

文章编号: 1007-7294(2025)10-1596-12

金属夹芯复合舱段结构模型极限承载能力 试验研究

李政杰^{1,2,4}, 韩正君⁵, 李明轩⁶, 胡嘉骏^{2,3,4}, 冯国庆¹

(1. 哈尔滨工程大学, 哈尔滨 150001; 2. 中国船舶科学研究中心, 江苏 无锡 214082; 3. 深海技术科学太湖实验室, 江苏 无锡 214082; 4. 船舶结构安全全国重点实验室, 江苏 无锡 214082; 5. 中国舰船研究中心, 上海 200245; 6. 南京工业大学, 南京 211816)

摘要: 针对金属夹芯结构在主船体舱段结构中的实际应用, 设计加工了一个 I 型金属夹芯复合舱段模型, 通过四点弯曲极限承载能力模型试验获取了 I 型金属夹芯复合舱段的典型失效模式和极限承载弯矩, 试验结果与非线性有限元计算结果吻合较好。试验结果表明: I 型金属夹芯结构失效以整体屈曲为主, 板格局部屈曲为辅。同时, I 型金属夹芯结构具有较高的承载能力, 可替代传统加筋板甲板和舷侧结构在舱段结构中应用。此外, 金属夹芯复合舱段模型的制造成型, 也演示验证了金属夹芯结构在船体结构中应用的可行性。

关键词: 金属夹芯; 舱段结构; 极限承载能力; 模型试验; 四点弯曲

中图分类号: U661.4 **文献标识码:** A **doi:** 10.3969/j.issn.1007-7294.2025.10.009

Model test study on the ultimate bearing capacity of a metal sandwich composite cabin section

LI Zheng-jie^{1,2,4}, HAN Zheng-jun⁵, LI Ming-xuan⁶, HU Jia-jun^{2,3,4}, FENG Guo-qing¹

(1. Harbin Engineering University, Harbin 150001, China; 2. China Ship Scientific Research Center, Wuxi 214082, China; 3. Taihu Laboratory of Deepsea Technological Science, Wuxi 214082, China; 4. National Key Laboratory of Ship Structural Safety, Wuxi 214082, China; 5. China Ship Development and Design Center, Shanghai 200245, China; 6. Nanjing University of Technology, Nanjing 211816, China)

Abstract: Aiming at the practical application of I-core metal sandwich structures in the main hull section, the four-point bending ultimate bearing capacity test of a I-core metal sandwich composite cabin model was carried out. The failure mode and ultimate bending moment of the I-core metal sandwich composite cabin model were obtained by test, and the test results were in good agreement with the nonlinear finite element calculation results. Test results show that the failure of I-core metal sandwich structure is dominated by the overall buckling while the local buckling is secondary. Meanwhile, I-core metal sandwich structure has a high load bearing capacity and can replace the deck and side stiffened plates in the hull structure. In addition, the metal sandwich composite cabin model is successfully manufactured, which verifies the feasibility of the application of metal sandwich structure in hull structure.

Key words: metal sandwich structure; cabin section; ultimate bearing capacity; model test; four point bending

收稿日期: 2025-04-19

基金项目: 国家重点研发计划资助项目(2022YFB3306200)

作者简介: 李政杰(1986-), 男, 硕士, 高级工程师, 通讯作者, E-mail: lizhengjie@cssrc.com.cn。

0 引言

金属夹芯结构在稳定性、疲劳强度、抗冲击性能、隔音等方面具有独特的优势^[1],为船体结构设计提供了一个方向。目前,金属夹芯结构在航天航空、高铁、汽车等领域得到了广泛应用,但在船体结构中,仅在一些防护结构上有所应用^[2-3]。20 世纪 80 年代,国外就开始了金属夹芯结构的研究工作,从理论方法、数值计算和模型试验等方面,对金属夹芯结构的承载性能进行了详细的探讨,并在天线平台、滚装船车辆甲板、小型船只平台甲板等实船局部结构上有所应用^[4-7],如图 1 所示,但在大型船舶主船体结构中的应用相对较少。



图 1 金属夹芯结构在船体局部结构中的应用^[7]
Fig.1 Application of metal sandwich structure in hull local structure^[7]

近几年,金属夹芯结构也引起了国内学者的关注,洪婷婷等^[8]开展了组合载荷作用下金属夹芯结构极限承载能力非线性有限元分析,结果表明金属夹芯结构具有比传统加筋板结构更优异的极限承载能力。王小明^[9]对波纹夹层结构进行了等效刚度的推导并计算了波纹夹层结构的弯曲变形与应力。王永越等^[10]对折纸型金属夹层板的侧向承载稳定性进行研究,得到具有代表性的折纸型金属夹层板结构。丁德勇等^[11]针对中型豪华邮轮典型甲板板架,建立了传统加筋板架和等质量 I 型夹芯激光焊接夹层板有限元模型,计算了两种板架模型的模态,对初步设计的等质量夹层板架进行形状和尺寸的优化。李政杰等^[12]对单轴受压加筋板、I 型金属夹芯板以及 V 型金属夹芯板的极限承载特性以及屈曲应力进行了对比分析,给出了典型金属夹芯结构的失效模式。Zhong Q, Wang D^[13-18]针对面内载荷和侧向载荷作用下 I 型金属夹芯板的极限强度进行了数值分析和试验,探讨了激光焊接焊缝转动刚度对极限强度的影响,并初步给出了组合载荷作用下 I 型金属夹芯板的极限强度评估公式,充分论证了激光焊接 I 型夹层板在船体梁极限强度上的优势。

综上所述,关于金属夹芯结构的静承载性能研究还主要集中在金属夹芯板上,以有限元仿真计算为主,缺乏金属夹芯结构的应用实例和试验数据,尚未形成可靠的金属夹芯舱段结构承载特性的计算方法。本文针对金属夹芯结构在主船体舱段结构中的实际应用,设计了一个 I 型金属夹芯复合舱段模型,运用激光穿透焊接工艺实践了金属夹芯舱段结构模型制造成型,通过四点弯曲极限承载能力模型试验,获取了 I 型金属夹芯复合舱段的典型失效模式和极限承载弯矩,演示验证了 I 型金属夹芯结构在舱段主承力构件中应用的可行性,可为金属夹芯结构在船体结构中的推广应用提供参考。

1 金属夹芯舱段结构模型试验设计

1.1 舱段极限承载能力模型试验设计

总纵弯曲状态下,船中舱段主要承受纯弯曲载荷。为模拟船中金属夹芯舱段结构的弯曲受载状

态, 舱段极限承载能力模型试验采用卧式四点弯曲加载方式, 以降低剪力的影响, 使得试验舱段承受纯弯曲载荷, 四点弯曲整体模型如图 2 所示。整体模型中间为金属夹芯复合舱段(试验段); 试验段两侧为过渡结构, 起着传递载荷的作用, 降低加载点应力集中的影响, 使载荷均匀传递给试验段; 四点弯曲整体模型两端为加载力臂, 将加载载荷转换为纯弯曲载荷。

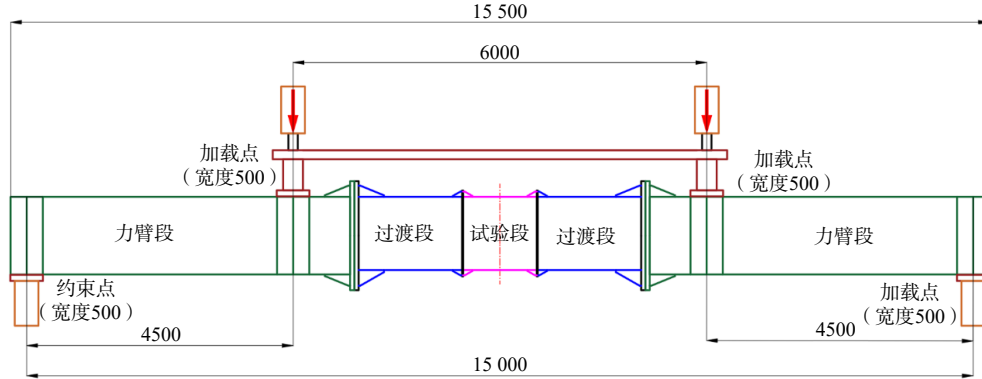


图 2 四点弯曲模型

Fig.2 Four-point bending model

整体模型的长度构成为: 0.5 m(约束点)+4.0 m(加载力臂)+0.5 m(加载点)+2.1875 m(过渡段)+1.125 m(试验舱段)+2.1875 m(过渡段)+0.5 m(加载点)+4.0 m(加载力臂)+0.5 m(约束点)=15.5 m。

1.2 金属夹芯舱段模型设计

参考某船中舱段结构型式, 设计了一个舱段试验模型, 甲板和舷侧为 I 型金属夹芯结构, 其上面板厚度/芯板厚度/下面板厚度/芯材高度/芯板间距的尺寸分别为: 3/3/3/50/70 和 3/3/3/30/70(mm); 船底为传统加筋板结构, 试验段模型长度尺寸为 1.125 m×2.0 m×1.56 m, 其典型横剖面结构如图 3 所示。

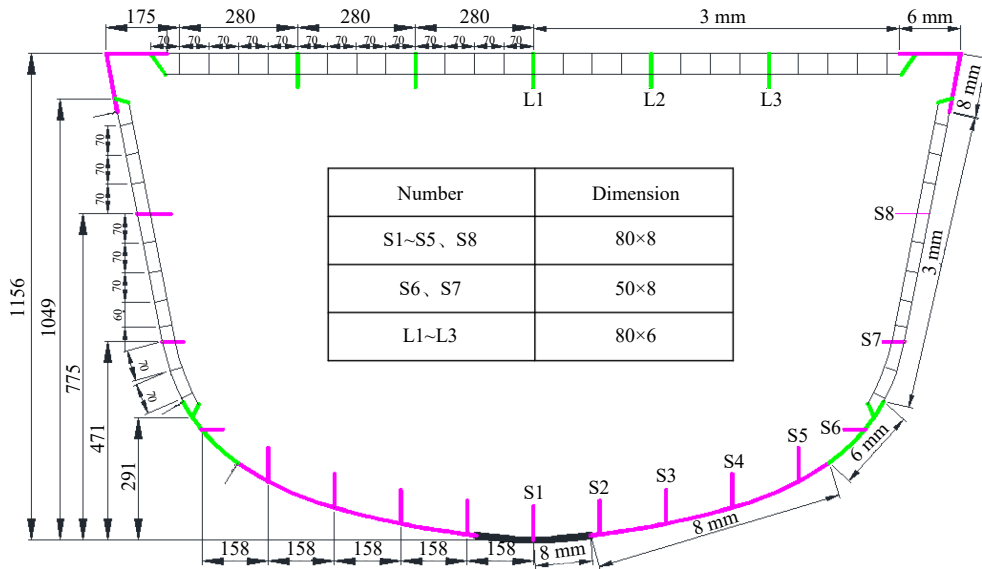


图 3 金属夹芯复合舱段模型典型横剖面

Fig.3 Typical cross-section of metal sandwich composite cabin model

中间试验舱段, 夹芯结构在两端横舱壁处中断, 上下表面在芯材处设置肘板进行加强, 横舱壁另一侧连接过渡段; 过渡段甲板和舷侧部位采用密加筋板结构与试验段夹芯结构相对应, 每间隔一个芯材设置一个纵骨, 以保障载荷均匀有效传递, 船底部位结构型式与试验段保持一致; 为防止过渡段提前发生

破坏,过渡段板厚均采用 8 mm 进行加强处理。

2 金属夹芯复合舱段模型制作及初始状态测量

2.1 金属夹芯复合舱段模型制作

根据舱段结构特点,对金属夹芯舱段结构进行区域划分,分为金属夹芯结构和传统加筋板结构,金属夹芯结构采用激光焊接,传统加筋板结构采用气保焊。夹芯结构焊接前,需对板材进行找平,确保板材的平整度,将上、下面板与芯材进行组装,并采用专用固定工装将组装完成的夹芯板固定在焊接工台上,要求装夹结束后面板与芯子之间的缝隙不得大于 0.1 mm。夹芯板焊接装配如图 4 所示。

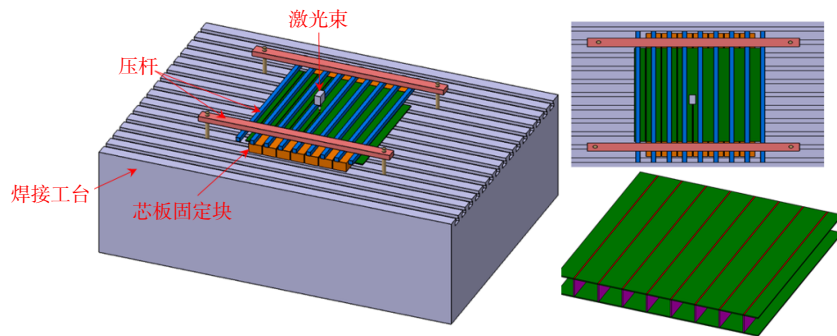


图 4 金属夹芯板焊接装配图

Fig.4 Welding assembly diagram of metal sandwich panel

采用激光穿透焊工艺,在芯板位置上方进行焊接,将面板与芯板熔融连接。焊接功率为 5600 W,焊接速度 6 mm/s,离焦量 0 mm。为了控制焊接变形,应首先焊接中间道次,然后两侧依次交替焊接,直至所有焊缝焊接完成。焊接完成后将夹芯板反面,重新装夹后重复上述操作,直至完成夹芯板焊接。最后将焊接完成的金属夹芯板与传统加筋板结构进行连接,构成金属夹芯舱段模型,如图 5 所示。

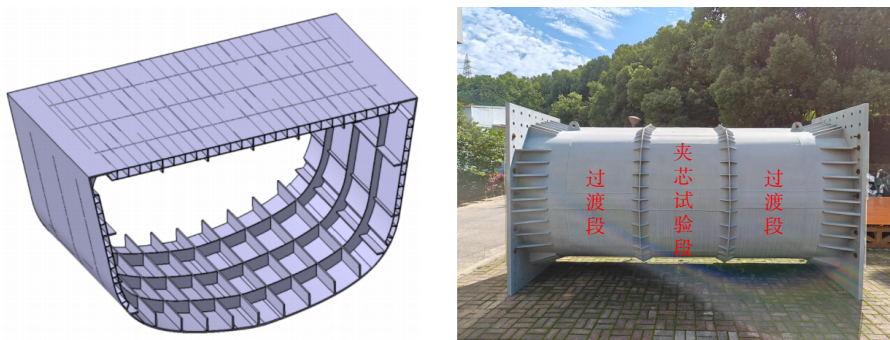


图 5 金属夹芯舱段模型

Fig.5 Model of Metal sandwich compartment

2.2 材料性能测试

金属夹芯复合舱段结构采用了 3 mm、4 mm、6 mm、8 mm、10 mm 五种厚度的 Q355D 板材,其屈服名义值为 355 MPa。模型加工时,加工了与模型材料同一批次的各厚度板材试件,利用材料试验机得到各板厚试件的屈服强度 σ_p 和抗拉强度 σ_m ;在模型加工过程和完工后,利用超声波数字测厚仪测量各构件的实际厚度,各厚度板材性能测量平均值见表 1 所示。

2.3 模型初始变形测量

在试验前,对模型试验段初始挠度进行测量。以离甲板 150 mm 高度为基准,甲板外表面高度偏差

如图 6 所示, 偏差量平均约 1.30 mm, 高度最大值-153.4 mm, 最小值-158 mm, 表明甲板平直度较好。

表 1 材料性能测量结果

Tab.1 Measurement results of Material performance

试件名义厚度/mm	实际厚度/mm	抗拉强度 σ_m /MPa (均值)	屈服强度 σ_p /MPa (均值)	弹性模量 E /GPa (均值)
3	2.87	502.89	395.16	203.57
4	3.82	496.95	430.32	200.80
6	5.77	546.90	425.73	201.56
8	7.75	585.37	464.19	202.80
10	9.69	513.73	436.18	205.14

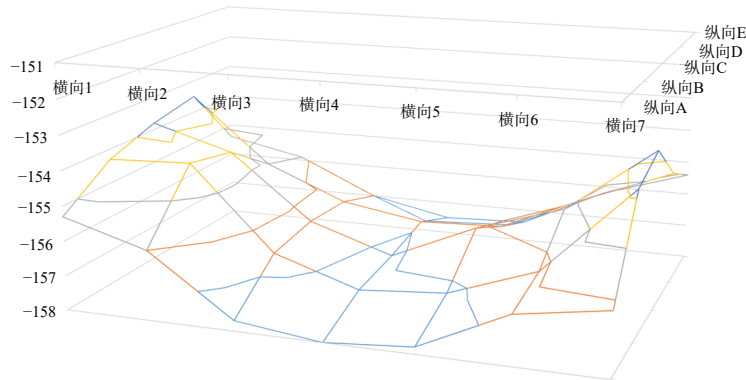


图 6 甲板平直度测量结果

Fig.6 Measurement results of deck straightness

3 舱段极限承载能力模型试验

3.1 测试系统

极限承载能力模型试验在 6000 kN 结构试验平台上进行, 模型布置如图 7 所示。在试验模型的剖面上布置一定数量的应变测点, 以了解模型的应力分布情况; 分别在模型两加载点处各布置一加载油缸, 通过油缸来施加载荷, 模型和油缸之间布置测力计, 以了解模型受压载荷。测点与测量设备构成模型试验的测量系统, 其测量流程如图 8 所示。

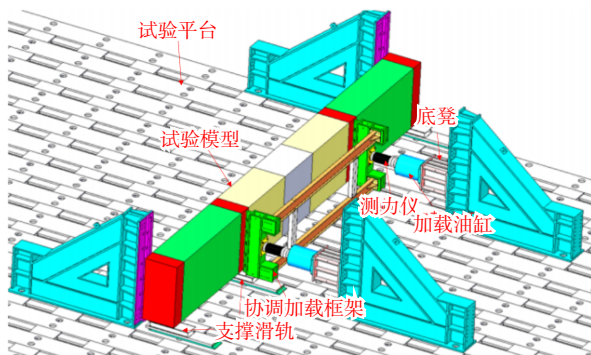


图 7 加载示意图

Fig.7 Diagram of Loading

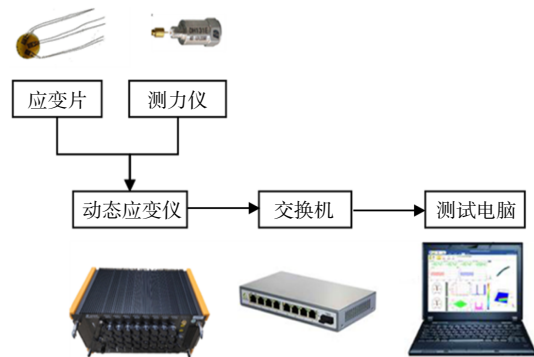


图 8 模型试验测量流程

Fig.8 Measurement process of Model experiment

3.2 应变测点布置

在金属夹芯复合舱段模型的中间两横剖面上, 分别在 1 甲板(上下面板)、左右舷侧外板、外底布置

纵向测点, 共计 56 个测点, 如图 9 所示。在加载油缸处各安装一套测力仪系统, 测量油缸处的加载载荷, 并记录油缸的位移行程。加载系统布置如图 10 所示。

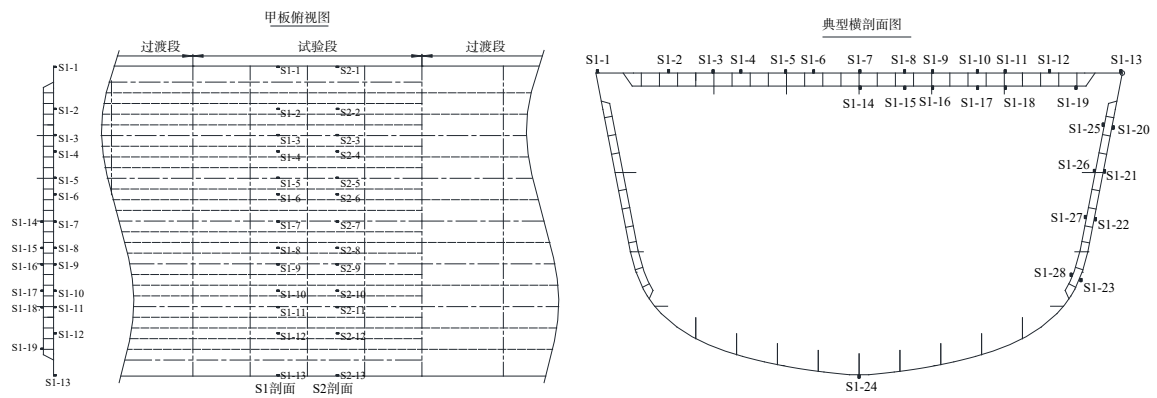


图 9 应变测点布置

Fig.9 Layout of strain measurement points



图 10 加载系统布置图

Fig.10 Layout of loading system

3.3 舱段极限承载能力模型试验

首先开展了三次线弹性调试加载试验, 以检验模型和测试系统的状态。调试加载初始载荷为 50 kN, 每次加载增量为 200 kN, 逐步增加至 600 kN, 每个加载步稳定一段时间后, 记录各加载步载荷值, 确认模型均匀受载后然后进入下一个载荷步。

图 11~13 给出了不同调试加载工况下两油缸的位移-载荷曲线。调试加载工况 1, 由于模型和工装之间存在安装间隙, 且模型结构存在加工缺陷, 因此其两油缸的加载和卸载路径差异较大, 对两约束点

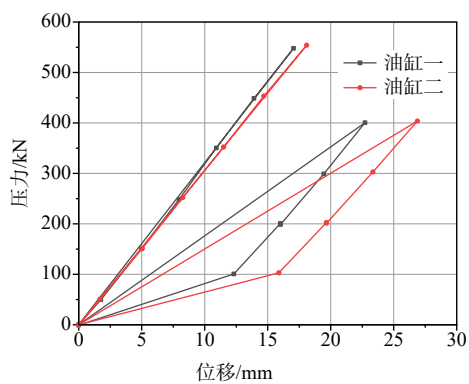


图 11 调试加载工况 1 位移-载荷曲线

Fig.11 Displacement and load curve of Condition 1

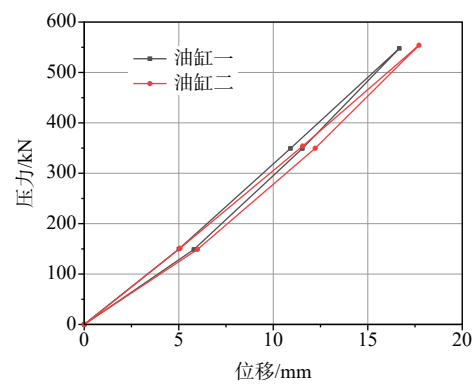


图 12 调试加载工况 2 位移-载荷曲线

Fig.12 Displacement and load curve of Condition 2

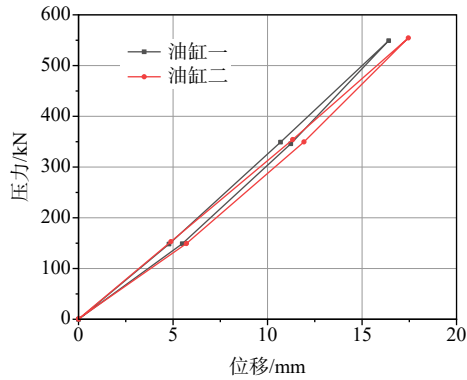


图 13 调试加载工况 3 位移-载荷曲线

Fig.13 Displacement and load curve of Condition 3

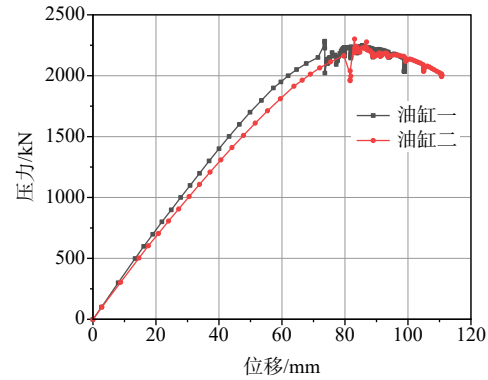


图 14 破坏工况位移-载荷曲线

Fig.14 Displacement and load curve of failure condition

处塞垫楔块,减小安装问题,通过调试预加载以降低这些不利因素的影响。调试加载工况 2 和工况 3,其加载过程与卸载过程较为一致,且两油缸卸载回零状态良好,表明结构基本处于弹性线性阶段;检查模型和加载装置的位置,模型受载均匀,加载装置和测试系统状态正常,可继续开展破坏性试验。

实际破坏加载试验根据现场加载情况进行调整,分三个阶段加载:第一个阶段,每步加载 20 吨,由 0 吨逐步加载至 60 吨。第二个阶段,每步加载 10 吨,由 60 吨逐步加载至 190 吨。第三个阶段,调整为位移控制加载,每步加载 5 吨,逐步加载至破坏。图 14 给出破坏工况油缸加载的位移-载荷曲线。

卸载结束后对试验模型屈曲破坏情况和测试系统工作状态进行检查,模型的主要焊缝经目视检查无裂纹,焊缝状态正常。对各测点传感器和测试系统工作状态的检查表明,测量数据记录完整,应变测点信号正常。基于加载载荷和应变测量的分析以及试验模型屈曲破坏情况和测试系统工作状态的检查,可以确认舱段极限承载能力的模型试验圆满成功。

4 模型试验结果分析

4.1 模型失效模式及极限承载能力分析

加载过程中,模型发生明显的整体弯曲变形,如图 15 所示。试验结束卸载后,对模型的塑性变形进行检查,得到如图 16 所示的试验模型甲板屈曲破坏形状,以及图 17 所示的试验模型舷侧外板的屈曲破坏形状。模型屈曲破坏发生在舱段模型中间两横框架之间,夹芯甲板内外面板均出现屈曲破坏,板格

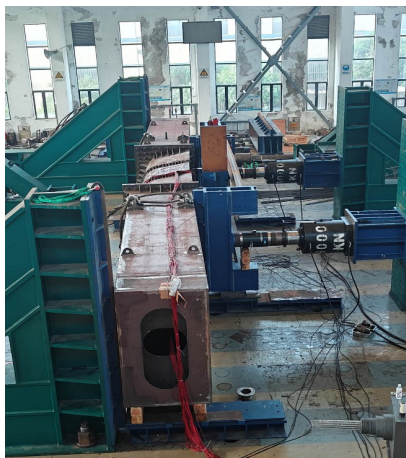


图 15 试验模型整体弯曲变形

Fig.15 Overall bending deformation of the test model



图 16 试验模型甲板屈曲破坏形状

Fig.16 Buckling failure shape of deck of the test model

呈现明显的屈曲半波变形,上下面板屈曲波形横跨整个甲板,已形成明显的塑性铰;左右舷侧外板中和轴以上靠近甲板部位,承受压缩载荷,也呈现屈曲失稳波形,整个模型已崩溃失效。

根据两油缸的载荷加载曲线,对曲线采用多项式拟合,去除曲线上的跳跃点,再进行平均化,得到油缸加载曲线,如图 18 所示。根据平均处理后的位移载荷曲线,取极值可得到模型的极限承载压力为 2290.2 kN。试验模型力臂设计长度为 4500 mm,因此,舱段模型的极限承载弯矩为 1.03×10^{10} N·mm。



图 17 试验模型舷侧外板屈曲破坏形状

Fig.17 Buckling failure shape of side shell of the test model

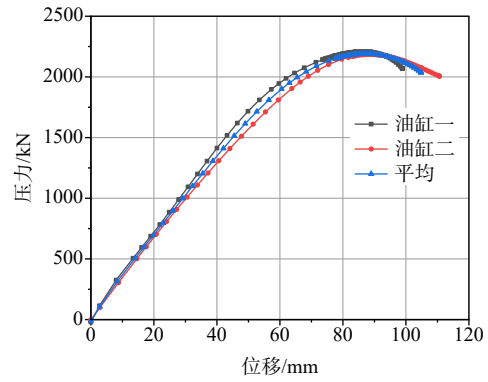


图 18 位移-载荷曲线

Fig.18 Displacement and load curve

4.2 应变测量结果和分析

图 19 和图 20 分别给出了两个剖面各测点的应变-载荷曲线。由图可知,在压力超过 1000 kN 以前,各测点应变均在 $2000 \mu\epsilon$ 以内,应力值低于 400 MPa,应变-载荷曲线基本呈现线性,表明结构处于

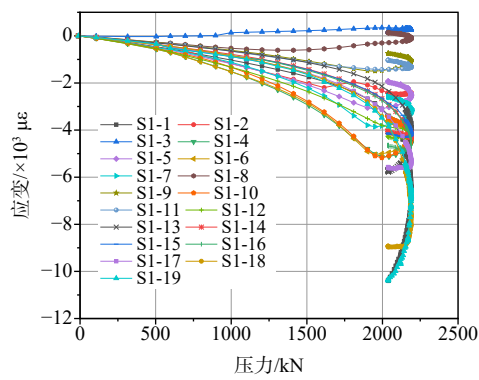


图 19 S1 剖面应变-载荷曲线

Fig.19 Strain and load curve of S1 profile

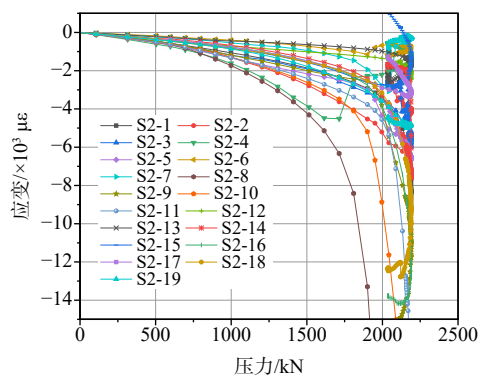
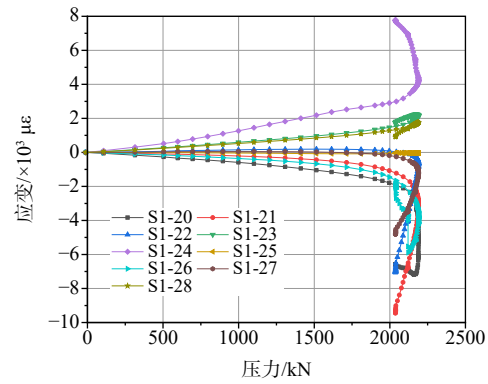
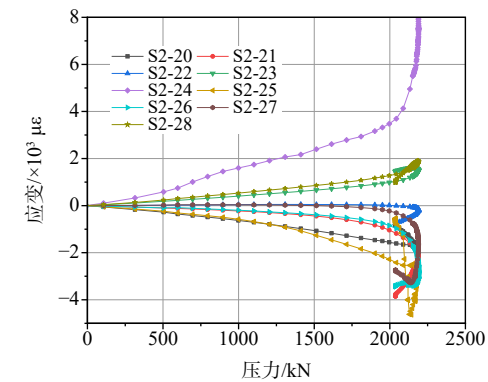


图 20 S2 剖面应变-载荷曲线

Fig.20 Strain and load curve of S2 profile



线弹性范围内。当压力超过 1000 kN 后,各测点应变-载荷曲线斜率逐渐发生变化,结构逐渐发生塑性大变形;到达极限时,各曲线曲率变化较为明显,峰值点时载荷不变,应变不断增加,随后卸载,但应变还在逐渐增加,表明结构发生崩溃,失去承载能力。

S1 剖面 and S2 剖面两个测点的应变-载荷关系基本一致;接近极值点时,S2 剖面测点的应变-载荷曲线变化更为明显,这是由于结构的屈曲失效发生在 S2 剖面附近。

编号 1~19 测点位于甲板上下面板上,主要承受压应力。编号 20~28 号为舷侧外板测点,其中编号 24 为船底测点,编号 23 和 28 为靠近底部的上下面板测点,其均位于中和轴以下,承受拉应力;编号 22 和 27 位于中和轴附近,整个加载过程中,应力水平均不高;其余测点位于中和轴以上,承受压应力。

图 21 给出了 1000 kN 时甲板和舷侧各测点的应变分布情况。S1 剖面与 S2 剖面各测点的应力分布基本一致,应变水平相当;由于应变片方向偏差以及初始变形的影响,存在个别测点应变存在偏差。甲板上面板测点应力约为 1200 $\mu\epsilon$,下面板约为 820 $\mu\epsilon$,上下面板距中和轴高度存在差异,使得上面板应力稍高于下面板。

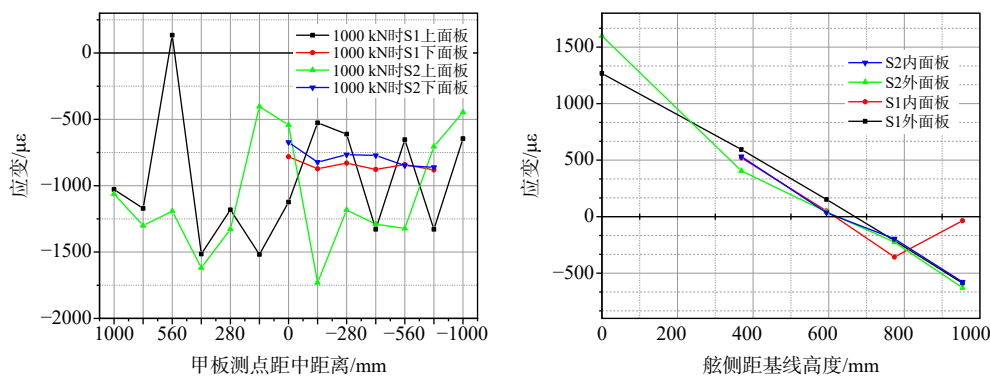


图 21 1000 kN 时甲板和舷侧测点应变分布

Fig.21 Strain distribution at deck and side measuring points (1000 kN)

舷侧各测点应力与距基线高度基本呈现线性关系,这与船体梁剖面应力分布规律一致;取 S2 剖面,舷侧应力为 0 时,距基线高度约为 620 mm,即为该剖面中和轴的位置,这与 S2 剖面的几何特性保持一致;舷侧内外面板相应测点距基线高度相当,使得内外面板相应测点应力水平基本一致。

5 非线性有限元数值对比分析

根据材料的真实屈服强度,采用理想弹塑性材料,忽略初始变形和残余应力的影响,创建了中间试验舱段有限元模型,模型两端施加转角载荷,开展舱段极限弯矩承载能力非线性有限元计算。

图 22 给出了试验模型极限状态和破坏状态的 Mises 应力分布云图,图 23 给出了试验模型端部转

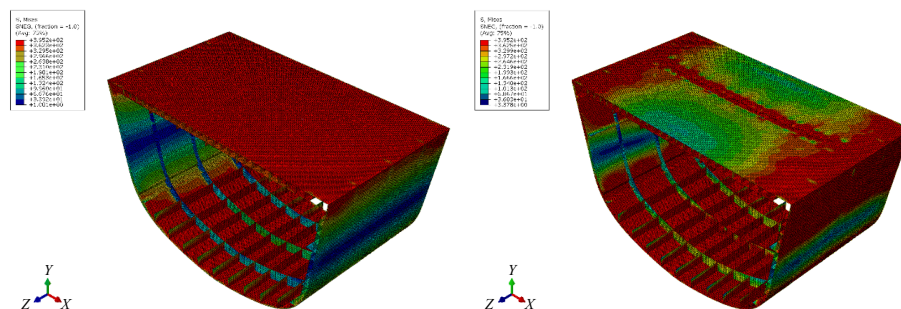


图 22 舱段模型 Mises 应力分布 (极限状态和破坏状态)

Fig.22 Mises stress distribution of cabin model (ultimate state and failure state)

角与弯矩的关系曲线, 根据曲线峰值, 得到试验模型的极限承载弯矩为 $9.81 \times 10^9 \text{ N}\cdot\text{mm}$ 。图 24 给出了典型应变测点处的载荷-应变关系对比情况, 有限元计算结果与试验结果两者变化趋势基本一致, 同一载荷下, 试验测得的应变值较数值计算结果偏大, 这可能是由于试验模型存在初始变形和焊接残余应力所致。

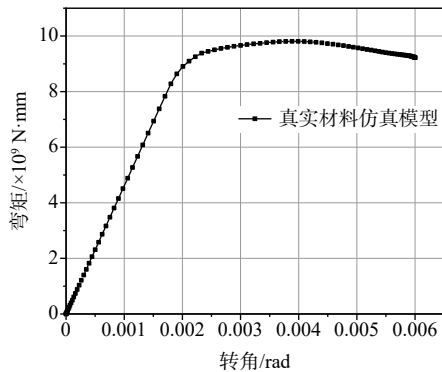


图 23 真实材料仿真模型转角-弯矩曲线

Fig.23 Angle of votation vs. bending moment curve of real material model

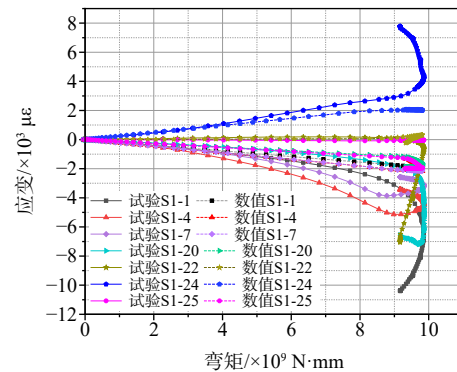


图 24 应变测点载荷-应变曲线对比

Fig.24 Comparison of load-strain curves at strain measuring points

非线性数值计算结果表明: 在极限状态下, 甲板应力达到材料屈服强度, 发生整体弯曲变形; 随后甲板板格局部屈曲失效形成塑性铰。模型屈曲破坏主要发生在甲板和舷侧外板处, 板格呈现屈曲半波变形, 屈曲破坏形状与试验模型破坏形状一致, 屈曲破坏发生的位置与试验结果基本一致, 均为舱段中间横框之间; 数值计算值与试验结果对比情况见表 2 所示, 试验结果与真实材料仿真模型的仿真结果偏差为 5.0%, 两者结果吻合较好, 验证了试验结果的可靠性。

表 2 模型试验结果与数值计算结果对比

Tab.2 Comparison between model test results and numerical calculation results

模型/理论计算	极限弯矩值 ($\times 10^{10} \text{ N}\cdot\text{mm}$)	相对偏差 (以仿真结果为基准)
试验模型	1.03	5.0%
真实材料仿真模型	0.981	—
始屈弯矩值 M_1	0.906	-7.65%
板格屈曲理论计算弯矩值 M_2	0.641	-34.7%

备注: $M_1 = W \times \sigma_p$, W 为模型剖面模数, σ_p 为材料屈服强度;

$M_2 = W \times \sigma_{cr}$, σ_{cr} 为板格临界应力, 当 $\sigma_E > \frac{1}{2}\sigma_p$ 时, $\sigma_{cr} = \sigma_p \left(1 - \frac{\sigma_p}{4\sigma_E}\right)$;

σ_E 为板格欧拉应力, $\sigma_E = \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b}\right)^2$, ν 为材料泊松比。

假定甲板上面板到达材料屈服应力, 即可得到剖面的始屈弯矩值; 根据板格的屈曲理论计算公式, 可得到甲板面板板格的欧拉应力为 337.60 MPa, 通过塑性修正得到其板格临界应力为 279.53 MPa, 乘以剖面甲板处的剖面模数, 可计算得到剖面的承载弯矩值为 $0.641 \times 10^{10} \text{ N}\cdot\text{mm}$, 试验结果对比情况见表 2 所示。

由于夹芯结构整体的承载能力高于其板格临界应力, 且甲板上面板局部屈曲失效后, 剖面可继续承载, 应力会重新分布, 直至整个夹芯甲板整体屈曲失效形成塑性铰后, 剖面才失去承载能力, 因此, 使得试验得到的极限承载弯矩值高于理论计算值。结合理论分析表明, I 型夹芯结构受压先发生局部板格屈曲失效, 由于 I 型金属夹芯由多个胞元组成, 其夹芯结构整体刚度较大, 局部屈曲并不会引起整体舱段的崩溃, 其舱段还具备继续承载的能力; 舱段继续承载, 当夹芯结构发生整体屈曲形成塑性铰时, 舱段剖面才会失去承载能力, 因此 I 型金属夹芯结构的极限承载能力主要是由其整体屈曲失效模式决定, 即 I 型金属夹芯结构失效以整体屈曲为主, 板格局部屈曲为辅。

6 结 论

本文以设计加工的 I 型金属夹芯复合舱段结构为对象,开展了四点弯曲极限承载能力模型试验,获取了 I 型金属夹芯复合舱段的承载特性,演示验证了 I 型金属夹芯结构在船体舱段主承力结构中应用的可行性,为金属夹芯结构的实船应用提供支撑。通过模型试验得出以下主要结论:

(1) I 型金属夹芯结构具有较高的承载能力,可替代传统加筋板甲板和舷侧结构,在实船舱段结构中应用。

(2) 通过四点弯曲模型试验,获得了 I 型金属夹芯复合舱段模型的极限承载弯矩和失效模式。试验结果表明, I 型金属夹芯结构失效以整体屈曲为主,板格局部屈曲为辅。积累了宝贵的金属夹芯结构承载特性试验数据,可为金属夹芯舱段结构的力学性能分析提供试验验证数据。

(3) 金属夹芯复合舱段结构极限承载能力模型非线性有限元数值计算结果与试验结果吻合较好。可为金属夹芯船体梁结构的极限承载能力预报提供支撑。

参 考 文 献:

- [1] 卢天健,何德坪,陈常青,等.超轻多孔金属材料的多功能特性及应用[J].力学进展,2006,36(4):517-535.
Lu T J, He D P, et al. The multi-functionality of ultra-light porous metals and their applications[J]. Advances in Mechanics, 2006, 36(4): 517-535. (in Chinese)
- [2] 陈杨科,何书韬,刘均,等.金属夹层结构的舰船应用研究综述[J].中国舰船研究,2013,8(6):6-13.
Chen Y K, He S T, Liu J, et al. Application and prospect of steel sandwich panels in warships[J]. Chinese Journal of Ship Research, 2013, 8(6): 6-13. (in Chinese)
- [3] 岳灿甫,吴始栋.国外船用激光焊接波纹夹芯板的开发与应用[J].鱼雷技术,2007,15(4):1-5.
Yue C F, Wu S D. Introduction to development and applications of marine laser welded light weight sandwich panel in the US navy and European countries[J]. Torpedo Technology, 2007, 15(4): 1-5. (in Chinese)
- [4] Marsico T A, Denney P E, Furio A. Laser welding of lightweight structural steel panels[C]//CALEO'93: Proceedings of the Applying Lasers in Education Symposium, 1993.
- [5] Norris C. Spot welded corrugated-core steel sandwich panels subjected to lateral loading[R]. University of Manchester, 1987.
- [6] Kujala P, Romanoff J, Tabri K, et al. All steel sandwich panels - Design challenges for practical applications on ships[C]//9th International Symposium on Practical Design of Ships and Other Floating Structures (PRADS 2004), Turku, Finland, 2004.
- [7] NewRail. Best practice guide for sandwich structures in marine applications[R]. University of Newcastle upon Tyne, 2006.
- [8] 洪婷婷,田阿利,潘康华.组合压载下金属折叠式夹层板的后屈曲极限强度分析[J].舰船科学技术,2018,40(9):43-47.
Hong T T, Tian A L, Pan K H. Post-buckling strength analysis of corrugated core sandwich panel under combined compression loading[J]. Ship Science and Technology, 2018, 40(9): 43-47. (in Chinese)
- [9] 王小明,魏强,潘曼.等效刚度法计算波纹夹层板弯曲变形与应力[J].中国舰船研究,2021,16(2):90-98,107.
Wang X M, Wei Q, Pan M. Calculation bending deflection and stress for corrugated core sandwich panels employing equivalent stiffness method[J]. Chinese Journal of Ship Research, 2021, 16(2): 90-98,107. (in Chinese)
- [10] 王永越.折纸型金属夹层板侧向承载稳定性研究[D].秦皇岛:燕山大学,2022.
Wang Y Y. Study on lateral bearing stability of origami metal sandwich panel[D]. Qinhuangdao: Yanshan University, 2022.
- [11] 丁德勇,王虎,等.I型金属夹层结构连接构件强度特性研究及灵敏度分析[J].中国舰船研究,2014,9(2):22-29.
Ding D Y, Wang H, et al. Strength property and sensitivity of I-core steel sandwich panel joints[J]. Chinese Journal of Ship Research, 2014, 9(2): 22-29. (in Chinese)
- [12] 李政杰,黄路,赵南,等.单轴压缩下金属夹层板极限承载性能分析[J].中国舰船研究,2020,15(4):53-58.

- Li Z J, Huang L, Zhao N, et al. Ultimate bearing capacity for steel sandwich panels under uniaxial compression[J]. Chinese Journal of Ship Research, 2020, 15(4): 53–58. (in Chinese)
- [13] Zhong Q, Wang D. Ultimate strength behavior of laser-welded web-core sandwich plates under in-plane compression[J]. Ocean Engineering, 2021, 238: 109685.
- [14] Zhong Q, Wang D. Ultimate strength characteristics and assessment of laser-welded web-core sandwich plates under combined biaxial compression and lateral pressure[J]. Ocean Engineering, 2022, 263: 112324.
- [15] Zhong Q, Wang D. Ultimate strength of laser-welded web-core sandwich plates under combined compression and lateral pressure[C]//The 32nd International Ocean and Polar Engineering Conference. International Society of Offshore and Polar Engineers, 2022, ISOPE-2022-TPC-0371.
- [16] Zhong Q, Wang D. Dynamic ultimate strength characteristics of stiffened plates subjected to the in-plane impact load and lateral pressure[C]//Proceedings of the 40th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering. American Society of Mechanical Engineers, 2021, V002T02A043.
- [17] Zhong Q, Wang D. Numerical investigation on ultimate strength of sandwich box girders under vertical bending and torsion[J]. Ocean Engineering, 2022, 254: 111338.
- [18] Zhong Q, Wu G, Han Z, et al. Comparative investigation on ultimate strength of hull girder with laser-welded web-core sandwich deck[J]. Ocean Engineering, 2022, 264: 112483.