

高强度 U 肋加劲钢板残余应力测试及模拟分析

肖维思¹, 王佳², 刘玉擎¹, 黄李骥³

(1. 同济大学 桥梁工程系, 上海 200092; 2. 新南威尔士大学 基础设施与安全工程研究中心, 悉尼 2052;

3. 中交公路规划设计院有限公司, 北京 100010)

摘要: 为研究 Q420 级高强度 U 肋加劲钢板纵向焊接残余应力分布特点及影响因素, 利用切割法对 U 肋加劲钢板进行了纵向残余应力测试, 通过三维实体热弹塑性有限元模型和单元生死技术模拟了焊缝填充和焊接过程, 比较分析了高强度钢和普通强度钢的残余应力分布特点, 探讨了母板厚度及 U 肋的厚度、间距、宽度、高度对加劲板焊接残余应力的影响。研究表明, U 肋两侧的焊接先后顺序并不影响加劲板的残余应力分布; 非焊接区域残余压应力峰值和分布特点与板件材料的屈服强度基本不相关; 板件厚度、U 肋顶宽和 U 肋高度是影响高强度 U 肋加劲钢板焊接残余应力的主要因素。

关键词: 高强度钢; 加劲板; U 肋; 残余应力; 模型试验

中图分类号: TG404

文献标志码: A

Experimental and Numerical Analysis of Welding Residual Stress in High Strength U-Rib Stiffened Steel Plates

XIAO Weisi¹, WANG Jia², LIU Yuqing¹, HUANG Liji³

(1. Department of Bridge Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China; 2. Centre for Infrastructure Engineering and Safety, The University of New South Wales, Sydney 2052, Australia; 3. CCCC Highway Consultants Co., Ltd., Beijing 100010, China)

Abstract: To study the distribution characteristics and influencing factors of longitudinal welding residual stresses in high strength U-rib stiffened steel plates of Q420 grade, the model test of longitudinal residual stresses in U-rib stiffened steel plates were measured using the method of sectioning technique. Besides, a 3-D solid thermal elastic plastic finite element method (FEM) was developed by using an element birth and death method to simulate the process of weld filler variation and welding, and the residual stress distribution between high strength steel and common strength steel was analyzed. Furthermore, the effects of flange thickness, U-rib thickness, space, width and height on welding residual

stresses were studied comparatively. The results show that the welding sequence in bilateral rib has no effect on stress distribution. The longitudinal compressive residual stresses out of weld zone is irrelevant to yield strength. Plate thickness, U-rib width and height are the main factors affecting welding residual stresses in high strength U-rib stiffened steel plates.

Key words: high strength steel; stiffened plates; U-rib; residual stress; model test

高强度钢材较普通强度钢材在力学性能方面具有显著优点, 并被越来越多地应用在桥梁工程领域^[1-2]. U 肋加劲钢板是桥梁结构中承压的主要受力构件, 板件纵向焊接残余应力能够对加劲钢板受压构件的整体和局部稳定性产生重要影响. U 肋加劲钢板在焊接过程中热膨胀受到约束时产生热应力, 焊缝附近的热应力超过材料屈服强度形成塑性热压缩, 冷却后该区域相对其他位置有所缩短产生残余拉应力, 周围区域通过自平衡产生残余压应力^[3]. 国内在桥梁工程领域针对加劲板受压构件考虑纵向残余应力影响的受力性能研究主要集中在普通强度钢材上^[4], 因此有必要对桥梁用国产 Q420 级高强度钢的纵向残余应力分布进行试验测试及数值分析, 探讨残余应力的影响因素.

Deng 等^[5]通过数值模拟和试验测试对比分析了翼缘厚度对焊接变形的影响, 提出了角变形的生成机制并指出沿焊缝的横向收缩变形分布基本不受翼缘厚度的影响. Perić 等^[6]等运用热成像技术测试了焊接构件的温度分布, 提出了使用壳体单元模型计算焊接残余应力和变形的计算方法. 上述计算分析均建立在普通强度钢的基础上, 对屈服强度在 420 MPa 及以上的钢材适用性缺乏代表性研究, 而且在

收稿日期: 2015-12-17

基金项目: 交通运输部建设科技项目(2011318494890)

第一作者: 肖维思(1987—), 男, 博士生, 主要研究方向为组合结构桥梁. E-mail: 1310238@tongji.edu.cn

通讯作者: 刘玉擎(1962—), 男, 教授, 博士生导师, 工学博士, 主要研究方向为组合结构桥梁. E-mail: yql@tongji.edu.cn

构件几何尺寸及材料强度变化对残余应力分布的影响方面也没有进行系统研究. 班慧勇等^[7-8]分别对屈服强度为 460 MPa 的工字形截面和箱形截面的残余应力开展了试验测试, 并指出高强度钢的残余应力与屈服强度的比值明显小于普通钢. 然而上述研究是针对建筑结构用钢进行的残余应力分析, 对桥梁用钢在 U 肋坡口角焊缝的适用性有待进一步探讨.

本文针对国产 Q420 级高强度钢及 Q345 级普通钢的 U 肋加劲钢板进行切割法残余应力测试, 并与有限元模拟计算结果比较, 分析不同尺寸参数和材料强度下纵向残余应力的变化规律, 给出相应的残余应力分布, 为以后高强度加劲钢板受压稳定承载性能研究提供基础数据.

1 模型测试及结果分析

1.1 试件构造及分组

图 1 和表 1 给出 U 肋加劲板模型试件构造、分组及截面尺寸, 两组编号为 BJ-CS 和 BJ-HS. 除材料强度不同外, 尺寸和加工过程均相同. 试件 BJ-CS 和 BJ-HS 钢材分别选用 Q345 和 Q420, 其力学性能指标符合《低合金高强度结构钢》(GB/T1591—2008) 和《桥梁用结构钢》(GB/T714—2008) 相关要求. Q345 和 Q420 钢材参照《金属材料拉伸试验第 1 部分: 室温试验方法》进行强度测试, 其屈服强度分别为 351.4 和 425.2 MPa.

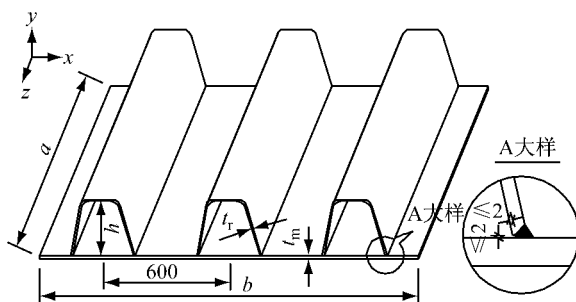


图 1 试件构造及尺寸(单位:mm)

Fig.1 Structural dimension of specimens (unit:mm)

表 1 试件分组

Tab.1 Specimen group

编号	强度	钢板号	a/mm	b/mm	h/mm	t_m /mm	t_r /mm
BJ-CS	Q345	3005356A	2 250	1 800	280	16	8
		2031895A					
BJ-HS	Q420	3005380A	2 250	1 800	280	16	8
		2030767A					

图 2 为切割前的测试试件, 采用气体保护焊, 并通过相关焊接工艺评定测试. 焊接电流为 300~340

A、电压为 32~34 V、焊接速度为 $6\sim 7 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$, 沿着板件纵向的一个自由端向另一个自由端焊接. 焊接过程试件自由放置并且可以随温度变化自由伸缩, 以确保结构不受到外界约束而产生自应力和次应力.

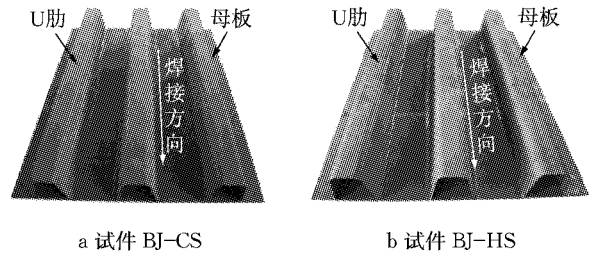


图 2 测试试件

Fig.2 Test specimens

1.2 测试方法

已有研究表明, 在操作规范的情况下, 切割法对于残余应力的测试较为简便及可靠, 通过切条对残余应力的释放可使测量结果更接近于真实值^[7]. 此次试验采用引入热量小、加工精度高的电火花数控线切割技术, 结合手持式应变仪进行测试. 测试过程分为 3 个步骤, 即: 标记分割条带, 钻孔测距; 切割条带释放残余应力; 测量应力释放后孔距, 得出纵向残余应力分布形式.

图 3 所示为焊接板件进行残余应力的切割法测试. 选取试件中部纵向长度 320 mm 的节段, 使用电火花线切割机切出宽度 20 mm 的切条. 利用对称性, 在试件横截面方向取一半节段, 以减少切割时间. 用手持式应变仪(基距 250 mm、量程 $\pm 5 \text{ mm}$)测得每个切条沿纵向长度的变化得到纵向残余应变, 并计算出纵向残余应力. 结合每个分割条带在截面上的位置, 得到全截面分布的纵向残余应力.

图中 Flange-1, Flange-2 和 Flange-3 分别有 13 组数据, 其中 BJ-HS 的 Flange-3 靠近 U 肋中心线位置的切条加工过程损坏, 剩 12 组数据. Rib-1, Rib-2 和 Rib-3 分别为 U 肋平面位置的切割段, 由于肋板圆弧过渡处无法实现切割而保留, 每段共有 13 组数据. 根据所测数据即可得到板件沿焊接方向 (z 向) 的纵向残余应力.

1.3 测试结果及分析

图 4 为试件 BJ-CS 和 BJ-HS 的纵向残余应力测试结果. 图中测点数据间的连线是为便于观察结果的分布规律, 不代表两测点之间的应力数值. 负号表示该位置存在残余压应力, 正号表示存在残余拉应力.

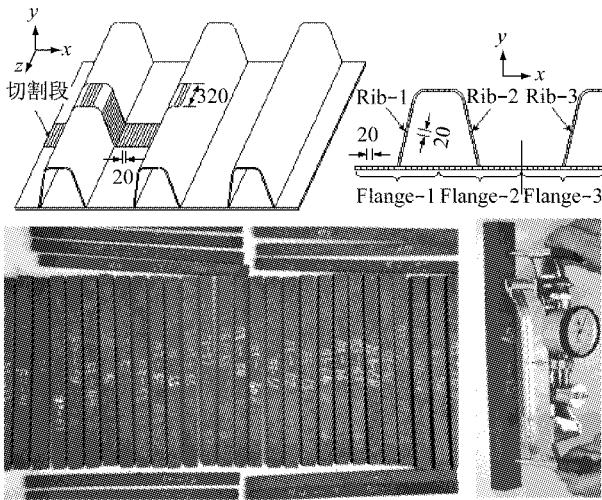


图 3 试件切割及测试方法(单位:mm)

Fig.3 Cutting and testing methods of sectioned specimens(unit: mm)

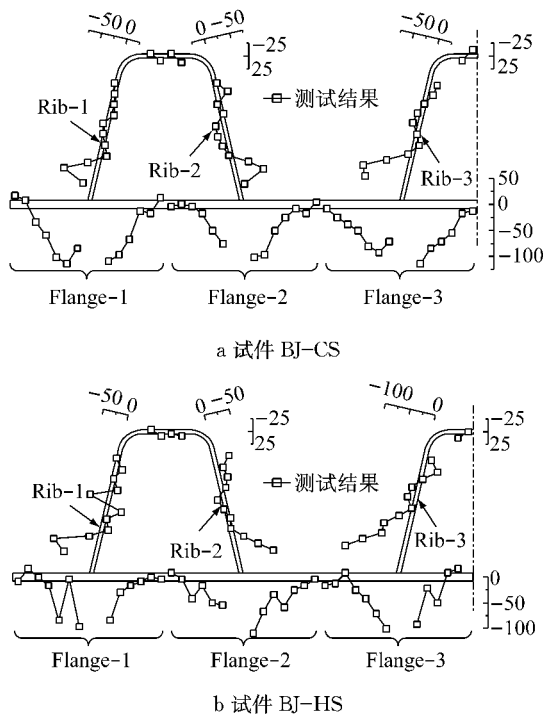


图 4 残余应力测试结果(单位:MPa)

Fig.4 Testing results of residual stresses(unit:MPa)

对于普通强度和高强度 U 肋加劲钢板,横截面大部分区域均存在纵向残余压应力,且在焊缝附近压应力数值较大,而随着远离焊缝残余应力的数值逐渐减小。

利用双变量相关性来判断不同位置的残余应力分布趋势是否类似。采用 Pearson 相关系数 r 表示两个变量的相关程度^[9],即

$$r = \frac{\sum (x_1 - \bar{x}_1)(x_2 - \bar{x}_2)}{\sqrt{\sum (x_1 - \bar{x}_1)^2 \sum (x_2 - \bar{x}_2)^2}} \quad (1)$$

式中: x_1, x_2 分别为两组变量; \bar{x}_1, \bar{x}_2 分别为两组变量的均值。 r 是一个描述线性相关强度的量,取值范围是 $0 < |r| < 1$,相关系数趋近于 1 表示两组变量具有很强的相关性,若系数越接近于 0 表示两组变量相关关系越弱。

表 2 分别为试件 BJ-CS 和 BJ-HS 的母板和 U 肋上每两组变量的相关系数以及双侧显著性检验结果。对于两种钢材强度的板件,母板或 U 肋上每两组变量分别具有较强的相关性,且在 0.01 水平或 0.05 水平上显著相关。普通强度和高强度钢板件母板和 U 肋上的残余应力分布均分别沿各 U 肋中心线对称分布,U 肋两侧的焊接先后顺序并不影响板件纵向残余应力分布。

表 2 双变量相关性分析及显著性检验

测试部位	BJ-CS		BJ-HS	
	相关系数	显著性检验	相关系数	显著性检验
Flange-1	0.836	0	0.615	0.025
Flange-2				
Flange-2	0.797	0.001	0.709	0.010
Flange-3				
Rib-1	0.754	0.003	0.683	0.010
Rib-2				
Rib-2	0.697	0.008	0.692	0.009
Rib-3				

2 模拟计算与测试结果的比较分析

2.1 焊接热分析模型

引入瞬态热分析方法,计算在每个单位时间内模型的整体温度分布情况,模拟连续时间段内由焊接热传递所产生的温度场变化。在热分析中,瞬态非线性热传递控制方程为

$$\frac{\partial}{\partial x} (K_x \frac{\partial T}{\partial x}) + \frac{\partial}{\partial y} (K_y \frac{\partial T}{\partial y}) + \frac{\partial}{\partial z} (K_z \frac{\partial T}{\partial z}) = \rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} - Q_v \quad (2)$$

式中: K_x, K_y, K_z 分别为 x, y, z 方向的导热系数; T 为温度; ρ 为密度; c_p 为比定压热容; t 为单位时间; Q_v 为内热源功率。 K_x, K_y, K_z, ρ 及 c_p 随温度变化的取值见图 5。

Q_v 与有效热生成率 H 相关, H 表达式为

$$H = \frac{\eta UI}{A_{weld} v} \quad (3)$$

式中: η 为焊接效率,对于气体保护焊可取 70%; U 和 I 分别为焊接电压和电流,取值为 33 V 和 300 A; A_{weld} 为焊缝截面面积; v 为焊接速度。

在对流边界上有

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial n} = \alpha(T - T_f) \quad (4)$$

式中： λ 是 n 方向导热系数，与 K_x, K_y, K_z 相关； $\partial T / \partial n$ 表示温度在 n 方向上的导数； α 为边界上物体与周围介质间的换热系数，根据 Lee 等^[10]的研究成果，取值 $20 \text{ W} \cdot (\text{m}^2 \cdot \text{K})^{-1}$ ； T_f 为周围介质温度，取值 $25 \text{ }^\circ\text{C}$ 。

在给定温度的边界上有

$$T|_{t=0} = T(x, y, z) \quad (5)$$

式中： $T(x, y, z)$ 为焊接初始时刻温度，与 T_f 相关。

由于加工工艺、材料强度、化学成分等不同，钢材的热物理特性存在差异。图 5、图 6 为在主要参考了国内外关于 Q345 及以上的钢材高温屈服强度和弹性模量^[11-18]等参数后所给的数据。其中 Q345 和 Q420 钢材在密度、比热容、导热系数和线膨胀系数上取相同值，焊材特性与钢板特性相同。

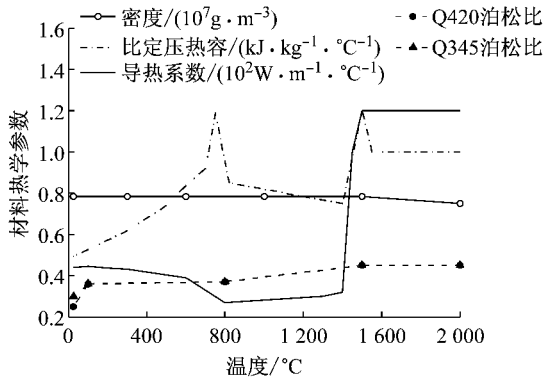


图 5 钢材热物理特性

Fig. 5 Thermophysical properties of steel

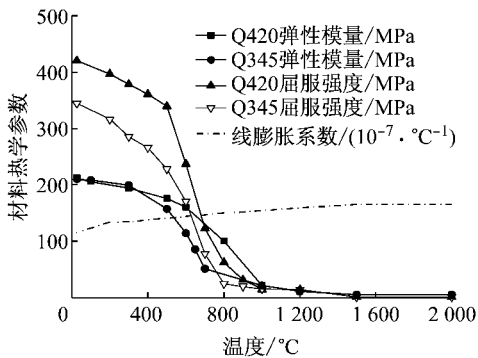


图 6 钢材热力学特性

Fig. 6 Thermodynamic properties of steel

2.2 焊接应力场分析模型

将热单元转化为结构单元，通过将热分析中得到的温度历程以体荷载的形式施加在结构上进行力学计算，进而求得相应的残余应力和变形。即总应变

微分增量为

$$\{d\epsilon\} = \{d\epsilon^T\} + \{d\epsilon^e\} + \{d\epsilon^p\} \quad (6)$$

$$\{d\epsilon^T\} = \{\alpha + \frac{\partial \alpha}{\partial T} T\} dT \quad (7)$$

$$\{d\epsilon^e\} = [D^e]^{-1} \{d\sigma\} + \frac{\partial [D^e]^{-1}}{\partial T} \{\sigma\} dT \quad (8)$$

$$\{d\epsilon^p\} = \chi \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} \quad (9)$$

式中： ϵ^T 为热应变； ϵ^e 为弹性应变； ϵ^p 为塑性应变； $[D^e]$ 为弹性刚度矩阵； f 为材料屈服函数。

弹塑性本构方程考虑了 Von Mises 屈服准则、温度依存力学特性和线性随动强化准则并计入大变形效应，其应力-应变关系为

$$\{d\sigma\} = [D] \{d\epsilon\} - \{C\} dT \quad (10)$$

式中： $[D]$ 为弹塑性矩阵； $\{C\}$ 为反映应力增量的参数。

2.3 有限元模型

图 7 所示为 U 肋加劲钢板模型试件的三维热弹塑性有限元模型。由于相邻 U 肋焊接顺序并不影响残余应力分布，利用结构及纵向残余应力分布的对称性对模型简化，以 U 肋对称中心线为参考选取半边，母板宽度为 U 肋中线间距的一半。在焊缝附近，单元网格划分较密，远离区域网格间距较大，焊接方向单元网格长度为 2 mm ，焊接速度为 $6 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ 。焊缝形状的选取一方面以实际焊接形状作为参考，另一方面根据欧洲钢桥规范 (EN1993-2:2006) 规定，坡口角焊缝距 U 肋边界不大于 2 mm ，U 肋距母板高度不超过 2 mm 。

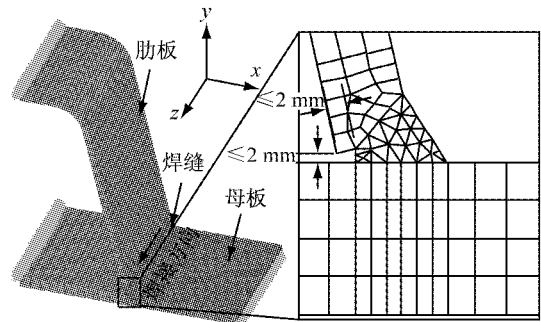


图 7 有限元模型

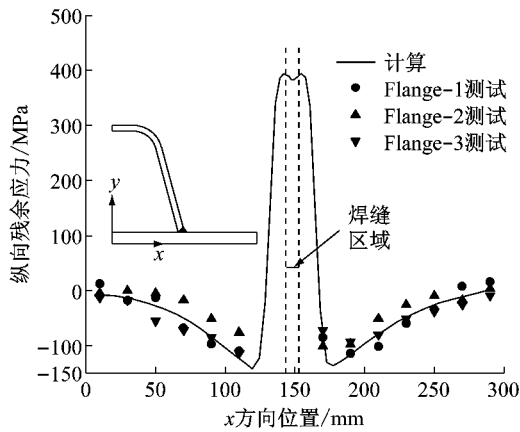
Fig. 7 Finite element model

根据焊接平台边界条件，在半结构对称中心施加 x 方向平动自由度约束，U 肋外侧母板边缘施加 y 方向平动自由度约束。在热分析过程中，焊缝单元根据单元生死技术随着焊接热源的移动而同步激活，焊接完成后，U 肋与母板通过与焊缝间的耦合相互连接。

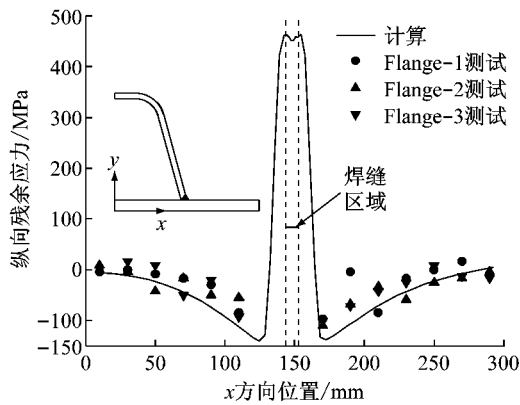
2.4 计算与测试结果的比较分析

在提取有限元计算结果时,按照截面平均应力的概念以便与试验结果对应.其中截面横向某位置处的截面平均纵向残余应力 $\sigma = \frac{\sum(\sigma_x dA)}{\sum(dA)}$, 即该位置处的内力与面积 A 的比值.

图 8 为 U 肋加劲钢板母板测试与有限元计算的结果比较.在 x 方向 0~110 mm 以及 170~290 mm 区间的非焊接区域,Q345 强度与 Q420 强度的母板残余应力结果分布相似,表明有限元计算能够反映实际纵向残余应力分布状态.从计算值分布趋势来看,纵向残余应力从拉应力峰值到压应力峰值的下降幅度较大.



a Q345 加劲钢板

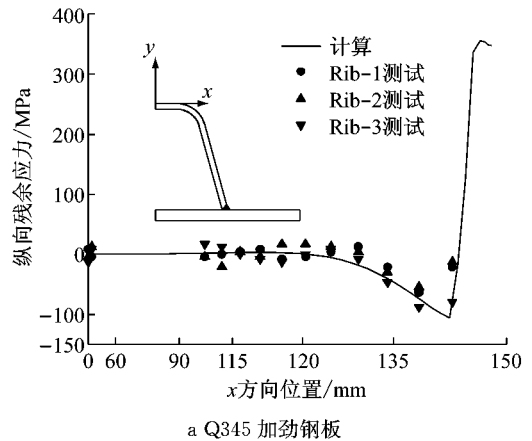


b Q420 加劲钢板

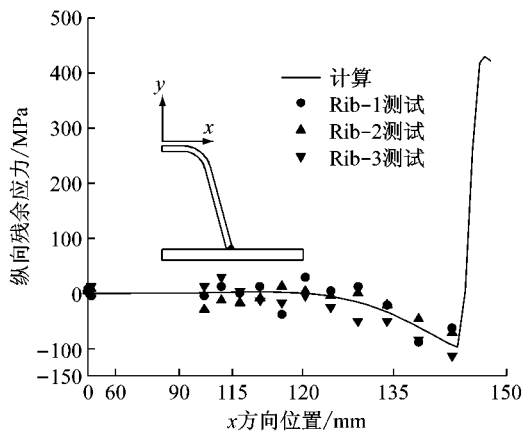
图 8 母板残余应力的比较

Fig.8 Comparison of residual stresses of flanges

图 9 为加劲板 U 肋残余应力测试与有限元计算值的比较.图中横坐标表示测点距坐标原点的水平距离,坐标长度不等比例显示以便于描述焊缝附近的残余应力分布情况.在 x 方向 0~145 mm 区间的非焊接区域,Q345 强度与 Q420 强度的 U 肋残余应力有限元计算与测试结果吻合较好.



a Q345 加劲钢板



b Q420 加劲钢板

图 9 U 肋残余应力的比较

Fig.9 Comparison of residual stresses of U rib

高强度和普通强度 U 肋加劲钢板纵向残余应力分布模式基本相似,即板件大部分区域为残余压应力,靠近焊缝处有较大的残余拉应力,材料强度不同影响板件残余压应力的大小和分布宽度.高强度钢和普通强度钢的母板及 U 肋残余拉应力最大值均达到材料的屈服强度,且高强度钢残余拉应力范围稍小于普通强度钢.综合母板和 U 肋纵向残余压应力,其应力峰值和分布特点基本上与材料屈服强度无关,根据压应力与屈服强度的比值,高强度钢的比值明显小于普通强度钢.

3 残余应力影响因素模拟分析

如表 3 所示,为研究加劲板母板厚度、U 肋厚度、U 肋间距、U 肋顶宽和 U 肋高度对纵向焊接残余应力分布的影响,依据工程常用尺寸及《公路钢结构桥梁设计规范》(JTG D64—2015)对 U 肋加劲钢板几何尺寸要求,变化上述参数,建立 4 组共计 17 个有限元模型.

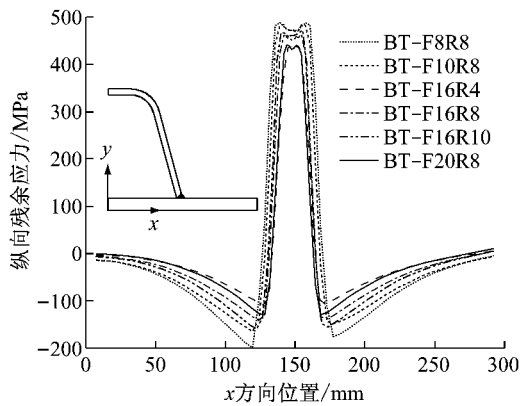
表 3 模型参数设计

Tab.3 Modular parameterization design mm

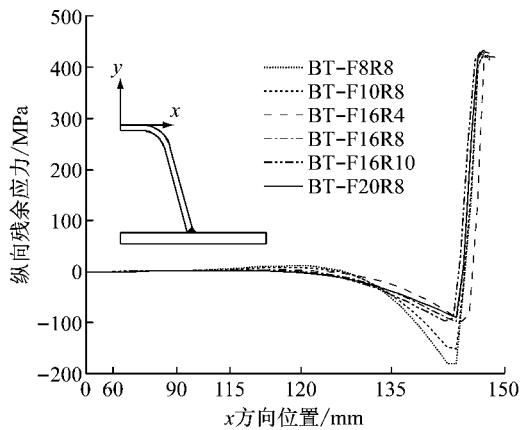
模型编号	母板厚度	U 肋厚度	U 肋间距	U 肋顶宽	U 肋高度
BT-F8R8	8	8	600	340	280
BT-F10R8	10	8	600	340	280
BT-F16R4	16	4	600	340	280
BT-F16R8	16	8	600	340	280
BT-F16R10	16	10	600	340	280
BT-F20R8	20	8	600	340	280
BS-250	16	8	500	340	280
BS-350	16	8	700	340	280
BS-400	16	8	800	340	280
BW-200	16	8	600	200	280
BW-300	16	8	600	300	280
BW-400	16	8	600	400	280
BW-500	16	8	600	500	280
BH-150	16	8	600	340	150
BH-180	16	8	600	340	180
BH-220	16	8	600	340	220
BH-320	16	8	600	340	320

3.1 板件厚度

图 10 为 U 肋加劲钢板在不同板件厚度时的纵向残余应力. 比较 BT-F8R8, BT-F10R8, BT-F16R8 和 BT-F20R8 的残余应力分布, 将母板厚度由 8 mm



a 母板



b U 肋

图 10 板件厚度影响

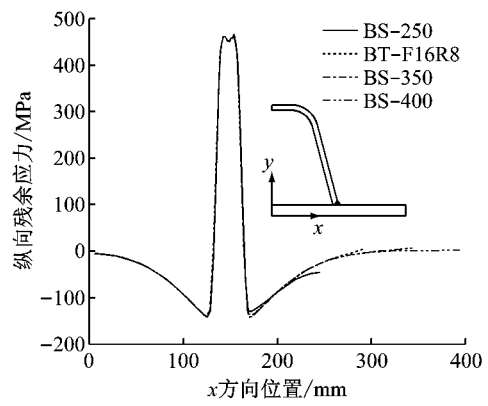
Fig.10 Effect of plate thickness

增加至 20 mm, 母板和 U 肋非焊接区域的纵向残余压应力均有所减小, 其中母板压应力峰值数值从约 200 MPa 减小到约 130 MPa, U 肋压应力峰值数值从 180 MPa 降低到 90 MPa. 比较 BT-F16R4, BT-F16R8 和 BT-F16R10 的残余应力分布, 将 U 肋厚度由 4 mm 增加至 10 mm, 母板非焊接区域纵向残余压应力增大, 从约 110 MPa 增至约 160 MPa. U 肋非焊接区域纵向残余压应力数值基本不变, 但峰值点逐渐远离焊缝.

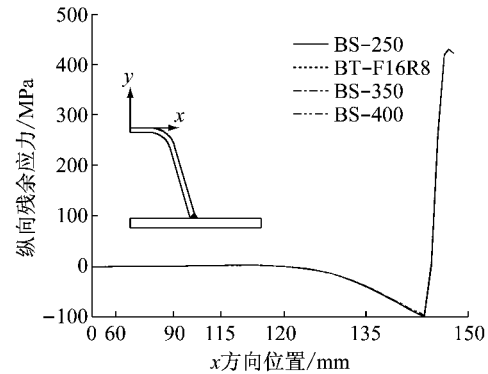
U 肋厚度不变时, 熔池形态并不发生改变, 焊接热输入恒定, 母板厚度增厚使得纵向残余拉应力数值及分布区域减少. 由于纵向残余应力在板件内部自平衡, 因此相应的压应力随之降低. 当 U 肋厚度增加, 熔池面积扩大, 导致母板的纵向残余拉应力及压应力均有所增大.

3.2 U 肋间距

图 11 给出了 U 肋间距对板件的纵向残余应力的影响. 4 组计算模型中母板和 U 肋上的纵向残余应力没有变化, 说明 U 肋间距并不影响 U 肋加劲钢板残余应力的分布.



a 母板



b U 肋

图 11 U 肋间距影响

Fig.11 Effect of plate spacing

U 肋外侧母板长度随 U 肋间距增加而增加, 但

焊接位置及热输入未发生变化. 在焊缝附近的一定区域内, 母板与 U 肋纵向残余应力已达到自平衡, 远离焊缝处的板件已基本无残余应力, 因此增加 U 肋间距并未影响 U 肋及母板残余应力分布.

3.3 U 肋顶宽及高度

图 12 为调整 U 肋顶部宽度后板件的纵向残余应力分布情况, 母板的纵向残余应力基本上不受 U 肋顶宽参数变化的影响. 将 U 肋顶宽由 200 mm 增至 500 mm, U 肋的纵向残余压应力峰值基本保持不变, 而其位置逐渐靠近焊缝, 压应力峰值位置在 x 轴上的坐标由 140 mm 增加至 147 mm.

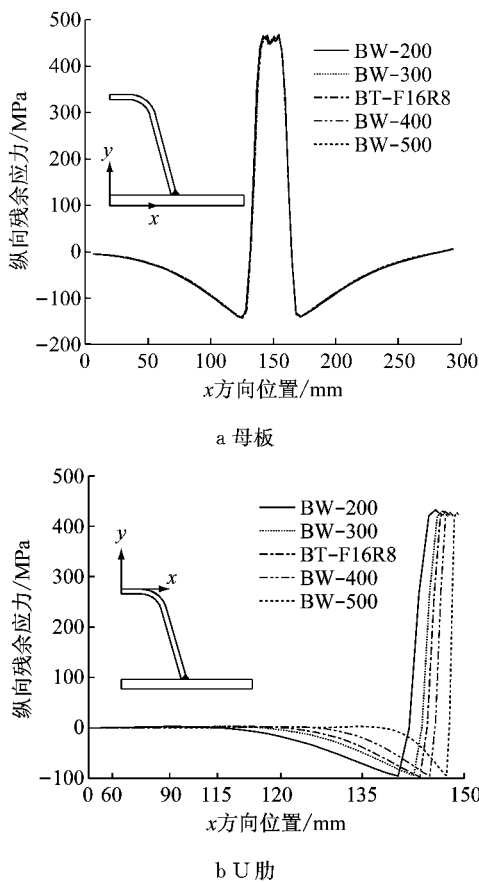


图 12 U 肋顶宽影响
Fig. 12 Effect of U-rib width

图 13 给出了调整 U 肋高度后板件的纵向残余应力分布情况. 对于母板, U 肋高度的变化不会改变其纵向残余应力的分布. 而对于 U 肋, 纵向残余压应力有较为明显的变化. U 肋高度由 150 mm 增加到 320 mm, 其残余压应力的峰值大小基本没有变化, 而峰值位置随着肋板高度的增加逐渐向焊缝方向靠近, 峰值位置在 x 轴上的坐标由 138 mm 增加至 144 mm.

随着 U 肋顶宽及高度的增加, U 肋竖板与母板逐渐垂直. 由于焊接热输入不变, 母板纵向残余应力

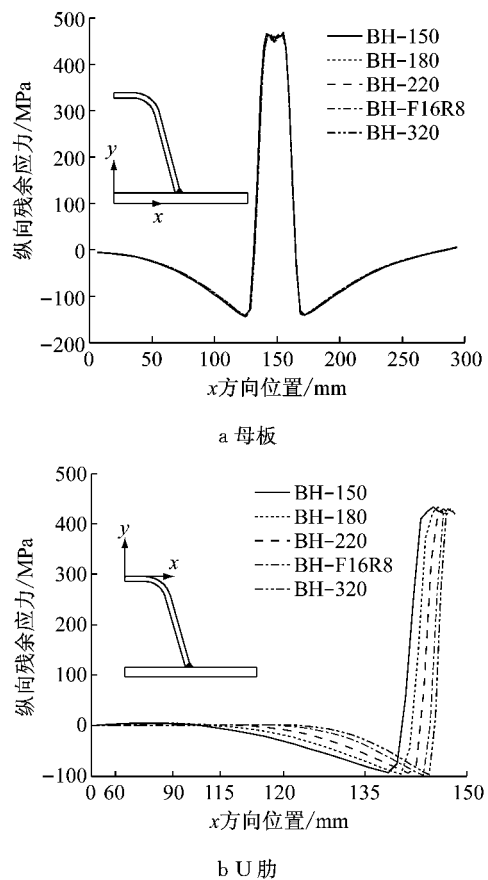


图 13 U 肋高度影响
Fig. 13 Effect of U-rib height

基本不变; U 肋纵向残余压应力峰值大小及相对焊缝的绝对距离也变化不大, 但其距焊缝水平投影距离随 U 肋顶宽及高度的增加而减小, 因此 U 肋压应力峰值不变并逐渐靠近焊缝.

4 结论

(1) 通过切割法试验测试了高强度 U 肋加劲钢板的纵向残余应力, 利用相关性检验比较分析了母板和 U 肋的应力分布. 结果表明, U 肋加劲钢板纵向残余应力沿 U 肋中心线对称分布, U 肋两侧的焊接先后顺序并不影响板件的残余应力分布.

(2) 基于三维实体热弹塑性有限元模型和热-力耦合法对焊接残余应力进行瞬态分析, 采用单元生死技术模拟焊接过程并与测试结果进行比较, 模拟分析与试验结果相一致.

(3) 在焊接区域, 高强度钢与普通强度钢的纵向残余拉应力均达到屈服强度, 高强度钢拉应力分布区域略小于普通强度钢; 在非焊接区域, 高强度钢与普通强度钢在纵向残余压应力峰值和分布特点上基本一致. 高强度钢残余压应力峰值与屈服强度的

比值小于普通强度钢。

(4) 对高强度 U 肋加劲钢板纵向残余应力分布特点进行了参数化分析,影响纵向残余应力的主要因素是母板及 U 肋板厚、U 肋顶宽和 U 肋高度。

参考文献:

- [1] International Association for Bridge and Structural Engineering. Use and application of high-performance steels for steel structures[M]. Zurich: IABSE, 2005.
- [2] Shi G, Hu F, Shi Y. Recent research advances of high strength steel structures and codification of design specification in China [J]. International Journal of Steel Structures, 2013, 14(4): 606.
- [3] 洪渊. 焊接结构学[M]. 北京: 机械工业出版社, 2008. HONG Yuan. Welding structure [M]. Beijing: Machinery Industry Press, 2008.
- [4] Xin H, Liu Y, He J, *et al.* Experimental and analytical study on stiffened steel segment of hybrid structure[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2014, 100(13): 237.
- [5] 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.
- [6] Perić M, Tonković Z, Rodić A, *et al.* Numerical analysis and experimental investigation of welding residual stresses and distortions in a T-joint fillet weld [J]. Materials & Design, 2014, 53(1): 1052.
- [7] 班慧勇, 施刚, 石永久, 等. 国产 Q460 高强度钢材焊接工字形截面残余应力试验及分布模型研究 [J]. 工程力学, 2014(6): 60. BAN Huiyong, SHI Gang, SHI Yongjiu, *et al.* Experimental investigation and modelling of residual stress in Q460 high strength steel welding I sections [J]. Engineering Mechanics, 2014(6): 60.
- [8] BAN Huiyong, SHI Gang, SHI Yongjiu, *et al.* Residual stress of 460 MPa high strength steel welded box section: experimental investigation and modelling [J]. Thin-Walled Structures, 2013, 64(4): 73.
- [9] 吴喜之. 统计学: 从数据到结论[M]. 北京: 中国统计出版社, 2004. WU Xizhi. Statistics: from data to theory [M]. Beijing: China Statistics Press, 2004.
- [10] Lee C K, Chiew S P, Jiang J. 3D residual stress modelling of welded high strength steel plate-to-plate joints [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2013, 84(5): 94.
- [11] 屈立军, 李焕群, 王跃琴, 等. 国产钢结构用 Q345(16Mn) 钢高温力学性能的恒温加载试验研究 [J]. 土木工程学报, 2008, 41(7): 33. QU Lijun, LI Huanqun, WANG Yueqin, *et al.* Material properties of Q345 (16Mn) steel under loading and constant temperature [J]. China Civil Engineering Journal, 2008, 41(7): 33.
- [12] 李国强, 陈凯, 蒋首超, 等. 高温下 Q345 钢的材料性能试验研究 [J]. 建筑结构, 2001, 31(1): 53. LI Guoqiang, CHEN Kai, JIANG Shouchao, *et al.* Experimental studies on high-temperature material properties of Q345 steel [J]. Building Structure, 2001, 31(1): 53.
- [13] 王卫永, 刘兵, 李国强. 高强度 Q460 钢材高温力学性能试验研究 [J]. 防灾减灾工程学报, 2012, 32(S1): 30. WANG Weiyong, LIU Bing, LI Guoqiang. Experimental study on mechanical properties of Q460 high strength steel at elevated temperature [J]. Journal of Disaster Prevention and Mitigation Engineering, 2012, 32(S1): 30.
- [14] 王跃琴. 16Mn 结构钢的高温力学性能试验研究 [D]. 西安: 西安科技大学, 2006. WANG Yueqin. Experimental research on mechanical behaviours of structural steel 16Mn at elevated temperatures [D]. Xi'an: Xi'an University of Science and Technology, 2006.
- [15] Outinen J, Makelainen P. Mechanical properties of structural steel at elevated temperatures and after cooling down [J]. Fire and Materials, 2004, 28(2-4): 237.
- [16] Chen J, Young B, Uy B. Behavior of high strength structural steel at elevated temperatures [J]. Journal of Structural Engineering, 2006, 132(12): 1948.
- [17] 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.
- [18] Deng D, Luo Y, Serizawa H, *et al.* Numerical simulation of residual stress and deformation considering phase transformation effect [J]. Transactions of JWRI, 2003, 32(2): 325.