DOI: 10.3901/JME.2021.06.070

外拘束对铝合金薄板结构焊接变形的影响^{*}

梁 伟¹ 郑 颖² 邓德安²

(1. 重庆交通大学机电与车辆工程学院 重庆 400074;

2. 重庆大学材料科学与工程学院 重庆 400044)

摘要: 采用热-弹-塑性有限元法与基于固有应变理论的弹性有限元法相结合的计算方法, 模拟不同板厚铝合金(A6061)薄板结构的焊接变形。同时, 基于数值模拟结果, 讨论外部拘束对焊接变形的影响。在计算方法上采用两步集成计算方法, 第一步采用热-弹-塑性有限元法计算薄板结构中典型焊接接头的固有变形, 第二步将各个接头的固有变形转化成相应的固有应变代入到基于固有应变理论的弹性有限元模型中计算了薄板结构的总体变形。热-弹-塑性有限元计算结果表明, 在本研究的模型中, 外部拘束对 T 字接头的纵向收缩力(Tendon force)的影响很小, 对横向收缩有一定影响, 对角变形有显著影响。弹性有限元计算结果表明, 在不产生屈曲变形的情况下, 外部约束可以有效地减小焊接结构的面外变形, 但是在发生屈曲变形的情况下, 外部约束并不能防止薄板焊接结构的失稳变形。

关键词: 焊接变形; 屈曲变形; 固有应变; 数值模拟; 铝合金

中图分类号: TG404

Influence of External Restraint on Welding Distortion of Aluminum Alloy Thin-plate Structures

LIANG Wei¹ ZHENG Ying² DENG Dean²

(1. College of Mechatronics & Automotive Engineering, Chongqing Jiaotong University, Chongqing 400074;

2. College of Materials Science and Engineering, Chongqing University, Chongqing 400044)

Abstract: The purpose of this paper is to illustrate the effect of external constraints on the welding deformation of thin-plate panel welding structures based on the numerical simulation results. In this study, the welding deformation of aluminum alloy (A6061) thin-plate structure with different thickness was simulated by the computational procedure combining the thermal elastic plastic finite element method(FEM) with the elastic FEM based on the theory of inherent strain. The thermal elastic plastic FEM was used to calculate the inherent deformation of typical joints in the thin-plate structure in the first step, and the elastic FEM based on the theory of the inherent strain is used to calculate the overall deformation of the thin plate structure in the second step. The result obtained from the thermal elastic plastic FEM shows that the external constraint has a little influence on the longitudinal shrinkage force (Tendon Force), a certain influence on the transverse shrinkage, and a significant effect on angular distortion of T-joint. The result calculated by the elastic FEM indicates that the external constraint can effectively reduce the out-of-plane deformation of the thin-plate welded structure when buckling deformation does not occur, while it cannot prevent the unstable deformation of the thin plate welded structure when buckling distortion happens.

Key words: welding deformation; buckling distortion; inherent strain; numerical simulation; aluminum alloy

0 前言

薄板焊接结构广泛用于航空、造船、轨道车辆

和汽车等行业以减轻结构的自身重量。熔化焊接技术由于其带来的设计上的灵活性、较高的生产率和低成本等优势, 它成为了在薄板结构组装时最常用的连接方法^[1]。但是, 由于熔化焊接本身局部急速加热、熔化和快速冷却的特点, 这就不可避免地要使被焊工件产生不均匀的热膨胀和收缩, 并最终导

^{*} 国家自然科学基金资助项目(51375518)。20200323 收到初稿, 20201205 收到修改稿

致焊接变形和产生残余应力。对于薄壁焊接结构而言, 由于其相对较弱的刚度而更容易发生过的焊接变形。焊接变形不仅会导致被焊工件的尺寸误差和结构不稳定性, 而且还会因增加焊后变形校正工序而增加制造成本和延长生产周期^[2]。

对于一般的焊接结构而言, 最常见的焊接变形有四个基本模式即纵向收缩、横向收缩、纵向弯曲和横向弯曲(也称为角变形)^[3]。而对于薄板结构, 屈曲变形(即波浪变形)也是在焊接过程中容易出现的焊接变形类型。薄板焊接结构中的屈曲变形因其不稳定性而矫直困难而在实际制造过程中一直起着负面作用。在实际生产中如何控制焊接变形使之在可接受的范围内以满足焊接产品的要求是一项非常重要的课题。因此, 定量预测和控制焊接引起的变形尤其是薄板结构的焊接变形非常关键, 这有助于有效采取合理的措施来控制焊接变形从而提高焊接产品质量。

到目前为止, 基于有限元的焊接变形数值模拟方法有两种。一种是热-弹-塑性有限元法^[4], 另一种是基于固有应变理论的弹性有限元法^[5]。由于前者能够忠实地模拟焊接过程的各个细节, 因此计算精度高。由于焊接过程的物理本质是一个高度多重非线性的“热-组织-力学”耦合问题^[6], 所以采用这种方法计算焊接变形会需要高性能的计算硬件和很长的计算时间。与热-弹-塑性有限元法相比, 基于固有应变法的弹性有限元法尽管不能忠实考虑焊接过程的所有细节, 但是它能快速计算大型复杂焊接结构的整体变形。因此, 该方法已经成为了预测中、大型结构的焊接变形的主流方法^[7]。

在本研究中, 采用了热-弹-塑性有限元法和基于固有应变理论的弹性有限元法(Finite element method, FEM)相结合的计算手法来模拟不同板厚的铝合金(A6061)薄板结构的焊接变形。在计算方法上, 第一步通过热-弹-塑性有限元法获得了薄板结构中典型接头的固有变形, 第二步采用基于固有应变理论的弹性有限元法来计算薄板结构的总体焊接变形。在本研究, 重点考察了外部拘束对结构形状相同但板厚不同的铝合金结构的焊接变形影响。研究结果将为薄板结构实际装配过程中如何有效控制焊接变形有一定的理论指导意义。

1 焊接变形的计算方案及铝合金薄板焊接结构模型

本研究提出一种如何在焊接结构制造之前采用数值模拟方法来事前预测焊接变形的解决方案, 并

基于预测结果来决策如何控制焊接变形。因此, 本文的研究内容完全采用数值模拟方法来完成, 基于计算结果重点讨论外部拘束如何影响两种不同板厚铝合金薄板结构的焊接变形。

本研究以铝合金薄板结构为研究对象, 采用热-弹-塑性FEM与基于固有应变理论的弹性FEM相结合的计算方法来研究外部拘束对薄板结构焊接变形的影响。关于这种计算方法的描述在文献[8]中有详细的介绍, 这里就不再赘述。图1是本文采用的计算手法的流程图。本研究采用的热-弹-塑性有限元法是基于通用软件 ABAQUS 开发的计算方法^[7], 而固有应变法是采用大阪大学接合科学研究所开发的 JWRIAN 仿真软件^[8]。

图1 基于“热-弹-塑性 FEM”和“弹性 FEM”的焊接变形计算方法

本研究建立的铝合金薄板结构的有限元模型(板单元)如图2所示。在这个模型中所有的材料均假定为 A6061 铝合金, 其热处理状态假定为固溶处理状态。该结构由一块底板、三根纵向加强筋和两根横向加强筋组成, 纵向加强筋之间的间距是 400 mm, 横向加强筋之间的距离是 1 500 mm。底板的长度、宽度分别为 3 000 mm 和 1 200 mm; 纵向加强筋的长度、高度和板厚分别为 3 000 mm、100 mm 和 7.0 mm; 横向加强筋的宽度、高度和厚度分别为 1 200 mm、300 mm 和 7.0 mm。在本研究中, 针对底板考虑了两种板厚, 第一种底板厚度为 4.5 mm, 第二种底板厚度为 6.0 mm。除了各个部件的尺寸外, 薄板结构的两条边缘特征线(线1和线2)和自由状态的拘束条件也定义在图2a中。在此薄板结构中有三种典型的焊接接头即纵向加强筋与底板之间构成的 T 字接头、横向加强筋与底板之间构成的 T 字接头和纵向加强筋与横向加强筋之间构成的十字接头。由于在这个结构中, 纵、横加强筋的板厚一样只是高度不一样, 实际上可以把两个 T 字焊接接头归为一个类型。

在本研究中, 针对两种板厚结构分别考虑了两种拘束状态, 即无任何外拘束的自由状态和有外部

拘束的情况。外部拘束的示意图如图 2b 所示。

图 2 铝合金薄板结构模型、典型接头及拘束条件

2 典型接头的固有应变计算方法

这里, 以 T 字接头为例(图 3a), 来介绍如何采用热-弹-塑性 FEM 来计算典型焊接接头的固有变形。T 字接头的底板长度为 400 mm, 宽度为 400 mm, 竖直板的高度为 100 mm。与大结构的板厚对应, T 字接头的板厚也有两种, 即 4.5 mm 和 6.0 mm。在本研究中典型接头的固有变形包括 Tendon force (表示纵向收缩)、横向收缩和角变形三种类型^[9]。在本研究, 采用了基于通用软件 ABAQUS 平台开发的热-弹-塑性有限元法来计算 T 字接头的温度场和固有变形。关于以铝合金材料焊接接头为对象的热-弹-塑性 FEM 计算方法在文献[10]中有详细的介绍, 这里仅对计算方法做简要概述。

在温度场计算中, 除了采用移动热源模型模拟焊接电弧的热输入以及焊接工件内部的热传导外, 还考虑了工件与周围环境之间的对流与辐射热交换。在温度场计算的材料模型中, 详细考虑了 A6061 铝合金材料的热物理性能参数(密度、比热容和热传导系数)随温度的变化特性, 文献[10]中给出了详细的数据。在温度场模拟时采用的单元类型是 DC3D8。假定焊接方法为熔化极惰性气体保护焊,

焊接手法假定为单边焊^[11], 即 T 字接头的一边焊接完成后冷却到室温, 之后再行另外一边的焊接。每边的焊接名义热输入假定为 450 J/mm, MIG 焊的焊接热效率假定为 0.8^[10]。在十字接头中由于有四道焊道, 计算时假定采用逐道焊接的方式来完成。焊接时的每道名义热输入假定为 350 J/mm。

图 3 T 字焊接接头及拘束条件

在进行焊接变形计算时, 采用的有限元网格模型与温度场计算时的模型完全一样, 只是单元类型不一样, 在焊接变形计算时采用的是 C3D8I^[10, 12-13]。在计算焊接变形时, 将各个节点的温度履历作为热载荷导入到应力应变计算模块中来获得焊接变形。采用各项同性胡克定律考虑材料的弹性行为, 采用理想弹塑性模型和米塞斯屈服准则考虑材料的塑性行为, 采用线膨胀系数来考虑热应变。针对 A6061 材料的特性和焊接过程特点, 在热-弹-塑性 FEM 计算方法中忽略了加工硬化、退火软化以及固态相变的影响, 同时也没有考虑蠕变的影响。此外, 还需要说明的是在整个计算过程中, 假定焊缝金属与母材具备相同的热物理性能和力学性能。此外, 在材料模型中也没有考虑焊缝和热影响区的强度损失问题。当然, 如果研究的重点是焊接残余应力, 为了提高应力的计算精度上述被忽略的因素需要酌情考虑。与温度场计算一样, 在计算焊接变形时详细考虑了 A6061 铝合金材料随温度变化的力学性能, 具体参数见文献[10]。

为了研究外部拘束对薄板结构焊接变形的影响, 在本研究中考虑了两种拘束状态。一种是自由状态即没有任何的外部拘束, 在有限元模型中拘束条件仅仅用来防止刚体位移如图 3a 所示; 另一种是

有外部拘束的情况如图 3b 所示, 在数值模拟时, 夹具在焊接过程中夹持工件, 待焊接加热完成并冷却到室温后才解除拘束^[12]。

本文的重点是研究外部拘束对焊接变形的影响, 因此首先基于数值模拟结果讨论外部拘束对铝合金 T 字接头的残余塑性应变(可以看成是固有应变)分布的影响。图 4 底板为 4.5 mm 的自由状态和拘束状态下 T 字焊接接头中央截面上的纵向残余塑性应变分布。从图 4 可以看出由于采用了单边焊接的手法, T 字接头的纵向残余塑性应变的分布在左、右两侧并不对称, 后焊侧(左侧)的塑性应变更大, 这是因为第一道焊接产生的塑性应变在第二道焊接时被部分消除了^[4]。比较左、右两个图可知, 两者的纵向残余塑性应变分布和大小没有显著的差别, 不过拘束条件下纵向残余塑性应变相对略大些。这主要是因为焊接时纵向方向上拘束本身就比较大, 而外部拘束对纵向残余塑性应变影响很有限。

图 4 中央截面上的纵向残余塑性应变分布

图 5 是中央截面上横向残余塑性应变的分布。从此图中的左、右两个接头中可以看到, 横向塑性残余应变明显受到了外部拘束的影响。在外部拘束情况下(右边接头), 横向残余塑性应变在底板的板厚方向上分布更均匀一些。横向残余塑性应变的分布之所以容易受到外部拘束影响的原因是焊接时横向上的拘束度相对较小。从图 5 也可以推测, 在外部拘束时 T 字接头的角变形与自由状态下相比将会大幅降低。

图 5 中央截面上的横向残余塑性应变分布

采用热-弹-塑性 FEM 计算得到的 T 字接头及十字接头的固有应变的结果见表 1 所示。由于纵向弯曲的值很小, 因此在表 1 中忽略了该成分。焊接接头固有应变的计算方法与文献[3]中的完全方法一致。这需要强调的是对于十字接头而言, 只考虑了自由状态, 同时由于十字接头的角变形和纵向弯曲均比较小, 因

此固有变形只考虑纵向收缩力和横向收缩。

表 1 典型接头的固有变形

接头形式	厚度/mm	外部约束	纵向收缩力/N	横向收缩/mm	角变形/rad
T	4.5	否	72 909	1.05	0.020
T	4.5	是	78 783	0.90	0.004
T	6.0	否	81 056	0.82	0.024
T	6.0	是	85 408	0.72	0.005
十字	7.0	否	97 584	T:0.50 L:0.42	忽略

从表 1 中可以得到以下结论: 对于 T 字接头而言, 在外部拘束条件下纵向收缩力略有增加, 外部拘束对纵向收缩力的影响较小; 对横向收缩有一定影响, 而对角变形则有显著影响。

3 铝合金薄板结构的焊接变形计算方法及计算案例

在弹性有限元模型中, 采用 4 节点板单元对分析对象中的各部分进行建模, 基于薄板理论^[14], 考虑了几何非线性效应。这里说明一下基于固有应变理论的弹性有限元中的应变位移关系。图 6 是一个矩形薄板模型及其坐标系, 在考虑横向切应变分量的情况下, 结构中各点的应变分量可表示如下

$$\varepsilon_x = \varepsilon_x^i + \varepsilon_x^b = \left[\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{1}{2} \left(\frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 \right] + \left[-z \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + z \frac{\partial \theta_y}{\partial x} \right] \quad (1)$$

$$\varepsilon_y = \varepsilon_y^i + \varepsilon_y^b = \left[\frac{\partial v}{\partial y} + \frac{1}{2} \left(\frac{\partial w}{\partial y} \right)^2 \right] + \left[-z \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} - z \frac{\partial \theta_x}{\partial y} \right] \quad (2)$$

$$\gamma_{xy} = \gamma_{xy}^i + \gamma_{xy}^b = \left[\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} + \left(\frac{\partial w}{\partial x} \right) \left(\frac{\partial w}{\partial y} \right) \right] + \left[-2z \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} + z \frac{\partial \theta_y}{\partial y} - z \frac{\partial \theta_x}{\partial x} \right] \quad (3)$$

$$\gamma_{xz} = \theta_y + \frac{\partial w}{\partial x} \quad (4)$$

$$\gamma_{yz} = -\theta_x + \frac{\partial w}{\partial y} \quad (5)$$

式中, u 、 v 为板单元中性面的面内位移; w 为面外位移; θ_x 和 θ_y 是转动位移(角位移); ε_x 、 ε_y 、 ε_{xy} 为总应变, ε_x^i 、 ε_y^i 、 ε_{xy}^i 为面内应变分量; ε_x^b 、 ε_y^b 、 ε_{xy}^b 为弯曲应变分量, γ_{xz} 、 γ_{yz} 为横向切应变分量。

与平面 xz 平行曲率 κ_x 、与平面 yz 平行的曲率 κ_y 平面以及表征扭转曲率的 κ_{xy} 可以分别定义如下

$$\kappa_x = -\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \quad (6)$$

$$\kappa_y = -\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \quad (7)$$

$$\kappa_{xy} = -\frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \quad (8)$$

在本研究开发的计算方法中,三个成分的固有应变即纵向收缩、横向收缩和角变形被引入弹性有限元模型中来模拟焊接变形。在假定焊接线与 x 轴平行的情况下,与 x 轴方向一致的应变 ε_x^* 代表纵向固有应变,与 x 轴方向垂直的应变 ε_y^* 代表横向固有应变; κ_x 代表角变形^[3]。

图 6 长方形平板及其坐标系

当已知固有应变分量后,可采用如图 7 所示的计算流程来完成弹性分析获得焊接结构的变形和残余应力。这里需要指出的是,采用基于板单元的弹性有限元法虽然可以得到焊接残余应力的结果,但这个应力的结果并不精确^[3]。因此,一般多采用固有应变法来估算焊接结构的变形,而不用它来做焊接残余应力分析^[3,7]。在本研究中,我们重点关注的是焊接变形。图 7 中, ε^* 、 f 、 u 、 ε 、 σ 矢量是固有应变、等效节点力、节点位移、弹性应变和残余应力; B 、 D 和 K 分别是弹性应变-位移关系矩阵、弹性应变-应力关系矩阵和结构刚度矩阵。

图 7 固有应变法的计算手法

在计算时除了有限元网格模型数据外,材料属

性仅需要常温时的弹性模量和泊松比两个参数。对于 A6061 铝合金而言,弹性模量假定为 70.0 GPa,泊松比假定为 0.33。由于研究的对象是薄板结构,因此在计算时采用了大变形理论来计算结构的变形。

在本研究中,总共计算了不同板厚和不同拘束这状态下的四个计算案例(表 2),并重点考察外部拘束对不同板厚结构的焊接变形的影响。铝合金薄板结构的外部拘束示意图如图 2b 所示。这里需要说明的是,在采用基于固有应变理论的弹性 FEM 法计算不同拘束状态下铝合金薄板结构的焊接变形时,并不需要考虑拘束条件,弹性有限元模型的拘束条件仅仅用于防止结构的刚体位移。考虑拘束的影响实际上是把典型接头在拘束条件下的固有变形转化成对应的固有应变后代入弹性 FEM 中来计算拘束状态下的焊接变形^[7]。

表 2 弹性 FEM 计算案例

计算案例	底板板厚/mm	拘束条件
Case A	4.5	自由
Case B	4.5	外部拘束
Case C	6.0	自由
Case D	6.0	外部拘束

4 计算结果与讨论

图 8 和图 9 分别是 Case A 和 Case B 的焊接后 Z 方向位移(面外变形)分布云图。从这两个图可以看到,焊接完成后铝合金薄板结构不管是在自由状态下还是在拘束状态下都发生了屈曲变形(失稳变形)。理论上而言,焊接热输入产生的压缩应力超过结构的临界应力时会导致失稳变形即屈曲变形的产生。对于焊接结构而言,结构的刚度越大它抵抗焊接过程中的变形能力会越强,因此,结构的刚度是阻止变形产生的主因。焊接热输入是产生焊缝及其附近产生纵向收缩力的直接原因,纵向收缩力越大远离焊缝位置的平均压缩应力也相应越大。

图 8 Case A 的 Z 方向位移分布

图 9 Case B 的 Z 方向位移分布

从前面的热-弹-塑性 FEM 的计算结果可知, 尽管外部拘束可以一定程度地降低 T 字接头的横向收缩和大幅降低角变形, 但是它反而使纵向收缩力有略微增加, 因此理论上而言外部拘束不可能对控制屈曲变形有效。从图 8 和图 9 还可以知道, 两者尽管都发生了屈曲变形, 但是它们的变形模式(模式)是不同的。图 10 比较了 Case A 和 Case B 沿着线 1 (见图 2 的定义)的 Z 方向位移分布。从此图可以看到, 除了两者的变形模式(半波数量)不同外, 在外部拘束条件焊接得到的屈曲变形似乎更为严重。这与外部拘束使得纵向收缩力略微增加有关。

图 10 Case A 和 B 中线 1 上 Z 方向位移分布

对于给定厚度的薄板焊接而言, 在焊接方法(如本文的 MIG)选定的情况下, 有的时候焊接工艺窗口范围是比较窄的, 如果过分降低焊接热输入, 虽然可以降低焊接变形的驱动力, 但往往会带来未焊透或者焊缝成形差的问题, 这样也不能实现正常焊接。如果要有效控制焊接变形, 往往需要采用焊接热输入更小同时能保证焊接接头质量的其他焊接方法如激光焊或激光-电弧复合焊接等。

这里, 假定采用激光-MIG 复合焊工艺来完成 4.5 mm 板厚的结构的焊接, 同时假定采用的焊接热输入为 MIG 时的 60%。通过计算, 我们得到了如图 11 所示的焊接变形云图。从此图可以看到, 由于激光焊-MIG 焊的热输入大幅小于纯 MIG 焊时的热输入, 屈曲变形得到了有效控制。

图 11 激光-MIG 复合焊条件下的焊接变形

图 12 和图 13 分别是 Case C 和 Case D 的焊接后 Z 方向位移(面外变形)分布云图。从这两个图可以看到, 与 Case A 和 Case B 不同, 它们并没有发生屈曲变形。比较两个图可知, Case D 的 Z 方向的变形明显小于 Case C, 这表明外部拘束对于板厚为 6 mm 的铝合金薄板结构的焊接变形是有一定效果的。

图 12 Case C 的 Z 方向位移分布

图 13 Case D 的焊接变形

仔细比较如图 14 所示的线 1(见图 2 中的定义)的 Z 方向位移可以知, 外部拘束对于纵向弯曲变形并没有显著的效果, 但是由于外部显著地减少了角变形, 从而使得 Case D 的线 1 上的面外变形(Z 方向位移)有一定程度的减少。

图 14 Case C 与 Case D 的线 1 上 Z 方向位移分布

从图 15 可以看到, Case D 中线 2(见图 2 中的定义)上的面外变形量明显小于 Case C。如表 1 所示, 外部拘束可以较显著地减少 T 字接头的角变形, 而从弹性 FEM 的计算结果来看, Case D 中线 2 角变形明显小于 Case C, 这样就不难理解为什么外部拘束对控制板厚为 6 mm 的铝合金薄板结构的焊接变形有显著的效果。

图 15 Case C 与 Case D 的线 2 上 Z 方向位移分布

通过上述比较和讨论可知, 外部拘束对与纵向收缩力以及由此产生的纵向弯曲变形并没有显著的影响。这是因为在焊接时焊接方向(纵向方向)的拘束本身相对较大, 外部拘束所起的作用就比较弱。反过来, 由于焊接时横向方向的拘束相对较小, 因此外部拘束对横向收缩尤其角变形有显著影响。对于薄板结构而言, 在不发生屈曲变形的情况下, 外部拘束可以一定程度控制焊接变形, 但是纵向弯曲变形是很难降低的。

本研究采用热-弹-塑性 FEM 与基于固有应变理论的弹性 FEM 集成的计算方法, 澄清了外部拘束对于铝合金薄板结构的焊接变形影响, 同时该方法也为焊接结构制造事前讨论焊接变形提供了一种分析手段。

5 结论

(1) 从热-弹-塑性 FEM 的计算结果可知, 外部

拘束对 A6061 铝合金 T 字接头的纵向收缩力影响较小; 在拘束状态下纵向收缩力略有增加, 外部拘束对横向收缩有一定影响, 在拘束条件下横向收缩有所减小; 外部拘束对 T 字接头的角变形有显著影响, 在外部拘束条件下角变形明显低于自由状态。

(2) 从弹性有限元计算结果可知, 在板厚为 4.5 mm 的情况下, 由于铝合金薄板结构发生了屈曲变形, 外部拘束对防止结构发生屈曲变形并没有效果。由于屈曲变形主要受压缩残余应力支配, 理论上而言压缩残余应力的大小与纵向收缩力成正比。从热-弹-塑性 FEM 的计算结果可知, 外部拘束不仅不能减少纵向收缩力反而使之略有增加, 这也就是为什么外部拘束不能消除屈曲变形的原因。

(3) 对于板厚 6 mm 的铝合金结构而言, 由于结构焊接后没有发生屈曲变形, 从计算结果看, 外部拘束可以有效降低结构的整体面外变形。外部拘束降低面外变形的的主要归功于角变形的减小, 而纵向弯曲引起的面外变形并没有得到有效控制。

(4) 从方法上而言, 本研究提供了一个纯粹基于数值模拟技术事前讨论焊接变形的案例, 这一方法可以推广到实际工程应用。

参 考 文 献

- [1] 梁伟, 龚毅, 村川英一. 薄板搭接接头固有变形逆解析方法的开发[J]. 焊接学报, 2014, 35(1): 75-78.
LIANG Wei, GONG Yi, MURAKAWA H. An inverse analysis method to estimate inherent deformation in lap welded joints[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2014, 35(1): 75-78.
- [2] DENG D, MURAKAWA H. Prediction of welding distortion and residual stress in a thin plate butt-welded joint[J]. Computational Materials Science, 2008, 43(2): 353-365.
- [3] DENG D, MURAKAWA H, LIANG W. Numerical simulation of welding distortion in large structures[J]. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 2007, 196(45-48): 4613-4627.
- [4] DENG D, LIANG W, MURAKAWA H. Determination of welding deformation in fillet-welded joint by means of numerical simulation and comparison with experimental measurements[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2007, 183(2-3): 219-225.
- [5] MURAKAWA H, DENG D, NINSHU Ma, et al. Applications of inherent strain and interface element to simulation of welding deformation in thin plate

- structures[J]. Computational Materials Science, 2012, 51(1): 43-52.
- [6] UEDA Y, MURAKAWA H, NINSHU Ma. Welding deformation and residual stress prevention[M]. Amsterdam: Elsevier, 2012.
- [7] LIANG W, HU Xing, ZHENG Ying, et al. Determining inherent deformations of HSLA steel T-joint under structural constraint by means of thermal elastic plastic FEM[J]. Thin-Walled Structures, 2020, 147: 106568.
- [8] LIANG W, DENG D. Influences of heat input, welding sequence and external restraint on twisting distortion in an asymmetrical curved stiffened panel[J]. Advances in Engineering Software, 2018, 115: 439-451.
- [9] 梁伟, 邓德安, MURAKAWA H. 铝合金薄板固有变形逆解析方法的研究与开发[J]. 中国有色金属学报, 2015, 25(11): 3011-3018.
- LIANG Wei, DENG Dean, MURAKAWA H. Investigation and development of inverse analysis method to estimate inherent deformation of Al-alloy thin-plate joint[J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2015, 25(11): 3011-3018.
- [10] 叶延洪, 何静, 蔡建鹏, 等. 6061-T651 铝合金薄板接头的焊接变形[J]. 中国有色金属学报, 2014, 24(10): 2435-2442.
- YEI Yanhong, HE Jing, CAI Jianpeng, et al. Welding deformations of 6061-T651 Al alloy thin-plate joints[J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2014, 24(10): 2435-2442.
- [11] DENG D, MURAKAWA H. FEM prediction of buckling distortion induced by welding in thin plate panel structures[J]. Computational Materials Science, 2008, 43(4): 591-607.
- [12] 刘剑桥, 李滋亮, 任森栋, 等. 外部拘束条件下 Q345 钢单道堆焊接头面外变形机理的探讨[J]. 机械工程学报, 2018, 54(14): 90-97.
- LIU Jianqiao, LI Ziliang, REN Shendong, et al. Investigating the mechanism of out-of-plane deformation in Q345 steel single-pass bead-on welded joint with external restraint[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2018, 54(14): 90-97.
- [13] 胡兴, 戴培元, 张超华, 等. 合并焊道法对 SUS304 不锈钢平板对接接头焊接残余应力计算精度和效率的影响[J]. 机械工程学报, 2019, 55(12): 72-82.
- HU Xing, DAI Peiyuan, ZHANG Chaohua, et al. Influence of lumped-pass method on calculation accuracy and efficiency of welding residual stress in SUS304 stainless steel butt joints[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2019, 55(12): 72-82.
- [14] 王勖成. 有限单元法[M]. 北京: 清华大学出版社, 2003.
- WANG Xucheng. Finite element method[M]. Beijing: Tsinghua University Press, 2003.

作者简介: 梁伟, 女, 1968 年出生, 博士, 教授。主要从事计算焊接力学、先进制造及结构优化与评价方面的研究。

E-mail: wliangspace@163.com

邓德安, 男, 1968 年出生, 博士, 教授, 博士研究生导师。主要从事计算焊接力学、金属材料焊接与新工艺开发等方面的研究。

E-mail: deandeng@cqu.edu.cn