

引用格式:黄真锋,罗贤志,张素梅.闭口型压型钢板剪切性能试验研究与理论分析[J].工业建筑,2026,56(5):76-86. HUANG Zhenfeng, LUO Xianzhi, ZHANG Sumei. Experimental Research and Theoretical Analysis on Shear Performance of Dovetail Profiled Steel Sheets[J]. Industrial Construction, 2026, 56(5): 76-86 (in Chinese). DOI: 10. 3724/j. gyjzG26031407

闭口型压型钢板剪切性能试验研究与理论分析*

黄真锋¹ 罗贤志² 张素梅^{3,4}

(1. 深圳信息职业技术大学交通与环境学院, 广东深圳 518172; 2. 深圳市南山区施工安全监督站, 广东深圳 518052; 3. 哈尔滨工业大学(深圳)智能土木与海洋工程学院, 广东深圳 518055; 4. 广东省土木工程智能韧性结构重点实验室, 广东深圳 518055)

摘要 闭口型压型钢板利用其独特的板肋构造,在保持板面平整的同时,相较于传统平钢板具有更高的屈曲承载力、平面外刚度,并能更好地与混凝土协同工作,可用于提升墙面围护结构、抗侧力构件及钢板混凝土组合结构的受力性能。为明确其面内剪切受力机理,设计并完成了两片闭口型压型钢板在纯剪荷载作用下的对角加载试验,板肋分别采用竖向放置(DPS-V)和45°斜向放置(DPS-D)。通过试验观察了钢板的屈曲形态、变形发展过程及破坏模式,并结合有限元分析揭示了其工作机理。结果表明;闭口型板肋为板带提供了有效的边界约束作用,避免了整体贯穿型屈曲变形;两种板肋布置方式的试件均呈现板带局部屈曲特征,其中DPS-V表现为剪切屈曲,DPS-D表现为受压屈曲;在板肋边界约束作用下,板带能够发挥屈曲后强度;但局部拉力带发展过程中对板肋产生的拉力使得板肋弯扭失稳,并导致试件整体破坏;DPS-V的剪切荷载主要由板带承担,而DPS-D则由板带与板肋共同承担且表现出显著的各向异性特征,其在斜向受拉状态下的承载力较斜向受压状态下提升了38%;DPS-V初始刚度与承载力略低于DPS-D,但其在峰值后表现出更优的延性与变形能力。基于叠加原理分别提出了两类钢板的抗剪承载力计算公式,计算结果与试验值的相对误差在4%以内,可为工程设计提供参考。

关键词 闭口型压型钢板;剪切试验;屈曲后强度;承载力计算

Experimental Research and Theoretical Analysis on Shear Performance of Dovetail Profiled Steel Sheets

HUANG Zhenfeng¹ LUO Xianzhi² ZHANG Sumei^{3,4}

(1. School of Transportation and Environment, Shenzhen University of Information Technology, Shenzhen 518172, China; 2. Shenzhen Nanshan District Construction Safety Supervision Station, Shenzhen 518052, China; 3. School of Intelligent Civil and Ocean Engineering, Harbin Institute of Technology (Shenzhen), Shenzhen 518055, China; 4. Guangdong Provincial Key Laboratory of Intelligent and Resilient Structures for Civil Engineering, Shenzhen 518055, China)

Abstract: Dovetail profiled steel sheets are characterized by a unique rib configuration that ensures a flat plate surface. Compared with conventional flat steel plates, they offer higher buckling resistance, greater out-of-plane stiffness, and more effective interaction with concrete. These superior properties render them well-suited for enhancing the mechanical properties of wall claddings, lateral force-resisting components, and steel-concrete composite structures. To clarify their in-plane shear mechanism, pure shear diagonal loading tests were conducted on two dovetail profiled steel sheet specimens: DPS-V with vertically oriented ribs and DPS-D with ribs inclined at 45°. Experimental observations were focused on buck-

* 国家自然科学基金项目(51678193)。

第一作者:黄真锋,讲师, huangzhenfeng_suit@qq.com。

通信作者:张素梅, smzhang@hit.edu.cn。

收稿日期:2026-03-14

ling modes, deformation evolution, and failure modes, while finite element analysis (FEA) was employed to further elucidate the underlying working mechanism. The results indicated that the profiled ribs provided effective boundary restraint to the plate strips, thereby inhibiting global penetrating buckling. Both specimens exhibited localized buckling within the plate strips, with DPS-V undergoing shear buckling and DPS-D experiencing compressive buckling. Owing to the boundary restraint provided by the ribs, the plate strips were capable of developing post-buckling strength; however, the tensile effect induced by the formation of local tension fields ultimately led to flexural-torsional instability of the ribs, resulting in overall failure. The shear resistance of DPS-V was primarily provided by the plate strips, whereas that of DPS-D was derived from the combined action of the plate strips and ribs, exhibiting significant anisotropic behavior—its bearing capacity under diagonal tension was 38% higher than that under diagonal compression. Although the initial stiffness and ultimate bearing capacity of DPS-V were slightly lower than those of DPS-D, DPS-V demonstrated superior ductility and deformability beyond the peak load. Based on the superposition principle, design formulas for predicting the shear capacity of the two types of steel sheets were proposed. The relative error between the calculated and experimental values was within 4%, providing a reliable reference for the engineering design of such components.

Keywords: dovetail profiled steel sheets; shear test; post-buckling strength; bearing capacity calculation

0 引言

闭口型压型钢板以冷轧钢板为基板,经镀锌或彩色涂层后冷弯辊压成型。其板底平整美观,同时因独特板肋构造而具备较高的平面外刚度,可在施工阶段兼作混凝土浇筑模板,已在建筑屋面、墙面围护构件及组合楼板中得到较多应用^[1-5]。近年为改善传统钢板混凝土组合墙结构的受力性能与施工效率,国内外学者尝试将闭口型压型钢板应用于钢板混凝土组合墙结构中^[6-9]。该板型可利用板肋与混凝土之间的握裹抗剪作用,在一定程度上减少甚至替代抗剪连接件,实现钢板与混凝土的协同工作,从而提升组合墙结构的整体受力性能。综上,闭口型压型钢板可用于提升墙面围护、抗侧力构件及钢板混凝土组合结构的受力性能。

目前关于闭口型压型钢板的的研究主要集中在闭口型压型钢板在组合构件中的宏观整体受力行为。聂建国等^[10-11]、李幅昌等^[12-13]和王杰堂等^[14]针对闭口型压型钢板组合板的受弯与抗剪性能开展研究,发现压型钢板和混凝土可通过闭口板肋的机械咬合作用实现共同工作,强烈的界面约束有效限制了纵向滑移的发生,改变了传统组合板易发生剪切黏结破坏的受力模式。Wright等^[15]、Tong等^[16]和Zhang等^[7]研究了双侧闭口型压型钢板混凝土组合构件的轴压性能,发现闭口型压型钢板和混凝土可以通过板肋的嵌固作用实现共同工作;压型钢板各

板带单独发生受压屈曲,改变了钢板整体受压屈曲的方式。许力等^[8]、HUANG等^[17]、ZHANG等^[18]和任志坤^[9]通过试验研究和有限元分析探究了闭口型压型钢板混凝土组合构件在压弯剪荷载共同作用下的受力性能,研究表明:水平荷载作用下钢板混凝土组合构件中的闭口型压型钢板发生明显的剪切破坏;各板带近似单独受剪且在嵌入混凝土中闭口型板肋的嵌固作用下能够发展屈曲后强度,表现出良好的受力性能。

闭口型压型钢板在剪切荷载下的基本力学性能,对于将其作为墙面围护或抗侧力构件至关重要。此外,探明其在剪切荷载下的受力机理,有助于深入理解组合结构中压型钢板与混凝土的协同工作效应,为建立更为精确的受力分析模型提供理论基础。目前,关于压型钢板剪切性能的系统研究多针对传统的梯形或波浪形板^[19-22]。针对闭口型压型钢板,王秋维等^[23]通过试验研究了其截面力学特性,发现单方向板肋设置导致其在正交双向的受力性能差异显著;黄真锋等^[24]前期则对其纯剪作用下的弹性屈曲特性及板肋连接构造进行了初步探讨,研究表明:该板型具有较高的屈曲临界荷载,水平板肋的连接状况直接决定其加劲效应,且增加板肋高度可有效延缓整体屈曲的发生。然而,关于闭口型压型钢板剪切破坏机理的系统性研究尚显不足,特别是不同板肋布置形式对其剪切受力性能的影响

响,尚有待进一步探究。

本文对闭口型压型钢板的基本剪切性能开展研究,进行了2片板肋分别竖向放置和45°斜向放置的闭口型压型钢板在面内剪切荷载作用下的试验研究;同时结合有限元方法分析了板肋竖向放置闭口型压型钢板和板肋45°斜向放置闭口型压型钢板的剪切工作机制,以期为其工程设计与应用提供理论支撑。

1 试验研究

1.1 试件设计

为了获得更好的受力性能,闭口型压型钢板在实际应用过程中应尽量避免其发生整体屈曲,因此本文的研究主要围绕发生局部剪切屈曲的闭口型压型钢板的剪切性能开展研究,前期研究结果表明在水平板肋可靠连接的情况下,闭口型压型钢板在尺寸小于1500 mm×1500 mm的情况下均发生局部屈曲,结合实验室条件,设计并加工了两片尺寸均为500 mm×500 mm闭口型压型钢板试件(图1),其中板肋分别竖向放置(试件DPS-V)和45°斜向放置(试件DPS-D)。试验研究选取的压型钢板采用国产YXB40-185-740板型,见图2,其中 $a=185\text{ mm}$, $b=40\text{ mm}$, $c=30\text{ mm}$, $w=2\text{ mm}$,板厚为1.2 mm。根据GB/T 228.1—2021《金属材料 拉伸试验 第1部分:室温试验方法》^[25]制作并测试了3组拉伸试件的力学性能,得到了实测压型钢板厚度 t_s 、屈服强度 f_y 、抗拉强度 f_u 、弹性模量 E_s 和泊松比 μ_s (表1)。

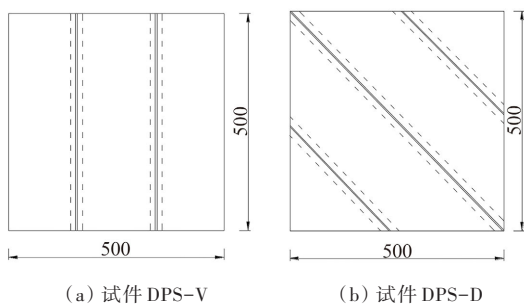


图1 试件尺寸 mm
Fig. 1 Specimen sizes

1.2 加载和测量装置

试验中通过MTS加载系统对一套对角加载装置施加竖向荷载,竖向荷载从周边框架传递到闭口型压型钢板试件上,从而实现闭口型压型钢板受剪(图3)。加载框架尺寸见图4,其中梁、柱均采用Q235强度等级的H型钢,其截面尺寸为H100×150×10×10,为防止加载框架参与抵抗水平荷载,框架

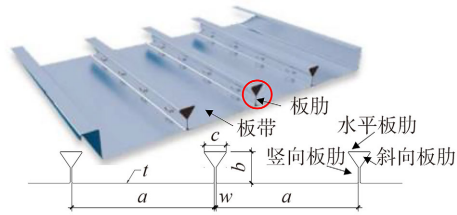


图2 典型闭口型压型钢板版型的几何参数
Fig. 2 Geometric parameters of the dovetail profiled steel sheet

表1 压型钢板的力学性能指标

Table 1 Mechanical properties of the profiled steel sheet				
t_s/mm	f_y/MPa	f_u/MPa	E_s/MPa	μ_s
1.18	316.0	382.0	2.06×10^5	0.28

梁、柱采用销轴铰接连接。对角加载装置的下部固定在地梁上,上部和作动器相连,作动器的中心线与加载装置的一个对角线相重合。试验中压型钢板直接焊接在周边框架上,需要说明的是,对于试件DPS-D,在安装时将其板肋与作用器的加载方向平行,仅研究其板带和板肋处于受压状态时的性能(图3)。试验中通过4个位移传感器测试了剪力墙对角线方向发生的位移(图4)。

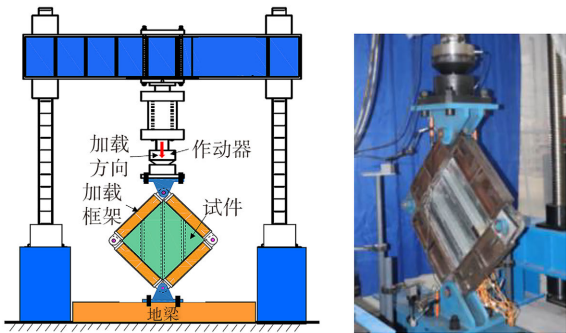


图3 加载装置
Fig. 3 Test setup

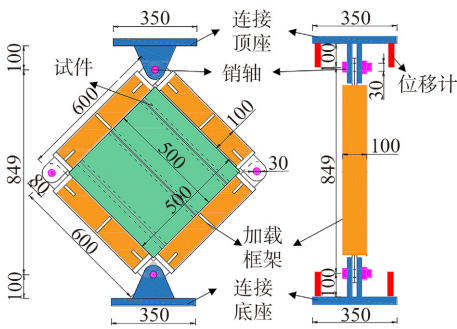


图4 加载框架和位移计布置 mm
Fig. 4 Loading frame and displacement transducer layout

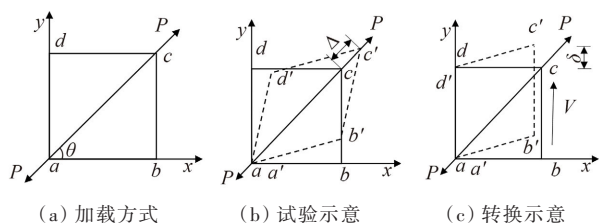
由对角加载可得到试件竖向荷载-位移关系,经过转换可得到试件的剪切荷载-位移关系(图5)。

转换公式为:

$$V = P \sin \theta \quad (1a)$$

$$\delta = \Delta / \sin \theta \quad (1b)$$

式中: P 为作动器施加的对角荷载; Δ 为沿对角加载方向测得的位移; V 为换算后的等效剪切荷载, 表示试件在水平剪切受力状态下所承受的剪力; δ 为换算后的等效剪切位移, 反映试件顶部相对于底部的剪切变形程度; θ 为对角加载方向与水平轴之间的夹角。



5 加载框架内力 and 位移的转换

Fig. 5 Conversion of internal force and displacement in the loading frame

1.3 加载制度

通过 MTS 加载系统对试件分级施加荷载, 在预估的局部屈曲荷载前, 每级加载为 10 kN, 加载速度为 1 kN/s, 在观察到压型钢板发生局部屈曲后, 改用位移加载的方式, 控制加载速度约为 0.5 kN/s。每级位移增量为屈曲位移, 每级荷载加载完毕持荷 1 min。当试件承载力下降至 70% 峰值荷载以下时停止加载。

2 试验结果分析

2.1 试验现象和破坏模式

板肋竖向放置试件 DPS-V 在加载初期未观察到明显的面外变形; 在竖向荷载施加至 70 kN 时, 用手触摸压型钢板发现其发生一定的面外鼓曲, 此时肉眼观察尚不明显; 继续加载, 观察到板带上出现了明显的斜向屈曲波, 且屈曲波高度随着荷载增加越来越明显, 并逐渐发展为斜向拉力带; 随后观察到板肋之间的间隙变大, 竖向板肋开始丧失截面形状, 试件达到峰值荷载; 之后随着板肋逐渐失去截面形式, 荷载开始明显下降。试件 DPS-V 最终破坏模式如图 6 所示, 可以看到板带上的残余斜向屈曲波变形。

板肋 45° 斜向放置试件 DPS-D 的变形发展过程与板肋竖向放置试件相似。加载初期未观察到明显的面外变形; 在竖向荷载施加至 50 kN 时, 板带上触摸到发生了轻微的面外鼓曲; 继续加载, 观察到

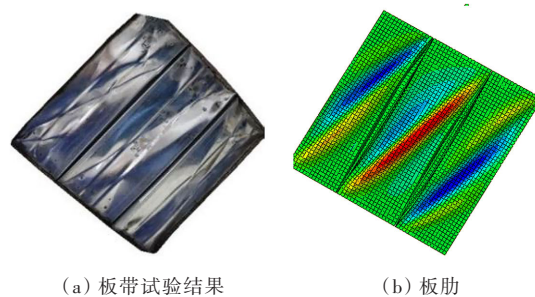


图 6 试件 DPS-V 破坏模式

Fig. 6 Failure modes of specimen DPS-V

板带上形成了受压屈曲波, 且受压屈曲波的不断发展引起板肋发生弯扭变形, 随后试件达到峰值荷载, 在荷载下降阶段, 板肋的弯扭变形加剧。图 7 给出了试件 DPS-D 破坏模式, 可以观察到板带上的残余局部压曲变形和板肋的弯扭变形。

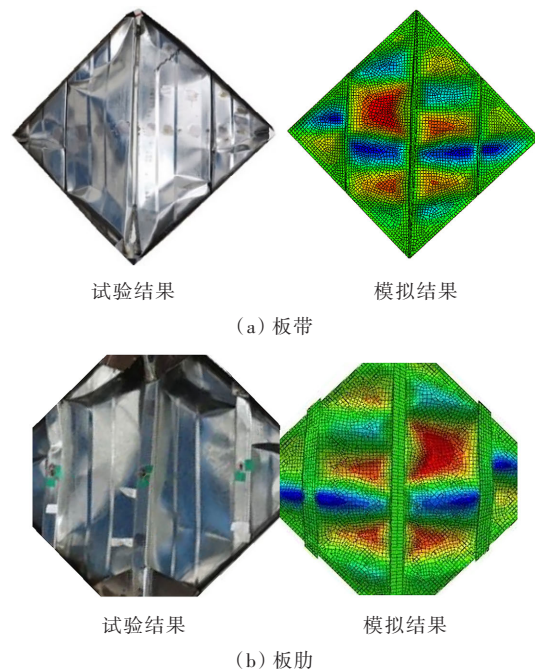


图 7 试件 DPS-D 破坏模式

Fig. 7 Failure modes of specimen DPS-D

试件 DPS-V 和 DPS-D 均仅在板带上发生局部屈曲波, 并未形成贯穿整块板的屈曲变形, 这说明闭口型板肋为板带提供了足够的嵌固作用和边界约束, 使得整片钢板墙的屈曲转化为多个板带的局部屈曲。

2.2 剪切荷载-位移关系曲线

试验获取了两个试件的剪切荷载 (V) - 位移 (δ) 关系曲线 (图 8)。其中剪切荷载 (V) 由 MTS 施加的竖向荷载 (P) 经式 (1) 转换得到; 剪切位移 (δ) 由布

置的4个位移计得到的纵向位移(Δ)经式(2)转换得到。加载初期,试件 DPS-V 和试件 DPS-D 的剪切荷载和位移均呈线性关系,压型钢板处于平面受力状态;之后,当剪切荷载分别达到约 45 kN(对应剪切位移角约 0.20%)和 35 kN(对应剪切位移角约 0.15%)时,试件 DPS-V 和 DPS-D 的板带发生局部屈曲。屈曲后,两者的抗侧刚度未明显减小,这是由于闭口型压型钢板依靠板肋的嵌固作用能够继续发展屈曲后强度。当剪切位移角达到约 0.50% 时,试件 DPS-V 和 DPS-D 分别达到承载力峰值 65 kN 和 78 kN。峰值荷载后,板带屈曲波的发展对闭口型板肋产生一定拉力,导致板肋逐渐丧失截面形状,嵌固作用严重削弱,试件承载力开始明显下降。

对比试件 DPS-V 和 DPS-D 的剪切荷载(V)-位移(δ)关系曲线[图 8(c)],可以发现:试件 DPS-V 的初始抗侧刚度略低,峰值承载力较 DPS-D 低约 16.7%;但在峰值后,DPS-V 的荷载下降速度明显更慢。这说明试件 DPS-V 的抗剪承载力小于试件 DPS-D,但其具有较好的延性和变形能力。

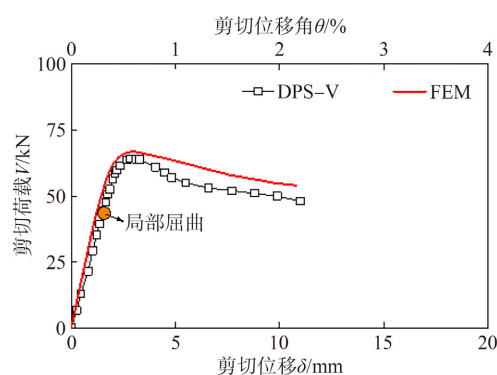
3 闭口型压型钢板剪切性能有限元分析

3.1 有限元建模及验证

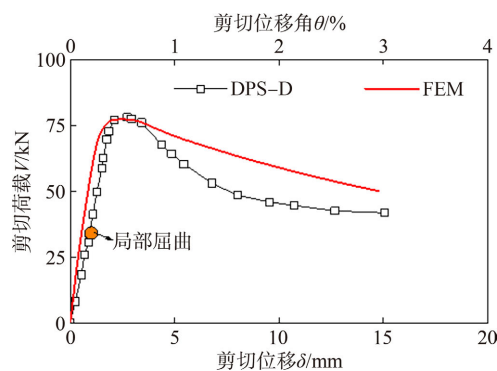
采用 ABAQUS 有限元软件建立了 DPS-V 和 DPS-D 在剪切荷载作用下的有限元分析模型。模型中闭口型压型钢板和边缘梁柱均采用 4 结点缩减积分壳单元(S4R)模拟,其单轴应力-应变关系均采用双线性强化模型^[26]。闭口型压型钢板和边缘框架的连接通过“Tie”实现,边缘梁、柱的理想铰接则通过“Connector/Hinge”约束实现。在网格尺寸敏感性分析的基础上,确定内嵌钢板及边缘框架网格尺寸约为 10 mm。有限元加载时,固定加载梁底面的平动和转动自由度,在上加载梁顶点处建立参考点 RP1,并将该参考点与加载梁顶面进行耦合,对参考点施加位移荷载,有限元模型如图 9 所示。

闭口型压型钢板的常用厚度一般在 0.5~2.0 mm,加工制作和运输安装过程中不可避免会引入初始缺陷或变形。为了模拟钢板的真实工作状态,在对其进行剪切性能分析时首先对压型钢板墙进行弹性屈曲分析,按照一阶屈曲模态并取 1/1000 试件高度的幅值作为初始缺陷施加于 DPS。

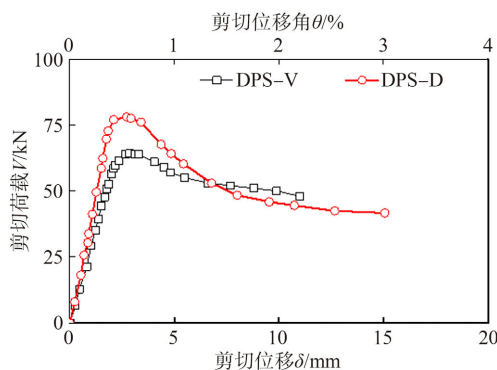
采用上述建模方法对试验中的两个试件分别进行分析,模型中压型钢板材料参数为试验实测所



(a) 试件 DPS-V



(b) 试件 DPS-D



(c) 试件 DPS-V 和试件 DPS-D 对比

图 8 剪切荷载-位移关系曲线

Fig. 8 Shear load-displacement curves

得。图 6 和图 7 给出了有限元模拟得到的破坏模式与试验结果的对比,可以看出,有限元模型较好地模拟出了板带的局部屈曲变形和板肋变形;图 8(a) 和 (b) 为有限元模拟得到的剪切荷载-位移曲线与试验结果的对比,可见,有限元结果与试验结果吻合良好,尤其是在初始刚度和峰值承载力的对比方面取得了满意的结果。通过破坏模式和剪切荷载-位移曲线的对比,验证了上述有限元建模方法的可靠性,该有限元模型可用于后续 DPS 剪切性能的分析。

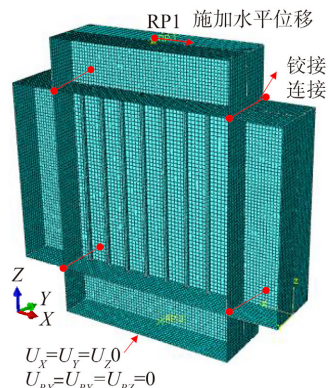


图 9 有限元模型
Fig. 9 Finite element model

3.2 闭口型压型钢板剪切性能分析

为分析闭口型压型钢板的剪切工作机理,分别建立了尺寸($l \times h$)为 1500 mm×1500 mm 的 DPS-V 和 DPS-D(图 10)闭口型压型钢板有限元分析模型,所采用的闭口型压型钢板板型与试验相同,其中钢材强度等级为 Q235,板厚为 1.2 mm。

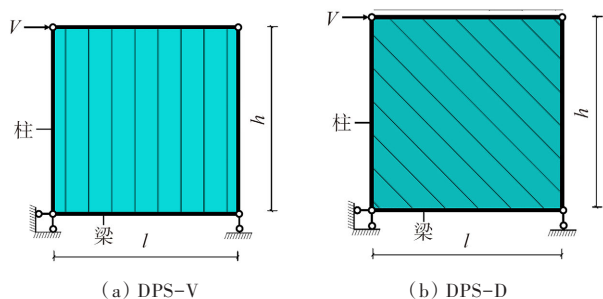


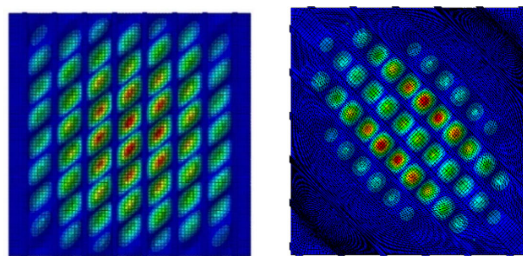
图 10 工作机理分析典型构件
Fig. 10 Typical members for working mechanism analysis

3.2.1 弹性屈曲分析

通过对 DPS-V 和 DPS-D 进行特征值屈曲分析,得到其一阶屈曲模态(图 11)及相应的弹性临界屈曲承载力。可以看出,DPS-V 在板带上发生局部剪切屈曲[图 11(a)],屈曲临界荷载为 121 kN。DPS-D 在板带发生受压屈曲[图 11(b)],其临界屈曲荷载为 75 kN。在相同板带宽厚比的情况下,DPS-V 的临界屈曲承载力高于 DPS-D。

3.2.2 DPS-V 的剪切工作机理

在水平推、拉荷载作用下,DPS-V 的剪切荷载-位移曲线及板带和板肋所承担荷载的情况如图 12 所示。可以看出:DPS-V 在水平荷载推、拉两个方向上的力学响应相同(后文以水平荷载向右推出为例展开分析);DPS-V 抗剪承载力主要由板带承担,闭口型板肋的贡献很小。



(a) DPS-V (b) DPS-D

图 11 DPS 的屈曲模态

Fig. 11 Buckling modes of DPS

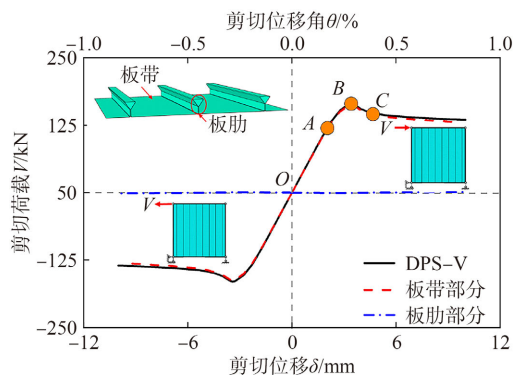


图 12 典型 DPS-V 的剪切荷载-位移曲线

Fig. 12 Shear load-displacement curves of DPS-V

在剪切荷载-位移关系曲线上定义了 3 个关键特征点,其中 A 点对应压型钢板达到临界屈曲应力的状态,B 点对应构件承载力达到峰值的状态,C 点则对应承载力下降至峰值荷载 85% 时的破坏状态。基于上述特征点,可将 DPS-V 的受力全过程划分为以下 3 个阶段:

弹性阶段(OA 段):DPS-V 的剪切荷载与位移呈近似线性关系。如图 13 所示,此阶段闭口型压型钢板板带上下端部的截面纵向应力(σ_x)呈一侧受拉、一侧受压的反对称分布,最大拉、压应力均为 48.79 MPa,且该区域的剪应力(τ)分布不均匀;同时,弯剪联合作用导致该区域出现对角向的主拉应力($\sigma_{\max}$)集中,最大值达 96.95 MPa。板带中间区域不受端部弯矩影响,纵向应力趋于零,剪应力及最大主拉应力呈现均匀的分布状态。尽管端部存在剪应力不均匀现象,但其平均剪应力(59.5 MPa)与中部区域(61.5 MPa)差异较小,表明各板带虽受端部弯矩影响,但整体仍近似处于平面纯剪状态。

弹塑性阶段(AB 段):在层间位移角 θ 达到 1/769 时(图 12 中的 A 点),DPS-V 的板带发生剪切屈曲,对应的剪切临界荷载为 121 kN,此时板带沿高度方向形成 6 个明显的剪切屈曲波[图 14(a)]。随后

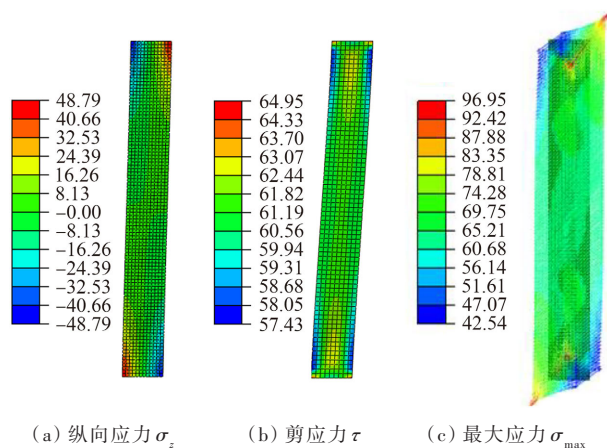


图 13 屈曲前板带应力分布 MPa

Fig. 13 Stress distribution of the strip before buckling

DPS-V 进入弹塑性受力阶段,其荷载-位移关系曲线斜率开始逐渐降低。随着水平荷载继续增加,屈曲波波幅(w)增大并逐渐演化为斜向拉力带。拉力带变形发展对相邻的板肋产生拉力作用导致板肋竖向间隙随之逐渐张开[图 14(d)];闭口型板肋随之发生弯扭变形,对板带局部拉力带的嵌固约束作用减弱;闭口型板肋随之发生弯扭变形,对板带局部拉力带的嵌固作用减弱。在层间位移角达到 1/435 时, DPS-V 构件达到峰值荷载 166 kN [图 14(b)],此时最大板肋间隙增至 0.22 mm。峰值荷载时板带受力已由拉力场机制主导(图 15),板带端部纵向应力(σ_x)虽仍保持一侧受拉、一侧受压的特征,但已失去弹性阶段的反对称分布特征;剪应力(τ)沿着屈曲波呈现出明显的局部高应力区。

破坏退化阶段(BC段):随着剪切变形进一步增加, DPS-V 进入到承载力退化阶段。由于剪切屈曲波继续发展对竖向板肋产生更强的拉拽作用,板肋弯扭变形加剧[图 14(c)],板肋间隙显著增大[图 14(d)],使得板肋对板带的约束能力大幅下降, DPS-V 的承载力逐渐降低。

3.2.3 DPS-D 的剪切工作机理

DPS-D 在水平推、拉荷载作用下的剪切荷载-位移曲线及各部件荷载分担情况如图 16 所示。与 DPS-V 在双向加载下的对称受力特征不同, DPS-D 的受力性能在推、拉方向上表现出显著的非对称性: DPS-D 受拉主导时的抗剪承载力明显高于受压主导时的承载力。此外, DPS-D 的抗剪承载力由板带和闭口型板肋共同承担,这也是其区别于 DPS-V 的重要特征。为便于分析,同样在荷载-位移曲线上定义关键受力特征点,即 A 点对应压型钢板受压

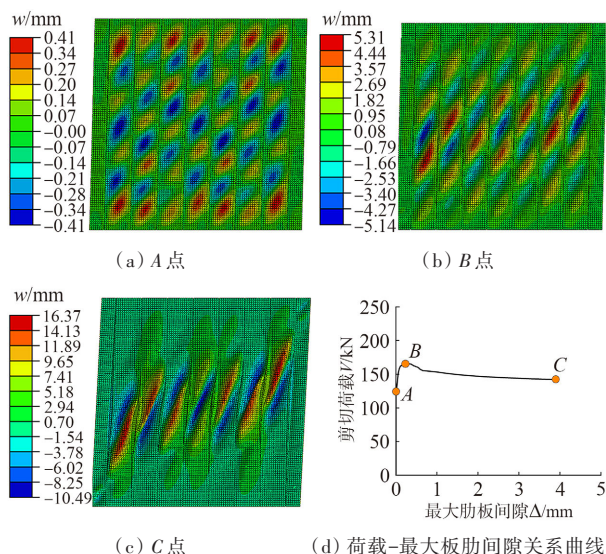


图 14 DPS-V 的面外变形及板肋最大间隙发展过程

Fig. 14 Out-of-plane deformation and evolution of the maximum rib gap of DPS-V

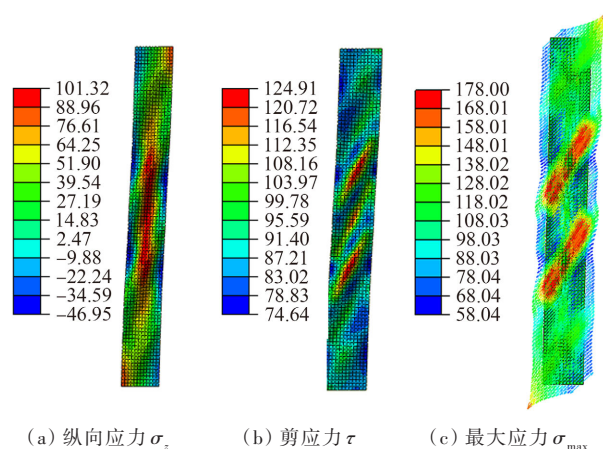


图 15 峰值荷载时板带应力分布 MPa

Fig. 15 Stress distribution of the strip under peak load

临界屈曲状态, B 点对应峰值荷载状态, C 点对应承载力退化状态, D 点对应压型钢板受拉屈服。下面将对 DPS-D 在两个推、拉加载方向上的工作机理分别进行分析。

1) 当水平荷载向右推时。

弹性阶段(OA段): DPS-D 的剪切荷载-位移关系曲线呈近似线性增长。此时板带与板肋共同参与受力,由图 17(a)可知,构件整体呈现出高度均匀的 45°斜向受压状态,应力迹线平直且连续。

弹塑性阶段(AB段):在层间位移角达到 1/2000 时(图 16 中的 A 点), DPS-D 的板带发生受压屈曲,主压应力约为 51.5 MPa,对应的临界屈曲荷载为 75 kN。此时板带沿 45°方向形成若干棋盘状受压屈

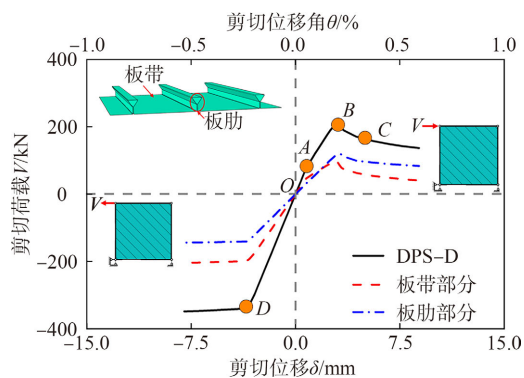
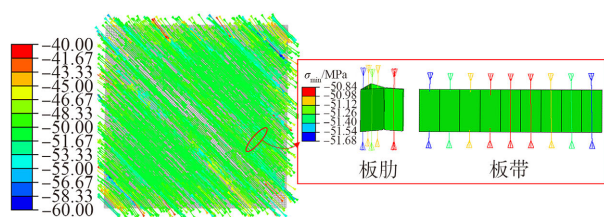
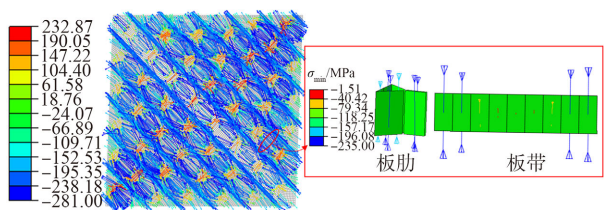


图 16 DPS-D 的剪切荷载-位移曲线

Fig. 16 Shear load-displacement curves of DPS-D



(a) A 点之前



(b) B 点

图 17 水平荷载向右推时 DPS-D 的主压应力 $\sigma_{\max}$ 分布 MPaFig. 17 Distribution of the principal compressive stress $\sigma_{\max}$ in DPS-D under rightward horizontal loading

曲波[图 18(a)]。板带受压屈曲之后,板带在板肋的嵌固作用下发挥屈曲后强度承载,闭口型板肋仍处于 45° 斜向受压状态;随着水平荷载的增加,板带受压屈曲波高不断发展[图 18(b)],并对相邻板肋产生拉力作用,由此导致板肋竖向间隙逐渐变大[图 18(d)]。之后,闭口型板肋逐渐开始发生弯扭变形,对板带屈曲波提供的边界约束作用减弱,DPS-D 构件的剪切荷载-位移关系曲线开始偏向于位移轴。在层间位移角达到 $1/500$ 时,DPS-D 构件达到峰值荷载 206 kN (图 16 中的 B 点),此时板肋间隙增至 0.3 mm 。峰值荷载时板带应力分布不再均匀,呈现出两边高中部低的分布特征;板带两侧一定范围内受压屈服,闭口型板肋则近似达到了全截面受压屈服的状态[图 17(b)]。

破坏退化阶段(BC 段):继续增加剪切变形,

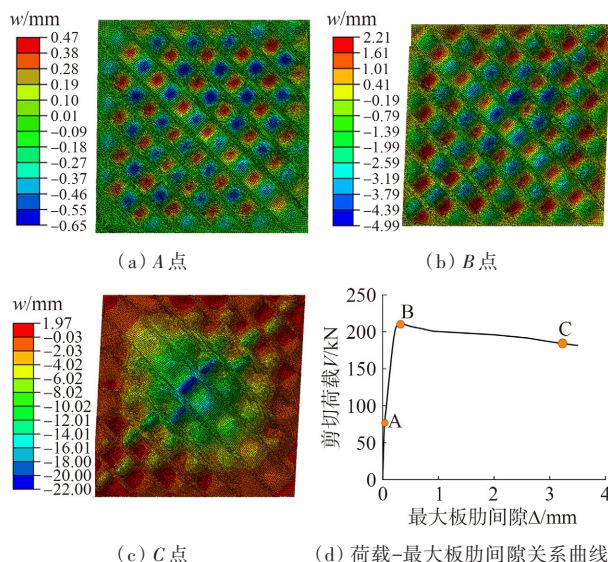


图 18 水平荷载向右推时 DPS-D 的面外变形及板肋最大间隙发展过程

Fig. 18 Out-of-plane deformation and evolution of the maximum rib gap of DPS-D under rightward horizontal loading

DPS-D 进入到承载力退化阶段,由图 18(c)可以直观看出,此时受压屈曲变形发生严重的局部化,持续发展的屈曲波对竖向板肋产生极大的水平拉力,导致闭口型板肋的弯扭变形急剧恶化,板肋间隙迅速扩大[图 18(d)],DPS-D 构件的承载力逐渐降低。

2)当水平荷载向左拉时。

DPS-D 的各板带和板肋均近似处于 45° 斜向受拉状态(图 19)。由于钢材受拉时不易发生失稳,材料能够充分发挥其抗拉性能,DPS-D 在 339 kN 时全截面屈服(图 16 中 D 点),随后平稳地进入应变强化阶段。相比于水平向右加载时受压屈曲主导的状态,DPS-D 在受拉主导状态下表现出显著更优的抗剪承载力与变形能力,抗剪承载力较受压状态时提高了 38% 。基于这一力学特性,在实际工程应用中,宜合理布置压型钢板的朝向,使板肋走向与结构的主拉应力方向保持一致,以最大程度地发挥其抗剪性能。

3.2.4 工作机理对比

无论外荷载使 DPS-D 处于斜向受拉还是受压状态,其剪切刚度与抗剪承载力均显著高于 DPS-V(图 20)。DPS-D 斜向受拉时的屈服承载力达 339 kN ,较 DPS-V 的 165 kN 提升了约 105% ,初始剪切刚度亦由 59 kN/mm 增至 103 kN/mm ,增幅约 74% ;而在斜向受压下,其极限承载力为 210 kN ,较 DPS-V 提高约 27.4% ,初始剪切刚度为 104 kN/mm ,

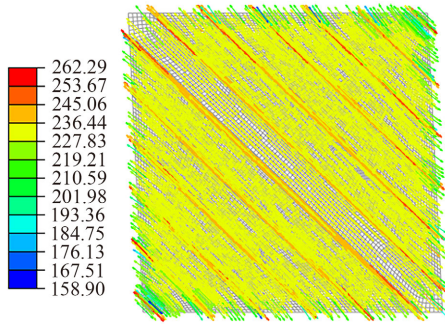


图 19 水平荷载向左拉时 DPS-D 的主拉应力 $\sigma_{\max}$ 分布 MPa
Fig. 19 Distribution of the principal tensile stress $\sigma_{\max}$ in DPS-D under leftward horizontal loading

高出 DPS-V 约 75.5%。然而,当 DPS-D 处于 45° 斜向受压状态时,其延性表现明显弱于 DPS-V,在荷载由峰值降至 85% 峰值的过程中, DPS-D 的位移仅从 3.03 mm 增加至约 4.20 mm,而 DPS-V 在相同荷载降低比例下位移则从 3.42 mm 增加至约 6.78 mm,后者的变形能力远优于前者。这是因为 DPS-V 的剪切荷载主要由板带承担,闭口型板肋为其提供边界约束; DPS-D 的剪切荷载则由板带和板肋通过 45° 斜向受压或受拉共同承担;当外荷载使 DPS-D 处于斜向受压状态时,闭口型板肋不仅直接参与抗剪,还需为板带屈曲后强度的发展提供边界约束,因此板肋发生弯扭失稳后 DPS-D 的剪切承载力显著降低。

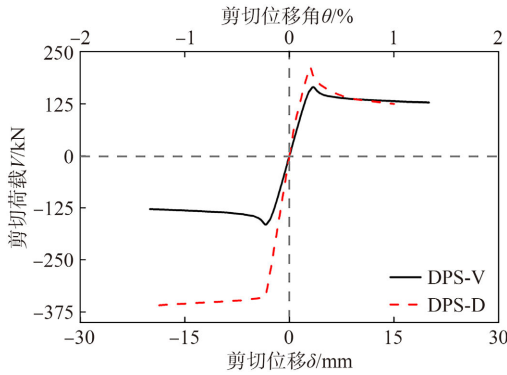


图 20 剪切荷载-位移关系曲线对比
Fig. 20 Comparison of shear load-displacement curves

4 剪切承载力计算

基于板肋竖向布置和 45° 斜向布置闭口型压型钢板的剪切工作机理,采用叠加原理,得到两种布置闭口型压型钢板的抗剪承载力。

对于板肋竖向布置的闭口型压型钢板,在板带发生屈曲前,各板带近似平面内受剪状态,之后板带上发生剪切屈曲,板带依靠闭口型板肋提供的边

界约束和嵌固作用形成局部拉力带继续受剪,屈曲处第一主应力 σ_1 远大于第三主应力 σ_3 ,受力状态近似于单向受力状态。因此,可将构件的整体受力简化为若干个板带单独受力的叠加(图 21),可以推导出压型钢板的剪切承载力 $V_{s,V}$ 如式(2)所示:

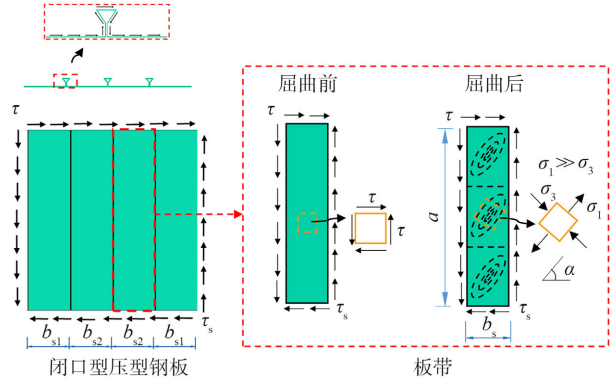


图 21 闭口型压型钢板受力分析
Fig. 21 Stress analysis of the dovetail profiled steel sheet

$$V_{s,V} = 2f_{vp,1}b_{s1}t_s + mf_{vp,2}b_{s2}t_s \quad (2)$$

式中: b_s 为板带的宽度; m 为压型钢板完整板带数量; t_s 为压型钢板厚度; f_{vp} 为考虑拉力带发展的剪切强度,可采用 Basler^[27] 建议的拉力场模型进行计算:

$$f_{vp} = \tau_{cr} + \tau_p \quad (3a)$$

$$\tau_{cr} = \frac{k_v \pi^2 E_s}{12(1 - \mu_s^2)} \left(\frac{t_s}{b_s} \right)^2 \quad (3b)$$

$$\tau_p = \frac{f_y / \sqrt{3} - \tau_{cr}}{1.15 \sqrt{1 + (a/b_s)}} \quad (3c)$$

式中: τ_{cr} 为板带的弹性剪切屈曲应力; τ_p 为屈曲后拉力场提供的附加抗剪强度; k_v 为压型钢板板带剪切屈曲系数,当 $a \geq b_s$ 时, $k_v = 5.34 + 4 \left(\frac{a}{b_s} \right)^{2[27]}$; E_s 和 μ_s 分别为压型钢板弹性模量和泊松比; f_y 为压型钢板的屈服强度; a 为剪切屈曲波的纵向波长,根据试验结果和有限元分析结果,当屈曲波发展形成拉力带时, a 约等于 $2b_s$ 。

对于板肋 45° 斜向布置闭口型压型钢板,抗剪承载力 $V_{s,D}$ 可以通过叠加板肋达到屈服承载力以及考虑板带屈曲后强度的承载力计算,具体表示为:

$$V_{s,D} = f_y (mb_{eff}t_s + nl_{rib}t_s) \quad (4)$$

式中: m 、 n 分别为板带和板肋的数量; l_{rib} 为闭口型板肋长度; b_{eff} 为板带的屈曲后有效宽度,根据 GB/T 50018—2025《冷弯型钢结构技术标准》^[28] 规定, b_{eff} 的计算公式为:

$$b_{\text{eff}} = \left[\left(\frac{0.6\sigma_{\text{cr}}}{f_y} \right)^{1/4} - 0.1 \right] b_s \quad (4a)$$

$$\sigma_{\text{cr}} = \frac{k_c \pi^2 E_s}{12(1 - \mu_s^2)} \left(\frac{t_s}{b_s} \right)^2 \quad (4b)$$

式中: σ_{cr} 为钢板的屈曲应力; k_c 为板带受压屈曲系数, 根据 Uy 等^[29] 建议, 取 $k_c = 10.67$ 。

采用式(2)和式(4)对试验试件的承载力进行计算, 得到试件 DPS-V 和 DPS-D 的承载力分别为 63 kN 和 75 kN。计算承载力结果与试验峰值荷载的比值分别 0.97 和 0.96, 这表明提出的抗剪承载力计算公式能较好地预估闭口型压型钢板的抗剪承载力。

5 结束语

通过两片闭口型压型钢板试件的对角加载试验, 结合有限元分析, 研究了板肋竖向放置和 45° 斜向放置两种闭口型压型钢板在纯剪荷载作用下的受力机理, 主要结论如下:

1) 板肋竖向放置钢板(DPS-V)的破坏始于板带剪切屈曲, 随后发展斜向拉力带并发挥屈曲后强度, 最终因板肋丧失截面形状而失效, 抗剪承载力主要由板带贡献。板肋 45° 斜向放置钢板(DPS-D)的破坏始于板带受压屈曲, 屈曲后在板肋嵌固作用下发展屈曲后强度, 最终因板肋弯扭失稳而破坏, 抗剪承载力由板带和板肋共同承担。

2) 板肋竖向放置钢板的弹性临界屈曲承载力高于 45° 斜向放置钢板, 但后者的剪切刚度和抗剪承载力显著更优。板肋 45° 斜向放置钢板具有明显的受力方向性: 当板带和板肋处于斜向受拉状态时, 其抗剪承载力和变形能力均优于斜向受压状态, 这是由于受压状态下板肋易发生弯扭失稳, 削弱了对板带的嵌固作用。

3) 基于叠加原理, 板肋竖向放置钢板的抗剪承载力可采用考虑屈曲后强度的各板带抗剪承载力叠加计算; 板肋 45° 斜向放置钢板的抗剪承载力由考虑板带受压屈曲后强度的抗剪承载力与板肋受压屈服的抗剪承载力叠加得到。公式计算结果与试验值吻合良好, 验证了计算公式的可靠性。

参 考 文 献

- [1] TSAI K C, LI C H, LIN C H, et al. Cyclic tests of four two-story narrow steel plate shear walls-part 1: analytical studies and specimen design [J]. Earthquake Engineering and Structural Dynamics, 2010, 39 (7): 775-799.
- [2] 赵晖, 王杰堂, 赵金泽, 等. 闭口型压型钢板-再生混凝土组合楼板抗火性能研究[J]. 建筑结构学报, 2024, 45(2): 74-81.
- [3] AL-SHAIKHLI M S, BADARUZZAMAN W H W, BAHAROM S, et al. Theoretical and finite element analysis of the two-way PSSDB floor system [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2017, 135: 49-55.
- [4] AHMED E, WRIGHT H D. Two-way bending behavior of profiled steel sheet dry board composite panel system [J]. Thin-Walled Structures, 2002, 40 (11): 971-990.
- [5] BADARUZZAMAN W H W, ZAIN M F M, AKHAND A M, et al. Dry boards as load bearing element in the profiled steel sheet dry board floor panel system—structural performance and applications [J]. Construction & Building Materials, 2003, 17 (4): 289-297.
- [6] HOSSAIN K, JAHAN A, MOL L. Experimental and analytical investigation on shear behavior of profiled steel sheet dry board composite wall system [J]. Structures, 2021, 33: 3105-3121.
- [7] ZHANG S M, HUANG Z F, GUO L H. Performance of dovetail profiled steel concrete composite sandwich walls under axial compression [J]. Construction and Building Materials, 2021, 309: 125090.
- [8] 许力, 郭子雄, 郭亦宸, 等. 低剪跨比闭口型压型钢板组合剪力墙抗震性能试验研究[J]. 建筑结构学报, 2023, 44(2): 109-118.
- [9] 任志坤. 闭口型双压型钢板混凝土组合连梁及联肢剪力墙抗震性能研究[D]. 西安: 长安大学, 2022.
- [10] 聂建国, 易卫华, 雷丽英. 闭口型压型钢板-混凝土组合板的纵向受剪性能[J]. 工业建筑, 2003, 33(12): 15-18.
- [11] 易卫华, 聂建国, 彭惠玲. 闭口型压型钢板-混凝土组合板的受弯性能[J]. 工业建筑, 2003, 33(12): 22-23.
- [12] 章潇, 李嗣昌, 杨志坚, 等. 闭口型压型钢板-混凝土组合板纵向抗剪承载力研究[J]. 工业建筑, 2017, 47(9): 152-157.
- [13] 李嗣昌, 章潇, 杨志坚, 等. 大跨度闭口型压型钢板-混凝土组合楼板抗弯承载力试验研究[J]. 工业建筑, 2016, 46(11): 157-160.
- [14] 王杰堂, 王蕊, 赵晖, 等. 闭口型再生混凝土组合楼板受弯性能[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2025, 57(5): 148-156.
- [15] WRIGHT H D. Local stability of filled and encased steel sections [J]. Journal of Structural Engineering, 1995, 121 (10): 1382-1388.
- [16] TONG J Z, PAN W H, SHEN M H. Performance of re-entrant profiled double-skin composite walls under eccentric compression [J]. Journal of Building Engineering, 2020, 28: 101010.
- [17] HUANG Z F, ZHANG S M, GUO L H. Cyclic behavior of low shear-span ratio dovetailed profiled steel-concrete composite shear walls [J]. Journal of Building Engineering, 2022, 59: 105094.
- [18] ZHANG S M, HUANG Z F, GUO L H. Hysteretic performance of dovetail profiled steel-concrete composite sandwich

- shear walls [J]. Engineering Structures, 2022, 256: 113994.
- [19] 郭彦林,陈国栋,缪友武. 加劲钢板剪力墙弹性抗剪屈曲性能研究[J]. 工程力学, 2006, 23(2): 84-91.
- [20] 童根树,陶文登. 竖向槽钢加劲钢板剪力墙剪切屈曲[J]. 工程力学, 2013, 30(9): 1-9.
- [21] 郭彦林,周明,董全利. 防屈曲钢板剪力墙弹塑性抗剪极限承载力与滞回性能研究[J]. 工程力学, 2009, 26(2): 108-114.
- [22] 赵秋红,邱静,李楠,等. 梯形波纹钢板剪力墙抗震性能试验研究[J]. 建筑结构学报, 2018, 39(增刊2): 112-120.
- [23] 王秋维,史庆轩,李卫涛. 闭口型压型钢板截面力学特性试验研究[J]. 建筑结构, 2014, 44(12): 95-99.
- [24] 黄真锋,张素梅,郭兰慧. 闭口型压型钢板剪力墙力学性能研究[C]// 第二十届全国现代结构工程学术研讨会论文集. 石家庄: 2020: 193-199.
- [25] 中国国家标准化管理委员会. 金属材料 拉伸试验 第1部分: 室温试验方法: GB/T 228.1—2021[S]. 北京: 中国标准出版社, 2021.
- [26] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 钢结构设计标准: GB 50017—2017[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2018.
- [27] BASLER K. Strength of plate girders in shear [J]. Journal of the Structural Division, 1961, 87(7): 151-180.
- [28] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 冷弯型钢结构技术标准: GB/T 50018—2025[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2025.
- [29] UY B, WRIGHT H D, BRADFORD M A. Combined axial and flexural strength of profiled composite walls [J]. Proceedings of the Institution of Civil Engineers-Structures and Buildings, 2001, 146(2): 129-139.