升温速率对9%Cr热强钢管道中频感应加热局部焊后热处理温度场的影响

管晓军[1]，周梵[2]，楼玉民[2]，赵宁宁[2]，胡磊[3]

1.国能中卫发电有限公司　宁夏中卫　751700
2.浙江浙能技术研究院有限公司　浙江杭州　311121
3.安徽工业大学材料科学与工程学院　安徽马鞍山　243032

摘要：建立了中频感应加热局部焊后热处理温度场有限元计算模型，并开展了试验验证，随后利用该模型分析了升温速率对热处理恒温时间和轴向温度梯度的影响，并提出了中频感应加热焊后热处理升温速率的优化方法。结果表明：热处理温度场模型计算结果与检测结果吻合度高。增加升温速率可以提高热处理效率，但会导致内壁恒温时间不足。增大升温速率会导致轴向温度梯度偏大，影响管道服役安全性。基于控制轴向温度梯度原则，通过有限元计算及最小二乘拟合方法得到了不同壁厚管道的最大升温速率计算公式，并给出了便于工程应用的中频感应加热局部焊后热处理最大升温速率的选取方案。

关键词：9%Cr钢管道；中频感应加热；局部焊后热处理；升温速率

Effect of heating rate on temperature field of local post weld heat treatment for 9%Cr steel pipes by intermediate frequency induction heating

GUAN Xiaojun[1], ZHOU Fan[2], LOU Yumin[2], ZHAO Ningning[2], HU Lei[3]

1. Guoneng Zhongwei Power Generation Co., Ltd., Zhongwei 751700, Ningxia, China
2. Zhejiang Zheneng Technology Research Institute Co., Ltd., Hangzhou 311121, Zhejiang, China
3. School of Materials Science and Engineering, Anhui University of Technology, Ma'anshan 243032, Anhui, China

Abstract: A finite element calculation model for the temperature field of medium-frequency induction heating post-weld heat treatment has been established and experimentally validated. Using this model, the effects of heating rate on the isothermal holding time and axial temperature gradient during heat treatment were analyzed, and an optimization method for the heating rate in medium-frequency induction heating post-weld heat treatment was proposed. The results show that the model's calculation results align well with the experimental results. Increasing the heating rate can enhance heat treatment efficiency but may result in insufficient constant temperature time on the inner wall. A higher heating rate can lead to a larger axial temperature gradient, which could compromise the safety of pipeline service. Based on the principle of controlling the axial temperature gradient, the maximum heating rate for different wall thickness pipelines was calculated using finite element calculations and least squares fitting methods. This study also provides a selection scheme for the maximum heating rate in medium-frequency induction

heating post-weld heat treatment, which is suitable for engineering applications.
Keywords: 9%Cr steel pipe; intermediate frequency induction heating; local PWHT; heating rate

1 序言

P91、P92等9%Cr热强钢因其良好的抗高温蠕变性能和耐腐蚀性能，在超（超）临界火力发电机组的集箱、主蒸汽管道等承受极端工况的高温厚壁承压部件中获得了广泛的应用[1-4]。9%Cr钢厚壁管道焊接后接头存在淬硬组织，现场焊接时必须对焊接部位进行局部焊后高温回火处理，以降低硬度、提高韧性，同时消除因焊接过程中的不均匀加热而产生的残余应力[5-8]，保证部件运行的安全性[9, 10]。升温速率是焊后热处理的重要参数之一，提高升温速率可减少热处理时间、缩短工期，但是升温速率过快会在焊接接头中形成过大的温度梯度，并在热处理后形成新的诱导残余应力，不利于部件的性能和稳定性。目前，常用的局部焊后热处理方法是柔性陶瓷电阻加热和中远红外加热，这两种方法的加热功率较小、加热均匀性较差，且加热过程控制性较差，因此升温速率的选择较为保守。近年来，中频感应加热方法在P91、P92等9%Cr热强钢厚壁管道的焊后热处理中的应用逐渐被重视。与柔性陶瓷电阻加热法和中远红外加热法相比，中频感应加热方法的加热功率大，温度均匀性好，因此可以选取更高的升温速率，从而提高热处理效率、缩短工期，非常适合于厚壁管道的焊后热处理。

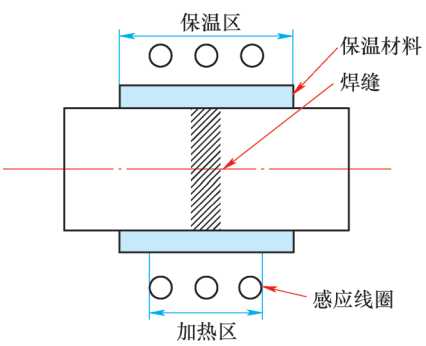
国内外对新型9%Cr热强钢管道的焊后热处理温度场虽有一些研究，但大多以柔性陶瓷电阻加热作为热源。WANG等[11]研究了管道内空气流动对P92管道柔性陶瓷电阻加热局部焊后热处理温度场的影响，结果表明，空气流动会导致管道内壁均温区宽度减小，并且对管道轴向温度梯度的影响较大。但是，关于管道接头中频感应加热[12, 13]局部焊后热处理温度场，以及升温速率对焊后热处理温度场影响的研究却很少。

本文先建立中频感应加热局部焊后热处理温度场瞬态模型，得到温度场在不同时间节点的温度分布，计算管道轴向温度梯度和内外壁温差；然后基于计算结果，分析升温速率对有效焊后热处理时间和轴向温度梯度的影响；最后在保证热处理质量的情况下，提出一种优化升温速率的方法。

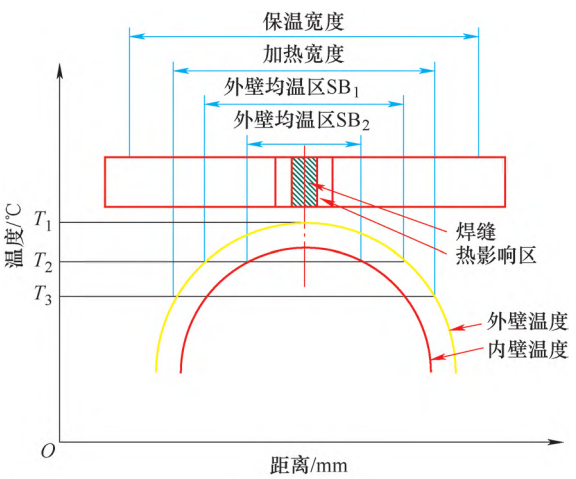
2 焊后热处理温度场的模拟

2.1 管道规格与焊后热处理参数

试验选用ϕ540mm×85mm×1300mm的P91钢管道。局部焊后热处理时的加热宽度为600mm，保温宽度为900mm。中频感应加热器的感应线圈材料为纯铜，直径为7mm，感应线圈匝数为17，匝间距为30mm，保温材料为硅酸铝针刺毯。加热器线圈为1500Hz的交流电。热处理恒温温度为760℃，恒温时间为5h，升温速率为100℃/h。加热器和保温区以焊接接头为中心对称布置，如图1所示。



a）加热区和保温区示意



b）中频感应加热焊后热处理主要参数

图1 中频感应加热焊后热处理示意

2.2 有限元模型的建立

根据建立的有限元模型，计算规格为ϕ540mm×85mm的管道，加热宽度为700mm，保温宽度为1000mm，交流电频率为1500Hz，升温速率为100℃/h，恒温时间约5h，外壁焊缝中心控温温度为760℃。图2所示为有限元模型网格划分，距离热处理系统较远的地方，由于是空气域，所以网格较大，而在管道内部和外表面附近，虽然也是空气域，但是计算中要考虑散热以及空气流动的影响，因此网格相对较密集，而网格最密集的地方则集中在感应线圈和管道内外壁处。

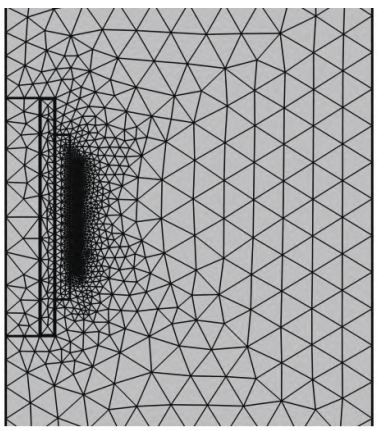


图2 有限元模型网格划分

由于新型9%Cr钢管道的加热区和保温区都是轴对称布置的，因此为了简化计算，采用二维轴对称模型，材料性能见表1，材料密度取7770kg/m^3。

表1 P91钢的热物理性能参数[14]

温度/℃	比热容/（J/kg·℃）	热导率/[（W/m·℃）]	相对磁导率	电阻率/（×10^{-6}Ω·m）
20	472	26	20	0.50
100	480	27	19.5	0.56
200	498	26	18.7	0.64
300	524	23	17.8	0.72
400	560	29	16.7	0.80
500	615	30	15.5	0.88
600	700	30	13.8	0.97
700	854	30	9.2	0.994
800	806	30	1.0	1.016

中频感应加热的原理是在感应线圈中通入一定频率的交流电，在管道表面产生交变磁场，从而在管道表面产生感应电流，通过感应电流产生的焦耳热完成加热。新型9Cr钢是马氏体热强钢，在达到居里点时失去铁磁性，此时无法产生感应电流继续加热。P91钢的居里点约为750℃，而控温温度为760℃，因此在管道温度达到750℃之后，需要额外添加一个加热密度，保证管道达到控温温度。在此阶段，系统会给整个加热区域施加一个额外的加热功率，并根据测温点（外壁焊缝中心）温度，实时调整输入的加热功率，保证测温点达到控温温度，然后保持该加热功率，进入恒温阶段。计算中设置周围环境温度为25℃。

2.3 计算结果及验证

将空气域的边界温度设定为25℃，考虑到整个加热系统会不断向外对流和辐射热量，而空气域的温度仍然保持在25℃，并设定空气为静止状态，通过瞬态计算，得到有限元瞬态模型计算结果，如图3所示。

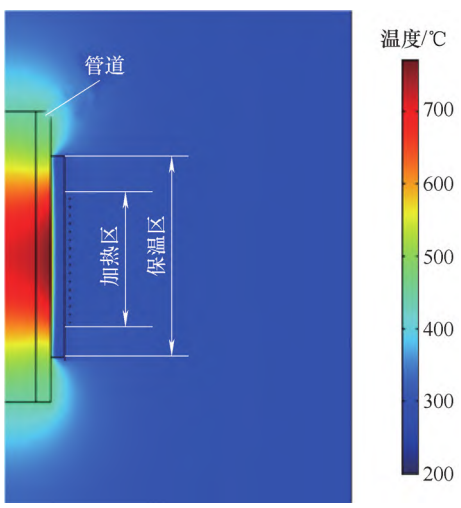


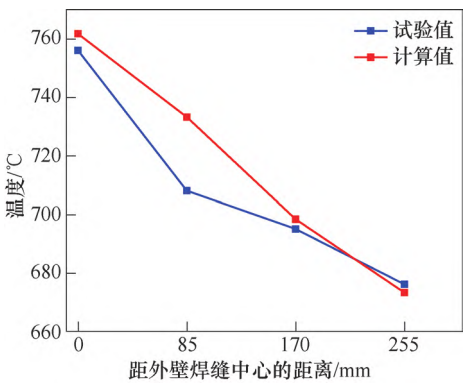
图3 有限元瞬态模型计算结果

从图3可看出，管道外壁焊缝中心点温度最高，沿着管道轴向和径向方向温度逐渐降低，在管道焊缝中心附近的等温线类似一个V字形。从管道轴向分析，加热区的温度降低幅度最小，保温区内温度降低幅度大于加热区，离开加热区后温度降低速度最快。

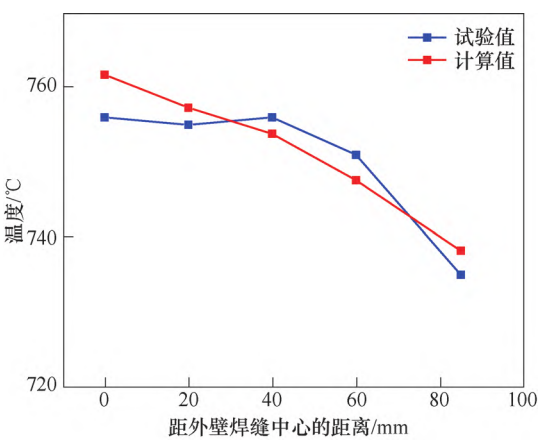
计算结果如图4所示。从图4可看出，管道外壁焊缝中心点的温度最高，约为762℃，沿着径向和轴向温度逐渐降低，存在一定的温度梯度。在径向上，内壁中心点的温度约为738℃，内外壁温差约为24℃；在轴向上，加热区内温度下降速度较慢，在加热区边缘位置温度约为617℃，进入保温区后温度

下降速度较快。

试验结果与有限元计算结果[15]的对比如图4所示。从图4可看出，除少数检测点外，计算结果和试验结果吻合度高，因为检测采用的是热电偶检测法，因为热电偶接触、保温包裹、检测误差等原因，个别点检测值会有一些误差，与计算值偏差较大，但是整体来看，这部分可忽略。因此，该模型可用于描述中频感应加热局部焊后热处理温度场。



a）轴向



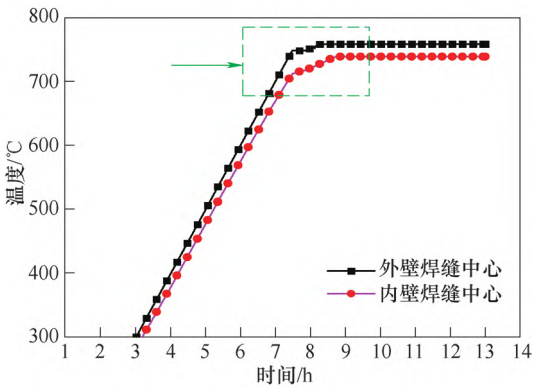
b）径向

图4　计算结果与试验结果比较

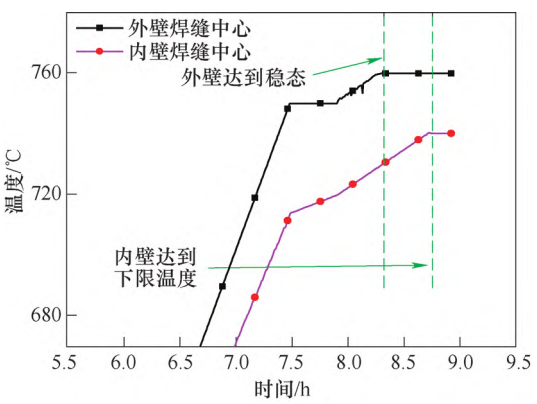
3　升温速率对局部焊后热处理温度场的影响

3.1　升温过程中温度场的变化

图5所示为内外壁焊缝中心点温度随时间变化计算的结果。从图5a可看出，在升温阶段，内外壁焊缝中心点温度均随时间不断上升，近似于线性关系，外壁温度上升速度略快于内壁。由图5b可看出，当外壁温度达到750℃时，出现了明显的平稳区，这是因为P91钢达到居里温度时，失去铁磁性，无法继续升温[16]。因此，需添加额外的加热功率，在这一阶段，计算系统根据检测点的温度，不



a）温度变化曲线



b）局部放大示意

图5　内外壁焊缝中心温度随时间变化曲线

断调整输入功率，使检测点达到控温温度760℃，经过一段时间的振荡之后，外壁温度达到稳态。内壁通过热传递加热，其升温受外壁的控制，因此在外壁达到控温温度之后一段时间才进入稳态。

研究表明，当P91钢焊后热处理温度为760℃、740℃及720℃时，所需的最小恒温时间分别约为2h、4h及10h，但是为了提高热处理效率，节约能源，在工程上一般控制焊后热处理恒温温度≥740℃[17, 18]。因此，可将管道内外壁达到740℃之后的恒温时间视为有效恒温时间。在对9%Cr钢管道进行焊后热处理时，一般通过调整热处理参数的方法将内壁恒温温度控制在740℃左右，因此可将内壁进入恒温阶段的时间作为有效恒温时间的开始节点。

当外壁达到恒温温度之后，内壁滞后一段时间才进入恒温阶段，因此可将这段时间称为内壁滞后时间，并将外壁进入恒温阶段的时间称为外壁升温时间（即名义升温时间）。由于温度传递存在滞后性，因此当外壁进入恒温状态时，内壁一般还未进

入恒温状态。内壁进入恒温阶段的时间称为实际升温时间，即实际升温时间由外壁升温阶段时间、内壁滞后时间组成。

3.2 升温速率对内壁温度场进入稳态的影响

分别计算升温速率为100℃/h、200℃/h、300℃/h、400℃/h及500℃/h时，外壁升温时间、内壁滞后时间和实际升温时间（外壁升温时间与内壁滞后时间之和），计算结果如图6所示。从图6可看出，随着升温速率的提高，实际升温时间迅速减少，但是随着升温速率的提高，减少的幅度越来越小，当升温速率超过300℃/h时，继续提高升温速率对缩短实际升温时间的效果不明显；而内壁滞后时间随着升温速率的增加而增加。因此在工程中若要缩短工期，可适当提高升温速率，以减少实际升温时间，但要考虑升温速率对内壁滞后时间的影响，即在外壁达到恒温温度之后，要适当延长恒温时间，以保证热处理质量。

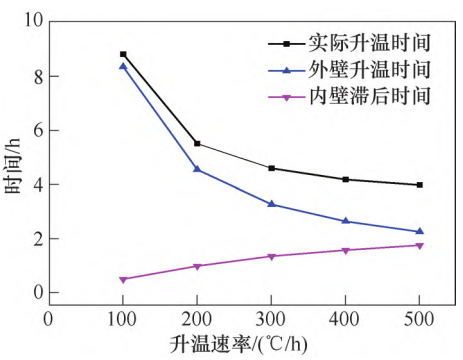


图6 不同升温速率下的实际升温时间

当升温速率超过300℃/h时，内壁进入稳态的滞后时间超过1h，由于内壁在740℃下的恒温时间不少于4h，因此5h的恒温时间无法满足管道接头热处理质量的整体要求，需要延长恒温时间，保证内壁热处理质量也能达到要求。

当管道壁厚增加，内壁温度进入稳态时间也会延长。图7所示为升温速率为200℃/h时（其他热处理条件不变），不同壁厚管道的内壁滞后时间的计算结果。从图7可看出，随着壁厚的增加，内壁滞后时间随之增加，近似于线性关系。结合图6和图7可知，采取较高的升温速率或热处理厚壁管道，均需要延长恒温时间，以保证内壁的热处理质量。

3.3 升温速率对轴向温度梯度的影响

在中频感应加热焊后热处理时，感应线圈在管

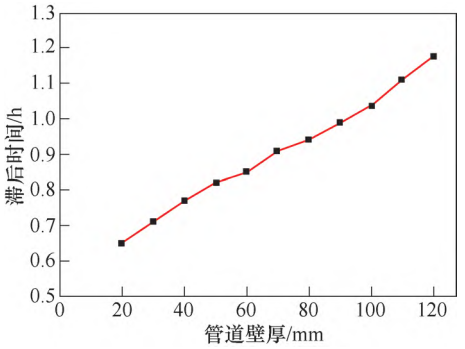


图7 不同壁厚管道的内壁滞后时间

道外壁表面产生一定的感应电流，感应电流产生焦耳热对管道进行加热，并通过热传递来加热管道的其他部分。当加热区保持恒温温度不变时，由于热传递的损耗，在管道轴向和径向上均存在一个温度梯度，可以表示为

$$k=\frac{T_0}{T_1} \tag{1}$$

式中 k——管道某点的温度梯度；

T_0——管道外壁焊缝中心点温度（℃）；

T_1——管道某点温度（℃）。

在焊后热处理过程中，需要严格控制管道的轴向温度梯度。当轴向温度梯度过大时，较大的温度梯度会产生诱导应力，造成管道变形甚至弯曲破裂。本文通过计算管道的几个特征点的最大弯曲应力得到允许的最大轴向温度梯度。选取的两个特征点为：外壁加热区边缘k_1、外壁焊缝中心到加热区边缘的中点k_2。

计算ϕ540mm×85mm×1300mm的P91管道，加热宽度为700mm，保温宽度为1000mm，交流电频率为1500Hz，外壁控温温度为760℃，升温速率分别为100℃/h、200℃/h、300℃/h、400℃/h及500℃/h时，外壁加热区边缘轴向温度梯度k_1和外壁焊缝中心到加热区边缘的中点处轴向温度梯度k_2。计算结果如图8所示。

从图8可看出，随着升温速率的提高，两个特征点处的轴向温度梯度均有所增大，且加热区边缘处轴向温度梯度增加幅度更大一些。

从上述可知，提高升温速率可减少焊后热处理时间，提高热处理效率；但是增大升温速率会增大管道轴向温度梯度，在接头中产生残余应力，影响管道的运行安全。因此，最大升温速率的选择主要

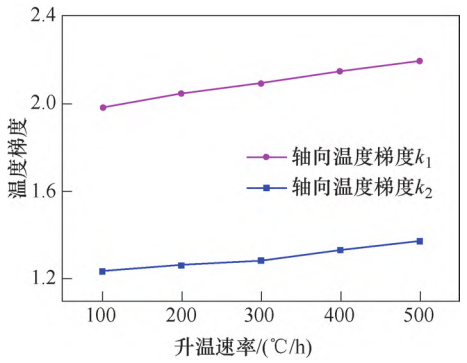


图8　不同升温速率下特征点的轴向温度梯度

取决于管道允许的最大轴向温度梯度。

4　焊后热处理升温速率优化

4.1　优化原则及方法

计算轴对称圆筒因轴向温度梯度产生变形的微分方程可以表示为

$$\omega'''(x)+4\frac{3(1-v^2)}{R^2\delta^2}\omega(x)=-4\frac{3(1-v^2)}{R^2\delta^2}\alpha R[T(x)-T] \tag{2}$$

式中　w——管道挠度（m）；

α——材料传热系数[W/（m^2·K）]；

R——管道内壁半径（m）；

T——环境温度（℃）；

$T(x)$——管道轴向温度分布（℃）；

v——泊松比；

δ——管道壁厚（m）。

轴对称圆筒的最大弯曲应力可以表示为

$$\sigma_{max}=-\frac{E\delta}{2(1-v^2)}\omega''(x) \tag{3}$$

式中　E——弹性模量（GPa）；

根据傅立叶传热定律和多项式分布，由（2）式可以解得下式，即

$$\omega(x)=-\alpha R[T(x)-T] \tag{4}$$

对式（4）求二阶导数并代入式（3），得到最大弯曲应力为

$$\sigma_{max}=\frac{\alpha ER\delta T''(x)}{2(1-v^2)} \tag{5}$$

计算弯曲应力与管道外壁各特征点的轴向温度梯度之间的关系，若设管道外壁焊缝中心点温度为T_0，特征点温度为T_1和T_2，先计算管道外壁加热区边缘处，将管道外壁焊缝中心点到加热区边缘的距离设为s，则管道轴向上温度分布可以表示为

$$T(x)=T_0+(T_1-T_0)\frac{x^2}{s^2} \tag{6}$$

将式（6）求二阶导数并代入式（5），得

$$\sigma_{max}=\frac{\alpha ER\delta(T_1-T_0)}{s^2(1-v^2)} \tag{7}$$

因管道是圆筒结构，则

$$s=\frac{\lambda\sqrt{R\delta}}{2} \tag{8}$$

根据式（7）和式（8），管道外壁加热区边缘处轴向温度梯度的倒数可以表示为

$$k_1=\frac{1}{K}=\frac{T_1}{T_0}=\frac{4(1-v^2)}{\alpha ET_0}\sigma_{max}+1 \tag{9}$$

同样，设管道外壁焊缝中心到加热区边缘中点的距离为$s/2$，温度为T_2，代入式（6）～式（9），得到管道外壁焊缝中心到加热区边缘中点处的轴向温度梯度k_2。

在式（9）中，最大弯曲应力取材料在恒温温度时屈服强度的2倍，代入其他材料常数，计算得到管道加热区边缘处允许的最大轴向温度梯度约为2.124，在管道外壁焊缝中心到加热区边缘中点处允许的最大轴向温度梯度约为1.262。管道的轴向温度梯度过大，容易产生诱导应力，造成管道的变形甚至破裂，因此9%Cr钢管道中频电磁感应加热局部焊后热处理升温速率的选择需要结合轴向温度梯度进行考虑。通过得出的允许的最大轴向温度梯度，基于有限元方法计算最大升温速率。

4.2　优化结果

对于不同壁厚管道，按照DL/T 819—2019《火力发电厂焊接热处理技术规程》选取加热宽度和保温宽度，基于AWS D10.10/D10.10M：2021《管道和管材焊缝局部加热的推荐做法》对轴向温度梯度控制原则，运用有限元模拟计算允许的最大升温速率，计算结果如图9所示。从图 9 可看到，随着壁厚的增加，允许的最大升温速率快速降低，当壁厚超过80mm时，升温速率降低幅度明显减小。由计算结果得到的拟合公式为

$$v=0.03081\delta^2-6.84\delta+454.73 \tag{10}$$

式中　v——管道的升温速率（℃/h）；

δ——管道壁厚（mm）。

从图9还可看出，拟合曲线整体上与计算结果拟

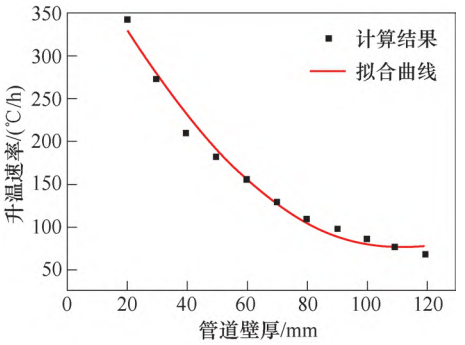


图9　最大升温速率优化结果与拟合曲线

合程度较高，可用于计算不同壁厚管道的最大升温速率。

5　结束语

1）建立了9%Cr热强钢管道中频感应加热局部焊后热处理温度场瞬态模型，其计算精度较高，与管道焊后热处理温度场检测结果吻合度高。

2）提高升温速率可以减少焊后热处理时间，提高热处理效率，但同时会导致内壁恒温时间不足，影响内壁热处理质量；对于厚壁管道使用较高升温速率时，需要适当延长恒温时间，以保证管道内壁热处理质量。

3）提高升温速率会导致管道轴向温度梯度增大，从而影响管道服役安全性。基于轴向温度梯度控制原则，通过有限元计算及拟合方法得到了不同壁厚管道的最大升温速率计算公式，并给出了便于工程应用的中频感应加热局部焊后热处理最大升温速率的选取方案。

参考文献：

[1] 杨富. 新型耐热钢的焊接[M]. 北京：中国电力出版社，2006.

[2] LIU Z，BAO H，XU S，et al. The development of boiler pipes used for 700℃ A USC PP in China[J]. Energy Materials，2014：101-110.

[3] DEEPSHREE D，AWALE，ATUL R，et al. Microstructural investigation and mechanical properties evaluation using miniature specimen testing of various constituents of dissimilar weld joint[J]. Journal of Nuclear Materials，2020，532.

[4] SILVA F，PINHO A P，PEREIRA A B，et al. Evaluation of welded joints in P91 steel under different heat-treatment conditions[J]. Metals-Open Access Metallurgy Journal，2020，10（1）：99.

[5] PANDEY C，MAHAPATRA MM，KUMAR P，et al. Role of evolving microstructure on the mechanical behaviour of P92 steel welded joint in as-welded and post weld heat treated state[J]. Journal of Materials Processing Technology，2019，263：241–55.

[6] PANDEY C，MAHAPATRA M M，KUMAR P. Characterization of dissimilar P91 and P92 steel welds joint[J]. Materials at High Temperatures，2018：1-10.

[7] AKHTAR M，KHAJURIA A，KUMAR S，et al. Evolution of microstructure during welding simulation of boron modified P91 steel[J]. The Physics of Metals and Metallography，2019，120（7）：672-685.

[8] PANDEY C，MAHAPATRA M M，KUMAR P，et al. Effect of post weld heat treatments on microstructure evolution and type IV cracking behavior of the P91 steel welds joint[J]. Journal of Materials Processing Technology，2018，266.

[9] PANDEY，CHANDAN，MAHAPATRA，et al. Some studies on P91 steel and their weldments[J]. Journal of Alloys & Compounds An Interdisciplinary Journal of Materials Science & Solid State Chemistry & Physics，2018，743：332-364.

[10] NISHIKAWA S，HASEGAWA T，TAKAHASHI M. Effect of PWHT conditions on toughness and creep rupture strength in modified 9Cr-1Mo steel welds[J]. High Temperature Materials and Processes，2019，38：739-749.

[11] WANG X，ZHENG J，SHANG W，et al. Prediction of Ac_1 temperature in P92 steel weld metal[J]. China Welding，2012，21（4）：8-14.

[12] AUNG M P，KATSUDA H，HIROHATA M. Fatigue-performance improvement of patch-plate welding via PWHT with induction heating[J]. Journal of Constructional Steel Research，2019，160：280-288.

[13] PENG C，ZHAO S，HAN. Modeling of the transient temperature field of thick and large diameter pressure vessels obtained by using an inner-wall induction heating device：“The 7th International Conference on Welding Science and Engineering

（下转第110页）

and creep of the nickel-base superalloy IN-738[J]. Materials Science and Engineering，1979，37（3）：237-247.

[6] OJO O A，RICHARDS N L，CHATURVEDI M C. On incipient melting during high temperature heat treatment of cast Inconel 738 superalloy[J]. Journal of Materials Science，2004，39（24）：7401-7404.

[7] 张伟，陈子帅，董瑞峰，等. 热加工过程中Ni基变形高温合金析出相的演变规律[J]. 稀有金属材料与工程，2023，52（9）：3170-3178.

[8] 李吉晓. GH4738合金热变形行为及螺栓热镦模拟研究[D]. 石家庄：河北科技大学，2023.

[9] 刘湘斌，王涛，陈爽，等. Al、Ti对热处理GH4738合金γ'相溶解规律的影响[J]. 热加工工艺，2022，51（12）：93-96.

[10] 王煜，孙林根，于文龙. 高温长期时效对Waspaloy合金组织与性能的影响[J]. 热力透平，2018，47（1）：29-33.

[11] 刘辉，蔡新宇. 热加工参数对GH738合金动态再结晶行为的影响[J]. 钢铁研究学报，2014，26（3）：46-50.

[12] 马文彬，赵子华，骆红云，等. 高温合金GH738超高周疲劳行为研究[J]. 金属热处理，2019（S1）：630-633.

[13] LIU N，LI Z，ZHANG G. Hot deformation behavior and microstructure evolution of spray formed GH738 superalloy[J]. Rare Metals, 2011，30：388-391.

[14] 陈子帅. 热加工工艺对GH4738高温合金组织性能影响机理研究[D]. 呼和浩特：内蒙古工业大学，2021.

[15] 曾维虎，周晓明，方波，等. 固溶处理温度对GH738合金组织和性能的影响[J]. 铸造技术，2019，40（5）：500-503.

[16] ZHANG H R，OJO O A. Cr-rich nanosize precipitates in a standard heat-treated Inconel 738 superalloy[J]. Philosophical Magazine，2010，90（6）：765-782.

[17] 荣义，成磊，唐超，等. 固溶冷却介质对优质GH738合金组织及力学性能的影响[J]. 钢铁研究学报，2016，28（11）：74-78.

[18] 陈伟，周江波，岑凯强，等. 固溶温度对GH4738晶粒组织与硬度的影响[J]. 特钢技术，2023，29（1）：22-24.

（收稿日期：20241210）

（上接第102页）

(WSE 2017) & 3rd International Workshop on Computer-Aided Welding Engineering (CAWE 2017)" proceedings [C]. Zurich, Switzerland：Trans. Tech. Publications Ltd.，2017.

[14] HAARMANN K，VAILLANT J C，VANDENBERGHE B，et al. The T91/P91 book[M]. Boulogne：Vallourec and Mannesmann Tubes，2002.

[15] 卢新生，郭新芳，万夫伟，等. 不同加热方法对大径厚壁P91管道焊后热处理温度分布的影响[J]. 焊接技术，2019，32（S1）：46-48.

[16] 张建林，鲁立，刘川，等. A335P92钢厚壁管局部感应加热温度场的数值模拟[J]. 材料热处理学报，2018，39（10）：106-111.

[17] 李报，陈思杰，刘毅辉. 焊后热处理对T91钢TLP连接接头组织与力学性能的影响[J]. 金属热处理，2017，42（10）：56-60.

[18] SILWAL B，LI L，DECEUSTER A，et al. Effect of postweld heat treatment on the toughness of heat-affected zone for grade 91 steel[J]. Welding Journal，2013，92（3）：80-87.

（收稿日期：20250513）