

doi:10.3969/j.issn.1673-9833.2020.01.005

装配式 T 型钢空腹夹层板组合楼盖受力性能研究

谢小华¹, 吕晓勇², 曹明远², 蔡勇²

(1. 长沙市望城区建设工程质量安全办公室, 湖南 长沙 410200;

2. 中南大学 土木工程学院, 湖南 长沙 410075)

摘要: 为研究装配式 T 型钢空腹夹层板组合楼盖的受力性能, 对其理论计算公式进行了推导, 并利用 ABAQUS 有限元分析软件建立了四边简支承装配式 T 型钢空腹夹层板组合楼盖的有限元模型, 探讨各影响因素对该组合楼盖抗弯承载力的影响程度。分析结果表明: 钢板厚度和钢材强度等级的改变对组合楼盖抗弯承载力的影响十分明显, 而上层浇筑混凝土板厚度的增加、混凝土强度等级的提高, 及连接上层混凝土板与下部钢结构的栓钉间距的减小, 对组合楼盖抗弯承载力有一定的影响。理论计算方法验证结果表明, 将组合楼盖截面的整体弯矩按上、下肋构件截面的刚度进行分配, 再分别按组合构件和拉弯构件进行设计计算的方法是可行的。

关键词: 空腹夹层板; 组合楼盖; 有限元模型; 抗弯承载力

中图分类号: TU398⁺.7

文献标志码: A

文章编号: 1673-9833(2020)01-0024-08

引文格式: 谢小华, 吕晓勇, 曹明远, 等. 装配式 T 型钢空腹夹层板组合楼盖受力性能研究 [J]. 湖南工业大学学报, 2019, 34(1): 24-31.

Research on Mechanical Properties of Assembled T-Typed Steel Vierendeel Sandwich Composite Floors

XIE Xiaohua¹, LÜ Xiaoyong², CAO Mingyuan², CAI Yong²

(1. Office of Quality and Safety Management of Construction Project in Wangcheng District of Changsha, Changsha 410200, China; 2. School of Civil Engineering, Central South University, Changsha 410075, China)

Abstract: In order to study the mechanical properties of assembled T-typed steel vierendeel sandwich composite floors, the theoretical calculation formula has thus been deduced, followed by the establishment of the finite element model of assembled T-typed steel vierendeel sandwich composite floors with four simple supports by using ABAQUS finite element analysis software, with a tentative inquiry into the change of each influencing factor on the flexural bearing capacity of the composite floors. The results show that a change of steel plate thickness and steel strength has a significant impact on the flexural capacity of composite floors, while the increase of thickness of upper pouring concrete slab, the increase of concrete strength and the decrease of stud spacing between the upper concrete slab and lower steel structure have a certain impact on the flexural capacity of composite floors. The results of theoretical calculation show that it is feasible to distribute the overall bending movement of the composite floor section according to the rigidity of the upper and lower rib sections, with a design and calculation of the composite members and tension bending members

收稿日期: 2019-04-20

基金项目: 国家自然科学基金资助项目 (51078354)

作者简介: 谢小华 (1984-), 男, 湖南常德人, 长沙市望城区建设工程质量安全办公室工程师, 硕士, 主要研究方向为装配式结构, E-mail: 279875979@qq.com

通信作者: 蔡勇 (1968-), 男, 湖南益阳人, 中南大学副教授, 博士, 主要从事装配式结构方面的教学与研究, E-mail: caiyong@csu.edu.cn

respectively.

Keywords: vierendeel sandwich plate; composite floor; finite element model; flexural bearing capacity

1 研究背景

装配式 T 型钢空腹夹层板组合楼盖^[1-2], 是在钢筋混凝土空腹夹层板楼盖结构基础之上提出的一种新型组合楼盖。它是先由车间制作的 T 型钢上、下肋组成“双层井字”拼装单元, 再运往施工现场; 然后在上、下肋弯矩最小处, 通过高强螺栓等强连接, 并且在上面浇筑一层钢筋混凝土板, 通过栓钉与上肋 T 型钢梁连接的一种新型组合楼盖。

较多科研工作者对装配式 T 型钢空腹夹层板组合楼盖的受力性能进行了研究。如魏艳辉等^[2]研究了在上、下弦反弯点处装配整体式空腹夹层板, 并对其进行了分级加载静力试验, 且对建立的相对应的有限元模型进行了模拟对比分析, 得出了结构的整体刚度较好、荷载传递分配合理可靠, 结构具有较高的抗弯承载力的结论。杨期柱、张瑞鹏等^[3-5]对大跨度空腹夹层板楼盖的受力性能和设计方法进行了系统研究, 结果表明, 空腹夹层板钢肋处于拉弯、压弯受力状态, 楼盖线性屈曲时以整体失稳为主, 稳定性较好。吴帮等^[6-7]对型钢混凝土组合空腹夹层板及 U 形钢板-混凝土组合空腹夹层板楼盖的受力性能和设计方法进行了研究, 结果表明, 应用现有实用计算方法进行设计, 其结果安全、可靠, 且组合夹层板的整体性能较好, 抗震性能良好。姚玲等^[8]对混凝土空腹夹层板静力性能进行了有限元参数分析, 结果表明, 结构内力分布与空腹网架类似, 但是剪力键变形时表现出整体转动的特点。

本文拟在已有研究成果的基础上, 进一步对装配式 T 型钢空腹夹层板组合楼盖的理论计算公式进行推导, 并利用 ABAQUS 有限元分析软件建立四边简支承载装配式 T 型钢空腹夹层板组合楼盖的有限元模型, 探讨各影响因素的改变对该组合楼盖抗弯承载力的影响程度, 以期对装配式 T 型钢空腹夹层板组合楼盖的设计提供理论参考依据。

2 理论计算公式

2.1 空腹夹层板内力计算

本研究将钢空腹夹层板连续化分析为拟夹层板, 其计算模型和基本假定参考文献[9-10]; 上、下表层平面刚度以及空腹夹层板等效剪切刚度参考文献[3,

11-12], 取拟夹层板的上表层为计算参考面, 并选用拟夹层板的 3 个广义位移 w 、 φ_x 、 φ_y , 其基本的方程式参考文献[7, 13-15]。矩形平面的空腹夹层板在周边简支条件下, 根据简支边矩形薄板的纳维解法, 采用重三角级数求解基本方程组, 在求得钢空腹夹层板整体内力之后, 就可以根据单位宽度拟夹层板上的内力相等原则, 求出混凝土板、上肋、下肋以及剪力键各类构件所受的内力, 它们的计算公式参考文献[7, 13-15]。

2.2 空腹夹层板组合楼盖设计计算方法

空腹夹层板上表层中混凝土薄板会分担一部分的平面力, 并且可以考虑薄板的薄膜效应, 因此, 在设计计算中, 上层混凝土板在承载力和刚度这两个方面的贡献都应予以考虑。

上部钢结构 T 型钢梁和混凝土板通过 T 型钢梁上的栓钉连接成整体, 因而按组合结构的组合构件进行截面承载力设计比较合理; 下肋的实际受力状态为拉弯, 故将下肋构件按拉弯构件进行截面承载力设计, 这样的设计符合钢空腹夹层板组合楼盖结构的实际受力状态。将 2.1 节中计算得到的四边简支装配式 T 型钢空腹夹层板组合楼盖截面的整体弯矩, 按上、下肋构件截面的刚度进行分配, 然后分别进行设计计算。

2.2.1 上肋组合构件的设计计算

分配到上肋组合构件上的弯矩为

$$M_a = \frac{I'_a}{I'_a + I'_b} M. \quad (1)$$

式中: M 为整个截面上的弯矩;

M_a 为分配到上肋组合构件上的弯矩;

I'_a 为上肋组合构件的惯性矩;

I'_b 为下肋钢构件的惯性矩。

将上弦钢肋按组合构件设计进行计算, 分两种情况考虑。

1) 完全抗剪连接

抗弯承载力由控制截面所能承担的最大弯矩决定。计算截面的塑性承载力时, 需要先做如下假定:

i) 在承载力极限状态, 钢梁和混凝土翼缘板之间的剪力可以通过抗剪连接件可靠地进行传递;

ii) 钢梁和混凝土之间没有滑移;

iii) 忽略混凝土的抗拉作用;

iv) 假定平截面适用于其截面应变。

当 $Af \leq b_e h_{c1} f_c$ (其中, A 为 T 型钢的截面面积, f 为屈服强度, b_e 为混凝土翼板有效宽度, h_{c1} 为混凝土有效高度, f_c 为抗压强度), 即组合截面塑性中和轴位于混凝土翼缘板内时, 其计算简图如图 1 所示。

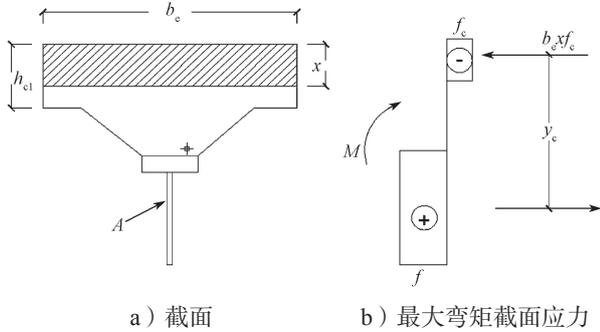


图 1 塑性中和轴在混凝土上翼板内的应力计算简图

Fig. 1 Stress calculation map of plastic neutralization axis in concrete upper flange plate

$$M_a \leq b_e x f_c y, \quad (2)$$

$$x = Af / (b_e f_c). \quad (3)$$

式 (2) (3) 中: x 为混凝土翼缘板的受压区高度;

y 为两种不同材料 (T 型钢和混凝土受压区) 截面应力合力之间的距离。

当 $Af > b_e h_{c1} f_c$, 即组合截面塑性中和轴位于 T 型钢截面内时, 其计算简图如图 2 所示。

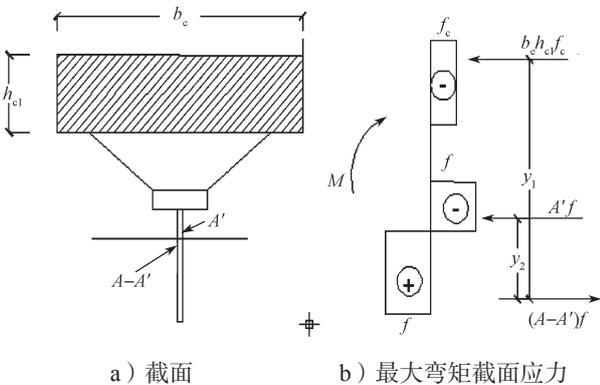


图 2 塑性中和轴在钢梁截面内的应力计算简图

Fig. 2 Stress calculation map of plastic neutralization axis in steel beam section

$$M_a \leq b_e h_{c1} f_c y_1 + A' f y_2, \quad (4)$$

$$A' = 0.5 (A - b_e h_{c1} f_c / f). \quad (5)$$

式 (4) (5) 中: A' 为 T 型钢受压区截面面积;

y_1 为两种不同材料 (T 型钢受拉区和混凝土翼缘板) 截面应力合力之间的距离;

y_2 为 T 型钢受拉区和其受压区截面应力合力之间的距离。

2) 部分抗剪连接

部分抗剪连接时, 组合构件的极限抗弯承载力计算简图如图 3 所示。

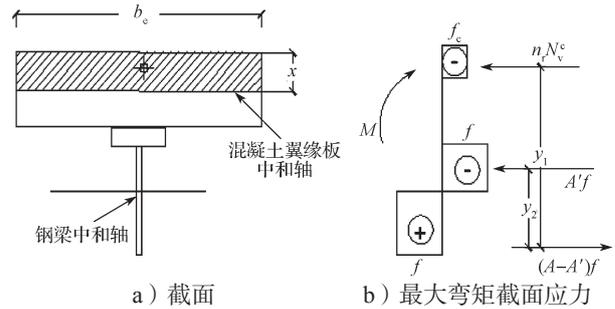


图 3 部分抗剪连接构件的极限抗弯承载力计算简图

Fig. 3 Calculation sketch of ultimate flexural bearing capacity of partial shear connection

部分抗剪连接情况下, 对组合构件的极限抗弯承载力进行计算时, 做如下假定:

i) 抗剪连接件必须有较好的塑性变形能力;

ii) 计算截面的应力呈矩形分布, 混凝土翼缘板中的压应力达到其抗压强度 f_c , T 型钢的拉、压应力分别达到屈服强度 f ;

iii) 抗剪连接件所传递的纵向剪力之和就是混凝土翼缘板中的压力;

iv) 不考虑混凝土的抗拉作用。

$$x = n_r N_v^c / b_e f_c, \quad (6)$$

$$A' = \frac{Af - n_r N_v^c}{2f}, \quad (7)$$

$$M_a = n_r N_v^c y_1 + 0.5 (Af - n_r N_v^c) y_2. \quad (8)$$

式 (6) ~ (8) 中: n_r 为抗剪连接件个数, 取计算截面两侧剪跨区内数量较小的;

N_v^c 为每个抗剪连接件的纵向抗剪承载力。

2.2.2 下肋钢构件的设计计算

下肋钢构件按拉弯构件设计, 其中下肋钢构件的弯矩按刚度分配, 可得

$$M_b = \frac{I'_b}{I'_a + I'_b} M. \quad (9)$$

式中, M_b 为分配到下肋组合构件上的弯矩。

下肋钢构件轴力如下:

$$\mathbf{B}^b = \mathbf{B}_s, \quad (10)$$

$$\boldsymbol{\varepsilon}^a = [\boldsymbol{\varepsilon}_x^a, \boldsymbol{\varepsilon}_y^a, \boldsymbol{\varepsilon}_{xy}^a]^T, \quad (11)$$

$$\boldsymbol{\varepsilon}^b = [\boldsymbol{\varepsilon}_x^b, \boldsymbol{\varepsilon}_y^b, \boldsymbol{\varepsilon}_{xy}^b]^T = \boldsymbol{\varepsilon}^a + h \boldsymbol{\chi}, \quad (12)$$

式 (10) ~ (12) 中: \mathbf{B}^b 为下表层的薄膜刚度矩阵; \mathbf{B}_s 为下表层等效薄膜刚度; $\boldsymbol{\varepsilon}^a$ 、 $\boldsymbol{\varepsilon}^b$ 分别为上表层的平面应变、下表层的平面应变; h 为上、下弦层构件截面形心之间的距离; $\boldsymbol{\chi}$ 为拟夹层板的弯曲应变, 且

$$\boldsymbol{\chi} = [\chi_x, \chi_y, 2\chi_{xy}]^T = \left[-\frac{\partial \varphi_x}{\partial x}, -\frac{\partial \varphi_y}{\partial y}, \dots, -\frac{\partial \varphi_x}{\partial x} - \frac{\partial \varphi_y}{\partial y} \right]^T. \quad (13)$$

$$N_x^{bs} = B_{s11} \boldsymbol{\varepsilon}_x^b, \quad (14)$$

$$N_y^{bs} = B_{s22} \varepsilon_y^b, \quad (15)$$

$$N_{xy}^{bs} = 0. \quad (16)$$

式 (14) ~ (16) 中: N_x^{bs} 、 N_y^{bs} 分别为下肋 x 、 y 向上的等效薄膜内力; N_{xy}^{bs} 为下肋等效薄膜剪应力。

求得下肋等效薄膜内力之后, 可根据网格尺寸反求出钢筋构件承受的 x 、 y 方向的轴力:

$$\begin{cases} N_1^{bs} = \Delta_x N_x^{bs}; \\ N_2^{bs} = \Delta_y N_y^{bs}. \end{cases} \quad (17)$$

式中: N_1^{bs} 为下层 x 向钢筋轴力; N_2^{bs} 为下层 y 向钢筋轴力; Δ_x 、 Δ_y 分别为下肋 x 、 y 向钢筋间距。

此时, 将下弦钢筋按照在轴力 N^{bs} 和弯矩 M_b 作用下的拉弯构件计算:

$$\frac{N^{bs}}{A_n} + \frac{M_{bx}}{\gamma_x W_{nx}} + \frac{M_{by}}{\gamma_y W_{ny}} \leq f. \quad (18)$$

式中: A_n 为净截面积;

W_{nx} 、 W_{ny} 分别为对 x 轴、 y 轴净截面抵抗矩;

γ_x 、 γ_y 分别为对 x 轴、 y 轴净截面抵抗矩系数。

3 组合楼盖有限元模型验证

文献 [2] 对上、下弦反弯点处装配式钢空腹夹层板做了分级加载静力试验研究。本研究以 ABAQUS 有限元分析软件为工具, 建立了与文献 [2] 试验相一致的有限元模型, 如图 4 所示。

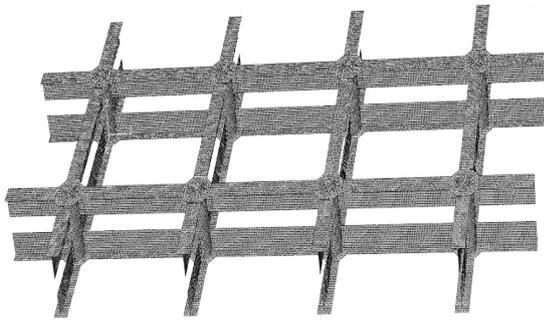
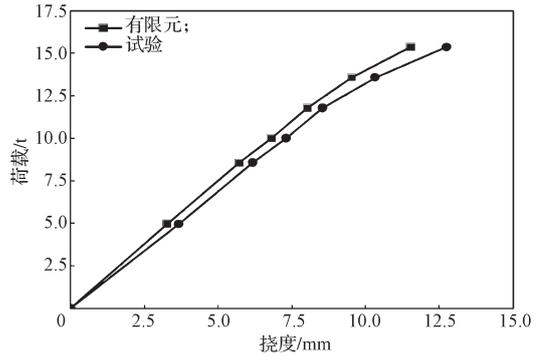


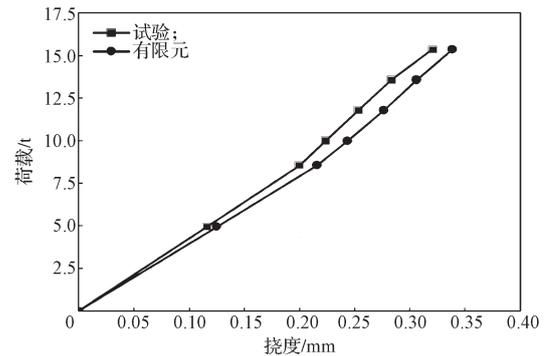
图 4 与文献 [2] 中试验对应的有限元分析模型

Fig. 4 Finite element analysis model corresponding to the experiment in reference [2]

所建立的有限元模型中, 用 4 节点减缩积分格式的壳单元 (S4R) 模拟 T 型钢, 沿壳单元的厚度方向采用 9 节点的 Simpson 积分, 以满足计算精度的要求。用 8 节点减缩积分格式的三维实体单元 (C3D8R) 模拟混凝土。有限元模拟时的边界条件和加载方案与试验保持一致。网格划分上, 本研究采用结构化网格划分技术。为验证有限元模型的可靠性和有限元建模方法的正确性, 将有限元模拟的计算结果与文献 [2] 中的试验结果进行对比, 部分数据对比如图 5 和图 6 所示。

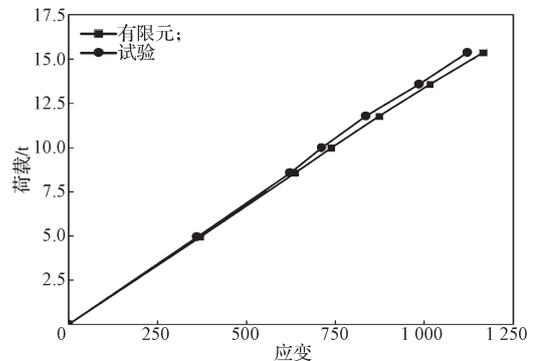


a) 9 号测点荷载 - 挠度曲线

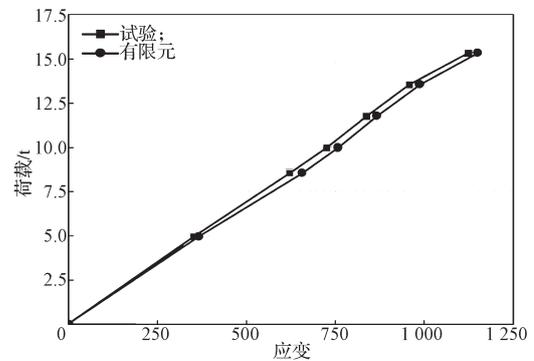


b) 0 号测点荷载 - 挠度曲线

图 5 有限元分析与试验所得荷载 - 挠度曲线对比图
Fig. 5 Comparison diagram of the load-deflection curves between finite element method and the test



a) 18 号测点荷载 - 应变曲线



b) 24 号测点荷载 - 应变曲线

图 6 有限元分析与试验所得荷载 - 应变曲线对比图
Fig. 6 Comparison diagram of the load-strain curves between finite element method and the test

由图5和图6可以得出,采用ABAQUS有限元模拟分析组合楼盖得出的荷载-挠度曲线和试验得出的荷载-挠度曲线的吻合度较高。其中,9号测点在试验荷载下用有限元模拟得出的最大挠度为11.53 mm,与试验实测所得的最大挠度值12.76 mm相比,误差仅为9.64%;0号测点在试验荷载下用有限元模拟得出的最大挠度为0.339 mm,与试验实测所得到的最大挠度值0.321 mm相比,误差仅为5.61%;18号测点在试验荷载下用有限元模拟得出的最大应变为1 167,与试验实测所得的最大应变1 123相比,误差仅为3.92%;24号测点在试验荷载下用有限元模拟得出的最大应变为1 150,与试验实测所得的最大应变1 121相比,误差仅为2.59%。

由上述分析可以得知,采用ABAQUS有限元模拟分析组合楼盖得出的结果数据曲线与试验所得出的吻合度较高,各测点分析结果误差均在10%以内。说明文献[4]中用ABAQUS有限元分析软件所建立的上、下弦反弯点处装配式钢空腹夹层板组合楼盖有限元模型是可靠的,其有限元建模方法是可行的,具有较高的精度。

4 四边简支装配式钢空腹夹层板组合楼盖受力性能有限元分析

4.1 四边简支装配式钢空腹夹层板组合楼盖有限元模型

用已经在前文经过可行性验证的有限元建模方法,建立4.5 m × 4.5 m的四边简支装配式钢空腹夹层板组合楼盖有限元模型,构件的截面尺寸与文献[2]中的一致,该ABAQUS有限元模型的单元选取、材料本构关系、接触相互作用、网格划分等均与上一章相同,在边界条件上采用的是四边简支,即在组合楼盖的1条边上施加 x 、 y 、 z 3个方向上的位移约束,另外3条边上仅施加 z 方向上的位移约束。该组合楼盖有限元模型如图7所示。

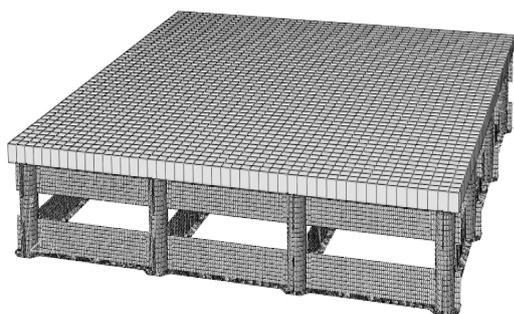


图7 四边简支钢空腹夹层板组合楼盖有限元模型

Fig. 7 Finite element model for the composite floor of four-side supported steel sandwich plate

4.2 组合楼盖抗弯承载力有限元分析

按组合楼盖在使用过程中的实际受力形式进行加载,即在上层混凝土板面上施加均布荷载,直至加载过程中结构中有钢梁达到其钢材的抗拉强度进而断裂为止(由于该组合楼盖结构是超静定结构,尽管有钢梁因断裂而退出工作,承载力仍能继续提高,因而其荷载-挠度曲线并没有出现下降段),分别研究下部钢结构所用钢材的钢板厚度、下部钢结构所用的钢材牌号、上层浇筑混凝土板的厚度、上层混凝土板所用的混凝土强度等级、连接上层混凝土板与下部钢结构的栓钉间距等影响因素的改变,对组合楼盖抗弯承载力的影响。

4.2.1 钢材钢板厚度对抗弯承载力的影响

研究下部钢结构所用钢材的钢板厚度对四边简支装配式钢空腹夹层板组合楼盖抗弯承载力的影响时,分别对建立的钢板厚度为6, 7, 8, 10 mm 4个组合楼盖有限元模型进行分析,其他影响因素均相同,得到的荷载-挠度曲线如图8所示。

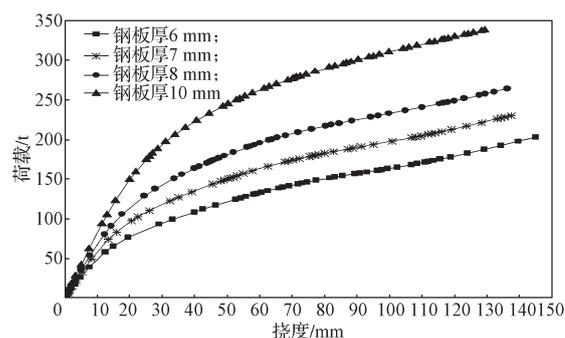


图8 不同钢板厚度组合楼盖荷载-挠度曲线

Fig. 8 Load-deflection curves of the composite floors with different thickness of steel plate

由图8可以看出,钢板厚度的增加对于提高四边简支装配式钢空腹夹层板组合楼盖抗弯承载力具有明显的作用。4种不同钢板厚度的组合楼盖模型的抗弯承载力分别为203.005, 230.462, 264.220, 338.264 t,其抗弯承载力依次比上一钢板厚度的提高了13.53%, 14.65%, 28.02%。由此可见,四边简支装配式钢空腹夹层板组合楼盖抗弯承载力随着钢板厚度的增加而提高,并且提高效果显著。

4.2.2 钢材强度等级对抗弯承载力的影响

为研究下部钢结构所用钢材的强度等级(钢材牌号)对四边简支装配式钢空腹夹层板组合楼盖抗弯承载力的影响,分别对建立的钢板牌号为Q235、Q290、Q310、Q345、Q420共5个组合楼盖的有限元模型进行分析,其他影响因素均相同,所得各模型的荷载-挠度曲线如图9所示。

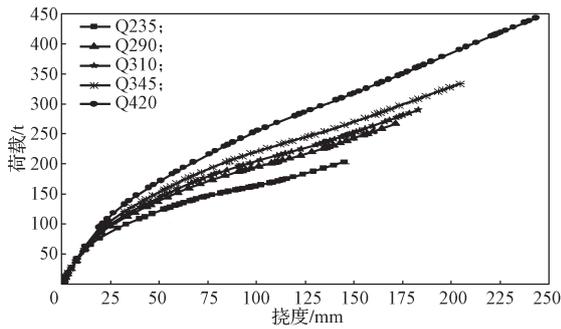


图 9 不同钢材强度等级 (钢材牌号) 的组合楼盖荷载 - 挠度曲线

Fig. 9 Load-deflection curves of the composite floors with different grades of steel strength (steel grade)

由图 9 可以看出, 钢材的强度等级 (钢材牌号) 的提高, 对于提高四边简支装配式钢空腹夹层板组合楼盖抗弯承载力具有明显的作用。5 种不同钢材牌号组合楼盖模型的抗弯承载力分别为 203.005, 266.952, 289.970, 333.346, 443.070 t, 其抗弯承载力依次比上一钢材强度等级 (钢材牌号) 的提高了 31.50%, 8.62%, 14.96%, 32.92%。由此可见, 四边简支装配式钢空腹夹层板组合楼盖抗弯承载力随着钢材强度等级 (钢材牌号) 的提高而提高, 且提高效果显著。在 T 型钢梁与剪力键的连接处应力最大, 各种牌号的钢板分别达到其极限强度 352.5, 435, 465, 518, 630 MPa。

4.2.3 混凝土厚度对抗弯承载力的影响

为研究上层浇筑混凝土板的厚度对四边简支装配式钢空腹夹层板组合楼盖抗弯承载力的影响, 分别对建立的混凝土板厚度为 80, 90, 100, 110, 120 mm 5 个组合楼盖有限元模型进行分析, 其他影响因素均相同, 得到的荷载 - 挠度曲线如图 10 所示。

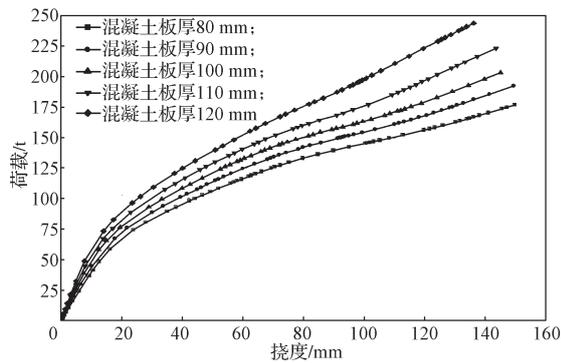


图 10 不同混凝土板厚度的组合楼盖荷载 - 挠度曲线

Fig. 10 Load-deflection curves of the composite floors with different concrete slab thickness

由图 10 可以看出, 混凝土板厚度的增加对于提高四边简支装配式钢空腹夹层板组合楼盖抗弯承载力具有一定的作用。5 个不同混凝土板厚度的组合楼盖模型的抗弯承载力分别为 176.691, 192.287,

203.005, 222.986, 243.590 t, 其抗弯承载力依次比上一混凝土板厚度的提高了 8.83%, 5.57%, 9.84%, 9.24%。由此可见, 四边简支装配式钢空腹夹层板组合楼盖抗弯承载力随着混凝土板厚度的增加而提高, 且具有一定的提高效果。在 T 型钢梁与剪力键的连接处应力最大, 钢板达到其 352.5 MPa 的极限强度。

4.2.4 混凝土强度等级对抗弯承载力的影响

为研究上层浇筑混凝土板的混凝土强度等级对四边简支装配式钢空腹夹层板组合楼盖抗弯承载力的影响, 分别对建立的混凝土强度等级为 C30、C40、C50、C60 共 4 个组合楼盖有限元模型进行分析, 其他影响因素均相同, 所得组合楼盖达极限承载力的应力云图见图 11, 其荷载 - 挠度曲线见图 12。

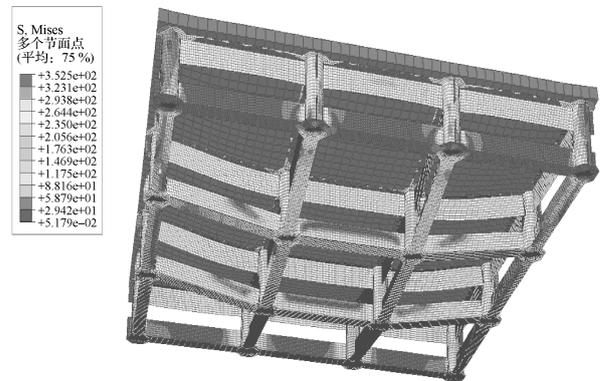


图 11 组合楼盖达到极限承载力的应力云图

Fig. 11 Stress nephogram of the composite floors reaching ultimate bearing capacity

由图 11 可知, 在 T 型钢梁与剪力键的连接处应力最大, 钢板达到其 352.5 MPa 的极限强度。

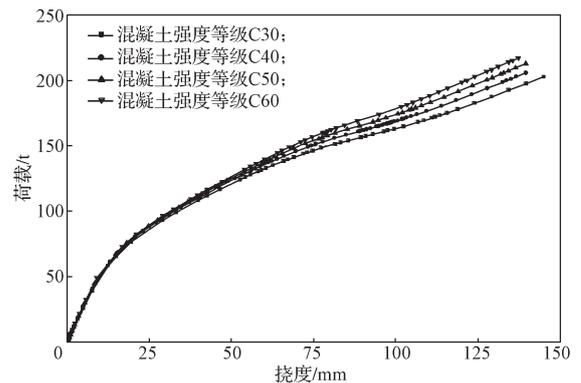


图 12 不同混凝土强度等级组合楼盖荷载 - 挠度曲线

Fig. 12 Load-deflection curves of the floors with different concrete strength grades

由图 12 可看出, 上层浇筑混凝土板的混凝土强度等级增加对于提高四边简支装配式钢空腹夹层板组合楼盖抗弯承载力的作用很小。4 个不同混凝土板厚度组合楼盖模型的抗弯承载力分别为 203.005, 205.858, 213.113, 217.338 t, 其抗弯承载力依次比上一混凝土强度等级的提高了 1.41%, 3.52%, 1.98%, 由

由此可见,四边简支装配式钢空腹夹层板组合楼盖抗弯承载力随着混凝土板的混凝土强度等级提高而提高,但提高效果有限。

4.2.5 栓钉间距对抗弯承载力的影响

为研究连接上层混凝土板与下部钢结构的栓钉间距对四边简支装配式钢空腹夹层板组合楼盖抗弯承载力的影响,分别对建立的栓钉间距为 150, 120, 100, 80 mm 的 4 个组合楼盖有限元模型进行分析,其他影响因素均相同,得到的荷载-挠度曲线如图 13 所示。

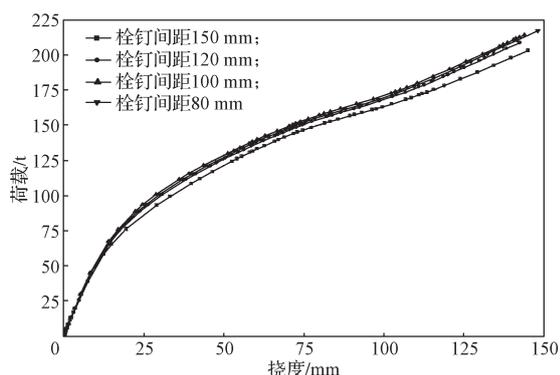


图 13 不同栓钉间距组合楼盖荷载-挠度曲线

Fig. 13 Load-deflection curves of the composite floors with different spacing of studs

由图 13 可以看出,栓钉间距的减小对于提高四边简支装配式钢空腹夹层板组合楼盖抗弯承载力的作用很小。4 个不同栓钉间距的组合楼盖模型的抗弯承载力分别为 203.005, 208.632, 214.235, 21.716 t, 其抗弯承载力依次比上一栓钉间距的提高了 2.77%, 2.69%, 1.37%, 四边简支装配式钢空腹夹层板组合楼盖抗弯承载力随着栓钉间距的减小而提高,连接上层混凝土板与下部钢结构的栓钉间距越小,下部钢结构和上层混凝土板的组合效应越好,但提高效果十分有限。在 T 型钢梁与剪力键的连接处应力最大,钢板达到其 352.5 MPa 的极限强度。

5 理论计算方法验证

以第三节所建立的 4.5 m × 4.5 m 四边简支装配式钢空腹夹层板组合楼盖有限元模型为算例。T 型钢和圆钢管剪力键的截面尺寸参考文献 [2] 中上、下弦反弯点处钢空腹夹层板试验中构件的截面尺寸,具体尺寸见表 1。

表 1 钢构件截面尺寸

Table 1 Section dimensions of steel members

T 型钢尺寸 / mm		圆钢管剪力键 / mm		上肋惯性矩 / mm ⁴	下肋惯性矩 / mm ⁴
翼缘	腹板	外径	厚度		
$h=150$	$h=180$	$D=200$	$t=8$	22 085 429	6 551 712
$t=6$	$t=6$				

上层混凝土板中砼强度等级是 C30, 其板厚为 100 mm, 钢材牌号为 Q235。

计算得到上部组合构件换算截面的惯性矩为 $2.208\ 542\ 9 \times 10^7\ \text{mm}^4$, 下部钢结构截面的惯性矩为 $0.665\ 171\ 2 \times 10^7\ \text{mm}^4$, 上、下肋截面刚度比为 3.38:1。在 $2.0\ \text{kN/m}^2$ 楼面均布荷载作用下, 按上述理论公式计算得组合楼盖跨中挠度为 0.738 mm, ABAQUS 有限元分析软件得到的组合楼盖跨中挠度值为 0.817 mm, 相差 9.67%。ABAQUS 有限元分析软件计算得到的四边简支装配式钢空腹夹层板组合楼盖任意截面的上部组合构件截面弯矩与下部钢结构截面弯矩的比值约为 3:1, 上部组合构件截面应力与下部钢结构截面应力的比值也约为 3:1, 与上、下肋截面的刚度比基本一致。因此, 将组合楼盖截面的整体弯矩按上、下肋构件截面刚度进行分配, 再分别按组合构件和拉弯构件进行设计计算的方法是可行的。

6 结论

1) 上部钢结构 T 型钢梁和混凝土板通过 T 型钢梁上的栓钉连接成整体, 按组合结构的组合构件进行截面承载力设计比较合理; 下肋的实际受力状态为拉弯, 将下肋构件按拉弯构件进行截面承载力设计比较合理, 这样也符合钢空腹夹层板组合楼盖结构的实际受力状态。

2) 提出了将按“拟夹层板”方法计算得到的四边简支装配式 T 型钢空腹夹层板组合楼盖截面的整体弯矩, 按上、下肋构件截面的刚度进行分配, 再将上、下肋构件分别按组合构件和拉弯构件进行设计计算的方法。并且通过相关算例与有限元模拟分析结果对比, 验证了该设计计算方法是可行的。

3) 钢板厚度的增加、钢材强度等级 (钢材牌号) 的提高、上层浇筑混凝土板厚度的增加、上层浇筑混凝土板的混凝土强度等级的提高以及连接上层混凝土板与下部钢结构的栓钉间距的减小都会提高四边简支装配式钢空腹夹层板组合楼盖的抗弯承载力。在影响四边简支装配式钢空腹夹层板组合楼盖抗弯承载力的各种因素中, 钢板厚度和钢材强度等级 (钢材牌号) 的改变对组合楼盖的抗弯承载力的影响十分明显; 混凝土板的厚度在一定范围内时, 四边简支装配式钢空腹夹层板组合楼盖抗弯承载力随着混凝土板厚度的增加有较明显的提高; 而栓钉间距在满足最小间距的要求后, 其间距的改变对抗弯承载力的影响相对较小; 上层浇筑混凝土板的混凝土强度等级的改变对组合楼盖的抗弯承载力的影响则作用很小。

参考文献:

- [1] 刘卓群, 马克俭, 肖建春, 等. 混凝土板对钢空腹夹层板楼盖静力性能影响分析 [J]. 广西大学学报(自然科学版), 2016, 41(1): 1-10.
LIU Zhuoqun, MA Kejian, XIAO Jianchun, et al. The Influence of Concrete Slab on Static Behavior of Steel Open-Web Sandwich Slab[J]. Journal of Guangxi University(Natural Science Edition), 2016, 41(1): 1-10.
- [2] 魏艳辉, 马克俭, 张华刚. 上、下弦反弯点处装配整体式钢空腹夹层板静力试验分析 [J]. 贵州工业大学学报(自然科学版), 2008, 37(4): 79-82.
WEI Yanhui, MA Kejian, ZHANG Huagang. Analysis of Static Test for Assemble Monolithic Steel Vierendeel Sandwich Ich Plate[J]. Journal of Guizhou University of Technology(Natural Science Edition), 2008, 37(4): 79-82.
- [3] 杨期柱, 马克俭, 胡 岚, 等. 大跨度装配整体式钢-混凝土组合空腹楼板受力性能试验研究 [J]. 建筑结构学报, 2013, 34(10): 32-40.
YANG Qizhu, MA Kejian, HU Lan, et al. Experimental Study on Load-Carrying Behavior of Long-Span Assembled Monolithic Steel-Concrete Composite Open-Web Plate[J]. Journal of Building Structures, 2013, 34(10): 32-40.
- [4] 杨期柱, 马克俭, 张华刚, 等. 大跨度装配整体式钢-混凝土组合空腹楼盖结构设计 [J]. 建筑结构, 2014, 44(13): 5-8, 57.
YANG Qizhu, MA Kejian, ZHANG Huagang, et al. Structural Design of Large-Span Prefabricated Integral Steel-Concrete Composite Hollow Slabs[J]. Building Structure, 2014, 44(13): 5-8, 57.
- [5] 张瑞鹏, 马克俭, 刘卓群, 等. 大跨度空腹夹层板楼盖的静力稳定性分析 [J]. 贵州大学学报(自然科学版), 2015, 32(5): 91-94.
ZHANG Ruipeng, MA Kejian, LIU Zhuoqun, et al. The Static Stability Analysis of Large Span Vierendeel Sandwich Plate Floor[J]. Journal of Guizhou University(Natural Sciences), 2015, 32(5): 91-94.
- [6] 吴 帮, 李 梦, 谢成吉, 等. U形钢板-混凝土组合空腹夹层板楼盖结构两种分析设计方法对比 [J]. 建筑结构, 2017, 47(16): 74-78.
WU Bang, LI Meng, XIE Chengji, et al. Comparative Research on Two Analysis and Design Methods of U-Shaped Steel Plate-Concrete Composite Open-Web Sandwich Slab Structure[J]. Building Structure, 2017, 47(16): 74-78.
- [7] 吴 帮, 王泽曦, 申 波, 等. 型钢混凝土组合空腹夹层板结构静动力性能分析 [J]. 建筑结构, 2017, 47(4): 81-86.
WU Bang, WANG Zexi, SHEN Bo, et al. Research on Static and Dynamic Performances of Steel Reinforced Concrete Composite Open-Web Sandwich Plate Structures[J]. Building Structure, 2017, 47(4): 81-86.
- [8] 姚 玲, 张华刚, 何 奇, 等. 混凝土空腹夹层板静力性能的有限元参数分析 [J]. 空间结构, 2017, 23(1): 43-53.
YAO Ling, ZHANG Huagang, HE Qi, et al. Parametric Finite Element Analysis on Static Behavior of Concrete Open-Web Sandwich Plate[J]. Spatial Structures, 2017, 23(1): 43-53.
- [9] 肖建春. 大开间灵活布置隔墙的多、高层建筑结构中剪力键式双向空心大板楼面体系的研究与应用 [D]. 贵阳: 贵州工学院, 1996.
XIAO Jianchun. Research and Application of Shear Key Type Two-Way Hollow Slab Floor System in Multi and High-Rise Buildings with Large Bay and Flexible Parttion[D]. Guiyang: Guizhou Institute of Technology, 1996.
- [10] 黄 勇, 黄 建, 马克俭. 大跨度夹层板柱结构的拟板(夹层板)半连续化分析 [J]. 贵州工业大学学报, 1998, 27(5): 97-101, 112.
HUANG Yong, HUANG Jian, MA Kejian. Analysis of Vierendeel-Sandwich-Plate Structure by the Finite Strip Method[J]. Journal of Guizhou University of Technology, 1998, 27(5): 97-101, 112.
- [11] 肖建春, 马克俭, 董石麟. 空腹网架及空腹夹层板的折算剪切刚度 [J]. 建筑结构, 2000, 30(4): 39-42.
XIAO Jianchun, MA Kejian, DONG Shilin. Equivalent Shear Strength Formula of Open-Web Lattice Grids the and Its Application in Open-Web Sandwich Plate[J]. Building Structure, 2000, 30(4): 39-42.
- [12] 黄 勇, 陈 波, 康 宇. 空腹夹层板的构造及连续化分析方法 [J]. 贵州工业大学学报, 1997, 26(4): 66-72.
HUANG Yong, CHEN Bo, KANG Yu. A New Framing System-the Open-Web Sandwich Plate and the Method of Continuous Analysis[J]. Journal of Guizhou University of Technology, 1997, 26(4): 66-72.
- [13] CRAIG R J. Finite Difference Solutions of Reissner's Plate Equations[J]. Journal of Engineering Mechanics, 1987, 113(1): 31-48.
- [14] DURÁN R, GHIOLDI A. A Finite Element Method for the Mindlin-Reissner Plate Model[J]. SIAM Journal on Numerical Analysis, 1991, 28(4): 1004-1014.
- [15] CRISINEL M, MARIMON F. A New Simplified Method for the Design of Composite Slabs[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2004, 60(3/4/5): 481-491.

(责任编辑: 廖友媛)