



DOI: 10.11835/j.issn.2096-6717.2021.031

开放科学(资源服务)标识码(OSID):

火灾条件下冷弯薄壁型钢楼板体系的耐火性能

杨成^{1a,1b}, 罗浪^{1b}, 宋谦益²

(1. 西南交通大学 a. 陆地交通地质灾害防治技术国家工程实验室; b. 土木工程学院, 成都 610031;
2. 中国建筑西南设计研究院有限公司, 成都 610041)

摘要:冷弯薄壁型钢楼板的耐火性能是决定其作为装配式结构能否推广的重要因素,目前可供借鉴的足尺火灾试验数量有限,且大部分数值模拟局限于用二维传热模型开展温度场分析,或基于简化的线性温度分布开展三维模型的热-力耦合分析。冷弯薄壁型钢楼板构造复杂,利用二维传热模型以及简化线性温度分布假定开展的热-力耦合分析,由于未考虑三维结构在受火时真实的非线性传热机制,其所反映的结构抗火性能与真实情况可能存在显著差异。为更准确地描述这类结构的耐火性能,针对由冷弯薄壁型钢骨架、结构胶合板和石膏板、岩棉等材料组成的楼板体系建立三维传热模型,按照 ISO-834 标准升温环境模拟火灾情境,进行非线性传热过程和热-力耦合分析,描述三维非线性传热机制和具有热-力耦合特征的结构行为;提出更为准确的接触行为建模方法,以反映自攻螺钉、板材、轻钢构件之间接触传力关系和变形协调特征。在与两组足尺楼板体系火灾试验数据对比的基础上,给出由数值模拟得到的结构行为机理解释。研究表明:提出的三维传热和三维热-力耦合分析数值模型能准确反映火灾条件下结构的力学行为,模拟的结构非线性温度分布特征、托梁的变形演化机制以及最终破坏形态与试验结果吻合较好。

关键词:冷弯薄壁型钢;楼板体系;耐火性能;火灾情境;传热过程;力学行为

中图分类号:TU392.1 **文献标志码:**A **文章编号:**2096-6717(2021)05-0081-13

Fire resistance of cold-formed light gauge steel frame floor systems under fire conditions

YANG Cheng^{1a,1b}, LUO Lang^{1b}, SONG Qianyi²

(1a. National Engineering Laboratory for Technology Geological Disaster Prevention in Land Transportation;
1b. School of Civil Engineering, Southwest Jiaotong University, Chengdu 610031, P. R. China;
2. China Southwest Architectural Design and Research Institute Co., LTD, Chengdu 610041, P. R. China)

Abstract: Cold-formed light gauge steel framing (LSF) structure is a new type of fabricated steel structure. Fire resisting performance of LSF structure is the key factor that determines whether it can be promoted as

收稿日期:2020-11-10

基金项目:国家自然科学基金(51778537, 51878578);国家重点研发计划(2016YFC0802205, 2019YFD1101001);四川省科技计划(2019YFS0064)

作者简介:杨成(1977-),男,副教授,博士,主要从事地震工程研究, E-mail: yangcheng@swjtu.edu.cn。
宋谦益(通信作者),男,高级工程师,博士, E-mail: soujy.qy@gmail.com。

Received:2020-11-10

Foundation items:National Natural Science Foundation of China (No. 51778537, 51878578); National Key Research and Development Program of China (No. 2016YFC0802205, 2019YFD1101001); Science and Technology Program of Sichuan Province (No. 2019YFS0064)

Author brief: YANG Cheng (1977-), associate professor, PhD, main research interest: disaster prevention and mitigation and protection engineering, E-mail: yangcheng@swjtu.edu.cn.
SONG Qianyi (corresponding author), senior engineer, PhD, E-mail: soujy.qy@gmail.com.

a fabricated structure. However, for the LSF floor as one of the main load-bearing systems in LSF structures, the number of full-scale fire tests available for reference is limited. Most numerical simulations of LSF floors are limited to using two-dimensional heat transfer models to conduct temperature field analysis, or to conduct thermal-mechanical coupling analysis of three-dimensional models based on simplified linear temperature distributions. The difference between the analysis results of two-dimension and three-dimension structural members could accumulate and evolve into the essential discrepancy during force transfer when the structural scale is large and the system is complex. In order to describe the fire resistance of this type of structure more accurately, a three-dimensional heat transfer model has been established for the floor system composed of cold-formed thin-walled steel framework, structural plywood, gypsum board, rock wool and other materials. According to the ISO-834 standard, the heating environment is used to simulate the fire situation, the nonlinear heat transfer process and the thermal-mechanical coupling analysis have been performed, and the three-dimensional nonlinear heat transfer mechanism and the structural behavior with thermal-mechanical coupling characteristics have been described. In addition, a more accurate modeling method of contact behavior has been proposed to reflect the contact force relationship and deformation coordination characteristics among self-tapping screws, structural plates, and light steel members. Based on the comparison with two sets of fire testing data for the full-scale floor systems, the explanation of the structure behavior mechanism obtained by numerical simulation has been given. In general, this model based on three-dimensional heat conduction and thermal-mechanical coupling can effectively describe the LSF spatial mechanical behavior under fire conditions. The results show that the proposed three-dimensional heat transfer and three-dimensional thermal-mechanical coupling analysis numerical model can be utilized to predict the fire resistance of LSF floor systems and evaluate the effective factors on structural high-temperature behaviors via parametric analysis. The simulated non-linear temperature distribution characteristics of the structure, the deformation evolution mechanism of the joists and the final failure form are in good agreement with the test results.

Keywords: cold-formed light gauge steel; floor systems; fire resistance; fire conditions; heat transfer process; mechanical behavior

冷弯薄壁型钢结构作为一种装配式钢结构,主要通过自攻螺钉将冷弯薄壁型钢骨架连接成框架,并在框架一侧或两侧覆以结构板材形成墙体、楼板等受力构件。并在结构构件基体外再覆以石膏板、玻纤板等具备防火、隔声、装饰等性能的建筑板材,以满足建筑结构的性能需求。钢结构在高温下的强度和刚度衰退非常显著^[1-2],冷弯薄壁型钢楼板作为该结构体系中重要的承重结构构件,其耐火性能得到日益关注^[3-5]。

其他国家开展冷弯薄壁型钢结构火灾试验研究^[6-8]已积累了一定的经验和数据,而中国的试验研究^[9-11]相对有限。相比火灾试验耗资大、耗时长,数值分析提供了更便捷的方式以了解其在火灾下的温度分布^[12-15]和结构性能^[16]。Keerthan 等^[17]利用 SAFIR 进行了冷弯薄壁型钢墙体的二维瞬态传热模拟。Feng 等^[12]利用 ABAQUS 对冷弯薄壁型钢墙体截面建立了二维传热模型。Baleshan 等^[18]和 Jatheeshan 等^[19]使用简化的线性温度分布对火灾下冷弯薄壁型钢托梁的结构行为进行了模拟。

近年来,冷弯薄壁型钢楼板的耐火性能数值模拟主要存在以下局限性:1)基于结构体系截面建立的二维传热模型仅能考虑单个截面的温度分布和升温规律。但三维空间中冷弯薄壁型钢楼板体系的板材组合情况、托梁腹板开孔、空腔和托梁截面形状的改变以及结构部分受火时的情况,均会导致结构体系温度发展不均匀,因此,二维模型适用性非常有限,需采用三维模型进行传热模拟^[20]。同时,二维传热模型的计算结果无法作为空间温度场数据用于火灾下结构热-力耦合的研究。2)一些三维热-力耦合分析模型使用的温度场数据采用简化的线性温度分布假定^[18],但无法考虑楼板体系由于复杂构造等因素导致的非线性温度分布及其影响。3)既有的三维热-力耦合模型往往是一个独立的钢托梁构件^[19],该模型考虑的楼面板材、钢托梁的约束情况以及荷载施加方式对钢托梁性能造成的影响过于简化。因此,有必要提出一种能够更充分考虑冷弯薄壁型钢楼板结构体系耦合热-力行为的模拟方法:首先建立三维传热模型,计算并得出结构的非线性温

度分布和升温规律,继而分析热-力耦合效应下冷弯薄壁型钢结构体系的结构性能。

参考既有试验的参数信息,笔者基于非线性有限元平台 ABAQUS 建立了冷弯薄壁型钢楼板的三维传热模型;根据既有研究经验和试算对比,选取材料的热工和力学性能参数,计算分析楼板在 ISO-834 标准火灾条件^[21]下的传热行为,并利用两组火灾试验结果^[8]对传热分析结果进行验证;基于验证的传热分析结果,建立三维热-力耦合模型,对楼板体系在火灾下的结构行为开展模拟分析,进一步验证耐火极限试验结果^[8]。

1 三维传热模型

1.1 模型的建立

以 Baleshan 等^[8]的试件为分析对象,利用有限元分析平台 ABAQUS 建立两个 2 400 mm × 2 100 mm(长×宽)的冷弯薄壁型钢楼板模型,包括 4 根钢托梁和两根导轨组成的钢骨架以及受火侧、背火侧板材。所用冷弯薄壁型钢的钢材等级为 G500,采用 C 型截面钢(托梁 C180 mm × 40 mm × 15 mm × 1.15 mm,腹板高度 h × 翼缘宽度 b × 卷边宽度 a × 厚度 t)及 U 型截面钢(导轨 U182 mm × 50 mm × 1.15 mm, h × b × t),钢托梁(J1、J2、J3、J4)之间间距 S 均为 600 mm。试件沿截面厚度方向的板材组合和钢托梁布置如图 1 所示。

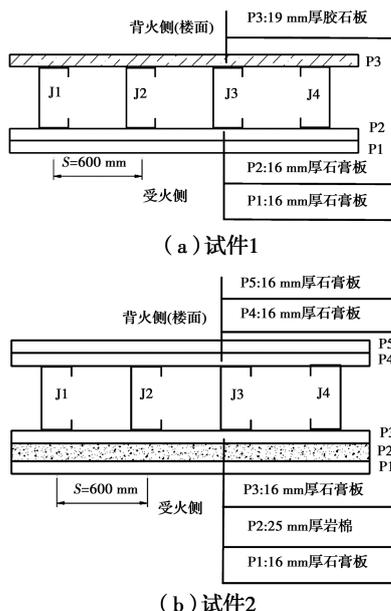
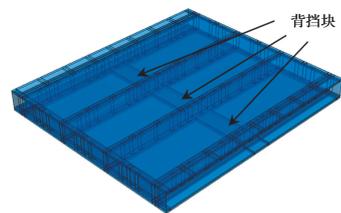


图 1 试件构造示意图

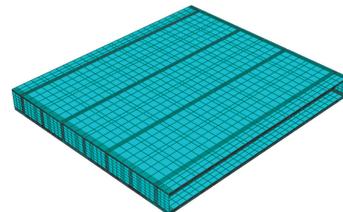
Fig. 1 Details of LSF floor test specimens

值得注意的是,试件在受火侧空腔面设有 3 个 200 mm 宽的石膏板背挡块,如图 2(a)所示。此处空腔形状已发生改变,结构沿跨度方向温度分布不均匀,故二维截面传热模型不再适用^[22]。

传热分析数值模拟中,石膏板、岩棉和胶合板采用 8 节点三维实体传热单元(DC3D8),冷弯薄壁型钢骨架采用 4 节点壳体传热单元(DS4)。根据敏感性分析结果,选择模型平面网格密度为 80 mm,在钢骨架与板材相交区域网格细化为 10 mm;厚度方向网格密度为 5 mm,它决定了板材厚度方向的传热情况,因此,在此方向采用更细的网格划分,如图 2(b)所示。



(a) 三维传热模型示意图



(b) 模型网格划分示意图

图 2 冷弯薄壁型钢楼板模型示意图(试件 1)

Fig. 2 3-D model of LSF floor system(Model 1)

采用 Baleshan 等^[8]的火灾试验结果,以对比验证冷弯薄壁型钢楼板的传热和热-力耦合分析结果。

在试验开始前,以增量的方式给楼板试件背火侧施压至荷载比 0.4,然后受火侧开始升温,直至结构丧失耐火承载力。试件 1 的耐火极限时间为 107 min,试件 2 为 139 min。试验后,观察结果发现:试件 1 受火侧石膏板有烧蚀、脱落的现象,其背火侧胶合板在空腔侧形成烧焦层,其他表面状况良好,基本保持了背火侧板材的完整性。试件 2 受火侧岩棉发生收缩,导致接缝的开放和内侧石膏板层的暴露、烧蚀及脱落。

在后处理过程中,提取与 Baleshan 等^[8]试验相对应的试件温度测点(见图 3)的平均温度值(如: P1-P2 间测点的平均值),输出时间-温度曲线。为监测试件在火灾下的温度场分布和各部件的升温规律,试件背火面、受火面以及各板材之间各设置了 5

个热电偶,如图 3 所示。其中,各层的其中 3 个热电偶分别位于中间腔体中垂线的 $0.25L$ 、 $0.5L$ 、 $0.75L$ 处,另外 2 个热电偶分别位于两侧腔体中垂线的 $0.5L$ 处。内侧两根托梁分别在其冷、热翼缘和腹板的 $0.25L$ 、 $0.5L$ 和 $0.75L$ 处设置热电偶。外侧两根托梁只在 $0.5L$ 处的冷、热翼缘以及腹板设置热电偶。

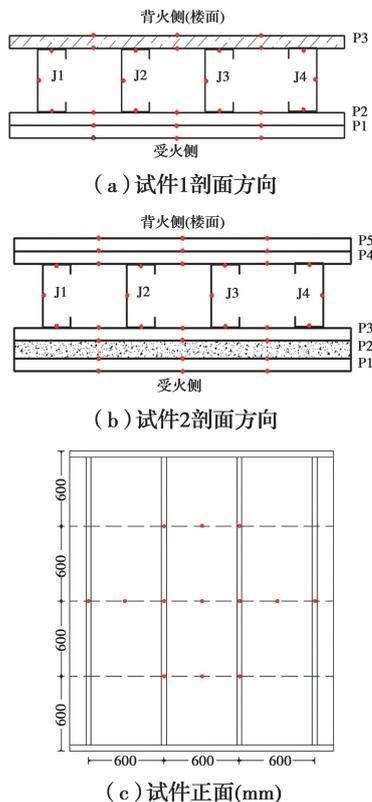


图 3 测温点位置(图中红点)示意图

Fig. 3 Locations of temperature monitoring

1.2 边界条件

由于实际楼板体系中钢骨架与两侧板材以及各板材之间接触非常紧密,故对其相交部分定义为绑定连接,以确保它们之间的固体传热。

在分析过程中,受火侧的火灾升温曲线是根据 ISO-834 标准升温曲线^[21]确定的,同时考虑环境温度为 $20\text{ }^{\circ}\text{C}$ 。Stefan-Boltzmann 常数取 $5.668 \times 10^{-8}\text{ W/m}^2/\text{C}^4$,既有研究对于热对流系数和热辐射系数的取值见表 1,彼此之间没有显著差异。参考 Song 等^[23-24]的研究,受火侧对流系数与辐射系数分别取 $25\text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{C})$ 和 0.9 ;背火侧分别取 $10\text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{C})$ 和 0.7 。模型空腔内均未填充隔热材料,因此,腔体内部表面设置空腔辐射系数,取值 0.7 ,如图 4 所示。

表 1 既有文献的热边界条件取值

Table 1 Emissivity and convective coefficients from literatures

作者	辐射率/ $(\text{W} \cdot (\text{m}^2 \cdot \text{C})^{-1})$		对流系数	
	受火侧	背火侧	受火侧	背火侧
Eurocode ^[25]	1.0	0.8	25	9
Feng ^[12]	0.3	0.8	25	10
Thomas ^[14]	0.8	0.6	25	9
Keerthan ^[17]	0.9	0.9	25	10
Song ^[23-24]	0.9	0.7	25	10

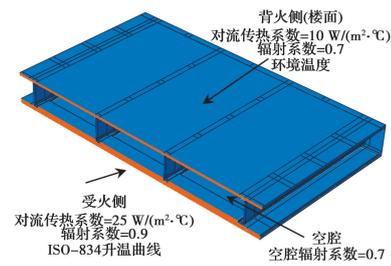


图 4 三维热模型的边界条件

Fig. 4 Boundary conditions assigned to FE Model

1.3 材料热工参数的确定

选取高温下石膏板、岩棉、胶合板与冷弯薄壁型钢合适的热工参数(如:导热系数、比热容和相对密度)是传热分析的关键。石膏板的热工参数主要受到内部化学成分、烧蚀以及含水率的影响,为此分别采用 Keerthan 等^[17]提出的高温下石膏板的导热系数、相对密度及 Feng 等^[12]提出的比热容。岩棉比热容和密度在高温下变化不大,采用 Jatheeshan 等^[26]的取值,其导热系数则采用 Sterner 等^[27]的数据。胶合板和钢材的热工参数分别按照 Jatheeshan 等^[26]和 BS EN 1993-1-2^[28]的建议取值。

1.3.1 石膏板 根据已有试验结果^[12-14, 17],选取合适的石膏板热工参数进行传热模拟。石膏板在火灾影响下煅烧收缩形成小裂缝后部分脱落。这将导致更多的热量通过楼板腔体,故选用参数^[17]考虑了 $1\ 000\text{ }^{\circ}\text{C}$ 后石膏板开裂造成导热系数增大的影响,如图 5 所示。

图 6 显示了使用的石膏板比热变化曲线。在 $100\text{ }^{\circ}\text{C}$ 时,石膏板内部结合水吸热蒸发,温度上升将会有一个延迟,这会显著影响石膏板的比热。在 $125\text{ }^{\circ}\text{C}$ 时,石膏板比热达到峰值 $24\ 572.32\text{ J}/(\text{kg} \cdot \text{C})$ ^[12]。

图 7 为使用的石膏板的相对密度曲线。 $125\sim 175\text{ }^{\circ}\text{C}$ 时,石膏板因高温产生的质量损失为 10% ,在接下来的火灾过程中,其密度保持不变^[17]。

1.3.2 岩棉 图 8 给出了几种既有的岩棉导热

系数曲线^[15, 17, 27, 29]。各地岩棉的化学成分有所不同,热性能略有差异,但其导热系数均随温度的升高而上升。在分析中,岩棉比热容采用定值 840 J/(kg·℃),密度恒为 100 kg/m³^[26]。

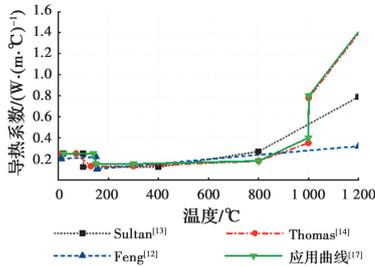


图 5 石膏板导热系数曲线

Fig. 5 Thermal conductivity variation with temperature for plasterboards

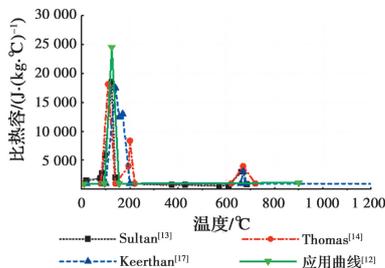


图 6 石膏板比热容曲线

Fig. 6 Specific heat variation with temperature for plasterboard

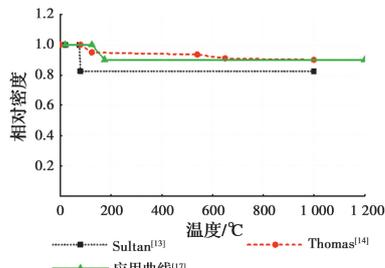


图 7 石膏板相对密度曲线

Fig. 7 Relative density of plasterboard

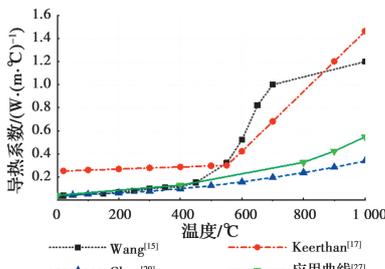


图 8 岩棉导热系数曲线

Fig. 8 Thermal conductivity variation with temperature for rock wool

1.3.3 钢材 钢材的导热系数和比热容依据欧洲规范 BS EN 1993-1-2^[28]的建议公式取值,该公式考虑了钢材在 735℃时比热容出现峰值的现象,如图 9、图 10 所示。在整个火灾过程中,钢材的密度保持 7 850 kg/m³ 不变^[26]。

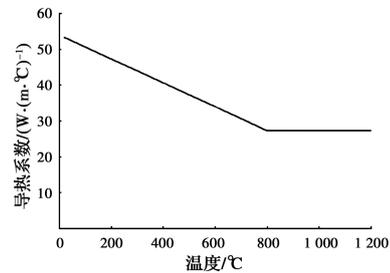


图 9 钢材导热系数曲线^[28]

Fig. 9 Thermal conductivity with temperature for steel^[28]

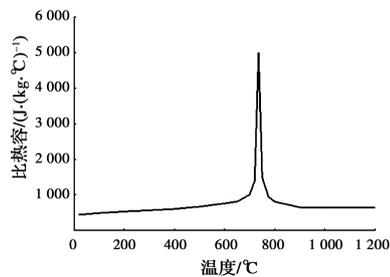


图 10 钢材比热容曲线^[28]

Fig. 10 Specific heat with temperature for steel^[28]

1.3.4 胶合板 在试件 1 楼板体系中,胶合板被用作背火侧结构板,仍需考虑其在火灾下的烧蚀行为。根据 Jatheeshan 等^[26]的建议对高温下的胶合板导热系数进行取值,其导热系数逐渐增大,如图 11 所示。

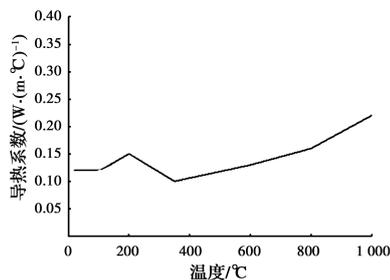


图 11 胶合板导热系数曲线^[26]

Fig. 11 Thermal conductivity variation with temperature for plywood^[26]

由于试件 1 胶合板未直接接触靠火侧石膏板,所以忽略 100~105℃的比热峰值,取恒定值 1 500 J/(kg·℃)^[26]。胶合板的含水量约为 9%~11%,在 100℃时板材内部水分以水蒸气的形式释放出来。同时,其在高温下燃烧的现象,均会导致相对密

度随着温度的升高而降低。胶合板环境温度下密度为 500 kg/m^3 ^[26],采用 BS EN 1995-1-2^[30] 的建议进行高温下相对密度的取值,如图 12 所示。

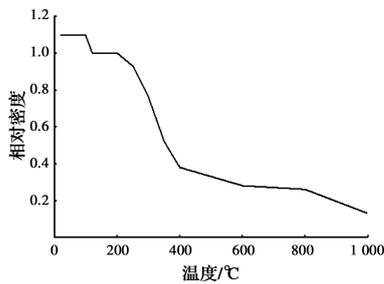


图 12 胶合板相对密度曲线^[30]

Fig. 12 Thermal conductivity variation with temperature for plywood^[30]

1.4 传热分析与验证

对上述说明的三维传热模型进行升温计算,在后处理中提取模型对应试验测温位置的节点温度,输出节点的平均时间-温度曲线,然后与 Baleshan 等^[8] 的试验结果进行对比分析。

两个试件在数值模拟和试验中不同板材表面(受火面、背火面、板材间的面、受火侧空腔表面以及背火侧空腔表面)上的平均温度发展曲线,如图 13、图 14 所示。

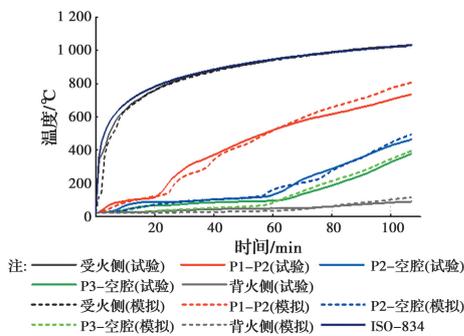


图 13 试件 1 的试验与模拟结果对比

Fig. 13 Comparison of average time-temperature profiles from FEA and test 1

在图 13 中,数值模拟结果与试验结果吻合较好,仅 P1-P2 面的计算结果在 65 min 后略高于试验值,原因是采用的石膏板导热系数在 $1000 \text{ }^\circ\text{C}$ 后快速增大,热量传递增加。试件 2 传热分析的计算结果与试验数据整体吻合较好,见图 14。

两个试件在数值模拟和试验中两根中间托梁 J2、J3(热翼缘、腹板、冷翼缘)的平均温度发展曲线见图 15~图 16。

在图 15~图 16 中,托梁模拟计算的温度在

60 min 前均略低于试验值,原因是板材内部水分在高温下蒸发成水蒸气,导致空腔内存在水分子的迁移、相变过程,这会使托梁上的温度测点在前期所测温度值偏高。

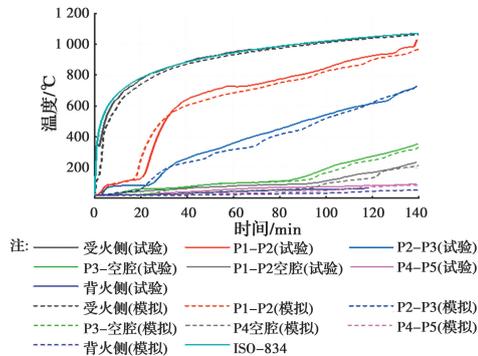
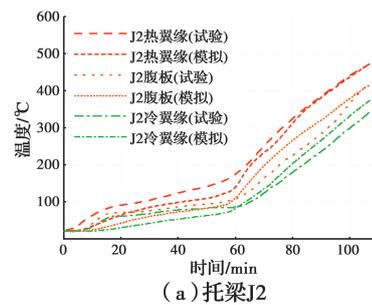
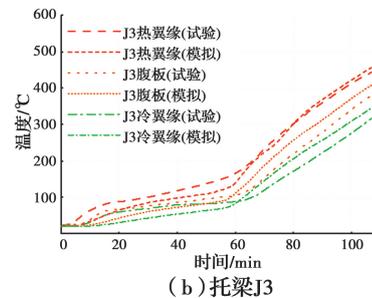


图 14 试件 2 的试验与模拟结果对比

Fig. 14 Comparison of average time-temperature profiles from FEA and test 2



(a) 托梁 J2



(b) 托梁 J3

图 15 试件 1 中托梁的试验与模拟结果对比

Fig. 15 Comparison of joist time-temperature profiles from FEA and test 1

图 15 中,火灾发生 60 min 后,两根托梁热翼缘的升温与试验结果非常接近,托梁腹板、冷翼缘的计算值与试验值吻合较好,最大温度差值为 $31 \text{ }^\circ\text{C}$ 。

在图 16 中,钢托梁腹板与冷翼缘的计算升温曲线与试验数据吻合较好。托梁 J2 和 J3 热翼缘的计算结果略小于试验所得数据,可给出的解释是:模型未考虑托梁中自攻螺钉的热桥效应,略微减少了传递至热翼缘的热量;使用的材料热工参数与试验材料有一定的差异。

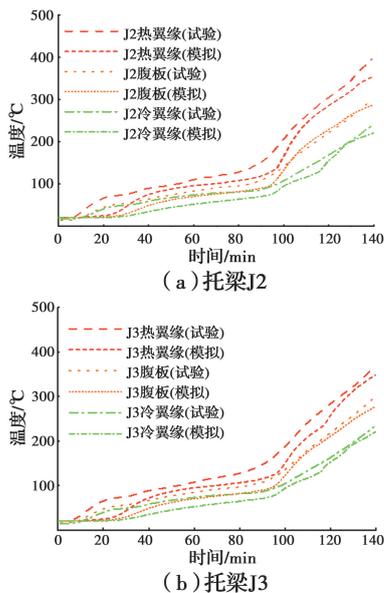


图 16 试件 2 中托梁的试验与模拟结果对比

Fig. 16 Comparison of joist time-temperature profiles from FEA and test 2

整个火灾过程中,试件 1 和试件 2 背火侧石膏板的最高温度均未超过 160 °C,试件未丧失隔热性。

1.5 与二维传热模型的对比分析

二维传热模型一般采用结构中截面建立模型,仅能考虑单个截面的温度发展,不能考虑到结构沿跨度方向截面的变化及结构部分受火等因素造成的不均匀温度发展^[22],有使用局限性。

以试件 1 中 0.25 和 0.5 长度处截面建立二维传热模型,对比三维模型分析托梁 J2 热翼缘的温度发展情况,具体位置及编号见图 17。二维传热模型中,相交部分定义绑定连接;材料热工参数和热边界条件同三维传热模型一致。

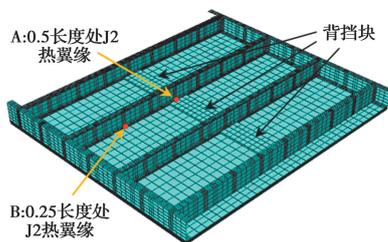
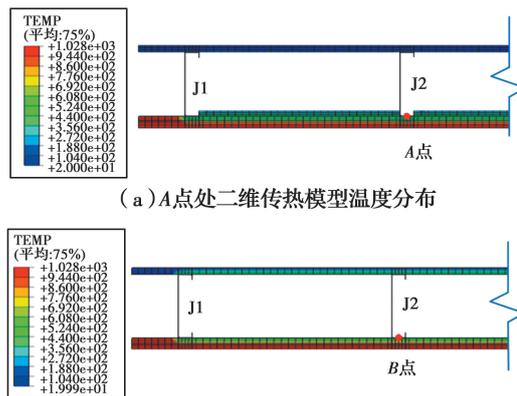


图 17 传热模型对比点示意图

Fig. 17 Schematic diagram of comparison points of heat transfer model

图 18 显示了以 A 和 B 点截面建立的二维传热模型在 ISO-834 火灾下 107 min 时的温度分布。与三维传热模型结果对比如图 19(a)所示,可以发现,二维模型 A 点的升温远低于三维模型 A 点,是因为

根据 A 点截面建立的二维传热模型默认结构沿跨度所有截面形状均一致,然而受火侧空腔面存在 200 mm 宽的背挡块石膏板(图 17),空腔截面形状已改变。由图 19(b)可见,B 点的升温存在一定差异,是因为三维模型中一部分热量被背挡块石膏板吸收,B 点建立的二维模型不能考虑到背挡块的存在,因此,三维模型 B 点处的升温略小于二维模型 B 点。同时,图 19 中二维模型的 A、B 截面之间 J2 热翼缘的升温曲线差异较大。

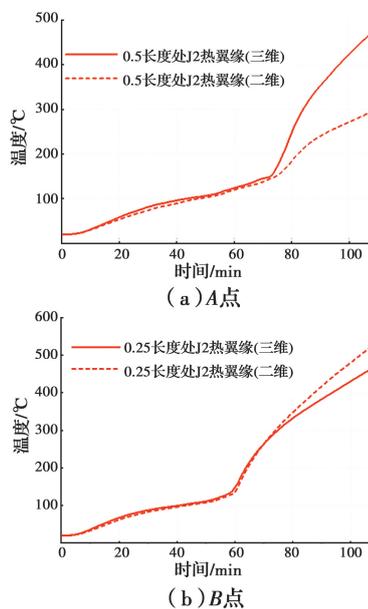


(a) A点处二维传热模型温度分布

(b) B点处二维传热模型温度分布

图 18 二维传热模型温度分布

Fig. 18 2-D heat transfer model temperature distribution



(a) A点

(b) B点

图 19 二维与三维传热模型的升温对比

Fig. 19 Comparison of heating between 2D and 3D heat transfer models

整体来看,三维传热模型的计算结果与试验数据整体吻合程度较好,且能考虑到结构构造等因素造成的不均匀温度发展。

2 三维热-力耦合分析

以传热分析得到的不均匀温度分布为温度场基础,建立三维热-力耦合模型,对火灾环境下冷弯薄壁型钢楼板体系的结构性能进行分析。

2.1 模型的建立

由于受火侧石膏板抗拉强度和刚度很低,且火灾下很快发生开裂脱落等现象,因此,未考虑其对钢骨架的约束作用^[31-32]。建立的数值模型仅包含钢托梁、钢导轨和背火侧板材。热-力耦合分析中,背火侧板采用 8 节点三维实体单元(C3D8R),冷弯薄壁型钢骨架采用 4 节点壳体单元(S4R)。根据试验的加荷方式以及托梁翼缘自攻螺钉的位置,对整个模型施加了适当的边界条件,如图 20 所示。边界条件包括:结构两侧钢导轨的简支约束,以及通过耦合连接(模拟自攻螺钉作用)约束托梁冷翼缘的位移。在 4 根托梁的 0.25 和 0.75 长度处分别以增量的方式在背火侧板材上施加竖向荷载,逐渐增大至 4.5 kN(荷载比 0.4)后保持不变,然后导入传热分析结果进行热-力耦合分析。

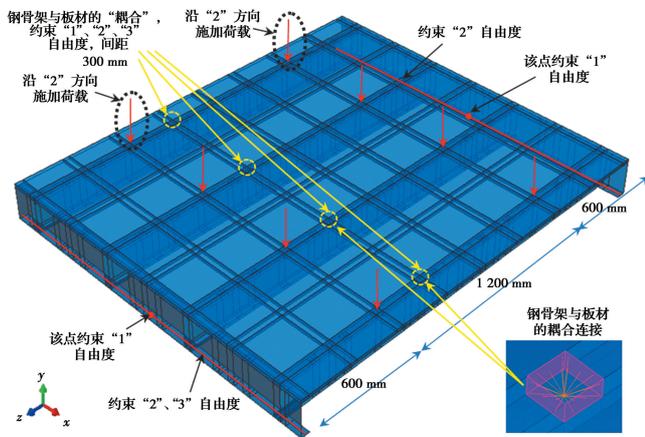


图 20 冷弯薄壁型钢楼板体系的边界条件及加载方式

Fig. 20 Boundary condition and loading mode of LSF floor systems

此外,需要补充说明导轨、托梁、背火侧板材之间的连接关系。导轨与托梁在相交部分定义为绑定连接。为了更好地模拟自攻螺钉作用,钢骨架与背火侧板材两者间定义为“点-环面”的耦合连接(图 20),以更准确约束托梁冷翼缘 x 、 y 、 z 方向的位移。同时,为体现两者间接触传力关系,在法线方向设置硬接触,切线方向设置摩擦系数 0.3。

2.2 材料力学性能

所用 1.15 mm 厚的 G500 冷弯薄壁型钢屈服强度和弹性模量分别为 612、210 260 MPa,泊松比为 0.3。根据文献^[16],采用弹塑性材料模型模拟火灾环境下冷弯薄壁型钢的非线性行为,并且钢材的弹性模量、屈服强度等力学性能随着温度的升高而下降。

表 2 给出了 Kankanamge 等^[33]提出的冷弯型钢高温下力学性能折减系数,以精确模拟高温下冷弯薄壁型钢力学性能降低的影响。

表 2 冷弯型钢的高温力学性能折减系数^[33]

Table 2 Mechanical property reduction factors of LSF elements^[33]

温度/°C	弹性模量折减系数	屈服强度折减系数
20	1.00	1.00
100	1.00	1.00
200	0.85	0.99
300	0.72	0.95
400	0.58	0.69
500	0.45	0.39
600	0.31	0.11
700	0.18	0.07
800	0.04	0.03

由于火灾条件下钢托梁的温度不均匀发展,钢托梁将受热膨胀,引起一定程度的热弯现象。欧洲规范 BS EN 1993-1-2^[28]给出了钢材热伸长率的建议公式。

$$\Delta L/L = 1.2 \times 10^{-5} T_s + 0.4 \times 10^{-8} T_s^2 - 2.416 \times 10^{-4} \quad (1)$$

$$20^\circ\text{C} \leq T_s \leq 750^\circ\text{C}$$

对式(1)求导,得到钢材的热膨胀系数

$$\alpha_s = 0.8 \times 10^{-8} T_s + 1.2 \times 10^{-5} \quad (2)$$

$$20^\circ\text{C} \leq T_s \leq 750^\circ\text{C}$$

式中: L 为长度,mm; α_s 为热膨胀系数,1/°C; T_s 为温度,°C。

背火侧胶合板与石膏板的力学性能见表 3。胶合板根据 BS EN 1995-1-2^[30]对高温下木材的力学性能进行调整;石膏板由于其常温强度较小,未予以高温下力学性能的调整。

表 3 胶合板和石膏板力学性能

Table 3 Mechanical property of plywood and plasterboard

板材	弹性模量/ (N · mm ⁻²)	抗拉强度/ (N · mm ⁻²)	泊松比
胶合板	8 086	38.69	0.3
石膏板	1 124.7	4	0.23

为确定建立的楼板模型与试验试件力学性能符合,计算整个楼板体系在 20 °C 下的极限承载能力为 94 kN,与 Baleshan 等^[6]试验的 90 kN 极限荷载工况较为相近,可做参考。

2.3 初始几何缺陷和残余应力

初始几何缺陷会影响结构性能。根据文献^[18],模型中设置了初始几何缺陷,初始几何缺陷的大小为 0.000 6*b*(*b* 为腹板高度),然后进行热-力耦合计算。

残余应力影响托梁抗弯强度,导致其抗弯强度降低。随着温度的升高,托梁内部残余应力迅速减小。根据 Baleshan 等^[18]的研究结论以及既有研究常用方法,火灾条件下可以不考虑残余应力。

2.4 耐火失效准则

根据《建筑构件耐火试验-第 1 部分:通用要求》(GB/T 9978.1—2008)^[34]中相关规定,冷弯薄壁型钢承重楼板体系的耐火极限模拟分析以稳定性和隔热性为判别标准。

1)稳定性。对于抗弯构件,试件超过以下任一判定准则时,均认为试件丧失承载能力。

极限弯曲变形量

$$D = \frac{L^2}{400d} \tag{3}$$

极限弯曲变形速率

$$\frac{dD}{dt} = \frac{L^2}{9\,000d} \tag{4}$$

式中:*D* 为极限弯曲变形量,mm;*L* 为试件的净跨度,mm;*d* 为试件截面上抗压点与抗拉点之间的距离,mm;试件 1、试件 2 的 *d* 分别为 231 mm 和 269 mm。

2)隔热性。试件背火面温度温升发生超过以下任一限定情况均认为试件丧失隔热性:平均温度温升超过初始平均温度 140 °C;任一点的温度温升超过初始温度 180 °C。

3 三维热-力耦合分析的验证

火灾条件下,钢托梁强度下降,且非均匀升温膨

胀,试件挠度逐渐增大。整个试验过程中,试件背火侧温度均低于耐火失效温度 160 °C(图 13、图 14),满足隔热性要求。火灾升温环境下,托梁挠度迅速增大,从而丧失稳定性。

火灾试验和数值分析中,托梁 J2 的冷、热翼缘和腹板温度均略高于托梁 J3,因此,热-力耦合分析验证主要以火灾下承载力最低的托梁 J2 作为研究对象。

3.1 试件 1 的模拟分析

3.1.1 托梁的挠度发展 图 21(a)为环境温度下加荷步骤后的托梁 J2,其最大垂直挠度为 4.56 mm。图 21(b)显示了火灾下升温 114 min 时,由于钢材受热膨胀和高温强度降低的影响,托梁 J2 的跨中挠度显著增大,达到 32.48 mm。

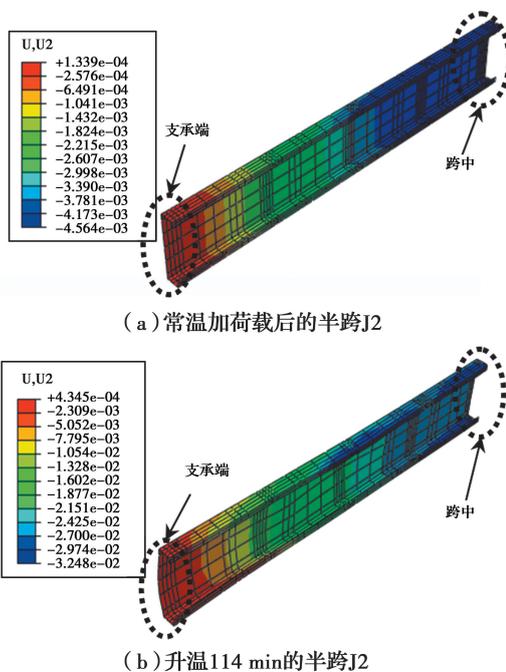


图 21 托梁 J2 的垂直位移云图

Fig. 21 Deflected joist 2 of test 1 of transient state FEA

火灾环境下,托梁 J2 跨中挠度在 110 min 时有显著增大,构件逐渐丧失稳定性,如图 22 所示。最终得到的耐火失效时间为 114 min,文献^[18]数值模拟预测的失效时间为 120 min。从挠度分析结果看,相比文献^[18],模型的精度改善作用明显,原因为:使用的温度场为三维传热模型计算的非线性结果,而文献^[18]施加的温度场为沿跨度方向均相同的简化线性温度分布;对背火侧板材、轻钢构件之间的连接方式和接触传力关系定义更为精细。

数值模拟的托梁冷翼缘处的胶合板约束始终存

在,直到结构耐火失效。而事实上,胶合板部分烧焦以及冷翼缘自攻螺钉屈曲等将对托梁挠度的发展造成影响。因此,数值模拟的耐火时间比试验结果略长。

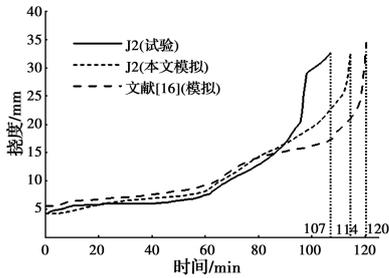


图 22 试件 1 托梁 J2 的时间-挠度曲线

Fig. 22 Deflected plots for test 1 joist 2

3.1.2 托梁的应力发展 起初托梁受力产生应力,随着火灾下托梁内部温度升高,强度下降,最后达到与温度相关的屈服应力,托梁耐火失效时的 von Mises 应力分布如图 23 所示。在图 23 中,托梁 J2 支座和加荷处的冷翼缘出现最大 von Mises 应力。图 24 显示了这两处 von Mises 应力与屈服应力随时间变化的曲线。

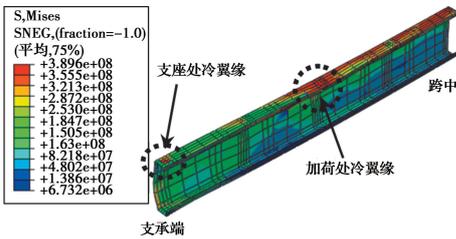


图 23 试件 1 托梁 J2 的 von Mises 应力分布

Fig. 23 Von Mises stress distribution for test 1 joist 2 from transient state FEA

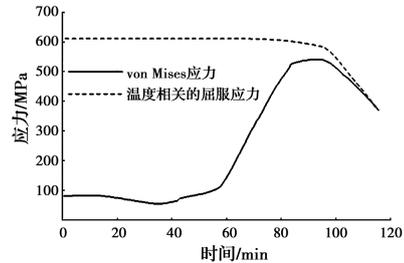
从图 24 可看出,支座处冷翼缘与加荷处冷翼缘达到屈服强度的时间有所差异,在 114 min 时托梁丧失稳定性。图 24 中的虚线有所差异,是因为使用的温度场为非线性温度分布,这两处同为托梁冷翼缘,但温度发展并不完全一致,导致与温度有关的屈服应力值略有差异。

3.1.3 失效模式 数值模拟结果显示,托梁未发生绕弱轴的弯扭屈曲,与试验结果^[8]一致。试验和数值模拟中,托梁腹板沿长度方向均呈现波浪状屈曲的失效模式,如图 25(a)所示。托梁 J2 在支座处均发生局部屈曲破坏,如图 25(c)所示。图 25 证明了经数值模拟的失效模式与试验结果一致。

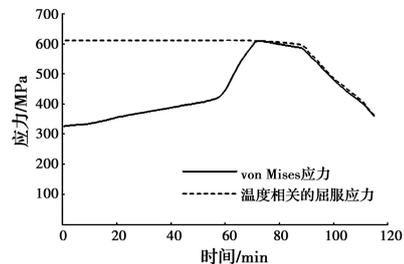
3.2 试件 2 的模拟分析

图 26 为火灾下数值模拟 157 min 耐火失效时,

试件 2 托梁 J2 的垂直挠度达到最大值 35.69 mm,此时支座处和跨中冷翼缘达到屈服应力,结构丧失稳定性。失效模式与试件 1 相同(图 25),均为支座处局部屈曲和沿跨长的腹板屈曲。图 27 为数值模拟、火灾试验及 Baleshan 等^[18]的托梁挠度随时间的变化曲线。



(a) 支座处冷翼缘应力发展曲线



(b) 加荷处冷翼缘应力发展曲线

图 24 托梁 J2 屈服处应力发展曲线

Fig. 24 Von Mises stress result for cold flange of joist 2

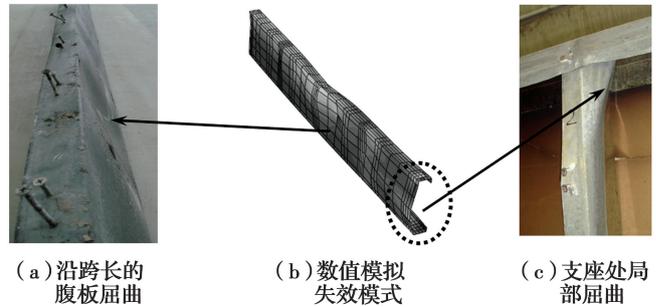


图 25 试验与数值模拟中托梁的失效模式

Fig. 25 Failure modes of joists from test 1 and transient state FEA

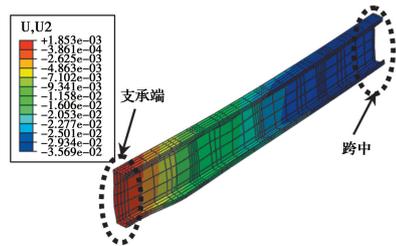


图 26 托梁 J2 的垂直位移云图

Fig. 26 Deflected joist 2 of test 2 of transient state FEA

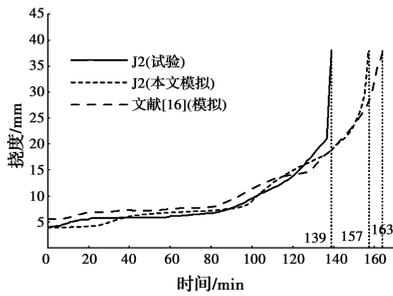


图 27 托梁 J2 的时间-挠度曲线

Fig. 27 Deflected plots of joist 2 from transient state FEA and literature

在热-力耦合分析过程中,全程考虑了背火侧石膏板的约束。然而,试验中背火侧石膏板发生多处开裂的现象,如图 28 所示。该现象影响了托梁冷翼缘处的约束条件,因此,数值模拟得到的耐火失效时间长于火灾试验结果。

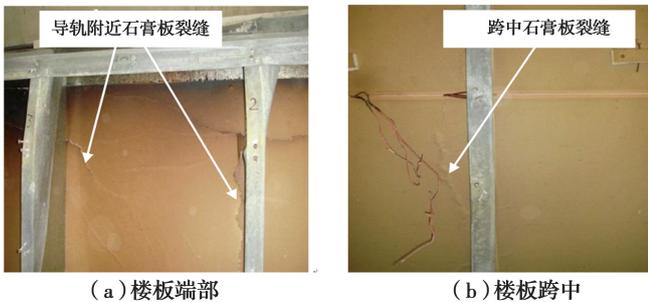


图 28 试验后背火侧石膏板情况^[8]

Fig. 28 Ambient side plasterboard conditions after test^[8]

本文模型在 ISO-834 标准火灾下的结构性能与试验结果整体吻合较好,说明所建立的三维热-力耦合模型可用于分析冷弯薄壁型钢楼板体系在标准火灾下的结构性能。

4 结论

在 ISO-834 标准火灾条件下,针对两种不同的冷弯薄壁型钢承重楼板体系,改进了热-力耦合分析中的二维数值模拟方法,建立了较为精细的三维传热模型,并根据时间-温度试验数据对模拟结果进行验证。除此之外,为模拟该种结构在标准火灾条件下背火侧受压的结构行为,建立了三维热-力耦合模型,数值模拟经与火灾试验数据对比,吻合程度较好。得到以下结论:

1)相比二维传热模型对空间分析和构造影响分析缺失造成的局限性,对冷弯薄壁型钢楼板体系建立三维传热模型,对组成材料石膏板、胶合板、岩棉以及钢材,合理选取其热工性能参数,充分考虑了三

维空间影响及实际构造等影响因素,更准确地得到了结构体系温度分布和升温规律。

2)基于三维数值模型的热-力耦合分析,在使用经验证的传热分析数据基础上,显著改善了结构热-力耦合行为的预测结果,包括火灾条件下托梁的受力弯曲、屈服、失稳和考虑非线性温度分布影响的托梁热膨胀、热弯曲。

3)相比使用较多的二维模型,提出的三维模型更能反映真实的结构行为,适用范围更大。可以根据实际工程需要,考虑其他种类的板材、组合方式和钢材截面形状,拓展到更多的组合楼板结构体系热-力耦合分析中。

参考文献:

[1] 韩林海,宋天诣,谭清华. 钢-混凝土组合结构抗火设计原理研究[J]. 工程力学, 2011, 28(Sup2): 54-66.
HAN L H, SONG T Y, TAN Q H. Fire resistance design of steel-concrete composite structures [J]. Engineering Mechanics, 2011, 28(Sup2): 54-66. (in Chinese)

[2] 王广勇,韩林海. 局部火灾下钢筋混凝土平面框架结构的耐火性能研究[J]. 工程力学, 2010, 27(10): 81-89.
WANG G Y, HAN L H. Fire performance of reinforced concrete plane frame exposed to local fire [J]. Engineering Mechanics, 2010, 27(10): 81-89. (in Chinese)

[3] KOLARKAR P N. Structural and thermal performance of cold-formed steel stud wall systems under fire conditions [D]. Queensland: Queensland University of Technology, 2011.

[4] 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 J H, CHEN W, YIN L. 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. (in Chinese)

[5] 余志武,王中强,蒋丽忠. 火灾下钢筋混凝土板的温度场分析[J]. 铁道科学与工程学报, 2004, 1(1):58-61.
YU Z W, WANG Z Q, JIANG L Z. Analysis of temperature field in reinforced concrete slabs exposed to fire [J]. Journal of Railway Science and Engineering, 2004, 1(1): 58-61. (in Chinese)

- [6] FENG M, WANG Y C. An experimental study of loaded full-scale cold-formed thin-walled steel structural panels under fire conditions [J]. *Fire Safety Journal*, 2005, 40(1): 43-63.
- [7] JATHEESHAN V, MAHENDRAN M. Experimental study of cold-formed steel floors made of hollow flange channel section joists under fire conditions [J]. *Journal of Structural Engineering*, 2016, 142(2): 04015134.
- [8] BALESHAN B, MAHENDRAN M. Experimental study of light gauge steel framing floor systems under fire conditions [J]. *Advances in Structural Engineering*, 2017, 20(3): 426-445.
- [9] 叶继红, 陈伟, 汪正流, 等. 冷弯薄壁 C 型钢托梁-加气混凝土板组合楼盖足尺耐火试验研究[J]. *建筑结构学报*, 2015, 36(8): 108-115.
YE J H, CHEN W, WANG Z L, et al. Full scale fire experiments on cold-formed steel C-shape joists-ALC composite floors [J]. *Journal of Building Structures*, 2015, 36(8): 108-115. (in Chinese)
- [10] 蒋首超, 李国强, 周宏宇, 等. 钢-混凝土组合楼盖抗火性能的试验研究[J]. *建筑结构学报*, 2004, 25(3): 45-50.
JIANG S C, LI G Q, ZHOU H Y, et al. Experimental study of behavior of steel-concrete composite slabs subjected to fire [J]. *Journal of Building Structures*, 2004, 25(3): 45-50. (in Chinese)
- [11] 王卫永, 李国强, 陈珍珠, 等. 钢筋桁架楼承板钢组合梁抗火性能试验研究[J]. *土木工程学报*, 2015, 48(9): 67-75.
WANG W Y, LI G Q, CHEN L Z, et al. Experimental study on fire resistance of steel bar truss slab and steel composite beams [J]. *China Civil Engineering Journal*, 2015, 48(9): 67-75. (in Chinese)
- [12] FENG M, WANG Y C, DAVIES J M. Thermal performance of cold-formed thin-walled steel panel systems in fire [J]. *Fire Safety Journal*, 2003, 38(4): 365-394.
- [13] SULTAN M A. Fire resistance of steel C-joist floor assemblies [J]. *Fire Technology*, 2010, 46(2): 375-405.
- [14] THOMAS G. Modelling thermal performance of gypsum plasterboard-lined light timber frame walls using SAFIR and TASEF [J]. *Fire and Materials*, 2010, 34(8): 385-406.
- [15] WANG H B. Heat transfer analysis of components of construction exposed to fire [D]. Salford: University of Salford, 1995: 84-85.
- [16] GUNALAN S, MAHENDRAN M. Finite element modelling of load bearing cold-formed steel wall systems under fire conditions [J]. *Engineering Structures*, 2013, 56: 1007-1027.
- [17] KEERTHAN P, MAHENDRAN M. Numerical modelling of non-load-bearing light gauge cold-formed steel frame walls under fire conditions [J]. *Journal of Fire Sciences*, 2012, 30(5): 375-403.
- [18] BALESHAN B, MAHENDRAN M. Numerical study of high strength LSF floor systems in fire [J]. *Thin-Walled Structures*, 2016, 101: 85-99.
- [19] JATHEESHAN V, MAHENDRAN M. Numerical study of LSF floors made of hollow flange channels in fire [J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2015, 115: 236-251.
- [20] RUSTHI M, KEERTHAN P, ARIYANAYAGAM A, et al. Numerical studies of gypsum plasterboard and MgO board lined LSF walls exposed to fire [C]// *Proceedings of the Second International Conference on Performance-based and Life-cycle Structural Engineering (PLSE 2015)*. Brisbane, QLD, Australia. School of Civil Engineering, The University of Queensland, 2015: 1077-1084.
- [21] International Standard Organization. Fire-resistance tests-elements of building construction, Part 1: General requirements; ISO-834 [S]. Geneva: International Standard Organization, 1999.
- [22] RUSTHI M, KEERTHAN P, MAHENDRAN M, et al. Investigating the fire performance of LSF wall systems using finite element analyses [J]. *Journal of Structural Fire Engineering*, 2017, 8(4): 354-376.
- [23] SONG Q Y, WU X B, HAN L H. Investigation on temperature distribution of light gauge steel frame (LSF) wall [C]// *9th International Conference on Steel and Aluminium Structures*. Bradford: Routledge, 2019: 1447-1458.
- [24] SONG Q Y, WU X B, HAN L H. Modelling of temperature rise of light steel frame walls in fire [C]// *2019 International Conference on Advances in Civil Engineering and Materials (ACEM2019) and 2nd World Symposium on Sustainable Bio-composite Materials and Structures (SBMS2)*. Fuzhou, 2019: 25-

- 27.
- [25] British Standards Institution. Eurocode 1: Design of concrete structures: part 1-2: General actions-actions on structures exposed to fire: BS EN 1991-1-2 [S]. London: British Standards Institution, 2002.
- [26] JATHEESHAN V, MAHENDRAN M. Thermal performance of LSF floors made of hollow flange channel section joists under fire conditions [J]. Fire Safety Journal, 2016, 84: 25-39.
- [27] STERNER E, WICKSTRÖM U. TASEF-temperature analysis of structures exposed to fire [M]. 1990: 98-99.
- [28] British Standards Institution. Eurocode 3: Design of steel structures: part 1-2: General rules-structural fire design: BS EN 1993-1-2 [S]. London: British Standards Institution, 2005.
- [29] CHEN W, YE J H. Simplified prediction of the thermal and mechanical behavior of a cold-formed steel composite floor at room and elevated temperatures [J]. Journal of Structural Engineering, 2016, 142 (6): 04016028.
- [30] British Standards Institution. Eurocode 5: Design of timber structures: part 1-2: General -structural fire design: BS EN 1995-1-2 [S]. London: British Standards Institution, 2004.
- [31] YOUNG S A, CLANCY P. Structural modelling of light-timber framed walls in fire [J]. Fire Safety Journal, 2001, 36(3): 241-268.
- [32] NASSIF A Y, YOSHITAKE I, ALLAM A. Full-scale fire testing and numerical modelling of the transient thermo-mechanical behaviour of steel-stud gypsum board partition walls [J]. Construction and Building Materials, 2014, 59: 51-61.
- [33] KANKANAMGE N D, MAHENDRAN M. Mechanical properties of cold-formed steels at elevated temperatures [J]. Thin-Walled Structures, 2011, 49(1): 26-44.
- [34] 建筑构件耐火试验方法: GB/T 9978—1988 [S]. 北京: 中国标准出版社, 2009.
- Fire-resistance tests: Elements of building construction: GB/T 9978-1988 [S]. Beijing: Standards Press of China, 2009. (in Chinese)

(编辑 王秀玲)