文章编号:1674-2974(2025)09-0150-13 DOI:10.16339/j.cnki.hdxbzkb.2025095

对接焊缝残余应力的分布规律及对疲劳寿命的影响

蔺鹏臻[1†],于博[2],何志刚[3]
(1. 兰州交通大学 土木工程学院,甘肃 兰州 730070;
2. 兰州交通大学 甘肃省道路桥梁与地下工程重点实验室,甘肃 兰州 730070;
3. 兰州交通大学 建筑与城市规划学院,甘肃 兰州 730070)

摘 要:为了研究钢桥对接焊接接头温度场、残余应力场和变形场的分布规律,利用有限元软件建立16 mm厚桥钢板对接焊缝三维有限元模型,并通过盲孔法试验实测数据对模型的正确性加以验证.基于此,进一步分析了焊件温度场、残余应力场和变形场的分布规律,并在焊件中引入初始裂缝,探讨了初始缺陷和焊接残余应力对焊缝疲劳寿命的影响.研究结果表明:沿垂直焊缝方向,纵向残余应力呈现拉-压分布状态,焊缝附近60 mm的热影响区内,主要为拉应力,峰值达415 MPa,超过材料的屈服强度,当远离热影响区时,纵向残余拉应力转变为压应力.横向残余应力在焊趾处达到峰值205 MPa.在无约束条件下,焊接引起的变形为典型的平面外角变形,随着与焊缝中心的距离增加,各测点的变形呈线性增长,最大变形出现在焊件外边缘,为14.58 mm.即使是较小的残余应力,无论其状态如何,均会影响疲劳寿命.3%和8%的残余拉-压应力分别导致疲劳寿命降低16.7%和提高68.4%;残余拉应力随着应力的增大导致疲劳寿命降低,但降低速率逐渐衰减.当拉/压应力数值相近时,压应力对疲劳寿命的影响远大于拉应力.在实际构件的预制过程中,应通过预变形等方法来控制焊件的变形;焊后通过表面处理技术控制残余拉应力,以提高材料的疲劳寿命和延长结构的使用寿命.

关键词:盲孔法检测;残余应力;热力耦合分析;数值模型;疲劳裂纹扩展
中图分类号:U445.583 **文献标志码**:A

Distribution Pattern of Residual Stresses in Butt Welds and Its Effect on Fatigue Life

LIN Pengzhen[1†], YU Bo[2], HE Zhigang[3]
(1. School of civil engineering, Lan Zhou Jiaotong University, Lanzhou 730070, China;
2. Key Laboratory of Road & Bridge and Underground Engineering of Gansu Provincial, Lanzhou Jiaotong University, Lanzhou 730070, China;
3. School of Architecture and Urban Planning, Lanzhou Jiaotong University, Lanzhou 730070, China)

Abstract: To investigate the distribution patterns of the temperature field, residual stress field, and

* **收稿日期**:2024-08-18
基金项目:甘肃省交通运输厅科研项目(2022-26),Scientific Research Project of Gansu Provincial Department of Transportation (2022-26);中央引导地方科技发展资金项目(22ZY1QA005), Central Government to Guide Local Scientific and Technological Development (22ZY1QA005);甘肃省科技厅技术创新引导计划资助项目(24CXGA018),Innovation-Oriented Program Funded by Gansu Provincial Department of Science and Technology (24CXGA018)
作者简介:蔺鹏臻(1977—),男,甘肃天水人,兰州交通大学教授,博士
† 通信联系人,E-mail:linpzh@126.com

deformation field in welded joints of steel bridges, a 3D finite element model of a butt weld in a 16 mm-thick bridge steel plate was established using finite element software. The accuracy of the model was verified through the blind-hole method experimental data. Based on this validated model, the distribution characteristics of the temperature field, residual stress field, and deformation field in the welded components were further analyzed. Additionally, an initial crack was introduced into the weldment to explore the impact of initial defects and welding residual stress on the fatigue life of the weld. The study results indicate that along the direction perpendicular to the weld seam, the longitudinal residual stress exhibits a tensile-compressive distribution. Within the 60 mm heat-affected zone near the weld, tensile stress is predominant, with a peak value of 415 MPa, exceeding the yield strength of the material. As the distance from the heat-affected zone increases, the longitudinal tensile residual stress transitions to compressive stress. The transverse residual stress reaches its peak value of 205 MPa at the weld toe. Under unconstrained conditions, the welding-induced deformation presents as typical out-of-plane angular distortion, with deformation at each measurement point increasing linearly with distance from the weld seam center. The maximum deformation occurs at the outer edge of the weldment, measuring 14.58 mm. Even small residual stresses, regardless of their state, influence fatigue life. Residual tensile-compressive stresses of 3% and 8% result in a decrease of 16.7% and an increase of 68.4% in fatigue life, respectively. Residual tensile stress leads to a reduction in fatigue life as stress increases, but the rate of reduction gradually diminishes. When the tensile/compressive stress values are comparable, compressive stress has a far greater impact on fatigue life than tensile stress. During the prefabrication of actual components, methods such as pre-deformation should be employed to control the deformation of the weldment, while post-weld surface treatment techniques should be used to manage residual tensile stress, thereby improving material fatigue life and extending the service life of the structure.

Key words: blind hole method testing; residual stresses; thermal coupled analysis; numerical models; fatigue crack propagation

随着桥梁技术的变革和对缓解钢材产能过剩的需求的提出,钢桥已成为我国桥梁工程的重要发展方向[1].在目前的各类钢桥结构中,焊接是主要的构件连接方式.与其他连接方式相比,焊接不仅不会减小构件的截面尺寸,而且具有优异的密闭性、整体性和较高的结构强度.然而,在焊接过程中,热影响区内的材料会发生金属相变,从而导致局部材质变脆.焊接完成后,焊件内部会产生焊接残余应力和焊接变形,这两者都会对钢桥的制造、安装和后期运营维护产生不利影响.其中,焊接残余应力是一种在焊缝区一度达到或超过材料屈服强度σ_y[2]的自平衡应力.因此,在未受任何外载作用的情况下,焊接结构中焊缝局部已表现出接近材料屈服强度的拉应力状态[3].高值残余拉应力是疲劳强度降低的主要因素[4].此外,残余应力的存在还会影响结构服役状态及寿命[5].

鉴于焊接残余应力和变形对焊接结构的重要性,研究人员对焊接钢桥中的各种结构形式和关键性部件节点展开了一系列研究.强斌等[6-7]以平板对接焊件为例,通过试验分析了焊缝表面残余应力及空间残余应力的分布规律.在此基础上,顾颖等[3]采用应力映射技术对接头处焊缝疲劳裂纹扩展进行研究,并提出残余拉/压应力疲劳寿命的影响程度及降低残余应力的办法.王强等[8]则针对疲劳裂纹扩展过程中焊件内部裂纹扩展而导致的残余应力重分布进行了研究.管德清等[9]利用权函数法提出了一种考虑残余应力的焊件结构疲劳总寿命的计算方法.随着能进行热分析的通用软件的普及,相对于复杂的现场试验,数值模拟更为方便且经济.Gu等[2]利用有限元软件,考虑了坡口及填充材料的影响,对钢桥U肋处焊缝变形问题展开研究并通过试验验证了预测方法的可靠性.基于热弹塑性理论[10],何志刚等[11]针对同一部位展开研究,提出了焊接残余应力与外荷载耦合作用下,焊缝沿板厚方向的应力分布规律.崔闯等[12]以港珠澳大桥为例,提出了残余应力沿板厚的正弦函数经验分布模型.上述研究对于焊缝处残余应力的计算和分布规律做了大量极具价值

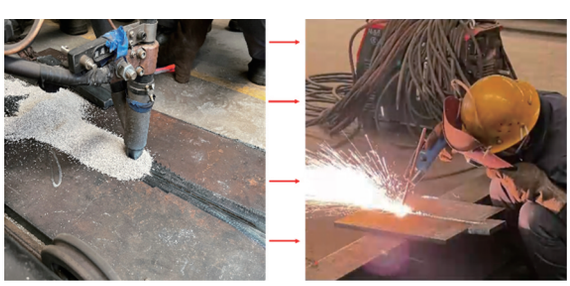
的工作,但主要集中在角焊缝这类残余应力与变形相对复杂的特殊部位.然而,对于实际工程中诸如钢板桥大尺寸面板、钢桁桥杆件节点板等对接焊件的残余应力和变形的研究相对不足.

为了从设计、制作、运营和维护整个寿命周期对焊接钢桥进行准确性和可靠性的全维度把控,考虑到实际制造中现场检测条件及测试人员水平的限制,本文采用基于有限元通用软件建立三维模型这一有效途径,以弥补试验方法无法完全测量焊接残余应力的不足[13],对焊后焊件的温度场、应力场和变形场进行模拟.通过相同尺寸、相同工艺的焊件对模拟结果进行验证,分析了焊件残余应力和变形分布规律,并据此研究焊接残余应力对对接接头疲劳裂纹扩展的影响.

1 对接焊缝残余应力试验研究

1.1 焊件加工参数

钢桥面板和钢桁杆件腹板通常采用16 mm厚的桥钢板.本文研究采用Q345qD钢材,焊缝为全熔透对接焊缝,坡口为60°的Y形坡口,焊前清除表面油污、铁锈等杂物,确保焊接质量.焊接流程为:首先,在待焊钢板两端设引弧板及息弧板,进行打底焊接;然后,完成正面填充焊后,对反面进行碳刨清根;随后,再次填充焊接,如图1所示.不同焊缝控制层间温度为150~180 ℃,具体的焊件焊接参数如表1所示.



(a)钢板埋弧焊接 (b)反面碳刨清根

图1 试件焊接示意

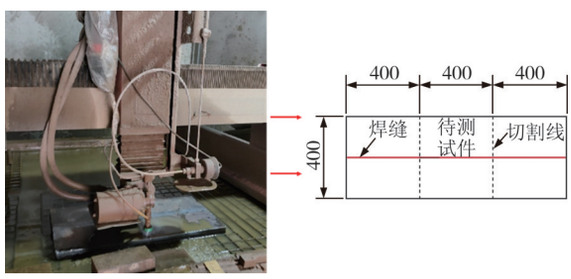
Fig.1 Specimen welding diagram

表1 焊件焊接参数

Tab.1 Welding parameters of welds

焊缝	埋弧焊丝/mm	电流/A	电压/V	焊接速度/(mm·min^{-1})
打底	H10Mn2(5)	590	29	400
填充	H10Mn2(5)	600	31	430

当试件取样长度为2~3倍试件厚度时,可保证待测试件长度方向中部应力场和原始残余应力一致[7].因此,为减小试件体积,方便测试并避免常规热切割方法对原始残余应力场的扰动,采用水刀切割机在整板焊接试板中部,截取尺寸为400 mm×400 mm×16 mm的试件作为最终测试焊件.试件切割如图2所示.



(a)试件水刀切割 (b)待测试件截取

图2 试件切割示意(单位:mm)

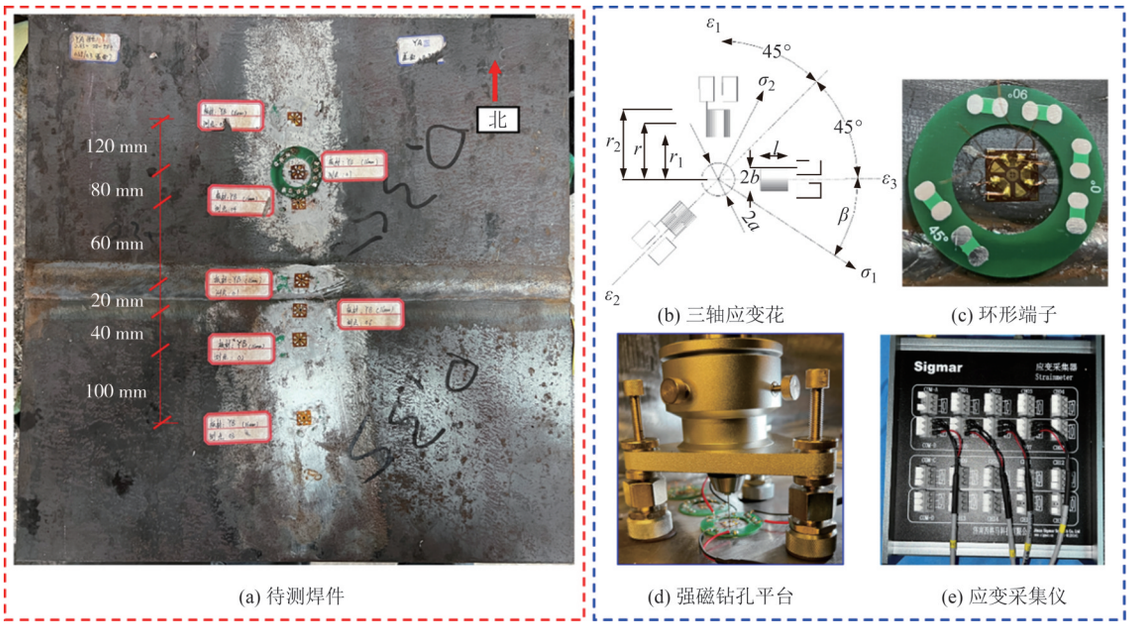
Fig.2 Specimen cutting diagram(unit:mm)

1.2 残余应力测试及结果

焊接残余应力是热应力和相变应力的共同体现,在材料的疲劳强度和耐腐蚀性方面具有显著的影响.残余应力检测手段可分为破坏性检测手段(盲孔法[14]、切割法和压痕法[15])与无损检测手段(X射线法、超声法和中子衍射法[16]).其中,盲孔法因操作简便、对构件损伤小,已成为目前应用最广泛且认可度较高的残余应力测量方法之一[17].

因此,本文采用盲孔法对焊接钢板表面的残余应力进行了合理的测量.考虑到残余应力场以焊缝中线为对称轴的特性,以及试验作业预留空间的要求.本文选择热源分布相对稳定的焊缝中点作为测试起点.沿焊缝垂直的方向在一侧钢板表面布置7个测点,分别布置于试件北侧距离焊缝中点0、20、40、100 mm处,以及试件南侧距离焊缝中点60、80、120 mm处.测试前将各测区打磨至表面露出金属光泽并以酒精擦拭后粘贴环型端子及三轴应变花,如图3所示.在应变花的中心钻孔以释放部分应力,根据应变片前后应变释放程度、应变花规格及标定的释放系数,得到初始残余应力值.

盲孔法残余应力检测采用济南西格玛ASMV2-8型应变采集仪,其具有温漂、时漂小,抗干扰能力强等优点.为确保盲孔法残余应力测试的准确性,本试验设置了合理的材料参数和几何尺寸.所采用的钢材弹性模量取206 GPa,泊松比为0.27,盲孔直径a_1和敏感栅宽度b_1分别为0.750 mm和0.725 mm,敏感栅内外端点与孔心的距离分别为$r_{内}$ = 1.725 mm和



(a) 待测焊件　(b) 三轴应变花　(c) 环形端子　(d) 强磁钻孔平台　(e) 应变采集仪

图 3　试验准备工作及布置

Fig.3　Test preparation and layout

$r_{外}$ = 3.275 mm;应力释放系数采用厂家标定数值A = −0.067 及B = −0.413;打孔过程中产生的附加应变取 −39.4.

考虑到正反面焊缝宽度及熔深不同,对焊缝 Weld1、焊缝 Weld2 分别进行测试,为了评估不同焊缝实测数据误差,以两者平均值为基准,按式(1)计算相对误差值,最终实测结果及误差值如表 2 所示. σ_{11}及σ_{22}分别表示沿着焊缝行进方向和垂直于焊缝行进方向对应的纵向残余应力及横向残余应力.为了后续表述方便,W_1、W_2分别表示第一条焊缝(Weld1)及第二条焊缝(Weld2)对应两条焊缝的同一种类型的残余应力.

表 2　焊件残余应力实测值

Tab. 2　Measured residual stress of welded parts

焊缝		测点距焊缝中点不同距离(mm)的应力值/ MPa						
		0	20	40	60	80	100	120
σ_{11}	Weld1	438.6	413.3	−20.1	−41.1	−59.7	−70.4	−105.3
	Weld2	423.3	409.9	−49.2	−40.5	−79.6	−96.4	−101.9
	误差/%	3.55	0.83	83.98	1.47	28.57	31.18	3.28
σ_{22}	Weld1	−6.5	141.3	167.7	100.5	70.2	54.1	43.1
	Weld2	−11.5	135.3	146.2	106.5	88.9	32.2	41.6
	误差/%	55.56	4.34	13.70	5.80	23.51	50.75	3.54

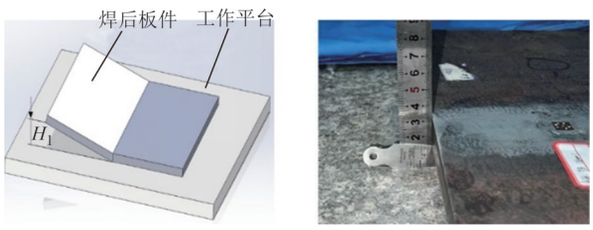
$$\text{误差} = \frac{(W_1 - W_2) \times 2}{W_1 + W_2} \times 100\% \tag{1}$$

结果表明:正反面残余应力整体分布趋势基本相近,但在距离焊缝中点 40 mm 处存在较大的数值差异.基于两者的平均值计算,该测点相对误差达 83.98%.这种较大的应力偏差主要归因于多道焊接顺序的影响,即 Weld2 对 Weld1 焊缝区域的二次热循环,导致该位置的残余应力发生了复杂的重新分布.此外,焊件厚度、焊接顺序及人为因素的共同作用进一步加剧了 40 mm 位置的应力差异.这一现象表明,在多道焊接的残余应力测试中,还需特别关注焊缝之间的热相互作用及热循环效应,以提高测量结果的准确性和科学解释的可靠性.

1.3　变形场测试

桥梁焊接过程中,热输入、坡口形式、焊接顺序和焊缝位置等因素均会对变形场产生不同程度的影响.在焊接 16 mm 厚的桥钢板时采用双面焊接.由于上下表面焊缝附近热输入和冷却的不均匀性,母材在施焊阶段受热膨胀,在冷却阶段收缩,从而在平面外产生较大的变形.通过对施焊起始点和施焊终点

相对于工作平面的高差取两者的平均值,作为试件最终变形值,以此完成对试件焊接前后变形程度的测量,如图4所示.



(a)位移测试示意 (b)位移实际测量

图4 焊件实际变形测试

Fig.4 Actual deformation test of the weldment

表3给出了焊件各关键点的变形实测值,可以看出,焊缝行进方向有轻微的纵向变形,使得整个焊件呈现“马鞍状”变形,但纵向变形并不显著,可近似认为焊件主要以横向变形为主.此外,不同焊缝侧的实测结果存在轻微偏差.究其原因,可能是试件切割或加工过程中产生了局部小形变.同时,板厚和残余应力分布的共同作用也会影响变形结果.

表3 焊件变形实测(单位:mm)

Tab.3 Measured values of deformation of welded parts (unit:mm)

焊缝	焊接端部	1/2焊缝边缘	1/4焊缝边缘	均值
Weld1侧	13.20	14.10	13.80	13.70
Weld2侧	13.00	14.30	13.60	13.63

2 基于事件序列的热分析模型

2.1 事件序列方法在焊缝模拟中的应用

在焊接分析中,通常使用“生死单元”或修改单元材料属性的方法模拟焊缝的填充.然而,基于分析步建立的“生死单元”会导致模型复杂且求解效率低下,特别是对于多层多道焊,这种方法可能会导致焊缝激活的瞬间,相邻焊缝界面网格扭曲,甚至出现计算不收敛的问题.另一种方法是通过修改材料参数来实现“空相”模拟,即假定未焊接部分的材料参数为某个合理值[18].这种方法可以避免因刚度矩阵突变而造成的收敛困难,但目前对于参数取值范围尚未形成统一标准,不同的材料取值可能会导致温度场分析结果的差异.

鉴于此,本文采用了“Event series+DFLUX”的方法完成焊缝的填充及热源的移动.对于焊缝的填充,通过在INP文件中嵌入关键字“Event series”完成接口访问,从而定义时间、坐标及场变量值,确定事件序列路径.事件序列具有跟随变形功能和延时变形功能,显著提高了应力场分析模型的收敛性.此外,事件序列不依赖分析步完成单元的激活与钝化,极大地减少了分析步设置的重复工作.

2.2 有限元模型的网格划分

传统的热分析常用方法包括直接耦合和顺序耦合.鉴于直接耦合中材料热膨胀参数的引入会使雅可比矩阵变为非对称矩阵,增加了模型求解的困难性.为提高计算效率,采用顺序耦合的方法,即在求解温度场后,不改变模型节点信息,只修改单元类型(DC3D8→C3D8)、分析步类型(热传导→静力求解)、加载方式(热源输入→预定义场)、边界条件和输出变量,完成应力场分析.

使用ABAQUS软件按照实际尺寸建立试件的有限元模型,并采用过度化网格划分方式(焊缝影响区域网格细化,以2:1的方式向两端热影响薄弱区过渡)以保证模型精度与计算效率[19].模型热分析阶段采用八节点六面体单元(DC3D8)进行离散化,最小网格尺寸约为2 mm,最大网格尺寸约为15 mm.有限元模型包含79 643个节点,73 760个单元,应力场分析仅改变单元类型为C3D8,图5为有限元模型网格划分.

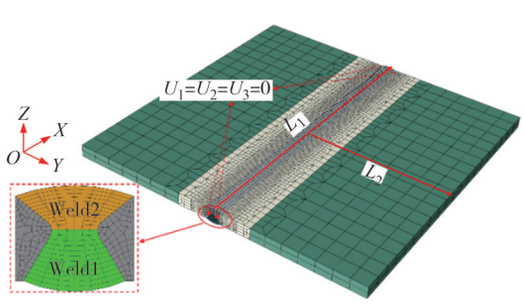


图5 焊件有限元模型网格划分

Fig.5 Finite element model meshing of weldment

2.3 材料热-力特征及焊接参数

在热力分析中,材料的热学和力学参数会随着温度的变化而发生改变.为了使模拟结果更贴近试验结果,参考文献[3,20-21]及SYSWELD软件公共材料库中Q345qD钢热物理参数及力学性能参数,并据此确定材料最终相关属性,如图6所示.

有限元模型中,各焊缝加热时间为80 s,焊接速度为5 mm/s,共包括40个分析步,每个分析步2 s.相

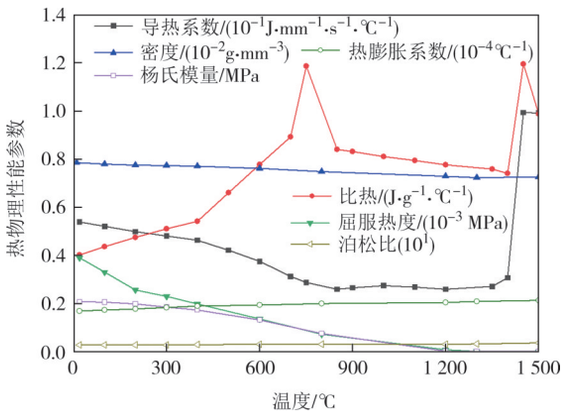


图 6　材料热-力参数

Fig.6　Thermal and mechanical parameters of the material

邻焊缝之间设置 60 s 的层间冷却步,焊接工作整体完成后,设置 4 800 s 的整体冷却步.为了更好地处理非线性问题,提高模型收敛性,温度场与应力场分析求解器与求解技术采用直接求解器和全牛顿法,温度场中以材料熔点(1 500 ℃)作为各分析步允许最大温度改变量,避免温度变化过大而导致无法收敛,具体参数如表 4 所示.

表 4　分析步参数设置

Tab.4　Analysis step parameter settings

场类型	初始增量	最小增量	发射率允许最大改变量	温度允许最大改变量/℃	自动稳定化系数	自适应稳定化
温度场	0.001	10^{-9}	0.1	1 500	—	—
应力场	0.001	10^{-9}	—	—	0.002	0.05

2.4　焊接移动热源模拟

为了考虑熔深和热源的合理能量分布,本文焊接热源选用 Goldak 基于唯象法提出的双椭球热源模型[22-23]来模拟焊接热源的移动,其几何形状如图 7 所示.

从图 7 可以看出,该模型由两个 1/4 椭球组成,在两个椭球的中点达到热流密度的最大值.总体上,

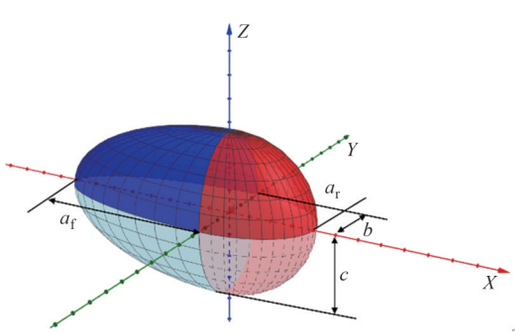


图 7　双椭球热源模型

Fig.7　Double ellipsoid heat source model

热量在前进方向迅速衰减,而在反方向衰减缓慢,形成尾迹状态.考虑到实际情况中前后两端存在不同的温度梯度,双椭球模型的数学表达式可以分为前后两部分:

$$q_1(x,y,z)=\frac{6\sqrt{3}\left(f_1F\right)}{a_r bc\pi\sqrt{\pi}}\exp\left(-3\left(\frac{x^2}{a_r^2}+\frac{y^2}{b^2}+\frac{z^2}{c^2}\right)\right) \tag{2}$$

$$q_2(x,y,z)=\frac{6\sqrt{3}\left(f_2F\right)}{a_f bc\pi\sqrt{\pi}}\exp\left(-3\left(\frac{x^2}{a_f^2}+\frac{y^2}{b^2}+\frac{z^2}{c^2}\right)\right) \tag{3}$$

式中:f_1、f_2 分别为前后半椭球能量比,满足 $f_1+f_2=2$;F 为热源功率,$F=\eta UI$,η 为热源效率,取 0.9,U 为焊接电压,取 30 V,I 为焊接电流,取 600 A;a_r、a_f、b、c 均为热源形状参数,以 Goldak 提供的取值方法进行试算,试算结果进行热源校核,最终确定的各形状参数取值见表 5.

表 5　双椭球热源形状参数

Tab.5　Shape parameters of double ellipsoidal heat source

数值		a_r	a_f	b	c
W_1	试算值	8.64	17.28	8.64	10.45
	最终值	6.00	12.00	15.00	12.00
W_2	试算值	10.28	20.56	10.28	7.54
	最终值	6.00	16.00	9.00	12.00

2.5　边界条件的设置

假设母材和焊缝填充材料具有相同的热学和力学性能.在 3 类热学边界条件中,实际热对流和辐射传热是焊件与周边介质主要的能量交换方式,也是温度场计算时能量损失的主要途径.因此,必须考虑这两种温度边界条件.本文中,热对流系数取 0.015 mW/(mm²·℃),热辐射系数取 0.85,初始温度场设为 20 ℃,熔合潜热为 300 J/kg,材料固相线温度和液相线温度分别为 1 500 ℃和 1 535 ℃.

3　对接焊缝的残余应力分析

3.1　热源形状校核

热分析结果的准确性直接影响后续计算的必要性.验证热源形状参数校核结果的有效方法是进行热源校核,通过对实际焊件水刀截取焊件中段部位并以 4% 硝酸酒精溶液进行局部酸洗,使焊缝填充部分裸露,然后根据熔池实际尺寸进行热源参数的调

整.最终热源形状校核结果如图8所示.

图8为有限元模拟结果与试验结果的熔池形貌对比图(左侧为模型中部截面有限元模拟熔池,右侧为试验中实际熔池),可见熔池形貌模拟结果与试验结果吻合较好.

3.2 温度场分布

熔池的形成取决于施焊点温度是否达到材料的固液相变温度.在焊接过程中,随着热源的移动,熔池前半椭球热流密度不断累积,直至达到材料的熔点,而后半椭球则逐渐释放能量并冷却.焊件各点的温度随焊接时间的推移,在焊接路径方向上呈现不同的温度梯度.图9展示了焊缝焊接过程中各特殊时刻的温度场分布图,即Weld1焊接中段、焊接末段及焊后散热,Weld2焊接中段、焊接末段及焊后散热冷却至室温的温度场分布情况.

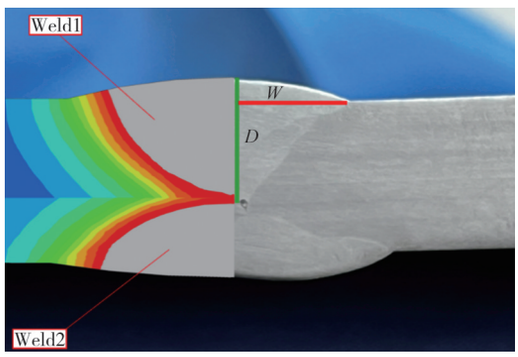


图8 实际熔池与模拟熔池热源形状校核结果

Fig.8 Actual molten pool and simulated result molten pool heat source shape check

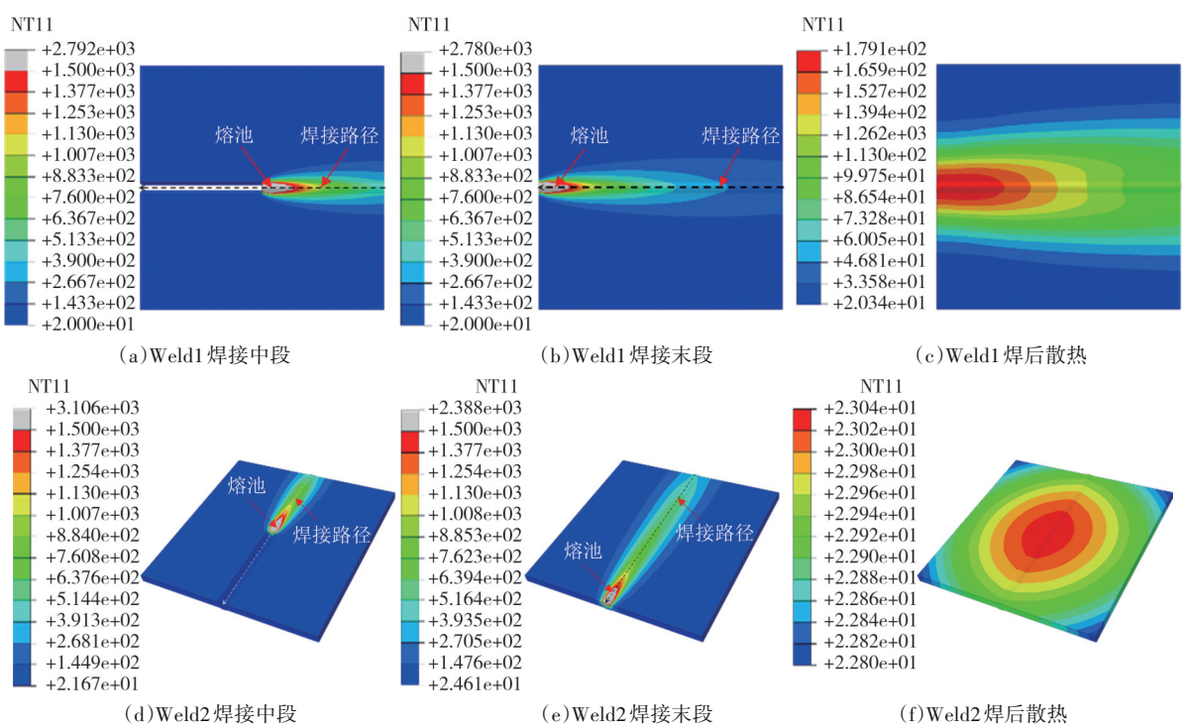


图9 焊接过程温度场变化云图

Fig.9 Cloud diagram of temperature field variation during welding process

由图9可知,当材料温度处于桥钢固液相线范围内时,金属开始熔化并形成相应形状的熔池.在此过程中,温度场保持准稳态直至焊接作业结束.从焊接各阶段的云图可以看出,在热源行进方向上,熔池前端的温度场梯度间距远小于熔池后端的温度场梯度间距.这一现象的原因在于:在前后半椭球相交处,热流密度达到最大值,在相同热源能量下,前半椭球熔池形态较小,而后半椭球呈现明显的拖尾形态.

层间温度过高或过低均会对焊件焊接质量产生影响.结合实际焊接层间冷却条件,模型考虑热对流和热辐射散热至焊件温度180 ℃时,才开始Weld2的焊件作业.焊接完成后,冷却4 800 s,焊件整体温度趋于23 ℃,与预定义温度场相差3.5 ℃,可以认为此时焊件已冷却至室温.

从Weld1中部截面处提取垂直于焊缝的5个特征点(间隔10 mm)的表面温度,绘制的热循环曲线如图10所示.由图10可知,各特征点的曲线变化形

态基本类似,均经历与焊件过程相对应的“升温—降温—升温—降温”的温度场变化过程,整体上表现为下降段温度梯度相对于上升段温度梯度稍缓.焊缝中心特征点的第一次温度峰值最高达2 300 ℃,而第二次峰值约为500 ℃. 在热影响区内,距离焊缝中心越近,温度峰值越高,相应冷却速率也越快. 随着时间推移,焊件的冷却速率逐渐降低,趋向于室温,与实际焊件的温度变化规律相符.

3.3　应力场分布

文献[18]的研究表明,低碳钢加工硬化效应不显著,因此在模型中忽略了材料硬化产生的影响. 图 11 展示了模型焊接完成后的 Mises 应力、沿焊缝方向的纵向残余应力及垂直于焊缝的横向残余应力分布云图.

如图 11(a)所示,试板焊接完成后,应力呈现出显著的不均匀分布特征,这主要受起弧和熄弧的影响. 应力多集中于焊缝周边的有效范围内,且数值远大于其他部位,Mises 应力临近材料的屈服应力,甚至有部分超过材料屈服应力. 沿焊缝焊接路径上的纵向残余应力分布如图 11(b)所示. 当焊接热源在试件表面匀速行进时,经一定时间,焊接温度场由非稳定状态进入准稳定状态. 这种由起弧、熄弧造成的温度场状态的转变,导致端部应力数值较小,从而产生了焊接中段与端部的应力分布差异. 垂直于焊缝的横向残余应力分布如图 11(c)所示. 焊件的应力分布主要集中于焊缝端部和焊件中部区域,横向残余拉应力相对于纵向残余拉应力较小且分布不均. 焊缝端部出现较大的残余压应力.

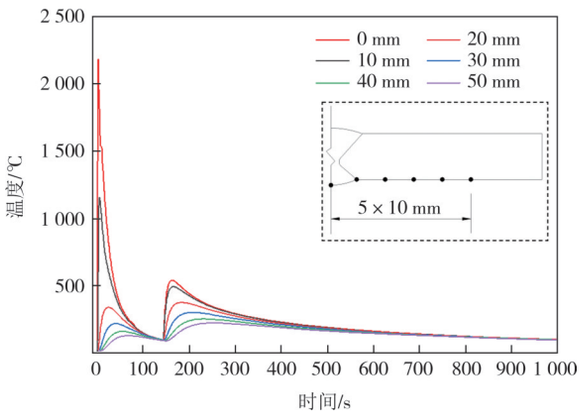
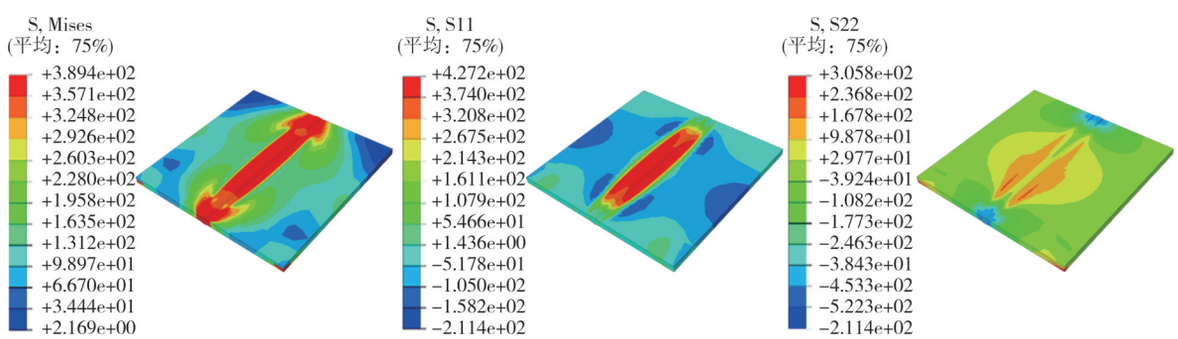


图 10　焊接不同位置热循环曲线

Fig.10　Welding thermal cycle curves at different positions



(a)焊后 Mises 应力　　(b)焊后纵向残余应力　　(c))焊后横向残余应力

图 11　焊接各向残余应力分布云图

Fig.11　Cloud diagram of welding residual stress distribution

图 12 为沿焊缝行进方向 L1 路径下 Weld1、Weld2 所对应的纵向、横向残余应力变化曲线. 应力曲线的变化清晰地反映了端部起弧、熄弧阶段应力变化情况. 纵向、横向残余应力的突变是由于起弧、熄弧阶段热源能力输入较大,影响了这一阶段的温度梯度,最终导致焊缝端部残余应力发生突变. 焊缝中部区域纵向、横向残余应力高度重合,尤其是纵向残余应力,Weld1、Weld2 基本保持相同形状,纵向残余应力数值差异较小,表面纵向残余应力峰值分别为 385.9 MPa、383 MPa,表明纵向残余应力对焊缝形态的敏感性较低. Weld1、Weld2 的横向残余应力变化相对较大,主要是因为 Weld2 熔宽大于 Weld1,但熔深小于 Weld1 所致.此外,由于纵向约束大于横向约束,导致同一位置处横向残余应力值低于相应的纵向残余应力值.Weld1 的横向残余应力峰值为 92.6 MPa,Weld2 在焊件中部表面达到峰值为 85 MPa.

前文提到,焊缝两端小范围内的残余应力突变会导致应力曲线的变化. 然而,根据圣维南原理,只有当近似的边界条件与所关心的细节区域保持一定距离时,才不会影响细节的求解精度[11]. 因此,可以认为这种扰动对焊件整体残余应力的影响较弱,基于此,本文集中研究沿垂直于焊缝方向的焊件中部截面各焊缝表面的残余应力.

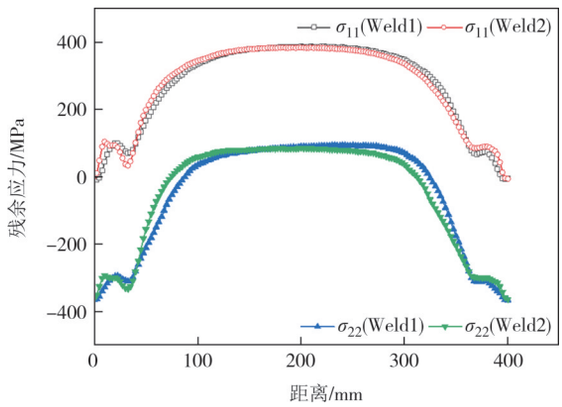


图 12 L1路径下各向残余应力分布

Fig.12 Distribution of residual stress under L1 path

图 13 为L2路径下各焊缝纵向、横向残余应力变化曲线. 由各焊缝曲线可知,焊件上下表面残余应力较为一致,在焊缝中心点处略有差异. 纵向残余应力峰值分别为415 MPa、407.3 MPa,相同位置的数值仅差1.8%,峰值点均出现在焊趾点附近. 距离焊缝中心约32 mm后,纵向残余应力急剧下降,在距离焊缝中心约70 mm时,纵向残余应力以较为平缓的变化态势持续发展,纵向残余压应力覆盖焊件远端. 各焊缝横向残余应力峰值分别为205 MPa、185 MPa,Weld1的峰值出现在焊趾位置,与纵向残余应力峰值基本处于同一位置;而Weld2的峰值出现在距离焊缝中心32.43 mm处,处于热影响区边界范围内. 整体而言,横向残余应力曲线的变化趋势与纵向残余应力曲线一致,均呈现随着远离焊缝中心逐步降低,但纵向残余应力曲线下降速率远大于横向残余应力曲线下降速率.

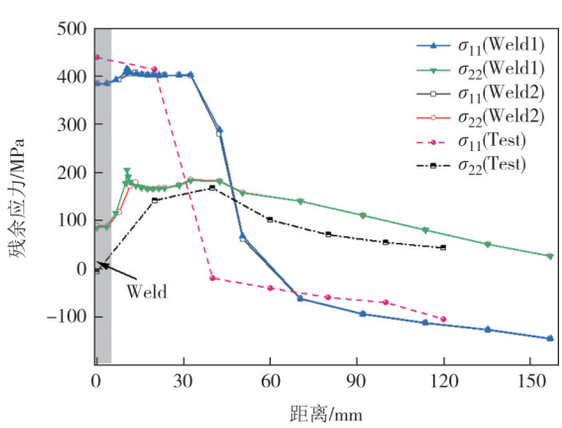


图 13 L2路径下各向残余应力分布

Fig.13 Distribution of residual stress under L2 path

图 13 中还提供了试验实测数据与模拟结果的对比. 可以看出,模拟结果与试验实测值分布趋势基本一致. 焊缝处纵向残余应力试验实测值与模拟值误差仅为5.4%,但拉应力分布存在轻微差异. 试验结果显示,在距离焊缝中心40 mm范围内没有拉应力,而模拟值则在60 mm左右范围内存在拉应力. 这些误差可能是由试验过程中的人为误差和模拟参数取值的差异所致.

横向残余应力的试验实测峰值为167.7 MPa,模拟值与实测值误差为22.2%,造成这种差异的原因在于实际焊接过程中,焊缝金属相变引起焊缝体积膨胀,而相变塑性对残余应力起到一定的抑制作用,甚至在焊缝处出现压应力[24]. 然而,在有限元模拟中并未考虑金属相变造成的影响,最终导致计算结果的差异.

3.4 变形场分布

对接接头焊后残余应力与变形一般同时出现,尤其是在桥钢大板焊接作业中,焊接变形对焊接结构产生的影响要大于焊接残余应力. 焊接变形依据变形特征分为平面内变形和平面外变形,在本文研究中发现16 mm厚桥钢板对接接头发生的平面外变形占据主导地位. 图 14 为焊件平面外变形云图.

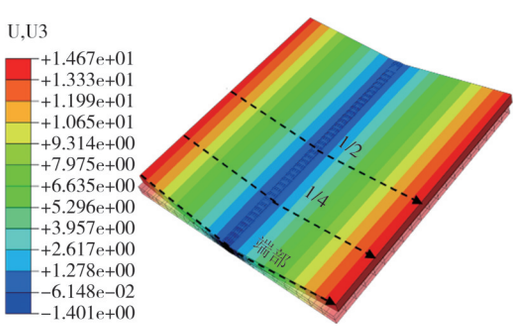


图 14 平面外变形云图分布

Fig.14 Out-of-plane deformation cloud map distribution

由图 14 可知,焊件变形属于典型的平面外角变形,最大变形出现在相对自由的焊件外缘. 这种变形特征的形成原因如下:在焊接过程中,高温区域的金属受热后发生横向膨胀,而相对低温区则限制了这种变形的传递,导致横向膨胀受到挤压,进而引起金属横向压缩塑性变形. 在冷却阶段,当焊缝金属凝固时,已经膨胀的母材会发生收缩,导致焊件横向收缩. 最终使焊件沿焊缝中心线发生转动,引发平面外角变形.

上下焊件不同截面处焊缝变形如图 15 所示. 分析结果表明,三条路径上的形变曲线黏合度较高,只有在焊缝中线及其附近区域表现出较大的差异. 随着路径点远离焊缝中心点,各路径变形值均呈线性增长.

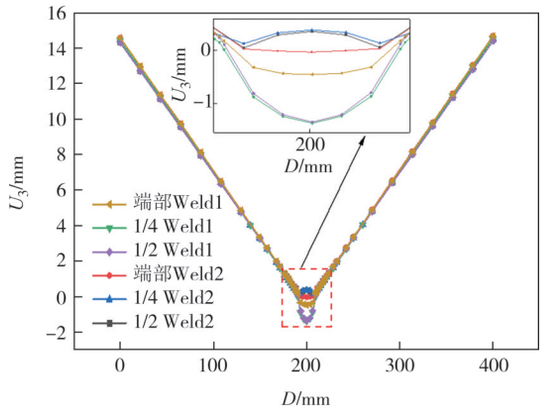


图 15　不同截面处焊缝变形

Fig.15　Weld bead deformation at different cross sections

在 Weld1 中,焊缝中线处中部截面路径与端部路径竖向变形值分别为−1.35 mm、−0.46 mm;而在 Weld2 中,中部截面路径与端部路径竖向变形值分别为 0.35 mm、−0.03 mm. 由此可见,焊缝在纵向变形方面表现出非同向性,且端部的变形梯度均大于中部. 以焊件中线为对称轴,三条路径下 Weld1、Weld2 中线位移与相对自由端变形差值如表 6 所示.

表 6　各焊缝变形差值(单位:mm)

Tab.6　Deformation difference of each pass

(unit:mm)

路径	Weld1			Weld2		
	焊缝中点	自由边	差值	焊缝中点	自由边	差值
端部	14.58	−0.46	15.04	14.58	−0.03	14.61
1/4	14.44	−1.37	15.81	14.43	0.38	14.05
1/2	14.29	−1.35	15.64	14.30	0.35	13.95

由表 6 可知,同一焊缝的变形差值非常接近,主要是由于横向收缩力导致焊件绕焊缝中线同步旋转. Weld1 相对于 Weld2 的变形差值更大,主要是因为 Weld1 的熔池面积大于 Weld2 的熔池面积,同时填充焊肉的量不同以及热源输入的不对称性. 在板厚方向,产生了不同的横向收缩力. 而焊缝及其附近区域的横向收缩也受到约束的影响,通常约束越大,横向收缩量就越小.

本文中焊件采用 Y 形坡口. 一般而言,坡口角度越大,沿厚度方向的横向收缩越不均匀,角变形也越大,所以在实际焊接过程中,为了有效控制角变形,须在焊接作业前设置一定的预变形量. 利用塞尺测量焊件焊缝处变形值,得到端部、1/4 路径以及 1/2 路径终点自由边处相应位移均值为 13.7 mm,与试验实测值的误差为 13.1%,两者计算结果较为吻合.

4　考虑残余应力和初始裂纹的疲劳寿命分析

焊接残余拉−压应力对材料疲劳寿命影响显著[21]. 在现场施工过程中,由焊接工艺等误差导致的焊缝初始裂纹扩展同样受到残余应力的影响. 通过利用已知的残余应力分布场,在焊件上受残余应力影响的特定区域引入初始裂纹. 通过裂纹扩展到一定深度时所需的外载荷循环次数 N,研究残余应力对疲劳寿命的影响.

4.1　初始裂纹的嵌入

针对焊件残余应力分布的不均匀特性,分别设定两种初始裂纹,分别命名为 Crack1 和 Crack2. 裂纹采用椭圆形表面裂纹,长半轴 a=4 mm,短半轴 b=2 mm,初始裂纹布置如图 16 所示. 图中裂纹前缘左端点 A=0 延伸至裂纹终端右端点 B=1,裂纹面均垂直于焊缝布置,其中一处位于焊缝中心(高残余应力区),另一处位于距离焊缝中心 135 mm 处的低残余应力区. 假设两种裂纹均沿最大环向拉应力作用面的方向扩展.

裂纹扩展疲劳的分析基于 FRANC3D 裂纹分析软件开展,通过局部模型与全局模型相结合的有限元模拟方法. 在局部模型中,插入裂纹并利用自适应网格重划分技术不断重新划分裂纹网格,随后通过合并节点的方式实现与全局模型的嵌入. 为确保应力强度因子的准确性和计算结果的可靠性,裂纹尖端由楔形的奇异单元构成,远端外载采用《钢结构设计标准》(GB 50017—2017)规定的 16 mm 厚度,同等级钢材容许应力幅值 σ=120 MPa,并以 R=0.1(12~120 MPa 的拉应力范围)循环加载. 远端外载沿垂直于裂纹面的方向施加,为了避免刚体位移,对 X 方向平动自由度进行了约束,具体边界条件及外载的施加见图 16.

4.2　焊接残余应力对疲劳寿命的影响

4.2.1　裂纹扩展速率模型

引入残余应力场为模型初始应力场,裂纹扩展模拟以应力叠加的方式实现. 通过多分析步分别求得远端外载单独作用及叠加残余应力场后的应力强度因子. 在不考虑残余应力时有效强度因子及应力比为

$$\Delta K_{\text{eff}} = K_{\max} - K_{\min} \tag{4}$$

$$R_{\text{app}} = K_{\min}/K_{\max} \tag{5}$$

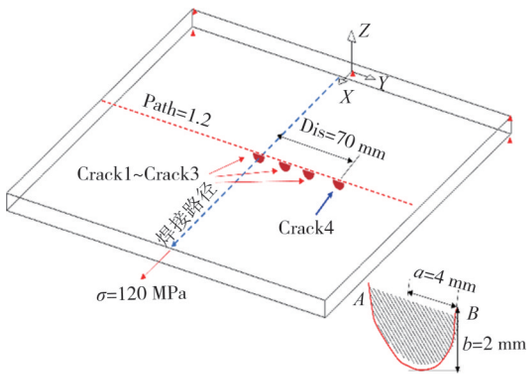


图 16 初始裂纹布置

Fig.16 Initial crack layout

耦合残余应力场后强度因子及应力比为

$$\Delta K_{\mathrm{eff}} = (K_{\max} + K_{\mathrm{r}}) - (K_{\min} + K_{\mathrm{r}}) \tag{6}$$

$$R_{\mathrm{eff}} = (K_{\min} + K_{\mathrm{r}})/(K_{\max} + K_{\mathrm{r}}) \tag{7}$$

式中:$K_{\max}$、$K_{\min}$分别为外载引起的应力强度因子最大值、最小值;K_{r}为考虑残余应力场作用下的应力强度因子.

由式(4)、式(5)可知,化简前后两公式强度因子计算结果相同,这表明残余应力的存在对应力强度因子范围并无影响,而应力比的计算则不同. 因此,为了避免由于残余应力的存在造成的应力比的改变,利用有效应力比实现残余应力的计入. 考虑到裂纹闭合效应、近门槛区与近断裂区等复杂的疲劳裂纹扩展特性的影响,选择 NASGRO V3 方程完成裂纹扩展的计算.

$$\frac{\mathrm{d}a}{\mathrm{d}N} = C\left[\frac{(1-f)}{(1-R)}\Delta K\right]^{n}\frac{(1-\Delta K_{\mathrm{th}}/\Delta K)^{p}}{(1-K_{\max}/K_{\mathrm{c}})^{q}} \tag{8}$$

式中:K_{c}为断裂韧性;ΔK_{th}为疲劳门槛值;$K_{\max}$为强度因子最大值;C、n为帕里斯(Paris)公式常数;p、q分别为考虑近门槛区、近断裂区疲劳裂纹特性常数;f为闭合效应函数,参数取自美国材料与试验协会(ASTM)材料库.

4.2.2 焊缝疲劳寿命

通过对 16 mm 厚的桥钢板的算例进行计算,结果表明,沿板厚方向残余应力基本上只在很小的范围内波动,因此可近似认为残余应力保持不变,这一结论与文献[18,21]中的研究结果一致. 因此,为了定量分析残余应力对疲劳寿命的影响程度,以 Weld2 焊接路径表面各特征点来描述各个裂纹的焊接残余应力水平,并开展相关研究.

假设初始裂纹深度为 2 mm,裂纹前缘尖端点的深度达到 6 mm 时终止计算. 以裂纹深度及荷载循环次数绘制 a-N 曲线,以反映纵向残余应力 σ_{11} 影响下的材料疲劳寿命,如图 17 所示.

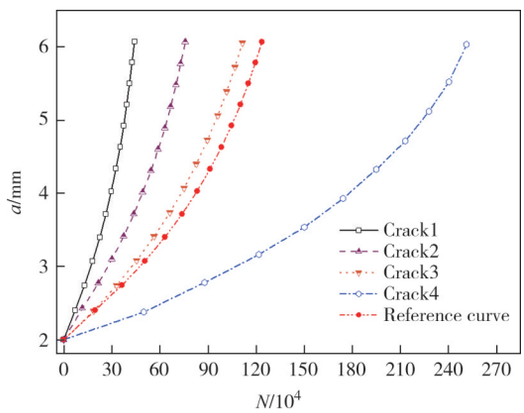


图 17 裂纹深度与荷载循环次数关系曲线

Fig.17 Relationship curve of crack depth with number of load cycles

图中“Reference curve”为 Crack1 裂纹在不考虑焊接残余应力影响下的 a-N 曲线. 由图 17 可知,焊接残余应力对焊缝区的 Crack1 裂纹的 da/dN 影响最为显著,焊接残余拉应力极大地提高了裂纹的扩展速率. Crack2 和 Crack3 位于残余拉应力较低的位置,相对于不受残余应力影响的参考曲线,裂纹扩展速率也有所增加. Crack4 位于残余压应力区域,其裂纹扩展速率远低于其他曲线.

表 7 给出了裂纹在有、无残余应力影响下扩展至设定深度所需的荷载循环次数. 结合图 17 和表 7,可以看出,根据 4 种裂纹前缘中点焊接残余应力大小(残余应力以拉为正),裂纹扩展速率呈现不同的变化趋势,从快到慢. 虽然 Crack4 焊接残余应力值仅为 $-0.08\sigma_{\mathrm{y}}$,但其疲劳寿命提高了 68.4%. 相反,在残余拉应力状态下,Crack1~ Crack3 的疲劳寿命均有不同程度的降低. 例如,尽管 Crack3 的残余应力仅为 $0.03\sigma_{\mathrm{y}}$,但它对疲劳寿命造成的影响达到了 -16.7%,这表明,即使是很小的残余压应力也可能显著提高疲劳寿命,而即使很小的残余拉应力也可能显著降低疲劳寿命. 与此相应,Crack3 对应的残余应力仅为 Crack1 对应残余应力的 2.9%,但对疲劳寿命的影响程度却相当于 Crack1 的 1/4,这表明,尽管焊接残余拉应力对疲劳寿命的影响呈线性关系,但该影响程度并不与应力大小成正比. 随着残余应力的增加,疲劳寿命提高的比例会显著减小,这进一步证明了式(3)、式(4)提出的残余应力仅对应力比产生影响,而不会对应力强度因子范围产生影响. 因此,残余应力与疲劳寿命之间存在间接性的影响关系,而非直

接影响. Crack3 和 Crack4 的残余应力大小相近,前者为拉应力,其对疲劳寿命的影响远小于 Crack4,前者使疲劳寿命降低 16.7%,而 Crack4 使疲劳寿命提高了 68.4%. 因此可以推断,残余应力的符号也会对疲劳寿命的大小造成影响,对于相同大小的不同应力类型,压应力对疲劳寿命的提高远大于拉应力对寿命的降低程度.

表 7　焊接残余应力与疲劳寿命关系

Tab. 7　Relationship between welding residual stress and fatigue life

初始裂纹编号	残余应力 σ_r/MPa	荷载循环次数/10^4		偏差/%
		无残余应力 N_0	有残余应力 N_r	
Crack1	385.4($1.12\sigma_y$)	123.6	44.1	−64.3
Crack2	48.4($0.14\sigma_y$)	131.2	75.8	−42.2
Crack3	11.2($0.03\sigma_y$)	133.8	111.4	−16.7
Crack4	−26.1($-0.08\sigma_y$)	149.2	251.3	68.4

注:偏差=$(N_r - N_0)/N_0$.

在本文选取的特征裂纹中,残余压应力直接降低了应力强度因子范围,迫使其接近甚至低于材料的疲劳裂纹扩展门槛值. 这同时导致了有效应力比和应力强度因子范围的降低,减缓了疲劳裂纹扩展速率,从而大幅度提高材料疲劳寿命.

5　结 论

本研究采用有限元软件对 16 mm 厚的桥钢板焊缝接头的残余应力场和变形场进行数值模拟,并通过室内试验验证了模型的准确性. 模拟结果与试验数据吻合良好,验证了事件序列技术在焊接模拟中的有效性. 据此,考虑初始裂纹缺陷及残余应力对疲劳寿命的影响,进一步预测了焊接接头的疲劳寿命. 主要结论如下:

1)在不同焊缝熔宽及熔深下,焊缝中心的纵向残余应力最大实测值分别为 438.6 MPa(Weld1)、423.3 MPa(Weld2),表明焊缝熔宽及熔深对纵向残余应力的影响相对较小. 而横向残余应力则对焊缝的几何形态表现出显著敏感性,不同几何形态下焊缝中心处横向残余应力相对偏差达 76.9%. 焊件施焊方向的变形呈现轻微的“马鞍状”,且随着施焊距离的增加,变形幅度逐渐加大,在焊缝边缘位置的平均变形量达到 13.67 mm.

2)利用“Event series+DFLUX”建立有限元模型的方法可以完美解决多焊缝模拟下因变形带来的模型不收敛的缺陷,且模型计算结果与实测数据吻合程度较高. 在 L2 路径(垂直于焊缝方向)下,距离焊缝 60 mm 范围内纵向残余应力主要表现为拉应力,最大值达到 415 MPa,超过材料屈服强度;横向残余应力在焊趾处达到峰值 205 MPa. 焊件变形以典型的平面外角变形为主,变形量随着远离焊缝中心呈线性增长,最大变形发生在焊件外缘,达 14.58 mm. 建议在实际工程中,针对纵向残余应力实施有效的控制手段,同时通过合理的预变形量设计以减小焊接变形,从而提高焊接结构的服役性能和可靠性.

3)残余应力类型对疲劳寿命的影响不同. 残余拉应力会逐渐降低疲劳寿命,其影响程度随着应力的增加而增大,但增长速率逐渐降低,如残余拉应力增加 37.2 MPa,其疲劳寿命降低了 25.5%. 而相同数值的残余压应力不仅降低了应力比,还缩小了应力强度因子的范围,显著提高了疲劳寿命,Crack4 中仅有 26.1 MPa 的残余压应力,但其疲劳寿命提高可达 68.4%.

参考文献

[1] 张迅,刘蕊,阮灵辉,等. 铁路钢桥结构噪声的研究进展[J]. 铁道学报,2019,41(1):126-137.
ZHANG X, LIU R, RUAN L H, et al. Review on noise radiated by railway steel bridges [J]. Journal of the China Railway Society, 2019, 41(1): 126-137. (in Chinese)

[2] GU Y, LI Y D, QIANG B, et al. Welding distortion prediction based on local displacement in the weld plastic zone[J]. Welding in the World, 2017, 61(2): 333-340.

[3] 顾颖, 冯倩, 任松波, 等. 焊接残余应力对对接接头疲劳裂纹扩展的影响[J]. 铁道科学与工程学报, 2021, 18(10): 2752-2760.
GU Y, FENG Q, REN S B, et al. Effects of welding residual stresses on fatigue crack growth behavior of butt joint[J]. Journal of Railway Science and Engineering, 2021, 18(10): 2752-2760. (in Chinese)

[4] FISHER J W. Improved performance through large scale dynamic testing of structures[C]//Proceedings Ⅱ W International Conference on Performance of Dynamically Loaded Welded Structures. New York: Welding Research Council, 1997.

[5] 严春妍,张浩,朱子江,等. X80管线钢多道激光-MIG复合焊残余应力分析[J]. 焊接学报,2021,42(9): 28-34.
YAN C Y, ZHANG H, ZHU Z J, et al. Analysis of welding residual stress in multi-pass hybrid laser-MIG welded X80 pipeline steel [J]. Transactions of the China Welding Institution, 2021, 42(9): 28-34. (in Chinese)

[6] 强斌,李亚东,顾颖,等. 钢桥对接焊缝残余应力及变形场数值

分析与试验验证[J]. 铁道学报,2017,39(9):134-139.
QIANG B, LI Y D, GU Y, et al. Numerical analysis and experimental verification on welding residual stress and deformation of butt weld plate for steel bridge[J]. Journal of the China Railway Society,2017,39(9):134-139.(in Chinese)

[7] 强斌,李亚东,顾颖,等. 钢桁梁桥主桁杆件厚板焊接残余应力空间分布试验研究[J]. 铁道学报,2019,41(3):128-133.
QIANG B,LI Y D,GU Y,et al. Experimental study on welding residual stress spatial distribution in thick plate for main member of steel truss bridge[J]. Journal of the China Railway Society, 2019,41(3):128-133.(in Chinese)

[8] 王强, 闫忠杰, 刘雪松, 等. 疲劳裂纹扩展过程中焊接残余应力重分布测试[J].焊接学报, 2019, 40(7): 139-142.
WANG Q, YAN Z J, LIU X S, et al. A novel method for evaluation of welding residual stress redistribution during fatigue crack growth[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2019,40(7): 139-142.(in Chinese)

[9] 管德清, 丁湘泽, 潘嫣然. 考虑残余应力影响的焊接结构疲劳总寿命预测方法[J]. 长沙理工大学学报(自然科学版),2020, 17(3): 15-21.
GUAN D Q, DING X Z, PAN Y R. A method for predicting the total fatigue life of welded joints considering residual stress[J]. Journal of Changsha University of Science and Technology (Natural Science),2020,17(3):15-21.(in Chinese)

[10] LÜ N C,WANG M H,HAO G D,et al. Finite element analysis of residual welding stresses and deformation for a 5A06 aluminum alloy plate[J]. Strength of Materials,2020,52(4):532-538.

[11] 何志刚, 蔺鹏臻, 刘应龙. 考虑焊接残余应力的钢桥面板U肋焊接处局部应力分析[J]. 工程科学与技术,2020,52(4): 132-140.
HE Z G,LIN P Z,LIU Y L. Local stress analysis in welding area of U-rib of steel deck considering welding residual stress[J]. Advanced Engineering Sciences, 2020, 52 (4) : 132-140. (in Chinese)

[12] 崔闯,卜一之,李俊,等. 钢箱梁面板与U肋焊接残余应力的分布特性[J]. 西南交通大学学报,2018,53(2):260-265.
CUI C,BU Y Z,LI J,et al. Distribution characteristics of welding residual stress at U deck-to-rib connection detail of steel box girder[J]. Journal of Southwest Jiaotong University, 2018, 53 (2):260-265.(in Chinese)

[13] HU M J,LI K J,CAI Z P,et al. A new weld material model used in welding analysis of narrow gap thick-walled welded rotor[J]. Journal of Manufacturing Processes,2018,34:614-624.

[14] LI C X,JI B H,YAO Y. Stress biaxiality-based residual stress assessment in welded T-joints using the blind-hole method[J]. Journal of Constructional Steel Research,2024,216:108610.

[15] KENDALL O, PARADOWSKA A, ABRAHAMS R, et al. Residual stress measurement techniques for metal joints, metallic coatings and components in the railway industry: a review[J]. Materials,2023,16(1): 232.

[16] SHAO Z Y, ZHANG C C, LI Y K, et al. A review of non-destructive evaluation (NDE) techniques for residual stress profiling of metallic components in aircraft engines [J]. Aerospace,2022,9(10):534.

[17] 黄钢,张清东,王春海,等. 钢板残余应力盲孔测量法试验及应用[J]. 焊接学报, 2020, 41(9): 49-59.
HUANG G, ZHANG Q D, WANG C H, et al. Experimental research on the blind hole-drilling method for measuring residual stress of steel plate [J]. Transactions of the China Welding Institution, 2020, 41(9): 49-59.(in Chinese)

[18] 冀伟,刘勇. 波形钢腹板梁焊接残余应力分布及试验验证[J]. 西南交通大学学报,2024,59(2):289-297.
JI W, LIU Y. Welding residual stress distribution and experimental verification of corrugated steel web girders [J]. Journal of Southwest Jiaotong University,2024,59(2):289-297.(in Chinese)

[19] 冯睿,王磊,陆万全,等. 焊剂片约束电弧焊T形接头温度场有限元模拟[J]. 兰州理工大学学报,2022,48(5):1-7.
FENG R, WANG L, LU W Q, et al. Numerical simulation of temperature field of flux bands constrained arc welding T-joint [J]. Journal of Lanzhou University of Technology,2022,48(5): 1-7.(in Chinese)

[20] DENG D A, 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.

[21] QIANG B,LI Y D,YAO C R,et al. Through-thickness welding residual stress and its effect on stress intensity factors for semi-elliptical surface cracks in a butt-welded steel plate [J]. Engineering Fracture Mechanics,2018,193:17-31.

[22] GOLDAK J,CHAKRAVARTI A,BIBBY M. A new finite element model for welding heat sources[J]. Metallurgical Transactions B, 1984, 15(2):299-305.

[23] 周灿丰,陈智,焦向东,等. API X65管道深水铺设GMAW横向焊接温度场[J]. 焊接学报,2020,41(9):60-68.
ZHOU C F,CHEN Z,JIAO X D,et al. Study on temperature field of GMAW horizontal welding for deep water laying of API X65 pipe [J]. Transactions of the China Welding Institution,2020,41(9): 60-68.(in Chinese)

[24] 邓德安,村川英一,麻宁绪. 相变塑性对低温相变钢焊接接头残余应力计算精度的影响[J]. 焊接学报,2014,35(8):9-12.
DENG D A, MURAKAWA EIICHI, MA N X. Influence of TRIP on calculated results of residual stress in a low temperature transformation steel joint[J]. Transactions of the China Welding Institution,2014,35(8): 9-12.(in Chinese)