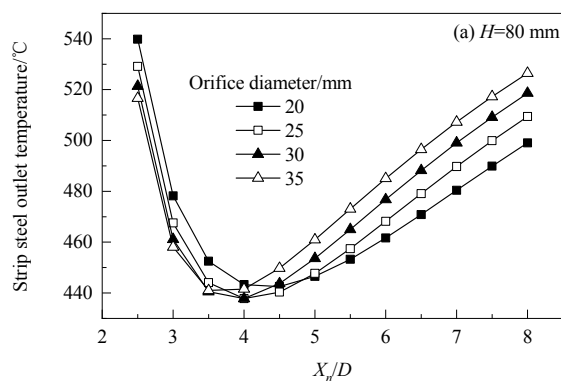


图 9 不同喷孔直径下  $X_n/D$  对带钢出口温度的影响

Fig.9 Effect of  $X_n/D$  on strip steel outlet temperature with different orifice diameters

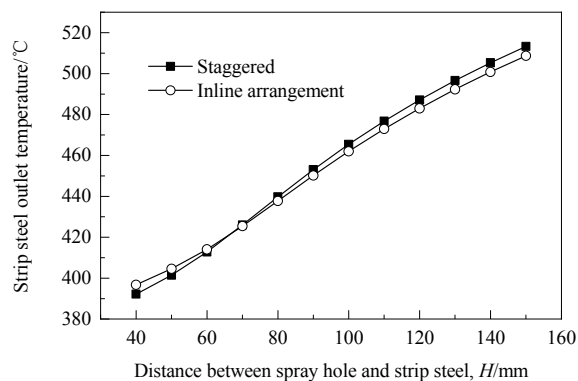


图 10 喷孔排布方式对带钢出口温度的影响

Fig.10 Effect of orifice arrangement on strip steel outlet temperature

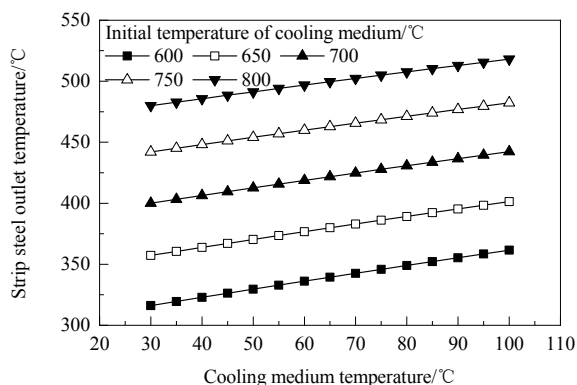


图 11 冷却介质温度对带钢出口温度的影响

Fig.11 Effect of cooling medium temperature on strip steel outlet temperature

### 3.2.3 循环冷却介质对带钢出口温度的影响

循环冷却介质主要通过其速度、温度、氮气和氢气的体积百分比影响带钢出口温度。

图 11 为循环冷却介质从喷孔喷出时的温度对带钢出口温度的影响。由图可知, 带钢出口温度随冷却介质温度增加而升高, 带钢初始温度相同时, 冷却介质温度每升高  $10\text{ }^{\circ}\text{C}$ , 带钢出口温度增加约  $3\text{ }^{\circ}\text{C}$ 。这主要是因为冷却介质温度升高, 与带钢的温差变小, 带钢散热量变小。可通过调整冷却介质流速或换热器参数调节冷却介质温度控制带钢冷却。带钢初始温度对带钢出口温度的影响比冷却介质温度的影响更大。

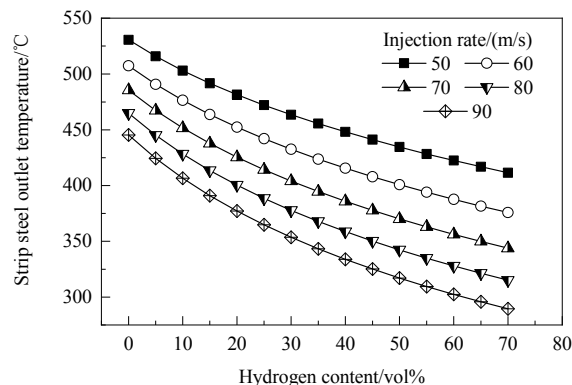


图 12 冷却介质流量与氢气含量对带钢出口温度的影响

Fig.12 Effects of cooling medium injection rate and hydrogen content on strip steel outlet temperature

图12为冷却介质的成分及流速对带钢出口温度的影响。由图可知,其它条件相同时,带钢出口温度随冷却介质中氢气含量升高而降低,但降低速率逐渐减小,这主要是由于氢气的导热系数高。

由图8和12可知,带钢出口温度随冷却介质流速增加而降低,但降低幅度逐渐变小。实际生产时,切不可盲目地通过增加冷却介质流量降低带钢的出口温度,要考虑风机的功率及冷却介质的成本。

## 4 结 论

基于一维数学模型,结合现场实际生产情况,利用C++语言建立了带钢控制冷却模型,综合考虑了带钢、换热器、喷箱、冷却水及循环冷却介质对射流冷却的影响,同时考虑了温度对带钢和冷却介质的热物理性质的影响,可真实反映各参数在整个冷却过程中的变化,得到如下结论:

(1) 模型计算的带钢终温为483.67℃,与现场实测数据的误差仅为3.4%,表明所建模型可靠。

(2) 随带钢运行速度和厚度增大,所需换热系数增大,且呈线性增长。

(3) 带钢初始温度提高,所需换热系数增长。带钢入口温度变化时,可通过调节冷却介质流量或带钢的运行速度控制带钢的冷却。

(4) 相同喷吹条件下,喷孔至带钢距离与直径的比值 $H/D$ 越大,带钢出口温度越高。 $H/D$ 影响喷孔间距与喷孔直径的比值 $X_n/D$ ,同时对带钢出口温度产生影响,因此在实际设计喷箱结构时,要考虑 $X_n/D$ 的最佳值,还需结合喷射高度 $H$ 综合考虑以达到最优换热效果。

(5) 喷孔排布方式对带钢出口温度的影响随带钢与喷孔间距 $H$ 变化而变化, $H=60\sim 70$  mm时,顺排和叉排几乎没有区别。

(6) 冷却介质温度对带钢出口温度的影响远不及带钢初始温度的影响。带钢出口温度随冷却介质中 $H_2$ 含量和冷却介质流速增加而降低,但二者达一定值后继续增大时,带钢出口温度变化量越来越小,因此实际生产过程中还需考虑成本因素。

## 参考文献

- [1] 李九龄,胡八虎,陈永朋.热镀锌设备与工艺[M].北京:冶金工业出版社,2015:191.  
Li J L, Hu B H, Chen Y P. Hot-dip galvanizing equipment and process [M]. Beijing: Metallurgical Industry Press, 2005: 191.
- [2] Ginzburg V B. 板带轧制工艺学[M]. 王国栋,译.北京:冶金工业出版社,1998:338-339.  
Ginzburg V B. Strip rolling process [M]. Wang G D trans. Beijing: Metallurgical Industry Press, 1998: 338-339.
- [3] Wirtnik K P. High-performance hydrogen annealing [J]. Heat

Treatment of Metals, 1990, 17(1): 1.

- [4] Jean-Marc R, Jean-Pierre C, Edgard D, et al. Atmosphere control during continuous heat treatment of metal strips: US7384489 [P]. 2008-06-10.
- [5] 王永萍,鲍戟,高立.连续退火炉冷却技术的发展和现状[J].工业炉,2002,24(1):21-24.  
Wang Y P, Bao J, Gao L. Development and status quo of continuous annealing furnace cooling technology [J]. Industrial Furnace, 2002, 24(1): 21-24.
- [6] 陈昌将.冲击冷却流动与换热特性的数值模拟研究[D].哈尔滨:哈尔滨工程大学,2012:1-19.  
Chen C J. Numerical simulation of impact cooling flow and heat transfer characteristics [D]. Harbin: Harbin Engineering University, 2012: 1-19.
- [7] 袁国,王国栋,刘相华.带钢超快速冷却条件下的换热过程[J].钢铁研究学报,2007,19(5):37-43.  
Yuan G, Wang G D, Liu X H. Heat transfer process of strip steel under ultra-fast cooling conditions [J]. Journal of Iron and Steel Research, 2007, 19(5): 37-43.
- [8] 张靖周,李永康,谭晓茗.阵列射流冲击冷却局部对流换热特性的数值计算与实验研究[J].航空学报,2004,25(4):339-343.  
Zhang J Z, Li Y K, Tan X M. Numerical calculation and experimental study of local convective heat transfer characteristics of array jet impingement cooling [J]. Acta Aeronautica Et Astronautica Sinica, 2004, 25(4): 339-343.
- [9] Yuan G, Yu M, Wang G D, et al. Heat transfer of hot strip during ultra-fast cooling [J]. Journal of Northeastern University, 2006, 27(4): 406-409.
- [10] 彭良贵,刘相华,王国栋.超快冷却条件下温度场数值模拟[J].东北大学学报(自然科学版),2004,25(4):360-362.  
Peng L G, Liu X H, Wang G D. Numerical simulation of temperature field under ultra-fast cooling conditions [J]. Journal of Northeastern University (Natural Science Edition), 2004, 25(4): 360-362.
- [11] 万飞,王勇勤,金敏.立式连续退火炉快冷段带钢冷却温度分析计算[J].钢铁研究学报,2011,23(4):14-18.  
Wan F, Wang Y Q, Jin M. Analysis and calculation of strip steel cooling temperature in rapid cooling section of vertical continuous annealing furnace [J]. Journal of Iron and Steel Research, 2011, 23(4): 14-18.
- [12] 余万华,张中平.热轧钢板在加速冷却时的温度模型[J].北京科技大学学报,2005,27(5):567-570.  
Yu W H, Zhang Z P. Temperature model of hot rolled steel sheet during accelerated cooling [J]. Journal of University of Science and Technology Beijing, 2005, 27(5): 567-570.
- [13] 陈小林,王国栋,田勇,等.中厚板超快速冷却条件下的温度模型[J].钢铁,2013,48(10):46-49.  
Chen X L, Wang G D, Tian Y, et al. Temperature model of medium and thick plate under ultra-fast cooling conditions [J]. Iron and Steel, 2013, 48(10): 46-49.
- [14] Jia F, Jin J Z. Heat transfer coefficient during cooling water of continuous casting of aluminum alloy [J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2001, 11(S1): 39-43.
- [15] Siamak S. Modelling of temperature history and phase transformations during cooling of steel [J]. Journal of Materials Processing Technology, 2004, 146(3): 311-317.
- [16] 许学成,戴方钦,潘妮,等.带钢热处理过程中喷射冷却数学模型[J].金属热处理,2018,43(2):218-225.



- Xu X C, Dai F Q, Pan N, et al. Mathematical model of jet cooling during heat treatment of strip steel [J]. *Heat Treatment of Metals*, 2018, 43(2): 218–225.
- [17] 程杰锋, 刘正东, 唐广波. 带钢层流冷却过程数值模拟及卷取温度预测分析 [J]. *钢铁*, 2010, 45(11): 57–61.
- Cheng J F, Liu Z D, Tang G B. Numerical simulation of laminar cooling process of strip steel and prediction analysis of coiling temperature [J]. *Iron and Steel*, 2010, 45(11): 57–61.
- [18] Mukhopadhyay A, Sikdar S. Implementation of an on-line run-out table model in a hot strip mill [J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 2005, 169: 164–172.
- [19] Deshpande D A, Srinivasa K. Computer analysis for the prediction of a strip profile in cold rolling [J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 1997, 63: 712–717.
- [20] 杨世铭, 陶文铨. 传热学 [M]. 北京: 高等教育出版社, 1998: 124.
- Yang S M, Tao W Q. *Heat transfer* [M]. Beijing: Higher Education Press, 1998: 124.