

引用本文:陈 伟,刘 琨,叶继红,等. 新型轻钢复合墙体承重抗火试验及其墙柱热翼缘温升简化计算研究[J]. 建筑科学与工程学报,2022, 39(2):11-18.

CHEN Wei, LIU Kun, YE Ji-hong, et al. Study on Load-bearing Fire Resistance Test of New Light Steel Composite Wall and Simplified Calculation of Temperature Rise at Thermal Flange of Wall Column[J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2022, 39(2):11-18.

DOI:10.19815/j.jace.2021.07037

# 新型轻钢复合墙体承重抗火试验及其墙柱热翼缘温升简化计算研究

陈 伟<sup>1,2</sup>, 刘 琨<sup>1,2</sup>, 叶继红<sup>1,2</sup>, 姜 健<sup>1,2</sup>, 高 亮<sup>1</sup>, 刘 彬<sup>3</sup>

(1. 中国矿业大学 江苏省土木工程环境灾变与结构可靠性重点实验室, 江苏 徐州 221116;

2. 中国矿业大学 徐州市工程结构火安全重点实验室, 江苏 徐州 221116;

3. 浙江建筑职业技术学院 建筑工程学院, 浙江 杭州 311231)

**摘要:**提出以蒸压加气混凝土(ALC)板与玻特(CS)板作为覆板组合、以钢蒙皮和钢带作为墙板接缝保护措施的新型轻钢复合墙体构造,开展了 ALC 板-CS 板覆面的新型构造轻钢复合墙体足尺模型承重抗火试验。将轻钢复合墙体受火侧由不同覆板组合而成的防火构造简化为一层均质防护层,提出均质防护层的等效热物理参数(包括厚度、比热容、密度和导热系数)简化计算方法。根据能量守恒原理以及有限差分方法,提出 ALC 板-CS 板覆面轻钢复合墙体的墙柱热翼缘受火温升简化增量表达式。结果表明:ALC 板-CS 板覆面轻钢复合墙体在 0.27 荷载比率条件下发生高温承载力失效的耐火极限达到 197 min,表现出优异的耐火性能;提出的温升简化增量表达式预测结果与有限元模拟结果吻合良好,可以用于确定轻钢复合墙体的耐火极限。

**关键词:**轻钢复合墙体;耐火极限;温升增量表达式;均质防护层;等效热物理参数

中图分类号:TU392.5

文献标志码:A

文章编号:1673-2049(2022)02-0011-08

## Study on Load-bearing Fire Resistance Test of New Light Steel Composite Wall and Simplified Calculation of Temperature Rise at Thermal Flange of Wall Column

CHEN Wei<sup>1,2</sup>, LIU Kun<sup>1,2</sup>, YE Ji-hong<sup>1,2</sup>, JIANG Jian<sup>1,2</sup>, GAO Liang<sup>1</sup>, LIU Bin<sup>3</sup>

(1. Jiangsu Key Laboratory of Environmental Impact and Structural Safety in Engineering, China University of Mining and Technology, Xuzhou 221116, Jiangsu, China; 2. Xuzhou Key Laboratory for Fire Safety of Engineering Structures, China University of Mining and Technology, Xuzhou 221116, Jiangsu, China;

3. Department of Construction Engineering, Zhejiang College of Construction, Hangzhou 311231, Zhejiang, China)

**Abstract:** A new type of light steel composite wall structure was proposed, in which autoclaved aerated concrete (ALC) board and calcium-silicate (CS) board were used as sheathing board, and steel skin and steel strip were used as joint protection measures of wallboard. The full-scale model load bearing and fire resistance test of light steel composite wall with ALC board-CS board

收稿日期:2021-07-09

基金项目:江苏省自然科学基金项目(BK20201347);徐州市科技计划项目(KC20175)

作者简介:陈 伟(1985-),男,山东莱阳人,副教授,工学博士,E-mail:chenweiseu@163.com。

was carried out. The fireproof structure composed of different cladding boards on the fire side of light steel composite walls was simplified into a homogeneous protective layer, and a simplified calculation method of equivalent thermophysical parameters (including thickness, specific heat capacity, density and thermal conductivity) was proposed. According to the principle of energy conservation and the finite difference method, a simplified temperature rise increment expression of wall column hot flange of the ALC board-CS board sheathed light steel composite wall was proposed. The results show that the high fire resistance limit of the ALC board-CS board sheathed light steel composite wall with high temperature bearing capacity failure under the condition of 0.27 load ratio reaches 197 min, showing excellent fire resistance. The prediction results of simplified temperature rise increment expression agree well with the finite element simulation results, which can be used to determine the fire resistance limit of light steel composite wall.

**Key words:** light steel composite wall; fire resistance limit; temperature rise increment expression; homogeneous protective layer; equivalent thermophysical parameter

## 0 引言

轻钢复合墙体一般是以壁厚 1~2 mm 的 C 型冷成型钢龙骨通过自攻螺钉连接组成墙体骨架,而在骨架两侧通过自攻螺钉连接覆盖建筑板材及保温材料形成的墙体结构<sup>[1-3]</sup>。当前,石膏板和玻特板是该类复合墙体的常用板材,岩棉和玻璃棉则是常用的保温材料。轻钢复合墙体是低多层轻钢房屋建筑结构体系的主要承重以及抗侧部件,其耐火性能是设计该类结构体系的关键。

已有的轻钢复合墙体抗火试验研究表明:将保温层设置于墙体空腔内部会对该类承重复合墙体的耐火性能产生不利影响<sup>[4-6]</sup>;将保温层置于墙体空腔外侧有利于墙体耐火性能提升<sup>[7-8]</sup>。此外,常见同侧双层石膏板和玻特板覆板轻钢承重复合墙体的耐火极限一般在 40~90 min 区间<sup>[4-7,9-11]</sup>,远不能达到中国《建筑设计防火规范》规定的一级耐火等级的承重墙耐火极限(180 min)要求。因此,有必要发展一类具备高耐火极限的轻钢承重复合墙体构造形式。

中国现行《建筑钢结构防火技术规范》规定了钢构件耐火极限的 2 类设计方法,即承载力法和临界温度法。临界温度法的计算思路为:已知钢构件的荷载水平,通过规范查表,确定钢构件的受火失效临界温度,进而根据钢构件受火升温的简化表达式,确定钢构件达到相应临界温度的受火时间,即为该构件耐火极限。临界温度法计算简便,便于工程设计使用,钢构件受火升温简化表达式是临界温度法的应用关键。对此,《建筑钢结构防火技术规范》给出了受火均匀温度分布的钢构件升温简化表达式。然

而,已有研究表明,火灾环境下轻钢复合墙体的钢龙骨横截面存在明显的温度梯度<sup>[4-13]</sup>。因此,已有规范的钢构件升温简化表达式对于该类复合墙体并不适用。同时,已有的轻钢复合墙体受火瞬态传热简化模型<sup>[14-15]</sup>存在计算繁琐和工程设计使用不便的问题。

本文借鉴了蒸压加气混凝土(ALC)板优异的保温隔热性能<sup>[8]</sup>,开展以 ALC 板和玻特(CS)板作为覆面墙板的空腔无填充轻钢承重复合墙体抗火试验,并完善该类复合墙体的龙骨热翼缘受火升温简化计算方法,为轻钢复合墙体的耐火极限高效求解提供基础。

## 1 轻钢复合墙体足尺模型抗火试验

### 1.1 试件设计

本文设计制作了 1 片足尺(3 m×3 m)ALC 板-玻特板覆面轻钢承重复合墙体试件 S1,其横截面构造如图 1 所示。试件采用 G550(名义屈服强度为 550 MPa)C89 型(龙骨截面尺寸为 89 mm×40 mm×13 mm×1.0 mm)冷成型钢龙骨拼装组成墙体骨架(图 2);骨架两侧采用 50 mm 厚 ALC 板作为外保温及面层覆板,采用 12 mm 厚玻特板作为基层覆板。为了提高墙体的抗剪性能,克服基层墙板拼缝敞开对墙体抗火的不利影响<sup>[16]</sup>,在龙骨骨架的受火侧两层覆板之间添加 0.5 mm 厚钢蒙皮,在龙骨骨架背火侧基层玻特板拼缝处添加 0.5 mm 厚、100 mm 宽钢带。

### 1.2 试验设备与制度

本文试验设备采用中国矿业大学大型垂直试验

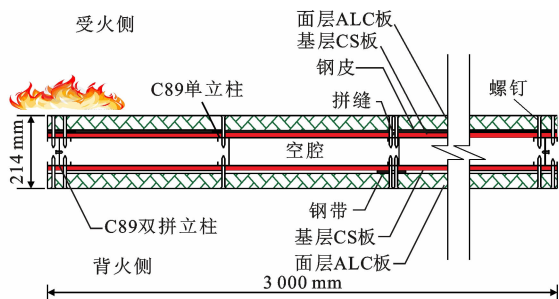


图 1 轻钢复合墙体试件横截面构造

Fig. 1 Cross Section Structure of Light Steel Composite Wall Specimen

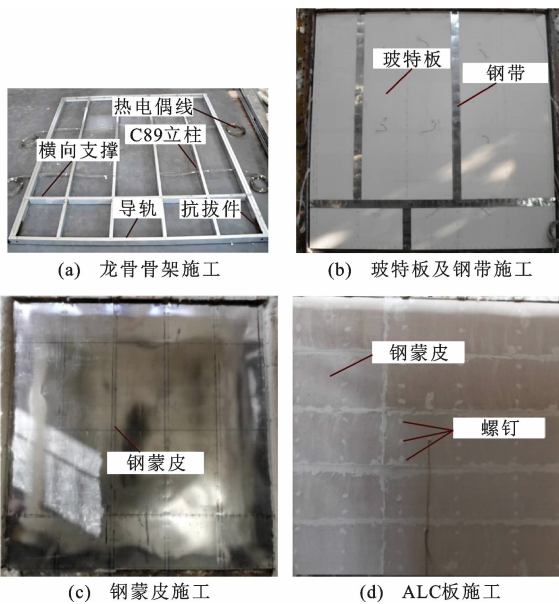


图 2 足尺试件典型施工过程

Fig. 2 Typical Construction Process of Full-scale Specimen

炉抗火试验系统(图 3)。试件 S1 采用承重抗火试验制度,竖向荷载为每柱 15 kN,对应荷载比率为 0.27<sup>[4]</sup>(试件竖向荷载与其室温竖向承载力的比值);试验试件单面受火,火灾环境为 ISO 834 标准火灾温升曲线。图 3 为试验准备就绪后状态,将模型加载至指定荷载,保持荷载不变且 15 min 后开启试验火炉,按规定火灾温升曲线升温,直至模型丧失隔热性、完整性或承载力,达到耐火极限后停止试验。试验过程中,沿试件高度及横截面布置拉线式位移计和热电偶,以监测模型在受火过程中的变形与温度发展。限于篇幅,详细试验制度见文献[4]。

### 1.3 试验结果

试验过程中,试件 S1 未丧失隔热性和完整性,表现为高温承载力失效,相应耐火极限为 197 min。试验结束后观察发现,受火侧面层 ALC 板竖向及水平向拼缝出现不同程度敞开(图 4),钢蒙皮表面

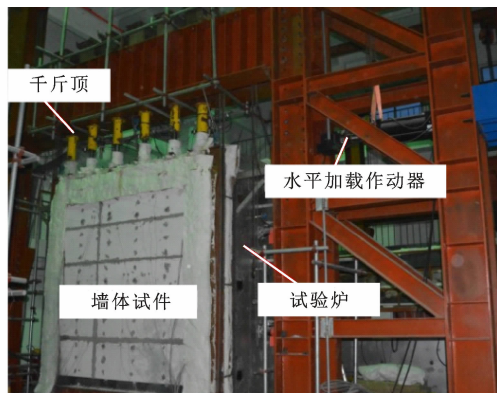


图 3 墙体试件承重抗火试验系统

Fig. 3 Load-bearing Fire Resistance Test System of Wall Specimen

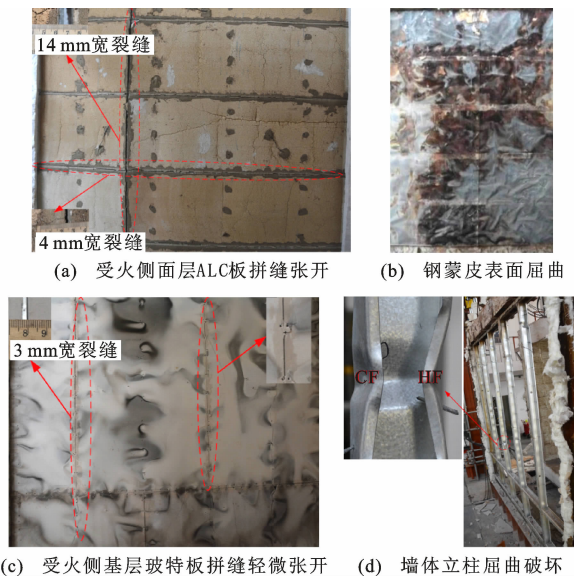


图 4 试件 S1 受火后试验现象

Fig. 4 Post-fire Test Phenomenon of Specimen S1

存在明显的局部屈曲,受火侧面层 ALC 板整体较完整,试件背火面覆板基本保持原样。此外,试件 S1 的立柱腹板沿立柱长度方向存在明显的局部屈曲半波,并在距龙骨立柱底部 1.0~1.3 m 高度范围内出现全截面局部压屈破坏。

图 5 给出试件破坏位置附近的横截面温升及变形曲线。其中,ISO 834 代表 ISO 834 标准温升曲线;FT 代表炉内平均温度;FS 代表模型受火侧平均温度;HF 和 CF 分别代表龙骨立柱热、冷翼缘平均温度;B1-B2 和 B3-B4 代表两层墙板之间的接触面温度;B2-Cav 和 Cav-B3 代表空腔表面温度;Amb 代表模型背火侧平均温度。图 5(a)中,FT 与 ISO 834 标准升温曲线较接近,表明试验炉可以提供理想的火灾环境。图 5(b)给出了试件中部高度处平面外变形曲线,其中正值代表试件发生向炉内的平

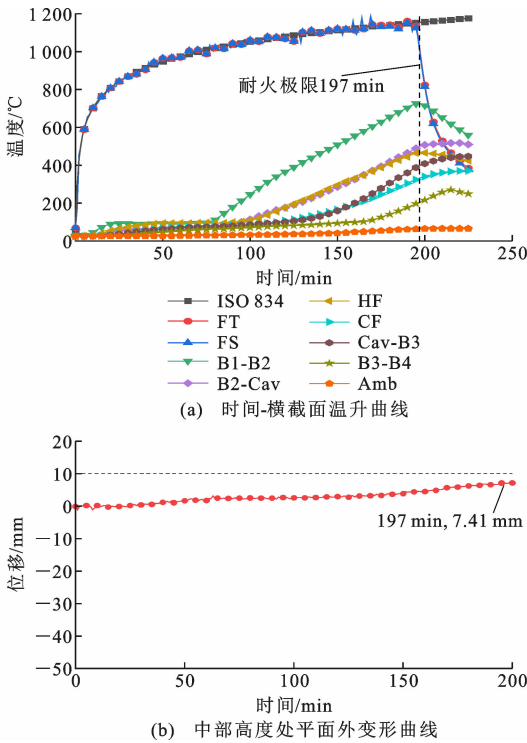


图5 试件 S1 的温升及变形曲线

Fig. 5 Temperature Rise and Deformation Curves of Specimen S1

面外变形。试验过程中,试件平面外变形不明显,说明试件具有良好的受火平面外刚度,因此竖向荷载作用下试件向炉内平面外变形所产生的立柱荷载-位移效应不明显。此外,抗火试验后期,立柱热翼缘温度明显高于其相邻位置冷翼缘,说明试件立柱全截面局部压屈破坏仍是始于其热翼缘局部屈曲。受火 197 min 时,试件丧失高温承载力,对应立柱的热翼缘临界温度为 464 °C。

## 2 复合墙体龙骨热翼缘受火温升简化增量表达式

本文试验以及已有试验研究表明<sup>[4-7,9-11]</sup>,轻钢复合墙体的高温承载力丧失一般始于龙骨立柱热翼缘局部屈曲。本节基于有限差分方法,推导 ALC 板-玻特板覆面轻钢复合墙体的钢龙骨热翼缘受火温升简化增量表达式。

### 2.1 受火传热模型描述

将轻钢复合墙体的受火传热问题等效为一维有限差分传热模型(图 6),且服从如下基本假定:

(1)将墙体受火侧由不同墙板组成的防火构造措施简化为一层均质防护层,且均质防护层的等效厚度、密度及比热容取为常量。

(2)不考虑墙体沿高度方向上的温度梯度。

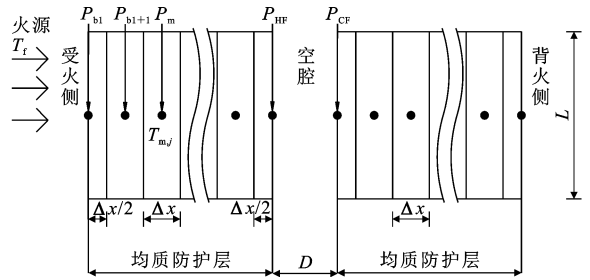


图6 轻钢复合墙体单侧受火一维有限差分传热模型

Fig. 6 One Dimensional Finite Difference Heat Transfer Model of Light Steel Composite Wall in Unilateral Fire

(3)忽略龙骨立柱在墙体传热过程中的作用,并偏于保守地假定 HF 和 CF 分别与其直接接触的防护层温度一致。

上述 3 项基本假定中,假定 1 借鉴了《建筑钢结构防火技术规范》中钢结构防火保护材料等效热阻常量的概念;假定 2 为建筑结构抗火(小室火)研究的常规假定,一般而言,当建筑室内发生轰燃后,室内空间将处于全面而猛烈燃烧状态,其室内温度一般可近似均匀分布;假定 3 经前期轻钢复合墙体抗火试验及数值模拟研究证实<sup>[9]</sup>。

沿均质防护层厚度方向按  $\Delta x$  划分单元(图 6),每个单元的温度与相应节点温度一致,其中,  $P_m$  为均质防护层内部节点,  $P_{b1}$  为受火侧均质防护层与火源接触的边界节点,  $P_{b1+1}$  为  $P_{b1}$  节点后下一节点,  $P_{HF}$  为受火侧均质防护层与空腔接触的边界节点,即龙骨热翼缘的节点,  $P_{CF}$  为龙骨冷翼缘节点,边界节点的单元宽度均为  $\Delta x/2$ ,  $T_f$  为火源温度,  $L$  为墙体宽度,  $D$  为空腔深度。

### 2.2 龙骨热翼缘温升增量公式推导

基于能量守恒原理,图 6 传热模型的墙体受火侧边界单元  $P_{b1}$  的热平衡方程为

$$\frac{\rho_E c_E}{\Delta t} \Delta T_{b1} \frac{\Delta x}{2} = \sigma_r \epsilon_r (T_{f,j}^4 - T_{b1,j}^4) + h_{f,j} (T_{f,j} - T_{b1,j}) - \frac{k_E (T_{b1,j} - T_{b1+1,j})}{\Delta x} \quad (1)$$

墙体内部单元  $P_m$  热平衡方程为

$$\frac{\rho_E c_E}{\Delta t} \Delta T_m \Delta x = \frac{k_E (T_{m-1,j} - T_{m,j})}{\Delta x} - \frac{k_E (T_{m,j} - T_{m+1,j})}{\Delta x} \quad (2)$$

墙板空腔边界单元  $P_{HF}$  热平衡方程为

$$\frac{\rho_E c_E}{\Delta t} \Delta T_{HF} \frac{\Delta x}{2} = \frac{k_E (T_{HF-1,j} - T_{HF,j})}{\Delta x} + \sigma_r \epsilon_r (T_{HF,j}^4 - T_{CF,j}^4) - h_{cav,j} (T_{HF,j} - T_{CF,j}) \quad (3)$$

式中:  $\Delta t$  为传热模型的时间步长增量;  $k_E$  为均质防护层等效导热系数;  $\rho_E$  为均质防护层等效密度;  $c_E$

为均质防护层等效比热容;  $d_E$  为均质防护层的等效厚度;  $\epsilon_r$  为固体表面辐射率;  $\sigma_r$  为 Stefan-Boltzmann 常量, 取  $5.67 \times 10^{-8} \text{ W} \cdot (\text{m}^2 \cdot \text{K}^{-4})^{-1}$ ;  $h_{f,j}$  为  $j$  时刻模型受火侧对流换热系数;  $h_{cav,j}$  为  $j$  时刻模型空腔表面对流换热系数;  $T_{f,j}$  为火源在  $j$  时刻的温度;  $\Delta T_{bl}$ 、 $\Delta T_m$ 、 $\Delta T_{HF}$  分别为节点  $P_{bl}$ 、 $P_m$ 、 $P_{HF}$  的温度增量;  $T_{bl,j}$ 、 $T_{bl+1,j}$ 、 $T_{HF,j}$ 、 $T_{CF,j}$  分别为节点  $P_{bl}$ 、 $P_{bl+1}$ 、 $P_{HF}$ 、 $P_{CF}$  在  $j$  时刻的温度;  $T_{m,j}$  为节点  $P_m$  在  $j$  时刻的温度。

将式(1)、(2)、(3)叠加, 可得式(4)。借鉴《建筑钢结构防火技术规范》, 对均质防护层热量增量和火源输入热量进行简化, 并将空腔热量增量表示为  $\Delta Q_{cav}$ , 式(4)改写为式(5), 其中  $\varphi$  为  $\Delta Q_{cav}$  的修正系数, 取 0.1, 时间步长  $\Delta t$  不超过 0.5 s。

$$\begin{aligned} \frac{\rho_E c_E}{\Delta t} (\Delta T_{bl} \frac{\Delta x}{2} + \sum \Delta T_m \Delta x + \Delta T_{HF} \frac{\Delta x}{2}) = \\ \sigma_r \epsilon_r (T_{f,j}^4 - T_{bl,j}^4) + h_{f,j} (T_{f,j} - T_{bl,j}) - \\ [\sigma_r \epsilon_r (T_{HF,j}^4 - T_{CF,j}^4) + h_{cav,j} (T_{HF,j} - T_{CF,j})] \quad (4) \\ \Delta T_{HF} = \frac{2\Delta t}{\rho_E c_E d_E} \left[ \frac{k_E}{d_E} (T_{f,j} - T_{HF,j}) - \varphi \Delta Q_{cav} \right] - \Delta T_f \quad (5) \end{aligned}$$

根据 ISO 834 标准温升曲线, 当受火时间  $t$  超过 120 s 且  $\Delta t$  取 0.5 s 时,  $\Delta T_f$  小于  $1^\circ\text{C}$ 。此时,  $\Delta T_f$  的影响可忽略不计。因此, 式(5)简化为式(6)。

$$\Delta T_{HF} = \frac{2\Delta t}{\rho_E c_E d_E} \left[ \frac{k_E}{d_E} (T_{f,j} - T_{HF,j}) - \varphi \Delta Q_{cav} \right] \quad (6)$$

### 2.3 墙体空腔热量增量简化求解

式(7)为墙体模型空腔表面对流换热系数的经验公式<sup>[14]</sup>。结合式(4)和式(7)可知, 当获取不同类型覆板构造的轻钢复合墙体  $T_{HF}$  与  $T_{CF}$  的温差曲线后,  $\Delta Q_{cav}$  可由  $T_{HF}$  惟一表示。鉴于此, 针对 ALC 板-玻特板覆面轻钢承重复合墙体, 采用 COMSOL 软件计算其  $T_{HF}$  与  $T_{CF}$  的受火平均温差曲线。

$$h_{cav,j} = 2.32 (T_{HF,j} - T_{CF,j})^{0.33} (L/D)^{-0.11} \quad (7)$$

以试件 S1 为例, 建立其受火传热有限元模型 (图 7)。数值模型的覆面板材均采用四边形单元, 网格尺寸定义为  $1 \text{ mm} \times 5 \text{ mm}$ ; 轻钢龙骨与空腔采用三角形单元, 网格尺寸定义为  $0.5 \text{ mm} \times 0.5 \text{ mm} \sim 5 \text{ mm} \times 5 \text{ mm}$ 。ALC 板和玻特板的高温热物理参数试验结果如图 8 所示<sup>[17]</sup>, 轻钢龙骨的热物理参数取自欧洲规范建议值<sup>[18]</sup>。模型初始温度取  $30^\circ\text{C}$ , 考虑与外界环境的对流及热辐射作用。模型受火侧 ALC 板外表面温度定义为 ISO 834 标准升温曲线, ALC 板受火侧与火灾环境的对流换热系数取 25

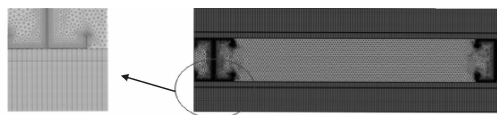


图 7 试件 S1 的 COMSOL 有限元传热模型

Fig. 7 Finite Element Heat Transfer Model of Specimen S1 Based on COMSOL

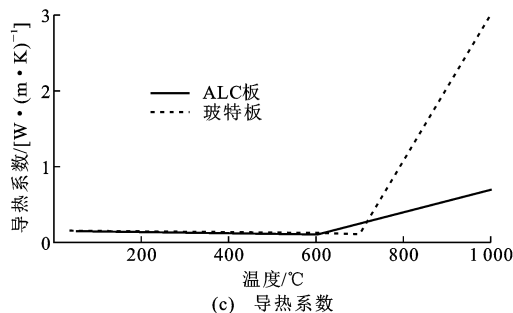
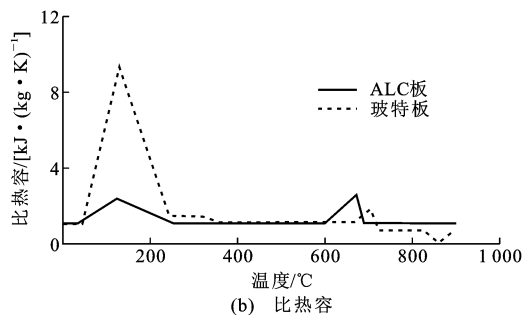
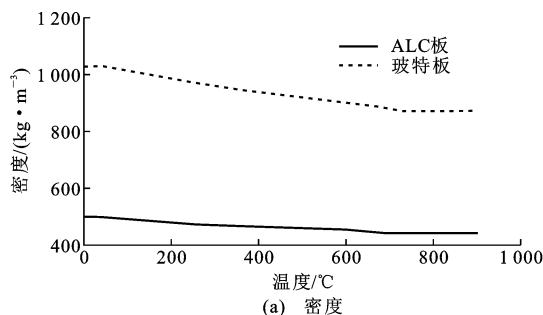


图 8 玻特板和 ALC 板的高温热物理参数试验结果

Fig. 8 Test Results of High-temperature Thermal Physical Parameters of CS Boards and ALC Boards

$\text{W} \cdot (\text{m}^2 \cdot \text{K})^{-1}$ , ALC 板背火侧对流换热系数取  $10 \text{ W} \cdot (\text{m}^2 \cdot \text{K})^{-1}$ , 模型表面辐射率取 0.8。图 9 为试件 S1 的受火传热数值模拟结果与试验结果对比, 可见数值模型能够合理模拟 ALC 板-玻特板覆面轻钢龙骨复合墙体受火传热过程。

针对 ALC 板-玻特板覆面轻钢复合墙体, 其覆板类型与厚度将直接决定复合墙体的受火传热速度。ALC 板常用厚度为 37 mm 和 50 mm, 玻特板常用厚度为 10~20 mm。选取 10 种 ALC 板与玻特板的厚度组合, 进行相应复合墙体模型的受火传热模拟, 得到龙骨立柱热翼缘与冷翼缘的温差



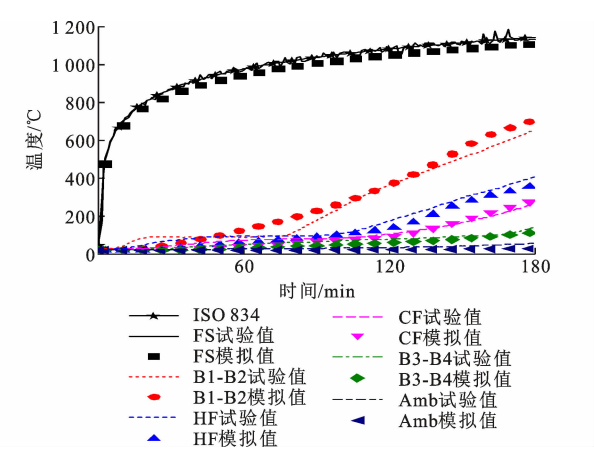


图 9 ALC 板-玻特板覆面轻钢复合墙体试验与模拟  
升温曲线对比

Fig. 9 Comparison of Temperature Rise Curves Between  
Test and Simulation of ALC Board-CS Board Sheathed  
Light Steel Composite Wall

$\Delta T_{\text{HF-CF}}$  随热翼缘的温度变化曲线,如图 10 所示。以图 10 中 A37-C10-CFSW 模型为例,其编号代表复合墙体的面层采用 37 mm 厚 ALC 板,基层采用 10 mm 厚玻特板组合构成。图 10 中不同覆板厚度构造的复合墙体  $\Delta T_{\text{HF-CF}}$  曲线之间的差值一般不超过 50 °C。

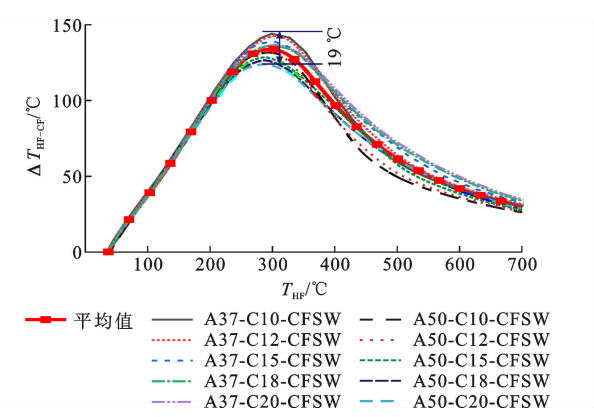


图 10 不同厚度组合 ALC 板-玻特板覆面轻钢复合墙体的  
热翼缘与冷翼缘温差曲线

Fig. 10 Temperature Difference Curves Between Hot and  
Cold Flanges of ALC Board-CS Board Sheathed Light  
Steel Composite Wall with Different Thickness  
Combinations

根据图 10 中  $T_{\text{HF}}$  与  $T_{\text{CF}}$  平均温差曲线,可得 ISO 834 火灾环境下复合墙体的  $Q_{\text{crv}}$  与  $T_{\text{HF}}$  关系曲线,其简化表达见式(8),系数  $a$ 、 $b$  取值列于表 1。因此,ISO 834 火灾下 ALC 板-玻特板覆面轻钢复合墙体的龙骨热翼缘温升增量如式(9)所示。

$$\Delta Q_{\text{crv}} = a + bT_{\text{HF}} \quad (8)$$

表 1 $a$ 和 $b$ 取值					
Table 1 Values of $a$ and $b$					
墙体类型	$d_{\text{ALC}}/\text{mm}$	$d_{\text{CS}}/\text{mm}$	$T_{\text{HF}}/^{\circ}\text{C}$	$a$	$b$
ALC 板-玻 特板覆面轻 钢复合墙体	[37, 50]	[10, 20]	[20, 400)	-263.20	13.16
			[400, 700]	5 000.00	0.00

注: $d_{\text{ALC}}$ 为 ALC 板厚度; $d_{\text{CS}}$ 为 CS 板厚度。

$$\Delta T_{\text{HF}} = \frac{2\Delta t}{\rho_{\text{E}}c_{\text{E}}d_{\text{E}}} \left[ \frac{k_{\text{E}}}{d_{\text{E}}} (T_{\text{f},j} - T_{\text{HF},j}) - \varphi(a + bT_{\text{HF},j}) \right] \quad (9)$$

2.4 防护层等效热工参数

为了便于计算,将由 ALC 板和玻特板组成的简化均质防护层的厚度、密度和比热容加权等效为常量,相应取值见式(10)~(12),其中  $\rho_{\text{ALC}}$  和  $\rho_{\text{CS}}$  分别为 ALC 板和玻特板的室温密度,取 500、1 030  $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$ ;  $C_{\text{ALC}}$  和  $C_{\text{CS}}$  分别为 ALC 板和玻特板的室温比热容,取 1 100、1 000  $\text{J} \cdot (\text{kg} \cdot \text{K})^{-1}$ 。

$$d_{\text{E}} = d_{\text{ALC}} + d_{\text{CS}} \quad (10)$$

$$\rho_{\text{E}} = \frac{\rho_{\text{ALC}}d_{\text{ALC}} + \rho_{\text{CS}}d_{\text{CS}}}{d_{\text{ALC}} + d_{\text{CS}}} \quad (11)$$

$$c_{\text{E}} = \frac{C_{\text{ALC}}\rho_{\text{ALC}}d_{\text{ALC}} + C_{\text{CS}}\rho_{\text{CS}}d_{\text{CS}}}{\rho_{\text{ALC}}d_{\text{ALC}} + \rho_{\text{CS}}d_{\text{CS}}} \quad (12)$$

以简化均质防护层的  $d_{\text{E}}$ 、 $\rho_{\text{E}}$  和  $c_{\text{E}}$  为基本参数,将龙骨热翼缘温度达到 300~700 °C 作为主控温度区间,即轻钢复合墙体的钢龙骨受火失效温度区间<sup>[4-11]</sup>。根据主控区间的龙骨热翼缘温升增量公式[式(9)]计算结果与抗火试验或传热模拟结果一致的原则,反向推导防护层的等效导热系数。

式(13)为 ALC 板-玻特板覆面轻钢复合墙体的简化均质防护层等效导热系数表达式,其中系数  $a$ 、 $b$ 、 $c$  取值见表 2。图 11 给出 ISO 834 火灾环境下不同厚度组合的 ALC 板-玻特板覆面轻钢复合墙体的龙骨热翼缘温升预测结果与有限元模拟结果。可以看出,在钢构件 300~700 °C 的温度区间,所提出的龙骨热翼缘温升增量表达式[式(9)~式(13)]预测结果与数值模拟结果吻合良好,其突出优点在于计算过程大幅度简化,便于工程设计使用。

$$k_{\text{E}} = a + bd_{\text{ALC}} + cd_{\text{CS}} \quad (13)$$

表 2 等效导热系数参数取值

Table 2 Values of Equivalent Thermal  
Conductivity Parameter

$d_{\text{ALC}}/\text{mm}$	$d_{\text{CS}}/\text{mm}$	$T_{\text{HF}}/^{\circ}\text{C}$	$a$	$b$	$c$
[37, 50]	[10, 20]	[20, 300)	$3.32 \times 10^{-2}$	$6.15 \times 10^{-4}$	0
		[300, 700]	$5.31 \times 10^{-2}$	$1.54 \times 10^{-3}$	0

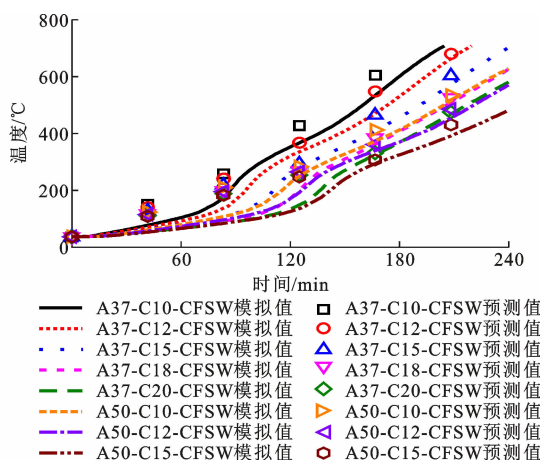


图 11 ISO 834 火灾下 ALC 板-波特板覆面轻钢复合墙体  $T_{HF}$  预测值与有限元模拟值对比

Fig. 11 Comparison of  $T_{HF}$  Between Prediction and Simulation Results of ALC Board-CS Board Sheathed Light Steel Composite Wall Under ISO 834 Fire

## 2.5 基于临界温度方法的轻钢复合墙体耐火极限算例求解

如前所述,本文提出的复合墙体钢龙骨热翼缘受火温升简化增量表达式的主要用途是结合临界温度方法确定该类承重复合墙体的耐火极限。对此,学者基于热-力耦合数值模拟结果,给出了双层石膏板覆面轻钢承重复合墙体达到高温承载力耐火极限时荷载比率-龙骨立柱热翼缘临界温度的关系曲线<sup>[19]</sup>。针对本文涉及的 ALC 板-波特板覆面轻钢承重复合墙体,尚需开展大量的热-力耦合数值模拟工作,方可给出相应的临界温度关系曲线。鉴于此,本节仍以试件 S1 为典型算例,简叙基于龙骨热翼缘临界温度的复合墙体耐火极限求解过程。

(1)根据第 1.3 节确定试件 S1 在 0.27 荷载比率下达到高温承载力耐火极限时所对应的龙骨热翼缘临界温度为 464 °C。

(2)利用式(10)~(13)以及表 2 确定试件 S1 中 ALC 板与波特板组成的简化均质防护层的等效热工参数为

$$k_E \approx \begin{cases} 0.064 \text{ W} \cdot (\text{m} \cdot \text{K})^{-1} & T_{HF} \in [20 \text{ } ^\circ\text{C}, 300 \text{ } ^\circ\text{C}) \\ 0.13 \text{ W} \cdot (\text{m} \cdot \text{K})^{-1} & T_{HF} \in [300 \text{ } ^\circ\text{C}, 700 \text{ } ^\circ\text{C}] \end{cases}$$

$$d_E = 0.062 \text{ m}$$

$$\rho_E = 602.58 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$$

$$c_E = 1\,066.91 \text{ J} \cdot (\text{kg} \cdot \text{K})^{-1}$$

(3)设定试件 S1 的初始温度为 30 °C,将式(14)~(17)代入式(9)得到其龙骨热翼缘温度达到 464 °C 的对应时间为 200 min。因此,试件 S1 的耐

火极限预测值为 200 min,与试验结果(197 min)吻合良好。

## 3 结 语

(1)ALC 板-波特板覆面轻钢复合墙体在 0.27 荷载比率下耐火极限达到 197 min,表现出优异的耐火性能。

(2)ALC 板-波特板覆面轻钢复合墙体在 0.27 荷载比率下发生高温承载力破坏,且破坏始自龙骨热翼缘局部屈曲。

(3)提出了 ALC 板-波特板覆面轻钢复合墙体的龙骨热翼缘受火温升简化增量表达式,与有限元模拟结果吻合良好,且便于工程设计应用。该简化增量表达式可拓展至其他覆板构造的轻钢复合墙体受火温升计算,并可与临界温度方法相结合,用于轻钢复合墙体的耐火极限高效求解。

## 参考文献:

## References:

- [1] YU W W, LABOUBE R A. Cold-formed Steel Design [M]. 4th ed. Hoboken: John Wiley & Sons, Inc., 2010.
- [2] 叶继红,陈 伟,许 阳. 冷弯薄壁型钢复合墙体受剪性能数值模拟及简化力学模型研究[J]. 建筑结构学报, 2018, 39(11): 94-103.  
YE Ji-hong, CHEN Wei, XU Yang. Numerical Simulation and Simplified Mechanical Model on Shear Behavior of Enhanced Cold-formed Steel Composite Wall [J]. Journal of Building Structures, 2018, 39(11): 94-103.
- [3] 陈 伟,叶继红,许 阳. 夹芯墙板覆面冷弯薄壁型钢承重复合墙体受剪试验[J]. 建筑结构学报, 2017, 38(7): 85-92.  
CHEN Wei, YE Ji-hong, XU Yang. Shear Experiments of Load-bearing Cold-formed Thin-walled Steel Wall System Lined with Sandwich Panels[J]. Journal of Building Structures, 2017, 38(7): 85-92.
- [4] CHEN W, YE J H, ZHAO Q Y, et al. Full-scale Experiments of Gypsum-sheathed Cavity-insulated Cold-formed Steel Walls Under Different Fire Conditions [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2020, 164: 105809.
- [5] KESAWAN S, MAHENDRAN M. A Review of Parameters Influencing the Fire Performance of Light Gauge Steel Frame Walls[J]. Fire Technology, 2018, 54(1): 3-35.
- [6] KODUR V K R, SULTAN M A. Factors Influencing

- Fire Resistance of Load-bearing Steel Stud Walls[J]. Fire Technology, 2006, 42(1): 5-26.
- [7] 叶继红, 陈伟, 尹亮. C 形冷弯薄壁型钢承重组合墙体足尺耐火试验研究[J]. 土木工程学报, 2013, 46(8): 1-10.
- YE Ji-hong, CHEN Wei, YIN Liang. Full-scale Fire Resistance Tests on Load-bearing C-shape Cold-formed Steel Wall Systems[J]. China Civil Engineering Journal, 2013, 46(8): 1-10.
- [8] CHEN W, JIANG J, YE J H, et al. Thermal Behavior of External-insulated Cold-formed Steel Non-load-bearing Walls Exposed to Different Fire Conditions [J]. Structures, 2020, 25: 631-645.
- [9] CHEN W, YE J H, ZHAO Q Y, et al. Mid-scale and Full-scale Experiments of Cavity-insulated Gypsum and Calcium-silicate Sheathed CFS Walls Under Different Fire Exposures [J]. Thin-walled Structures, 2020, 155: 106928.
- [10] CHEN W, YE J H, BAI Y, et al. Full-scale Fire Experiments on Load-bearing Cold-formed Steel Walls Lined with Different Panels[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2012, 79: 242-254.
- [11] DIAS Y, MAHENDRAN M, POOLOGANATHAN K. Full-scale Fire Resistance Tests of Steel and Plasterboard Sheathed Web-stiffened Stud Walls [J]. Thin-walled Structures, 2019, 137: 81-93.
- [12] CHEN W, YE J H, BAI Y, et al. Improved Fire Resistant Performance of Load Bearing Cold-formed Steel Interior and Exterior Wall Systems[J]. Thin-walled Structures, 2013, 73: 145-157.
- [13] CHEN W, YE J H, BAI Y, et al. Full-scale Fire Experiments on Load-bearing Cold-formed Steel Walls Lined with Different Panels[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2012, 79: 242-254.
- [14] 叶继红, 陈伟, 彭贝, 等. 冷弯薄壁 C 型钢承重组合墙耐火性能简化理论模型研究[J]. 建筑结构学报, 2015, 36(8): 123-132.
- YE Ji-hong, CHEN Wei, PENG Bei, et al. Simplified Theoretical Model on Fire Performance of Load Bearing Cold-formed Steel Wall Systems [J]. Journal of Building Structures, 2015, 36(8): 123-132.
- [15] SULTAN M A. A Model for Predicting Heat Transfer Through Noninsulated Unloaded Steel-stud Gypsum Board Wall Assemblies Exposed to Fire[J]. Fire Technology, 1996, 32(3): 239-259.
- [16] CHEN W, YE J H, TONG Y K, et al. Influence of Board Joint Configurations on the Fire Performance of CFS Walls [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2021, 179: 106553.
- [17] 冯禹. 轻钢组合构件常用建材的高温热物理试验方法研究[D]. 徐州: 中国矿业大学, 2021.
- FENG Yu. Research on High-temperature Thermophysical Test Methods of Common Building Materials for Cold-formed Composite Components[D]. Xuzhou: China University of Mining and Technology, 2021.
- [18] Eurocode 3: Design of Steel Structures. Part 1. 2: General Rules-structural Fire Design; EN 1993-1-2 [S]. Brussels: ECS, 2005.
- [19] ARIYANAYAGAM A D, MAHENDRAN M. Fire Design Rules for Load Bearing Cold-formed Steel Frame Walls Exposed to Realistic Design Fire Curves [J]. Fire Safety Journal, 2015, 77: 1-20.