doi:10.3969/j.issn.1001-4837.2025.02.002

试验研究

承压设备局部焊后热处理方法和准则研究

谷文斌[1],蒋文春[1],王金光[2],徐　彤[3],李　军[3],涂善东[4]
(1.中国石油大学(华东)新能源学院,山东青岛 266580;2.中国石化工程建设有限公司,北京 100101;
3.中国特种设备检测研究院,北京 100101;4.华东理工大学 机械与动力工程学院,上海 200237)

摘　要:针对承压设备局部焊后热处理温度均匀性难以控制和残余应力难以消除的问题,提出单加热和主副加热两种局部热处理方法,并建立工艺准则和理论设计方法。结果表明,仅需焊缝性能恢复,对消除残余应力要求不高的承压设备,当内外壁保温时,加热带宽度(*HB*)为6*t*,梯度控制带宽度(*GCB*)为2*HB*。对于既考虑焊缝性能恢复又兼顾残余应力消除效果的承压设备,当内外壁保温时,*HB*至少为$3\sqrt{Rt}$;当内壁不保温,仅外壁保温时,*HB*应大于$5\sqrt{Rt}$,*GCB*为2*HB*。当单加热局部焊后热处理加热带宽度过宽,推荐采用主副加热局部焊后热处理方法。本研究可为大型承压设备局部焊后热处理提供理论和实施依据。

关键词:承压设备;局部焊后热处理;加热带;梯度控制带;残余应力
中图分类号:TH49;TG44　　**文献标志码:**A

Study on local post weld heat treatment methods and criterion of pressure equipment

GU Wenbin[1],JIANG Wenchun[1],WANG Jinguang[2],XU Tong[3],LI Jun[3],TU Shantung[4]
(1.College of New Energy,China University of Petroleum(East China),Qingdao 266580,China;2.SINOPEC Engineering Incorporation,Beijing 100101,China;3.China Special Equipment Inspection and Research Institute,Beijing 100101,China;
4.School of Mechanical and Power Engineering,East China University of Science and Technology,Shanghai 200237,China)

Abstract: Aiming the problem of difficulty in uniform temperature control and eliminating residual stress for local post weld heat treatment of pressure equipment,two local post weld heat treatment methods of single heating and primary plus secondary heating were proposed,and the process criteria and theoretical design methodology were established.The results show that for pressure equipment requiring only weld performance recovery with low demands on residual stress elimination,the heating band width (*HB*) of 6*t* and the gradient control band width (*GCB*) of 2*HB* should be adopted when thermal insulation is applied to both inner and outer walls.For pressure equipment which requiring both weld performance recovery and residual stress elimination,when thermal insulation is applied to both inner and outer walls,the *HB* should be at least $3\sqrt{Rt}$,while without inner wall insulation,the *HB* should exceed $5\sqrt{Rt}$,with the *GCB* maintained at 2*HB* in all cases.When the heated band width in single heating local post weld heat treatment is too wide,it is recommended to employ the local post weld heat treatment by primary plus secondary heating.This study can provide a theoretical and implementation basis for local post weld heat treatment of large pressure vessel.

Key words:pressure equipment;local post weld heat treatment;heated band;gradient control band;residual stress

收稿日期:2024-11-29　**修回日期:**2025-01-18
基金项目:国家杰出青年科学基金项目(52325502)

0 引言

焊后热处理是恢复承压设备焊接接头性能、消除残余应力的有效手段，焊后热处理的质量直接影响设备的服役可靠性[1]。受加热炉尺寸、环境条件、特殊结构、在役补焊等限制，承压设备存在无法实施整体热处理的情况，需采用局部焊后热处理[2]。然而，承压设备局部热处理温度均匀性和应力消除效果难控制，成为行业发展的痛点[3-6]。

局部焊后热处理效果取决于加热带宽度（heated band，HB）[7]，其应保证温度均匀并取得消除残余应力的最佳效果。目前，国内外标准对加热带宽度规定不同。美国标准 AWS D10.10/D10.10M：2021 给出了满足管道均温性的宽度准则为 $HB=H_i\left[(D_o^2-D_i^2)/2+D_i\cdot SB\right]/D_o$，该准则由热源面积与热损失面积比 H_i、管道直径尺寸参数和均温带宽度（soak band，SB）确定，但大型承压设备若采用该准则，则加热带过宽，难以实施。汪建华等[8]研究了热处理工艺参数和管道尺寸对均温性的影响，结果表明，壁厚起决定性作用，并提出满足均温性的宽度准则，但该准则仅适用于内壁无保温的管道，不适用于承压设备内外保温情况。王泽军等[9]研究了不同局部热处理工艺对残余应力的影响规律，发现热处理后内壁残余应力无法得到有效消除，但未对该原因展开深入研究。1960 年，ROSE[10]研究了加热带宽度对管道局部热处理产生的二次应力大小的影响，提出了 $5\sqrt{Rt}$ 加热带宽度准则，该准则被欧盟 EN 13445-4：2021，以及美国 ASME BPVC Ⅷ—2007，WRC-452—2000 等国外压力容器设计标准采纳。陆皓等[11]研究了加热带宽度对管道应力消除效果的影响，同样采纳了 $5\sqrt{Rt}$ 的加热带宽度准则。但大型承压设备如直径 6 m、壁厚 300 mm 的设备，加热带宽度达 4.7 m，采用该准则，加热带过宽，现场难以实施。本文通过试验、理论和有限元计算，提出单加热和主副加热两种局部焊后热处理方法及工艺准则，为承压设备局部焊后热处理的实施提供理论依据。

1 试验方法

1.1 试验设备及材料

以某二甲苯塔为研究对象，其材料为 Q345R，几何尺寸为 ∅8 800 mm×66 mm×56 910 mm，由于长度大，无法整体热处理，分成 5 段制造，4 条合拢焊缝需局部热处理。采用 X 形坡口焊接，其内侧坡口角度 50°，外侧坡口角度 60°。焊接方法为熔化极气体保护焊（GMAW），电弧电压 22~30 V，焊接电流 160~220 A，焊接速度 10~30 cm/min。层间温度控制在 250 ℃以下，最低预热温度 80 ℃。

1.2 局部焊后热处理试验

采用单加热和主副加热局部热处理方法进行对比试验。主副加热局部焊后热处理是在传统单加热基础上，在距离焊缝一定位置施加副加热的热处理过程。如图 1 所示，主加热施加在焊缝，应满足均温性要求，用于恢复焊缝性能。由于主加热冷却收缩后，在内表面产生新的二次拉应力，为此，可通过在焊缝两侧施加副加热，使焊缝产生反变形，以调控内表面残余应力。主副加热工艺参数参考 T/CSTM 00546—2021《承压设备局部焊后热处理规程》，主加热宽度 HB_P=500 mm，副加热最高温度 T_A=350 ℃，副加热宽度 HB_S=300 mm，主副加热间距 W_D=660 mm。先进行主加热，主加热温度降至室温后，对副加热进行升温。单加热局部热处理为不施加副加热的热处理过程。

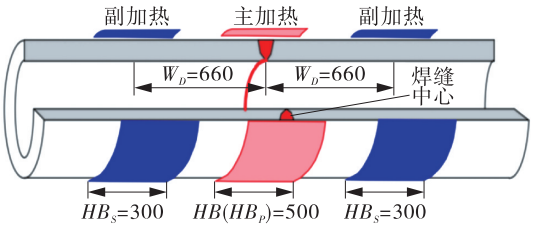


图 1 局部热处理加热带布置示意

Fig.1 Sketching of local post weld heat treatment heated band

采用陶瓷电阻片加热，加热带宽度为 500 mm，梯度控制带宽度（gradient control band，GCB）为 1 000 mm。热处理温度（620±20）℃，保温 2.5 h。根据 GB/T 30583—2014《承压设备焊后热处理规程》，均温带宽度为焊缝最大宽度（W_n）两侧，各加热处理壁厚 δ_{PWHT} 或 50 mm，取两者较小值，本试验为 130 mm。筒体 12 点钟方向共布置 10 支热电偶，1#~6#热电偶位于均温带内，7#~10#沿筒体轴向方向分布，用于监测轴向温度梯度，其布置示意图如图 2 所示。加热带和梯度控制带以焊缝为中心对称布置，工件水平放置，内外壁均铺设隔热材料。

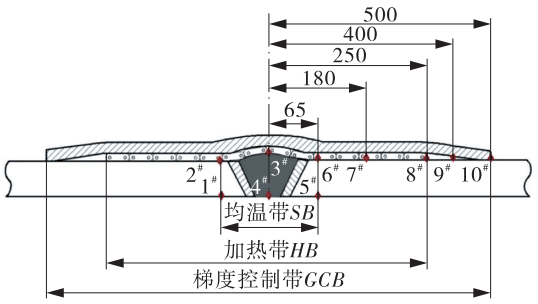


图2 热电偶布置示意

Fig.2 Sketching of thermocouples arrangement

1.3 残余应力测试

采用压入能量法[12]测试热处理前后残余应力，测试方法根据T/CSTM 00824—2023《承压设备残余应力测定 压入能量差法》执行。该方法利用努氏压头沿2个主应力方向施加压痕，可获得2个压入功W_{F1}和W_{F2}。压入功的大小由应力状态决定，即压应力增大压入功，拉应力减小压入功，将W_{F1}和W_{F2}代入式(1)，即可求残余应力。测点位于焊缝、热影响区及母材，距焊缝中心分别为0，16，45，90，120 mm。

$$\begin{cases}\dfrac{\varphi}{\varphi^2-1}(\varphi\Delta W_{F1}-\Delta W_{F2})=\kappa\sigma_x V+\sum\limits_{i=1}^{3}A_i\left(\dfrac{\sigma_x}{R_{eL}}\right)^i\\ \dfrac{\varphi}{\varphi^2-1}(\varphi\Delta W_{F2}-\Delta W_{F1})=\kappa\sigma_\theta V+\sum\limits_{i=1}^{3}A_i\left(\dfrac{\sigma_\theta}{R_{eL}}\right)^i\end{cases}\tag{1}$$

式中，φ为压头形状系数；κ为材料弹性系数；V为压头穿透体积；A_i为材料塑性系数；R_{eL}为材料屈服强度；σ_x，σ_θ分别为轴向应力和环向应力。

2 理论分析

2.1 单加热局部热处理

焊接残余应力在热处理保温阶段后，由于蠕变和材料软化作用已近似降为零[13]，因此，局部热处理理论分析可忽略焊态残余应力的影响。局部热处理降温阶段，焊缝受未加热部分冷端约束和径向温度载荷的影响，冷却后收缩变形，产生新的二次轴向和环向应力，最大值位于焊缝内表面中心位置，图3为降温过程的受力示意。因加热带对称布置在焊缝中心两侧，热处理变形和二次应力也和焊缝中心呈对称分布。基于圆柱壳轴对称问题的有力矩理论，根据应变和位移之间的几何关系和应力与应变之间的物理关系，由挠度微分方程求解应力。

局部热处理保温阶段产生的膨胀变形将增大容器半径，但大型承压设备产生的膨胀变形远小于容器半径，因此，求解应力时可忽略半径的改变。圆柱壳轴对称问题的有力矩理论的微分方程为：

$$D\frac{\mathrm{d}^4w}{\mathrm{d}x^4}+\frac{Etw}{R^2}=p_z\tag{2}$$

式中，D为抗弯刚度；w为挠度；E为材料的弹性模量；t为壁厚；R为半径；p_z为温度载荷。

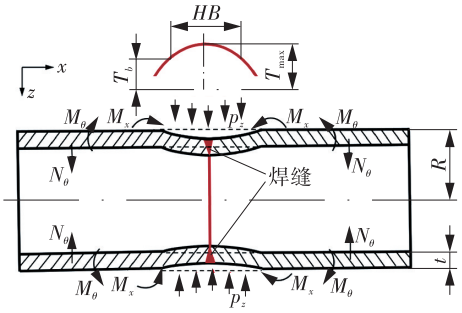


图3 局部热处理降温过程受力示意

Fig.3 Sketching of force distribution during the cooling stage of local post weld heat treatment

D，p_z分别由下列式子确定：

$$D=\frac{Et^3}{12(1-\mu^2)}\tag{3}$$

$$p_z=E\alpha(T_i-T_x)\frac{t}{R}\tag{4}$$

式中，μ为泊松比，取0.3；α为热膨胀系数；T_i为室温；T_x为保温阶段轴向各点温度。

由于T_i远小于T_x，(T_i–T_x)可用轴向温度分布方程–$T(x)$直接表示，则式(4)可改写为：

$$p_z=-E\alpha T(x)\frac{t}{R}\tag{5}$$

将式(2)等式两边同除以抗弯刚度D，并联立式(3)，则式(2)表示为：

$$\frac{\mathrm{d}^4w}{\mathrm{d}x^4}+\frac{12(1-\mu^2)w}{R^2t^2}=\frac{12p_z(1-\mu^2)}{Et^3}\tag{6}$$

将w的系数定义为式(7)，则式(7)可表示为β与$\sqrt{Rt}$的关系。

$$4\beta^4=\frac{12(1-\mu^2)}{R^2t^2}\tag{7}$$

将式(5)(7)代入式(6)，则挠度微分方程为：

$$\frac{\mathrm{d}^4w}{\mathrm{d}x^4}+4\beta^4w=-4\beta^4R\alpha T(x)\tag{8}$$

保温阶段的轴向温度分布方程可表示为：

$$T(x)=T_{\max}\mathrm{e}^{-\lambda x}(\cos\lambda x+\sin\lambda x)\tag{9}$$

式中，$T_{\max}$为焊缝中心热处理峰值温度；λ为轴向温度梯度参数，取值与加热带宽度HB、峰值温度$T_{\max}$和加热带边缘温度T_b有关。

$$\lambda=\frac{T_{\max}}{T_b\cdot HB} \tag{10}$$

将式（9）代入式（8），可得到：

$$\frac{\mathrm{d}^4w}{\mathrm{d}x^4}+4\beta^4w=-4\beta^4R\alpha T_{\max}\mathrm{e}^{-\lambda x}(\cos\lambda x+\sin\lambda x) \tag{11}$$

进一步求解式（11），则挠度方程表达式为：

$$w=\mathrm{e}^{\beta x}(C_1\cos\beta x+C_2\sin\beta x)+\mathrm{e}^{-\beta x}(C_3\cos\beta x+C_4\sin\beta x)-\frac{\beta^4}{\beta^4-\lambda^4}R\alpha T_{\max}\mathrm{e}^{-\lambda x}(\cos\lambda x+\sin\lambda x) \tag{12}$$

式中，C_1，C_2，C_3，C_4为积分常数，由边界条件确定。

当圆柱壳足够长时，随着x的增加，挠曲变形逐渐衰减以至消失，这就要求式（12）中的$\mathrm{e}^{\beta x}$项为0，即$C_1=C_2=0$，且在$x=0$的位置斜率和剪力也为0，即w的一阶和三阶导数为0，则有：

$$w=\frac{R\alpha T_{\max}}{\beta^4-\lambda^4}\left[\beta\lambda^3\mathrm{e}^{-\beta x}(\cos\beta x+\sin\beta x)-\beta^4\mathrm{e}^{-\lambda x}(\cos\lambda x+\sin\lambda x)\right] \tag{13}$$

单位长度上的环向内力、轴向弯矩和环向弯矩可根据位移微分方程求解，分别表示如下：

$$N_\theta=-Et\frac{w}{R} \tag{14}$$

$$M_x=-D\frac{\mathrm{d}^2w}{\mathrm{d}x^2} \tag{15}$$

$$M_\theta=-\mu D\frac{\mathrm{d}^2w}{\mathrm{d}x^2} \tag{16}$$

圆柱壳弯曲问题中的应力由两部分组成，一部分是薄膜应力，这一应力沿厚度方向均匀分布；另一部分是弯曲应力，包括沿厚度线性分布的正应力和沿抛物线分布的横向切应力。横向切应力数值较小，一般不予计算，则单加热产生的轴向和环向应力分别为：

$$\sigma_x=\pm\frac{12M_x}{t^3}z \tag{17}$$

$$\sigma_\theta=\frac{N_\theta}{t}\pm\frac{12M_\theta}{t^3}z \tag{18}$$

径向应力最大值位于壳体的内外表面，即$z=\pm t/2$位置，则有：

$$(\sigma_x)_{\max}=\pm\frac{6M_x}{t^2} \tag{19}$$

$$(\sigma_\theta)_{\max}=\frac{N_\theta}{t}\pm\frac{6M_\theta}{t^2} \tag{20}$$

令$\gamma=\lambda/\beta$，联立式（7）（10），可得γ，$\sqrt{Rt}$和HB的关系为：

$$\gamma=0.78\frac{T_{\max}}{T_b\cdot HB}\sqrt{Rt} \tag{21}$$

联立式（13）~（16）和式（19）~（21），可求得内表面各点产生的轴向和环向应力：

$$\sigma_x=1.83E\alpha T_{\max}\frac{\gamma^2}{1-\gamma^4}\left[\mathrm{e}^{-\lambda x}(\cos\lambda x-\sin\lambda x)-\gamma\mathrm{e}^{-\beta x}(\cos\beta x-\sin\beta x)\right] \tag{22}$$

$$\sigma_\theta=E\alpha T_{\max}\frac{\gamma^3}{1-\gamma^4}\left[\mathrm{e}^{-\beta x}(\cos\beta x+\sin\beta x)-\gamma\mathrm{e}^{-\lambda x}(\cos\lambda x+\sin\lambda x)\right] \tag{23}$$

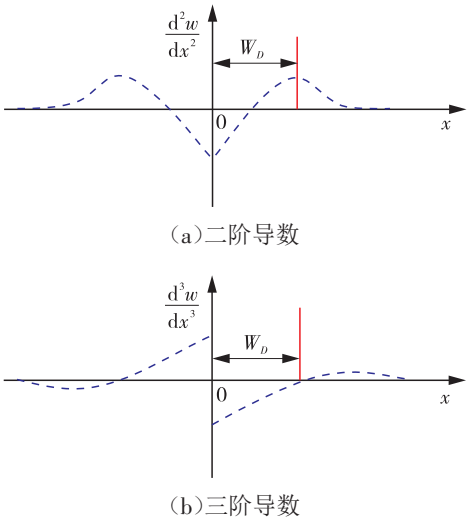
在筒体轴向方向，应力最大值位于焊缝中心，即$x=0$，将其代入式（22）（23），可得：

$$(\sigma_x)_{\max}=1.83E\alpha T_{\max}\frac{\gamma^2}{(1+\gamma^2)(1+\gamma)} \tag{24}$$

$$(\sigma_\theta)_{\max}=E\alpha T_{\max}\frac{\gamma^3}{(1+\gamma^2)(1+\gamma)} \tag{25}$$

2.2 主副加热局部热处理

主副加热局部热处理是在单加热局部热处理基础上，距离焊缝一定位置施加副加热的热处理过程，通过副加热产生的反变形调控内壁残余应力。主副加热间距决定副加热产生的反变形是否作用在焊缝。如图4所示，当主副加热间距W_D位置确定，可使副加热在焊缝附近产生反向弯矩，弯矩取决于w的二阶导数，则主副加热间距W_D应为w的二阶导数极值所对应的x值，即w的三阶导数为0时的x值，此时在焊缝产生的反向弯矩最大，应力消除效果最优。



（a）二阶导数

（b）三阶导数

图4 w导数示意

Fig.4 Sketching of the derivative for w

联立式(13)和式(21)，求解可得w的三阶导数为：

$$\frac{\mathrm{d}^3w}{\mathrm{d}x^3}=\frac{4R\alpha T_{\max}}{1-\gamma^4}(\lambda^3\mathrm{e}^{-\lambda x}\cos\lambda x-\gamma^3\beta^3\mathrm{e}^{-\beta x}\cos\beta x)=0 \tag{26}$$

对式(26)化简，可得满足三阶导数为0时的条件为：

$$\mathrm{e}^{-\lambda x}\cos\lambda x=\mathrm{e}^{-\beta x}\cos\beta x \tag{27}$$

由于无法求得满足式(27)的x值的一般表达式，所以考虑对温度载荷进行等效转化。等效思路为将分布载荷p_z通过积分变换的方法等效为作用在焊缝中心的集中载荷p_z^*，积分变换表达式如下：

$$p_z^*=-2E\alpha T_{\max}\frac{t}{R}\int_0^{+\infty}(\mathrm{e}^{-\lambda x}\cos\lambda x+\mathrm{e}^{-\lambda x}\sin\lambda x)\mathrm{d}x \tag{28}$$

求解式(28)，可得等效载荷为：

$$p_z^*=-\frac{2E\alpha T_{\max}t}{\lambda R} \tag{29}$$

则$\mathrm{d}^3w/\mathrm{d}x^3$可以表示为：

$$\frac{\mathrm{d}^3w}{\mathrm{d}x^3}=\frac{P_z^*\mathrm{e}^{-\beta x}}{D}\cos\beta x \tag{30}$$

因式(30)中系数项不为0，满足$\mathrm{d}^3w/\mathrm{d}x^3$为0的条件为$\cos\beta x$项为0，则求解可得主副加热间距$W_D$：

$$W_D=\frac{\pi}{2\beta}=1.23\sqrt{Rt} \tag{31}$$

进一步采用挠度叠加原理求解主副加热挠度方程，主副加热局部热处理有2次外载的施加，即主加热的温度载荷p_z和副加热温度载荷p_{zs}。p_z最大值位于焊缝中心，p_{zs}最大值位于焊缝两侧距焊缝中心W_D位置处，且两侧副加热产生的挠度相等。将p_z和p_{zs}产生的挠度分别记为w和w_s，w由式(13)确定，w_s可表示为：

$$w_s=\frac{2R\alpha T_A}{\beta^4-\lambda_s^4}\left\{\beta\lambda_s^3\mathrm{e}^{-\beta(x+\frac{\pi}{2\beta})}\left[\cos\beta(x+\frac{\pi}{2\beta})+\sin\beta(x+\frac{\pi}{2\beta})\right]-\beta^4\mathrm{e}^{-\lambda_s(x+\frac{\pi}{2\beta})}\times\left[\cos\lambda_s(x+\frac{\pi}{2\beta})+\sin\lambda_s(x+\frac{\pi}{2\beta})\right]\right\} \tag{32}$$

式中，λ_s为副加热轴向温度梯度参数，取值与副加热带宽度HB_S、副加热温度T_A和加热带边缘温度T_{bs}有关。

$$\lambda_S=\frac{T_A}{T_{bs}\cdot HB_S} \tag{33}$$

令$\kappa=\lambda_s/\beta$，联立式(7)和式(33)可得：

$$\kappa=0.78\frac{T_A}{T_{bs}\cdot HB_S}\sqrt{Rt} \tag{34}$$

总挠度w^*可表示为：

$$w^*=w+w_s \tag{35}$$

联立式(13)和式(32)~(34)，则式(35)可写为：

$$w^*=\frac{R\alpha T_{\max}}{1-\gamma^4}\left[\gamma^3\mathrm{e}^{-\beta x}(\cos\beta x+\sin\beta x)-\mathrm{e}^{-\lambda x}(\cos\lambda x+\sin\lambda x)\right]+\frac{2R\alpha T_A}{1-\kappa^4}\times\left\{\kappa^3\mathrm{e}^{-\beta(x+\frac{\pi}{2\beta})}\left[\cos\beta(x+\frac{\pi}{2\beta})+\sin\beta(x+\frac{\pi}{2\beta})\right]-\mathrm{e}^{-\lambda_s(x+\frac{\pi}{2\beta})}\left[\cos\lambda_s(x+\frac{\pi}{2\beta})+\sin\lambda_s(x+\frac{\pi}{2\beta})\right]\right\} \tag{36}$$

进一步可求得主副加热局部热处理在内表面各点产生的轴向和环向应力表达式：

$$\sigma_x=1.83E\alpha T_{\max}\frac{\gamma^2}{1-\gamma^4}\left[\mathrm{e}^{-\lambda x}(\cos\lambda x-\sin\lambda x)-\gamma\mathrm{e}^{-\beta x}\times(\cos\beta x-\sin\beta x)\right]+3.66E\alpha T_A\frac{\kappa^2}{1-\kappa^4}\left\{\mathrm{e}^{-\lambda_s(x+\frac{\pi}{2\beta})}\times\left[\cos\lambda_s(x+\frac{\pi}{2\beta})-\sin\lambda_s(x+\frac{\pi}{2\beta})\right]-\kappa\mathrm{e}^{-\beta x-\frac{\pi}{2}}\times\left[\cos\beta(x+\frac{\pi}{2\beta})-\sin\beta(x+\frac{\pi}{2\beta})\right]\right\} \tag{37}$$

$$\sigma_\theta=E\alpha T_{\max}\frac{\gamma^3}{1-\gamma^4}\left[\mathrm{e}^{-\beta x}(\cos\beta x+\sin\beta x)-\gamma\mathrm{e}^{-\lambda x}\times(\cos\lambda x+\sin\lambda x)\right]+2E\alpha T_A\frac{\kappa^3}{1-\kappa^4}\left\{\mathrm{e}^{-\beta(x+\frac{\pi}{2\beta})}\times\left[\cos\beta(x+\frac{\pi}{2\beta})+\sin\beta(x+\frac{\pi}{2\beta})\right]-\kappa\mathrm{e}^{-\lambda_s(x+\frac{\pi}{2\beta})}\times\left[\cos\lambda_s(x+\frac{\pi}{2\beta})+\sin\lambda_s(x+\frac{\pi}{2\beta})\right]\right\} \tag{38}$$

在焊缝中心产生的轴向和环向应力最大值：

$$(\sigma_x)_{\max}=1.83E\alpha T_{\max}\frac{\gamma^2}{(1+\gamma^2)(1+\gamma)}+3.66E\alpha T_A\times\frac{\kappa^2}{1-\kappa^4}\left[\mathrm{e}^{-\frac{\kappa\pi}{2}}(\cos\frac{\kappa\pi}{2}-\sin\frac{\kappa\pi}{2})+\kappa\mathrm{e}^{-\frac{\pi}{2}}\right] \tag{39}$$

$$(\sigma_\theta)_{\max}=E\alpha T_{\max}\frac{\gamma^3}{(1+\gamma^2)(1+\gamma)}+2E\alpha T_A\frac{\kappa^3}{1-\kappa^4}\times\left[e^{-\frac{\pi}{2}}-\kappa e^{-\frac{\kappa\pi}{2}}\left(\cos\frac{\kappa\pi}{2}+\sin\frac{\kappa\pi}{2}\right)\right] \quad (40)$$

以第1.1节研究对象为例，主加热工艺参数不变，仅改变副加热带宽度，经主副加热局部焊后热处理后，内壁焊缝中心轴向和环向应力的理论分析结果如图5所示，可以看出，轴向应力和环向应力随副加热带宽度的增大均呈现先减小、后增大的趋势，当副加热带宽度为$0.6\sqrt{Rt}$时最小，为最优宽度值。因此，副加热带宽度HB_S应满足下式：

$$HB_S=0.6\sqrt{Rt} \quad (41)$$

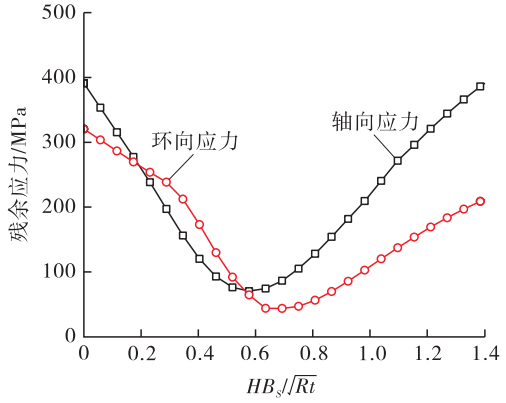


图5 副加热带宽度对内壁焊缝中心残余应力的影响

Fig.5 The influence of secondary heated band width on the residual stress at the center of inner wall weld seam

图6示出副加热温度T_A对内壁轴向残余应力影响的理论分析结果。

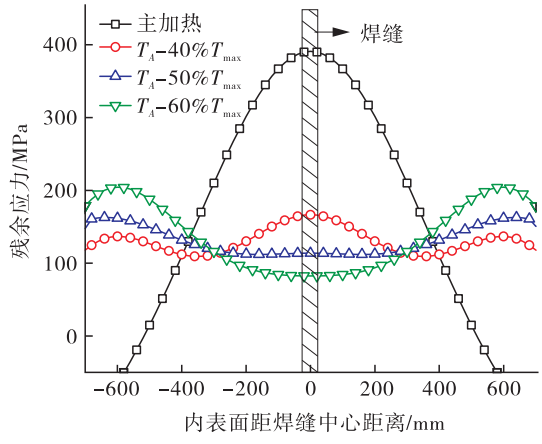


图6 副加热温度对内壁残余应力的影响

Fig.6 The influence of secondary heated band temperature on the residual stress at the inner wall

由图6可以看出，副加热温度越高，主副加热后内壁残余应力消除效果越明显。当T_A为40%T_{max}，50%T_{max}和60%T_{max}时，残余应力降幅分别为57.9%，69.2%和79.1%。研究表明，整体热处理后仍存在30%左右的焊接残余应力σ_{Weld}[14]，因此，当主副加热局部焊后热处理应力消除效果与整体热处理一致时，副加热温度T_A应至少满足下式：

$$T_A>\frac{T_{\max}}{2} \quad (42)$$

3 有限元计算

3.1 有限元计算模型

根据第1.1节研究对象的几何尺寸，建立二维轴对称模型。模型采用过渡网格划分，保证计算精度的同时可提高计算效率，有限元网格划分如图7所示。模型包括17 625个节点和17 260个单元，温度场和应力场分析分别采用DCAX4单元和CAX4R单元。为防止刚体移动，在筒体端部设置了X和Y方向上的约束。

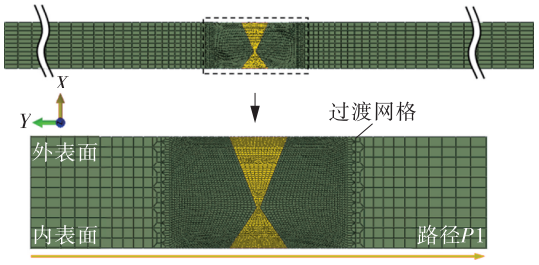


图7 有限元网格划分

Fig.7 Meshing of finite element model

3.2 温度分析

采用生死单元技术模拟多道焊，热源模型为内生热源，内生热率等于电弧有效功率与所作用单元体积的比值，热流密度q计算公式[15]如下：

$$q=\eta UI/(Sv) \quad (43)$$

式中，η为电弧热效率；U为电压；I为电流；S为焊缝截面积；v为焊接速度。

采用表面热流密度方法模拟局部焊后热处理，热通量Q[16]可表示为：

$$Q=\eta\frac{\psi^2R}{\tau} \quad (44)$$

式中，η为热效率；ψ为加热器电流；R为电阻；τ为加热面积。

考虑辐射和对流换热条件，保温区域对流换热系数为3 W/(m^2·K)，辐射系数为0.2；非保温区

对流换热系数为10 W/(m²·K)，辐射系数为0.85，初始温度为20 ℃。

3.3 应力分析

在残余应力分析过程中，从温度场分析结果中读取各节点的温度，进行插值计算。采用Norton-Bailey蠕变模型模拟热处理过程的蠕变行为，率型数学表达式为：

$$\dot{\varepsilon}_c=Bn\sigma^m t^{n-1} \tag{45}$$

式中，σ为等效应力；t为时间；B，m，n为蠕变参数，其具体数值见表1[17]。

总应变率$\dot{\varepsilon}$可表示如下：

$$\dot{\varepsilon}=\dot{\varepsilon}_e+\dot{\varepsilon}_p+\dot{\varepsilon}_t+\dot{\varepsilon}_c \tag{46}$$

式中，$\dot{\varepsilon}_e$，$\dot{\varepsilon}_p$，$\dot{\varepsilon}_t$，$\dot{\varepsilon}_c$分别为弹性应变率、塑性应变率、热应变率、蠕变应变率。

表1 Norton-Bailey模型参数

Tab.1 Parameters of Norton-Bailey model

温度/℃	B	m	n	R^2
400	8.52×10^{-6}	0.85	0.216 503 0	0.958
450	2.21×10^{-9}	2.34	0.457 920 3	0.991
500	2.36×10^{-23}	8.10	0.999 995 8	0.959
550	8.20×10^{-19}	7.11	0.999 996 9	0.968
650	5.92×10^{-18}	6.82	0.999 996 9	0.887

弹性应变率根据胡克定律计算，弹性模量和泊松比与温度相关。塑性应变率服从von Mises准则及线性随动强化模型，屈服强度与温度相关。采用随温度变化的热膨胀系数计算热应变率。表2列出与温度相关的材料性能。

表2 不同温度下Q345R性能参数

Tab.2 Material property parameters of Q345R steel at different temperatures

温度/℃	弹性模量/GPa	屈服强度/MPa	泊松比	密度/(kg·m^{-3})	热膨胀系数/(×10^6·℃$^{-1}$)	热导率/(W·m^{-1}·℃$^{-1}$)
20	200	345	0.28	7 850	10.1	53.17
200	183	310	0.29	7 840	11.2	47.73
400	160	280	0.30	7 830	13.2	39.57
600	150	210	0.30	7 820	13.9	36.01
800	125	160	0.30	7 810	14.0	33.00
1 400	2	2	0.30	7 810	14.0	33.00

4 结果与讨论

4.1 理论和有限元模型准确性验证

图8示出二甲苯塔采用文中温度分布模型、ROSE模型、有限元分析与温度试验值对比。

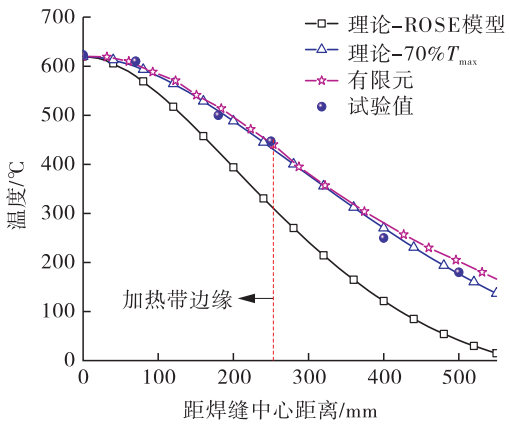


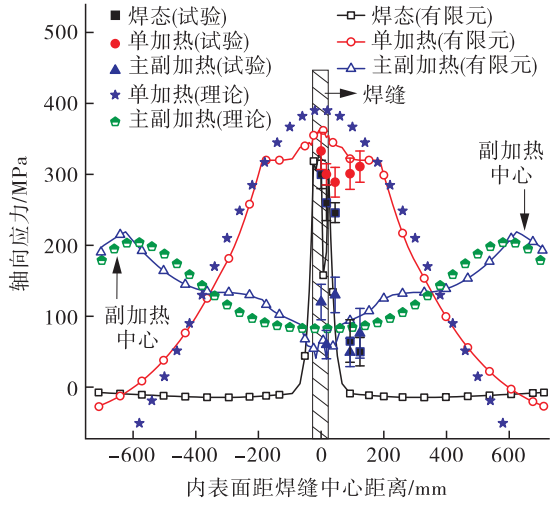
图8 理论、有限元分析与温度试验值对比

Fig.8 Comparison of theoretical and finite element analysis with temperature test results

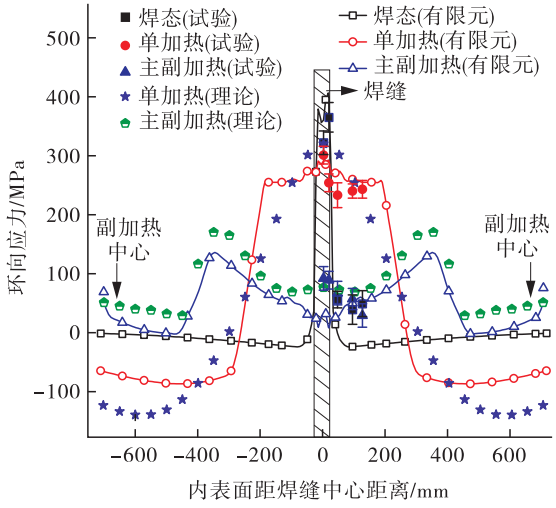
可以看出，有限元分析、温度分布模型与温度试验值吻合较好，验证了理论和有限元分析的准确性。与ROSE模型相比，文中提出的温度分布模型与试验值更加吻合。这是由于ROSE模型的研究对象为管道，内表面无法保温，加热带边缘温度仅为50%T_{max}。对于二甲苯塔，内外壁进行了保温，当T_{max}为620 ℃时，加热带边缘温度实测值为447 ℃，为72.1%T_{max}。经测试，对于内外壁保温的承压设备，加热带边缘温度可达到70%T_{max}。

焊缝内表面与介质接触，尤其是局部热处理后，产生新的二次拉应力，对应力腐蚀开裂影响较大，因此，沿焊缝内表面取路径$P1$(见图7)进行分析。图9示出理论、有限元分析与试验结果对比。理论和有限元计算得到的结果与试验结果吻合较好，验证了理论和有限元模型的正确性。轴向焊态应力呈M型分布，环向应力呈“几”字型分布，最大值均位于热影响区附近，分别为334 MPa和

391 MPa。采用加热带宽度500 mm热处理后，焊接接头处轴向应力增加至362.3 MPa，增幅8.5%，母材处应力显著升高，其值与焊接应力相当。环向应力最大值降至291.1 MPa，降幅25.5%，母材处同样引入了较大的拉应力。这是因为局部焊后热处理时，焊接接头受热膨胀，冷却收缩，产生径向收腰变形，在焊缝产生弯矩，导致内表面生成新的二次应力。为解决此问题，可采用主副加热局部热处理方法，通过施加副加热在焊缝产生反变形，可抵消部分收腰变形并产生反向弯矩，降低内壁残余应力。如图10所示，单加热冷却后，在内壁焊缝中心产生的径向变形为−0.178 mm。主副加热在焊缝中心产生的径向变形仅为−0.008 mm，表明副加热可以产生0.17 mm反变形。



(a)轴向应力



(b)环向应力

图9 理论、有限元分析与试验结果对比

Fig.9 Comparison of theoretical and finite element analysis with test result

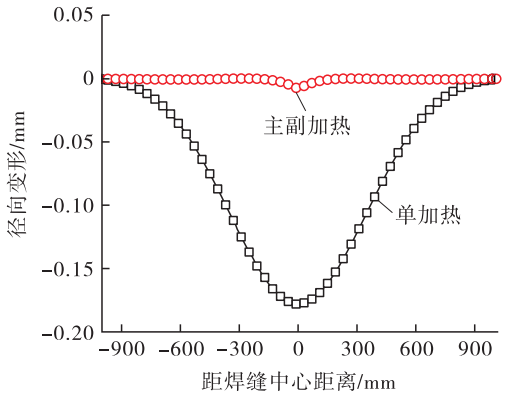


图10 局部焊后热处理冷却后径向变形

Fig.10 Radial deformation after local post weld heat treatment cooling

如图9所示，施加副加热后，焊缝处轴向和环向应力最大值降至65.3 MPa和45.2 MPa，相比焊态残余应力，降幅分别为80.4%和88.4%，应力消除效果显著。副加热冷却后，在副加热中心产生的轴向和环向应力最大值为191.3 MPa和47.5 MPa，分别为主加热后焊缝处最大应力的52.8%和16.3%。副加热带边缘产生的轴向和环向应力最大值为182.7 MPa和33.7 MPa，分别为主加热后最大应力的50.4%和11.6%。但副加热温度低，对组织影响不大，对焊缝内表面残余应力起到了“削峰填谷”的作用，使最易导致应力腐蚀开裂焊缝处的残余拉应力大幅降低。副加热位置处引入的拉应力远小于由单加热在焊缝内表面产生的最大应力。同时，考虑到副加热中心和边缘为母材，远离焊缝，相比在内表面焊缝处存在较大的拉应力，此处存在一定大小的拉应力在工程中是可以接受的，可有效降低应力腐蚀开裂风险。

4.2 基于温度均匀控制的加热带宽度准则

图11示出采用第3.1节有限元模型计算得到的均温带边缘处内外壁最大温差$\Delta T_{\max}$对应力强度的影响。

根据GB/T 4732—2024《压力容器分析设计》，一次总体薄膜应力P_m应满足$P_m \leqslant S_m$，一次局部薄膜应力P_L+弯曲应力P_b满足$P_L+P_b \leqslant 1.5S_m$（其中，S_m为保温温度下许用应力，S_m=66.7 MPa）。由图11可以看出，保温阶段，$\Delta T_{\max}$<46.7 ℃才能满足安全评定要求。因此，为避免热处理膨胀开裂，同时满足焊缝性能恢复要求，均温区内任意一点温度T应满足下式：

$$T=T_o\pm 20\ ^\circ\mathrm{C} \tag{47}$$

式中，T_o为热处理的理想保温温度。

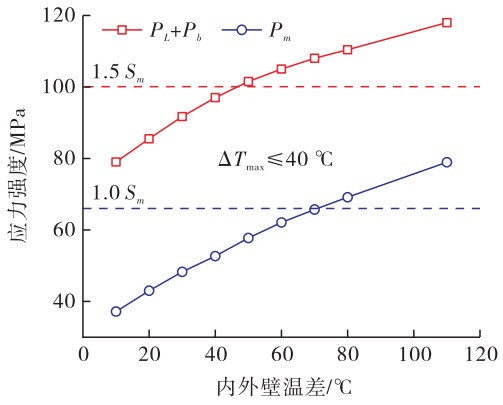


图11 保温阶段内外壁温差与应力强度关系

Fig.11 Relation between temperature difference of inner and outer walls with stress intensity at holding stage

4.2.1 加热带宽度的影响

加热带宽度 HB 对 ΔT_{max} 和 T_b 的影响如图12所示。

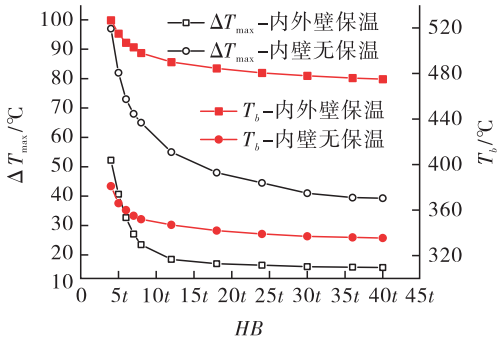


图12 加热带宽度 HB 对 ΔT_{max} 和 T_b 的影响

Fig.12 Effect of heated band width HB on ΔT_{max} and T_b

可以看出，当 $HB<8t$，ΔT_{max} 和 T_b 随 HB 的增大显著降低；当 $HB>8t$，ΔT_{max} 和 T_b 降幅明显减小，此时进一步增大 HB 对降低壁厚和轴向温度梯度效果不明显。当内外壁保温时，T_b 均大于 $74\%T_{max}$，轴向温度梯度较小。HB 为 $4t$ 和 $5t$ 时，ΔT_{max} 分别为52.3 ℃和40.7 ℃，不满足规定的40 ℃最大温差要求。$HB>6t$ 时，ΔT_{max}=32.5 ℃，满足要求。当内壁无保温，壁厚和轴向的温度梯度显著增大，T_b 仅在 $50\%T_{max}$ 左右，且满足均温性要求的加热带宽度过宽，最小为 $36t$。因此，大型承压设备在局部热处理时，应采用内外保温措施以确保温度的均匀性。内外保温时，推荐最小 $HB=6t$。

4.2.2 梯度控制带宽度的影响

因内壁无保温时，满足均温性要求的加热带宽度过宽，现场实施困难。本节仅讨论内外壁保温，梯度控制带宽度 GCB 对 ΔT_{max} 和 T_b 的影响，结果如图13所示。随着 GCB 的增加，ΔT_{max} 呈递减趋势，T_b 呈递增趋势。当 GCB 由 $1.5HB$ 增加至 $3.5HB$，T_b 由 $66.4\%T_{max}$ 增加至 $84.7\%T_{max}$。可见，增大 GCB 可以显著降低轴向温度梯度。宽度由 $1.5HB$ 增加至 $2HB$，ΔT_{max} 仅降低3.3 ℃，宽度超过 $2HB$，ΔT_{max} 几乎不变，进一步增大 GCB 对提高温度均匀性效果不明显，因此，推荐 GCB 为 $(2\sim3)HB$。

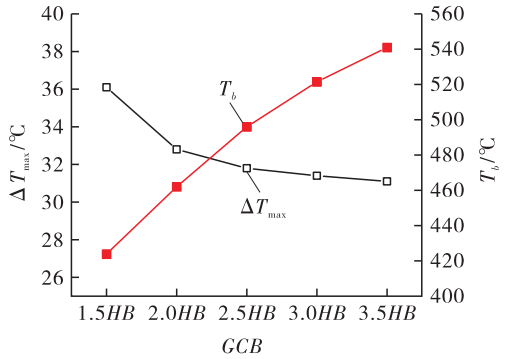


图13 保温带宽度 GCB 对 ΔT_{max} 和 T_b 的影响

Fig.13 Effect of gradient control band width GCB on ΔT_{max} and T_b

由上述分析可知，考虑均温性和现场操作要求，当内外壁保温时，HB 和 GCB 应分别满足式(48)和式(49)要求。试验表明，对于壁厚为66 mm的承压设备，采用陶瓷片外壁加热且内外壁保温的方式，可以满足均温性要求。

$$HB\geqslant 6t \tag{48}$$

$$GCB\geqslant 2HB \tag{49}$$

进一步以某4条筒体合拢环缝为验证对象，$HB=6t$，内外壁保温，$GCB=2HB$。试验对象尺寸、局部热处理温度要求和保温阶段均温带最大温差 ΔT_{max} 见表3。

表3 均温性准则验证

Tab.3 Verification of temperature equalization criteria

项目	材料	半径 R/mm	壁厚 t/mm	加热方式	保温温度/℃	保温时间/h	ΔT_{max}/℃
薄壁容器	Q345R	4 400	42	陶瓷片	620±20	2.5	27.8
	Q345R	5 160	62	陶瓷片	620±20	2.5	29.1
加氢反应器	12Cr2Mo1V	2 800	328	感应加热	705±14	8.0	17.8
	2.25Cr1Mo0.25V	2 765	352	感应加热	660±10	6.0	18.3

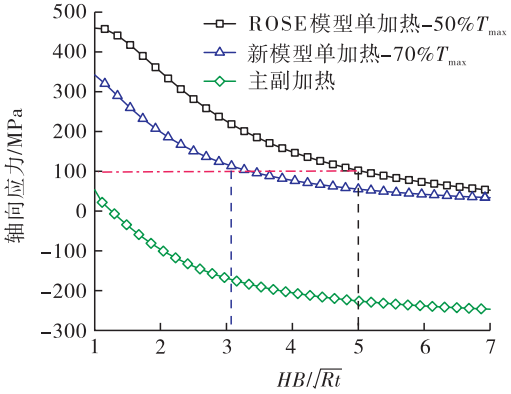
采用上述准则，薄壁容器陶瓷片加热和厚壁加氢反应器感应加热均能满足温差要求，验证了所提出的$HB=6t$的均温性准则是合理的，该准则已成功用于目前国内最厚352 mm加氢反应器的局部热处理。

4.3 基于残余应力控制的加热带宽度准则

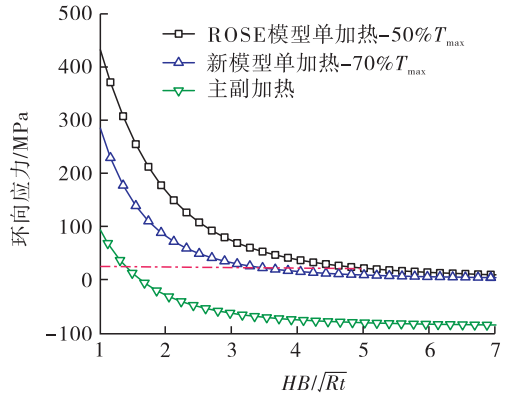
局部热处理后，内表面残余应力应小于产生应力腐蚀开裂的门槛值，但目前对应力门槛值的大小尚未有系统研究。因此，可认为局部热处理应力消除效果应与整体热处理一致，则应力控制准则可表示为：

$$\sigma_{\text{After-PWHT}} \leqslant 0.3\sigma_{\text{Weld}} \tag{50}$$

图14示出单加热和主副加热内表面焊缝中心最大残余应力与主加热带宽度HB的关系。



(a)轴向应力

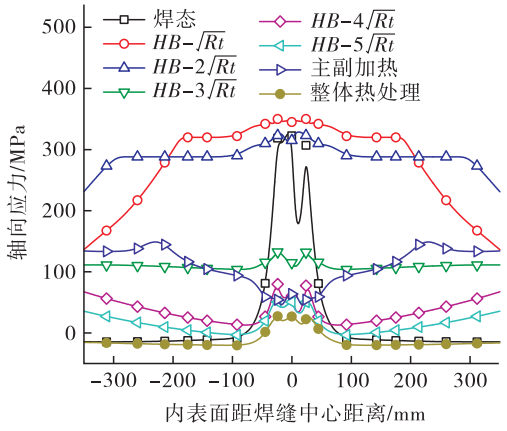


(b)环向应力

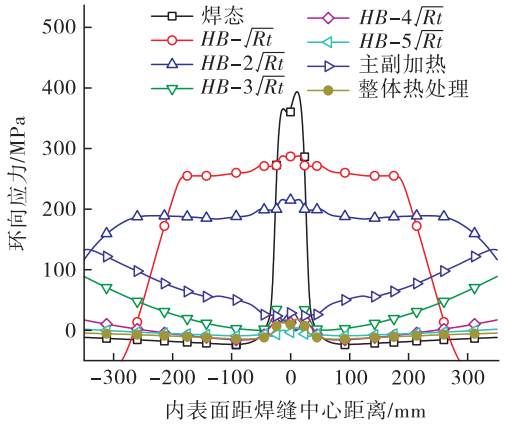
图14 焊缝中心最大残余应力与主加热带宽度的关系

Fig.14 The maximum residual stress induced at weld centre for different primary heated band width

采用ROSE模型，当$HB=\sqrt{Rt}$时，焊缝中心产生的轴向和环向二次应力分别为453.1 MPa和463.9 MPa。当HB增加至$5\sqrt{Rt}$，轴向应力和环向应力降至100.3 MPa和35.1 MPa，降幅分别为77.9%和92.4%；进一步增大宽度，应力降幅不明显。此时，轴向应力小于$30\%\sigma_{\text{Weld}}$，环向应力已趋近于0，可认为$HB=5\sqrt{Rt}$已达到整体热处理效果，这便是国外标准规定$HB=5\sqrt{Rt}$准则的理论来源。但该准则未考虑内壁保温，T_b仅为$50\%T_{\max}$，不适用于承压设备内外保温的工况。从图14可看出，当内外壁均保温，即$T_b=70\%T_{\max}$，$HB=3\sqrt{Rt}$，可达到整体热处理效果。采用主副加热局部热处理方法，内壁轴向和环向应力降幅显著。当$HB=\sqrt{Rt}$时，轴向应力由346.5 MPa降至73 MPa，环向应力由301.3 MPa降至91.3 MPa，降幅分别为78.9%和69.7%。HB增大至$1.10\sqrt{Rt}$，可在内表面产生轴向压应力；HB增大至$1.47\sqrt{Rt}$，可产生环向压应力。



(a)轴向应力



(b)环向应力

图15 加热带宽度对内表面残余应力的影响

Fig.15 Influence of the width of heated band of the residual stress on the inter surface

图15示出加热带宽度对内表面轴向和环向应力影响的有限元分析结果。当$HB=3\sqrt{Rt}$，内壁

轴向应力峰值为122.1 MPa，环向应力峰值为24.3 MPa，相比焊态分别降低了63.4%和93.8%，环向应力已近似达到整体热处理效果。因此，若考虑残余应力消除效果，*HB*至少应为$3\sqrt{Rt}$，有限元计算结果与理论推导得到的结论一致。

由上述分析可看出，对于既考虑焊缝性能恢复又兼顾残余应力消除效果的承压设备，当采用单加热局部热处理且内外壁保温，*HB*应满足式(51)要求；当内壁不保温，外壁保温时，*HB*应满足式(52)要求。对于内外壁同时加热的实施方式和宽度准则，将在未来开展相关研究工作。

$$HB \geqslant 3\sqrt{Rt},\ T_b \geqslant 70\%T_{\max} \tag{51}$$

$$HB \geqslant 5\sqrt{Rt},\ T_b \geqslant 50\%T_{\max} \tag{52}$$

进一步以某容器合拢环缝为验证对象，直径3 048 mm，壁厚16 mm。采用压入能量法测试热处理前后残余应力，$HB=3\sqrt{Rt}$，内外壁保温，*GCB*=2*HB*，保温温度600 ℃。图16示出热处理前后内表面轴向和环向残余应力测试结果。轴向焊态应力最大值200.3 MPa，热处理后，轴向应力显著降低且分布均匀化，应力最大值降至47.1 MPa，降幅76.5%。环向焊态应力最大值229.3 MPa，热处理后降至49.1 MPa，降幅78.6%，验证了所提出的$HB=3\sqrt{Rt}$加热带宽度准则是合理的。

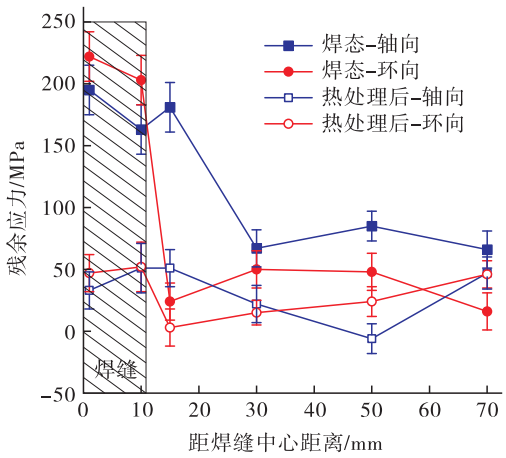


图16 局部焊后热处理前后残余应力

Fig.16 The residual stress before and after local post weld heat treatment

表4列出厚壁加氢反应器(壁厚200~355 mm、半径1 500~2 800 mm)采用$HB=3\sqrt{Rt}$准则的加热带宽度。目前，国内尺寸最大的加氢反应器壁厚为352 mm，半径为2 800 mm，采用$HB=3\sqrt{Rt}$准则的加热带宽度为2 969 mm。厚壁加氢反应器常采用卡式炉进行局部热处理，文章推荐卡式炉的有效加热宽度为3 000 mm，可以满足不同壁厚和直径的加氢反应器的需求。

表4 厚壁加氢反应器采用$HB=3\sqrt{Rt}$的加热带宽度

Tab.4 The thick-walled hydrogenation reactor adopt the heated band width of $HB=3\sqrt{Rt}$ criterion

半径*R*/mm	壁厚*t*/mm			
	200	250	300	355
1 500	1 643	1 837	2 012	2 189
2 000	1 897	2 121	2 324	2 527
2 500	2 121	2 372	2 598	2 826
2 800	2 244	2 509	2 749	2 990

表5列出薄壁容器(壁厚30~100 mm、半径1 000~8 000 mm)采用$HB=3\sqrt{Rt}$的加热带宽度。薄壁容器局部热处理通常采用陶瓷片加热。当容器半径超过5 000 mm且壁厚大于50 mm时，加热带宽度超过1 500 mm，不仅导致加热器布置困难，而且陶瓷片数量众多，温度难控制。

表5 薄壁容器采用$HB=3\sqrt{Rt}$准则的加热带宽度

Tab.5 The thin-walled vessel adopt the heated band width of $HB=3\sqrt{Rt}$ criterion

半径*R*/mm	壁厚*t*/mm				
	30	50	70	90	100
1 000	520	671	794	900	949
1 500	636	822	972	1 102	1 162
2 000	735	949	1 122	1 273	1 342
2 500	822	1 061	1 255	1 423	1 500
3 000	900	1 162	1 375	1 559	1 643
3 500	972	1 255	1 485	1 684	1 775
4 000	1 039	1 342	1 587	1 800	1 897
4 500	1 102	1 423	1 684	1 909	2 012
5 000	1 162	1 500	1 775	2 012	2 121
5 500	1 219	1 573	1 861	2 111	2 225
6 000	1 273	1 643	1 944	2 205	2 324
6 500	1 325	1 710	2 024	2 295	2 419
7 000	1 375	1 775	2 100	2 381	2 510
7 500	1 423	1 837	2 174	2 465	2 598
8 000	1 470	1 897	2 245	2 546	2 683

可以看出，对部分直径较大的薄壁容器，如果采用$HB=3\sqrt{Rt}$，加热带宽度仍过大，现场无法实施时，推荐采用主副加热局部热处理方法，主副加热工艺参考T/CSTM 00546—2021，其各参

数公式如下：

$$SB=\mathrm{Min}\{W_n+100, W_n+2\delta_{\mathrm{PWHT}}\} \quad (53)$$

$$HB_P=6t \quad (54)$$

$$GCB_P=2HB_P \quad (55)$$

$$HB_S=0.6\sqrt{Rt} \quad (56)$$

$$GCB_S=2HB_S \quad (57)$$

$$W_D=1.23\sqrt{Rt} \quad (58)$$

$$T_A>\frac{T_{\max}}{2} \quad (59)$$

以文中研究对象为例，如图15所示，采用主副加热，内表面焊缝附近轴向和环向应力消除效果与$HB=3\sqrt{Rt}$相当，且母材处引入的二次拉应力显著降低。经计算，当$HB=3\sqrt{Rt}$时，局部焊后热处理总能耗为1.30×10^7 kJ，采用主副加热总能耗为6.6×10^6 kJ，在应力消除效果相当的情况下，主副加热比增大加热带宽度的能耗降低49.2%，且便于工程实施。

5 结论

（1）提出了确定局部焊后热处理加热带宽度的2个准则，即基于改善焊接接头性能的温度控制准则和考虑残余应力消除效果的应力控制准则。在进行局部焊后热处理时，应根据不同的热处理目的进行合理选择。

（2）对于仅需考虑焊缝性能恢复、对消除残余应力要求不高的承压设备，当内外壁保温，推荐加热带宽度为$6t$。

（3）对于既需考虑焊缝性能恢复又兼顾残余应力消除效果的承压设备，当采用单加热局部焊后热处理且内外壁保温，加热带宽度至少为$3\sqrt{Rt}$；当内壁不保温，外壁保温时，加热带宽度应不小于$5\sqrt{Rt}$。当采用单加热局部焊后热处理加热带过宽，现场实施困难时，推荐采用主副加热局部焊后热处理。

参考文献：

[1] 陈学东，范志超，崔军，等.我国压力容器高性能制造技术进展[J].压力容器，2021，38(10)：1-15.
CHEN X D，FAN Z C，CUI J，et al.Progress in high-performance manufacturing technology for pressure vessels in China [J]. Pressure Vessel Technology，2021，38(10)：1-15.

[2] 陈学东，崔军，章小浒，等.我国压力容器设计、制造和维护十年回顾与展望[J].压力容器，2012，29(12)：1-23.
CHEN X D，CUI J，ZHANG X H，et al.Review and prospect of design，fabrication and maintain of pressure vessels in China in recent ten years [J]. Pressure Vessel Technology，2012，29(12)：1-23.

[3] 姜亮亮，巩建鸣，耿鲁阳，等.焊后热处理对13MnNiMoR钢焊接接头在服役环境下SCC敏感性的影响[J].压力容器，2012，29(4)：1-6.
JIANG L L，GONG J M，GENG L Y，et al.Influence of post heat-treatment on the stress corrosion cracking sensitivity of 13MnNiMoR weld joints in service condition [J]. Pressure Vessel Technology，2012，29(4)：1-6.

[4] 蒋文春，罗云，万娱，等.焊接残余应力计算、测试与调控的研究进展[J].机械工程学报，2021，57(16)：306-328.
JIANG W C，LUO Y，WAN Y，et al.Research progress on the calculation，measurement and control of welding residual stress [J]. Journal of Mechanical Engineering，2021，57(16)：306-328.

[5] 王丛元，李鹏江，罗永智，等.模拟焊后热处理对Q690DR钢焊接接头性能的影响[J].压力容器，2024，41(10)：1-8.
WANG C Y，LI P J，LUO Y Z，et al.Effect of simulated post-weld heat treatment on mechanical properties of Q690DR welded joints [J]. Pressure Vessel Technology，2024，41(10)：1-8.

[6] 张蕾，刘宝剑，王军杰，等.焊后热处理对Alloy33堆焊层耐蚀性的影响[J].压力容器，2024，41(11)：19-25.
ZHANG L，LIU B J，WANG J J，et al.Influence on corrosion resistance of Alloy33 corrosion-resistant layer by PWHT [J]. Pressure Vessel Technology，2024，41(11)：19-25.

[7] 汪建华，陆皓，魏良武，等.局部焊后热处理两类评定准则的研究[J].机械工程学报，2001，37(6)：24-28.
WANG J H，LU H，WEI L W，et al.Investigation on two assessing criteria in local postweld heat treatment [J].Journal of Mechanical Engineering，2001，37(6)：24-28.

[8] 汪建华，陆皓.局部焊后热处理最佳加热条件的研究（二）——临界加热宽度的确定准则[J].压力容器，1999，16(2)：8-11.
WANG J H，LU H. Research on suitable heating conditions during local PWHT(2)—Determination of

critical heated band during local PWHT[J]. Pressure Vessel Technology, 1999, 16(2): 8-11.

[9] 王泽军,卢惠屏,荆洪阳.加热面积对球罐局部热处理应力消除效果的影响[J].焊接学报,2008,29(3):125-128.
WANG Z J, LU H P, JING H Y. Effect of heated region on stress relief ratio of local heat treatment on spherical tanks[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2008, 29(3): 125-128.

[10] ROSE R T. Stresses in cylindrical vessels due to local heating stress relief of circumferential welds [J]. British Welding Journal, 1960, 7: 19-21.

[11] 陆皓,汪建华,村川英一.Cr-Mo钢管子局部焊后热处理加热宽度准则的确定[J].焊接学报,2006,27(3):5-8.
LU H, WANG J H, MURAKAWA Y Y. Determination of heated band width criterion of local post weld heat treatment for Cr-Mo steel pipe[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2006, 27(3): 5-8.

[12] PENG W, JIANG W C, SUN G H, et al. Biaxial residual stress measurement by indentation energy difference method: Theoretical and experimental study [J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2022, 195: 104573.

[13] DONG P S, SONG S P, ZHANG J M. Analysis of residual stress relief mechanisms in post-weld heat treatment[J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2014, 122: 6-14.

[14] YU B L, WANG P, SONG X G, et al. The residual stress relief of post weld heat treatment in SMA490BW welded joints: Simulation and experiment [J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2022, 200: 104852.

[15] 黄本生,陈权,杨江,等.Q345/316L异种钢焊接残余应力与变形数值模拟[J].焊接学报,2019,40(2):138-144.
HUANG B S, CHEN Q, YANG J, et al. Numerical simulation of welding residual stress and distortion in Q345/316L dissimilar steel [J]. Transactions of the China Welding Institution, 2019, 40(2): 138-144.

[16] YAGHI A H, HYDE T H, BECKER A A, et al. Residual stress simulation in welded sections of P91 pipes[J]. Journal of Materials Processing Tech., 2005, 167(2/3): 480-487.

[17] SHI J Y, QIANG B, XIE Y J, et al. Determination of creep behavior of vessel steel Q345R at elevated temperatures [J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2024, 211: 105273.

作者简介:谷文斌(1995),男,主要研究方向为大型承压设备局部焊后热处理,通信地址:266580山东省青岛市黄岛区长江西路66号中国石油大学(华东)新能源学院,E-mail:gwb1229@126.com。

通信作者:蒋文春(1980),男,教授,博士生导师,主要从事能源与化工装备先进制造、安全和结构完整性研究工作,通信地址:266580山东省青岛市黄岛区长江西路66号中国石油大学(华东)新能源学院,E-mail:jiangwenchun@upc.edu.cn。

本文引用格式:
谷文斌,蒋文春,王金光,等.承压设备局部焊后热处理方法和准则研究[J].压力容器,2025,42(2):10-22.
GU Wenbin, JIANG Wenchun, WANG Jinguang, et al. Study on local post weld heat treatment methods and criterion of pressure equipment[J]. Pressure Vessel Technology, 2025, 42(2): 10-22.