

薄壁球壳 TIG 预变形焊接工艺的数值模拟

张晓伟¹, 巨圆圆¹, 祁俊峰², 薛忠明²

(1. 北京理工大学 爆炸科学与技术国家重点实验室, 北京 100081; 2. 北京卫星制造厂, 北京 100190)

摘 要: 为解决大型薄壁球壳结构 TIG 预变形焊接的变形分析问题, 提出了基于非线性数值计算程序的子结构分析方法. 将整体结构分为法兰-蒙皮子结构和蒙皮主结构两部分. 首先, 对子结构进行预变形分析. 在此基础上采用热-弹塑性分析方法对带有预应力的子结构进行焊接热应力场分析. 最后将子结构与主结构组合, 并释放约束, 得到了焊接后整体结构残余应力及变形场. 结果表明, 当焊缝边缘预应力接近材料屈服强度, 可以将最大残余变形削减 65%.

关键词: 预变形焊接; 薄壁球壳; 数值模拟; 子结构

中图分类号: TG 404 **文献标志码:** A **文章编号:** 1001-0645(2013)01-0011-06

Numerical Simulation of the Pre-Deform TIG Welding of Thin-Walled Spherical Shells

ZHANG Xiao-wei¹, JU Yuan-yuan¹, QI Jun-feng², XUE Zhong-ming²

(1. State Key Laboratory of Explosion Science and Technology, Beijing Institute of Technology, Beijing 100081, China; 2. Beijing Satellite Factory, Beijing 100190, China)

Abstract: To analyze the deformation of large-scale thin-walled spherical shells during pre-deform TIG welding process, a sub-structure analysis method is proposed based on non-linear numerical calculation procedure. The whole structure is divided into two parts, which are flange-skin substructure and the other part of the shell. First, the pre-deformation of the substructure is analyzed, based on which its thermo-stress field could be obtained by means of thermo-plastic analysis. Afterwards, the substructure is assembled with the other shell part and the constraints are removed, and the residual stress and strain fields of the whole structures could be obtained. The results reveal that, when the pre-stress along the inner edge of the skin reaches its yield stress, the residual deformation would be reduced by 65%.

Key words: pre-deform welding; thin-walled spherical shell; numerical simulation; substructure

薄壁结构是汽车制造、高速列车、航空航天等领域中广泛采用的结构形式. 由于结构整体性、密封性和机械强度等方面的要求, 通常采用焊接工艺进行加工. 在焊接过程中, 热源附近热量和温度的严重不均匀造成焊件内部存在大量的残余应力和应变, 给焊件的加工精度、机械强度、断裂和疲劳性能等带来严重影响. 为了提高焊件质量, 预变形焊接是解决该问题的最有效方法^[1].

考虑到焊接是一个复杂的物理过程, 其中包含材料的高温相变、热膨胀、收缩、结构大变形和屈曲等非线性问题, 单纯的理论分析很难准确把握焊接过程. 因此, 对焊接现象的研究主要基于数值计算方法. Friedman、Muraki 等^[2-3]最早开发了用于分析焊接热应力的热弹塑性有限元计算方法. Josefson^[4]采用 ABAQUS 分析了多道焊以及箱型梁点焊后的残余应力. Murthy^[5]考虑材料属性、传

收稿日期: 2012-04-09

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(11102025)

作者简介: 张晓伟(1982—), 男, 博士, 讲师, E-mail: meizhangxw@bit.edu.cn.

热参数以及固体相变等因素,模拟了平板对接焊、多道焊以及淬火过程中的温度和应力场。考虑到焊接区域温度分布高度不均匀性,必须在焊缝附近划分足够致密的单元,因此导致分析大型复杂结构时,单元规模过于庞大,甚至无法计算。为解决这一问题, Mochizuki^[6], Deng^[7]等针对大型薄壁结构的焊接提出了固有应变计算方法。近 10 年来国内针对焊接问题也展开了大量的数值研究,如闫德俊等^[8]对大型底板结构的焊接顺序进行了定性的分析,孙文婷,张建强,邓德安等^[9-11]也都采用数值方法对焊件工艺进行了研究。

尽管热弹塑性分析方法已经在焊接分析中得到了大量的应用,但是难以直接应用于大型结构,而固有应变法的操作难度较大。作者针对载人航天器中的大型薄壁球壳结构 TIG 预变形焊接工艺,提出了子结构分析方法,并结合热-弹塑性分析方法,得到了预变形焊接过程的数值解。在此基础上分析了预变形量对热循环曲线、熔池大小、最大焊接残余应变和结构轮廓度的影响。

1 预变形焊接工艺描述

如图 1 所示,焊件的主体结构为半径 1100 mm,厚 2.0 mm 的半球形铝合金薄壁壳。壳体的顶部连接有一直径 1300 mm 的加强框,底部开口。要求在该结构的侧面开孔并焊接一个外径 360 mm,内径为 280 mm 的法兰盘。法兰盘外圈为薄壁球壳,内接一个厚 4 mm 的圆柱壳。



图 1 大型薄壁球壳焊件

Fig. 1 Thin-walled spherical structure for welding

采用预变形 TIG 焊接工艺进行加工,其工艺过程如下:首先,如图 2 所示在距离预定焊缝一定距离的 C 处,安装蒙皮外压环,以限制蒙皮向外侧过度变形;给蒙皮开初始孔,由于蒙皮开口在施加预变形后会向外膨胀,因此初始孔径应略小于法兰外径;在待焊接处 A,通过预变形顶环对蒙皮内边缘施加

由内向外的环形预载荷 F ,使蒙皮发生向外的扩张变形,从而在蒙皮内侧产生环向预拉伸应力;对初始孔进一步加工,使其孔径与法兰外径相匹配,然后将法兰和蒙皮对齐;通过法兰上压环和蒙皮上压环分别对蒙皮及法兰进行工装,从而限制其在焊接过程中发生面外变形;对焊件进行 TIG 自动焊,待焊缝闭合后,将焊件冷却至接近室温,最后拆除工装,完成全部焊接过程。

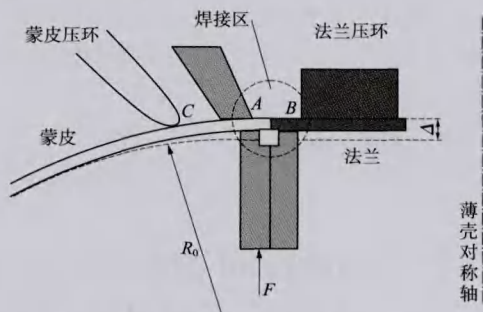


图 2 预变形焊接工艺示意图

Fig. 2 Schematic diagram of the pre-deformed welding procedure

2 数值分析方法

2.1 子结构法

根据焊件和工艺的特点,采用非线性计算程序 ABAQUS/Standard 对该问题进行研究。由于焊接过程中远离焊缝的蒙皮受到的热影响较小,为减小计算规模和时间,采用子结构方法:将整体结构分为子结构和主结构 2 个部分,其中子结构包含法兰和邻近焊缝区的蒙皮;而主结构则是指除子结构以外的其他薄壁球壳。首先将子结构的边界固支,使其与主结构力学隔离,并且只针对子结构进行预变形和热-力耦合分析。在得到子结构的残余应力-应变场后,再将其与主结构组合起来,释放子结构边界约束,从而将残余应力传递到整体结构上。

该预变形焊接分析过程分为 3 个步骤,即蒙皮预变形、子结构热应力分析和整体结构变形分析。图 3 为子结构有限元计算模型的局部显示,采用壳单元进行分析。考虑到熔池直径约为 8 mm,焊缝两侧 12 mm 以内网格密度较高,最小网格尺寸为 2 mm,其他区域逐渐过渡到较大网格。根据蒙皮外压环的位置,子结构中的蒙皮取焊缝以外 55 mm 范围。由于焊缝为封闭形状,预变形过程通过环形套筒将薄壁壳向外顶,从而实现焊缝区蒙皮的预拉伸,但法兰处于自由应力状态。施加预载荷之后,还需要对蒙皮开孔进一步加工。因此,子结构中蒙皮开

孔的准确尺寸需要通过初步的预变形分析才能得到.

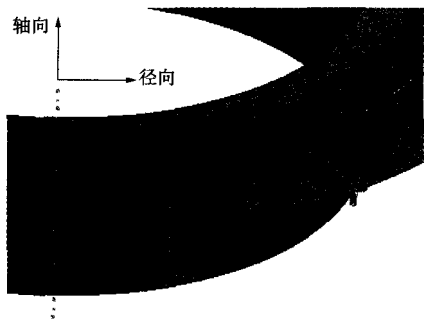


图 3 子结构的有限元分析模型
Fig. 3 FEM model of the sub-structure

2.2 预变形分析

采用 SR4 壳单元对子结构中的蒙皮部分进行预变形分析. 初步计算时取其内孔直径 360 mm, 外边缘直径为 470 mm. 蒙皮的材料为铝合金, 其弹性模量 $E=69\text{ GPa}$, 泊松比为 0.3, 密度为 2.7 g/cm^3 , 蒙皮的外边界固支, 内边缘受到与蒙皮垂直向外的环向均布载荷. 通过计算得到了蒙皮内边缘在其对称轴方向和径向的位移 d_r 和 d_z 以及蒙皮最大等效应力 $\sigma_{\max}$ 与预载荷 F 的关系, 如图 4 所示. 由于预变形属于弹性小变形范围, 因此各项参数的关系呈线性变化. 该材料常温下的屈服强度为 $\sigma_Y=180\text{ MPa}$, 为了防止结构在预变形过程中发生塑性变形, 取 $\sigma_{\max}=0.9\sigma_Y$, 得到 $F=9.048\text{ kN}$, 并且有 $d_z=1.822\text{ mm}$, $d_r=0.384\text{ mm}$.

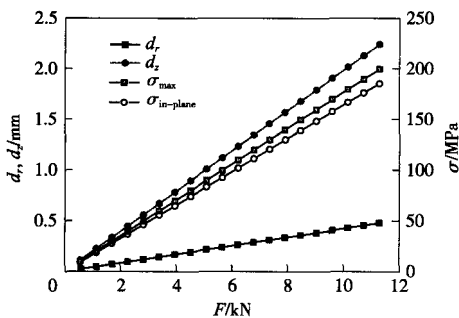


图 4 子结构中蒙皮的预变形分析结果
Fig. 4 Pre-deformation analysis results of the skin in the sub-structure

根据以上估算, 子结构中球形蒙皮的开孔孔径为 359.23 mm, 预变形载荷 $F=9.048\text{ kN}$. 分析结果显示: 预变形后, 蒙皮内边缘的口径约为 360.0 mm, 满足焊接需要. 而此时内边缘等效应力为 170.5 MPa, 环向预拉伸应力为 166.4 MPa. 该

预变形应力分析结果将作为焊接热力耦合分析的初始状态.

2.3 焊接过程的热力耦合分析

由于焊接过程中结构的温度场和应力场只是单向耦合, 因此对焊接过程的数值模拟通常采用顺序-热力耦合分析方法. 通过传热分析得到焊接过程中结构的温度变化历史, 将结构预变形分析结果作为初始状态, 在添加力和位移边界条件后, 以热分析结果为基础进行热应力分析.

考虑到电弧焊的特点, 其产生的热量通过传导、辐射和对流传到焊缝的表面. 研究表明^[12], 电弧焊产生的熔池深度较浅, 并且由于焊件为薄壁铝合金结构, 因此采用热流密度呈正态高斯分布的面热源模型. 在热源附近建立局部直角坐标系, 其中面热源沿 x 方向运动, 而 y 为其法线方向, 热原移动速度为 v , 则在 t 时刻表面热源的分布函数可以表示为

$$q(x,y,t)=\frac{3\Phi}{\pi r_0^2}\exp\left\{-\frac{3[(x-vt)^2+y^2]}{r_0^2}\right\},$$

(1)

式中: r_0 表征热源的特征半径, 为热流密度等于最大热流密度的 5% 处的半径; Φ 为热源的有效功率. 对于电弧焊, 其电流为 I , 电压为 U , 热效率为 η , 则有

$$\Phi=\eta UI.$$

(2)

在焊接过程中, 熔池中心最高温度能达到 1 773 K, 材料的力学和热学属性都将随着温度的变化而变化. 表 1 给出了该铝合金材料在熔点 (933 K) 以下的热学、力学参数随时间的变化规律, 其中 λ, c_s 和 α 分别为热导率、比热容和膨胀系数. 可见, 随着温度的升高材料的弹性模量和屈服强度都呈下降趋势, 而热传导系数和比热容则上升. 此外, 材料的 Solidus 和 Liquidus 温度分别为 911 K 和 933 K, 熔化潜热为 321 J/g.

除了结构本身的热传导外, 焊件表面与环境之间存在两种热交换方式, 即热辐射和热对流. 其中焊件表面对空气的热辐射强度为

$$q=-A(T^4-T_0^4),$$

(3)

式中: T, T_0 分别为该点表面的温度和环境温度, 单位为绝对温度 K; A 为辐射常数,

$$A=\epsilon\sigma,$$

(4)

其中 ϵ 为辐射系数, σ 为 Stefan-Boltzman 常量, 其值一般取 $5.67\times10^{-8}\text{ W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-4}$. 另外, 热对流导致的热流为

$$q=-h(T-T_0). \tag{5}$$

其中 h 为表面传热系数. 根据文献[9]的经验, ϵ 的值初步设为 0.85, 而 h 可取 10.

表 1 材料的热、力学参数随温度的变化

Tab.1 Thermal and mechanical properties of the material under different temperatures

T/K	$\lambda/(W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1})$	$c_s/(J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1})$	E/GPa	$\alpha/(10^{-6} \cdot K^{-1})$	σ_Y/MPa
373	140	1 245	65	23.9	170
473	147	1 400	62	24.6	170
573	151	1 851	60	25.3	160
673	162	1 431	56	26.0	110
773	175	1 493	50	27.0	60
873	175	1 556	40	28.0	50

3 计算结果与分析

3.1 传热分析结果

该焊接热源的电流 $I=120\text{ A}$, 电压 $U=15\text{ V}$, 热效率为 $\eta=60\%$. 热源由法兰最右侧(如图 5(a)所示, O 点)沿焊缝逆时针移动, 速度为 5.6 mm/s . 焊接时间为 202 s ; 冷却时间设为 600 s .

图 5(a)给出了焊接过程中某一时刻的温度分布情况可以看出, 焊件表面的等温线呈近似椭圆形, 其中热源位于该椭圆前方焦点位置, 且中心区最高温度可达 $1\,730\text{ K}$, 热源附近高于 933 K 的区域位于焊缝两侧 4 mm 以内, 由此可以得出焊接熔池的半

径约为 4 mm , 该结果符合实际焊接中对熔池及焊缝宽度的测量.

为进一步考察焊缝附近材料的温度变化情况, 在焊缝完成 $1/4$ 处(点 C)的蒙皮一侧设置 4 个观测点, 其与焊缝的距离 d 在 $0\sim8\text{ mm}$ 之间, 计算得到的热循环曲线如图 5(b)所示. 结果显示, 随着热源的靠近, 其温度迅速增加, 而热源经过以后, 温度缓慢下降. 离焊缝 2 mm 的点, 其峰值温度均超过了 $1\,273\text{ K}$, 而 4 mm 点的峰值温度略高于 933 K , 位于熔池以内. 其它两点的峰值温度则低于 773 K .

3.2 子结构热应力结果

子结构的热应力分析包含焊接、冷却和移除工装 3 个分析步. 首先将预变形分析结果作为蒙皮的初始应力状态. 在前两个分析步中, 对法兰和蒙皮的球状部分除焊缝两侧 12 mm 范围以外区域的轴向自由度进行约束, 在第 3 步内则将其释放, 只保留子结构外边界的固支约束.

图 6(a)为焊接开始后 140.3 s 时刻的面内最大主应力分布情况. 由于法兰径向收缩限制较弱, 因此其面内最大主应力可以反映环向应力的分布情况. 由图可知在热源前侧区域, 由于材料受热膨胀, 存在一个压应力区, 其中在蒙皮一侧的压缩热应力比法兰中的略小; 热源中心附近, 由于材料熔化, 应力水平接近 0. 在热源已经过的地方, 由于焊缝两侧材料冷却收缩受到周边结构的限制而产生较大的拉应力. 法兰一侧的环向拉伸应力面积和幅值都比蒙皮一侧要大. 这是由于蒙皮中的预拉伸变形抵消了一部分热压缩变形所致. 图 6(b)给出了焊缝上某点在法兰和蒙皮两侧的最大主应力变化历史. 结果表明, 随着热源靠近该点, 蒙皮上的环向拉伸应力和法兰上的压应力都逐渐降低; 当热源达到时, 其应力水平迅速变为 0, 之后法兰和蒙皮都将转变为拉伸应力, 并且随着冷却时间的增加, 拉应力也持续增加, 而蒙皮方面的拉应力略小. 在冷却 600 s 后, 其最大面内拉应力达到了 179 MPa . 而释放工装后, 法兰的环向拉应力迅速降至 10 MPa 的水平. 焊接完成后子结构的最大残余应力和残余塑性应变都发生在焊接起点处, 分别为 158.8 MPa 和 0.21 .

从位移场看来, 焊接后子结构中法兰会整体往球壳内侧下沉, 最大位移为 2.65 mm . 考虑到焊接前, 蒙皮存在预变形, 并且已将法兰向上移动了 1.82 mm . 因此实际偏离球形蒙皮的位移约在 0.83 mm .

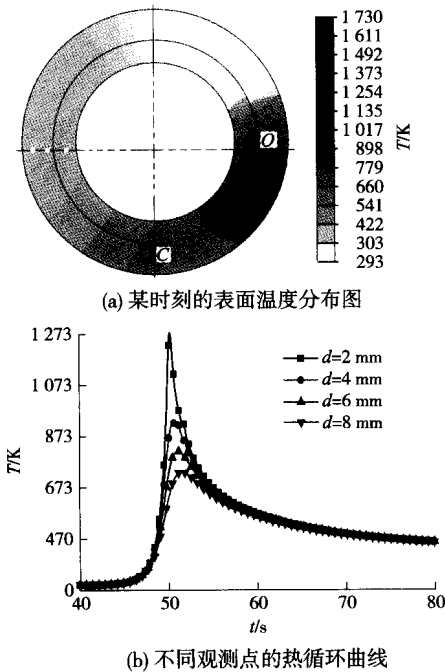


图 5 子结构热分析结果

Fig.5 Thermal analysis results of the substructure

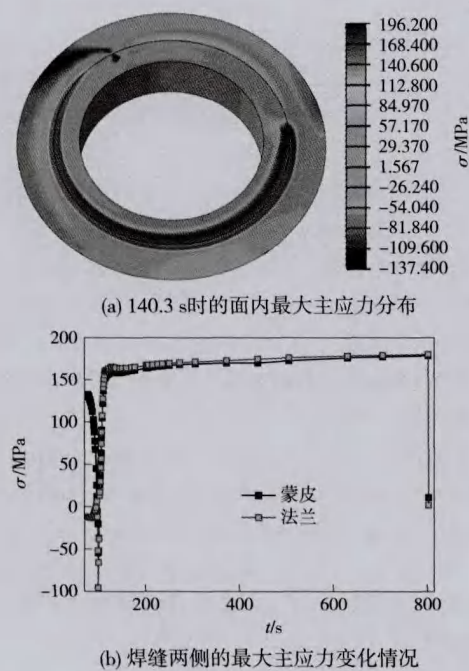


图 6 子结构热应力分析结果

现,预变形焊接可以将该球形焊件的轮廓度偏差降低 65%。

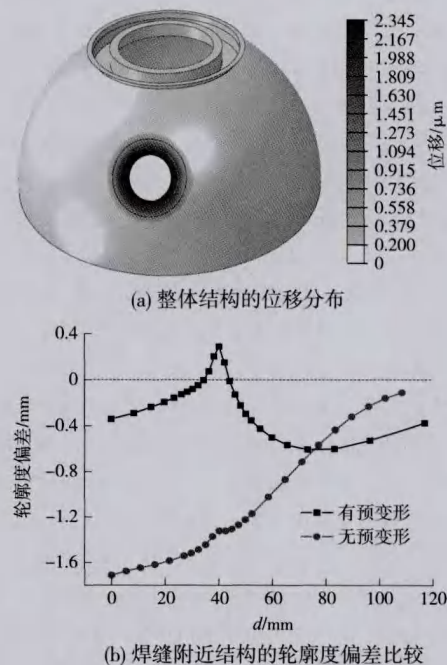


图 7 整体结构的变形分析结果

Fig. 7 Deformation distribution of the whole structure and deviation of profile tolerance

4 结 论

基于非线性数值计算程序 ABAQUS 及其热弹塑性分析方法,提出了适合于大型薄壁球壳结构 TIG 预变形焊接工艺的子结构分析方法,并对大型球形蒙皮-法兰结构的焊接工艺过程进行了研究,得出结论如下:

- ① 子结构分析方法可以将大型结构的焊接分析过程化整为零,大大简化分析过程,节约了计算时间;
- ② 通过对蒙皮开口内边缘施加预变形,可以将薄壁球壳结构的最大残余变形降低 65%,大大提高了结构的轮廓度;
- ③ 预变形焊件的最大残余应力和最大变形均发生在焊接的起点位置,通过合适的选择焊接起点可以有效降低复杂焊件多处焊缝之间的交互影响,从而提高焊接精度。

参考文献:

[1] 李军,杨建国,翁路露,等. 薄壁结构焊接的焊中控制研究现状[J]. 焊接,2008(8):16-22.
Li Jun, Yang Jianguo, Weng Lulu, et al. Research

3.3 总体结构的焊接残余应力应变

在子结构的热应力分析中,其边界始终保持固支。而在子结构焊接分析完成后,将其应力-应变场作为初始状态导入到整体结构分析模型中,并解除子结构边界约束,便可将子结构中的残余弹性应力和应变传递到主体结构中去,这一过程与实际焊接工艺完全相同。经过分析,发现子结构中的残余应力水平得到进一步降低,最终的最大残余等效应力为 154 MPa。图 7(a)分别给出了子结构和主体结构组合后的整体球壳的变形分布情况。由图可知,主体结构和子结构的连接处较小范围内蒙皮会因为子结构的收缩而发生内陷,但是法兰的最大位移却因为约束的放松而有所减小,最大变形为 2.34 mm。考虑到蒙皮的预变形,最终得到薄壁球壳从法兰最内侧沿法兰径向的轮廓度分析结果,如图 7(b)所示。预应力焊接分析结果显示,法兰最内侧向球内偏离 0.34 mm,而在焊缝处结构会有外胀约 0.28 mm,之后又有所内沉,最后偏差逐渐变小。最大偏差发生在焊缝外侧约 40 mm 处,最大轮廓度偏差为 0.61 mm。为了检验预变形对残余变形的影响,采用上述方法分析了无预变形的 TIG 焊接过程,在其他分析参数不变的情况下得到的轮廓度偏差如图 7(b)所示,可见其最大偏差发生在法兰最内侧,大小为 1.71 mm,然后逐渐变小。通过比较发

- status of process control during welding of thin-walled structures[J]. *Welding & Joining*, 2008(8):16 - 22. (in Chinese)
- [2] Friedman E. Thermo-mechanical analysis of the welding process using the finite element method[J]. *Journal of Pressure Vessel Technology*, 1975,97:206 - 213.
- [3] Muraki T, Bryan J, Masubuchi K. Analysis of thermal stresses and metal movement during welding[J]. *ASME Journal of Engineering Materials Technology*, 1975 (96):81 - 84.
- [4] Josefson B L. Prediction of residual stresses and distortions in welded structures[J]. *ASME J Offshore Mech Arct Eng*, 1993,115:52 - 57.
- [5] Murthy Y V, Rao G V, Iyer P K. Numerical simulation of welding and quenching processes using transient thermal and thermo-elastic-plastic formulations [J]. *Computers and Structures*, 1996,60(1):131 - 154.
- [6] Masahito Mochizuki, Shogo Matsushim, Masao Toyoda. Generation behaviour of thermal and residual stresses due to phase transformation during welding heat cycles[J]. *ASME Pressure Vessels and Piping Division*, 2002,434:123 - 129.
- [7] Deng D A, Murakawa H, Liang W. Numerical simulation of welding distortion in large structures[J]. *Comput Methods Appl Mech Engrg*, 2007, 196: 4613 - 4627.
- [8] 闫德俊,刘雪松,周广涛,等. 大型底板结构焊接顺序控制变形数值分析[J]. *焊接学报*, 2009,30(6):55 - 58.
- Yan Dejun, Liu Xuesong, Zhou Guangtao, et al. Numerical analysis on optimizing welding sequence of large-sized bottom structure for controlling welding distortion [J]. *Transactions of The China Welding Institution*, 2009,30(6):55 - 58. (in Chinese)
- [9] 孙文婷,万正权. 对接焊残余应力的有限元分析[J]. *船舶力学*, 2007,11(1):94 - 101.
- Sun Wenting, Wan Zhengquan. Finite element analysis of butt-welding residual stresses [J]. *Journal of Ship Mechanics*, 2007,11(1):94 - 101. (in Chinese)
- [10] 张建强,张国栋,赵海燕,等. 铝合金薄板焊接三维有限元模拟[J]. *焊接学报*, 2007,28(6):5 - 9.
- Zhang Jianqiang, Zhang Guodong, Zhao Haiyan, et al. 3D-FEM numerical simulation of welding in thin aluminum alloy plate [J]. *Transactions of the China Welding Institution*, 2007,28(6):5 - 9. (in Chinese)
- [11] 邓德安,童彦刚,周中玉. 薄壁低碳钢管焊接变形的数值模拟[J]. *焊接学报*, 2011,32(2):81 - 84.
- Deng Dean, Tong Yangang, Zhou Zhongyu. Numerical modeling of welding distortion in thin-walled mild steel pipe[J]. *Transactions of the China Welding Institution*, 2011,32(2):81 - 84. (in Chinese)
- [12] 张彦华. 焊接力学与结构完整性原理[M]. 北京:北京航空航天大学出版社,2006.
- Zhang Yanhua. *Welding mechanics and the principle of structure integrity* [M]. Beijing: Beihang University Press, 2006. (in Chinese)

(责任编辑:刘雨)