

doi: 10. 11731/j. issn. 1673-193x. 2020. 11. 008

双金属衬里复合管堆焊及对接焊有限元力学分析*

练章华¹, 李 帅¹, 牟易升¹, 李泳宏¹, 赵朝阳¹, 陈俊文²

(1. 西南石油大学 油气藏地质及开发工程国家重点实验室, 四川 成都 610500;

2. 中国石油工程建设有限公司西南分公司, 四川 成都 610041)

摘要:为研究双金属衬里复合管堆焊及对接焊焊接后焊接处应力变化, 针对 $\Phi 89(8+2)$ mm 尺寸衬里复合管, 基于热-力耦合理论, 建立瞬态热-固耦合管端堆焊与对接焊 V 型槽环焊缝轴对称力学模型。探讨衬里复合管堆焊及对接焊过程中整个焊肉及热影响区的应力变化并对应力区进行完整、详细分析。结果表明: 衬里复合管焊接完成后焊区产生较高的残余应力, 最高达 463.47 MPa; 热处理工艺消除了 90% 的残余应力, 然而投入使用的复合管仍然存在 3 个高应力区: 对接焊焊肉内、过渡区中靠近对接焊焊肉的基管上及 2 次堆焊起始点, 其中应力最大的位置在 2 次堆焊的起始点, 最高达 46.63 MPa。建立的模型和计算结果可为实际工况下衬里复合管焊接部位的力学性质研究提供参考。

关键词: 双金属衬里复合管; 堆焊; 对接焊; 热处理; 残余应力

中图分类号: X937 文献标志码: A 文章编号: 1673-193X(2020)-11-0053-06

Finite element mechanical analysis on surfacing and butt welding of bimetal lined composite pipe

LIAN Zhanghua¹, LI Shuai¹, MOU Yisheng¹, LI Yonghong¹, ZHAO Zhaoyang¹, CHEN Junwen²

(1. State Key Laboratory of Oil and Gas Reservoir Geology and Development Engineering, Southwest

Petroleum University, Chengdu Sichuan 610500, China;

2. China Petroleum Engineering & Construction Corp. Southwest Company, Chengdu Sichuan 610041, China)

Abstract: In order to study the stress change at the welded joint of bimetallic lined composite pipe after surfacing and butt welding, an axisymmetric mechanical model of V-type groove girth weld in the transient thermal-solid coupling pipe end surfacing and butt welding was established based on the thermal mechanical coupling theory for the lined composite pipe with size of $\Phi 89(8+2)$ mm. The stress change of the whole welding meat and heat affected zone during the surfacing and butt welding process of lined composite pipe were investigated, and the stress zone was analyzed in detail. The results showed that after the welding of lined composite pipe, the higher residual stress generated in the welding area, up to 463.47 MPa. The heat treatment process eliminated 90% of the residual stress, but there were still three high stress zones in the used composite pipe. for the positions in the butt welding meat, on the base pipe near the butt welding meat in the transition zone and at the starting point of second surfacing, the position with the largest stress was the starting point of second surfacing, with the maximum value of 46.63 MPa. The established model and calculation results can provide reference for the study on mechanical properties of welded joint on the lined composite pipe under actual working conditions.

Key words: bimetal lined composite pipe; surfacing; butt welding; heat treatment; residual stress

0 引言

随着石油与天然气不断开采, 高腐蚀性油气田相继

出现, 对管道抗腐蚀性能要求不断提高^[1-4]。双金属衬里复合管由高强度的外层基管与高抗腐蚀性能的内层衬管组成, 具有良好的抗腐蚀性 with 经济性, 因此在石油

收稿日期: 2020-09-20

* 基金项目: 国家自然科学基金面上项目(51974271); 国家自然科学基金联合基金项目(U19A209)

作者简介: 练章华, 博士, 教授, 主要研究方向为管柱力学、CAD/CAE/CFD、地应力、钻井完井技术。

通信作者: 李 帅, 硕士研究生, 主要研究方向为油气井工程力学。

与天然气集输行业得到广泛应用。然而由于基管与衬管之间材料力学性质具有较大的差异性,管端焊接过后,焊区往往产生残余应力,残余应力导致焊接接头出现裂纹或抗腐蚀性能下降,带来安全隐患,因此急需开展双金属衬里复合管焊接力学方面的研究。

对于管端焊接力学问题,国内外学者进行了相关研究。Karlsson 等^[5]利用有限元方法研究了管道对接焊开始与结束焊缝区残余应力的变化,但当时仿真过程无法控制冷却速度,导致仿真结果与实验结果相差 40 MPa。Terasaki 等^[6]推导出管道堆焊焊缝中残余应力的计算公式。吕世雄等^[7]对 20 G 内衬 316 L 复合管接头进行拉伸、弯曲、冲击、压力力学性能实验。Gou 等^[8]分析了 X60 输气管焊接区残余应力影响因素,研究发现挤压变形对管道残余应力影响最小。管松军等^[9]利用超声波技术对 N08825 复合管焊接接头残余应力进行了调整,将平均环向拉应力由 153.33 MPa 调整为压应力,调整后值为 293.75 MPa。税正伟等^[10]对 L245NCS/316L 双金属复合管焊接接头进行力学性能实验,研究结果表明焊接接头屈服强度为 372 MPa,抗拉强度为 500 MPa,力学性能满足 SY/T4103 - 2006 标准要求。Fu 等^[11]对某气田复合管环焊缝失效原因进行了分析,研究发现外应力是导致环焊缝失效的主要原因。Obeid 等^[12-14]借助有限元软件研究不同钢材双金属复合管焊接应力场问题。Mou 等^[15]利用有限元的方法研究了残余应力对吸收塔焊接区强度的影响。Ruggieri 等^[16]研究了双金属复合管环焊缝抵抗断裂的力学性能。

目前针对管端焊接力学性能研究主要集中于研究管道焊接完成后接头失效原因及力学性能分析,并未对复合管管端焊接过程进行力学分析。本文在充分考虑衬管 - 基管材料热力学参数随温度变化而变化及焊接时热辐射与热交换对残余应力的影响前提下,借助有限元软件对双金属衬里复合管管端堆焊 - 对接焊 - 热处理整个工艺过程焊区及焊区附近残余应力的分布进行仿真研究,为实际工况下复合管焊接部位的力学性质研究提供参考。

1 双金属衬里复合管管端焊接有限元力学理论

由于焊接过程为加热 - 冷却周期性循环过程,随着焊道的不断填充使得热源位置随之发生移动,因此焊件内应力应变场也随之发生改变。焊接过程中由于热源的不断移动及受冷却工艺的影响,材料会经过弹性及塑性变形过程。当材料为弹性变形时总应变增量主要由弹性应变增量及热应变增量组成,在某一应力状态下,考虑到弹性矩阵受温度的影响,弹性应变增量计算公式如式(1)所示:

$$\{d\boldsymbol{\varepsilon}\}_e = d[[\mathbf{D}]_e^{-1}\{\boldsymbol{\sigma}\}] = [\mathbf{D}]_e^{-1}\{d\boldsymbol{\sigma}\} + \frac{\partial[\mathbf{D}]_e^{-1}}{\partial T}\{\boldsymbol{\sigma}\}dT \quad (1)$$

式中: $\{d\boldsymbol{\varepsilon}\}_e$ 为弹性应变增量; $[\mathbf{D}]_e^{-1}$ 为弹性矩阵逆矩阵; $\{\boldsymbol{\sigma}\}$ 为某一应力状态,MPa; $\{d\boldsymbol{\sigma}\}$ 为应力增量,MPa; dT 为温度增量,℃。

热应变增量计算公式如式(2)所示:

$$\{d\boldsymbol{\varepsilon}\}_T = \left\{ \alpha_0 + \frac{\partial\alpha_0}{\partial T}T \right\} dT = \{\alpha\} dT \quad (2)$$

式中: $\{d\boldsymbol{\varepsilon}\}_T$ 为热应变增量; T 为温度,℃; α_0 为复合管初始热膨胀系数向量,1/℃; $\{\alpha\}$ 为复合管温度变化后的热膨胀系数,1/℃。

弹性总应变增量计算公式如式(3)所示:

$$\{d\boldsymbol{\varepsilon}\} = \{d\boldsymbol{\varepsilon}\}_e + \{d\boldsymbol{\varepsilon}\}_T \quad (3)$$

式中: $\{d\boldsymbol{\varepsilon}\}$ 为弹性总应变增量。

将式(1)~(2)带入式(3)整理得焊接过程弹性区应力增量计算公式如式(4)所示:

$$\{d\boldsymbol{\sigma}\} = [\mathbf{D}]_e\{d\boldsymbol{\varepsilon}\} - [\mathbf{D}]_e\left(\{\alpha\} + \frac{\partial[\mathbf{D}]_e^{-1}}{\partial T}\{\boldsymbol{\sigma}\}\right)dT \quad (4)$$

式中: $[\mathbf{D}]_e$ 为弹性区弹性矩阵。

当材料为塑性变形时,总应变由塑性应变增量,弹性应变增量及热应变增量组成,塑性应变增量计算公式如式(5)所示:

$$\{d\boldsymbol{\varepsilon}\}_p = \zeta \left\{ \frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \right\} \quad (5)$$

式中: $\{d\boldsymbol{\varepsilon}\}_p$ 为塑性应变增量; ζ 为卸载系数,无量纲, $\zeta > 0$ 为卸载过程; f 为复合管屈服函数。

焊接过程塑性区应力增量计算公式如式(6)所示:

$$d\boldsymbol{\sigma} = [\mathbf{D}]_{ep}\{d\boldsymbol{\varepsilon}\} - \left([\mathbf{D}]_{ep}\{\alpha\} + [\mathbf{D}]_{ep} \frac{\partial[\mathbf{D}]_e^{-1}}{\partial T}\{\alpha\} - [\mathbf{D}]_e \left(\frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \right) \left(\frac{\partial f_0}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \right) / S \right) dT \quad (6)$$

式中: $d\boldsymbol{\sigma}$ 为塑性应力增量,MPa; $[\mathbf{D}]_{ep}$ 为弹塑性矩阵; f_0 为与温度和塑性应变有关的屈服应力函数; S 为偏应力张量,MPa。

焊接完成后,平衡条件下焊区截面内的残余应力计算公式如式(7)所示^[17]:

$$\int \{ \sigma_{xx} \quad \sigma_{yy} \quad \sigma_{zz} \quad \tau_{xy} \quad \tau_{yz} \quad \tau_{xz} \}^T dA = 0 \quad (7)$$

式中: σ_{xx} , σ_{yy} 和 σ_{zz} 分别为 X, Y, Z 平面的应力分量,MPa; τ_{xy} , τ_{yz} 和 τ_{xz} 分别为切应力分量,MPa; A 为焊区横截面积,mm²。

弹性与塑性阶段应力求解过程^[18]:弹性阶段,将焊接过程中各节点力学参数代入式(1)~(2)分别求得弹性应变增量 $\{d\boldsymbol{\varepsilon}\}_e$ 及热应变增量 $\{d\boldsymbol{\varepsilon}\}_T$,然后代入式(4)

求得各单元的弹性应力增量 $\{d\sigma\}$ ；塑性阶段，利用各节点力学参数分别求得塑性应变增量 $\{d\epsilon\}_p$ ，弹性应变增量 $\{d\epsilon\}_e$ 及热应变增量 $\{d\epsilon\}_T$ ，然后代入式 (6) 求得各单元塑性应力增量 $d\sigma$ 。

2 双金属衬里复合管有限元模型建立

针对规格 $\Phi 89(8+2)$ mm 尺寸双金属衬里复合管 (基管为 X52 钢材, 衬管为 8225 钢材) 管端焊接应力问题, 根据现场的管径尺寸, 考虑双金属复合管在焊接过程中的几何尺寸、边界条件及载荷都是关于中心线对称, 建立瞬态传热 - 固体力学耦合管端堆焊与对接焊 V 型槽环焊缝轴对称力学模型, 如图 1 所示。由于在焊接过程中温度的传递不会辐射到整根管材, 因此在模型中基管和衬管的总长定义 2 m, 即一半管长为 1 m, 其中双金属复合管外半径定义为 R , 内半径定义为 r 。同时, 为了还原现场连接管端的作业流程, 将一端的轴向 (即 X 方向) 约束, 另一端自由。

在建模过程中将衬管与基管视为弹塑性变形体, 其

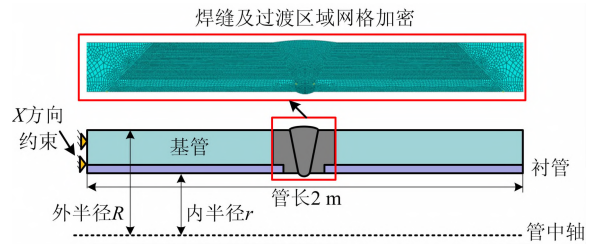


图 1 瞬态传热 - 固体耦合管端堆焊的 V 型槽环焊缝轴对称力学模型

Fig. 1 Axisymmetric mechanical model of V-type groove girth weld in transient thermal - solid coupling pipe end surfacing

材料热力学参数见表 1。由表 1 可知, 衬管和基管的弹性模量、屈服强度及热导率均随着温度增加而降低; 而泊松比、热膨胀系数、比热容均随温度增加而增加, 这表明在高温条件下的钢材变形机制增多, 易发生塑性变形, 且形变强化现象减弱, 这些因素都会直接影响每道焊道造成的应力场分布。

表 1 X52 基管 - 8225 内衬管材料热力学参数

Table 1 Thermodynamic parameters of materials in X52 base pipe and 8225 lined pipe

温度 / $^{\circ}\text{C}$	弹性模量 / $\times 10^5$ MPa		泊松比		屈服强度 / MPa		热膨胀系数 / $\times 10^{-5} \text{ }^{\circ}\text{C}^{-1}$		比热容 / $(\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{ }^{\circ}\text{C}^{-1})$		热导率 / $(\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1})$	
	基管	衬管	基管	衬管	基管	衬管	基管	衬管	基管	衬管	基管	衬管
0	2.04	1.98	0.30	0.30	358	275	1.14	1.33	460	404	50.12	54.23
38	2.02	1.96	0.30	0.30	358	275	1.16	1.36	462	408	49.66	54.08
250	1.89	1.84	0.31	0.30	287	240	1.31	1.45	480	422	47.23	49.15
500	1.74	1.71	0.31	0.31	240	201	1.48	1.53	575	505	40.53	42.46
1000	1.43	1.45	0.31	0.32	80	67	1.82	1.69	675	593	30.13	32.17
1500	1.13	1.18	0.31	0.33	16	13	2.16	1.85	650	571	25.25	28.35
2000	0.82	0.92	0.31	0.34	10	9	2.50	2.01	820	721	14.34	15.421

焊接工艺中每道焊道都会在管端区域造成高热应力, 这种热应力随每道焊缝的进行呈现周期性循环特征, 即在每道焊缝焊接与冷却后都会使得热应力影响区的应力场进行重新分布, 因此为了还原这种周期性应力场重分布情况, 在有限元模拟中将焊接区域划分为多个焊道, 模拟每道焊道焊接与冷却后焊道及焊道周围应力变化情况。模型中堆焊区域与对接焊区域每道焊道的焊接顺序如图 2 所示。由图 2 可知, 第 A ~ K 道焊缝为第 1 层堆焊顺序, 焊接时控制 170 A 电流, 第 L ~ W 道焊缝为第 2 层堆焊顺序, 电流 180 ~ 190 A, 此时一端的复合管堆焊工艺完成, 另一端如法炮制。图 2 中数字为对接焊区域的焊接顺序, 第 1 道焊缝为根焊, 2 ~ 3 道焊道为过渡焊, 其厚度略小于后续焊道, 4 ~ 12 道焊道为覆盖焊, 电流均为 180 ~ 190 A。

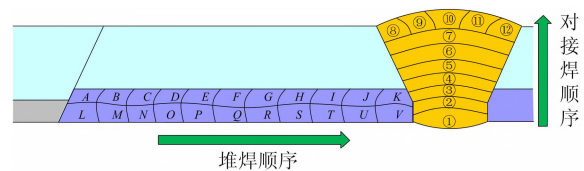


图 2 堆焊与对接焊焊道焊接顺序

Fig. 2 Welding sequence of surfacing and butt welding bead

3 双金属衬里复合管管端焊接有限元力学分析

3.1 管端堆焊与对接焊工艺管端应力分析

通过对双金属衬里复合管管端堆焊进行有限元分

析,得到第 K 道焊道焊接与冷却过程中应力场分布云图如图 3 所示,由图 3(a)可知,在焊接时,第 K 道焊区应力较低,应力水平仅为 36 ~ 73 MPa,这是因为在焊接时第 K 道焊道焊肉温度已经达到 1 430 °C,由表 1 材料的热力学参数可知,此时第 K 道焊道焊肉区域已经近乎熔融状态,因此应力水平较低,而在已经完成焊接的焊肉区域应力较高,临近焊道焊肉区域应力达到最大值,最高达 438 MPa 左右。由图 3(b)可知,在第 K 道焊道完成焊接并冷却后,整个管材的最高应力回到第 K 道焊道,最高达到 443.41 MPa。这是因为高温急剧下降导致焊肉区域收缩,再加上基管与衬管的热力学参数随温度变化的特性,导致冷却后应力增大。第 W 道焊道焊接与冷却过程中应力场分布如图 4 所示,由图 4 可知第 W 道焊道焊接与冷却后相对于第 K 道焊应力均有所增加,分别增加了 10.11 MPa,5.53 MPa,堆焊焊接完成并冷却后,堆焊焊肉区域及管端均存在较高的应力,最高达 448.94 MPa。

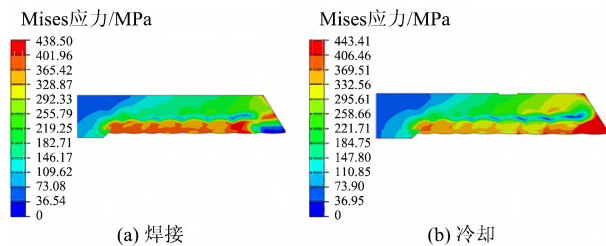


图 3 堆焊第 K 道焊道焊接与冷却
Fig. 3 Welding and cooling of K^{th} welding bead in surfacing

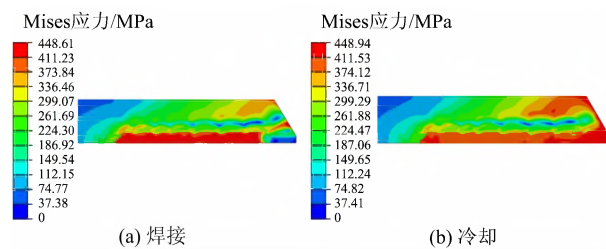


图 4 堆焊第 W 道焊道焊接与冷却
Fig. 4 Welding and cooling of W^{th} welding bead in surfacing

对接焊的第 1 道焊道(即根焊)的焊接与冷却过程中应力场的分布如图 5 所示。由图 5(a)可知,在焊接的过程中,根焊的应力水平较低,而高温影响了靠近根焊焊接位置的区域,导致靠近根焊的堆焊区域上发生应力集中,最高应力达到 448.88 MPa,这主要是高温导致焊道区域附近产生热应力,导致应力升高。由图 5(b)可知,冷却后焊肉区域的收缩导致最高应力回到对接焊第 1 道焊肉区域,最高达到 452.62 MPa。对接焊第 12

道焊道过渡焊与冷却过程中应力场的分布云图如图 6 所示。由图 6(a)可知,焊接完成及冷却后,整个管端应力水平高于堆焊焊道完成冷却时的应力 15 MPa 左右,这是由于焊道的增加使得焊接区域内的应力变化更加复杂,应力更为集中。

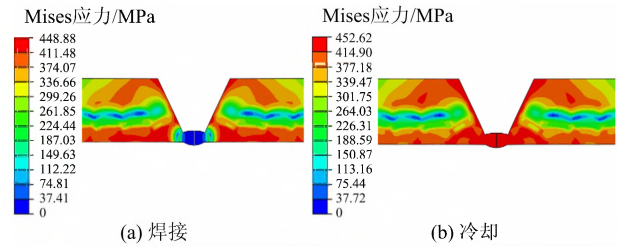


图 5 对接焊第 1 道焊道根焊与冷却
Fig. 5 Root welding and cooling of 1st welding bead in butt welding

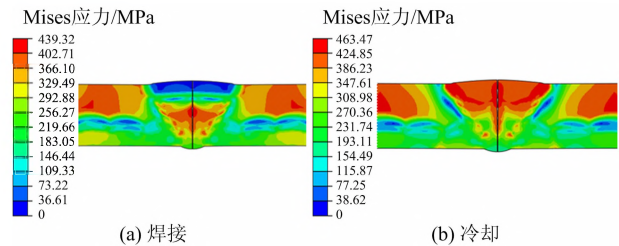


图 6 对接焊第 12 道焊道过渡焊与冷却
Fig. 6 Transition welding and cooling of 12th welding bead in butt welding

通过堆焊和对接焊有限元模拟可以发现,堆焊与对接焊完成后,管端一定区域内均存在一定的残余应力,在焊接进行时,由于高温(超过 1 000 °C)以及管材随温度变化的热力学性能使得当前焊接的焊道呈现接近熔融的状态,因此应力较低,最高应力不超过 80 MPa;而当焊接完全冷却时,高温的急剧下降导致焊肉区域的收缩,再加上基管与衬管的热力学参数随温度变化的特性,会让焊道在冷却时内部的残余应力上升。

3.2 管端热处理工艺管端应力分析

在实际工况中,堆焊与对接焊完成后带有残余应力的复合管并不是最终投入生产的管材,当焊接完成后会在焊接区域以及靠近焊接的区域进行高温热处理,旨在降低焊接造成的残余应力水平。现场热处理的方法是将带有残余应力的复合管在 210 ~ 230 °C 的环境中持续一定时间,然后冷却至常温。为还原此步工艺,在有限元软件中将图 7(a)中带有残余应力的复合管进行 600 °C 的热处理 2 000 s,然后再冷却 3 000 s 至常温(即 20 °C)。

衬里复合管堆焊及过渡带不同阶段应力变化云图如图 7 所示,当最后一道对接焊焊肉完成冷却后,其应力状态如图 7(a)所示,此时由于多次的焊接高温 - 冷

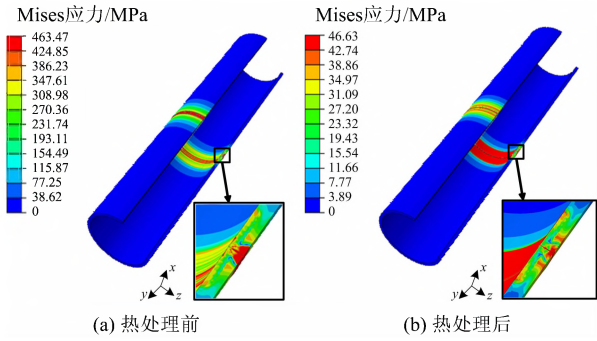


图 7 衬里复合管堆焊及过渡带不同阶段应力变化情况
 Fig. 7 Stress change in different stages of surfacing and transition zone of lined composite pipe

却循环,最大应力达到 463.47 MPa;热处理完成后由于温度回降至室温,管材高应力区应力有一定程度的回升,热处理后的管材应力状态如图 7(b) 所示,焊缝与过渡段的高应力区应力范围降低至 19.43 ~ 46.63 MPa,最大残余应力减小了 90%。由此可见,热处理过程极大地消除了焊接工艺造成的残余应力。

3.3 焊缝区域与过渡区应力变化分析

热处理后复合管管端 Mises 应力分布云图如图 8 所示。由图 8 可知,热处理后的复合管存在 3 个高应力区,包括有对接焊焊肉内、靠近对接焊焊肉的基管上以及 2 次堆焊的焊接起始点。

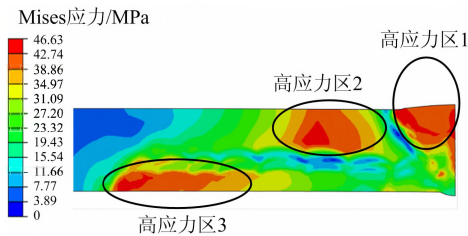


图 8 热处理后复合管管端 Mises 应力分布情况
 Fig. 8 Distribution of Mises stress at end of composite pipe after heat treatment

为进一步研究热处理后双金属衬里复合管管端应力大小及分布情况,分别沿路径 AB、A'B'C'D' 提取双金属衬里复合管热处理后的 Mises 应力,路径示意图如图 9 所示。衬里复合管热处理后路径 AB-Mises 应力变化关系曲线如图 10 所示。由图 10 可知,沿路径 AB 堆焊区及堆焊起始点附近均存在残余应力,总体残余应力呈先增大后减小趋势,这是因为堆焊过程中,已堆焊完成的区域受加热冷却循环工艺的影响,残余应力不断累加所致。其中最大残余应力为 46.63 MPa,发生在堆焊焊接起始点位置,沿路径 AB 在距离堆焊起始点 10 mm 范围内,堆焊区 Mises 应力高达 34.97 ~ 46.63 MPa。

衬里复合管热处理后路径 A'B'C'D'-Mises 应力变

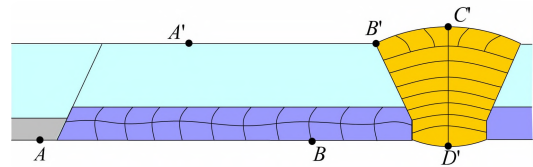


图 9 路径示意
 Fig. 9 Schematic diagram of route

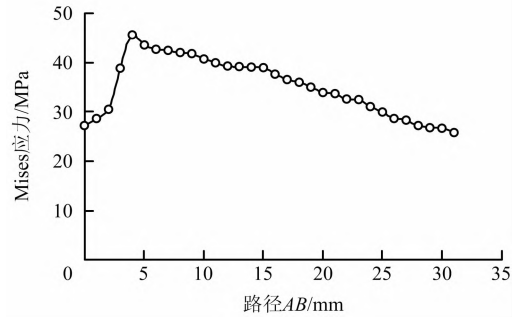


图 10 衬里复合管热处理后路径 AB-Mises 应力变化关系曲线
 Fig. 10 Change relationship between route AB and Mises stress of lined composite pipe after heat treatment

化关系曲线如图 11 所示,由图 11 可以看出,沿路径 A'B'C'D' 衬里复合管基管外壁及对焊区均存在残余应力,总体 Mises 应力呈增大 - 减小 - 增大 - 减小趋势。沿路径 A'B' 最大 Mises 应力发生在距离对接焊 11 mm 左右,高达 41.58 MPa,沿路径 A'B' 在 8 ~ 17 mm 范围内衬里复合管外壁残余应力高达 34.97 ~ 42.74 MPa,这是因为经过堆焊及对接焊多次加热冷却后,在距离堆焊及对接焊较近的区域,残余应力不断累加,进而形成局部高应力区;沿路径 B'C'D' 可以看出,大部分对接焊区域残余应力均很高,高达 38.86 ~ 45.52 MPa,这是因为受快速冷却工艺的影响,导致对接焊区焊肉结晶状态不均匀,进而产生局部高应力区。由此可知投入使用的双金属衬里复合管存在 3 个高应力区,分别为对接焊焊肉内、靠近对接焊焊肉的基管上以及 2 次堆焊的焊接起始点,其中应力最大的位置在 2 次堆焊的焊接起始点,最高达到 46.63 MPa。

4 结论

1) 利用有限元软件建立瞬态热 - 固耦合管端堆焊与对接焊 V 型槽环焊缝轴对称力学模型,模型充分考虑了焊缝工艺中每道焊道焊接时管材热力学性能、热辐射及热交换对残余应力的影响,同时考虑了焊接过程中由于热源移动造成的循环高热应力以及每道焊缝焊接与冷却后应力场重新分布情况。

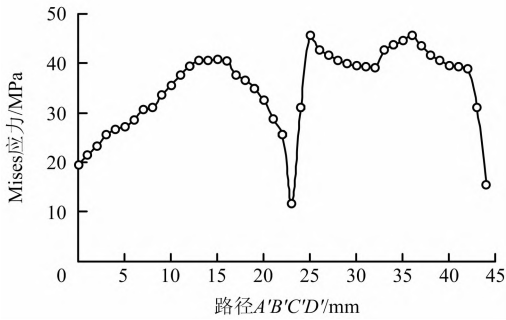


图 11 衬里复合管热处理后路径 A'B'C'D'-Mises 应力变化关系曲线

Fig. 11 Change relationship between route A'B'C'D' and Mises stress of lined composite pipe after heat treatment

2) 在焊接进行时,由于高温(超过 1 000 ℃)以及管材随温度变化的热力学性能使得当前焊接的焊道呈现接近熔融的状态,因此应力较低,不超过 80 MPa;而当焊接完毕冷却时,高温的急剧下降导致了焊肉区域的收缩,再加上基管与衬管的热力学参数随温度变化的特性,会让焊道在冷却时内部的残余应力上升。

3) 双金属衬里复合管热处理过程消除了 90% 的残余应力。然而投入使用的复合管仍然存在 3 个高应力区,包括对接焊焊肉内、过渡区中靠近对接焊焊肉的基管上和 2 次堆焊的焊接起始点,其中应力最大位置在 2 次堆焊的焊接起始点,最高达到 46.63 MPa。

参考文献

[1] 杜清松,曾德智,杨斌,等. 双金属复合管塑性成型有限元模拟[J]. 天然气工业,2008(9):64-66,138.
DU Qingsong,ZENG Dezhi,YANG Bin, et al. Finite element simulation of plastic forming of bimetallic composite pipe [J]. Natural Gas Industry,2008(9):64-66,138.

[2] 李磊,邝献任,姬蕊,等. 某油田 316L/L360NB 机械式双金属复合管失效行为及原因分析[J]. 表面技术,2018,47(6):224-231.
LI Lei,KUANG Xianren,JI Rui, et al. Failure behavior and cause analysis of 316L/L360NB mechanical bimetal composite pipe in an oilfield [J]. Surface Technology,2018,47(6):224-231.

[3] 曹学文,彭文山,胥锜,等. 双金属复合管内衬层液固两相流冲蚀机理[J]. 油气储运,2017,36(6):739-746.
CAO Xuwen,PENG Wenshan,XU Kun, et al. Erosion mechanism of liquid-solid two-phase flow in inner liner of bimetal composite pipe [J]. Oil and Gas Storage and Transportation,2017,36(6):739-746.

[4] 鲍明显,任呈强,郑云萍,等. 基于点蚀的 316L 不锈钢在酸性气田环境中的适应性评价[J]. 材料导报,2016,30(17):10-15,35.
BAO Mingyu,REN Chengqiang,ZHENG Yunping, et al. Suitability evaluation of 316L stainless steel based on pitting corrosion in acid gas field environment [J]. Materials Report,2016,30(17):10-15,35.

[5] KARLSSON R I,JOSEFSON B L. Three-dimensional finite element analysis of temperatures and stresses in a single-pass butt-welded pipe [J]. Journal of Pressure Vessel Technology,1990,112(1):427-431.

[6] TERASAKI T,AKIYAMA T,ISHIMURA T. New method for estimating residual stresses in pipe made by surfacing weld [J]. Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers,1993,59(3):365-371.

[7] 吕世雄,王廷,冯吉才. 20G/316L 双金属复合管弧焊接头组织与性能[J]. 焊接学报,2009,30(4):93-96,117-118.
LYU Shixiong,WANG Ting,FENG Jicai. Structure and performance of 20G/316L bimetal compound pipe arc welding joint [J]. Journal of Welding,2009,30(4):93-96,117-118.

[8] GOU R B,DAN W J, QIU F, et al. Welding residual stress measurement of an urban buried gas pipeline by X-ray diffraction method [J]. Insight-Non-Destructive Testing and Condition Monitoring,2015,57(10):556-561.

[9] 管松军,孙利国,魏小平. N08825 复合管焊接接头残余应力调整技术研究[J]. 石油工程建设,2015,41(5):79-82.
GUAN Songjun,SUN Ligu,W EI Xiaoping. Study on adjustment technology of residual stress in welding joint of N08825 composite pipe [J]. Petroleum Engineering Construction,2015,41(5):79-82.

[10] 税正伟,杨燕,杨昕,等. L245NCS/316L 双金属复合管焊接接头组织性能分析[J]. 材料导报,2016,30(S2):499-503.
SHUI Zhengwei,YANG Yan,YANG Xin, et al. Microstructure and properties of welded joints of L245 NCS/316L bimetal composite pipe [J]. Materials Report,2016,30(S2):499-503.

[11] FU A Q,KUANG X R,HAN Y, et al. Failure analysis of girth weld cracking of mechanically lined pipe used in gasfield gathering system [J]. Engineering Failure Analysis,2016,68:64-75.

[12] ODEID O,ALFANO G,BAHAI H. Thermo-mechanical analysis of a single-pass weld overlay and girth welding in lined pipe [J]. Journal of Materials Engineering and Performance,2017,26(8):3861-3876.

[13] ODEID O,ALFANO G,BAHAI H, et al. A parametric study of thermal and residual stress fields in lined pipe welding [J]. Thermal Science and Engineering Progress,2017,4:205-218.

[14] ODEID O,ALFANO G,BAHAI H, et al. Experimental and numerical thermo-mechanical analysis of welding in a lined pipe [J]. Journal of Manufacturing Processes,2018,32:857-872.

[15] MOU Y S,LIAN Z H,ZHANG Q, et al. Residual strength evaluation of first-stage absorber with weld considering corrosion and thermal stress [J]. Journal of Pressure Vessel Technology,2020,142(4):041503.

[16] RUGGIERI C,SARZOSA D F B,HIPPERT E. Fracture resistance testing of pipeline girth welds with strength undermatch using low-constraint specimens [J]. Procedia Structural Integrity,2019,18:36-45.

[17] 王能庆. 616 装甲钢焊接残余应力与变形有限元分析[D]. 重庆:重庆大学,2012.

[18] 汪建华. 焊接数值模拟技术及其应用[M]. 上海:上海交通大学出版社,2003.

(责任编辑:刘贵丽)