doi:10.11918/j.issn.0367-6234.2016.11.023

热轧带钢层流冷却的离散化边部遮蔽策略研究

余 伟, 王乙法, 李明辉, 轩康乐

(北京科技大学 冶金工程研究院, 北京 100083)

摘 要: 层流冷却会导致高强度热轧带钢板形缺陷,合理的边部遮蔽策略有助于冷却后板形改善. 针对卷取温度为 500 ℃的 12 mm 厚度 X70 管线钢热轧带钢,建立层流冷却过程的热-力-相变耦合有限元模型,对比模拟了在常规层流冷却和离散化边部遮蔽策略下冷却过程中带钢宽度上的温度场、相变和内应力分布. 结果表明:在常规层流冷却过程中,带钢边部 25 mm 范围内会产生塑性变形,水冷后半段的前期带钢板形有边浪的趋势,后期板形有转向中浪的趋势;而层流冷却采用离散化边部遮蔽策略时,带钢宽度方向上温差显著减小,使得贝氏体转变量和残余应力沿宽度方向上分布更均匀. 这种遮蔽策略有效消除了带钢边部的塑性变形,改善了冷却板形.

关键词: 热轧带钢;层流冷却;离散化;边部遮蔽;有限元

中图分类号: TG335.11 **文献标志码**: A **文章编号**: 0367-6234(2016)11-0147-08

Strategy of discrete edge masking in the laminar cooling process of hot rolling strip

YU Wei, WANG Yifa, LI Minghui, XUAN Kangle

(Engineering Research Institute, University of Science and Technology Beijing, Beijing 100083, China)

Abstract: The laminar cooling process can cause flatness defects of high strength hot rolled strip. Proper edge masking strategy is benefit to improve its flatness after cooling. For 12 mm thickness hot rolled X70 pipeline steel strip with the coiling temperatures of 500 ℃, a coupled thermo-mechanical-phase transition model of Finite Element Model (FEM) was established for the strip in laminar cooling process. The temperature field, phase transformation and internal stress distribution along the width of hot rolled strip were calculated in the duration of the conventional laminar cooling and the cooling process with discrete edge masking strategies. The results show that there is plastic deformation at the strip edge of 25 mm width during the conventional laminar cooling. Strip flatness tends to edge waves in the early stage and shifts to center waves in the end stage of the later half water cooling process. However, by cooling with the strategy of discrete edge masking, the temperature difference decreased significantly between edge and middle of strip in width direction, leading to evenly distributed bainite transformation and residual stress along the strip width. The masking strategies effectively eliminate the plastic deformation and improve of the flatness of the cooled strip.

Keywords: hot rolled strip; laminar cooling; discretization; edge masking; finite element

热轧带钢轧后冷却板形控制的关键是进行均匀化的冷却,使得层流冷却结束后沿宽度方向温度分布均匀. 在常规层流冷却过程中,引起宽度方向不均匀冷却的因素有很多. 一般在精轧机出口处的边部温度较低,水冷过程中带钢上表面的滞留冷却水层从边部流出,下表面冷却水回落到钢板的两边,造成带钢边部的水量急剧增加,加重了边部的温度过冷. 这种边部过冷会造成沿宽度方向上的组织和应力分布不均,严重的还会引起边浪的板形缺陷,引起水冷过程中的次生不均匀冷却,恶化钢板的质量[1-2].

板形控制要以整个冷却过程中的板形良好为准,目前有许多关于热轧带钢层流冷却过程中的边部遮蔽研究. Sun[3] 和 Wang[4] 等人采用等宽度边部遮蔽的方式,研究了遮蔽不同宽度时的横向温度、残余应力的不同,得出相对合理的遮蔽宽度,但是卷取时带钢的温度和残余应力分布并不均匀,板形仍未达到理想的平直状态,且没有考虑相变的影响和水

收稿日期: 2016-04-12
基金项目: "十一五"国家科技支撑计划资助项目(2006BAE03A06)
作者简介: 余 伟(1968—),男,博士,副研究员
通信作者: 王乙法,1527297212@qq.com

冷过程中应力的变化. Jae Kon[5] 等人的研究中,分别考虑边部遮蔽对晶粒大小、组织分布和残余应力的影响,发现在边部遮蔽处由于冷速减慢,晶粒会变得粗大,不同钢种边部遮蔽同样的宽度,得到的效果不同. S. Peregrina[6] 等人研究了实际生产过程中等宽边部遮蔽工艺和常规层流冷却工艺的差别,证明边部遮蔽的方式能有效改善带钢横向和纵向上的温度均匀性.

带钢实际生产过程中,横向温度的均匀性控制主要是通过调节上部集管的水量分布,形成中凸形的水流分布形式,或采用通过在冷却装置上采用边部遮蔽的方式,根据不同的带钢宽度、厚度采用等宽边部遮蔽的方式,来减小横向上的温度分布不均现象[7-8]. 若遮蔽宽度不当,会导致水冷过程中带钢边部局部范围内的断流现象,造成边部冷却能力不足,引起宽度方向残余应力分布不均和材料力学性能的下降. 为了解决水冷过程中的板形不良现象,本文采用了离散化边部遮蔽的策略,对不同的集管遮蔽不同的宽度,优化出合适的遮蔽策略,改善 12 mm 厚度的 X70 管线钢层流冷却过程中横向温度、组织、应力分布的均匀性.

1 有限元模型的建立

1.1 几何模型

选取 6 m 长的 X70 管线钢建立层流冷却的三维模型,取宽度方向上的 1/2 为几何模型,尺寸为 6 000 mm×775 mm ×12 mm,网格数为 20×20×10,并对边部和上下表面的单元进行细化,单元类型为精度较高的八节点六面体单元,如图 1 所示.

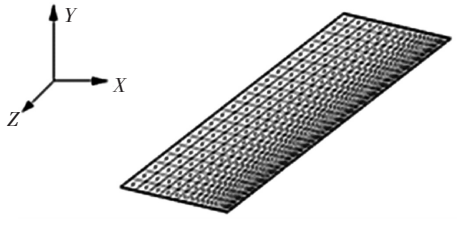


图 1 有限元几何模型

Fig.1 Finite element model

1.2 初始条件

层流冷却过程的初始条件为终轧后的温度,不考虑温度沿带钢长度、厚度方向上的变化和初始应力分布,终轧温度目标值为 790 ℃,在精轧出口用红外线测温仪对带钢温度分布进行检测,并对测量的数据进行简化,得到带钢沿宽度方向上初始温度分布如图 2 所示,在长度和厚度方向上假设温度分布均匀[9].

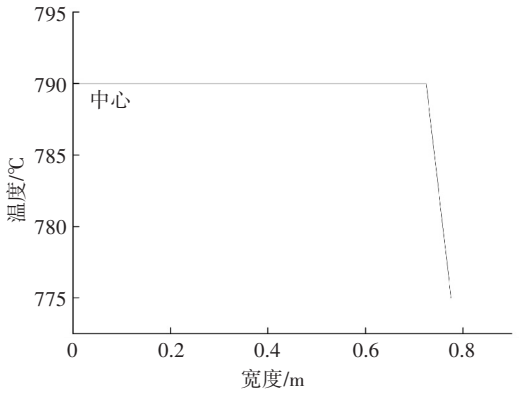


图 2 初始时带钢在宽度方向上的温度分布

Fig.2 Initial temperature distribution in width direction

1.3 热物性参数

材料的物性参数包括比热容、热传导系数使用相关文献数据[10],假设材料是各向同性的,X70 管线钢的密度为 7841 Kg · m^{-3},化学成分如表 1 所示. X70 钢的热膨胀系数、弹性模量、屈服强度都是随温度变化的变量,在 Formaster-Digital 型热膨胀仪测定 X70 钢在 15 ℃ · s^{-1}连续冷却条件下线膨胀系数的变化,对实验数据进行处理,结果如图 3 所示,杨氏模量和屈服强度如图 4 所示[9].

表 1 X70 钢的化学成分

Tab.1 Chemical composition of X70 steel %

C	Si	Mn	P	S	Als
0.05	0.25	1.6	≤0.010	≤0.002	0.025
Nb	V	Mo	Cu	Ni	Ti
0.050	0.03	0.20	0.15	0.15	0.012

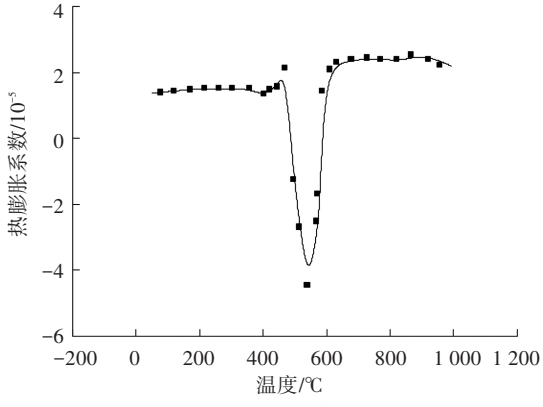


图 3 X70 钢热膨胀系数

Fig.3 Coefficient of thermal expansion of X70 steel

1.4 边界条件

层流冷却中的边界条件主要包括换热系数和位移边界的确定. 冷却时带钢的传热过程主要包括空冷及水冷部分,空冷时总热交换系数可表示为

$$h_j = h_r + h_d,$$
$$h_d = 2.15\,(T_s - T_\infty)^{0.25},$$
$$h_r = \varepsilon\sigma_0(T_s^2 + T_\infty^2)(T_s + T_\infty). \quad (1)$$

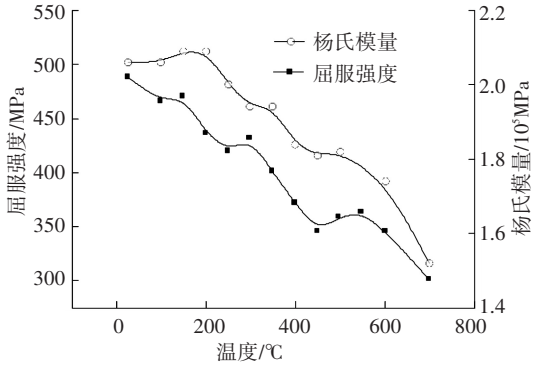


图 4　X70 钢屈服强度和杨氏模量

Fig.4　Yield strength and Young's modulus of X70 steel

式中：h_j 为空冷时总的换热系数，W · m^{-2} · K^{-1}；h_r 为热辐射换热系数，W · m^{-2} · K^{-1}；h_d 为热对流换热系数，W · m^{-2} · K^{-1}；σ_0 为 Stefan-Boltzman 常数，W · m^{-2} · K^{-4}；ε 为辐射率；T_s 为带钢表面温度，K；T_∞ 为环境温度，K.

式(1)中的热辐射率 ε 与钢板的表面温度有关. 随着钢板表面温度的变化，辐射率也会产生变化，具体的变化情况可由下式得出：

$$\varepsilon = 1.1 + \frac{T_s}{1\,000}\left(0.125\,\frac{T_s}{1\,000} - 0.38\right).$$

水冷区换热系数的经验公式为

$$H_w^c = \frac{9.72 \times 10^5 \omega^{0.355}}{T_s - T_w} \cdot \left\{\frac{(2.5 - 1.5\log T_w)\,D}{p_i p_c}\right\}^{0.645} \times 1.163.$$

考虑到宽度方向上边部的冷却能力大于中部，使用下式来描述 H_w 的值：

$$H_w = \begin{cases} H_w^c\left(1 + 0.25\,\dfrac{10x - 4B}{B}\right), & \text{if } x > 0.4B; \\ H_w^c, & \text{if } x \leqslant 0.4B. \end{cases}$$

式中：B 为带钢的宽度，m；H_w、H_w^c 分别为带钢板表面和带钢中部的层流冷却水冷换热系数，W · m^{-2} · k^{-1}；ω 为水流密度，m^3 · min^{-1} · m^{-2}；T_s、T_w 分别为带钢表面温度和水温，K；D 为上、下喷嘴直径，m；p_i、p_c 别为轧线方向和轧线垂直方向的上、下集管喷嘴间距，m.

采用离散化的边部遮蔽策略，使带钢边部范围内达到温度冷却相对均匀的目的，采取的遮蔽策略组合为：共开启 9 组集管，每组有 4 支冷却集管，每只集管有 2 排喷水 U 型管，对每组集管边部遮蔽的宽度分别为 120、0、80、0、60、0、30、0、10 mm，即间隔不均匀遮蔽的方式，如图 5 所示，黑色部分为边部遮蔽区域. 假设钢板未遮蔽处为常规层流冷却的换热系数，被遮蔽处的换热系数 h_{fb} 按照稳定膜沸腾区换热系数处理，稳定膜沸腾区换热系数公式为[11]

$$h_{fb} = \lambda_s \left(\frac{g\Delta\rho}{8\pi\lambda_s\alpha_c}\right)^{1/3},$$

$$\alpha_c = \frac{\lambda_s\theta_s}{2i_{fc}\rho_S}.$$

式中：h_{fb} 为稳态稳定膜沸腾区的换热系数，W · m^{-2} · k^{-1}；$\Delta\rho$ 为密度差，Kg · m^{-3}，$\Delta\rho = \rho_1 - \rho_s$；$\lambda_s$ 为饱和蒸汽下的导热系数，W · m^{-1} · k^{-1}；θ_s 为饱和蒸汽下的温度差，K，$\theta_s = T - T_1$；i_{fc} 为单位蒸发比焓，J · kg^{-1}.

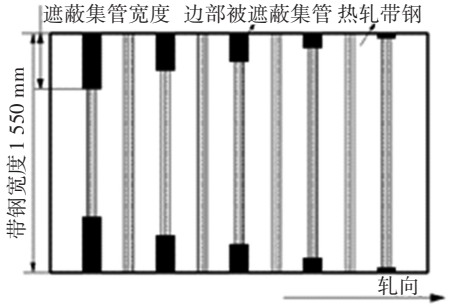


图 5　离散化边部遮蔽的组合策略

Fig 5　Illustration of a combination strategy for the discretization of edge masking

位移边界条件根据工厂实际条件建立，对于在线冷却的整长带钢，可以认为长度方向是无限的，因此当取三维平板分析时，带钢两个端部上每个节点沿长度方向的位移量是一致的[12]. 假定带钢静止，边界条件随带钢移动，故位移边界条件设定为：1) 带钢的两端为长度方向耦合约束 $U_z = 0$；2) 由于对称关系取带钢的一半进行分析，带钢中部一端 $U_x = 0$，$U_y = 0$，$U_y = 0$，其中 U_x，U_y，U_z 为三个方向的位移.

1.5　相变模型

相变计算是以相变理论及 Scheil 叠加法则为基础，根据 Avrami 方程建立奥氏体向铁素体、贝氏体连续冷却相变数学模型，通常假设新相形核发生在奥氏体晶界，奥氏体的等温分解动力学可用 Avrami 型方程表达：[13]

$$X = 1 - \exp(-kt^n). \qquad (2)$$

式中参数 k 和 n 的值，可以通过等温转变曲线(TTT)中对应某一温度 T 的两个等温时间 t_s、t_e 及其转变量 V_s、V_e 求得：

$$n = \frac{\ln\left[\dfrac{\ln(1 - V_s)}{\ln(1 - V_e)}\right]}{\ln\left(\dfrac{t_s}{t_e}\right)},$$

$$k = -\frac{\ln(1 - V_s)}{t_s^n}.$$

由于转变量与时间的关系随温度而变化，因此 k、n 也随温度而不同. 对于铁素体、珠光体和贝氏体转变，因为 k、n 随冷速和温度而变，所以只有从实际转变开始时间计算，才能使计算结果与实际情况相符，因此式(2) 中的 t 应由 $t - t_s$ 替换，t_s 为相变孕育期. 得出新的扩散型相变量的表达式为

$$X = 1 - \exp[-k(t - t_s)^n].$$

式中参数 k 是与温度(过冷度) 相关的函数，时间 t 表示相变开始后的时间，而相变的开始时间 t_s 可以通过 Scheil 法则确定，即相变孕育期符合可加性原则.

1.6 应力应变模型

应力应变模型包括弹塑性变形和热膨胀应变. 至于层流冷却期间发生的相变膨胀应变和相变诱导塑性应变已经包含在试验测得的热膨胀应变之中，不再进行考虑，故总应变可以用如下方程表示：

$$\dot{\varepsilon}^t = \dot{\varepsilon}^e + \dot{\varepsilon}^{\mathrm{th}} + \dot{\varepsilon}^p.$$

式中：$\dot{\varepsilon}^t$ 为总应变；$\dot{\varepsilon}^e$ 为弹性应变，满足 Hooke 定律；$\dot{\varepsilon}^{\mathrm{th}}$ 为热膨胀应变；$\dot{\varepsilon}^p$ 为经典塑性应变，符合 J_2 理论.

1.7 相变潜热模型

X70 钢层流冷却过程中会发生相变并产生相变潜热，相变潜热 q_v 是相变速率的函数，相变潜热的计算公式为

$$q_v = \Delta H \frac{f_{n+1} - f_n}{\Delta t} = \Delta H \Delta f.$$

式中：ΔH 为奥氏体分解时的相变焓，Δf 为单位时间的相变程度. 奥氏体分解时的热焓值 ΔH 如表 2 所示[14].

表 2 奥氏体分解时的热焓值

Tab.2 Thermal enthalpy of austenite decomposition

组织	ΔH/(MJ · m^{-3})
F	590
P	600
B	620
M	650

Marc 提供了大量的子程序接口，用 Fortran 语言编程加载自定义边界条件，分别用子程序 Ufilm 确定随温度变化的对流换热系数；子程序 Ubginc 加载相变动力学模型，定义相变组织、相变增量、相变孕育时间等；子程序 Flux 计算相变生成热；子程序 Plotv 输出贝氏体和铁素体的生成量. 采用热力耦合的计算方法，直接进行温度、相变和应力三者之间的耦合计算.

2 计算结果及分析

2.1 温度场和组织转变计算结果分析

采用某 2160 mm 热轧带钢厂层流冷却工艺参数进行模拟，X70 管线钢冷却方式为前端冷却，出精轧口之后经历 6.55 s 的空冷，然后是 18.65 s 的水冷，水冷结束之后为 34.29 s 的空冷.

图 6 分别为采用两种冷却工艺后，卷取时带钢温度沿宽度方向的计算值和实测值. 从图 6 可以看出，在带钢中部范围内卷取温度实测值和计算值差值在 5 ℃范围内，计算值和实测值吻合较好. 采用常规层流冷却工艺后，卷取时带钢中部和边部的温差计算值达到了 62 ℃，相比而言，采用离散化边部遮蔽的冷却策略之后，边部 150 mm 范围内温度更加均匀，中部和边部的温差减小到 10 ℃. 从计算结果来看，离散化边部遮蔽的冷却工艺能显著改善带钢宽度方向的温度均匀性.

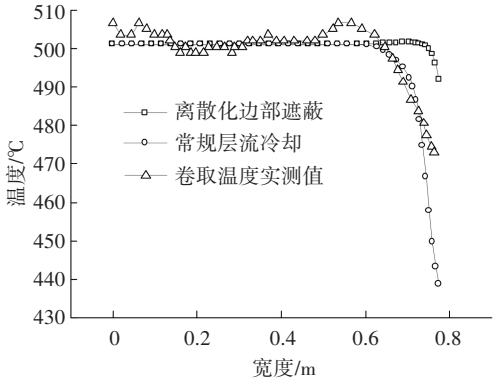


图 6 卷取时带钢宽度方向的温度分布

Fig.6 Temperature distribution of strip width direction during coiling

在层流冷却过程中只会发生贝氏体相变，图 7 为采用两种冷却工艺后，卷取时沿带钢宽度方向上表面贝氏体转变量的分布规律. 从图 7 可以看出：常规层冷后带钢中部的贝氏体转变量为 45.7%，边部 150 mm 范围内贝氏体转变量逐渐增加，最大达到了 78.6%，边部和中部的贝氏体转变量在带钢宽度方向上的分布严重不均匀；采用改进后的冷却工艺后，带钢边部的贝氏体转变量计算值和中部差值在 3.2%范围之内，带钢宽度方向上组织分布更加均匀.

图 8 为在两种冷却工艺条件下，带钢上表面中部和距离边部 9、30 mm 处的温度、贝氏体转变量差值绝对值随时间的变化规律. 从图 8(a) 可以看出：与常规层流冷却的工艺相比，采用离散化边部遮蔽的冷却工艺之后，在层冷过程中中部和距离边部 9 mm处的温差最大值由 160.4 ℃减小到 54.1 ℃，边

部和中部的贝氏体转变量之差的最大值则由 31.5% 减小到 4.9%；同时中部和距离边部 30 mm 处的温差范围由 46.8 ℃减小到了 15.2 ℃，贝氏体转变量差值范围由 27.3%减小到了 2.37%. 可见在采用离散化边部遮蔽的冷却工艺后，在层流冷却过程中带钢边部的温降显著变小，宽度方向上的贝氏体转变量趋于均匀，利于降低带钢宽度方向上的热应力和组织应力差异，从而使冷却过程中的应力分布均匀；宽度方向上温差的减小也有利于减小冷却过程中中部和边部的平均冷却速度差，从而使带钢宽度方向上的晶粒尺寸大小均匀，力学性能良好.

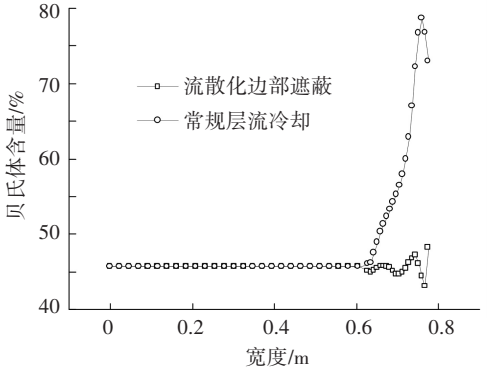
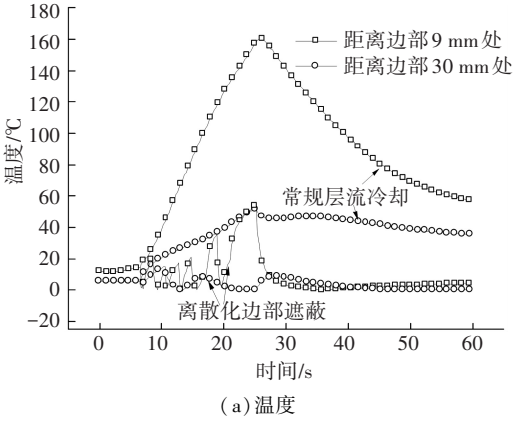
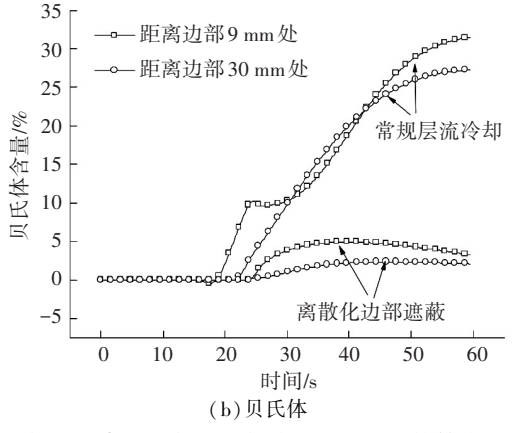


图 7　卷取时带钢宽度方向的贝氏体含量分布

Fig 7　Distribution of bainite in strip width direction during coiling



(a)温度



(b)贝氏体

图 8　带钢上表面中部和边部的温差和贝氏体转变量差值

Fig. 8　Temperature and bainite transformation difference between middle and edge of upper surface of the strip

2.2　相变场的验证

相变场可以根据在连续冷却下的 X70 钢组织、相变点温度来验证. 取工业 X70 钢钢坯，切成 φ4×10 的小圆柱，采用 Formaster－Digital 热膨胀仪和 Gleeble 3500 热模拟机测定 X70 钢的相变点和不同冷却速率下的热膨胀曲线. 根据不同冷却速度下的温度-膨胀量曲线，找出不同冷速下的相变起始点温度和终止点温度. 工艺路线为以 10.5 ℃ · s^{-1}的速度加热至 1 050 ℃保温 3 min，然后以 5 ℃ · s^{-1}的速度冷至 950 ℃保温 10 s，之后以不同的速度冷却至室温. 在 15 ℃ · s^{-1}的冷却速率下，得到 X70 钢金相组织如图 9 所示，为针状铁素体，在铁素体内部和晶界处存在点状或条状的 M－A 岛. 从 X70 钢层流冷却过程中钢板中部上表面的温降曲线和贝氏体转变计算结果来看，贝氏体转变开始时间为冷却开始后的 24 s，此时带钢温度为 476 ℃，冷却速度为 16.1 ℃ · s^{-1}，如图 10 所示. 贝氏体转变的开始和结束温度的计算值和实测值的对比如表 3 所示，在 15 ℃ · s^{-1}冷却速度下贝氏体开始转变温度为 458 ℃，计算值和实测值的相对误差为 18 ℃，转变结束温度相对误差为 1 ℃. 因此，所建立的相变动力学模型具有相当高的精确性.

2.3　应力和应变分析

X70 钢层流冷却过程中，从精轧机出口的 790 ℃冷却到卷取时的 500 ℃，期间经历贝氏体相变. 从图 3 可以看出，在 450 ℃至 600 ℃之间，带钢的热膨胀系数在会发生急剧的变化，水冷过程中横向的温度分布不均所引起的应力分布形式会更加多样化，同时相变潜热所释放的热量也会影响带钢内应力的大小.

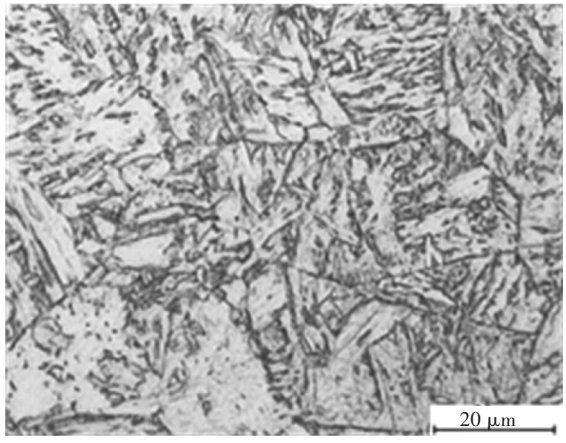
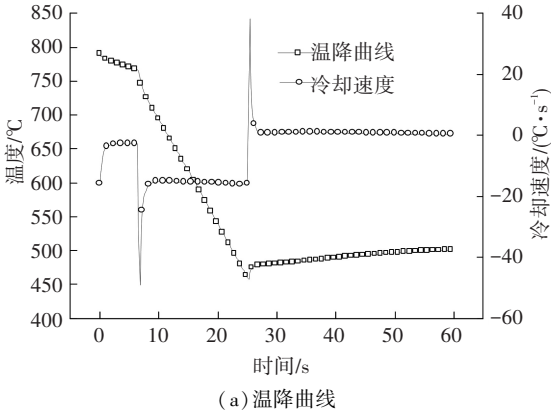
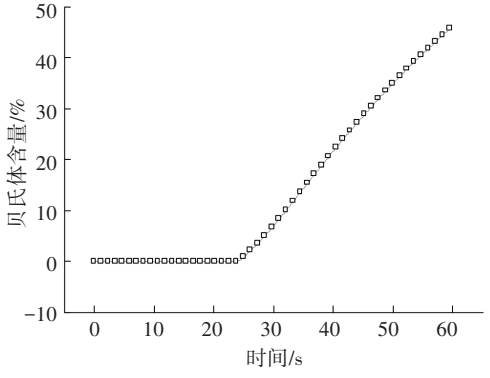


图 9　X70 钢 15 ℃ · s^{-1}在的冷速下的微观组织

Fig.9　Microstructure of X70 steel at cooling rate of 15 ℃ · s^{-1}



(a) 温降曲线



(b) 贝氏体转变量

图 10　X70 钢冷却过程温度和贝氏体转变量随时间的变化

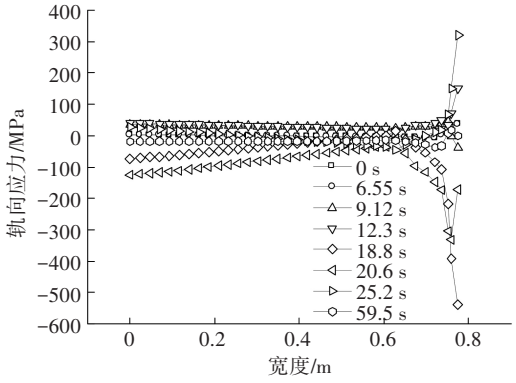
Fig.10　Change of cooling process temperature and bainite transformation in X70 steel

表 3　15 ℃ · s^{-1}的冷速下贝氏体转变开始和结束温度

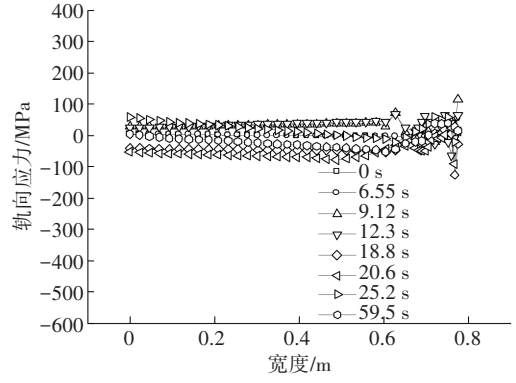
Tab.3　Starting and end temperature of bainite transformation at cooling rate of 15 ℃ · s^{-1}

组织转变	计算值/℃	实测值/℃
贝氏体转变开始	476	458
贝氏体转变结束	351	350

12 mm 厚度的 X70 钢的轧向应力的确定应该以厚度方向上平均值为准,而不应片面地取某一个面上的应力. 图 11 为层流冷却过程中,带钢轧向应力在不同时间下的分布规律. 从图 11(a)可以看出:在常规层流冷却过程中,在 8.12 s 和 12.3 s 时,带钢边部 20 mm 范围内出现了应力不均的现象,对板形影响较小;随着冷却的进行,带钢边部的温降增大,边部的压应力开始增大,在 18.8 s 时达到了最大值 −538.2 MPa,并且应力不均范围扩大到了 150 mm 的宽度,带钢板形有向边浪发展的趋势;之后边部发生贝氏体相变,相变产生的组织应力和热应力的方向相反,带钢边部的压应力开始减小,在水冷结束的 25.2 s 时,带钢边部 80 mm 范围内为不均匀分布的拉应力,最大达到了 320 MPa,带钢板形有向中浪发展的趋势;在随后的空冷过程中,由于带钢内部热传导和相变潜热的综合作用,中部和边部的温降逐渐减小,卷取时横向上的应力分布基本均匀. 因为钢卷在卷取冷却过程中仍然会发生应力及板形变化,室温下的测量应力无法反映层流冷却后的应力实际值,层流冷却过程中因速度和温度原因,也无法直接测量带钢的应力和应变,根据生产过程观察,在层流冷却中 X70 管线钢在冷却过程中存在横向 U 型弯曲,同时伴有边浪,上述现象与应力计算的结果一致. 采用离散化边部遮蔽的层流冷却工艺之后,由于减小了冷却过程中边部和中部的温度差、组织转变差,从图 11(b)的计算结果来看,冷却过程中带钢横向上的轧向应力分布相对均匀,分布范围在 −125.8~116 MPa,能有效减小边部的内应力大小,改善水冷过程中的板形不良现象,防止钢板发生次生的不均匀冷却.



(a) 常规层流冷却



(b) 离散化边部遮蔽

图 11　层流冷却过程中带钢宽度方向的轧向应力分布

Fig.11　Stress distribution in strip width direction during the laminar cooling process

图 12 为带钢边部上表面轧向应力和屈服强度随时间的变化规律. 从图 12 可以看出:在采用改进后的冷却工艺之后,整个冷却过程中的内应力都没未超过带钢边部在对应温度处的屈服强度. 在常规层流冷却过程中当水冷至 11 s 时,拉应力计算值为 379.5 MPa,超过了该温度下带钢的屈服强度 330.5 MPa;当冷却至 15.3 s 时,边部的压应力计算值会再次超过带钢的屈服强度;水冷结束时,边部的拉应力达到了 569.7 MPa,也超过了带钢在此温度下的屈服强度 424 MPa,因此在冷却过程中带钢边

部会存在塑性应变. 卷取时带钢横向上的轧向塑性应变规律如图 13 所示. 从图 13 可以看出：在常规层流冷却过程中，带钢横向上边部 25 mm 范围内的内应力会超过带钢的屈服应力，产生塑性变形，最大达到了1.62×10^{-3}；相对而言，在采用离散化边部遮蔽的层流冷却工艺之后，从计算结果来看，卷取时在带钢横向上没有产生轧向塑性应变，有效的消除了残余塑性应变对之后钢卷冷却的不良影响，有利于获得室温时的良好板形.

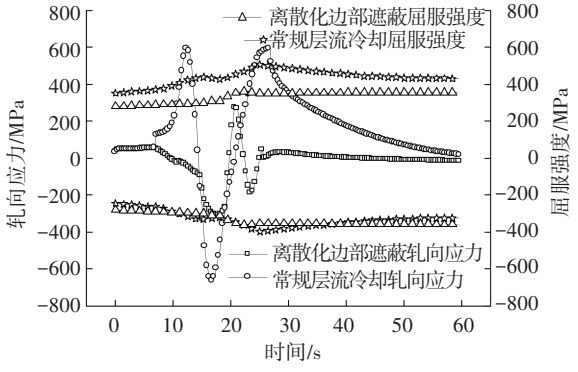


图 12　带钢边部上表面应力与屈服强度变化

Fig.12　Surface stress and yield strength change at the edge of strip

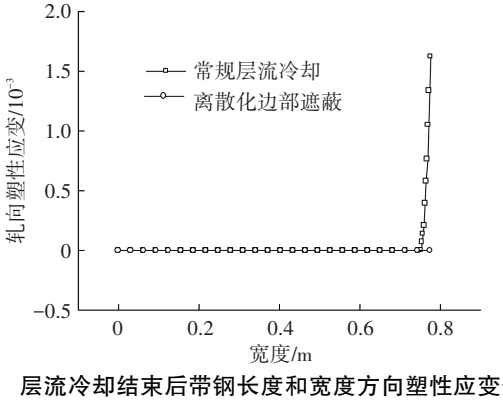


图 13　层流冷却结束后带钢长度和宽度方向塑性应变分布

Fig. 13　Plastic strain distribution in strip length and width direction at the end of laminar cooling

热轧带钢层流冷却过程中板形缺陷问题的研究历来存在很多分歧. Zhou 等[15]认为水冷结束后边部会产生拉应力，带钢板形向中浪发展，YOSHIDA H 等[16-18]认为在层流冷却过程中，带钢边部会产生压应力，板形会向边浪发展. 这是因为他们研究钢种有一定区别，冷却工艺也不尽相同，由于不同刚种的成分和相变区间不同，热膨胀系数大小和随温度的变化趋势是不一样的，边部温降所引起的应力大小也就更加多样化. 可以肯定的是，层流冷却过程中板形缺陷的根本原因是横向温度分布不均匀，从本文模拟的结果来看，离散化的边部遮蔽冷却策略能有效改善带钢卷取前的板形不良现象. 但是对于 X70 管线钢而言，在卷取过程中和卷取之后的钢卷冷却过程中，仍然会发生相变并产生残余应力，影响开卷之后的室温板形，这些问题仍需进一步研究.

3　结　论

1）建立了热轧带钢层流冷却过程中的有限元模型，对微观组织和温度的计算值和实测值进行了对比分析，表明计算值和实测值吻合较好，模型具有较高的精确性. 在常规层流冷却过程中，卷取时 12 mm厚度 X70 钢中部和边部的温差达到了 62 ℃，边部最大贝氏体转变量达到了 78.6%，中部仅为 45.7%；采用离散化边部遮蔽的冷却工艺，卷取时中部和边部的温度差减小至 10 ℃，贝氏体转变量差值在 3.2%范围之内，而且带钢在冷却过程中的横向温度、贝氏体分布均匀性得到了有效改善.

2）常规层流冷却过程中，带钢宽度方向的轧向应力分布严重不均匀，在水冷的后半段，前期边部 150 mm 范围内会出现不均匀的压应力，最大值达到了−538.2 MPa，板形有向边浪发展的趋势，随后边部的压应力会逐渐转变为拉应力，板形有向中浪发展的趋势；改进后的冷却工艺能显著减小边部的应力，冷却过程中横向应力的波动在−125.8～116 MPa 之间，可有效改善轧向应力的横向分布均匀性.

3）常规层流冷却过程中，带钢边部 25 mm 范围内发生了塑性变形，最大应变1.62×10^{-3}，而采用离散化边部遮蔽的冷却策略后，卷取时边部的塑性变形得到有效的消除，有利于获得良好的板形.

参考文献

[1] 王峰丽，李红芳，李谋渭. 中厚板淬火过程的横向冷却曲线[J]. 钢铁研究学报，2002，14(3)：39-42.
WANG Fengli，LI Hongfang，LI Mouwei. Transverse cooling curve in quenching medium steel plate[J]. Journal of Iron and Steel Research，2002，14(3)：39-42.

[2] 崔乃忠. 基于 ANSYS 平台的中厚板控冷过程的横向冷却曲线[J]. 钢铁技术，2004，12(5)：13-15.
CUI Naizhong. Transverse cooling curve of medium steel plate in the process of controlled cooling based on ANSYS platform[J]. Iron and Steel Technology，2004，12(5)：13-15.

[3] SUN W，SHAO J，HE A，et al. Research on residual stress quantitative reduction in laminar Cooling on hot strip mill[J]. International Journal of Heat and Technology，2015，33(4)：19-23.

[4] WANG D A，LO W，HWUB Y J，et al. Finite element analyses of TMCP steel plates with consideration of edge masking[J]. Procedia Engineering，2013(1)：762-767.

[5] LEE J K，KAN K B，LEE K J，et al. Modelling of the microstructure and the mechanical property variation across the transverse direction of hot rolled steels and the effect of edge shielding[J]. ISIJ International，1998，38(7)：752-758.

[6] S. PEREGRINA S，J-M. GARCÍA REDONDO J M. Hot strip flatness optimization by means of edge masking in the ROT [J]. La Revue de Métallurgie-CIT，2006，103(9)：381-387.

[7] 杜平. 基于 MULPIC 装置的宽厚板均匀冷却控制[J]. 轧钢，

2012, 29(6):7-10.
DU Ping. Application and research of wide thick plate homogeneous cooling based on MULPIC device[J].Steel Rolling, 2012, 29(6):7-10.

[8] 陈银莉,余伟,白冰. 低残余应力热轧带钢层流冷却工艺的数值模拟[J]. 北京工业大学学报,2012,38(10):1576-1581.
CHEN Yinli, YU Wei, BAI Bing. Numerical simulation of laminar cooling process for hot rolled strip with low residual stress[J]. Journal of Beijing University of Technology, 2012, 38(10):1576-1581.

[9] 余伟,卢小节,陈银莉,等. 卷取温度对热轧 X70 管线钢层流冷却过程残余应力的影响[J]. 北京科技大学学报, 2011,33(6):722-728.
YU Wei, LU Xiaojie, CHEN Yinli, et al. Effect of coiling temperature on residual stresses in hot rolled X70 pipeline steel strips during laminar cooling[J]. Journal of University of Science and Technology Beijing, 2011,33(6):722-728.

[10] 卢小节. 热轧管线钢轧后快冷中温度场、相变和应力场的研究[D]. 北京:北京科技大学, 2010: 10.
LU Xiaojie. Study on temperature field, transformation and stress of pipeline steel during the fast cooling process after rolling[D]. Beijing: University of Science and Technolgy, 2010:10.

[11] PRIETO M M, RUIZ L S, MENENDEZ J A. Thermal performance of numerical model of hot strip mill runout table[J]. Ironmaking and Steelmaking, 2001,28(6): 474 - 480.

[12] 张清东,戴杰涛. 带钢板形翘曲变形行为的仿真[J]. 北京科技大学学报, 2011, 33(8): 1006-1012.
ZHANG Qingdong, DAI Jietao. Simulation of warping deformation in thin steel strips[J]. Journal of University of Science and Technology Beijing, 2011, 33(8): 1006-1012.

[13] KUBAN M B, JAYARAMAN R, HAWBOLT E B, et al. An assessment of the additivity principle in predicting continuous-cooling austenite-to- pearlite transformation kinetics using isothermal transformation data[J]. Metallurgical Transactions A, 1986,17(9):1493-1503.

[14] WANG K F, HANDRASEKAR C S C, Y YANG H T. Experimental and computational study of the quenching of carbon steel[J]. Journal of Manufacturing Science and Engineering, 1997, 119(3): 257-265.

[15] ZHOU Z Q, THOMSON P F, LAM Y, et al. Numerical analysis of residual stress in hot-rolled steel strip on the run-out table[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2003, 132(1/2/3): 184-197.

[16] YOSHIDA H. Analysis of flatness of hot rolled steel strip after cooling [J]. Transactions ISIJ, 1984, 24(3):212-220.

[17] 蔡正. 热轧带钢冷却后的屈曲行为研究[D].沈阳:东北大学, 1999.
CAI Zheng. Warping behavior of hot rolled steel strip after cooling [D]. Shenyang: Northeast University, 1999.

[18] WANG X, LI F, YANG Q. FEM analysis for residual stress prediction in hot rolled steel strip during the run out table cooling[J]. Applied Mathematical Modelling, 2013,(37): 586-609.

(编辑 王小唯 苗秀芝)

(上接第 146 页)

参考文献

[1] SESIA S, TOUFIK I, BAKER M. LTE-The UMTS Long Term evolution: from theory to practice[M]. New York: John Wiley & Sons, 2009: 1-5.

[2] ASTELY D, DAHLMAN E, FURUSKAR A, et al. LTE: the evolution of mobile broadband[J]. IEEE Communications Magazine, 2009, 47(4):44-51. DOI: 10.1109/MCOM.2009.4907406.

[3] KELA P, PUTTONEN J, KOLEHMAINEN N, et al. Dynamic packet scheduling performance in UTRA long term evolution downlink[C]// 3rd International Symposium on Wireless Pervasive Computing (ISWPC). Santorini: IEEE, 2008: 308-313.

[4] KWAN R, LEUNG C, ZHANG J. Proportional fair multiuser scheduling in LTE[J]. Signal Processing Letters, IEEE, 2009, 16(6): 461-464. DOI:10.1109/LSP.2009.2016449.

[5] PROEBSTER M, MUELLER C M, BAKKER H. Adaptive fairness control for a proportional fair LTE scheduler[C]// IEEE 21st International Symposium on Personal Indoor and Mobile Radio Communications (PIMRC). Instanbul: IEEE, 2010: 1504-1509.

[6] CAPOZZI F, PIRO G, GRIECO L, et al. Downlink packet scheduling in lte cellular networks: Key design issues and a survey[J]. IEEE Communications Surveys & Tutorials, 2012, 15(2): 678-700. DOI:10.1109/SURV.2012.060912.00100.

[7] 朱春梅,徐菲,王瑜等.第三代移动通信系统中分组数据业务模型的研究[J].重庆邮电大学学报, 2002,14(3):1-6. DOI:10.3979/j.issn.1673-825X.2002.03.001.
ZHU Chunmei, XU Fei, WANG Yu, et al. Research on Wireless Packet Service Model in 3G Mobile Communication System[J]. Journal of Chongqing University of Posts and Telecommunications, 2002,14(3):1-6. DOI:10.3979/j.issn.1673-825X.2002.03.001.

[8] 吴宣利,韩杏玲,赵婉君.LTE 系统中一种低丢包率的实时业务调度算法[J].哈尔滨工业大学学报,2015,47(3):24-28.DOI:10.11918/j.issn.0367-6234.2015.03.004.
WU Xuanli, HAN Xingling, ZHAO Wanjun.A low packet loss rate scheduling algorithm for real-time traffics in LTE system[J].Journal of Harbin Institute of Technology, 2015, 47(3):24-28. DOI: 10.11918/j.issn.0367-6234.2015.03.004.

[9] REBEKKA B, MALARKODI B. Performance evaluation of resource allocation schemes in LTE downlink[C]//2014 International Conference on Electronics and Communication Systems (ICECS). Coimbatore: IEEE, 2014:1-4.

[10] 刘壮. LTE 系统中下行链路的分组调度算法研究[D]. 北京:北京邮电大学, 2014.
LIU Zhuang. Research on packet scheduling algorithm in LTE downlink system[D]. Beijing: Beijing University of Posts and Telecommunication, 2014.

[11] BASUKALA R, MOHD RAMLI H A, SANDRASEGARAN K. Performance analysis of EXP/PF and M-LWDF in downlink 3GPP LTE system[C]//First Asian Himalayas International Conference on AH-ICI 2009. Kathmandu: IEEE, 2009: 1-5.

(编辑 王小唯 苗秀芝)