

本文网址: <http://www.ship-research.com/cn/article/doi/10.19693/j.issn.1673-3185.03308>

期刊网址: www.ship-research.com

引用格式: 王江超, 杜仕忠, 牛业兴, 等. Q690 厚板对接焊残余应力评估及其对焊接接头断裂性能的影响 [J]. 中国舰船研究, 2024, 19(4): 271–281.

WANG J C, DU S Z, NIU Y X, et al. Evaluation of residual stress and its influence on fracture performance of Q690 thick plate butt welded joint[J]. Chinese Journal of Ship Research, 2024, 19(4): 271–281 (in Chinese).

Q690 厚板对接焊残余应力评估及其对焊接接头断裂性能的影响



扫码阅读全文

王江超^{*1,2}, 杜仕忠³, 牛业兴³, 张庆亚¹, 赵宏权⁴, 吴磊⁵, 陈震⁶

1 华中科技大学 船舶与海洋工程学院, 湖北 武汉 430074

2 高新船舶与深海开发装备协同创新中心, 上海 200240

3 上海振华重工启东海洋工程股份有限公司, 江苏 南通 226200

4 江苏海事职业技术学院 船舶与海洋工程学院, 江苏 南京 211199

5 华中科技大学 机械科学与工程学院, 湖北 武汉 430074

6 上海交通大学 船舶海洋与建筑工程学院, 上海 200240

摘要: [目的] 旨在研究高强钢厚板多层多道焊的复杂焊接残余应力, 评估其对焊接接头断裂性能的影响。[方法] 以 75 mm 厚 Q690 高强钢板为研究对象, 制定多层多道对接焊工艺, 完成对接接头的焊接, 使用轮廓法获得中剖面的纵向残余应力, 基于自主开发的高效热-弹-塑性有限元计算方法, 再现厚板多层多道焊的热循环、微观组织演变等现象, 将单轴拉伸试验与 GTN 损伤模型相结合, 提出 Q690 高强钢板的 GTN 模型参数, 分析金属母材及焊接接头试样的断裂特性和应力-应变曲线。[结果] 采用所提方法预测的厚板对接接头熔池形状、金相体积分数都与试验测量基本吻合; 考虑焊接固态相变和高强钢轧制初始应力的力学分析, 得到的焊接残余应力与试验结果高度一致, 并得到了横向残余应力分布; 考虑焊接微观缺陷及横向残余应力, 阐明了残余应力影响焊接接头断裂性能的力学机理。[结论] 相关研究可为高强钢厚板焊接结构残余应力及断裂性能评估提供借鉴和指导。

关键词: 厚板残余应力; 接头断裂; 轮廓法; GTN 模型

中图分类号: U671.8

文献标志码: A

DOI: 10.19693/j.issn.1673-3185.03308

Evaluation of residual stress and its influence on fracture performance of Q690 thick plate butt welded joint

WANG Jiangchao^{*1,2}, DU Shizhong³, NIU Yexing³, ZHANG Qingya¹, ZHAO Hongquan⁴, WU Lei⁵, CHEN Zhen⁶

1 School of Naval Architecture and Ocean Engineering, Huazhong University of Science and Technology, Wuhan 430074, China

2 Collaborative Innovation Center for Advanced Ship and Deep-Sea Exploration, Shanghai 200240, China

3 Shanghai Zhenhua Heavy Industries Qidong Ocean Engineering Co., Nantong 226200, China

4 School of Naval Architecture and Ocean Engineering, Jiangsu Maritime Institute, Nanjing 211199, China

5 School of Mechanical Science and Engineering, Huazhong University of Science and Technology, Wuhan 430074, China

6 School of Ocean and Civil Engineering, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China

Abstract: [Objective] This study aims to investigate the complex welding residual stress of high-strength steel thick plate with multi-pass welding, and examines the influence of such stress on the fracture behavior of welded joints. [Methods] Taking 75 mm thick Q690 high-strength steel thick plate as the research object, multi-pass butt welding and a corresponding welding experiment are carried out, and the longitudinal residual stress on the middle cross section is then measured by the contour method after cooling. Based on effective thermal elastic-plastic FE computation, properties such as the thermal cycle and microstructure evolution during the multi-pass welding of thick steel plate are represented. The uniaxial tension test and GTN damage model are combined to obtain the parameters of GTN model for Q690 high-strength steel plate, which are then used to examine the fracture behavior and stress-strain curves of the base metal and welded joint specimens. [Results] The predicted shape of the weld pool and the content of the metallographic phase show good agreement with the measured data. After considering the solid phase transformation during welding and initial stress due to rolling, the longitudinal and transverse residual stresses are in good agreement with the measured results. Moreover, the fracture behavior of the welded joints is also investigated while considering welding micro defects and transverse residual stress, and the mechanical mechanism of welding residual stress is clarified. [Conclusion] The results of this study can provide valuable references for the evaluation of the residual stress and fracture behavior of welded joints in high-strength steel thick plate.

Key words: thick plate residual stress; welded joint fracture; contour method; GTN model

收稿日期: 2023-03-23 修回日期: 2023-08-03 网络首发时间: 2024-02-07 11:04

基金项目: 工信部高技术船舶科研项目(工信部重装函[2017]614号)

作者简介: 王江超, 男, 1983年生, 博士, 副教授。研究方向: 船舶海洋结构物建造工艺及力学性能评估。E-mail: WJccn@hust.edu.cn

*通信作者: 王江超

0 引言

自升式钻井平台、半潜式起重拆解平台等海洋平台,是海洋油气资源勘探、开发、废旧平台拆解等作业时不可或缺的海洋工程装备,其普遍采用强度高、韧性好、耐海水腐蚀、抗裂性能以及焊接性能优良的高强钢厚板焊接而成。一般而言,海洋平台所用的高强钢属于低碳低合金钢。具体地,屈服强度高于 350 MPa 的低合金钢为高强钢,超过 700 MPa 的为超高强钢;板厚 30~60 mm 的为中厚板,60~100 mm 为厚板,超过 100 mm 的为大厚板。为了提高海洋平台结构的安全性及可靠性,高强钢的使用率逐步增加,自升式钻井平台中高强钢占比达 60%,而半潜式起重拆解平台中高强钢占比超过 90%^[1]。然而,高强钢厚板往往采用多层多道焊工艺,繁多的焊接热循环使得焊缝区以及热影响区发生复杂的微观组织转变,产生极其复杂的焊接残余应力,并且焊接残余应力会严重影响对接接头的断裂特性^[2]。

焊接残余应力测量方法可分为破坏性及非破坏性方法。非破坏性方法对焊接试样的表面光洁度要求极高,且往往仅能测量试样表面的焊接残余应力;破坏性方法则需去除部分金属,机械加工的影响难以避免。轮廓法兼具测量精度及测量深度,被广泛应用于测量厚板焊接接头内部的焊接残余应力分布。Woo 等^[3]结合中子衍射法、深孔法以及轮廓法评估了 50~70 mm 厚高强钢对接接头内部的焊接残余应力,分析发现了不同测量方法得到的焊接残余应力分布趋势几乎一致。Balakrishnan 等^[4]通过多种焊接工艺制造压力容器并进行热处理,然后采用轮廓法和中子衍射法测量了上述接头以及相应接头焊后热处理的焊接残余应力分布,结果表明二者测得的焊接残余应力分布趋势非常接近,且焊后热处理可明显降低拉应力极值。Park 等^[5]针对 70 mm 厚高强钢板焊后的焊接残余应力分布问题,考虑焊前的轧制初始应力,采用固有应变法测量接头的焊接残余应力分布,并用中子衍射法测量值验证了固有应变法测量结果的准确性,研究发现母材区明显的拉应力是由轧制初始应力引起的。

焊接残余应力的测量方法均存在一定的局限性,且无法准确反映焊接过程的残余应力形成过程及全域分布特征。随着计算焊接力学理论的日臻完善,有限元方法已成为预测焊接残余应力的有效手段。Ueda 等^[6]于 1971 年提出了适用于焊接残余应力模拟的热-弹-塑性有限元法,可再现焊接过程的热传导过程以及弹-塑性力学响应。

Jiang 等^[7]采用数值模拟和试验测量相结合的方法研究了 25 mm 厚 EH40 高强钢对接接头的焊接残余应力分布,分析发现冷却过程中因马氏体转变导致体积膨胀,从而显著降低了拉应力极值。Park 等^[8]采用热-弹-塑性有限元法研究了轧制初始应力对 70 mm 厚高强钢对接接头焊接残余应力分布的影响,结果表明轧制初始应力是影响高强钢接头母材区焊接残余应力分布的主要因素。考虑焊接冷却过程中贝氏体转变的影响,Xu 等^[9]开发了一种热-冶金-力有限元法并预测了 225Cr-16W 高强钢接头的焊接残余应力分布,模拟结果与测量结果吻合较好,贝氏体转变明显降低近焊缝区的应力值。Jiang 等^[10]通过有限元以及中子衍射相结合的方法研究 80 mm 厚 EH47 高强钢对接接头的焊接残余应力分布,其对接接头的有限元模型网格尺寸较小,节点和单元数量庞大,预测精度与测量结果基本吻合,但需要消耗大量的计算资源且计算效率低。为了兼顾计算效率与精度,Murakawa 等^[11]提出迭代子结构法,将焊接接头分为强非线性区和弱非线性区,电弧及附近区域为强非线性区,采用较密且均匀的网格,远离焊缝区域为弱非线性区且采用较粗的网格。针对厚板焊接头的计算效率较低的难题,Ikushima 等^[12]开发了一种基于 GPU 并行计算技术的显式有限元分析法,其可以有效节省计算资源,显著提高计算效率。

针对焊接接头的断裂特性,在细观损伤力学中认为内部微观缺陷(空穴)的萌生和扩展才是引起宏观裂纹的起始阶段^[13]。Gurson^[14]建立材料内部的空穴演变与宏观屈服的联系,提出了最早的 Gurson 损伤模型并给出了相应的屈服函数。之后,Tvergaard 考虑空穴间的相互作用,通过引入拟合参数(q_1 , q_2 和 q_3),修正了 Gurson 屈服函数,从而更准确地描述了空穴的生长过程。Tvergaard 等^[15]采用当前的空穴体积分数(f^*)替代空穴体积分数(f),其中临界空穴体积分数($f_{critical}$)以及最终断裂时的空穴体积分数($f_{fracture}$)表征了空穴聚合时的贯通作用,经过上述修正的模型即为 Gurson-Tvergaard-Needleman (GTN) 损伤模型。GTN 模型参数较多,其中, q_1 , q_2 , q_3 , $\epsilon_{nucleation}$ 和 $S_{nucleation}$ 基本上为定值,而初始空穴体积分数(f_0)、形核空穴体积分数($f_{nucleation}$), $f_{critical}$ 和 $f_{fracture}$ 与高强钢的种类及其内部缺陷的体积分数密切相关,且对高强钢和接头的断裂特性影响较大。基于 GTN 损伤模型,Rakin 等^[16]分析了焊接接头宽度、预制裂纹长度和有限元模型网格对高强钢接头断裂韧性的影响,并结合试验以及有限元法研究了高强钢接头

的韧性断裂行为。Guzmán 等^[17]考虑塑性各向异性、混合各向同性-随动硬化、空洞成核-生长-聚合和剪切现象,提出了一种拓展的 GTN 损伤模型并预测 DC01 钢板的成形过程,并基于逆优化和敏感性分析以及一系列的试验标定了材料的 GTN 损伤模型参数。为预测高强钢的断裂行为,Nguyen 等^[18]考虑 GTN 模型屈服面控制的空隙生长阶段,基于最大主应力的 Thomason 空隙颈缩聚结阶段,以及最大剪应力主导的空隙剪切聚结阶段,提出了一种先进的模拟方法。针对不同应力状态下的高强钢断裂失效, Marteleur 等^[19]考虑失效的各向异性提出了一种拓展的 GTN 损伤模型,分析了应力三轴度、以及 LODE 角对空穴形核和断裂的影响。Ren 等^[20]将焊接残余应力作为有限元模型的预应力,采用 GTN 损伤模型预测了残余应力影响下的微观空穴形核、长大和聚合过程。

以上针对高强钢厚板残余应力的计算研究可以较好地再现焊接的力学响应。然而,鲜有文献同时考虑焊接固态相变和初始轧制应力的影响,且焊接残余应力影响接头断裂强度的机理还不清楚。本文将针对 Q690 厚板对接接头展开分析,详细研究固态相变对焊缝区残余应力的影响,以及初始轧制应力对母材区焊接残余应力的影响;评估焊接残余应力场,分析横向残余应力微观裂纹萌生和聚合的影响,以及焊接接头断裂的力学机制;基于 GTN 损伤模型,构建焊接残余应力与接头断裂性能关系的新方法。

1 Q690 厚板焊接试验以及残余应力测量

海洋平台用 Q690 高强钢,供货状态为热机械轧制工艺(TMCP),屈服强度不低于 690 MPa。焊接试验由两块厚 75 mm,长 300 mm,宽 150 mm 的板材对接完成。为了确保焊缝质量,采用全熔透焊接工艺,同时兼顾焊接熔敷填充效率和控制焊接弯曲变形,采用 X 型的坡口设计,其角度、间隙和留根尺寸如图 1 所示。为了避免焊后冷裂纹,焊前须对焊接坡口区域进行预热处理,采用电磁感应加热片,预热温度为 150 ℃。为了确保高强钢的焊接质量,采用手工焊条电弧焊,不需要保护气体,且选用等强匹配的 7618-G 焊条(直径 4 mm)作为填充金属。焊接过程中,焊条始终置于保温桶内保持干燥,每一道焊缝后需要清渣处理且焊缝的层间温度控制在 200~300 ℃。

同时,对称焊接是控制厚板对接焊面外弯曲变形的有效手段,本文根据检测的焊接变形量,

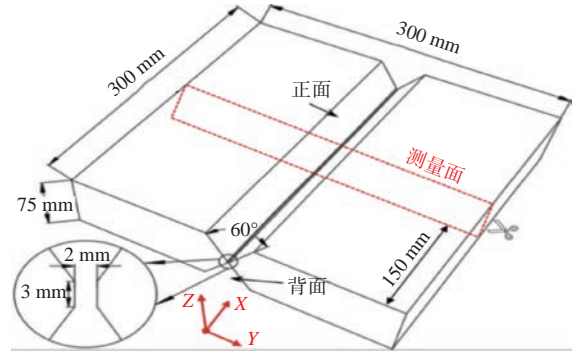


图 1 Q690 高强钢厚板对接接头及坡口尺寸

Fig. 1 Geometric diagram of Q690 high-strength steel thick plate's butt joint and groove

采取多次翻身的焊接工艺。具体地,在完成正面 8 层焊道后翻身;采用碳弧气刨进行背面清根处理,然后进行背面焊接,共完成 12 层焊道;再次翻身完成正面填充焊及盖面焊。试验的 75 mm 厚 X 型坡口对称焊接接头共有 141 个焊道,每道焊接时间约 100~150 s,具体的焊接工艺参数如表 1 所示。焊接结束后,待温度降至 200℃ 时,采用石棉布包裹并保持 24 h 进行焊后消氢处理,预防焊接裂纹的产生。

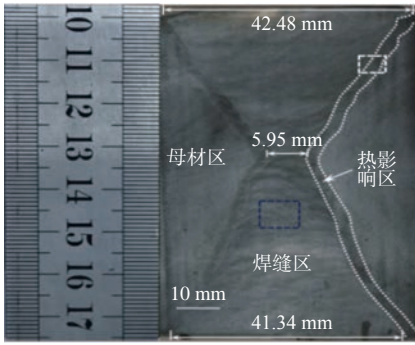
表 1 Q690 高强钢厚板焊接工艺参数

Table 1 Welding process parameters of Q690 high-strength steel thick plate

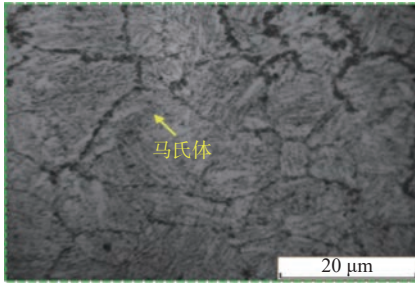
类别	电流/A	电压/V	焊接速度/(mm·s ⁻¹)	层间温度/℃
打底焊	140~150	26~27	2~3	150
填充及盖面焊	160~170	26~27	2~3	200~300

Q690 厚板接头冷却至室温后,通过金相试验可以清晰地判断出母材区、热影响区以及焊缝区,焊缝区无裂纹、未焊透、气孔等缺陷。如图 2 所示,正面焊缝宽度为 42.48 mm,根部焊缝宽度为 5.95 mm,背面焊缝宽度为 41.34 mm。同时,热影响区临近熔合线一侧的微观组织主要由板条马氏体组成,而焊缝区的微观组织主要由粒状贝氏体以及少量的铁素体和马氏体组成。

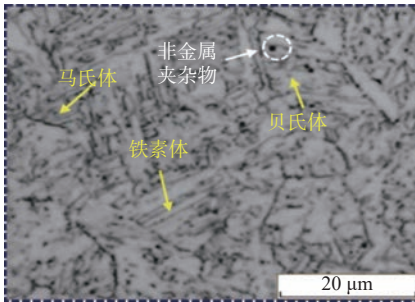
为了精准地获得厚板多层多道焊接头的残余应力,采用轮廓法,测量横断面的纵向变形,通过反演分析获得应力分布及数值^[21]。首先,采用 Sodick AQ400LS 慢走丝线切割机床(切割丝为直径 0.25 mm 的铜丝)进行切割,如图 3 所示。切割前固定对接接头,同时为避免引入切割加工的应力,切割时试样完全浸没于水中,切割速度为 0.5~0.8 mm/min。切割完成后,采用清洁液去除表面碳黑,之后密封处理以避免表面氧化,并将切割后的断面标记为左、右两个切割面。通过 Hexagon 三坐标测量仪(测量精度可达 1 μm),采



(a) 接头宏观金相



(b) 热影区微观组织



(c) 焊缝区微观组织

图 2 Q690 高强钢厚板对接接头的宏观金相及微观组织

Fig. 2 Macroscopic metallographic phase and microstructure of Q690 high-strength steel thick plate's butt joint

用线扫描点接触测量两个切割面的面外变形值, 确保每个测量点的精度, 测量点间距为 0.5 mm。同时, 为了消除切割以及三坐标测量引起的数据噪声, 需要对测量数据进行平均和样条拟合处理, 拟合后的面外变形分布极为光滑, 数据均方根误差值仅为 0.001493。

根据切割面的轮廓尺寸, 采用 ABAQUS 有限

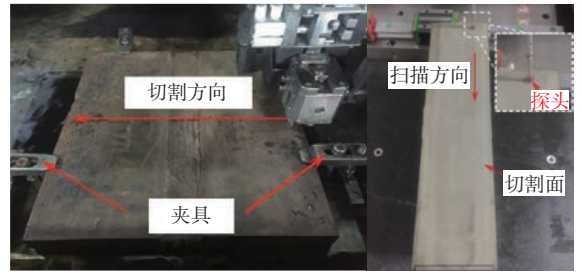


图 3 Q690 高强钢厚板对接接头的轮廓法测量

Fig. 3 Measurement of Q690 high-strength steel thick plate's butt joint using contour method

元软件建立 1/2 比例的 Q690 高强钢厚板对接接头有限元模型, 如图 4 所示。所用单元类型为 C3D8R, 模型由 89021 个节点和 87010 个单元组成。通过有限元反演分析, 仅考虑材料的弹性行为(弹性模量为 210 GPa, 泊松比为 0.3), 施加测量及拟合处理的面外变形数据, 得到对接接头中剖面上的纵向残余应力分布, 如图 5 所示。图中 A 为中部焊缝区域, B 为中部母材区域, C 和 D 为线切割过程中断丝和换丝所造成的残余应力突变区域。

图 5 所示纵向残余应力的不对称分布, 是由于切割工艺固有的塑性误差导致; 焊缝区近表面处的压应力是由于切割固有的边缘效应引起的。同时, 切割过程中, 因断丝或换丝造成切割中断, 重新起弧使得金属过热, 导致了中剖面上局部的

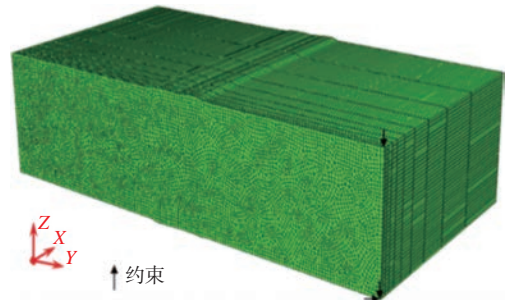


图 4 纵向残余应力反演分析的有限元模型

Fig. 4 Finite element model of longitudinal residual stress for inverse analysis

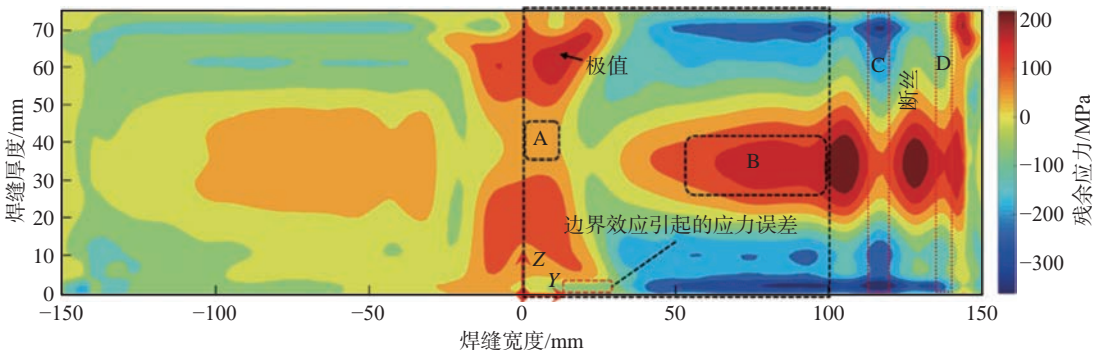


图 5 测量反演的 Q690 高强钢厚板对接接头中剖面上的纵向残余应力分布云图

Fig. 5 Contour of longitudinal residual stress distribution on the middle cross-section of Q690 high-strength steel thick plate's butt joint by inverse analysis

应力突变。考虑 Q690 高强钢厚板的实际焊接过程,纵向残余应力的分布和数值主要受到焊接冷却过程中固态相变引起的体积膨胀,以及厚度方向热机械轧制工艺产生的初始应力。

2 高强板厚板对接焊残余应力的有限元分析

基于 Patran 有限元分析软件,采用 8 节点的实体单元建立 Q690 高强钢厚板对接接头的有限元模型,如图 6 所示。由图可见,对接接头的有限

元模型由 90210 个节点及 85290 个单元组成。考虑到 Q690 高强钢厚板对接接头的温度场、后续微观组织转变和焊接力学分析求解的计算精度和效率,焊缝区域采用较细的网格(1.0 mm),而远离焊缝的区域则为较粗的网格(7.5 mm),中间区域采用过渡网格。Q690 高强钢随温度变化的热性能参数以及力学性能参数分别如表 2 和表 3 所示。由表可见,材料的热物理性能参数随着温度变化呈现非线性特征,会显著影响焊接有限元计算的准确性。

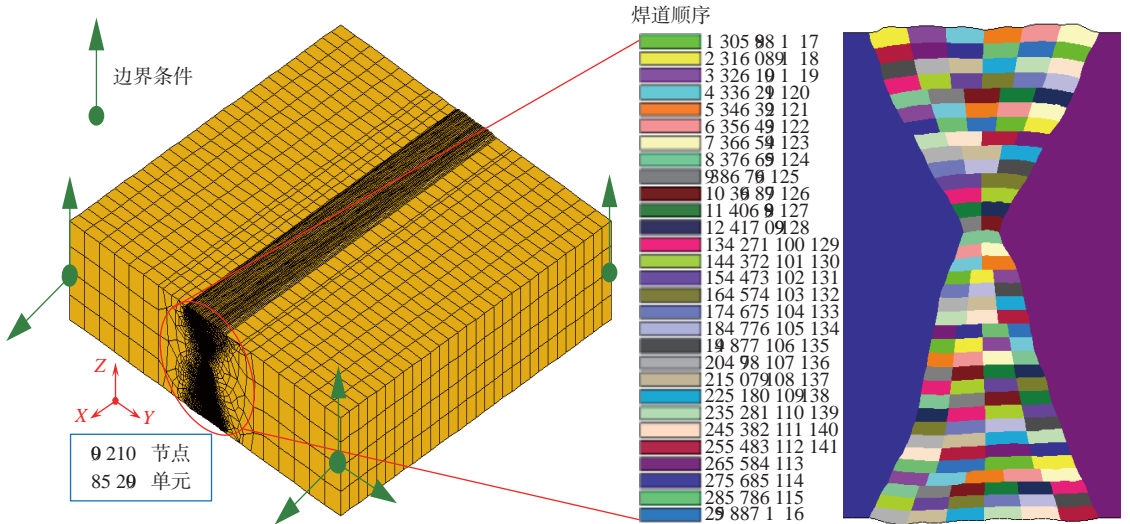


图 6 Q690 高强钢厚板对接接头的热-弹-塑性有限元模型

Fig. 6 Thermal-elastic-plastic finite element model of Q690 high-strength steel thick plate's butt joint

表 2 Q690 高强钢以及焊缝金属的热性能参数

Table 2 Thermal property parameters of Q690 high-strength steel and weld metal

温度/℃	比热/(kJ·kg ⁻¹ ·℃)	热传导/(W·m ⁻¹ ·℃ ⁻¹)	密度/(kg·m ⁻³)
20	0.469	59.5	7 860
200	0.523	57.8	7 860
400	0.595	45.6	7 860
600	0.741	36.8	7 860
800	0.960	30.0	7 860
1 000	0.640	27.6	7 860
1 400	0.661	29.7	7 860

表 3 Q690 高强钢以及焊缝金属的力学性能参数

Table 3 Mechanical property parameters of Q690 high-strength steel and weld metal

温度/℃	杨氏模量/GPa	泊松比	屈服强度/MPa	线膨胀系数
20	198.0	0.289	690.0	1.56×10 ⁻⁵
100	195.0	0.292	687.0	1.65×10 ⁻⁵
200	191.0	0.296	683.0	1.72×10 ⁻⁵
300	184.0	0.300	634.0	1.78×10 ⁻⁵
400	176.0	0.304	586.0	1.83×10 ⁻⁵
500	166.0	0.308	538.0	1.89×10 ⁻⁵
600	155.0	0.312	364.0	1.94×10 ⁻⁵
800	132.0	0.333	116.0	2.05×10 ⁻⁵
1 000	109.0	0.345	42.6	2.11×10 ⁻⁵
1 100	98.0	0.351	23.8	2.14×10 ⁻⁵
1 200	93.5	0.357	1.2	2.18×10 ⁻⁵
1 300	90.0	0.363	0	2.18×10 ⁻⁵
1 400	80.0	0.369	0	2.18×10 ⁻⁵

2.1 焊接过程的温度及微观组织分析

通过自主开发的瞬态热分析程序预测 Q690 高强钢厚板对接接头的温度场^[22]。具体地,热源模型为体热源模型,时间步长为 0.5 s,初始温度为预热温度(150 ℃)。焊接热输入的工艺参数参照表 1。图 7 给出了预测的熔池形状,其中,正面焊缝的熔宽 43.83 mm,根部焊缝的熔宽 6.45 mm,背面焊缝的熔宽 43.32 mm,与宏观金相的测量结

果基本吻合。同时,基于预测的热循环、材料化学成分以及初始奥氏体晶粒尺寸(7.6 μm),通过

自主开发的程序,分析了微观组织的演变以及焊缝区、热影响区的马氏体、贝氏体、残留奥氏体-铁素体-珠光体的体积分数;分析结果与测量结果吻合较好,如表4所示。

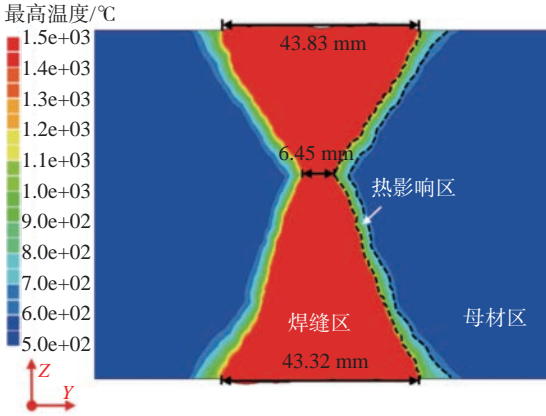


图7 Q690 高强钢厚板对接接头的最高温度分析结果

Fig. 7 Analysis result of maximum temperature of Q690 high-strength steel thick plate's butt joint

表4 焊缝区及热影响区的微观组织体积分数测量值及预测值对比

Table 4 Comparison of measured and predicted microstructure volume fraction in weld zone and heat affected zone

微观组织	焊缝区体积分数		热影响区体积分数	
	测量值	预测值	测量值	预测值
马氏体	0.300	0.223	0.806	0.808
贝氏体	0.560	0.640	0.183	0.177
奥氏体-铁素体-珠光体	0.140	0.137	0.011	0.015

2.2 考虑固态相变及初始应力的焊接残余应力分析

将瞬态热分析的温度场作为载荷,且约束刚体位移作为力学边界条件,可以求解 Q690 高强钢厚板对接接头的残余应力及塑性应变^[22]。同时,为了提高预测精度,需要考虑多种焊接固态相变以及轧制初始应力的影响。具体地,加热过程中初始微观组织发生奥氏体化,由体心立方结构的铁素体/珠光体转变为面心立方结构的奥氏体,导致体积收缩;而在冷却过程中过冷奥氏体分解,面心立方的奥氏体转变为体心立方的铁素体、珠光体、贝氏体和马氏体,导致体积膨胀。相比加热过程中的体积收缩,冷却过程中的体积膨胀对焊接残余应力的影响更大。

同时,奥氏体、铁素体、珠光体、贝氏体和马氏体的平均体积分别为 8, 12, 12, 32, 32 μm^3 ^[23]。因此,转变前后的微观组织总体积 V_{before} 和 V_{after} 可

通过式(1)与式(2)求得。

$$V_{\text{before}} = X_F \times V_F + X_P \times V_P \quad (1)$$

$$V_{\text{after}} = X_M \times V_M + X_B \times V_B + X_F \times V_F + X_P \times V_P + X_{\text{RA}} \times V_{\text{RA}} \quad (2)$$

式中: X_F , X_P , X_M , X_B 和 X_{RA} 分别为铁素体(F)、珠光体(P)、马氏体(M)、贝氏体(B)和残余奥氏体(RA)的体积分数。

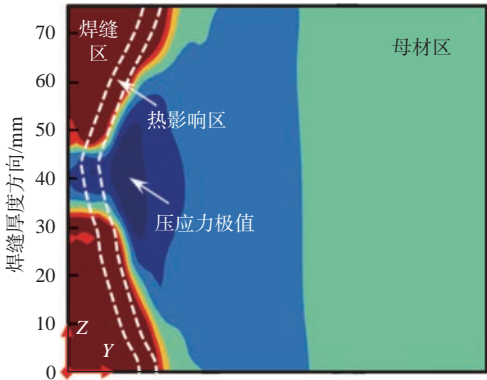
高强钢厚板中的纵向及横向初始应力^[5,8]为自平衡应力并沿厚度方向呈对称分布;在高强钢厚板上、下表面为压应力,在板厚中部为拉应力;其最大值约为高强钢屈服强度的 30%~40%。根据微观组织演变模型求得的临界温度, Q690 高强钢厚板对接接头有限元模型的所有节点可分为焊缝区 ($T_{\text{max}} \geq T_L$)、热影响区 ($A_1 < T_{\text{max}} < T_L$) 和母材区 ($T_{\text{max}} < A_1$), 其中, T_{max} 为热循环的最高温度, A_1 和 T_L 为下临界温度和液相线温度。焊缝区由填充金属及部分母材金属熔化-凝固而来,故仅需考虑焊接固态相变对焊接残余应力的影响;而对于热影响区,焊接残余应力不仅受到焊接固态相变的影响,焊前母材内的轧制初始应力应予以考虑;母材区不发生焊接固态相变,故仅考虑轧制初始应力的影响,如式(3)所示。

$$\sigma_{\text{after}} = \begin{cases} \frac{\sigma_{\text{before}} V_{\text{before}}}{V_{\text{after}}}, & T_{\text{max}} \geq T_L \\ \frac{\sigma_{\text{before}} V_{\text{before}}}{V_{\text{after}}} + \sigma_{\text{initial}}, & A_1 < T_{\text{max}} < T_L \\ \sigma_{\text{before}} + \sigma_{\text{initial}}, & T_{\text{max}} < A_1 \end{cases} \quad (3)$$

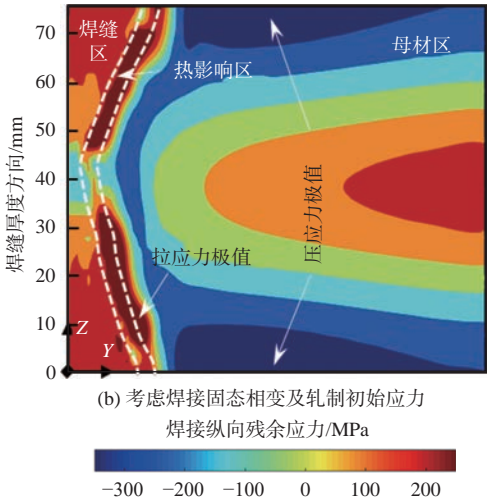
式中: σ_{before} 和 σ_{after} 分别为 Q690 高强钢厚板对接接头转变前和转变后的应力; σ_{initial} 为轧制初始应力。

图 8(a) 给出了常规热-弹-塑性有限元预测的 Q690 高强钢厚板对接接头横剖面的残余应力云图,图 8(b) 所示为考虑焊接固态相变和轧制初始应力影响的残余应力云图,其与轮廓法的测量结果吻合较好。

图 9 给出了距焊缝中心 0, 25 和 100 mm 处的纵向残余应力预测值与对应的测量值的对比。焊接固态相变以及纵向初始应力不仅显著影响 Q690 高强钢厚板对接接头的纵向残余应力分布规律,而且改变了应力的大小。此外,焊缝区由于焊接固态相变引起体积膨胀,进而导致焊缝区的纵向残余应力显著地降低。随着到焊缝中心距离的增大,焊接固态相变对纵向残余应力的影响逐渐降低,此时影响纵向残余应力分布的主要因素为轧制初始应力。



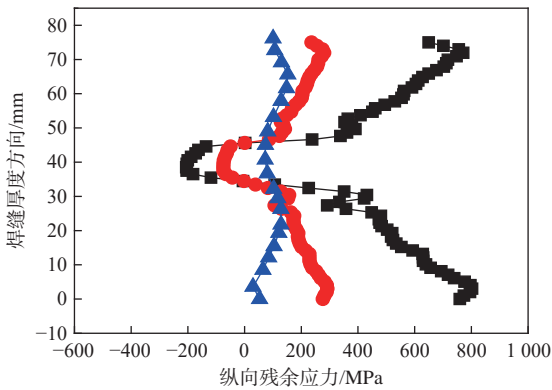
(a) 未考虑焊接固态相变及轧制初始应力



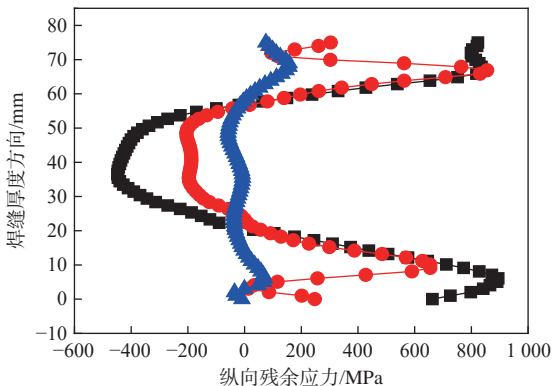
(b) 考虑焊接固态相变及轧制初始应力
焊接纵向残余应力/MPa

图 8 Q690 高强钢厚板对接接头的纵向残余应力云图

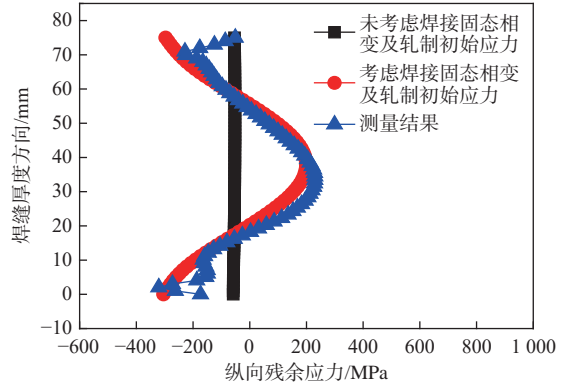
Fig. 8 Contour of longitudinal residual stress of Q690 high-strength steel thick plate's butt joint



(a) 焊缝中心



(b) 距焊缝中心 25 mm



(c) 距焊缝中心 100 mm

图 9 距焊缝中心不同位置的纵向残余应力对比

Fig. 9 Comparison of longitudinal residual stress at different positions away from weld center

3 高强钢及其焊接接头的断裂性能测试

由于 Q690 采用等强匹配焊接, 母材与焊缝金属有着相同的力学性能。图 10 所示为通过单轴拉伸试验获取的母材、对接接头试样的工程应力-应变曲线以及断裂行为曲线, 其单轴拉伸试样为矩形试样, 引伸计标距为 50 mm, 拉伸速度均为 5 mm/min。Q690 高强钢母材以及对接接头试样的基本力学性能参数如表 5 所示。相比金属母材, 由于焊接过程的加工强化, 对接接头的抗拉强度及断裂强度有所增强。

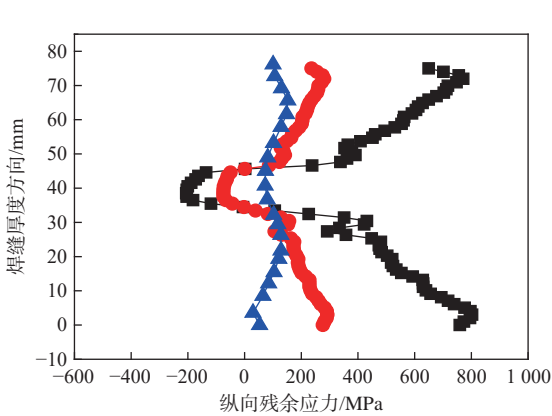


图 10 母材、焊缝金属以及对接接头试样的单轴拉伸试验结果
Fig. 10 Stress-strain curves of base metal, weld metal and butt joint specimens based on uniaxial tension test

表 5 母材、焊缝金属及对接接头试样的力学性能参数
Table 5 Mechanical property parameters of base metal, weld metal and butt joint specimens

类别	屈服强度 /MPa	抗拉强度 /MPa	断裂强度 /MPa	应变强化系数/(K·MPa ⁻¹)	应变强化指数/N
母材	710.1	799.2	569.7	1 074	0.084
对接接头	707.6	829.9	609.4	1 103	0.081

4 高强钢焊接接头的断裂性能评估

采用 GTN 损伤模型评估 Q690 高强钢厚板对

接头的断裂性能^[13],需确定对接接头的 GTN 损伤模型参数,且还需要考虑焊接横向残余应力的影响。

4.1 GTN 损伤模型参数的确定

对于 Q690 高强钢材料,当 $q_1=1.50$, $q_2=1.00$, $q_3=2.25$, 空穴成核平均应变 $\varepsilon_{\text{nucleation}}=0.3$, 空穴成核标准差 $S_{\text{nucleation}}=0.1$ 时,预测结果与测量数据的吻合效果最好^[13]。临界空穴体积分数(f_{critical})和断裂时的空穴体积分数(f_{fracture})分别为 0.15 和 0.17。

初始空穴体积分数(f_0)取决于材料内部的微裂纹、非金属夹杂物和气孔等微观缺陷。Q690 高强钢厚板经过严格的热机械轧制工艺处理,板

材内部缺陷较少;而焊缝区由熔化的填充金属凝固而成,极易产生非金属夹杂物、气孔等焊接缺陷。通过试验测量,确定母材区及焊缝区的初始空穴体积分数(f_0)为 2.5×10^{-4} 和 1.0×10^{-2} 。而对于空穴形核粒子体积分数($f_{\text{nucleation}}$),可通过单轴拉伸试验以及有限元分析进行确定。根据母材单轴拉伸矩形试样尺寸,采用实体单元 C3D8R 建立母材和焊接接头单轴拉伸矩形试样的有限元模型,如图 11 所示。由于空穴体积较小,为了较真实地反映空穴的形核-长大-聚合直至材料发生宏观断裂的演变过程,单元尺寸通常取为 $0.1 \sim 1.0 \text{ mm}$,在引伸计测量区域单元尺寸为 0.1 mm ,而在拉伸试样的两端区域单元尺寸为 1.0 mm 。

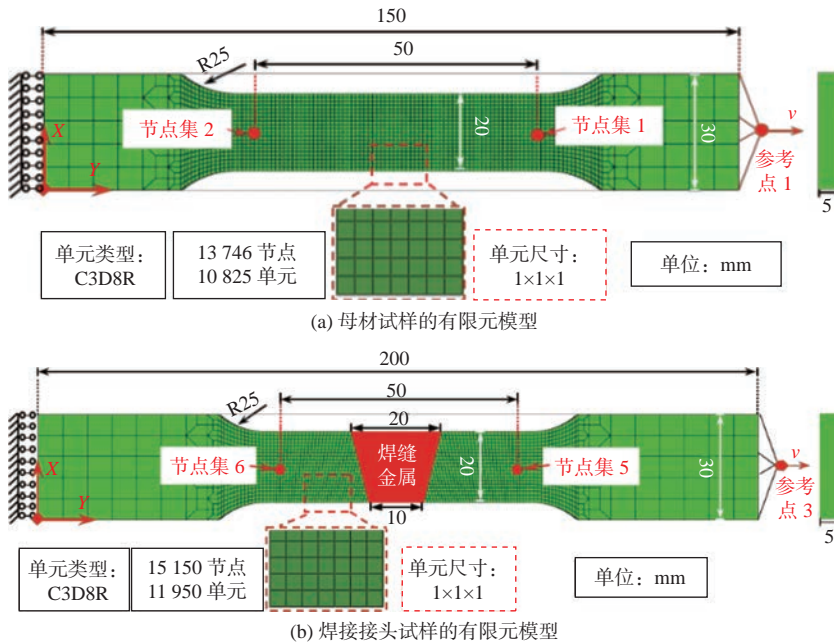


图 11 单轴拉伸矩形试样的母材及焊接接头有限元模型

Fig. 11 Finite element models of rectangular plate specimen's weld base and butt joint for uniaxial tension test

基于 ABAQUS 自带的 GTN 损伤模型,设置母材的力学性能参数以及上述已确定的 Q690 高强钢母材 GTN 损伤模型参数,然后设置参考点 1 的轴向拉伸速度为 5 mm/min ,最后采用显式动力学分析模拟母材矩形试样的单轴拉伸过程。母材的空穴形核粒子体积分数($f_{\text{nucleation}}$)为 0.015 时,有限元分析得到的工程应力-应变曲线与试验测量结果均吻合较好。同理,可以确定 Q690 高强钢厚板对接接头焊缝区的空穴形核粒子体积分数($f_{\text{nucleation}}$)最佳值为 0.04。

为了验证母材及焊缝金属 GTN 损伤模型参数的正确性,将这些参数代入图 11(b)接头的有限元模型中。通过分析得出,焊接接头试样的单轴拉伸断裂行为以及对应的应力应变曲线与试验测量结果基本吻合,如图 12 和图 13 所示。其中,

焊接接头试样经过加工处理,可忽略其内部的焊接残余应力。

4.2 残余应力影响接头断裂性能的力学机理

为了进一步分析焊接残余应力对 Q690 高强钢厚板对接接头断裂特性的影响,基于上述考虑焊接固态相变及轧制初始应力的热-弹-塑性有限元分析,获得 Q690 高强钢厚板对接接头中剖面上的横向残余应力分布,如图 14 所示。

同时,基于 GTN 损伤模型得到不同条件下 Q690 高强钢厚板对接接头横向拉伸断裂时的空穴体积分数(f_{fracture})云图,如图 15 所示。在分析中分别作了如下考虑:忽略焊接缺陷的影响,且不考虑横向残余应力的影响;仅考虑焊接缺陷的影响;仅考虑横向残余应力的影响,且焊缝区的初

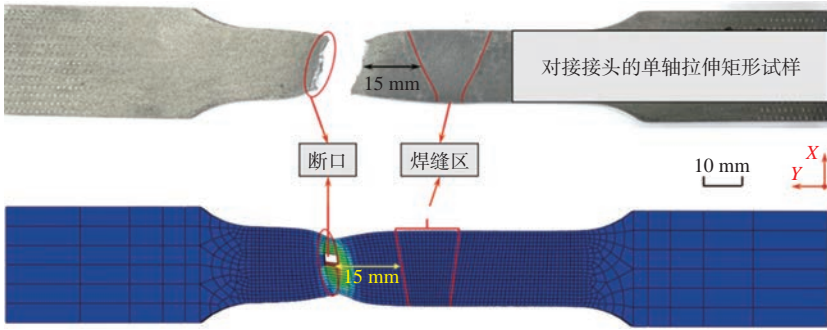


图 12 对接接头单轴拉伸矩形试样的断口位置对比

Fig. 12 Comparison of fracture position of rectangular plate specimen's butt joint based on uniaxial tension test

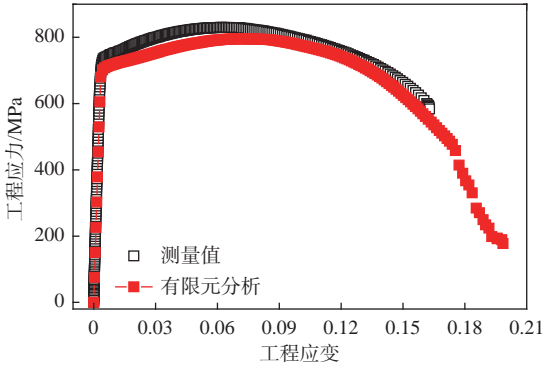


图 13 对接接头单轴拉伸矩形试样的有限元分析结果和试验测量结果的对比

Fig. 13 Stress-strain curves of rectangular plate specimen's butt joint between FE analysis and uniaxial tension test

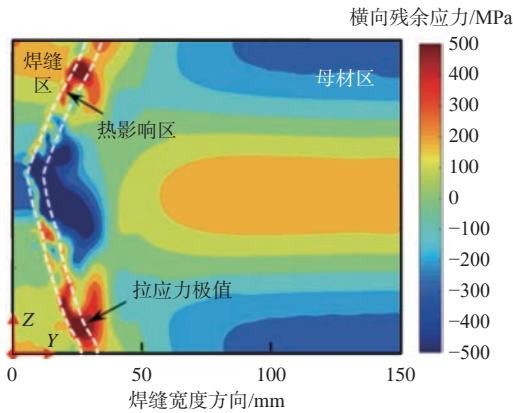


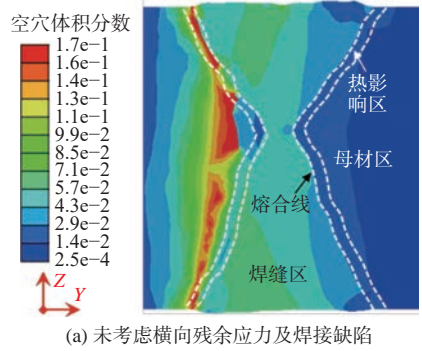
图 14 Q690 高强钢厚板对接接头的横向残余应力预测云图

Fig. 14 Contour of predicted transverse residual stress of Q690 high-strength steel thick plate's butt joint

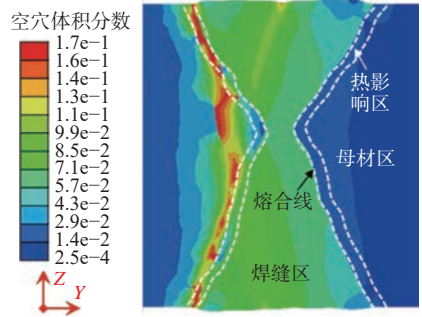
始空穴体积分数与母材区的相同;同时考虑横向残余应力及焊接缺陷的影响。从图 15 中可以看出,当仅考虑横向残余应力或焊接缺陷的影响时,Q690 高强钢厚板对接接头断裂时的空穴体积分数主要位于母材区;而当同时考虑横向残余应力及焊接缺陷的影响时,Q690 高强钢厚板对接接头断裂时的空穴体积分数则主要分布于正面焊缝区和背面热影响区。同时,图 15 给出了空穴的微观占比,可见空穴的分布是随机的,并不连续。

相比于横向残余拉应力,焊接缺陷对应力-应变关系曲线的影响更大;焊缝区较大的横向残余

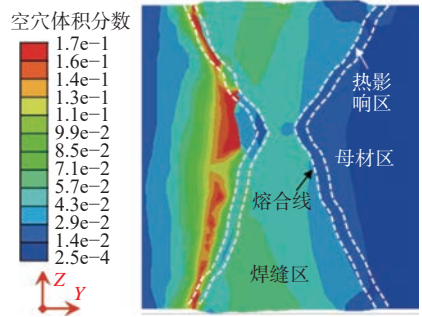
拉应力与焊接缺陷共同作用,使得应力-应变关系曲线显著地降低。为了探究其影响机理,需要分析横向残余应力及焊接缺陷对断裂时的空穴体积分数($f_{fracture}$)分布以及空穴演变过程的影响,如图 16 所示。Q690 高强钢厚板对接接头横向拉伸过程中,焊缝区较大的横向残余拉应力通过加速空穴增长以及聚合过程,导致空穴体积分数迅速增大至断裂失效时的空穴体积分数($f_{fracture}$),从而引起断裂特性明显降低;而横向残余压应力通过抑制空穴形核,减缓空穴聚合过程,导致空穴体



(a) 未考虑横向残余应力及焊接缺陷



(b) 考虑焊接缺陷



(c) 考虑横向残余应力

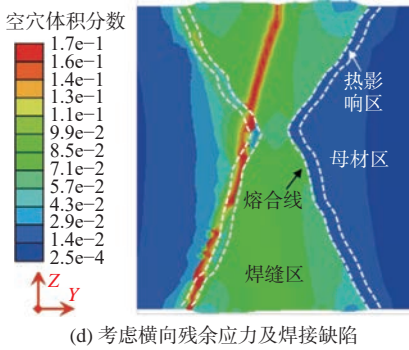


图 15 Q690 高强钢厚板对接接头横向拉伸断裂时的空穴体积分数云图

Fig. 15 Contours of void volume fraction of Q690 high-strength steel thick plate's butt joint subject to transverse tensile fracture

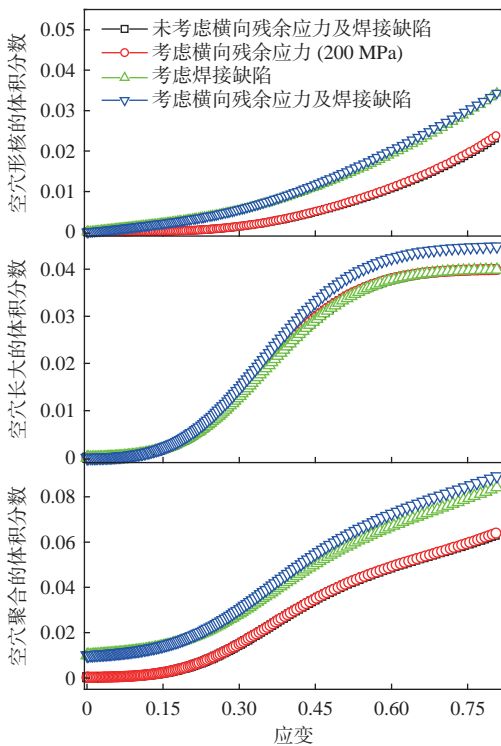


图 16 Q690 高强钢厚板对接接头区域的空穴演变过程

Fig. 16 Void evolution process of the butt joint zone of Q690 high-strength steel thick plate

积分数增长缓慢,从而提高了断裂特性。

图 17 所示为焊接接头在不同计算情况下的应力-应变曲线;可以看出焊接横向残余应力通过微观缺陷影响空穴形核及聚合。

5 结论

针对 Q690 高强钢厚板的对接接头,通过轮廓法得到横剖面上的纵向残余应力,且基于热-弹-塑性有限元法考虑了焊接固态相变及轧制初始应力对焊接残余应力的影响;采用 GTN 损伤模型研究了母材、焊接接头试样以及焊接接头的单轴拉伸行为;同时,阐明了焊接残余应力影响焊接接

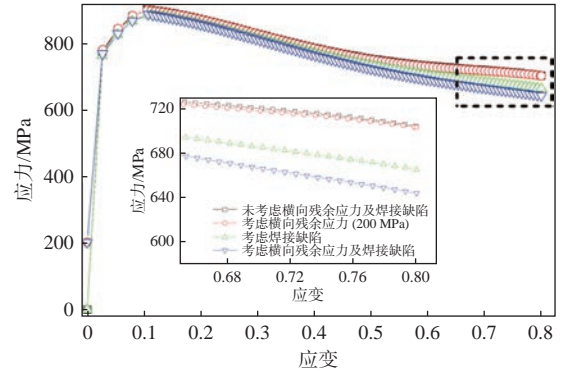


图 17 Q690 高强钢厚板对接接头区域的应力-应变曲线

Fig. 17 Stress-strain curves of the butt joint zone of Q690 high-strength steel thick plate

头横向断裂性能的力学机理。具体结论如下:

1) 基于轮廓法测量及应力反演分析,获得了焊接接头横剖面上的完整纵向残余应力分布;在焊缝区以拉应力为主,在母材区上、下表面处均为压应力,而母材区中部则为明显的拉应力区。

2) 焊接温度场分析的熔池形状以及微观组织体积分数,与焊接试验测量的结果基本一致;同时,考虑焊接固态相变及轧制初始应力的弹-塑性力学有限元预测结果,与测量数据吻合较好;具体地,焊接固态相变显著地降低了焊缝区的焊接残余应力,而母材区的焊接残余应力主要受到轧制初始应力的影响。

3) 将试验测量和有限元计算相结合,确定了 Q690 高强钢厚板对接接头母材区及焊缝区的初始空穴体积分数(f_0)以及空穴形核粒子体积分数($f_{\text{ nucleation}}$),且通过焊接接头试样的分析验证了 GTN 损伤模型参数的正确性。

4) 相对于残余应力,微观缺陷对焊接接头的拉伸断裂行为影响更加明显;焊接残余拉应力通过焊接微观缺陷起作用,影响 Q690 高强钢厚板对接接头的应力-应变曲线;具体地,横向残余拉应力会通过微观缺陷加速空穴生长以及聚合过程,使得空穴体积分数迅速增大至断裂失效时的空穴体积分数($f_{\text{ fracture}}$),从而导致焊接接头的断裂性能显著降低。

参考文献:

- [1] 李风波,潘川,杨文华,等.海洋工程用高强钢焊接技术研究现状及发展趋势[J].金属加工(热加工),2021(8):35-38.
LI F B, PAN C, YANG W H, et al. Research status and development trend of welding technology of high strength steel for ocean engineering[J]. MW Metal Forming, 2021(8): 35-38 (in Chinese).
- [2] 王江超,陈相飞,牛业兴,等.环形加筋圆柱壳的焊接残余应力及振动特性研究[J].中国舰船研究,2023,18(6):

- 208–215.
- WANG J C, CHEN X F, NIU Y X, et al. Investigation on welding residual stress and vibration characteristics of ring-stiffened cylindrical shell[J]. *Chinese Journal of Ship Research*, 2023, 18(6): 208–215 (in Chinese).
- [3] WOO W, AN G B, KINGSTON E J, et al. Through-thickness distributions of residual stresses in two extreme heat-input thick welds: a neutron diffraction, contour method and deep hole drilling study[J]. *Acta Materialia*, 2013, 61(10): 3564–3574.
- [4] BALAKRISHNAN J, VASILEIOU A N, FRANCIS J A, et al. Residual stress distributions in arc, laser and electron-beam welds in 30 mm thick SA508 steel: a cross-process comparison[J]. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 2018, 162: 59–70.
- [5] PARK J U, AN G, WOO W C, et al. Residual stress measurement in an extra thick multi-pass weld using initial stress integrated inherent strain method[J]. *Marine Structures*, 2014, 39: 424–437.
- [6] UEDA Y, YAMAKAWA T. Analysis of thermal elastic-plastic stress and strain during welding by finite element method[J]. *Japan Welding Society Transactions*, 1971, 2(2): 90–100.
- [7] JIANG W C, CHEN W, WOO W, et al. Effects of low-temperature transformation and transformation-induced plasticity on weld residual stresses: numerical study and neutron diffraction measurement[J]. *Materials & Design*, 2018, 147: 65–79.
- [8] PARK J U, AN G, WOO W. The effect of initial stress induced during the steel manufacturing process on the welding residual stress in multi-pass butt welding[J]. *International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering*, 2018, 10(2): 129–140.
- [9] XU M J, LU H, YU C, et al. Finite element simulation of butt welded 2-25Cr-1-6W steel pipe incorporating bainite phase transformation[J]. *Science and Technology of Welding and Joining*, 2013, 18(3): 184–190.
- [10] JIANG W C, WOO W, WAN Y, et al. Evaluation of through-thickness residual stresses by neutron diffraction and finite-element method in thick weld plates[J]. *Journal of Pressure Vessel Technology*, 2017, 139(3): 031401.
- [11] MURAKAWA H, MA N S, HUANG H. Iterative substructure method employing concept of inherent strain for large-scale welding problems[J]. *Welding in the World*, 2015, 59(1): 53–63.
- [12] IKUSHIMA K, SHIBAHARA M. Prediction of residual stresses in multi-pass welded joint using Idealized Explicit FEM accelerated by a GPU[J]. *Computational Materials Science*, 2014, 93: 62–67.
- [13] 卓子超, 张庆亚, 王江超. 船板钢焊接接头的断裂失效行为及 GTN 模型的数值分析 [J]. *工程力学*, 2020, 37(11): 238–247.
- ZHUO Z C, ZHANG Q Y, WANG J C. Fracture behavior of welded joints of ship steel plates and numerical analysis with GTN model[J]. *Engineering Mechanics*, 2020, 37(11): 238–247 (in Chinese).
- [14] GURSON A L. Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth: part I—yield criteria and flow rules for porous ductile media [J]. *Journal of Engineering Materials Technology*, 1977, 99(1): 297–300.
- [15] TVERGAARD V, NEEDLEMAN A. Analysis of the cup-cone fractures in a round tensile bar[J]. *Acta Metallurgical*, 1984, 32(1): 157–169.
- [16] RAKIN M, MEDJO B, GUBELJAK N, et al. Micromechanical assessment of mismatch effects on fracture of high-strength low alloyed steel welded joints[J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 2013, 109: 221–235.
- [17] GUZMÁN C F, FLORES E I S, HABRAKEN A M. Damage characterization in a ferritic steel sheet: experimental tests, parameter identification and numerical modeling[J]. *International Journal of Solids and Structures*, 2018, 155: 109–122.
- [18] NGUYEN V D, PARDOEN T, NOELS L. A nonlocal approach of ductile failure incorporating void growth, internal necking, and shear dominated coalescence mechanisms[J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 2020, 137: 103891.
- [19] MARTELEUR M, LECLERC J, COLLA M S, et al. Ductile fracture of high strength steels with morphological anisotropy, Part I: characterization, testing, and void nucleation law[J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 2021, 244: 107569.
- [20] REN X B, ZHANG Z L, NYHUS B. Effect of residual stresses on ductile crack growth resistance[J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 2010, 77(8): 1325–1337.
- [21] 张庆亚, 卓子超, 周宏, 等. 厚板多层多道对接焊残余应力轮廓法测量及热-弹-塑性有限元分析 [J]. *船舶力学*, 2021, 25(5): 627–636.
- ZHANG Q Y, ZHUO Z C, ZHOU H, et al. Welding residual stress in multi-pass butt joint of thick plate through contour method and thermal-elastic-plastic finite element analysis[J]. *Journal of Ship Mechanics*, 2021, 25(5): 627–636 (in Chinese).
- [22] 王江超, 史雄华, 周宏, 等. 集装箱船大厚板焊接接头面外变形控制分析 [J]. *哈尔滨工程大学学报*, 2019, 40(9): 1562–1568.
- WANG J C, SHI X H, ZHOU H, et al. Out-of-plane welding distortion control of thick plate butt-welded joint of a container ship[J]. *Journal of Harbin Engineering University*, 2019, 40(9): 1562–1568 (in Chinese).
- [23] KEEHAN E, KARLSSON L, BHADESHIA H K D H, et al. Three-dimensional analysis of coalesced Bainite using focused ion beam tomography[J]. *Materials Characterization*, 2008, 59(7): 877–882.