

祝陈,傅中秋,袁周致远,等.气动冲击对顶板-U肋焊接残余应力的影响[J].湖南科技大学学报(自然科学版),2020,35(4):42-49. doi:10.13582/j.cnki.1672-9102.2020.04.007

Zhu C, Fu Z Q, Yuanzhou Z Y, et al. Influence of Pneumatic Impact on Welding Residual Stress of Deck-U Rib Weld [J]. Journal of Hunan University of Science and Technology (Natural Science Edition), 2020, 35 (4): 42 - 49. doi: 10. 13582/j.cnki.1672-9102.2020.04.007

气动冲击对顶板-U肋焊接残余应力的影响

祝陈,傅中秋*,袁周致远,孙童,赵嘉玮

(河海大学 土木与交通学院,江苏 南京 210098)

摘要:为研究气动冲击技术对钢桥面板焊接结构残余应力场的影响,建立气动冲击处理顶板-U肋焊接有限元模型.首先对顶板-U肋焊接进行模拟,得到顶板-U肋焊接残余应力场的分布.焊接结果表明:顶板-U肋连接焊缝区域存在较大的残余应力,焊趾及焊根中部位置处存在较大的横向拉应力.在此基础上,建立气动冲击处理焊缝的动力学模型,研究冲击速度、角度和冲击头大小对焊趾附近横向应力的影响.气动冲击结果表明:气动冲击可以将焊缝处的残余拉应力转为残余压应力,形成半椭圆形的压应力区,并通过试验对模型进行了验证.冲击参数中,冲击速度和冲击头尺寸对横向应力的影响较大,冲击速度及冲击头尺寸的增大,能提高压应力值大小及压应力区的范围.

关键词:顶板-U肋;焊接模拟;残余应力;气动冲击模拟;应力时程曲线;压应力区;冲击参数

中图分类号:U443.31 **文献标志码:**A **文章编号:**1672-9102(2020)04-0042-08

Influence of Pneumatic Impact on Welding Residual Stress of Deck-U Rib Weld

Zhu Chen, Fu Zhongqiu, Yuanzhou Zhiyuan, Sun Tong, Zhao Jiawei
(College of Civil and Transportation Engineering, Hohai University, Nanjing 210098, China)

Abstract: In order to investigate the influence of pneumatic impact technology on the residual stress field of steel bridge deck welded structure, a finite element model of the deck-U rib weld seam under pneumatic impact treatment was established. Firstly, the welding process of the deck and U-rib was simulated and the distribution of welding residual stress field of the deck-U rib was obtained. The results of welding show that there is a large residual stress in the area where the weld seam connected the deck and U rib, and there is a large transverse tensile stress at the locations of the weld toe and the middle of the weld root. Based on that, the dynamic model of weld seam under pneumatic impact was established. The effects of impact velocity, angle and impact head size on the transverse stress near the weld toe are studied. The results of pneumatic impact show that the pneumatic impact technology can convert the residual tensile stress at the weld seam into a residual compressive stress, forming a semi-ellipsoidal compressive stress region. The model is validated by the experiment. Among the impact parameters, impact velocity and impact head size have a greater influence on the transverse stress. The increase of impact velocity and impact head size can increase the magnitude of compressive stress and the range of compressive stress area.

Keywords: deck-U rib; welding simulation; residual stress; pneumatic impact simulation; stress-time curve; compressive stress area; impact parameter

收稿日期:2018-06-14

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51678215);江苏省普通高校研究生实践创新项目资助(SJCX17_0140;2018B759X14)

*通信作者,E-mail: fumidaut@163.com

正交异性钢桥面板由于其轻质高强、适用性好和施工速度快等优点,广泛应用于中、大跨径桥梁。但同时,由于结构直接承受车辆荷载,焊缝众多,焊接产生的残余应力及焊接缺陷^[1]导致在焊接接头处易产生疲劳裂纹^[2],其中钢桥面板顶板-U肋焊接构造细节是易产生疲劳裂纹的位置之一^[3]。焊缝处的裂纹在萌生初期被U肋遮挡不易发现,裂纹发展后,会削弱顶板的受力性能,引起的桥面板渗水、腐蚀等问题,严重影响钢桥面板的正常使用。Lee和Koh的研究表明^[4]:焊接残余应力是影响焊接结构疲劳性能的重要因素。因此,对顶板-U肋焊接处的焊接应力进行分析、降低构造细节拉应力的研究尤为重要。相关文献表明,顶板-U肋焊缝区域存在较大的残余应力。赵秋等^[5]通过试验和数值模拟的方法估算了U肋加劲板的焊接残余应力,发现焊缝附近处的残余应力达到了材料的屈服强度。崔闯等^[6]采用有限元热-结构弱耦合分析对港珠澳大桥正交异性钢桥面板焊接部位进行研究,发现了热塑区内局部横向应力接近屈服,严重影响疲劳性能。因此,为了提高焊接接头疲劳性能,降低残余应力为有效途径之一。

焊接完成后消除残余应力的力学方法一般有喷丸法、锤击法和超声冲击法等,此类方法的共同点是通过碰撞引入残余压应力,以消除焊接产生的残余拉应力。喷丸法利用铸铁丸冲击构件,会使表层有限深度内产生残余压应力,但对于钢箱梁内较为封闭的焊接结构适用性不强。传统锤击法对于消除焊接残余拉应力有较好的效果,但设备较大,不便于携带。气动冲击技术是近年来提出的一种新的技术,基于锤击法原理,通过高速冲击使母材表面产生较大的塑性变形,同时引入残余压应力。由于气动冲击技术综合了锤击法、喷丸法等技术的特点,且相较其他技术,具有冲击力更大、能改善焊趾的形貌、设备重量轻等特点,易于进行实桥维护。Ishikawa等^[7]将气动冲击技术应用于钢桥顶板与竖向加筋肋焊接结构,使得冲击位置形成了较大的压应力场,提高了该结构的疲劳性能。Yuan等^[8]通过试验和数值模拟对气动冲击进行研究,测得冲击后焊缝部位引入了残余压应力,且在一定深度范围形成压应力区。目前关于气动冲击技术对于钢桥面板焊接残余应力影响的研究较少,冲击参数、方法等对应力场的影响因素尚不明确。本文在钢桥面顶板-U肋焊接残余应力的研究基础上,建立气动冲击处理钢桥顶板-U肋焊趾的动力学模型,并通过改变冲击参数和冲击方法,研究其对于残余应力场的影响。

1 顶板-U肋焊接残余应力分析

1.1 焊接有限元模型

焊接过程是一个快速升温后逐渐冷却,涉及电弧物理、传热、冶金及力学等变化的过程^[9]。随着热源在焊缝上的移动,整个焊件在空间上的温度发生变化,并且焊接材料的物理力学性能也随着温度变化。随着计算机技术及有限元软件的发展,有限元模拟成为研究焊接应力的主要方法之一^[10]。焊接过程的数值模拟属于复杂的材料非线性热分析问题,本文采用热-力单向耦合的方法,对顶板-U肋的焊接过程进行模拟。

顶板、U肋截取部位尺寸参照《公路钢结构桥梁设计规范(JTG D64—2015)》^[11],顶板厚度为14 mm,U肋厚度为8 mm。顶板-U肋焊接有限元模型顶板横向长度为300 mm,纵向长度为200 mm,整个模型共有107 844个节点,95 200个单元,热分析中采用DC3D8八节点六面体线性传热单元,应力分析中采用C3D8R八节点六面体线形减缩积分单元。

钢材的热物理参数和热力学参数参考欧洲钢结构规范^[12]和文献[3]中的取值,具体见图1。在热分析中设置的边界条件包括热对流及热辐射,由于是在工厂室内进行操作,考虑整个构件表面的热对流效应及焊缝区域的热辐射效应,取传热系数为 $13 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$,环境温度为 $20 \text{ }^\circ\text{C}$,黑度为0.85。应力分析中,参考钢桥面板工厂焊接支架平台的约束条件,位移约束不阻碍焊接过程中的自有变形,在顶板及U肋对称面上施加Y方向对称约束,约束平动位移 $U_Y = 0$,转动位移 $R_X = R_Z = 0$ 。在顶板下表面一端约束 $U_X = 0$,另一端约束 $U_Z = 0$,具体见图2。

1.2 热源及熔池

焊接热源具有移动性和集中性的特点,热源附近会产生梯度较大的不均匀温度场,这些不均匀温度场是焊接应力产生的主要原因。因此,合理的热源选择是焊接模拟的重要条件。焊接工艺采用的是 CO_2 气体保护焊,采用双椭球热源模拟较为合适,可以描述热量在熔深方向上的分布。通过Fortran编程,DFLUX子程序接口导入。

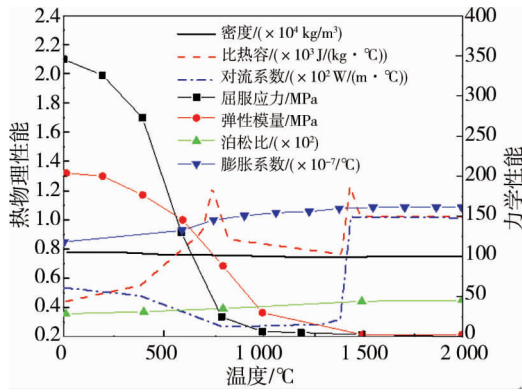


图 1 Q345 钢材物理参数

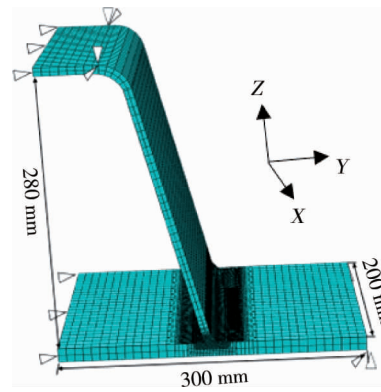


图 2 顶板-U 肋连接模型

双椭球热源前半部分热源的分布表达式为

$$q(r) = \frac{6\sqrt{3}f_l Q}{\pi^{\frac{3}{2}} abc} \exp\left[-3\left(\frac{x^2}{a^2} + \frac{y^2}{b^2} + \frac{z^2}{c^2}\right)\right]. \tag{1}$$

式中: f_l 为前椭球热量分布函数; Q 为热源功率, $Q = \eta UI$ (η 为热源效率; U 为焊接电压, V ; I 为焊接电流, A); a, b, c 为椭球形状参数.

后半部分热源的分布表达式为

$$q(r) = \frac{6\sqrt{3}f_r Q}{\pi^{\frac{3}{2}} abc} \exp\left[-3\left(\frac{x^2}{a^2} + \frac{y^2}{b^2} + \frac{z^2}{c^2}\right)\right]. \tag{2}$$

式中: f_r 为后椭球热量分布函数, 且 $f_l + f_r = 2$, 其中, $f_l = 1.4, f_r = 0.6$.

熔池见图 3 所示, 熔池形状与焊缝尺寸相接近, 可以说明模型热源施加是合理的.

1.3 焊接残余应力

热应力分析采用静态结构分析, 分析时间与温度场焊接时间一致, 模型尺寸不变. 运用预加温度场, 将传热分析结果作为温度荷载导入热应力分析. 焊接应力计算的最后一个冷却步, 即得到焊接后的残余应力场. 应力云图见图 4.

由图 4 可以看出: 焊接残余应力主要集中在焊缝附近区域, 顶板上随着与焊缝距离的增大, 应力逐渐减小. 在构件 1/2 截面处, 沿不同厚度设置路径以提取应力, 各路径上的纵、横向应力分布见图 5 所示. 纵、横向应力在顶板上呈两端小, 中间大的分布, 且大致以焊缝中心呈轴对称分布. 顶板纵向残余应力峰值为 400 MPa 左右, 出现在焊缝区域, 横向残余应力峰值为 209 MPa, 出现在焊趾处.

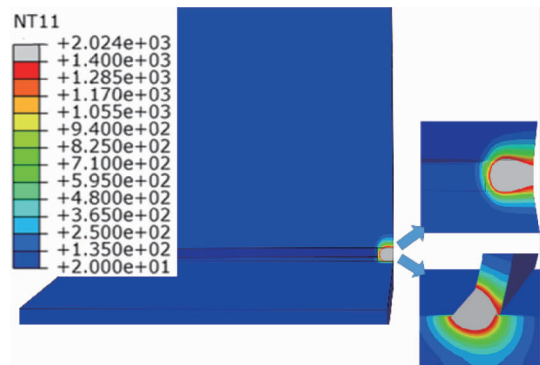


图 3 熔池形状(单位: °C)

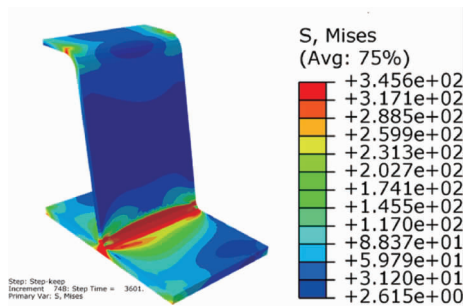


图 4 焊接残余应力(单位: MPa)

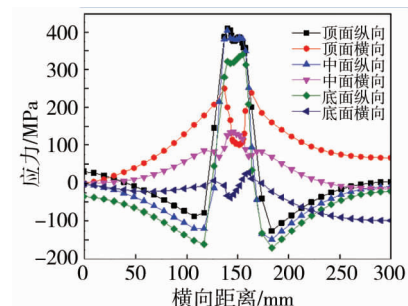


图 5 顶板 1/2 截面纵横向应力分布

顶板-U 肋连接构造细节的疲劳裂纹大多由焊趾或焊根处萌生, 向面板内部发展. 由张开型裂纹的形

成原因可知:横向拉应力为导致该类裂纹发生的重要因素.对该类裂纹萌生位置处的横向残余应力进行分析,得到焊趾、焊根处的横向应力分布见图6.

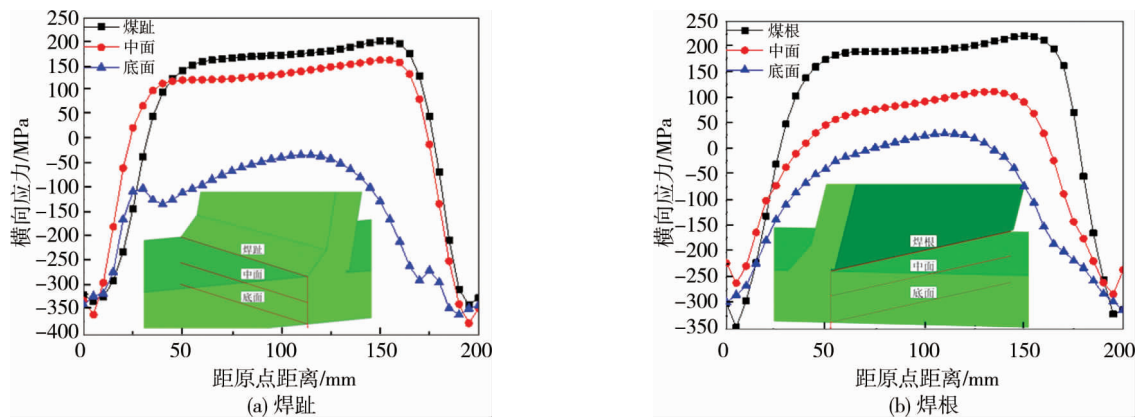


图6 焊趾及焊根位置横向应力

由图6可以看出:各路径上的应力分布规律类似,在路径的两端位置附近为较大的压应力,中间段拉应力比较稳定.焊趾路径上拉应力峰值为203 MPa,焊根上为222 MPa.在顶板中面及底面上对应位置处的拉应力都有不同程度的减小.因此,可以得出焊趾及焊根上存在较大的横向残余拉应力.起弧点和息弧点附近存在较大的压应力,拉应力主要分布在相应路径的中部位置,与顶板对接焊缝的横向应力分布规律较为类似,且应力在深度方向上随着与焊趾、焊根距离的增大而减小.

2 气动冲击模拟

2.1 有限元模型

气动冲击技术是利用空气压缩机产生的高速气流带动冲击头发生高速运动,通过冲击头与试件之间的高速碰撞,造成塑性应变并引入残余压应力^[6].本文依据该技术的基本原理,建立冲击模型.

以气动冲击试验为依据,本文建立了气动冲击有限元模型.对气动冲击设备进行简化,仅保留与实际尺寸较接近的冲击头模型.冲击头与试件的接触端为扁椭球形状,冲击针高度为80 mm.气动冲击操作如图7所示,冲击头分别与顶板和焊缝相接触,且正对焊趾位置.选取与顶板呈60°夹角进行冲击,有限元模型见图8.单元选取C3D8R单元,顶板-U肋构件除了保持焊接过程的约束外,还要约束其底面在竖直方向的位移,以保证冲击过程中不发生刚体位移.冲击头保持冲击方向的自由度,约束其他方向的自由度.



图7 气动冲击操作

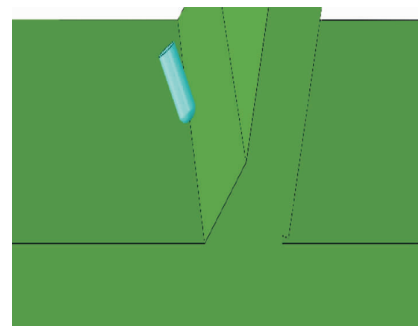


图8 气动冲击模型

采用ABAQUS/Explicit进行冲击过程的模拟.冲击头与试件的碰撞过程属于高速非线性碰撞,冲击过程中,材料的屈服应力和屈服极限在不同的应变速率下将发生改变,材料处于高应变率状态,而钢材在应变率很高时,对材料的力学性能影响很大.文献[13]表明:在高应变率状态下,应变率对应力影响显著.应用Johnson-Cook本构模型^[14],该模型适用于大多数发生高应变率变形的材料,材料的屈服极限用式(3)表示.

$$\sigma = (A + B \bar{\epsilon}^n) (1 + C \ln \dot{\epsilon}^*) (1 - T^{*m}) \quad (3)$$

式中: A 为屈服强度; B, n 为应变强化参数; $\bar{\epsilon}$ 为等效塑性应变; C 为经验性应变敏感系数; $\dot{\epsilon}^*$ 为无量纲塑性应变率; T^* 为无量纲温度; m 为温度软化效应.

由于冲击过程温度远低于材料的相变温度,所以由冲击引起的温度效应可以忽略,具体参数查阅文献[15],其中 A 为 374 MPa, B 为 795.7 MPa, n 为 0.45, C 为 0.015 8.

冲击头材料为经过表面复合强化处理后的 Q235 钢,密度为 $7\ 800\ \text{kg/m}^3$,弹性模量为 210 GPa,泊松比为 0.3,由于其受力情况不是所需分析的内容,因此,在数值计算中将其进行刚体约束.接触设置采用面-面接触,由于在实际情况中冲击头会有一部分侵入到试件深度方向,因此,定义冲击头表面为主面,冲击的试件接触面为从面.接触的算法采用罚函数算法,以硬接触的形式定义冲击头与顶板的接触.在被 ABAQUS 检测到接触距离以内的节点之间定义罚刚度,从而迭代出接触力.在每一个时间步先检查各从节点是否穿透主面,如果穿透,则在该从节点与被穿透主面间定义罚刚度,引入一个更大的面接触力,其大小与穿透深度、主面的刚度成正比.

顶板-U 肋构件需要满足在冲击过程中不发生移动和转动,在底面上限制其 Z 轴方向的位移自由度,在对称面上施加关于 Y 轴方向的对称约束,侧面上限制其 X 轴方向的唯一自由度,从而将顶板-U 肋构件固定.对冲击头仅保留其冲击方向的自由度.

根据气动冲击设备铲头的参数,认为其参数在使用过程中保持不变.给冲击头施加速度荷载以模拟冲击过程.分析步设定为 2 步,即第一步:冲击头以 3 m/s 的速度冲击焊趾;第二步:冲击头以反向 3 m/s 的速度回弹,以与实际气动冲击过程达到一致,模拟冲击一次的过程.

2.2 残余应力场影响

为研究冲击点附近残余应力场的变化情况,建立冲击点及附近焊趾上节点(距离 1~4 mm)的应力时程变化曲线,分析冲击过程中纵、横、厚三向应力变化及形成的压应力场的情况.冲击位置三向应力时程如图 9 所示.

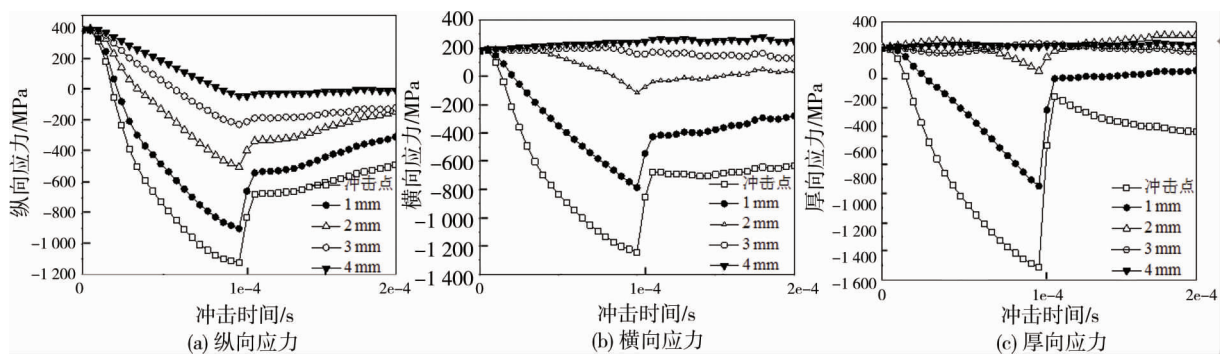


图 9 冲击位置三向应力时程

由图 9 可以看出:冲击过程中三向应力发生了陡降,在冲击头回弹后,钢材弹性变形恢复,发生了一定的应力回弹,随后应力值趋于稳定,冲击点较近处的三向应力由拉应力转为压应力.各点中,冲击点的应力变化幅度最大,随着与冲击点距离的增大,冲击过程应力变化程度变缓,引入的压应力也随之降低.

为研究冲击完成后顶板上形成的压应力场情况,将残余应力场中的压应力区域进行提取,设置零应力以下区域呈黑色.纵、横向压应力区的形状及大小见图 10.

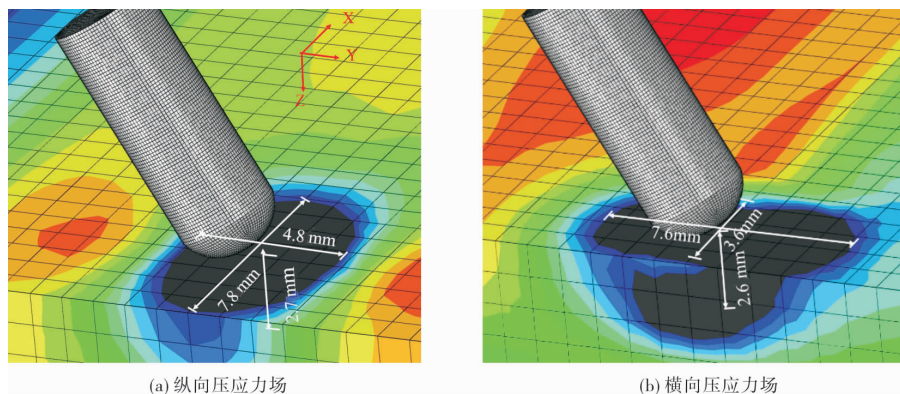


图 10 压应力场形状

由图 10 可以看出:冲击后形成了以冲击点为圆心,半椭圆形的压应力区域.纵向、横向压应力区在 Z 轴方向上的长度基本一致,其中纵向压应力区的 X 轴较 Y 轴短,横向压应力区则与此相反,纵向、横向椭圆形压应力区形状大小差别不大,方向上在 X 轴和 Y 轴相差 90° 左右.

焊缝是由金属熔化后冷却凝固形成的,焊缝在冷却过程中产生收缩,附近的金属阻碍其收缩,产生拉伸应变和拉应力.气动冲击处理后,焊缝处金属产生塑性变形,消除焊后残余应变,有效地降低了焊趾附近的残余拉应力,形成了三向压应力分布.

2.3 试验验证

为了验证气动冲击处理后钢材表面引入的残余压应力,试验所设计的试件及结果如图 11 所示.如图 11a,在该试件中心边长为 1 cm 的正方形范围内连续冲击 70 s,在距试件中心 14 mm 处贴 4 个热点应变片,检测表面应力变化,并与有限元结果进行比较,结果见图 11b.

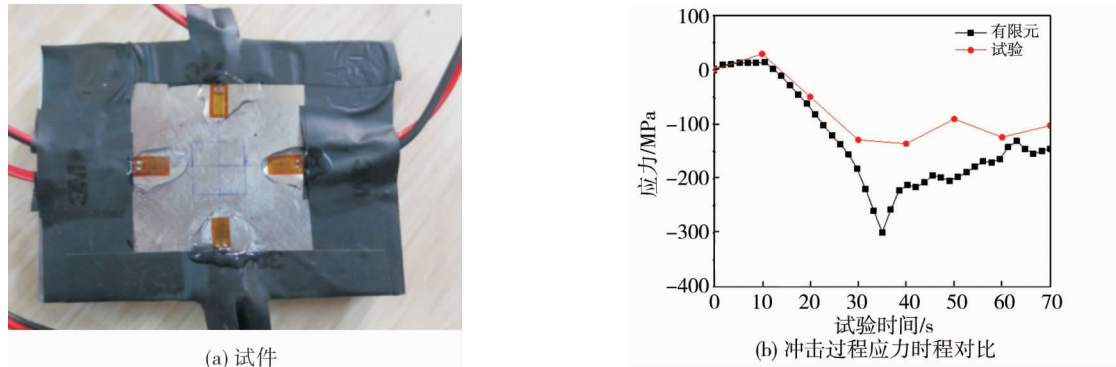


图 11 试件及结果

由图 11b 可看出:冲击过程中,钢材表面应力呈不断降低的趋势,由于冲击头与试件不断地碰撞,应力出现一定的小幅波动现象,最后逐渐趋于一定值压应力.由于试验测得应力为表面的横向应力,因此将试验结果与有限元模拟结果进行比较,可以发现两者变化趋势较为类似.由于测点距离的不同、实际操作工况的差异,有限元模拟与试验在应力数值大小上有一定的差别,在应力变化的整体趋势上较为接近,验证了有限元模型的可靠性.

3 冲击参数的影响分析

3.1 冲击速度

由于冲击头可以沿焊趾移动,因此冲击参数对于横向应力在 X 轴分布的影响不作为分析要点.本章通过所建立的气动冲击模型,改变冲击参数,提取冲击后 Y 轴(顶板垂直于焊趾方向)和 Z 轴(深度方向)的横向应力,研究其对于横向残余应力的影响.模拟冲击速度分别为 2, 3, 4 m/s 的情况下,冲击后横向应力在 Y 轴和 Z 轴的分布情况.模拟结果见图 12.

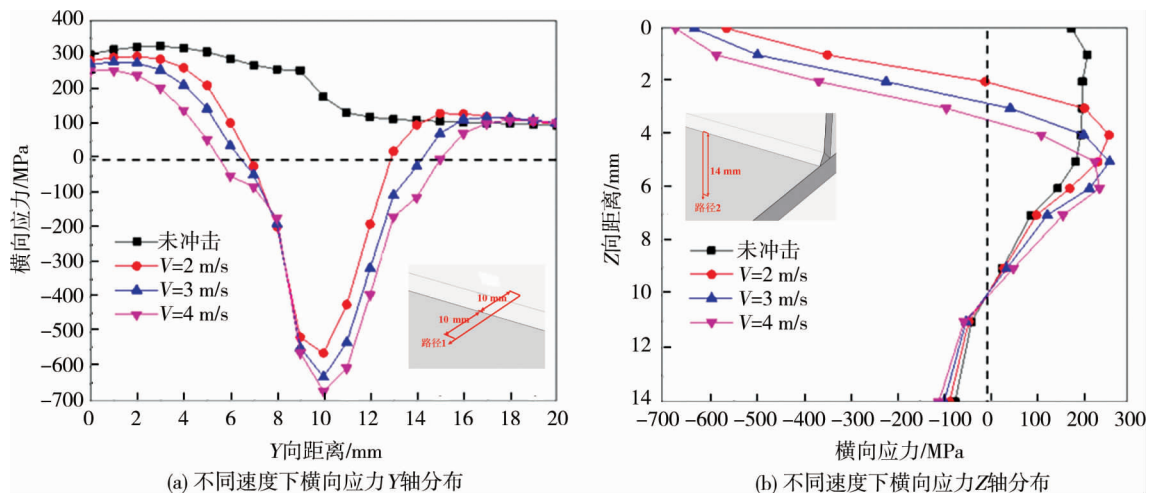


图 12 不同速度下横向应力分布

由图 12 可以看出:冲击速度的提高,可明显地提高横向压应力值,且增加 Y 轴, Z 轴压应力区的范围.结果表明,每提高 1 m/s 的冲击速度约在表面处增加 $40 \sim 70 \text{ MPa}$ 的横向压应力, Y 轴增加 1.7 mm , Z 轴增加 $0.6 \sim 0.8 \text{ mm}$ 的压应力范围.较大的速度冲击下形成了更深的塑性应变层,因此压应力的分布范围也更广.所以,选择较大的冲击速度可以在提高压应力的同时,增大压应力的分布范围.

3.2 冲击角度

保持冲击头前端的位置不变,改变其与顶板的夹角,分析应力场的变化情况.取冲击角度(冲击头与顶板表面夹角)分别为 40° , 50° , 60° ,保持冲击头顶端与顶板和焊缝表面都发生接触的情况下进行冲击,给冲击头施加 3 m/s 的速度荷载.模拟结果见图 13.

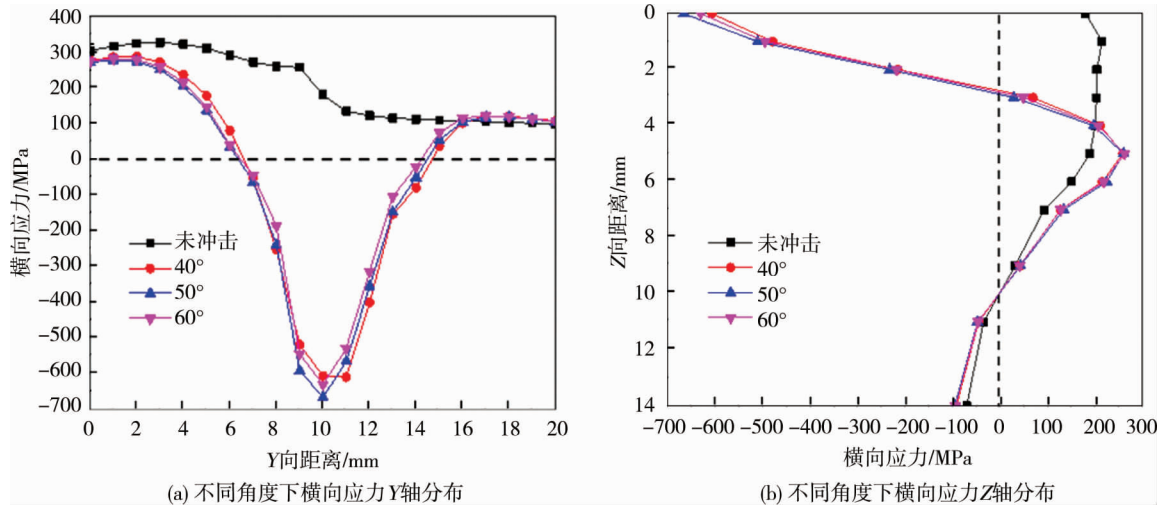


图 13 不同角度下横向应力分布

由图 13 可以看出:冲击角度在 $40^\circ \sim 60^\circ$ 之间改变,对于冲击头前方与顶板接触位置的压应力分布影响更为明显.由于冲击角度的减小,冲击力在横向的分力增大,对于被冲击位置的横向压应力的提高更为明显.但对于压应力区范围的影响很小,可以不计.

观察冲击角度为 40° 的曲线焊趾及附近节点的应力,发现接触点与其右侧节点处的应力基本一致,与正常冲击后 Y 轴应力分布不同,且其应力大小也较 50° 和 60° 小.观察试验结果发现:当冲击角度较小时,冲击头没有接触到焊趾位置,焊趾处没有发生变形,可以解释图 13 的应力分布原因.在冲击过程中,也要避免冲击角度过小引起的冲击不充分的现象.

3.3 冲击头尺寸

取冲击头直径分别为 $2, 3, 4 \text{ mm}$,冲击头与顶板-U 肋构件的相对位置不变,冲击头与顶板呈 60° 角,以 3 m/s 的速度进行单次冲击,研究冲击头直径对于横向残余应力的影响.模拟结果见图 14.

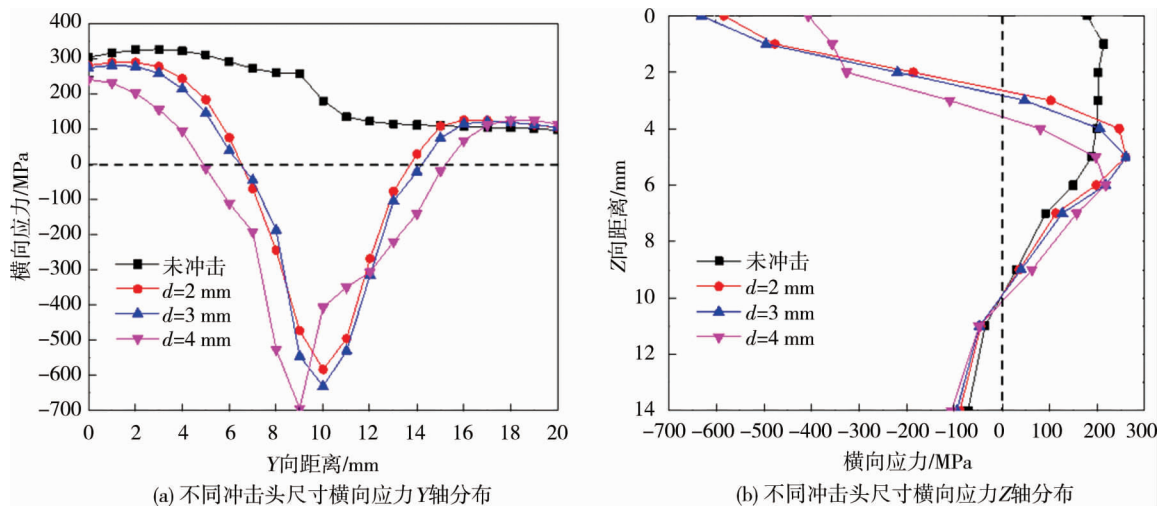


图 14 不同冲击头尺寸横向应力分布

由图 14 可以看出:冲击头直径的增大,对横向压应力值的提高和压应力范围的增大都有一定的作用.结果表明,冲击头直径在 2~4 mm 范围内,每增大 1 mm 直径会提高横向压应力幅值 50 MPa 左右,Y 轴,Z 轴横向压应力范围增大 0.4 mm 和 0.2 mm 左右.冲击头直径的增加,使冲击位置处的塑性变形范围扩大.因此,增大冲击头尺寸可以提高冲击位置处的压应力值并增大压应力区范围.

4 结论

1) 焊接残余应力主要分布在焊缝附近的位置,等效应力峰值较大,应力值随着与焊缝距离的增大而减小.焊趾及焊缝路径中部存在较大的横向拉应力.

2) 气动冲击可以将焊趾处残余拉应力转化为压应力,形成三向压应力分布,并形成半椭圆形的压应力区,通过气动冲击钢板试验验证了模型的合理性.

3) 冲击方法及参数对横向残余应力都有一定的影响,提高冲击频率、增大冲击头尺寸在一定程度上能够提高压应力值和增大压应力区范围,要避免冲击角度过小引起的冲击不充分现象,在实际操作中具有指导意义.

参考文献:

- [1] Cui C, Zhang Q, Luo Y, et al. Fatigue reliability evaluation of Deck-to-Rib welded joints in OSD considering stochastic traffic load and welding residual stress[J]. *International Journal of Fatigue*, 2018, 111: 151-160.
- [2] Fryba L, Urushadze S. Improvement of fatigue properties of orthotropic decks[J]. *Engineering Structures*, 2011, 33(4): 1166-1169.
- [3] 吉伯海,陈祥,刘荣,等.钢桥面板顶板与 U 肋接头疲劳效应分析[J].*建筑钢结构进展*,2014,16(6):56-62.
- [4] Lee S I, Koh S K. Residual stress effects on the fatigue life of an externally grooved thick-walled pressure vessel[J]. *International Journal of Pressure Vessels & Piping*, 2002, 79(2):119-126.
- [5] 赵秋,吴冲.U 肋加劲板焊接残余应力数值模拟分析[J].*工程力学*,2012,29(8):262-268.
- [6] 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.
- [7] Ishikawa T, Shimizu M, Tomo H, et al. Effect of compression overload on fatigue strength improved by ICR treatment[J]. *International Journal of Steel Structures*, 2013, 13(1):175-181.
- [8] Yuanzhou Z, Ji B, Fu Z, et al. Local stress variation in welded joints by ICR treatment[J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2016, 120: 45-51.
- [9] Zeng P, Gao Y, Lei L P. Welding process simulation under varying temperatures and constraints[J]. *Materials Science & Engineering: A*, 2009, 499(1/2):287-292.
- [10] Jeong J U, Park Y C, Choi J B, et al. Evaluation of stress intensity factor on axial crack in CRDM mock-up nozzle due to welding stress[J]. *International Journal of Materials and Mechanics Engineering*, 2012, 1: 41-45.
- [11] 中交公路规划设计院有限公司.公路钢结构桥梁设计规范:JTG D64—2015[S].2015.
- [12] Taylor J C. EN1993 Eurocode 3: Design of steel structures [C]// *Proceedings of the Institution of Civil Engineers-Civil Engineering*. Thomas Telford Ltd, 2001, 144(6):29-32.
- [13] Yan S, Wu H, Qi B. Experimental validation and constitutive relationship of steel material under elevated temperature and high strain rate[C]// 2016 International Forum on Energy, Environment and Sustainable Development. 2016.
- [14] Johnson G R, Cook W H. A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures[C]// *The 7th International Symposium on Ballistics*. Hague, Netherlands, 1983:541-548.
- [15] 于文静,史健勇,赵金城.Q345 钢材动态力学性能研究[J].*建筑结构*,2011,12(3):28-30.