

特厚钢板阵列射流淬火的表面换热

付天亮[✉], 邓想涛, 韩 钧, 刘光浩, 王昭东

东北大学轧制技术及连轧自动化国家重点实验室, 沈阳 110819

✉通信作者, E-mail: futianliang@126.com

摘 要 采用特厚钢板专用辊式射流淬火试验装置和多通道钢板温度记录仪, 测试出射流速度 $3.39 \sim 26.8 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ 、雷诺数 $12808 \sim 117340$ 、水流密度 $978.7 \sim 6751.5 \text{ L}\cdot(\text{m}^2\cdot\text{min})^{-1}$ 条件下, 84 mm 厚钢板淬火冷却曲线; 进而基于反传热修正方法计算高温钢板淬火过程壁面温度和热流密度, 描绘出沸腾曲线, 分析多束圆孔阵列射流对特厚钢板淬火表面换热的影响. 结果表明: 射流速度、水流密度等参数影响钢板表面射流滞止区和平行流区换热机制, 进而影响最大热流密度分布. 射流速度较低时, 壁面平行流区观察到混合换热和“热流密度肩”现象; 随射流速度增大, 膜沸腾换热机制消失, 最大热流密度移至较低壁面过热度处. 相关研究将对特厚钢板淬火过程温度场计算和组织性能调控提供有益的帮助.

关键词 特厚钢板; 多束阵列射流; 淬火; 热流密度; 沸腾换热

分类号 TG156.34

Surface heat transfer of jet array impingement quenching for ultra-heavy plate

FU Tian-liang[✉], DENG Xiang-tao, HAN Jun, LIU Guang-hao, WANG Zhao-dong

State Key Laboratory of Rolling and Automation, Northeastern University, Shenyang 110819, China

✉Corresponding author, E-mail: futianliang@126.com

ABSTRACT Using the ultra-heavy-plate jet-impingement quenching test device and the multi-channel temperature recorder, 84 mm large section plates quenching temperature drop curve was experimentally investigated under the condition of jet velocities ranging from 3.39 to $26.8 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$, Reynolds number from 12808 to 117340 and jet densities ranging from 978.7 to $6751.5 \text{ L}\cdot(\text{m}^2\cdot\text{min})^{-1}$. Then, wall heat flux, heat transfer coefficient and boiling curve were calculated with inverse heat transfer modified method. The results indicate that both jet velocity and jet density influence the plate surface heat transfer mechanism and the distribution of the maximum heat flux. When jet velocity is low, a mixed heat transfer and “heat flux shoulder” phenomenon can be observed in wall parallel flow zone. With increased jet velocity, the film boiling heat transfer mechanism disappears and the maximum heat flux changes to the low-wall superheat position. These research results benefit the calculation of the temperature field and the control of structure property during ultra-heavy plate quenching.

KEY WORDS ultra-heavy plate; multibeam array jet; quenching; heat flux; boiling heat transfer

射流冷却是液-固-固-固传热领域新的研究热点. 有别于其他换热方式, 射流冷却能在壁面过热度较高时实现较大的对流热通量, 且随着壁面过热度的微小变化, 热流密度变化明显^[1]. Malinowski 等^[2]研究表明, 由于水流相互作用强化了湍流效果, 采用阵列射流冷却换热效率更高. 因此, 在特厚钢板热处理领域,

采用阵列射流淬火, 能够有效提升钢板的冷速, 改善钢板的强韧性能^[3]. 然而, 钢板淬火前需要加热至 $900 \sim 1000 \text{ }^\circ\text{C}$, 其阵列射流淬火过程包含了基体内部梯度导热、滞止区射流换热、核态及过渡沸腾换热、膜态沸腾换热、辐射换热等多种形式, 单相强制对流与沸腾换热相互耦合, 多束射流相互扰动和干涉, 热交换过程十分

复杂^[4]。此外,钢板表面换热与射流速度、水流密度、过冷度、壁面过热度等诸多因素有关,进一步增加了钢板表面换热效率的调控难度^[5]。因此,研究射流参数对钢板表面换热的影响,明确表面热流密度和最大热流密度(MHF)的分布规律,对特厚钢板淬火温度预测及性能优化十分必要。

目前,高温钢板射流换热实验研究多局限于瞬态或稳态条件,研究热薄体($2H \leq 25 \text{ mm}$, H 为钢板半厚度)在较低射流速度($v_j \leq 10 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$)条件下,表面热流密度、壁面温度、最大热流密度等与射流速度、水流密度、过冷度等的关系^[6],测量较低雷诺数($Re \leq 20000$)条件下热壁面温度分布,建立数值模型^[7]。Gradeck 等^[8]采用相似的测温方法测定了圆孔射流高温旋转圆柱体表面时的局部沸腾曲线,研究证实了射流滞止区存在“热流密度肩”现象。Robidou 等^[9]设计出能够测量 $700 \text{ }^\circ\text{C}$ 壁面温度的温控系统,测量出稳态条件下的整条局部沸腾曲线。他们指出,过冷度和射流速度变化对热流密度影响不大,但对最大热流密度值影响较大。Liu 等^[10]开展了圆孔射流高温平板膜沸腾换热的理论和试验研究,发现在 Leidenfrost 点及膜沸腾区,相比于射流速度,过冷度对热流密度的影响更加明显。Karwa 等^[4-5]着重研究了高温 AISI314 不锈钢圆柱体射流淬火过程中的表面润湿过程,包括表面沸腾机制、换热区分布、润湿峰扩张速度和最大热流密度变化规律。

然而,对于热厚体来说(例如 $2H > 80 \text{ mm}$ 的特厚钢板),由于实验原料制备(冶炼、轧制)、实验装置、数学模型等方面的限制,射流换热方面的研究成果鲜有报道。特厚钢板射流淬火过程中,钢板表面换热条件对心部温降影响很小,导致厚向产生较大温度梯度,致使近表面区域温降以对流换热为主,主要影响因素为表面热流密度;近心部区域温降以热传导为主,主要影响因素除热厚体物性参数外,还有钢板厚向温度梯度。热厚体的这一传热特点,与其他学者研究的以薄钢板

($2H \leq 25 \text{ mm}$) 为代表的热薄体传热差别较大。此外,其他学者研究结果多基于较低射流速度($v_j \leq 10 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$)和较低 Re 数($Re \leq 20000$),这除与被冷对象为热薄体有关外,还与实验装置能力(如供水量、喷水压力、冷却区尺寸等)有关。为了较准确模拟实际尺寸特厚钢板的淬火条件,选取了 84 mm (厚) \times 350 mm (宽) \times 416 mm (长)的大规格试样进行淬火实验。为实现心部淬火,测试钢板心部冷速需满足 $R_c \geq 3.0 \text{ }^\circ\text{C} \cdot \text{s}^{-1}$ ^[11],这样大的心部冷速需要通过提升表面换热效率来扩大钢板厚向温度梯度,进而提升心部热流量来实现。为此,淬火实验的射流速度范围为 $3.39 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1} \leq v_j \leq 26.8 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$, Re 范围为 $12808 \leq Re \leq 117340$,喷水压范围为 $0.2 \text{ MPa} \leq P_w \leq 1.2 \text{ MPa}$ 。

1 实验装置及流程

1.1 实验材料

实验材料为 NISCO 热轧态优质低合金钢,化学成分(质量分数,%) : 0.18 C, 0.24 Si, 1.35 Mn, $\leq 0.01 \text{ P}$, $\leq 0.005 \text{ S}$, 0.2 Cr, 0.1 Mo, 0.2 Ni, 0.2 Cu, 碳当量 $C_{eq} = 0.42$ 。经测定,钢板临界温度为:奥氏体完全转变温度(A_{c3}) $863 \text{ }^\circ\text{C}$,铁素体析出温度(A_{r3}) $840 \text{ }^\circ\text{C}$,马氏体转变开始温度(M_s) $450 \text{ }^\circ\text{C}$,马氏体转变结束温度(M_f) $150 \text{ }^\circ\text{C}$ 。

钢板打孔后,插入直径 3 mm 、长度 2 m 、补偿导线长度 1 m 的 K 型铠装热电偶(测温范围为 $0 \sim 1100 \text{ }^\circ\text{C}$)。经校验,热电偶测量精度为 $\pm 1 \text{ }^\circ\text{C}$ 。图 1 为钢板测温点位置图。依据作者之前的研究^[12],射流冲击钢板表面可分为射流冲击换热区(Z_1 区)、核态沸腾及过渡沸腾换热区(Z_2 区)、膜态沸腾换热区(Z_3 区)和小液态聚集区(Z_4 区)四个部分。测温点 P_1 、 P_2 、 P_7 、 P_9 设置在 Z_1 区,测温点 P_3 、 P_6 设置在 Z_2 区,测温点 P_8 、 P_{10} 设置在 Z_2/Z_3 过渡区,测温点 P_5 设置在 Z_3 区,测温点 P_4 设置在 Z_4 区。测温点距钢板表面 2 mm ,热电偶插入深度 100 mm 。为减小热电偶与钢板接触热阻,在插入热电

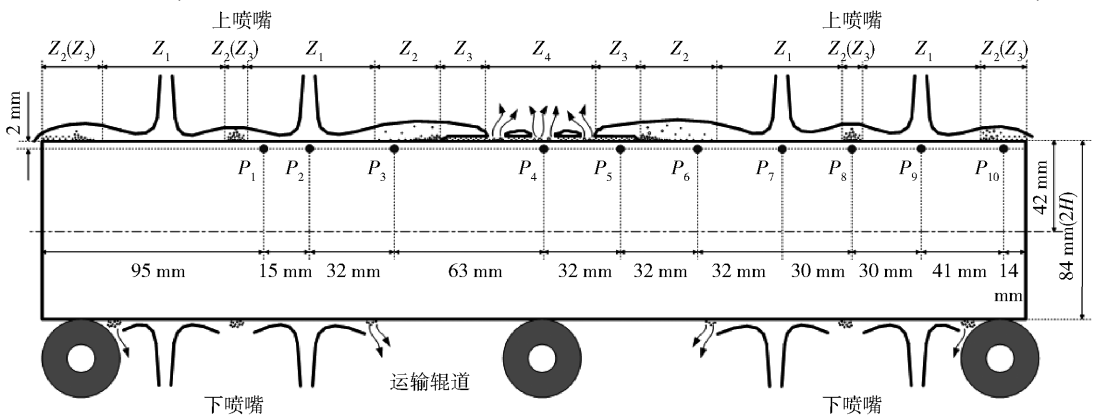


图 1 钢板近表面测温点位置及对应的换热区

Fig. 1 Plate surface temperature test position and corresponding heat transfer zone

偶前,孔中填充高温导热胶(导热系数 $\lambda = 9.1 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$,最高工作温度为 $927 \text{ }^\circ\text{C}$,OCI Americas 公司)。

1.2 实验装置

采用组合式超快速冷却装置完成钢板淬火实验。装置内部上下各安装 8 组阵列圆孔射流喷嘴,喷嘴直径 3 mm,垂直喷射距离 184 mm。一组水平辊道横穿上下喷嘴,辊面宽 470 mm。钢板加热后由输送辊道送至冷却区,之后静止。辊速调节范围 $0.5 \sim 35 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$,钢板定位偏差小于 $\pm 2 \text{ mm}$ 。高压冷却段各组喷嘴流量调节范围为 $0 \sim 50 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$,喷水压力调节范围为 $0.2 \sim 1.2 \text{ MPa}$ 。喷水系统由变频供水泵、供水管路、控制阀组、射流喷嘴、控制中心和温度采集系统组成,如图 2 所示。实验时,由变频供水泵提供冷却水,水温由温度传感器测量,喷水压力由电动调节阀配合压力传感器闭环控制,喷水量由电磁流量计配合变频供水泵频率闭环控制,钢板运行速度由辊道变频器配合编码器闭环控制。控制中心实时记录水温、水压、水量等参数。经测定,水量、水压控制精度均为 $\pm 1\%$,水温测量精度为 $\pm 0.5 \text{ }^\circ\text{C}$,辊速控制精度为 $\pm 0.01 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ 。采用 RAL-31-K 型钢板温度记录仪测量并记录各测温点实时温度。记录仪温度记录通道为 31 个,采样周期 100 ms,测量精度为 $\pm 0.01 \text{ }^\circ\text{C}$ 。

1.3 实验流程及参数

钢板在马弗炉中加热至 $890 \pm 2 \text{ }^\circ\text{C}$,均质化保温 1 h。

表 1 淬火实验测试参数

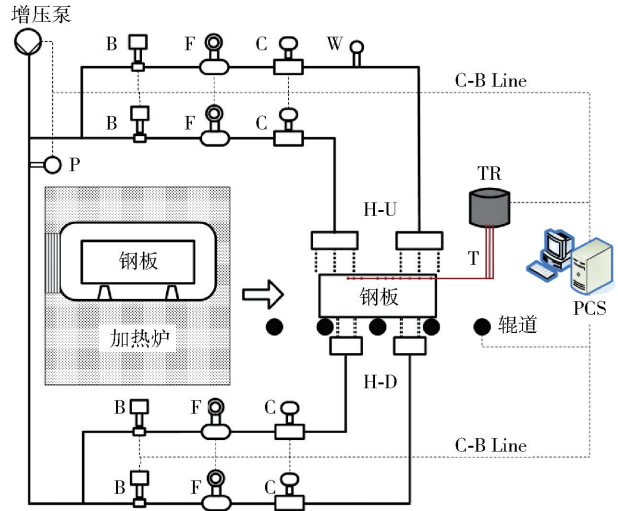
Table 1 Quenching test parameters

实验编号	初始温度, $T_0/^\circ\text{C}$	过冷度, $\Delta T_{\text{sub}}/^\circ\text{C}$	水量, $W/(\text{m}^3 \cdot \text{h}^{-1})$	水流密度, $\rho_w/$ $(\text{L} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{min}^{-1})$	Re	射流速度, $v_j/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})^{[4]}$
I	782.5	72.66	5.0	978.7	12808	3.39
II	784.0	72.26	15.0	2893.5	44276	11.16
III	788.8	72.92	25.0	5052.6	73645	18.29
IV	787.5	71.60	35.0	6751.5	117340	26.80

2 导热方程及反传热修正算法

淬火过程中,特厚钢板厚向温度梯度较大,非稳态导热过程傅里叶数 $Fo = at/H^2 \ll 0.1$,表明钢板表面热扰动对内部影响较小(板温 $T \in [50, 900] \text{ }^\circ\text{C}$,钢板热扩散率 $a \in [1.41 \times 10^{-5}, 4.39 \times 10^{-6}] \text{ m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$, t 为热扰动时的非稳态导热持续时间)。因此,研究对象可看作热厚体。基于测温点冷却曲线,利用导热微分方程,采用反传热(IHCP)修正算法计算钢板壁面温度和热流密度。本文建立一维非稳态导热方程,如式(1)~(4)所示。计算过程中,考虑热物性参数随温度的变化情况。由于钢板淬火过程相变复杂,并非本文研究内容,将相变潜热划归钢板的平均比热内,建立无内热源的导热方程。

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \alpha \frac{\partial^2 T}{\partial z^2}, \alpha = \frac{\lambda(T)}{\rho(T)c(T)}, \quad (1)$$



C—调节阀;B—开闭阀;T—热电偶;W—水温仪;F—流量计;P—压力传感器;TR—钢板温度记录仪;H-U—上射流喷嘴;H-D—下射流喷嘴;PLC—控制中心;C-B Line—控制及反馈电缆

图 2 特厚钢板淬火实验装置

Fig. 2 Ultra-heavy plate quenching test device

淬火前,实验装置按设定流量和压力开启。用吊车将钢板吊装至实验装置输入辊道上,以 $5 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ 速度进入淬火区。淬火前钢板空冷时间约为 15 s。为研究射流速度、水流密度对钢板表面换热的影响,设计 4 种测试条件,如表 1 所示。

$$T|_{t=t_0} = T_0, \quad (2)$$

$$\left. \frac{\partial T}{\partial z} \right|_{z=H} = 0, \quad (3)$$

$$(T - T_0)|_{z=z_1} = \sum_{k=0}^{N_k} P_{0,k} \frac{(t - t_0)^{k/2}}{\Gamma((k/2) + 1)} + \sum_{i=1}^{N_i} \sum_{k=0}^{N_k} P_{i,k} \frac{(t - t_i)^{k/2}}{\Gamma((k/2) + 1)}. \quad (4)$$

式中: T 为钢板温度; t 为淬火时间; z 为钢板厚向坐标; z_1 为测温点距表面距离; H 为钢板中心距表面距离(即钢板半厚度); α 为钢板热扩散率; $\lambda(T)$ 为钢板导热系数; $\rho(T)$ 为钢板密度; $c(T)$ 为钢板比热容; T_0 为钢板淬火初始温度; t_0 为计算初始时间; $P_{0,k}$ 为最小二乘法拟合函数系数; $P_{i,k}$ 为拟合多项式系数; N_e 为多项式修正次数; N_k 为温度测量值个数; $\Gamma(\cdot)$ 为 Laplace 变换函数。

结合作者之前研究^[12],84 mm 厚钢板淬火过程符合远场换热边界条件(即钢板一侧表面产生 T_0 热扰动

时,另一侧热扰动为 0,如式(3)). 式(4)中,等式右侧第一项为最小二乘法拟合函数,拟合 $t_0 \sim t_i$ 时间区间内的实测数据;第二项为修正拟合函数,进一步修正拟合 $t_i \sim t_i$ 时间区间内的实测数据. 当 $t > t_i$ 时, $P_{i,k}$ = 常数;当 $t < t_i$ 时, $P_{i,k} = 0$. 其中, t_i 为时间步长, t_i 为拟合函数第 i 次修正初始时刻.

令 $\theta = T - T_0$, 则每一次导热方程修正计算可由式(5)~(8)描述.

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = \alpha \frac{\partial^2 \theta}{\partial z^2}, \quad (5)$$

$$\theta|_{t=t_i} = 0, \quad (6)$$

$$\left. \frac{\partial \theta}{\partial z} \right|_{z=H} = 0, \quad (7)$$

$$\theta|_{z=z_i} = \sum_{k=0}^{N_i} P_{i,k} \frac{(t-t_i)^{k/2}}{\Gamma((k/2)+1)}. \quad (8)$$

在 Laplace 空间应用 Laplace 变换求解式(5)~(8), 可得

$$\begin{cases} \bar{\theta} = \sum_{k=0}^{N_i} \frac{P_{i,k}}{S^{(k/2)+1}} \frac{\text{ch}(\sqrt{S/\alpha}(H-z))}{\text{ch}(\sqrt{S/\alpha}(H-z_1))}, \\ S = \sum_{i=1}^{N_i} \frac{\partial^2 T}{\partial z_i^2}. \end{cases} \quad (9)$$

基于 Taylor 级数展开, 式(9)可变换成

$$\begin{aligned} \bar{\theta} &= \sum_{k=0}^{N_i} \frac{P_{i,k}}{S^{(k/2)+1}} e^{-\sqrt{S/\alpha}(z-z_1)} + \\ &\sum_{n=1}^{\infty} \sum_{k=0}^{N_i} (-1)^n \frac{P_{i,k}}{S^{(k/2)+1}} e^{-\sqrt{S/\alpha}[2n(H-z_1)+z-z_1]} + \\ &\sum_{n=0}^{\infty} \sum_{k=0}^{N_i} (-1)^n \frac{P_{i,k}}{S^{(k/2)+1}} e^{-\sqrt{S/\alpha}[2n(H-z_1)+2H-z-z_1]}. \end{aligned} \quad (10)$$

对式(10)实施 Laplace 逆变换, 即可获得表面温度修正值在时间空间上的简化解, 有

$$\begin{aligned} \theta &= \sum_{k=-1}^{N_i} \frac{G_{i,k}(t-t_i)^{k/2}}{\Gamma(k/2+1)} + \\ &\sum_{n=1}^{\infty} \sum_{k=0}^{N_i} (-1)^n P_{i,k} (4(t-t_i))^{k/2} \cdot \\ &i^k \operatorname{erfc} \left(\frac{2n(H-z_1) - z_1}{2\sqrt{\alpha(t-t_i)}} \right) + \\ &\sum_{n=0}^{\infty} \sum_{k=0}^{N_i} (-1)^n P_{i,k} (4(t-t_i))^{k/2} \cdot \\ &i^k \operatorname{erfc} \left(\frac{2n(H-z_1) + 2H - z_1}{2\sqrt{\alpha(t-t_i)}} \right), \end{aligned} \quad (11)$$

$$\Gamma(k) = (t-t_i)^{k-1} S^k. \quad (12)$$

式中: θ 为表面温度修正值; S 为 Laplace 算子; $G_{i,k}$ 为 Laplace 逆变换系数.

式(11)中, 等式右侧第一项为研究对象是半无限体时的求解结果, 即式(10)等式右侧第一项经 Taylor 级数展开及 Laplace 逆变换后得到的结果, 其余项为研究对象是热厚体时附加的修正项. 当 H 远大于 z_1 时,

补余误差函数 $\operatorname{erfc}(x)$ 迅速 $\rightarrow 0$, 式(11)收敛性较好. 将式(11)结果累加, 即可获得式(1)~(4)表面温度的求解结果, 如式(13)所示.

$$T|_{z=0} - T_0 = \sum_{i=0}^{N_i} \theta. \quad (13)$$

通过式(10)对 z 微分, 再乘以 $-\lambda$, 再采取与表面温度相同的处理过程, 即可获得表面热流密度.

3 分析与讨论

3.1 计算结果分析

基于测温点实测冷却曲线, 利用反传热修正方法计算钢板表面温度和热流密度. 温度计算结果如图 3 所示, 选取 200 s 计算时间内曲线. 可以看出, 实验 I 冷却曲线覆盖范围较宽, 这表明实验 I 各测温点间温降差异较大; 基于 Karwa 等^[5]分析, 这与随射流速度不同, 钢板表面遵循不同的沸腾换热机制有关. 进一步分析不同测温点壁面冷速时发现, 处于 Z_1 区的测温点 P_1 、 P_2 、 P_7 、 P_9 温降迅速, 组成大冷速组; 处于 Z_4 区的 P_4 点和 Z_2 / Z_3 过渡区的 P_8 点冷速最小, 组成小冷速组. 随着钢板表面射流速度和水流密度的增加(实验 I/II \rightarrow 实验 III/IV), P_5 点由中间冷速组移至小冷速组, P_{10} 点与之相反. 结合 Karwa 等^[4]分析, 高温钢板表面换热与壁面射流速度密切相关, P_5 点位于 Z_3 区, 两侧壁面横向流在此处交汇, 壁面射流速度增加速度小于其两侧的 Z_1 、 Z_2 以及 Z_2 / Z_3 过渡区, 因此壁面冷速增加幅度减小; P_{10} 点位于钢板边部的 Z_2 / Z_3 过渡区, 随射流速度增加, 高温壁面液流剪切速率提高, 气泡剥离和破碎变得更容易, 壁面换热效率提高, 冷速随之提高.

图 4 为钢板表面热流密度计算结果, 选取 180 s 计算时间内曲线. Leocadio 等^[13]估算, 射流冲击 AISI304 不锈钢时 ($T_0 = 900$ °C), 表面 MHF 约为 $3.0 \text{ MW} \cdot \text{m}^{-2}$, 与本文计算结果相近. 同时, 与 Gradeck 等^[8]所得结果相比, 曲线整体趋势相似, 只是 MHF 大小及分布不同. 对比图 3、图 4 发现, 处在大冷速组的 P_1 、 P_2 、 P_7 、 P_9 点对应的 MHF 值较大; 而处在小冷速组的 P_8 、 P_4 点对应 MHF 值较小. 随射流速度和水流密度的增加, MHF 大小和出现时间均发生了变化. 实验 I 时, MHF 值整体偏小, 随距射流滞止点的径向距离增加, MHF 出现时间滞后且 MHF 值逐渐减小. 这一趋势与 Karwa 等^[4]所得结论一致: 当冷却介质径向外流时, 其凝结气泡的能力减弱; 因此, 气泡在更低的壁面过热度处才变得更大, MHF 转移至低壁面过热度处. 当实验条件由实验 I 变化到实验 IV 时, 随壁面射流速度增加, 原来低壁面射流速度对应的沸腾换热区沿射流滞止点径向外移, 测温点处气泡剥离、破碎的几率显著增加, 换热条件差异减小, MHF 出现时间趋于一致.

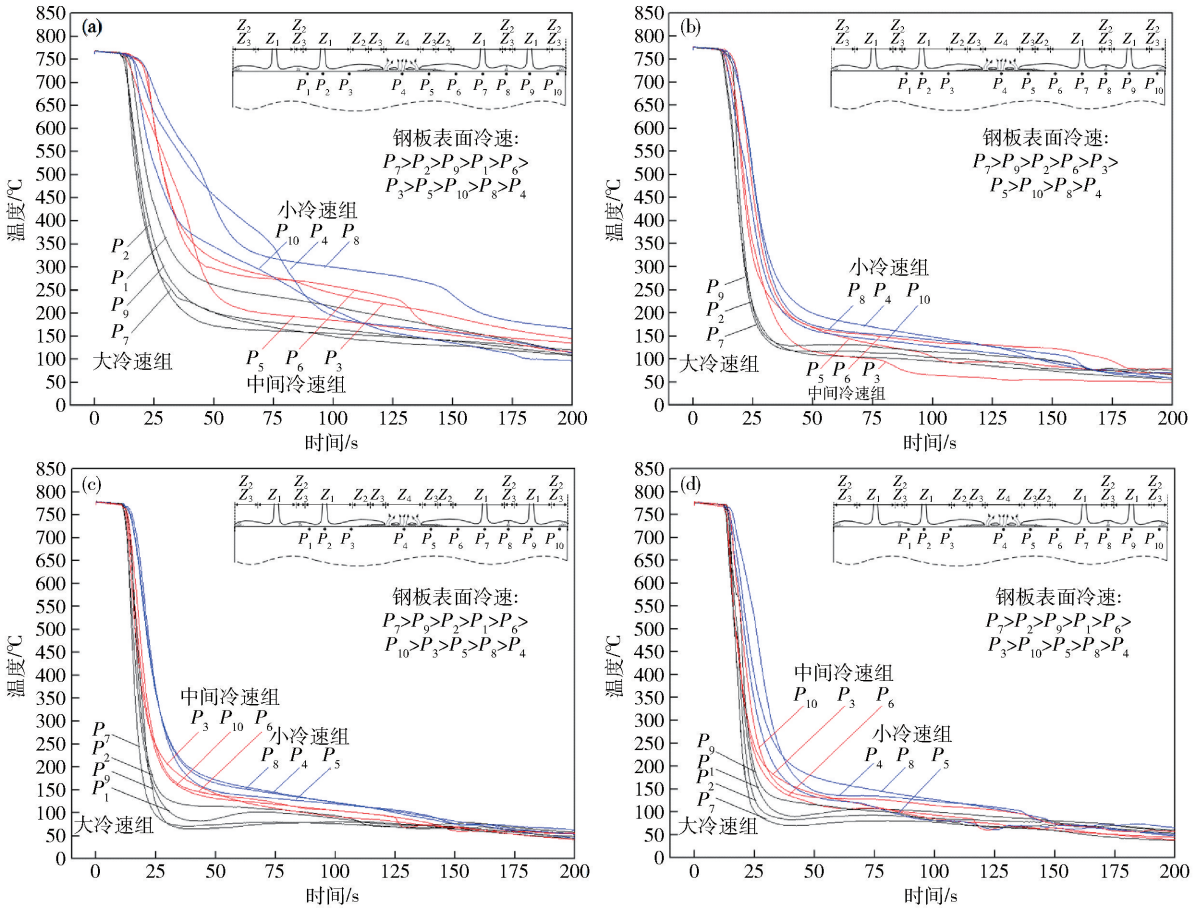


图3 钢板表面计算冷却曲线。(a) 实验 I; (b) 实验 II; (c) 实验 III; (d) 实验 IV

Fig. 3 Plate surface temperature curves as calculated: (a) test I; (b) test II; (c) test III; (d) test IV

3.2 实验 I 条件下淬火沸腾曲线

根据表 1, 实验 I 测试条件为 $W = 5.0 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$, $\rho_w = 978.7 \text{ L} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{min}^{-1}$, $v_j = 3.39 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 。图 5 所示为滞止区 (Z_1 区) 内, 距滞止点距离 ($r_p \approx r_p > r_p > r_p$) 与热流密度的关系曲线。图中并未观察到随壁面过热度 ΔT_{sat} 减小热流密度降低的膜沸腾换热机制, 且热流密度最小值点 (Leidenrost 点) 并不明显。测试结果与饱和池内沸腾曲线相矛盾, 这与射流换热过程中, 单相强制对流换热代替了沸腾换热成为主要的换热机制有关^[14]。Karwa 等^[4] 测算, $v_j = 2.7 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$, 水温 $T_w = 22 \text{ }^\circ\text{C}$ 条件下, 射流冲击 $900 \text{ }^\circ\text{C}$ AISI304 不锈钢表面时, 滞止区 MHF 约为 $2.5 \text{ MW} \cdot \text{m}^{-2}$, 比本文计算值略高。Mozumder 等^[15] 也指出, 淬火实验条件下测算的 MHF 值比 Monde 等^[16] 稳态条件下的 MHF 小。由图 5 知, 相同 ΔT_{sat} 时, 热流密度与距滞止点距离呈反比。同时发现, 随距滞止点距离增加, MHF 移向低壁面过热度处 (如图 5 MHF 线), 结合 Karwa 等分析, 这与滞止区边缘出现部分沸腾换热机制, 随冷却介质径向外流, 其凝结气泡能力减弱, 气泡随壁面过热度降低而增加有关^[4]。

图 6 所示为实验 I 测试条件下, 平行流区 ($Z_2/Z_3/Z_4$ 区) 内测温点沸腾曲线。随距滞止点距离增加 ($r_p \approx$

$r_p > r_p > r_p$), 沸腾曲线呈现出与滞止区不同的分布特征, 这与 Mozumder 等^[15] 描述一致。 P_5 远离射流滞止点, 靠近阵列喷嘴间隙中心线, 沸腾曲线随 ΔT_{sat} 减小依次出现强制对流换热 (EF 段) → 过渡沸腾换热 (BE 段) → 核态沸腾换热 (AB 段) 特征。Gradeck 等^[8] 指出, 随着射流的铺展和流动边界层的形成, 钢板表面受水流冲刷作用很难形成稳定的气膜, 因此 P_5 点沸腾曲线未出现膜态沸腾换热特征。 P_8 、 P_4 点分别位于小阵列喷嘴间隙和大阵列喷嘴间隙中心线处, 沸腾曲线随 ΔT_{sat} 减小依次出现混合换热 (DE + EF 段或 D'E + EF 段) → 膜态沸腾换热 (CD 或 CD' 段) → 过渡沸腾换热 (BC 段) → 核态沸腾换热 (AB 段) 特征。

当 ΔT_{sat} 降至图 6 CD 或 CD' 段时, P_8 、 P_4 点沸腾曲线出现“热流密度肩”现象。此时, 壁面气泡形核点和长大速率减缓, 壁面逐渐被气膜覆盖, 形成较稳定的膜沸腾区, 壁面热流密度保持在 $0.75 \text{ MW} \cdot \text{m}^{-2}$ (P_4 点) 和 $1.0 \text{ MW} \cdot \text{m}^{-2}$ (P_8 点)。Gradeck 等^[8] 也观察到了相似的曲线特征, 测试条件为 $\Delta T_{\text{sub}} = 15 \text{ }^\circ\text{C}$, $v_j = 1.2 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$, “热流密度肩”对应的热流密度约为 $0.55 \text{ MW} \cdot \text{m}^{-2}$, 比本文略低。当气泡直径达到破碎临界直径数量级时, 热流密度降至 Leidenfrost 点 (图 6 中 C 点), “热流密度

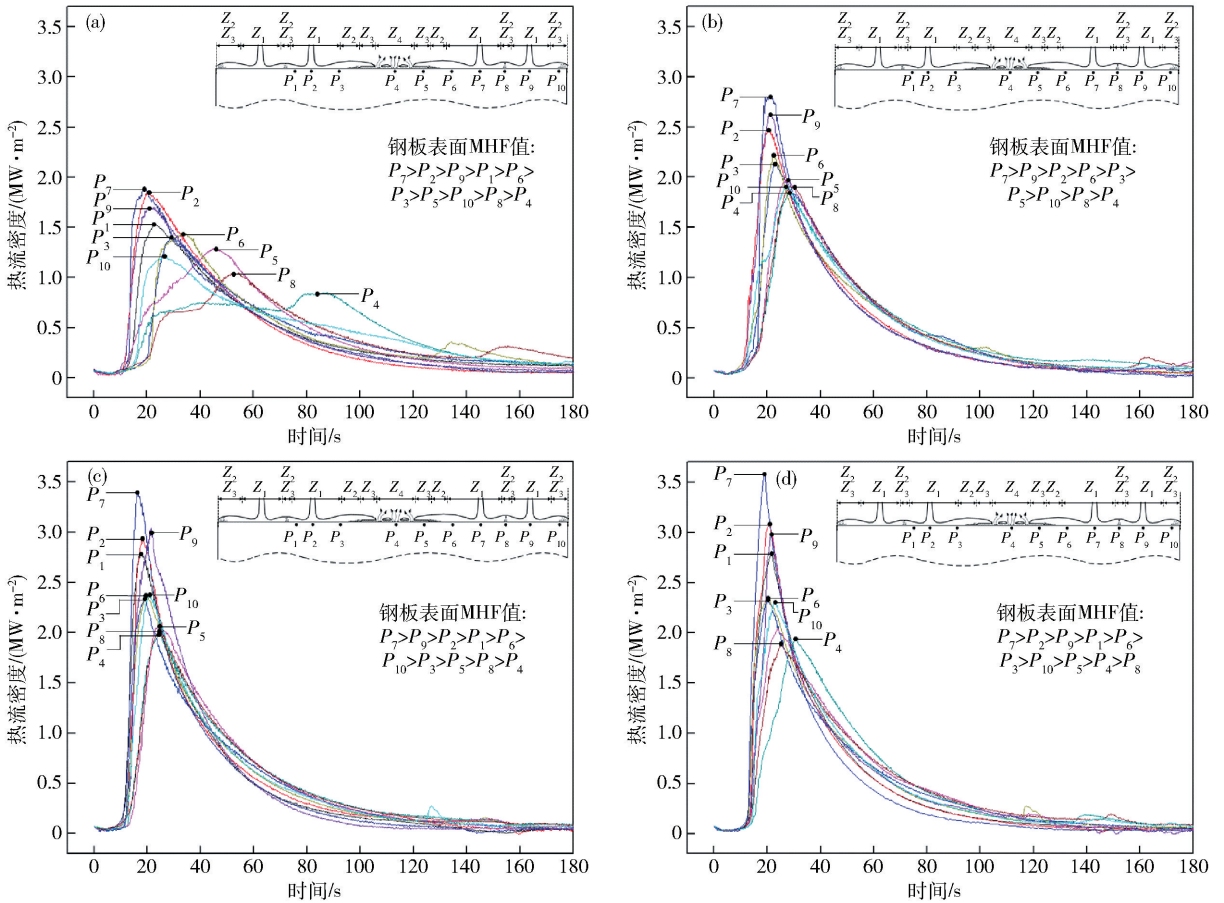


图 4 钢板表面热流密度计算结果. (a) 实验 I; (b) 实验 II; (c) 实验 III; (d) 实验 IV

Fig. 4 Plate surface heat flux curves, as calculated: (a) test I; (b) test II; (c) test III; (d) test IV

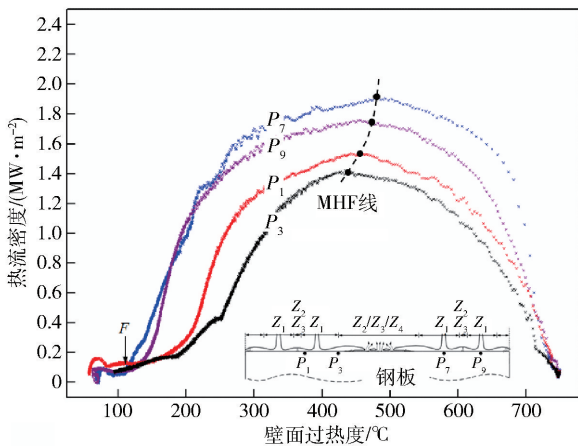


图 5 实验 I 条件下滞止区沸腾曲线

Fig. 5 Stagnation zone boiling curves under test I conditions

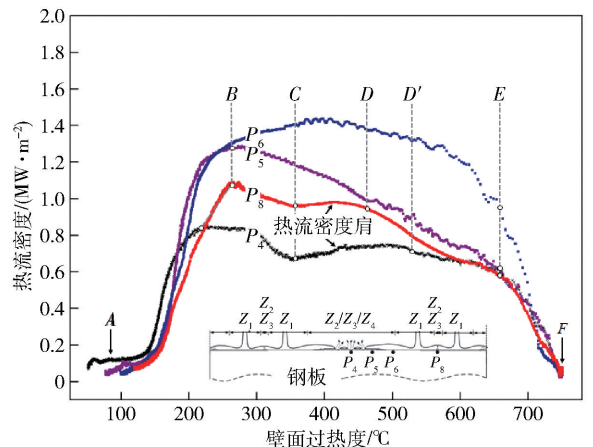


图 6 实验 I 条件下平行流区沸腾曲线

Fig. 6 Parallel flow zones boiling curves under the test I conditions

肩”消失,此时 $\Delta T_{\text{sat}} \approx 350\text{ }^\circ\text{C}$. 随后,钢板表面遵循过渡沸腾机制,热流密度持续增加至 MHF (图 6 中 B 点).

3.3 其他条件下淬火沸腾曲线

图 7 所示为实验 II/实验 III/实验 IV 条件下,钢板表面射流滞止区 (Z_1 区)、平行流区 ($Z_2/Z_3/Z_4$ 区) 内 $P_2 \sim P_{10}$ 测试点热流密度曲线,与 Leocadio 等^[13] 测试结

果相近. 因射流参数不同 (见表 1), 测得热流密度值大于 Wang 等^[1] 所得测试值. 图中并未观察到“热流密度肩”现象,这与贴壁流速增加,稳定气膜难以形成有关. 随测试参数 v_j, ρ_w 等由实验 II 增加至实验 III, Z_1 区热流密度曲线及 MHF 值均增加明显,例如 P_7 点 MHF 增加 $0.6\text{ MW}\cdot\text{m}^{-2}$. 这与较高的射流速度增加了滞止区接触压,进而增加了水的饱和温度有关. 当测

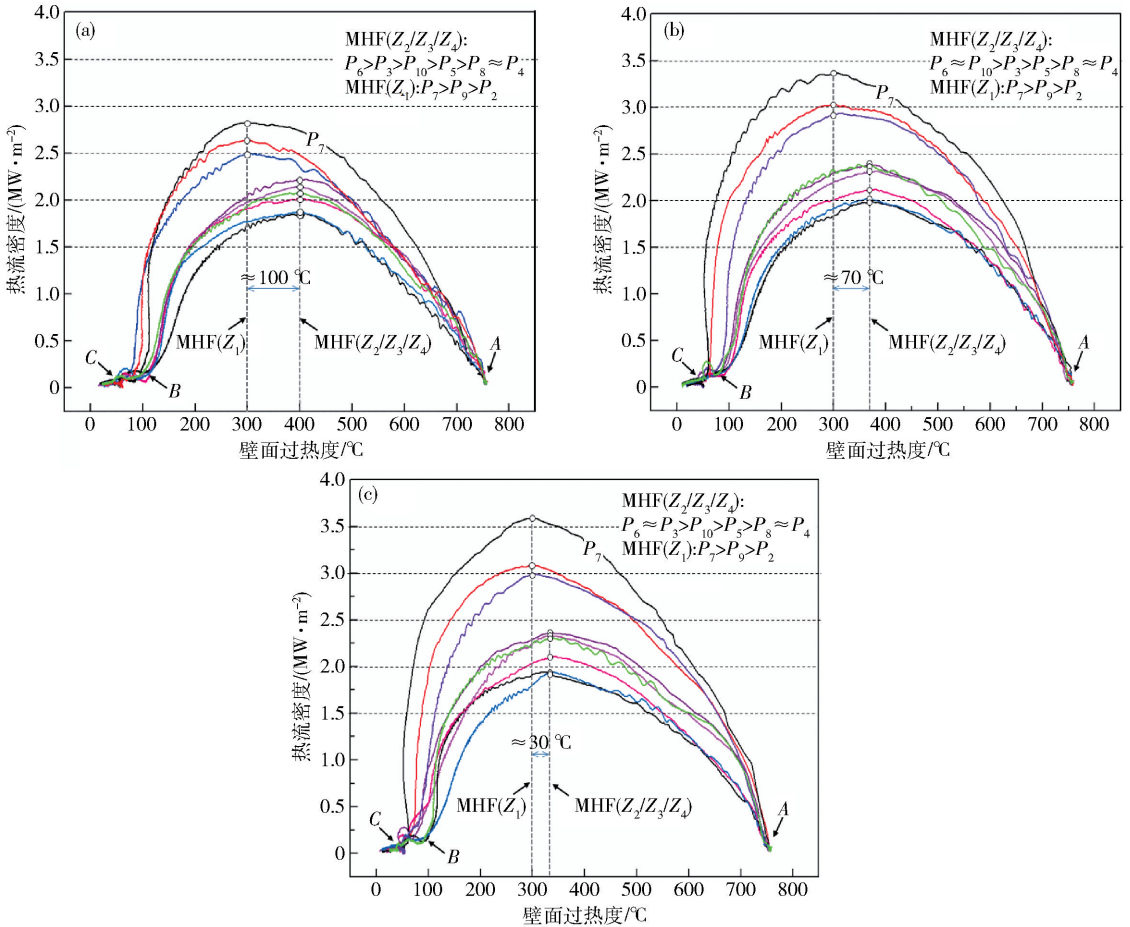


图7 钢板表面换热曲线. (a) 实验 II; (b) 实验 III; (c) 实验 IV

Fig. 7 Plate surface heat transfer curves: (a) test II; (b) test III; (c) test IV

试条件由实验 III 变化至实验 IV 时,热流密度曲线并未因 v_j, ρ_w 等测试参数的增加而显著变化. 这表明,继续增大 v_j, ρ_w 等测试值对钢板表面换热机制及换热区分布影响很小,钢板表面接近换热能力极限.

分析热流密度曲线变化趋势时发现, ΔT_{sat} 由 A 点降至 MHF 对应点过程中,并未观察到典型沸腾曲线遵循的换热过程,而是随 ΔT_{sat} 减小,热流密度缓慢增加. 这与射流冲击过程中,壁面过热度较高导致钢板表面生成气泡,气泡数量随表面温度降低而增加有关. Li^[17] 推测核态沸腾换热也存在相似的行为,而 Hernandez-Avila^[18] 则认为观察到的热流密度增加是过渡沸腾换热的典型特征,本文更倾向于后者. ΔT_{sat} 由 MHF 对应点降至 B 点过程中,热流密度减小明显,Gradeck 等^[8] 认为这是核态沸腾换热的典型特征. ΔT_{sat} 由 B 点降至 C 点过程中,热流密度先减小后增加,对应着热边界层的建立和破坏,可以推断该过程为沸腾换热结束过程. ΔT_{sat} 降至 C 点以下,热流密度与 ΔT_{sat} 基本呈线性关系,这是强制对流换热出现的标志.

进一步分析发现,如图 8,实验 II/实验 III/实验 IV 条件下,滞止区 (P_7, P_9, P_2 测温点) 沸腾曲线达到 MHF 对应的 $\Delta T_{sat} \approx 300^\circ\text{C}$,这一值不随 v_j, ρ_w 等测试参数变

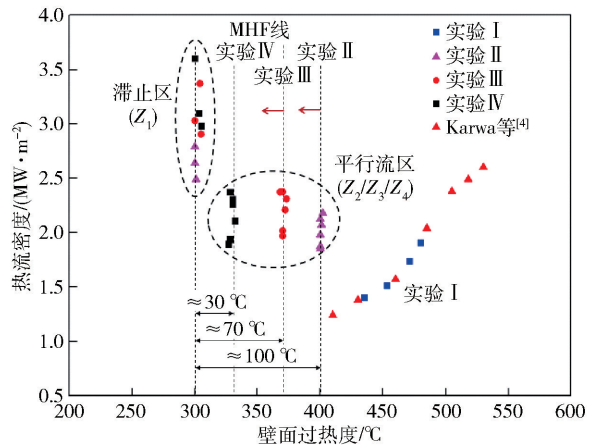


图8 射流滞止区和平行流区 MHF 分布规律

Fig. 8 MHF distribution regularities in stagnation and parallel flow zones

化(实验 II → 实验 IV)而改变;而平行流区 ($P_3, P_4, P_5, P_6, P_8, P_{10}$ 测温点) 沸腾曲线达到 MHF 对应的 ΔT_{sat} 随 v_j, ρ_w 等测试参数增大(实验 II → 实验 IV)而减小. Hall 等^[19] 采用圆孔喷嘴射流钢板表面,研究淬火过程换热规律时也得出相似的结论. 他们指出, MHF 与 ΔT_{sat} 对应关系与表面沸腾换热机制有关. 淬火初期,钢板壁

面温度高 ($\Delta T_{\text{sat}} > 400\text{ }^{\circ}\text{C}$), 壁面形成稳定气膜困难, 且并未观察到“热流密度肩”(图 7), 因此可认为除滞止区外, 钢板壁面到达 MHF 前遵循过渡沸腾换热机制; MHF 后遵循核沸腾换热机制. 杨世铭与陶文铨^[20]分析, 随 v_j, ρ_w 等测试参数增大(实验 II → 实验 IV), 贴壁流速增加, 且过冷介质流量增加, 壁面流动边界层增厚, 气泡长大或破碎条件变得更加苛刻, 因此核态沸腾换热机制的出现移至更低壁面过热度处.

4 结论

(1) 射流速度、水流密度较低时(实验 I), 射流滞止区内并未观察到膜沸腾换热机制, 随距滞止点距离增加, MHF 向低壁面过热度处移动; 平行流区内观察到混合换热和“热流密度肩”现象, 随热流密度降至 Leidenfrost 点, “热流密度肩”消失.

(2) 随射流速度、水流密度增加(实验 II → 实验 III), 滞止区热流密度增加明显; 当射流速度、水流密度继续增加(实验 III → 实验 IV), 滞止区热流密度变化不明显, 表明钢板表面换热逐渐接近极限. 沸腾曲线显示, 换热过程依次经历过渡沸腾 → 核态沸腾 → 强制对流换热.

(3) 实验 II/实验 III/实验 IV 条件下, 滞止区沸腾曲线 MHF 对应的壁面过热度不随射流速度、水流密度等参数变化; 而平行流区内随上述参数的增大, MHF 移至更低壁面过热度处, 这与过渡沸腾结束、核态沸腾开始的壁面换热条件有关.

参 考 文 献

- [1] Wang H M, Yu W, Cai Q W. Experimental study of heat transfer coefficient on hot steel plate during water jet impingement cooling. *J Mater Process Technol*, 2012, 212(9): 1825
- [2] Malinowski Z, Telejko T, Hadała B, et al. Dedicated three dimensional numerical models for the inverse determination of the heat flux and heat transfer coefficient distributions over the metal plate surface cooled by water. *Int J Heat Mass Trans*, 2014, 75: 347
- [3] Li X T, Wang M T, Du F S. A coupled thermal mechanical and microstructural FE model for hot strip continuous rolling process and verification. *Mater Sci Eng A*, 2005, 408(1-2): 33
- [4] Karwa N, Gambaryan-Roisman T, Stephan P, et al. Experimental investigation of circular free-surface jet impingement quenching: transient hydrodynamics and heat transfer. *Exp Therm Fluid Sci*, 2011, 35(7): 1435
- [5] Karwa N, Stephan P. Experimental investigation of free-surface jet impingement quenching process. *Int J Heat Mass Trans*, 2013, 64: 1118
- [6] Wang L, Sundén B, Borg A, et al. Heat transfer characteristics of an impinging jet in crossflow. *J Heat Trans*, 2011, 133(12): 122202-1
- [7] Lindeman B A, Anderson J M, Shedd T A. Predictive model for heat transfer performance of oblique and normally impinging jet arrays. *Int J Heat Mass Trans*, 2013, 62: 612
- [8] Gradeck M, Kouachi A, Lebouché M, et al. Boiling curves in relation to quenching of a high temperature moving surface with liquid jet impingement. *Int J Heat Mass Trans*, 2009, 52(5-6): 1094
- [9] Robidou H, Auracher H, Gardin P, et al. Controlled cooling of a hot plate with a water jet. *Exp Therm Fluid Sci*, 2002, 26(2-4): 123
- [10] Liu Z H, Wang J. Study on film boiling heat transfer for water jet impinging on high temperature flat plate. *Int J Heat Mass Trans*, 2001, 44(13): 2475
- [11] Li J, Zhao D W, Liu X H, et al. Development of low cost Q345 high strength heavy steel plate. *Mater Mech Eng*, 2009, 33(10): 68
(李婧, 赵德文, 刘相华, 等. 低成本 Q345 钢高强度厚板的开发. 机械工程材料, 2009, 33(10): 68)
- [12] Fu T L, Wang Z D, Li Y, et al. The influential factor studies on the cooling rate of roller quenching for ultra heavy plate. *Appl Therm Eng*, 2014, 70(1): 800
- [13] Leocadio H, Passos J C, da Silva A F C. Heat transfer behavior of a high temperature steel plate cooled by a subcooled impinging circular water jet // *7th ECI International Conference on Boiling Heat Transfer*. Santa Catarina, 2009: 429
- [14] Woodfield P L, Mozumder A K, Monde M. On the size of the boiling region in jet impingement quenching. *Int J Heat Mass Trans*, 2009, 52(1-2): 460
- [15] Mozumder A K, Monde M, Woodfield P L, et al. Maximum heat flux in relation to quenching of a high temperature surface with liquid jet impingement. *Int J Heat Mass Trans*, 2006, 49(17-18): 2877
- [16] Monde M, Kitajima K, Inoue T, et al. Critical heat flux in a forced convective subcooled boiling with an impinging jet (Effect of Subcooling). *Trans Jpn Soc Mech Eng Ser B*, 1994, 60(571): 932
(門出政則, 北島健一郎, 井上利明, など. 衝突噴流沸騰系の臨界熱流束. 日本機械學會論文集(B論), 1994, 60(571): 932)
- [17] Li D F. *Boiling Water Heat Transfer during Quenching of Steel Plates and Tubes* [Dissertation]. Vancouver: University of British Columbia, 2003
- [18] Hernandez-Avila V H. *Modeling of the Thermal Evolution of Steel Strips Cooled in the Hot Rolling Runout Table* [Dissertation]. Vancouver: University of British Columbia, 2000
- [19] Hall D E, Incropera F P, Viskanta R. Jet impingement boiling from a circular free-surface jet during quenching: Part I-single phase jet. *J Heat Trans*, 2001, 123: 901
- [20] Yang S M, Tao W Q. *Heat Transfer*. 4th Ed. Beijing: Higher Education Press, 2006
(杨世铭, 陶文铨. 传热学. 4 版. 北京: 高等教育出版社, 2006)