

DOI: 10.7512/j.issn.1001-2303.2025.09.12

Q890q 钢典型接头残余应力和变形的数值模拟

常志军¹, 么超逸¹, 毛峙淑², 邓德安^{2*}

1. 中交公路规划设计院有限公司, 北京 100010

2. 重庆大学 材料科学与工程学院, 重庆 400044

摘要: 以通用有限元软件 MSC. Marc 为平台, 采用热-弹-塑性有限元方法, 对 Q890q 钢典型焊接接头的残余应力与变形进行数值模拟, 并模拟了焊后热处理对焊接残余应力的影响。基于数值模拟结果, 系统分析了静载条件下残余应力对 Q890q 钢平板对接接头承载能力的影响。此外, 以箱型接头为研究对象, 讨论了外部拘束和接头尺寸效应对 Q890q 钢接头残余应力和横向收缩变形量的影响。研究表明, Q890q 钢平板对接接头焊缝及附近区域存在超过材料常温屈服强度的纵向拉伸残余应力, 焊后热处理能够显著降低接头的残余应力。当对接接头受到平行于焊缝的静载拉伸载荷作用时, 随着载荷的不断增大, 纵向残余应力的峰值先略有增加后减小并稳定在单轴拉伸屈服强度的水平上, 残余应力对接头的静载强度几乎没有影响。对于 Q890q 钢箱型对接接头而言, 外部拘束会增加横向残余应力, 减小横向收缩量, 且拘束位置距焊缝越近, 横向残余应力增加越显著, 而横向收缩量也越小。

关键词: Q890q 钢; 残余应力; 横向收缩; 外部拘束; 数值模拟

中图分类号: TG404 文献标识码: A 文章编号: 1001-2303(2025)09-0114-10

Numerical Simulation of Residual Stresses and Deformations in Typical Joints of Q890q Steel

CHANG Zhijun¹, YAO Chaoyi¹, MAO Zhixu², DENG Dean^{2*}

1. Highway Consultants Co., Ltd., Beijing 100010, China

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

Abstract: Using the general finite element software MSC. Marc as a platform, the thermal-elastic-plastic finite element method is employed to numerically simulate the residual stress and deformation of typical Q890q steel welded joints, and the effect of post-weld heat treatment on welding residual stress is also simulated. Based on the numerical simulation results, the influence of residual stress under static load conditions on the bearing capacity of Q890q steel flat butt joints is systematically analyzed. In addition, taking box-type joints as the research object, the effects of external restraint and joint size on the residual stress and transverse shrinkage deformation of Q890q steel joints are discussed. The study shows that there are longitudinal tensile residual stresses exceeding the normal temperature yield strength of the material in the weld and nearby areas of the Q890q steel flat butt joint, and post-weld heat treatment can significantly reduce the residual stress of the joint. When the butt joint is subjected to a static tensile load parallel to the weld, with the continuous increase of the load, the peak value of the longitudinal residual stress first slightly increases, then decreases, and stabilizes at the level of uniaxial tensile yield strength, and the residual stress has almost no effect on the static strength of the joint. For Q890q steel box-type butt joints, external restraint will increase transverse residual stress and reduce transverse shrinkage. The closer the restraint position is to the weld, the more significant the increase in transverse residual stress, and the smaller the transverse shrinkage.

Keywords: Q890q steel; residual stress; transverse shrinkage; external restraint; numerical simulation

引用格式: 常志军, 么超逸, 毛峙淑, 等. Q890q 钢典型接头残余应力和变形的数值模拟[J]. 电焊机, 2025, 55(9): 114-123.

收稿日期: 2024-10-09 修回日期: 2024-12-11

作者简介: 常志军(1973—), 男, 学士, 正高级工程师, 主要从事桥梁钢结构研究。

通讯作者: 邓德安(1968—), 男, 博士, 教授, 博导, 主要从事集成计算焊接工程, 焊接物理冶金及结构完整性研究。E-mail: deandeng@cqu.edu.cn。

Citation:CHANG Zhijun, YAO Chaoyi, MAO Zhixu, et al. Numerical Simulation of Residual Stresses and Deformations in Typical Joints of Q890q Steel[J]. Electric Welding Machine, 2025, 55(9): 114–123.

0 引言

Q890级别的钢材主要用于工程机械等领域,随着工程机械朝着轻量化、大型化方向发展,其应用前景将更为广阔。近年来,国内部分桥梁设计及施工单位已开始尝试将该钢种应用于桥梁钢结构的制造中。当前,国内在桥梁钢结构中采用的主流钢种为Q345q和Q420q,对于一些特殊的桥梁结构,也会用到Q500q和Q690q。本文所研究的Q890q,是目前桥梁结构中强度等级最高的钢材。与其他钢种相同,当Q890q钢应用于实际桥梁钢结构制造时,不可避免地要采用熔化焊接工艺来实现各个部件的连接。由于焊接热过程具有热源集中的特点,因此会产生非均匀的温度场,进而导致工件不可避免地产生残余应力和焊接变形。焊接产生的拉伸残余应力不仅会降低结构的疲劳强度,促进应力腐蚀裂纹产生,还会诱发脆性断裂;而压缩残余应力会降低结构的承载能力^[1-2]。另一方面,焊接变形尤其是面外变形不但会降低结构的有效承载能力,还会降低钢结构的制造精度^[3-4]。理论上,随着被焊材料和焊接填充材料强度的增加,焊接产生的残余应力也会随之增大。到目前为止,关于Q890强度级别钢焊接接头的残余应力与变形的研究,尚未有系统的研究成果和相关报道。作为前期探索,为后续Q890钢在桥梁钢结构中应用的可行性提供科学依据,本研究将采用数值模拟方法来研究Q890q钢典型焊接接头的残余应力与焊接变形。

焊接数值模拟方面的研究可以追溯到20世纪70年代初期。日本学者Ueda Y和Yamakawa^[5]在1971年首次提出了用于模拟焊接温度场、残余应力和焊接变形的热-弹-塑性有限元分析方法。在随后的50多年里,随着计算机硬件技术、软件技术的发展以及计算焊接力学理论的日益成熟,热-弹-塑性有限元方法及固有应变法已成为预测残余应力及焊接变形最为有效的计算手段^[6-7]。

迄今为止,已有众多学者通过数值模拟的方式研究了低合金高强钢和低合金超高强钢焊接接头

的残余应力和变形。张超华等^[8]构建了用于Q345钢焊接接头残余应力和变形分析的高精度材料模型。逯世杰等^[9]借助多种通用有限元软件,对Q390钢厚板T型接头的残余应力和变形展开了研究。Somodi等^[10]通过实验方法,研究了S235-S960钢箱型截面焊接接头的残余应力,并分别提出了纵向残余应力分布模型。最近,Hu^[11]和王重阳^[12]研究了屈服强度为1 400~1 600 MPa的低合金超高强钢焊接接头的残余应力和变形。然而,目前针对Q890q钢焊接接头残余应力和变形的研究很少,关于外载荷、焊后热处理和拘束对Q890q钢典型焊接接头残余应力和变形影响的研究也不充分。

本文以Q890q钢为研究对象,首先根据材料的化学成分采用JMatPro软件计算得到该钢的热物理性能参数和高温力学性能参数,并建立用于焊接数值模拟的基础材料数据库。随后,以通用软件MSC. Marc为平台,结合使用Goladk双椭球热源和瞬间热源,开发用于模拟焊接残余应力与变形的热-弹-塑性有限元方法。运用所开发的计算方法,数值模拟Q890q钢平板对接接头和箱型对接接头的残余应力和变形。采用数值模拟技术,探讨了残余应力对Q890q钢平板对接接头静载承载能力的影响,焊后热处理对Q890q钢平板对接接头残余应力的影响;同时也探究了外部拘束对Q890q钢箱型对接接头残余应力和横向收缩的影响。

1 热-弹-塑性有限元计算方法

本文开发了一种基于ABAQUS软件的热-弹-塑性有限元计算方法,用于模拟Q890q钢典型焊接接头的残余应力和焊接变形。由于在整个焊接过程中,与来自电弧的热能相比,机械功微不足道,因此使用顺序耦合来模拟热-力学行为,并考虑了材料非线性。求解过程分为两个步骤:第一步,根据给定的焊接条件和热边界条件,计算有限元模型中所有节点的温度历程,计算时的网格类型为43号单元,该单元为八节点全积分六面体单元,各节点上

仅有1个自由度;第二步,将第一步得到的温度历程作为力学分析中的热载荷,计算时的网格类型为7号单元,该单元为八节点全积分六面体单元,各节点上存在3个自由度。下文将分别介绍温度场的计算与应力场的计算过程。

1.1 温度场计算

焊接温度场是非稳态温度场,在焊接过程中,热分析的基本控制方程为:

$$\lambda \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \right) + \lambda \left(\frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) + \lambda \left(\frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) + q_v = \rho c_p \left(\frac{\partial T}{\partial t} \right) \quad (1)$$

式中 T 为温度($^{\circ}\text{C}$), t 为时间(s), λ 为热导率($\text{J} \cdot \text{mm}^{-1} \cdot \text{s}^{-1} \cdot ^{\circ}\text{C}^{-1}$), ρ 为密度($\text{g} \cdot \text{mm}^{-3}$), c_p 为比热容($\text{J} \cdot \text{g}^{-1} \cdot ^{\circ}\text{C}^{-1}$), q_v 为热流密度($\text{J} \cdot \text{mm}^{-3} \cdot \text{s}^{-1}$)。

工件内部的热传导遵循 Fourier 热传导定律,冷却过程则综合考虑 Newton 对流定律与 Stefan-Boltzman 热辐射定律。

焊接热源模型的选择是温度场计算的关键。目前,成熟的焊接热源模型主要分为点热源、线热源、面热源和体热源四类,其中面热源和体热源应用较为广泛。体热源包括移动热源、增强移动热源和瞬间热源等^[13]。Goldak 双椭球体热源^[14]是一种常用移动热源,可模拟出与实际情况较为接近的焊接温度场,但是这种方法计算耗时较长。在多层多道焊中,由于后焊焊道焊接的热作用,先焊焊道的残余应力会发生重新分布。胡兴^[15]以 SUS304 平板对接接头为研究对象,发现相较于内部焊道,盖面焊道对残余应力计算精度的影响更大。因此为了平衡计算精度和计算时间,本研究采用瞬间热源及 Goldak 双椭球热源模型相结合的方法来模拟焊接热输入:对打底焊道和填充焊道采用瞬间热源以节省计算时间,对盖面焊道采用 Goldak 双椭球移动热源以保证最终的计算精度。按照 Q890q 钢焊接工艺要求,预热温度和层间温度均控制在 150°C 。

双椭球热源分为前半球和后半球两个部分,前半球的热流密度用 q_f (W/mm^3) 表示,后半球的热流密度用 q_r (W/mm^3) 表示,两个椭球内的热流密度遵循高斯分布, q_f 和 q_r 分别定义为:

$$q_f(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3} f_f Q}{\pi \sqrt{\pi} a_f b c} \exp \left[-3 \left(\frac{x^2}{a_f^2} + \frac{y^2}{b^2} + \frac{z^2}{c^2} \right) \right] \quad (2)$$

$$q_r(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3} f_r Q}{\pi \sqrt{\pi} a_r b c} \exp \left[-3 \left(\frac{x^2}{a_r^2} + \frac{y^2}{b^2} + \frac{z^2}{c^2} \right) \right] \quad (3)$$

式中 $Q = \eta UI$, Q 为电弧功率(单位: W); U 为电弧电压(单位: V); I 为焊接电流(单位: A); η 为热源的热效率; a_f 、 a_r 、 b 和 c 为双椭球形状参数; f_f 和 f_r 为前、后椭球热量分布函数,且 $f_f + f_r = 2$ 。双椭球热源模型及其热流密度分布如图 1 所示。本研究中,双椭球移动热源仅用于盖面 GMAW 的模拟,因此,模型参数 f_f 取 0.6, f_r 取 1.4^[16]。

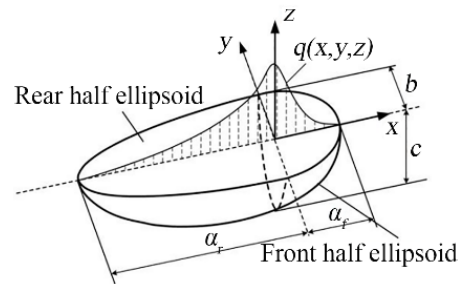


图1 双椭球热源模型

Fig. 1 The double-ellipsoid heat source model

瞬间热源是将整个焊道在短时间内同时加热,且整个焊道的热流密度呈均匀分布。假定的加热时间 t 及焊缝的平均热流密度 q 是瞬间热源最关键的两个参数。通常来讲,瞬间热源的加热时间较短,一般设置为几秒。瞬间热源的热输入和热流密度计算公式如下:

$$Q = \eta U I t^* \quad (4)$$

$$q = \frac{Q}{SLt} \quad (5)$$

式中 Q 为单个焊道上总的热输入(单位: J); η 为热源的热效率,本研究取 0.8; U 为电弧电压(单位: V); I 为焊接电流(单位: A); t^* 为实际焊接时间; q 为热流密度(单位: W/mm^3); t 为假定加热时间; S 为焊道横截面积(单位: mm^2); L 为焊缝长度(单位: mm)。

在温度场计算中,根据 Q890q 钢 GMAW 焊接工艺要求制定相应的焊接工艺参数。平板对接接头内部焊道采用瞬间热源,净热输入控制在 $1.0 \sim 1.3 \text{ kJ}/\text{mm}$ ^[19];盖面焊道采用移动热源,焊接功率 1700 W ,焊接速度为 $100 \text{ mm}/\text{min}$ 。由于箱型对接接头结构尺寸较大,为进一步平衡计算精度和计算时间,计算时对焊道进行适当合并,内部焊道采用瞬间热源,热输入控制在 3.5 kJ 左右;盖面焊道采用移动热源,焊接

功率 6 000 W,焊接速度 100 mm/min。

1.2 力学计算

金属材料在焊接过程中的热-冶金-力学耦合行为非常复杂,在焊接热循环作用下,理论上来说材料的应变包括弹性应变、塑性应变、热应变、相变应变和蠕变应变等成分。由于焊接过程中加热和冷却速率都较快,高温停留时间相对较短,因此可以忽略蠕变应变的影响^[17]。由于目前缺乏 Q890q 钢焊接物理冶金特性及相关相变参数的实验数据,且构建材料相变模型过程复杂,本文在模拟 Q890q 钢典型焊接接头的残余应力和变形时,暂不考虑焊接过程中的固态相变。对于 Q890q 钢这类高强度级别钢种,虽然忽略固态相变会导致焊缝和热影响区部分区域的残余应力偏离真实值,但仍可以预测出整个接头的残余应力分布趋势^[11]。此外,本研究对打底和填充焊道的模拟采用了瞬间热源,该热源无法反映出焊接方向对残余应力演化过程的影响,但能以较高精度模拟出接头整体的最终残余应力分布^[13],能够满足工程制造的需求。另外,在本研究中,假定焊缝金属的热物理性能及力学性能参数与母材一样。在焊接接头中,某一材料点的总应变(ϵ_{total})可以表达为:

$$\epsilon_{total} = \epsilon_e + \epsilon_{th} + \epsilon_p \quad (6)$$

式中 ϵ_e 为弹性应变, ϵ_{th} 为热应变, ϵ_p 为塑性应变。

材料在焊接过程中不仅会发生弹性变形,当热应变超过弹性极限时还会产生塑性应变,因此材料模型需考虑塑性问题,本研究采用 Von Mises 屈服准则。此外,建立了针对 Q890q 钢加工硬化及退火效应的模型,采用各向同性硬化模型考虑加工硬化效应^[20],采用阶跃退火模型考虑退火效应^[20],退火温度设置为 650 °C。

1.3 有限元网格模型和材料参数

本研究按照结构设计要求建立了一个 Q890q 钢平板对接接头和两个截面尺寸、板厚相同但长度不同的 Q890q 钢箱型对接接头的几何模型,并分别进行有限元网格划分。平板对接接头为 K 型坡口,尺寸 400 mm×400 mm×40 mm,模型单元数为 93 000,节点数为 98 889,如图 2 所示;箱型对接接头为 Y 型坡口,MODEL1 尺寸为 1 200 mm×400 mm×40 mm,模型单元数为 216 000,节点数为 243 788,MODEL2

尺寸为 2 400 mm×400 mm×40 mm,单元数为 270 000,节点数为 305 888,如图 3 所示。需要说明的是,图 3 中关于箱型接头的焊道布置并非实际的焊道布置,而是采用了合并焊道的手段。这是由于箱型接头的网格数量巨大,用传统的热源模型和计算方法效率极低,为满足效率需求,本文采用合并焊道的方法,将实际的多条焊道合并同时计算,该方法的计算精度能够满足工程需要^[15]。所有网格均为六面体网格,并保证各单元最小角度大于 45°,最大角度小于 135°。为平衡计算时间和计算精度,焊缝附近网格划分较细密,远离焊缝位置网格划分则相对较稀疏。根据 Q890q 钢 GMAW 焊接工艺要求,完成模型焊道布置,并制定相应的焊接工艺参数。

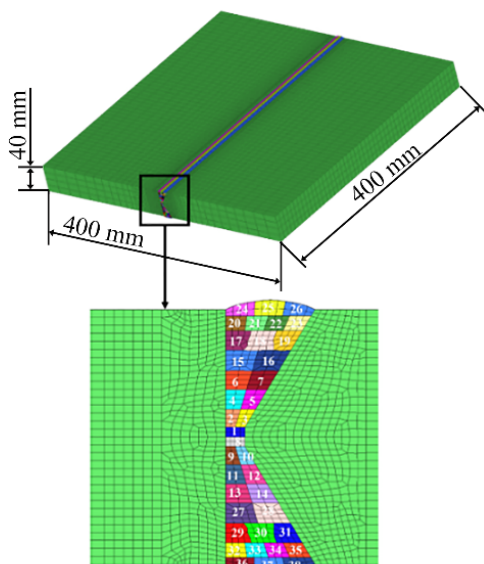


图2 平板对接接头有限元网格划分和焊道布置

Fig. 2 The mesh model and welding passes of the butt joint

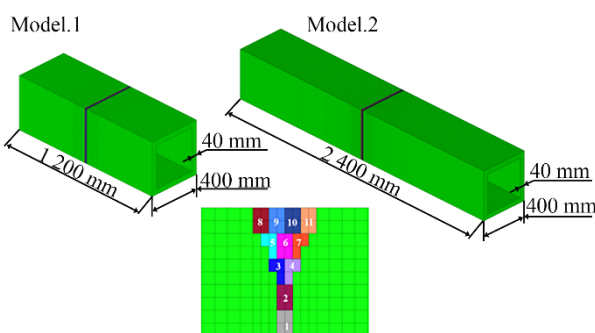


图3 箱型对接接头有限元网格划分和焊道布置

Fig. 3 The mesh model and welding passes of the box-shape joints

Q890q 钢的化学成分如表 1 所示, Q890q 钢的常温力学性能如表 2 所示。其热物理性能参数及不同

温度下的力学性能参数均由商用软件 J Mat Pro 根据材料的成分计算获得,整理后的材料参数如图 4 所示。当焊缝金属温度超过冶金熔点(1 450 °C)后,固液之间的传热不再是单纯的热传导,还涉及固液对流传热,因此将 1 450 °C 以后的热导率扩大 3 倍^[21],以近似考虑固液对流传热问题与热传导问题。

表 1 Q890q 钢化学成分(质量分数,%)

Table 1 Chemical composition of Q890q steel (wt. %)

C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Nb	V	Ti	Fe
0.16	0.27	1.49	0.017	0.0016	0.25	<0.5	<0.5	<0.1	<0.1	<0.1	余量

表 2 Q890q 钢常温力学性能

Table 2 Mechanical properties of Q890q steel at ambient temperature

屈服强度 R_{el} /MPa	抗拉强度 R_m /MPa	断后伸长率 $A/\%$
890	1 024	16.5

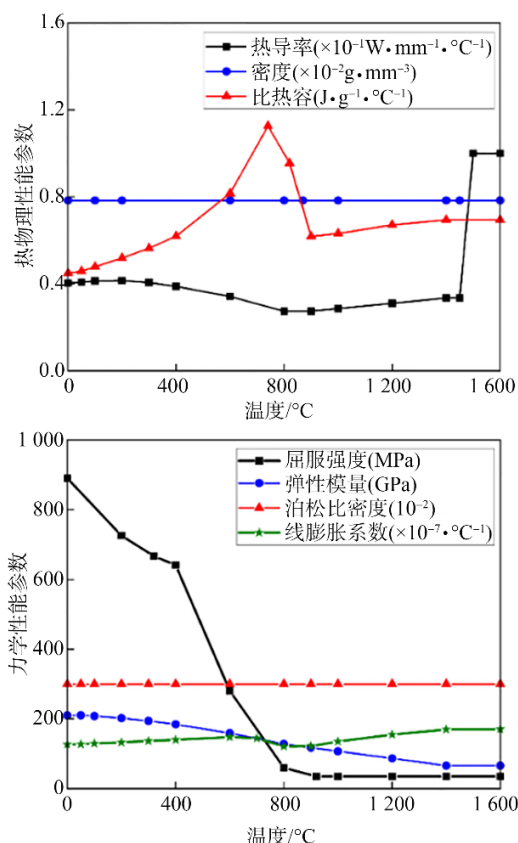


图 4 Q890q 钢热物理性能参数和力学性能参数

Fig. 4 The thermal and mechanical properties of Q890q

2 计算结果和讨论

2.1 平板对接接头

为了研究 Q890q 钢平板对接接头残余应力的

大小和分布,以及残余应力对结构承载能力的影响,对 Q890q 钢平板对接接头的温度场和残余应力进行了数值模拟,并以焊接后的残余应力为初始条件,沿焊缝方向对构件进行了加载。

2.1.1 残余应力结果

Q890q 钢平板对接接头纵向残余应力分布云图如图 5 所示。整体而言,纵向残余应力拉应力区域主要在焊缝附近,纵向残余应力峰值为 996 MPa,焊缝中央厚度位置的纵向残余应力低于焊缝其他位置。由于焊件末端的拘束程度很弱,存在端部效应,因此末端的纵向残余应力水平很低,为平衡焊件整体的残余应力,甚至可能出现一定程度的纵向压缩残余应力。此外,随着与焊缝中心线距离的增加,纵向残余应力逐渐减小,甚至转变为压应力。

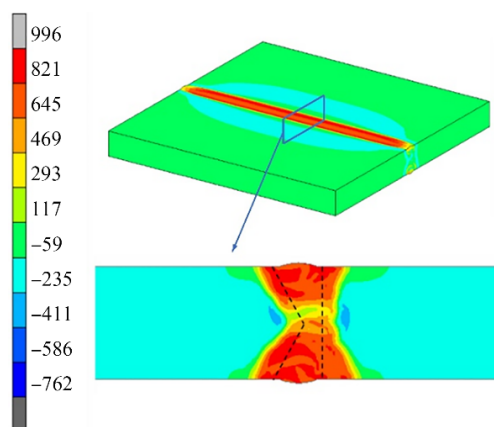


图 5 平板对接接头整体纵向残余应力分布云图

Fig. 5 Longitudinal residual stress contour of the butt joint

为直观地分析纵向残余应力的变化趋势,选取模型中央截面上的三条特征线提取其纵向残余应力数据,如图 6 所示。模型上下表面的纵向残余应力分布相似,在焊缝及热影响区附近分布着极高的拉应力,最大拉应力(996 MPa)超过材料的常温单轴拉伸屈服强度。沿特征线 L2 的纵向残余应力小于沿 L1 和 L3 的纵向残余应力,这与纵向残余应力分布云图一致。此外,无论在焊件表面还是中心位置,热影响区附近的纵向残余应力梯度都很大。

Q890q 钢平板对接接头横向残余应力分布云图如图 7 所示。整体来看,横向残余应力拉应力区域主要在焊缝表面及焊趾附近,峰值为 817 MPa;横向残余应力压应力区域主要在焊缝和热影响区的中央厚度位置。横向残余应力沿厚度方向由上至下

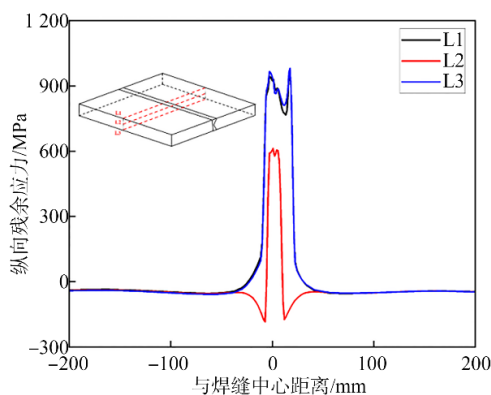


图6 平板对接接头特征线上纵向残余应力分布

Fig. 6 Longitudinal residual stress distribution along the feature lines of the butt joint

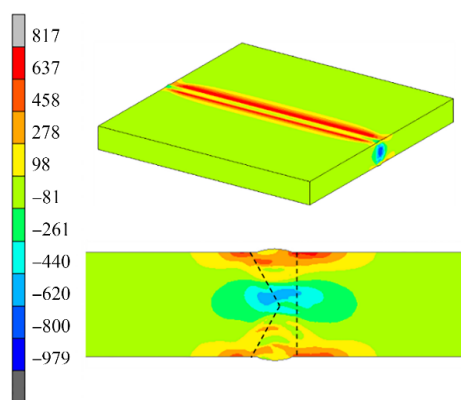


图7 平板对接接头整体横向残余应力分布云图

Fig. 7 Transverse residual stress contour of the butt joint

呈现“拉-压-拉”的分布形态。

为直观地分析横向残余应力的变化趋势,选取模型中央截面上的三条特征线提取其横向残余应力数据,如图8所示。模型上下表面的横向残余应力分布相似,在焊缝及热影响区附近分布着拉应力,最大拉应力分别为795 MPa和793 MPa。沿特征线L2的横向残余应力分布形态与沿L1和L3的相反,这与从横向残余应力分布云图一致。

2.1.2 残余应力对承载能力的影响

为探讨焊接残余应力对构件承载能力的影响,结合纵向残余应力在数值和梯度上均较大的特点,设计如图9所示的加载方式:焊接完成后,固定模型的一端,在另一端施加位移载荷。

加载前后模型纵向塑性应变的计算结果如图10所示。可以看到,焊接完成后焊缝区域主要分布压缩塑性应变,这是焊接变形和残余应力的主要来源;随着拉伸载荷的施加,压缩塑性应变逐渐减小

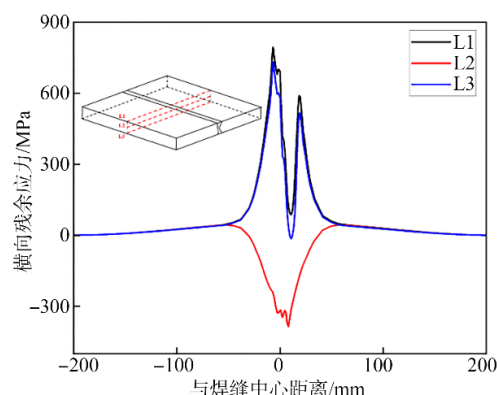


图8 Q890q 钢对接接头特征线上横向残余应力分布

Fig. 8 Transverse residual stress distribution along the feature lines of the butt joint

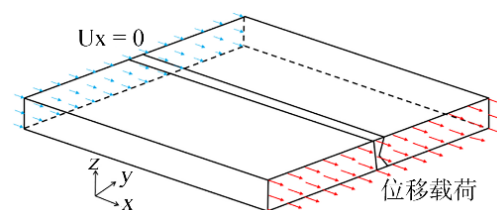


图9 平板对接接头位移载荷施加方式

Fig. 9 Schematic diagram of the external load

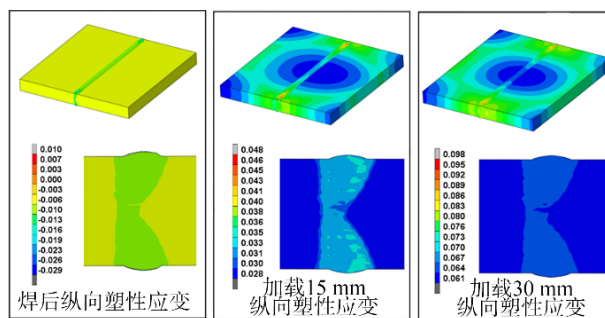


图10 加载前后模型纵向塑性应变计算结果

Fig. 10 Contour of the longitudinal plastic strain

并逆转为拉伸塑性应变。

接头上三个特征点的纵向应力随位移载荷变化情况如图11所示。除因位置不同导致焊后初始残余应力存在差异外,三个点的纵向应力随拉伸载荷变化趋势都是一致的,都是先增加后减小并稳定在单轴拉伸屈服强度的水平上。这是由于刚开始施加载荷时,外加的拉伸载荷与焊接残余拉应力相互叠加导致了纵向应力的增大;随后在外载荷下材料发生拉伸屈服后,所产生的拉伸塑性应变与原压缩固有应变相互抵消,并且构件所处的应力状态从三向应力状态过渡到了单轴拉伸状态,从而逐渐消除了焊接残余应力的影响,最终整个截面的应力均

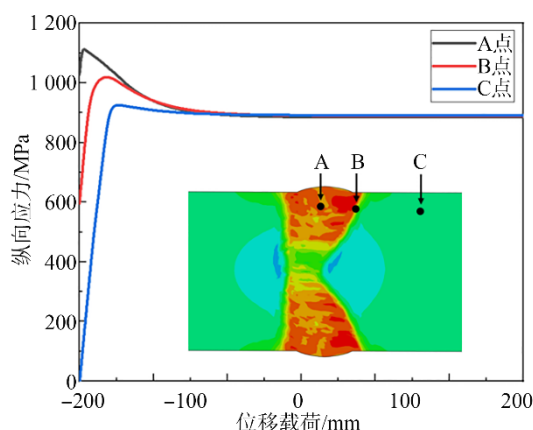


图 11 平板对接接头特征点处纵向应力随位移载荷变化

Fig. 11 The relationship between the longitudinal residual stress and the external load

稳定在屈服强度的水平。

2.1.3 焊后热处理对残余应力的影响

焊后热处理是一种可以较充分消除焊接残余应力的方法,桥梁领域的焊接构件因体积庞大且需现场焊接,无法采用传统退火炉进行去应力退火,但可通过电磁感应或便携式退火装备来改善焊接残余应力。焊后热处理改变焊接残余应力的原因主要包括:(1)材料加热至热处理温度时发生软化;(2)热处理过程中材料力学性能的变化;(3)蠕变效应。本研究初步构建了Q890钢的蠕变模型,以平板对接接头的残余应力场为初始条件,进行焊后热处理数值模拟,温度热循环如图12所示。

热处理后的残余应力模拟结果如图13所示。可以看出,热处理后,接头的残余应力分布形态几乎没有发生改变,纵向拉伸残余应力仍集中分布在

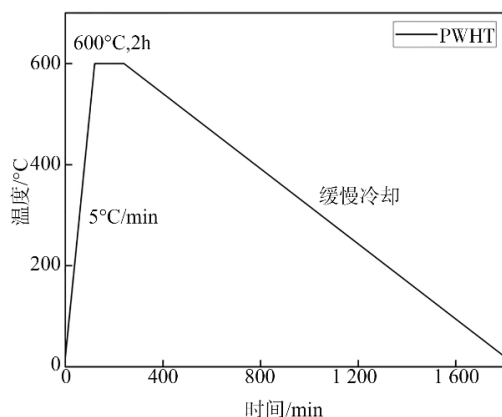
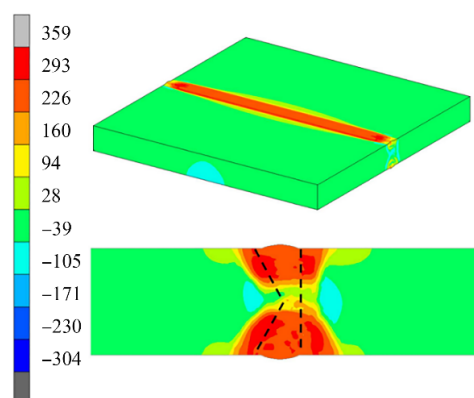
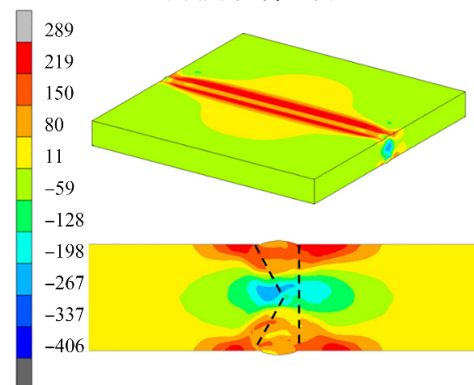


图 12 焊后热处理温度循环曲线

Fig. 12 The relationship between the longitudinal residual stress and the external load



(a)纵向残余应力



(b)横向残余应力

图 13 平板对接接头热处理后的残余应力分布云图

Fig. 13 Residual stress contour of the but joint after heat treatment

熔化区和热影响区,横向拉伸残余应力仍集中分布在焊缝的上下表面位置。但从残余应力的数值上看,热处理可以显著降低接头焊接残余应力。对于纵向残余应力而言,峰值拉应力从996 MPa降低到359 MPa,峰值压应力从762 MPa降低到304 MPa。对于横向残余应力而言,峰值拉应力从817 MPa降低到289 MPa,而峰值压应力从979 MPa降低到406 MPa。模拟结果表明,焊后热处理可有效降低Q890q钢平板对接接头的纵向和横向残余应力。

2.2 箱型对接接头

为了研究Q890q钢箱型对接接头残余应力的分布,以及外拘束和结构拘束(本研究中为结构的长度)对其的影响,共设置了三个计算案例,如表3所示,各案例的边界条件如图14所示。

2.2.1 残余应力结果

Q890q钢箱型对接接头焊接完成后截面的周向残余应力分布云图如图15所示。三个案例的周向残余应力分布形态相似,均是在焊缝附近出现较高

表3 箱型对接接头计算案例

Table 3 Computational cases of box-shape joints

案例	模型	拘束状态
Case1	Model1	自由
Case2	Model1	拘束
Case3	Model2	拘束

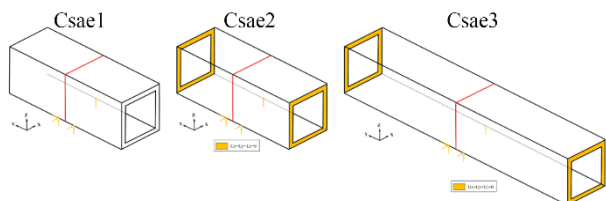


图14 箱型对接接头边界条件

Fig. 14 Boundary conditions of the box-shape joints

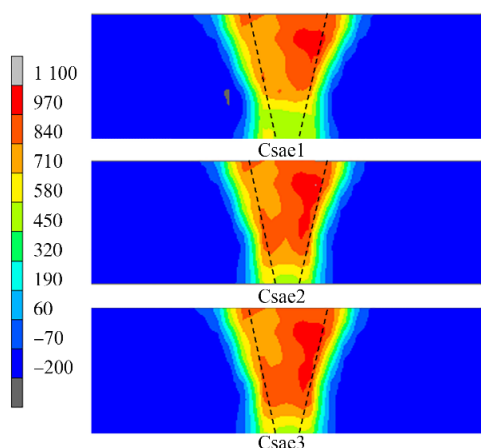


图15 箱型对接接头截面周向残余应力分布云图

Fig. 15 Circumferential residual stress on the cross-sections of the box-shape joints

的拉伸残余应力,随着与焊缝距离的增加,拉伸残余应力不断减小,甚至转变为压应力。

对比 Case1 和 Case2 可见,Case2 的焊缝附近高拉应力范围更大,表明外部拘束会扩大周向残余应力高拉应力区域。对比 Case2 和 Case3,二者的周向残余应力大小及分布相近,说明结构轴向尺寸变化对周向残余应力的影响较小。

为了更加直观地看到周向残余应力的变化趋势,选取了模型沿 L4 特征线提取其周向残余应力数据,如图 16 所示。可以看出,三个案例的周向残余应力的分布,仅影响部分区域的数值大小。

Q890q 钢箱型对接接头焊后截面的轴向残余应力分布云图如图 17 所示。对比 Case1 和 Case2,二

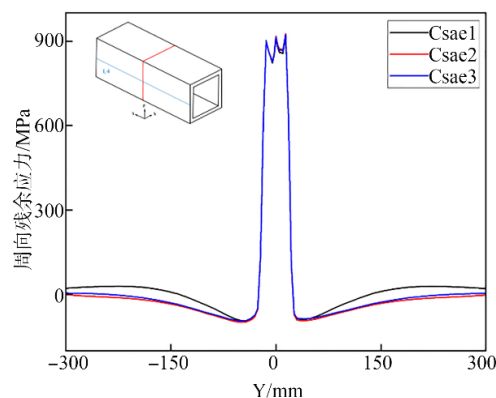


图16 箱型对接接头特征线上周向残余应力分布

Fig. 16 Circumferential residual stress distribution along the feature lines of the box-shape joints

者的轴向残余应力大小和分布相差很大,Case1 的轴向残余应力高拉应力区域仅存在于上表面附近,沿厚度方向由上至下基本呈现应力逐渐降低的趋势;Case2 的焊缝和热影响区的大部分区域都存在较高水平的拉伸残余应力,表明外部拘束使结构产生了更大的压缩塑性应变,从而显著提高了轴向残余应力峰值并扩大了轴向残余拉应力范围。对比 Case2 和 Case3,二者的轴向残余应力分布相似,但 Case3 部分区域的轴向残余应力值小于 Case2,这是由于轴向尺寸更长的结构中,拘束在轴向上的作用有所减弱。可见,轴向尺寸的变化并不会改变轴向残余应力的分布,仅影响部分区域的数值大小。

为了更加直观地看到轴向残余应力的变化趋势,选取模型沿 L4 的特征线提取其轴向残余应力数据,如图 18 所示。可以看出,三个案例的轴向残余

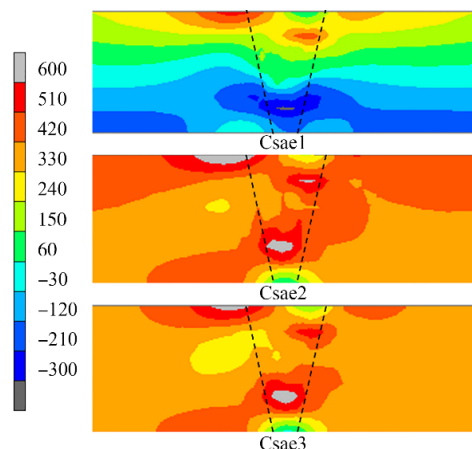


图17 箱型对接接头截面轴向残余应力分布云图

Fig. 17 Axial residual stress on the cross-sections of the box-shape joints

应力分布类似,但大小有所差异。从轴向残余应力数值上来看,由高至低依次为 Case2、Case3、Case1,这与从轴向残余应力分布云图的观察结果一致。

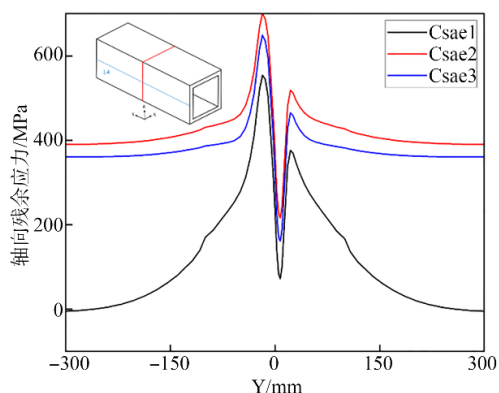


图 18 Q890q 钢箱型对接接头特征线上轴向残余应力分布

Fig. 18 Axial residual stress distribution along the feature lines of the box-shape joints

2.2.2 横向收缩结果

三个案例的轴向收缩数据如图 19 所示。对比 Case1 和 Case2, 由于外部拘束的作用, Case2 的轴向收缩明显小于 Case1; 对比 Case2 和 Case3, 轴向尺寸的变化对轴向收缩有一定影响, 但影响不显著。此外, Case1 的轴向收缩分布不均匀, 而 Case2 和 Case3 的横向(轴向)收缩在焊缝附近及远离焊缝的母材区域均有分布。

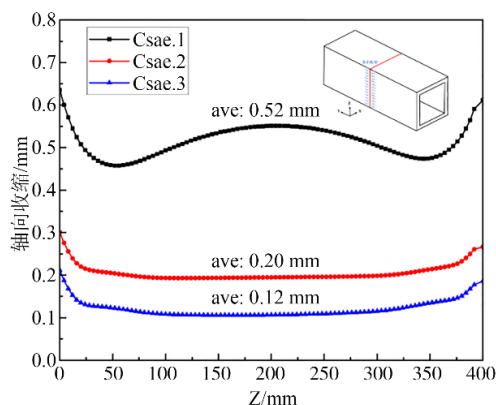


图 19 箱型对接接头横向收缩分布

Fig. 19 Transverse shrinkage distribution of the box-shape joints

3 结论与展望

本文采用热-弹-塑性有限元方法, 结合 Goldak 双椭球热源与瞬间热源耦合模型, 对 Q890q 钢平板对接接头和箱型对接接头的焊接残余应力、变形及

影响因素进行了数值模拟, 主要结论如下:

(1) 对于 Q890q 钢平板对接接头而言, 纵向残余应力峰值超过了材料的常温单轴拉伸屈服强度。接头横截面中央位置的纵向残余应力值高于其余位置, 横向残余应力在焊缝附近沿厚度方向由上至下呈现拉-压-拉的分布形态。在本研究范围内, 当沿焊缝方向的拉伸外载荷不断增大时, 纵向残余应力先增加后减小并稳定在单轴拉伸屈服强度的水平上。此外, 焊后热处理可以显著降低接头的焊接残余应力。经热处理后, 接头的峰值拉伸残余应力可降低至材料屈服强度的 40%。

(2) 对于 Q890q 钢箱型对接接头而言, 纵向残余应力峰值超过了材料的常温单轴拉伸屈服强度。不论是纵向残余应力还是横向残余应力, 焊缝附近的残余应力值沿厚度方向由上至下不断降低。此外, 拘束和轴向尺寸的变化对周向残余应力的影响较小, 但对轴向残余应力具有显著影响。拘束和较短的轴向尺寸会增加轴向残余应力的大小和高拉应力区的范围, 拘束和较大的轴向尺寸会减小轴向收缩的大小。

(3) 本文尝试采用数值模拟方法研究了 Q890q 钢焊接接头的残余应力分布, 在数值模拟中并没有区分焊缝金属与母材, 即两者采用了相同的热物理性能与力学性能参数。此外, 本文也忽略了母材中热影响区在焊接热循环作用下的固态相变问题。后续, 应在研究 Q890q 典型接头中焊缝金属与母材焊接物理冶金特点的基础上, 开发更完备的材料模型来高精度地模拟焊接残余应力。

参考文献:

- [1] 骆文泽, 胡龙, 邓德安. SUS316 马鞍形管接头残余应力高效计算方法的数值模拟与开发[J]. 金属学报, 2022, 58(10): 1334-1348.
- LUO W Z, HU L, DENG D. Numerical Simulation and Development of Efficient Calculation Method for Residual Stress of SUS316 Saddle Tube-Pipe Joint [J]. Acta Metallurgica Sinica, 2022, 58(10): 1334-1348.
- [2] Sun Y, Liang Y, Zhao O. Minor-axis flexural buckling behaviour and resistances of pin-ended S690 high strength steel welded I-section columns [J]. Thin-Walled Structures, 2020, 156: 106980.
- [3] Li X, Hu L, Fang S, et al. Influence of clamping on out-

- of-plane deformation in thin-plate mild steel welded structures[J]. *Journal of Materials Research and Technology*, 2023, 25: 4380–4395.
- [4] Deng D, Zhou Y, Bi T, et al. Experimental and numerical investigations of welding distortion induced by CO₂ gas arc welding in thin-plate bead-on joints[J]. *Materials and Design*, 2013, 52: 720–729.
- [5] Ueda Y, Yamakawa T. Analysis of thermal elastic-plastic stress and strain during welding by finite element method[J]. *Transactions of the Japan Welding Society*, 1971, 2(2): 186–196.
- [6] Ma N, Deng D, Osawa N, et al. *Welding Deformation and Residual Stress Prevention (Second Edition)* [M]. Elsevier Sci Ltd, 2022.
- [7] Deng D, Murakawa H, Liang W. Numerical simulation of welding distortion in large structures[J]. *Computational Materials Science*, 2011, 50: 2459–2469.
- [8] 张超华. 基于有限元法的建筑钢结构焊接应力与变形预测及控制研究[D]. 重庆: 重庆大学, 2022.
- ZHANG C H. Prediction and Control of Welding Stress and Deformation in Constructional Steel Structures based on Finite Element Analysis [D]. Chongqing: Chongqing University, 2022.
- [9] 逯世杰, 郑乔, 张超华. 不同有限元软件对 Q390 钢厚板 T 型接头焊接残余应力和变形预测精度与计算效率的比较[J]. *机械工程学报*, 2019, 55(6): 11–22.
- LU S J, ZHENG Q, ZHANG C H. A Comparative Study on Computational Accuracy and Efficiency of Welding Residual Stress and Deformation in a Q390 Steel Thick Plate T Joint among Three Kinds of Different FEM Software[J]. *Journal of Mechanical Engineering*, 2019, 55(6): 11–22.
- [10] Somodi B, Kövesdi B. Residual stress measurements on welded square box sections using steel grades of S235–S960[J]. *Thin-Walled Structures*, 2018, 123: 142–154.
- [11] HU L, Li X X, LUO W Z, et al. Residual Stress and Deformation in UHS Quenched Steel Butt-Welded Joint[J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2023, 245: 108099.
- [12] 王重阳. 1600 MPa 级超高强钢焊接接头残余应力与焊接变形的数值模拟[D]. 重庆: 重庆大学, 2023.
- WANG C Y. Numerical simulation of residual stress and welding deformation of welded joints of 1600MPa ultra-high strength steel [D]. Chongqing: Chongqing University, 2023.
- [13] 戴培元. 奥氏体不锈钢厚大结构件激光焊接变形预测及控制手段研究[D]. 重庆: 重庆大学, 2020.
- DAI P Y. Theoretical Prediction and Control of Welding Deformation Induced by Laser Beam Welding in Large and Thick Austenitic Stainless Steel Structures [D]. Chongqing: Chongqing University, 2000.
- [14] Goldak J, Chakravarti A, Bibby M. A new finite element model for welding heat sources[J]. *Metallurgical Transactions B*, 1984, 15: 299–305.
- [15] 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 X, DAI P Y, ZHANG C H, 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.
- [16] Deng D A. Numerical simulation of temperature field and residual stress in multi-pass welds in stainless steel pipe and comparison with experimental measurements [J]. *Computational materials science*, 2006, 37(3): 269–277.
- [17] 逯世杰, 王虎, 戴培元, 等. 蠕变对焊后热处理残余应力预测精度和计算效率的影响[J]. *金属学报*, 2019, 55(12): 1581–1592.
- LU S J, WANG H, DAI P Y, et al. Effect of Creep on Prediction Accuracy and Calculating Efficiency of Residual Stress in Post Weld Heat Treatment [J]. *Acta Metallurgica Sinica*, 2019, 55(12): 1581–1592.
- [18] DENG D A. Influence of deposition sequence on welding residual stress and deformation in an austenitic stainless steel J-groove welded joint[J]. *Mater. Des.*, 2013, 49: 1022–1033.
- [19] 崔冰, 彭云, 彭梦都, 等. 焊接热输入对 Q890 钢焊缝金属组织及韧性的影响[J]. *金属热处理*, 2016, 41(4): 46–50.
- CUI B, PENG Y, PENG M D, et al. Effect of heat input on microstructure and toughness of weld metal for Q890 steel[J]. *Heat treatment of metals*, 2016, 41(4): 46–50.
- [20] DENG D A, KIYOSHIMA S. Influence of annealing temperature on calculation accuracy of welding residual stress in a SUS304 stainless steel joint[J]. *Acta Metall. Sin.*, 2014, 50(5): 626.
- [21] DENG D A, Murakawa H. Prediction of welding distortion and residual stress in a thin plate butt-welded joint [J]. *Comput. Mater. Sci.* 2008, 43: 353–365.