

DOI: 10.11835/j.issn.2096-6717.2021.177



开放科学(资源服务)标识码 OSID:



部分组合混凝土夹心板在温度作用下的力学行为

梁建国¹, 雷灵芝¹, 王吉波², 李诚郡³, 刘宇新⁴

(1. 长沙理工大学土木工程学院, 长沙 410114; 2. 杭州交通投资集团有限公司, 杭州 233290; 3. 中国电建集团贵阳勘测设计研究院有限公司, 贵阳 550081; 4. 成都基准方中建筑设计有限公司, 长沙 410000)

摘要:为了减轻作为建筑围护结构时混凝土夹心板因承受内外叶温度差作用而导致墙体开裂或破坏的情况, 对其在温度作用下的内力和变形进行研究。将混凝土夹心板内外叶连接件匀质化, 并假设内外叶混凝土只产生弯曲变形且内外叶的弯曲曲率不同, 推导出混凝土夹心板的界面应力的解析解, 从而得到夹心板内外叶最不利截面位置及其内力和挠度的理论计算公式, 并利用有限元软件 ABAQUS 对理论公式进行验证。结果表明: 理论公式与有限元分析结果吻合较好, 且部分组合混凝土夹心板内外叶的跨中最不利截面内力与连接件刚度无关, 跨中最大挠度随连接件刚度增大而增大, 但增幅很小。

关键词: 围护结构; 混凝土夹心板; 界面应力; 温差应力; 连接件

中图分类号: TU311.4 **文献标志码:** A **文章编号:** 2096-6717(2023)05-0173-08

Mechanical behavior of partially concrete sandwich panels under temperature action

LIANG Jianguo¹, LEI Lingzhi¹, WANG Jibo², LI Chengjun³, LIU Yuxin⁴

(1. College of Civil Engineering, Changsha University of Science and Technology, Changsha 410114, P. R. China; 2. Hangzhou Communications Investment Group Co., Ltd, Hangzhou 233290, P. R. China; 3. Power of China Guiyang Engineering Co., Ltd, Guiyang 550081, P. R. China; 4. Chengdu Benchmark Fangzhong Architectural Design Co., Ltd., Changsha 410000, P. R. China)

Abstract: In order to reduce the crack or damage of the wall caused by the temperature difference between the inner and outer blades when the concrete sandwich slab is used as building envelope, the internal force and deformation of the concrete sandwich slab under the temperature action are studied. The internal and external blade connectors of concrete sandwich slab were homogenized, and the analytical solution of interfacial stress of concrete sandwich slab was deduced, assuming that the internal and external blade only produced bending deformation and the bending curvature of the internal and external blade were different. Thus, the theoretical calculation formula of the position of the most disadvantageous section of internal and external blade of concrete sandwich slab, as well as the internal force and deflection of internal and external blade were obtained, and the theoretical formulas were verified by the finite element software ABAQUS. The results show that the theoretical formula is in good agreement with the finite element analysis results, the internal forces of the most

收稿日期: 2021-06-18

基金项目: 湖南省教育厅优秀青年项目(18B141)

作者简介: 梁建国(1963-), 男, 教授, 主要从事混凝土及砌体结构基本理论应用研究, E-mail: jgliang1963@163.com。

Received: 2021-06-18

Foundation item: Excellent Youth Project of Hunan Education Department (No. 18B141)

Author brief: LIANG Jianguo (1963-), professor, main research interests: application of basic theory of concrete and masonry structure, E-mail: jgliang1963@163.com.

unfavorable section in mid-span of the inner and outer blades of partial composite concrete sandwich slabs have nothing to do with the stiffness of the connectors, and the maximum mid-span deflection increases with the stiffness of the connectors, but the increase is small.

Keywords: building envelope; concrete sandwich panels; interfacial stress; thermal stress; connectors

预制混凝土夹心板由混凝土内叶、外叶、保温层及连接件组成,具有保温性能好、易于埋设管线、施工速度快、保温层与主体结构同寿命等优点,广泛应用于装配式建筑外墙。按照内外叶组合程度,混凝土夹心板可以分为完全组合板、部分组合板和非组合板,其组合程度主要取决于连接件的剪力传递能力^[1]。非组合板面外荷载全部通过连接件由外叶传递到内叶,再传递到主体结构,因此,内叶往往较厚,墙板整体厚度较大,影响构件安装效率和工程造价。研究表明,采用斜杆式连接件,如Z型^[2]、W型^[3]、V型^[4]、桁架^[5]等,传递剪力能力较好,内外叶共同承担荷载作用,这种部分组合板能有效克服非组合板的缺点。但因部分组合板内外叶间的内约束,导致温度作用对部分组合板力学性能影响较大^[6],而目前对温度作用下部分组合板力学性能的研究较少。

部分组合板的力学性能与内外叶及连接层的几何尺寸、材料性能等有关。应用领域不同,部分组合板的内外叶与连接层的相对厚度不同,其基本假设与研究方法也不同。对于夹心保温层很厚、面层很薄的夹心板(如航空航天常用的夹心板结构),认为面层受弯、夹心层受剪^[7]。对于夹心层很薄的叠层复合材料,假设粘结层正应力和剪应力沿厚度方向均匀分布,按每层材料产生弯曲变形求解^[8];对于胶黏层很薄的加固梁,假设沿胶黏层厚度方向的正应力和剪应力不变^[9-10],而对于夹心层厚度很薄的电子组件(如电路板),在温度作用下,也按照这个假定进行力学分析^[11]。对于夹心层厚度较大的电路板,按连接层界面正应力不等的方法分析,其结果更为精确^[12-13]。Salmon等^[14]假设内外叶受弯、夹心层受剪,且沿厚度方向夹心层剪应力不变,推导了混凝土夹心板在温度作用下的挠度计算公式。显然,对于内外叶和保温层厚度相近的部分组合混凝土夹心板,考虑夹心层正应力和剪应力作用,且夹心层正应力沿板厚方向不均匀分布,对提高部分组合混凝土夹心板在温度荷载作用下的内力和挠度影响至关重要。

在工程设计中,美国PCI手册并未提供部分组合板温度作用下的内力和变形分析方法^[15],中国现行设计标准建议按有限元方法计算^[16]。笔者将混

土夹心板连接件匀质化为连续的连接层,考虑连接层正应力和剪应力作用,采用基本方程,推导温度作用下部分组合混凝土夹心板的内外叶内力和挠度,为混凝土夹心板的研究和设计提供一种解析计算方法。

1 连接层的匀质化

预制混凝土夹心板连接件形式主要有一字型、桁架、M型、格栅、混凝土实心区域等,一般具有非连续、周期性的特点,选取代表性体积单元对连接件进行匀质化处理。连接层的代表性体积单元尺寸为:板长度方向 s_1 、沿板宽度方向 s_2 和连接层高度 h_3 ,如图1阴影部分所示。

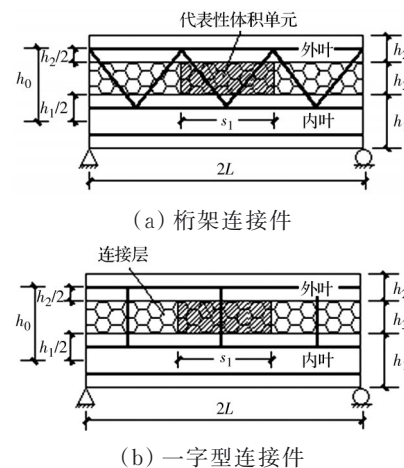


图 1 分析模型

Fig. 1 Analysis model

根据连接件不同型式,代表性体积单元可能由对称的斜杆组成(图1(a)),也有可能由垂直板面的直杆组成(图1(b)),或者两者的组合。无论采用何种连接件,理论上代表性体积单元内部任意点的弹性常数不同,为方便分析,不妨将其匀质化为弹性常数相同的材料,将连接层等效为正交各向异性材料, x 、 y 方向为主轴,如图2所示。

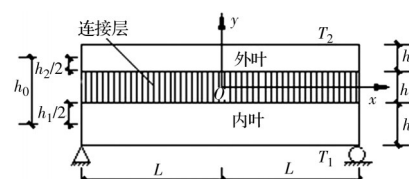


图 2 匀质化模型

Fig. 2 Homogenization model

由于连接层中保温材料的弹性模量非常低,保温材料对非组合混凝土夹心板内外叶内力和挠度有一定影响^[17],但对于配置了较大剪切刚度的连接件(如桁架),保温材料的作用可以忽略^[18]。因此,匀质化代表性体积单元的弹性系数可用材料力学方法进行推导。在代表性体积单元 y 方向作用一个单位拉力,由于其对称性和 x 方向非连续性,只发生 y 方向位移 δ_y ,如图3(a)所示。根据匀质化前后 y 方向位移相等,可得到匀质化连接层泊松比 $\nu_{xy}=0$ 和 y 方向等效弹性模量为

$$E_a = \frac{h_3}{s_1 s_2 \delta_y} \quad (1a)$$

由于代表性体积单元 x 方向非连续性,则其弹性模量 $E_x=0$,泊松比 $\nu_{yx}=0$ 。

在代表性体积单元作用一个单位剪力,由于其对称性,只会在顶部和底部产生 x 方向相对位移 δ_x 。在单位剪力作用下,匀质化代表性体积单元顶部和底部剪应力呈抛物线分布,两端剪应力为0,近似地按平均剪应力计算剪切变形,如图3(b)所示。根据匀质化前后 x 方向顶部和底部相对位移相等,可得 xy 平面的剪切模量为

$$G_a = \frac{h_3}{s_1 s_2 \delta_x} \quad (1b)$$

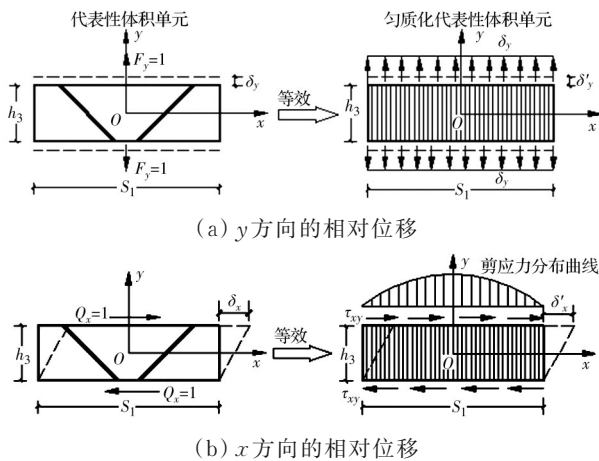


图3 代表性体积单元变形图

Fig. 3 Deformation diagram of representative volume element

当连接件为桁架时,同时考虑杆件的弯曲、轴向和剪切变形,根据材料力学,代表性体积单元柔度系数为

$$\delta_x = \frac{(A_3 h_3^3 + A_3 h_3^3 \sin 2\theta + 3I_3 h_3 \sin 4\theta) \cos \theta}{A_3 E_3 (A_3 h_3^2 + 12I_3 \cos^2 \theta) \sin^2 \theta} \quad (2a)$$

$$\delta_y = \frac{h_3^3}{E_3 (A_3 h_3^2 + 12I_3 \cos^2 \theta) \sin^3 \theta} \quad (2b)$$

式中: A_3 为连接件截面积; E_3 为连接件弹性模量; I_3 为连接件截面惯性矩; θ 为连接件倾斜角。

将两端简支夹心板看成是平面问题,则匀质化代表性体积单元的物理方程^[19]为

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & E_a & 0 \\ 0 & 0 & G_a \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \epsilon_x \\ \epsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} \quad (3)$$

2 基本方程

混凝土夹心板处于弹性阶段时,内外叶中钢筋的影响很小,将内外叶板看成是素混凝土板^[20]。设混凝土夹心板的跨度为 $2L$,内外叶混凝土弹性模量为 E ,混凝土内外叶和夹心层厚度分别为 h_1 、 h_2 和 h_3 ,内外叶截面惯性矩和横截面面积分别为 I_1 、 I_2 、 A_1 和 A_2 ,内外叶弯曲刚度系数分别为 $k_{b1}=EI_1$ 和 $k_{b2}=EI_2$,内外叶轴向刚度系数分别为 $k_{A1}=EA_1$ 和 $k_{A2}=EA_2$,内外叶形心轴间距为 $h_0=(h_1+h_2)/2+h_3$,连接层的等效切向刚度和等效法向刚度分别为 $k_s=G_a/h_3$ 和 $k_n=E_a/h_3$ 。夹心板承受温度荷载作用,外叶和内叶温度变化分别为 T_2 和 T_1 ,内外叶温度差 $\Delta T=T_2-T_1$,混凝土线膨胀系数为 δ 。

2.1 基本假设

根据混凝土夹心板的受力特点,假设:1)所有材料均为线弹性材料;2)混凝土内外叶只发生弯曲变形;3)连接层正应力沿厚度方向呈线性分布,剪应力沿厚度方向保持不变。

2.2 平衡方程

在图2所示夹心板中取微段,其受力如图4所示,平衡方程为

$$dF_i = (-1)^i \tau dx \quad (4)$$

$$dQ_i = (-1)^i \sigma_i dx \quad (5)$$

$$dM_i = \left(-Q_i + \frac{\tau h_i}{2} \right) dx \quad (6)$$

式中: $i=1,2$ 。

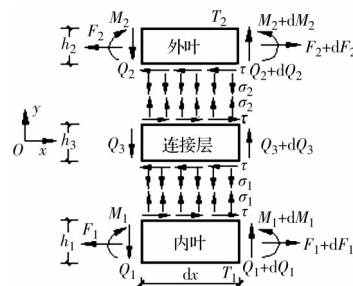


图4 夹心板各层微元段受力图

Fig. 4 Microelement force diagram of each layer of sandwich plate

由夹心层微元体的平衡方程 $\frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} = 0$, 假定夹心层 σ_y 沿 y 方向呈线性分布, $\frac{\partial \sigma_y}{\partial y} = \frac{\sigma_2 - \sigma_1}{h_3}$, 剪

应力沿厚度方向保持不变, $\frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} = \frac{d\tau}{dx}$, 得

$$\sigma_2^* = \frac{h_3}{2} \frac{d\tau}{dx} \quad (7)$$

式中: $\sigma_2^* = \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2}$ 。

2.3 物理方程

内外叶弯矩与其形心轴垂直位移关系为

$$\frac{d^2 v_i}{dx^2} = \frac{1}{k_{bi}} M_i \quad (8)$$

内外叶弯矩与其形心轴水平位移关系为

$$\frac{d(u_2 - u_1)}{dx} = -\frac{1}{k_{A1}} F_1 + \frac{1}{k_{A2}} F_2 + \delta \Delta T \quad (9)$$

夹心层厚度方向的剪应力不变, 夹心层剪应变可表示为

$$\gamma_a = \frac{\partial u_a(x, y_3)}{\partial y_3} + \frac{\partial v_a(x, y_3)}{\partial x} \quad (10)$$

式中: $u_a(x, y_3)$ 和 $v_a(x, y_3)$ 分别为夹心层中任意一点的水平位移和垂直位移, 其中

$$\frac{\partial u_a(x, y_3)}{\partial y_3} = \frac{1}{h_3} \left[\frac{1}{2} \left(\frac{dv_1}{dx} h_1 + \frac{dv_2}{dx} h_2 \right) + u_2 - u_1 \right],$$

$$\frac{\partial^2 v_a(x, y)}{\partial x^2} = \frac{1}{2} \left[\frac{d^2 v_1(x)}{dx^2} + \frac{d^2 v_2(x)}{dx^2} \right]。$$

夹心层竖向位移沿厚度方向呈线性分布, 则夹心层剪切物理方程为

$$\tau = G_a \gamma_a \quad (11)$$

夹心层竖向物理方程为

$$\sigma_1^* = k_a (v_2 - v_1) \quad (12)$$

式中: $\sigma_1^* = \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2}$ 。

3 界面应力

3.1 界面剪应力

对式(11)求三阶导数, 由式(7)~式(9)、式(12)及平衡方程, 忽略 $d^5 \tau / dx^5$ 和 $d^7 \tau / dx^7$ 两个微量, 得

$$\frac{d^3 \tau}{dx^3} - \alpha^2 \frac{d\tau}{dx} = 0 \quad (13)$$

式中: $\alpha^2 = k_s \lambda_a$; $\lambda_a = \frac{1}{k_{A1}} + \frac{1}{k_{A2}} + \frac{h_0^2}{k_{b1} + k_{b2}}$

对式(11)求导, 由平衡方程得

$$\sigma_1^* = \frac{k_s \delta \Delta T \gamma}{\alpha^4 + 4\beta^4} \cdot \left[\frac{\alpha^2}{2\beta^2} \sin \beta(L-x) - \frac{\alpha^3 + 4\beta^3}{2\alpha\beta^2} \cos \beta(L-x) \right] e^{-\beta(L-x)} + e^{-\alpha(L-x)} \quad (20)$$

$$\frac{1}{k_s} \frac{d\tau}{dx} = \frac{h_1 + h_3}{2k_{b1}} M_1 + \frac{h_2 + h_3}{2k_{b2}} M_2 - \frac{F_1}{k_{A1}} + \frac{F_2}{k_{A2}} + \delta \Delta T \quad (14)$$

由于 $M_1(L) = M_2(L) = 0, F_1(L) = F_2(L) = 0, M_1(-L) = M_2(-L) = 0, F_1(-L) = F_2(-L) = 0$, 由式(14)以及界面剪应力分布反对称性, 得微分方程边界条件

$$\begin{cases} \left. \frac{d\tau(x)}{dx} \right|_{x=L} = k_s \delta \Delta T \\ \left. \frac{d\tau(x)}{dx} \right|_{x=-L} = -k_s \delta \Delta T \\ \tau(0) = 0 \end{cases} \quad (15)$$

由边界条件式(15)解方程式(13)得

$$\tau(x) = \frac{k_s \delta \Delta T}{\alpha} \frac{\sinh \alpha x}{\cosh \alpha L} \quad (16)$$

3.2 界面正应力

将式(16)代入式(7), 得

$$\sigma_2^*(x) = \frac{k_s \delta \Delta T h_3}{2} \frac{\cosh \alpha x}{\cosh \alpha L} \quad (17)$$

对式(12)求四阶导数, 并将式(16)、式(17)代入, 得

$$\frac{d^4 \sigma_1^*(x)}{dx^4} + 4\beta^4 \sigma_1^*(x) = k_s \delta \Delta T \gamma \frac{\cosh \alpha x}{\cosh \alpha L} \quad (18)$$

式中: $\beta = \sqrt[4]{\frac{k_a}{4} \left(\frac{1}{k_{b1}} + \frac{1}{k_{b2}} \right)}$; $\gamma = \frac{1}{2} k_a \left(\frac{h_2 + h_3}{k_{b2}} - \frac{h_1 + h_3}{k_{b1}} \right)$ 。

对式(12)求二阶导数, 即 $\frac{d^2 \sigma_1^*(x)}{dx^2} =$

$k_a \left[\frac{1}{k_{b2}} M_2(x) - \frac{1}{k_{b1}} M_1(x) \right]$, 由 $M_1(L) = M_2(L) = 0$, 得

$$\left. \frac{d^2 \sigma_1^*(x)}{dx^2} \right|_{x=L} = 0 \quad (19a)$$

夹心层的正应力可以分解成 σ_1^* 和 σ_2^* , σ_1^* 在夹心层中作用力大小相等, 方向相反, 不产生剪应力。由于内外叶板端剪力为 0, 根据内外叶 y 方向力的平衡条件, 得

$$\int_0^L \sigma_1^*(x) dx = 0 \quad (19b)$$

由内外叶界面正应力对称分布及边界条件式(19), 并考虑到 $x > 0, L$ 很大, 部分组合板具有一定的刚度, α 和 β 较大, 即有 $e^{-\beta L} \approx 0, e^{-\alpha L} \approx 0$, 解微分方程式(18), 得

由式(17)、式(20)得界面正应力

$$\sigma_i(x) = \frac{k_s \delta \Delta T \gamma}{\alpha^4 + 4\beta^4} \left\{ \left[\frac{\alpha^2}{2\beta^2} \sin \beta(L-x) - \frac{\alpha^3 + 4\beta^3}{2\alpha\beta^2} \cos \beta(L-x) \right] e^{-\beta(L-x)} + \left(1 \pm \frac{(\alpha^4 + 4\beta^4)h_3}{2\gamma} \right) e^{-\alpha(L-x)} \right\} \quad (21)$$

4 内力和挠度

4.1 内外叶内力

由式(16)可知,内外叶与连接层界面剪应力在端部不为0,不符合边界条件,但根据圣维南原理,其影响范围在 $0.5h_3$ 以内,影响较小,可忽略不计。取 x 截面右侧隔离体,根据平衡方程可得内外叶轴力和弯矩

$$F_1 = -F_2 = \int_x^L \tau(X) dX \quad (22a)$$

$$Q_1 = \int_x^L \sigma_1(X) dX + Q_1(L) \quad (22b)$$

$$Q_2 = -\int_x^L \sigma_2(X) dX + Q_2(L) \quad (22c)$$

$$M_1 = -\frac{h_1}{2} \int_x^L \tau(X) dX + \int_x^L (X-x) \sigma_1(X) dX + Q_1(L)(L-x) \quad (22d)$$

$$M_2 = -\frac{h_2}{2} \int_x^L \tau(X) dX - \int_x^L (X-x) \sigma_2(X) dX + Q_2(L)(L-x) \quad (22e)$$

将式(16)、式(21)代入式(22),并令 $x=0$,得混凝土夹心板内外叶跨中最不利截面的内力

$$F_1(0) = -F_2(0) = \frac{\delta \Delta T}{\lambda_a} \quad (23a)$$

$$M_1(0) = -\frac{k_{b1} \delta \Delta T h_0}{\lambda_a (k_{b1} + k_{b2})} \quad (23b)$$

$$M_2(0) = -\frac{k_{b2} \delta \Delta T h_0}{\lambda_a (k_{b1} + k_{b2})} \quad (23c)$$

4.2 挠度

将夹心板内叶在 y 方向的位移定义为挠度,将式(22d)代入式(8),两边二次积分,可得夹心板挠度

$$\Delta = v_1(x) = \frac{1}{k_{b1}} \iint M_1(x) dx + D_1 x + D_2 \quad (24)$$

用跨中转角为零和端部竖向位移为零两个边界条件求得 D_1 、 D_2 ,从而得到夹心板沿长度方向的挠度。在温度荷载作用下,跨中最大挠度为

$$\Delta_{\max} = \frac{k_s \delta \Delta T}{k_{b2} + k_{b1}} \left[\frac{h_0 L^2}{2\alpha^2} - \frac{h_0}{\alpha^4} - \frac{k_{b2} \gamma}{k_a (\alpha^4 + 4\beta^4)} \left(\frac{4\beta^3 + \alpha^3}{2\alpha\beta^2} - 1 \right) \right] \quad (25)$$

5 有限元验证及内力分布规律

5.1 有限元模型

为验证理论推导的正确性并研究温度作用下混凝土夹心板的力学特性,选取9个桁架连接件计算模型,其参数为:板长 $2L=2\,940$ mm,内叶厚度 $h_1=100$ mm,外叶厚度 $h_2=50$ mm,夹心层厚度 $h_3=60$ mm,混凝土强度等级取C30,弹性模量 $E=30\,000$ MPa,剪切模量 $G=12\,500$ MPa,泊松比 $\mu=0.2$,线

膨胀系数 $\delta=1 \times 10^{-5}/^\circ\text{C}$ 。连接件材料为镀锌钢材,弹性模量 $E_3=206\,000$ MPa,剪切模量 $G_3=79\,000$ MPa,泊松比 $\mu_3=0.297$ 。连接件斜杆倾角 $\theta=45^\circ$,纵向间距 $s_1=184$ mm,直径分别为6、14 mm。直径为6 mm时,桁架间距分别为200、300、400、600、900 mm,直径为14 mm时,桁架间距 s_2 分别为400、600、800、1 000 mm,共9个计算模型,其对应的相关参数如表1所示。

表1 计算模型对应的相关参数

Table 1 The corresponding parameters of the calculation model

直径 d / mm	桁架间距 S_2 /mm	等效弹性模量 E_a /(N/m ²)	等效剪切模量 G_a /(N/m ²)	等效切向刚度 k_s /(N/m ³)	等效法向刚度 k_a /(N/m ³)	$\lambda_a/10^{-6}$	$\alpha/10^{-3}$	$\beta/10^{-3}$	$\gamma/10^{-8}$
6	200	56.168	56.168	0.936	0.936	7.48	2.65	5.39	13.50
	300	37.446	37.446	0.624	0.624	7.48	2.16	4.87	0.90
	400	28.084	28.084	0.468	0.468	7.48	1.87	4.53	6.75
	600	18.723	18.723	0.312	0.312	7.48	1.53	4.09	4.50
	900	12.482	12.482	0.208	0.208	7.48	1.25	3.70	3.00
14	400	155.612	155.612	2.594	2.594	7.48	4.40	6.95	37.30
	600	103.741	103.741	1.729	1.729	7.48	3.60	6.28	24.90
	800	77.806	77.806	1.297	1.297	7.48	3.11	5.84	18.70
	1 000	62.245	62.245	1.037	1.037	7.48	2.79	5.53	14.90

参照文献[6],将夹心板的日温度作用简化为稳态温度场进行分析,继而求得夹心板内外叶温差。以长沙地区夏季工况为例,室温取 28 °C,得夹心板内外叶温差 $\Delta T=17.37\text{ }^{\circ}\text{C}$ 。

采用 ABAQUS 有限元软件对夹心板进行分析,并假设所有材料均为各向同性线弹性材料,连接件与内外叶结合良好,忽略保温层作用。有限元模型采用 C3D8I 三维实体单元,连接件采用实际桁架模型,将桁架连接件在连接层的部分设为单独部件并与内外叶板进行绑定约束,采用位移/转角设置边界条件,通过预定义温度场对内外叶施加温度作用,分析得到夹心板各部件内力和挠度。

5.2 夹心板内外叶内力分布

连接件直径为 14 mm、桁架间距为 400 mm 的模型沿长度方向内外叶轴力和弯矩的有限元值和理论值计算结果分别如图 5 和图 6 所示。

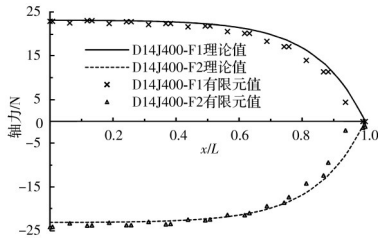


图 5 内外叶轴力理论值与有限元值的对比

Fig. 5 Comparison of theoretical and finite element values of axial force of inner and outer blades

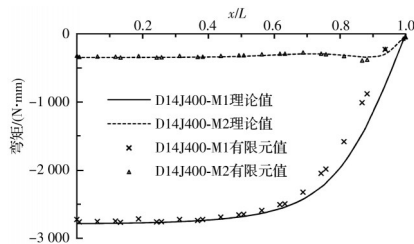


图 6 内外叶弯矩理论值与有限元值的对比

Fig. 6 Comparison of theoretical and finite element values of bending moment of inner and outer blades

从图 5 和图 6 可以看出,在 $x=(0\sim 2/3)L$ 范围内,夹心板内外叶轴力和弯矩分布的理论值与有限元值符合良好。由于界面剪应力在端部的边界条件与实际不符,端部误差较大,但规律基本是一致的。另一方面,内外叶跨中截面是最不利截面,端部的误差不影响结构设计的可靠性。

5.3 夹心板位移分布

连接件直径为 14 mm、桁架间距为 400 mm 的模型沿长度方向挠度的有限元值和理论值计算结果如图 7 所示。从图 7 可以看出,在长度范围内,挠

度分布的理论值与有限元值高度吻合。

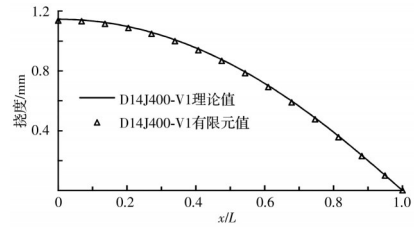


图 7 内叶挠度理论值与有限元值的对比

Fig. 7 Comparison of theoretical and finite element values of deflection of inner blade

5.4 连接件刚度对夹心板跨中内力和位移的影响

9 个不同连接件刚度模型的夹心板跨中内力和挠度的理论值和有限元值计算结果如图 8~图 10 所示。

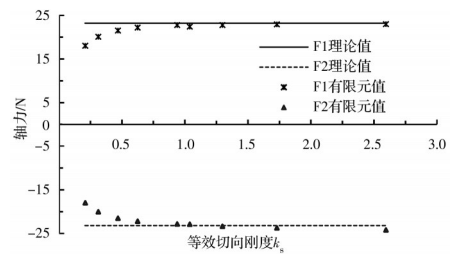


图 8 内外叶跨中轴力理论值与有限元值的对比

Fig. 8 Comparison of theoretical and finite element values of axial force of inner and outer blades

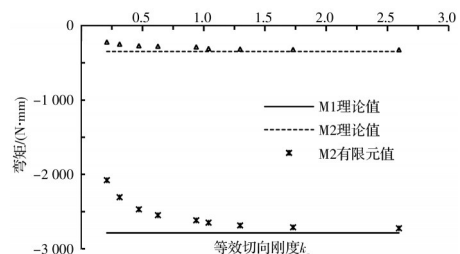


图 9 内外叶跨中弯矩理论值与有限元值的对比

Fig. 9 Comparison of theoretical and finite element values of bending moments of inner and outer blades

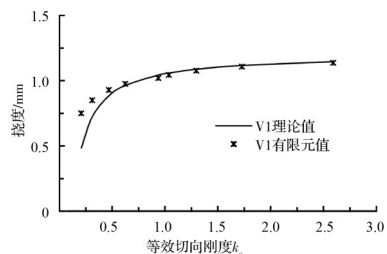


图 10 内叶跨中挠度理论值与有限元值的对比

Fig. 10 Comparison of theoretical and finite element values of mid-span deflection of inner blade

从图 8~图 10 可看出:

- 1) 当 $k_s < 0.50$ 时,内外叶内力和挠度的有限元

值与理论值出现明显偏差,这是因为连接件刚度过小,构件趋于非组合板而导致的,推导的公式不适用于非组合板;

2)当 $k_s > 0.50$ 时,夹心板跨中截面内外叶轴力、弯矩和挠度的有限元值与理论值比值的平均值分别为0.968、0.990、0.944、0.861和1.000,变异系数分别为2.17%、3.68%、3.26%、6.80%和2.28%,夹心板跨中截面内力值和挠度值与有限元分析结果高度吻合;

3)当连接件具有一定的刚度($k_s > 0.50$),温度差作用下内外叶部分组合夹心板构件的跨中内力与连接件刚度无关,跨中挠度随连接件刚度增大而增大。

6 结论

1)混凝土夹心板内外叶内力可按式(22)计算,且其最不利截面位于跨中截面,其最不利内力可按式(23)计算。

2)连接件刚度对板端部内外叶内力影响较大,但对跨中内外叶内力没有影响。

3)混凝土夹心板跨中最大挠度随连接件刚度增大而增大,但增幅很小,可按式(25)计算。

4)混凝土夹心板内外叶内力和挠度计算公式与有限元结果符合良好,但不适用于夹心层剪切刚度很小的非组合板。

参考文献

- [1] LEE B J, PESSIKI S. Development of a precast prestressed concrete three-wythe sandwich wall panels [R]. Chicago: Precast/Prestressed Concrete Institute, 2003.
- [2] ZHOU Z W, CHEN M X, XIONG Y P, et al. Experimental and mixed analytical-numerical studies for free and forced vibrations of Z-reinforced sandwich plates stiffened by steel ribs [J]. Composite Structures, 2021, 272: 114221.
- [3] 吴香国,陶晓坤,于士彦,等.高性能复合夹芯外挂墙板应用研究进展[J].建筑结构,2020,50(Sup1): 611-616.
WU X G, TAO X K, YU S Y, et al. Research progress of high-performance composite sandwich panel [J]. Building Structure, 2020, 50(Sup1): 611-616. (in Chinese)
- [4] 孟宪宏,周阿龙,刘海成,等.夹心保温外墙板连接件力学性能试验[J].沈阳建筑大学学报(自然科学版),2014,30(2): 227-234.
MENG X H, ZHOU A L, LIU H C, et al. Experiments of mechanical properties on the connectors of sandwich insulation wallboard [J]. Journal of Shenyang Jianzhu University (Natural Science), 2014, 30(2): 227-234. (in Chinese)
- [5] DJAMA K, MICHEL L, FERRIER E, et al. Numerical modelling of a truss core sandwich panel: Influence of the connectors' geometry and mechanical parameters on the mechanical response [J]. Composite Structures, 2020, 245: 112335.
- [6] 梁建国,刘宇新,罗家豪,等.逐时温度变化对混凝土夹心板的温度作用[J].建筑结构学报,2022,43(5): 217-222.
LIANG J G, LIU Y X, LUO J H, et al. The effect of hourly temperature change on the temperature of concrete sandwich slab [J]. Journal of Building Structures, 2022, 43(5): 217-222. (in Chinese)
- [7] BEDFORD A, LIECHTI K M. Mechanics of materials [M]. Cham: Springer International Publishing, 2020.
- [8] NAJMI H, LUCHE J, ROGAUME T. Thermal decomposition of multilayer honeycomb core laminate sandwich composite panels in cone calorimeter apparatus-Effect of the top decomposed layer [J]. Journal of Composite Materials, 2021, 55(17): 2349-2368.
- [9] 邓军,黄培彦.CFRP板与钢梁粘结剥离破坏的试验研究[J].建筑结构学报,2007,28(5): 124-129.
DENG J, HUANG P Y. Experimental study on debonding failure of steel beams strengthened with a CFRP plate [J]. Journal of Building Structures, 2007, 28(5): 124-129. (in Chinese)
- [10] ILKHANI M H, NADERPOUR H, KHEYRODDIN A. Experimental investigation on behavior of FRP-strengthened RC beams subjected to combined twisting-bending moments [J]. Engineering Structures, 2021, 242: 112617.
- [11] JIANG Z Q, HUANG Y, CHANDRA A. Thermal stresses in layered electronic assemblies [J]. Journal of Electronic Packaging, 1997, 119(2): 127-132.
- [12] WONG E H. Thermal stresses in the discrete joints of sandwiched structures [J]. Composite Structures, 2015, 125: 72-80.
- [13] WONG E H. Design analysis of sandwiched structures experiencing differential thermal expansion and differential free-edge stretching [J]. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2016, 65: 19-27.
- [14] SALMON D C, EINEA A. Partially composite sandwich panel deflections [J]. Journal of Structural Engineering, 1995, 121(4): 778-783.
- [15] PCI Industry Handbook Committee. PCI design handbook: Precast and prestressed [M]. 7th Edition. Chicago: Precast/Prestressed Concrete Institute, 2010.
- [16] 预制混凝土外挂墙板工程技术规程: JGJ/T 458-2018 [S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2018.

- Technical standard for application of precast concrete facade panels: JGJ/T 458—2018 [S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2018. (in Chinese)
- [17] BAI F T, DAVIDSON J S. Analysis of partially composite foam insulated concrete sandwich structures [J]. *Engineering Structures*, 2015, 91: 197-209.
- [18] NOOR A K, BURTON W S, BERT C W. Computational models for sandwich panels and shells [J]. *Applied Mechanics Reviews*, 1996, 49(3): 155-199.
- [19] 沈观林, 胡更开. 复合材料力学[M]. 北京: 清华大学出版社, 2006.
SHEN G L, HU G K. *Mechanics of composite materials* [M]. Beijing: Tsinghua University Press, 2006. (in Chinese)
- [20] 李砚波, 章少华, 夏宝阳. 混凝土夹芯板滑移与变形的理论计算及分析[J]. *工程力学*, 2008, 25(1): 173-178, 185.
LI Y B, ZHANG S H, XIA B Y. Theoretical calculation and analysis of slip and deformation for concrete sandwich panel [J]. *Engineering Mechanics*, 2008, 25(1): 173-178, 185. (in Chinese)

(编辑 王秀玲)