

doi:10.11835/j.issn.1000-582X.2021.054

冷弯型钢夹支薄板剪力墙在竖向荷载作用下抗火性能分析

邢永辉¹, 王卫永¹, 石宇¹, 周绪红¹, 徐磊²

(1. 重庆大学土木工程学院, 重庆 400045; 2. 滑铁卢大学土木与环境工程学院, 安大略滑铁卢 N2L3G1)

摘要:为了得到冷弯型钢夹支薄板剪力墙的抗火性能,利用有限元软件 ABAQUS 建立 7 个夹支薄板剪力墙模型,分析了火灾下剪力墙的温度分布、轴压比、冷弯型钢边柱厚度和竖向加劲肋对墙体抗火性能的影响。研究表明,受火 2 h 时,内嵌钢板温度为墙体最高受火温度的 80%,边柱与竖向加劲肋背火面帽形截面腹板处的温度为受火面相应位置温度的 1/4。随着轴压比的增大,墙体在火灾下的破坏位置上移,并由整体屈曲向局部屈曲转变。边柱壁厚对墙体的破坏形态与耐火极限有较大影响,建议选取边柱壁厚不小于 2.5 mm;有加劲肋的墙体可以利用加劲肋平衡钢板;过早屈曲所导致的不均匀拉力,对墙体在遭受火灾时产生的破坏具有一定的延缓作用。墙体发生弯曲的方向与边柱的承载能力有关,墙体发生弯曲时,边柱帽形截面的帽檐首先发生较大屈曲变形,随后全截面发生屈服。

关键词:冷弯型钢;剪力墙;火灾;抗火性能;加劲肋

中图分类号: TU391

文献标志码: A

文章编号: 1000-582X(2022)11-001-12

Fire resistance analysis of cold-formed steel sandwich thin-plate shear wall under vertical loadings

XING Yonghui¹, WANG Weiyong¹, SHI Yu¹, ZHOU Xuhong¹, XU Lei²

(1. College of Civil Engineering, Chongqing University, Chongqing 400045, P. R. China;

2. School of Civil and Environmental Engineering, University of Waterloo, Waterloo N2L3G1, Canada)

Abstract: In order to obtain the fire-resistance performance of cold-formed steel sandwich thin-plate shear wall, seven models of cold-formed steel sandwich thin-plate shear wall were established by using finite element software ABAQUS, and the temperature distribution of cold-formed steel sandwich thin-plate shear wall under fire, as well as the influence of axial pressure ratio, thickness of side columns of cold-formed steel sandwich thin-plate shear wall and vertical stiffeners on the fire-resistance performance of the walls were analyzed. The results show that the temperature of the embedded steel plate is 80% of the maximum temperature of the wall after it has been exposed to fire for 2 hours, and the temperature at the web of the hat shaped section on the back fire surface of the side column and vertical stiffener is about one fourth of that of the corresponding position of the fire surface. With the increase of axial compression ratio, the damage position of the wall under fire moves up and changes from global buckling to local

收稿日期: 2021-01-18 **网络出版日期:** 2021-06-11

基金项目: 国家重点研发计划项目(2019YFD1101003);国家自然科学基金项目(51878096)。

Supported by National Key R&D Program of China(2019YFD1101003) and National Natural Science Foundation of China(51878096).

作者简介: 邢永辉(1990—),男,博士研究生,主要从事钢结构抗火性能研究,(E-mail)756132731@qq.com。

buckling. The thickness of the side column has a great influence on the failure mode and fire resistance limit of the wall, and it is recommended that the thickness of the side column should be not less than 2.5 mm. The wall with stiffener can use vertical stiffeners to balance the uneven tension of steel plate caused by premature buckling of stiffener, which can delay the damage of the wall under fire. The bending direction of the wall is related to the bearing capacity of side column, and when the wall is bent, the hat brim of the side column first bends greatly, and then the whole section yields.

Keywords: cold-formed steel; shear wall; fire; fire resistance performance; stiffeners

冷弯薄壁型钢结构作为装配式建筑的一种结构形式,得到了广泛应用,尤其是在北美、欧洲和澳大利亚等地。该结构在构造形式上与轻型木结构框架体系类似,主要用于中低层建筑,具有结构自重轻、生产周期短、有利于住宅产业化、取材方便、住宅面积利用率高等优点,但该类型结构体系承载力相对较低、刚度偏小,难以用于多层和小高层结构体系,急需开发一种抗侧能力较好的新型墙体。周绪红等^[1]开发出一种应用于多高层建筑中的冷弯型钢夹支薄板剪力墙,并对其抗震性能进行了研究,发现该类型墙体受剪承载力和抗侧刚度均高于传统冷弯薄壁型钢组合墙体。由于此类墙体主要应用于多高层建筑中,结构抗火成为主要问题。学者们对冷弯薄壁型钢结构及轻钢组合结构抗火性能进行了研究,Feng 等^[2-4]对影响轻钢墙体抗火性能的因素进行了分析,包括石膏板数量、钢骨架类型、填充材料类型和载荷水平等,发现骨架截面形状对传热性能没有影响,填充保温棉能够较好地提高结构抗火性能。Sivakumar 等^[5]分析了影响冷弯型钢墙体抗火性能的因素,得出墙体的耐火性能与石膏板的高温力学性能相关,建议在石膏板中添加化学剂等改善其高温力学性能。Roy 等^[6]对一栋一层冷弯型钢房屋进行抗火性能试验,发现房屋楼盖受火时间 21 min 时,内部钢骨架的温度升至 600 °C,试验结束时内部复合墙体并未出现倒塌破坏。叶继红等^[7-12]对高温下冷弯薄壁型钢墙体和冷弯型钢自攻钉连接件进行了大量的试验,研究了面板和填充保温材料类型、载荷水平等因素对结构抗火性能的影响。钢板剪力墙是由内嵌钢板和四周竖向构件组成的墙体单元,该墙体除了能够发挥四周竖向构件的抗侧性能,也可利用内嵌钢板屈曲后强度承担剪力。国内外对该体系抗震性能已有较多研究,对其抗火性能研究较少,Liao 等^[13]采用有限元软件研究了火灾全过程中钢框架填充钢板剪力墙的抗火性能,发现自然冷却阶段最高温度位于梁柱连接处,高温 700 °C 冷却后结构承载能力比常温下降低约 30%。易莉雅^[14]分析了开洞后的双钢板剪力墙抗火性能,发现双面受火相对于单面受火,剪力墙中心温度有所增大;受火初期,受火面遭受高温发生膨胀,使得墙体向受火面弯曲,随着受火时间的推移,墙体弯曲方向从受火面向背火面转变。张荣钢等^[15]基于塑性极限分析理论和最小势能原理提出火灾下钢板剪力墙屈曲后拉力带模型,并与数值模拟结果对比,验证了模型的可靠性。

冷弯型钢夹支薄板剪力墙兼有冷弯型钢结构与钢板剪力墙体系的优点,是由冷弯型钢拼合柱组成边柱,设置顶部和底部横梁,内嵌薄钢板组成的新型抗侧力结构体系。为得到冷弯型钢夹支薄板剪力墙在竖向荷载作用下的抗火性能,建立 7 个有限元模型,分析了火灾下冷弯型钢夹支薄板剪力墙的温度分布,研究了轴压比、冷弯型钢边柱厚度以及竖向加劲肋对墙体抗火性能的影响,可为此类墙体的应用提供参考。

1 数值分析模型

1.1 几何模型和物理参数

设计 7 个冷弯型钢夹支薄板剪力墙模型,该墙体包含厚度为 1.5 mm/2 mm/2.5 mm/3 mm 的帽形截面冷弯型钢边立柱,厚度为 1.5 mm 的帽形截面冷弯型钢竖向加劲肋,厚度为 2.5 mm 的 U 形截面横梁和厚度为 0.8 mm 的钢板,各墙体详细尺寸、边柱、竖向加劲肋和顶梁的温度测点布置,如图 1 和表 1 所示。由于墙体两侧的边柱温度分布相同,故温度测点只布置一侧。墙体的边柱和竖向加劲肋采用冷弯帽形截面尺寸分别为 120 mm×70 mm×40 mm×2.5 mm 和 90 mm×70 mm×25 mm×1.5 mm,顶梁和底梁采用 U 形截面尺寸为 105 mm×70 mm×1.5 mm 的冷弯薄壁型钢,钢板尺寸为 1 210 mm×2 700 mm,厚度为 0.8 mm。边

柱、竖向加劲肋和顶底横梁与钢板采用 ST5.5 自攻钉连接,螺钉间距均为 50 mm。有限元建模采用与传统冷弯型钢墙体相同的方法^[12],在传热分析和热力耦合分析中,构件网格单元类型分别采用传热壳单元 DS4 和三维应力壳单元 S4R 模拟,模型单元网格尺寸均采用 15 mm×15 mm,参考文献[16]在有限元中采用 Fasteners 模拟自攻钉连接,间距均设置为 50 mm,墙体底部约束所有平动与转动自由度,顶部仅放开竖向平动自由度,并在墙体顶部施加均布力模拟竖向载荷,所有墙体均采用单面均匀受火,升温过程为 ISO 834 标准升温。

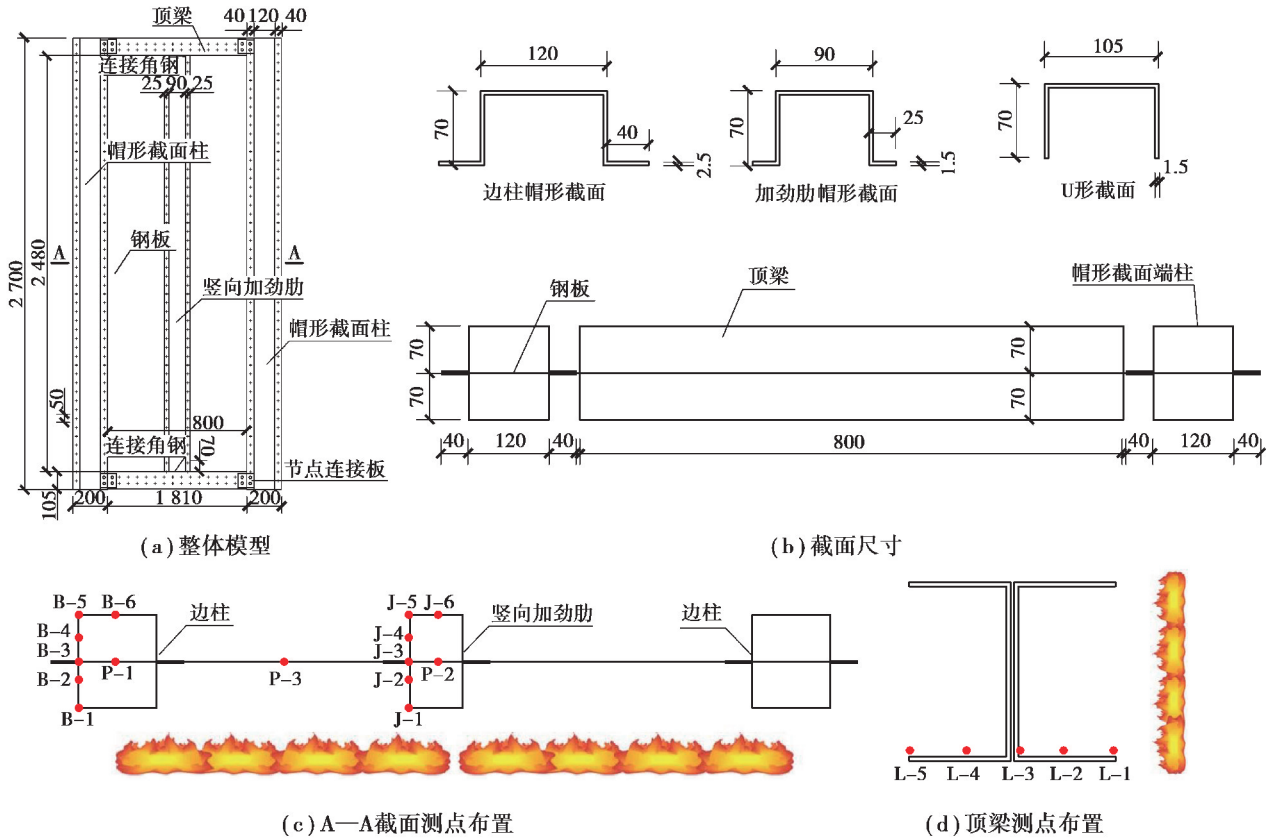


图 1 模型设计和温度测点布置

Fig. 1 Model design and arrangement of temperature measuring

表 1 墙体设计参数

Table 1 Parameters of the walls

编号	墙宽/mm	墙高/mm	边柱壁厚/mm	轴压比	竖向载荷/kN	是否有竖向加劲肋
MX-1	1 210	2 700	2.5	0.40	736.8	是
MX-2	1 210	2 700	2.5	0.50	921.0	是
MX-3	1 210	2 700	2.5	0.60	1 105.2	是
MX-4	1 210	2 700	1.5	0.65	736.8	是
MX-5	1 210	2 700	2.0	0.51	736.8	是
MX-6	1 210	2 700	3.0	0.34	736.8	是
MX-7	1 210	2 700	2.5	0.47	736.8	否

1.2 有限元分析过程

采用顺序耦合的方法研究冷弯型钢夹支薄板剪力墙的抗火性能,分析过程如下:

1.2.1 常温下静力分析

首先,在有限元中采用 Buckle 分析步对墙体进行弹性屈曲模态分析,将得出的一阶模态作为墙体的初始几何缺陷,大小取 $0.2t_w$ ^[17], t_w 为钢板的厚度,然后进行 Riks 非线性屈曲分析,得出墙体极限承载能力。

1.2.2 传热分析

墙体和热空气之间热交换方式主要是热传导、热对流和热辐射,需要定义材料比热容、导热系数、辐射系数等,空气按照 ISO 834 曲线升温,升温时间为 120 min。定义模型参数绝对零度和斯蒂芬-波尔兹曼常数分别为 $-273\text{ }^\circ\text{C}$ 和 $5.67 \times 10^{-8}\text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}^4)$,墙体受火侧的对流换热系数设置为 $25\text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$,表面辐射率为 0.7,环境温度与时间的关系设置为 ISO 834 标准升温曲线,由于背火侧与环境温度热量交换,对流换热系数设置为 $10\text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$,表面辐射率为 0.7,环境温度设置为 $20\text{ }^\circ\text{C}$ ^[12]。

1.2.3 热力耦合分析

过程可通过 2 个分析步完成:1)建立 Static General 分析步,在墙体顶部施加竖向载荷、静力加载,并传递至下一步;2)建立另一个 Static General 分析步,通过预定义场将传热分析得出的温度结果导入模型,进行热力耦合分析。

1.3 材料高温下物理与力学参数

钢材的热膨胀系数、比热和导热系数依据 EC3(EN 1993-1-2: 2005)^[18] 建议的公式确定,可求得钢材的比热和导热系数。钢材常温下泊松比取 0.3,密度取 $7\,750\text{ kg}/\text{m}^3$,弹性模量和屈服强度见文献[1],钢板为 Q235 钢材,屈服强度为 240 MPa,弹性模量为 191 GPa,边柱和顶底梁为 Q345 钢材,屈服强度取 445 MPa,弹性模量为 196 GPa。

钢材在高温下弹性模量和屈服强度都会随着温度的升高而降低,折减系数可通过 EC3(EN 1993-1-2: 2005)^[18] 确定。图 2 为钢材参数随温度的变化曲线。

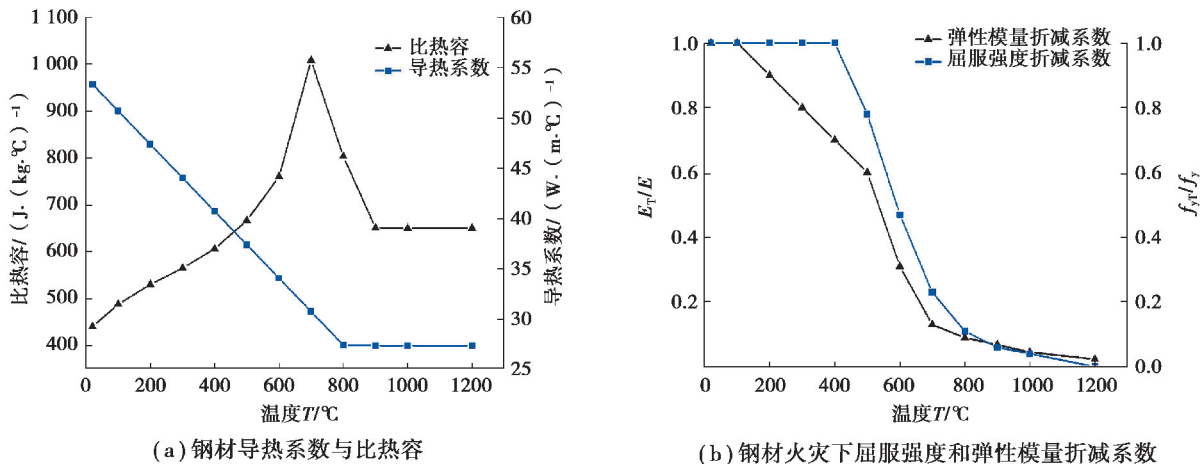


图 2 钢材参数与温度的关系

Fig. 2 Relationship of steel material properties and temperature

1.4 失效准则

试件的耐火性能应从多个方面进行判定,根据《建筑构件耐火试验方法》(GB/T9978—2008)^[19] 给出的判断准则,当出现试件失去承载能力、丧失完整性或丧失隔热性时,可认为试件失效。由于文中研究的是墙体骨架在竖向荷载作用下的抗火性能,仅以“失去承载能力”为标准判别结构的失效:对于竖向承重构件,当轴向压缩变形量达到 $h/100\text{ mm}$ (h 为墙高,文中墙体轴向压缩变形量标准为 27 mm),轴向压缩变形速率达到 $3h/1\,000(\text{mm}/\text{min})$ 时,认为试件失效(文中墙体轴向压缩变形速率标准为 $8.1\text{ mm}/\text{min}$)。

2 模型验证

采用文献[9]给出的冷弯薄壁型钢承重组合墙体耐火性能试验进行模型验证,钢材与面板的热工参数采用该文献中试验测定的数据。共进行了 11 片墙体的耐火性能试验,以该文献中的试件 S1 为验证模型,平面尺寸为 3 380 mm×3 000 mm(宽×高),厚度为 137 mm,采用 C89×50×13×0.9 龙骨立柱和上下 U90×50×0.9 导轨,龙骨立柱间距 600 mm,双侧外表面覆双层 12 mm 厚防火石膏板,面板与龙骨之间采用自攻钉连接,轴压比为 0.65,单面受火,按照 ISO 834 标准曲线升温,试验墙体 S1 的截面和加载装置如图 3 所示。

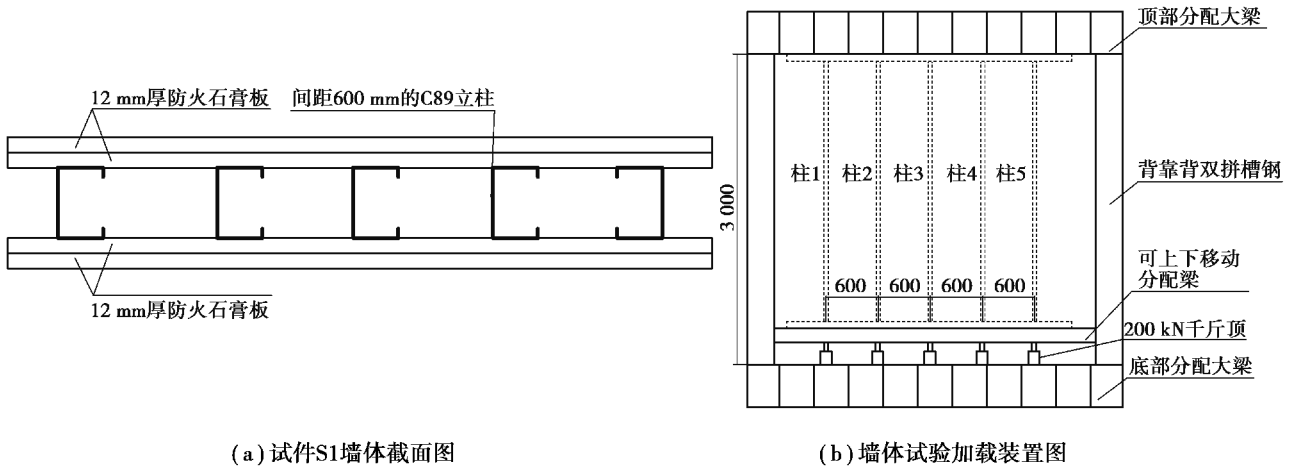


图 3 试件设计图

Fig. 3 Specimen design

2.1 传热模型验证

建立有限元三维传热模型对试件进行温度分析,模型尺寸与试验相同。图 4(a)为墙体立柱 3 的试验与有限元各测点温度曲线对比。由图 4(a)可知,C 型钢截面各测点有限元得出的温度与试验基本相同,仅在 35~45 min 内,有限元中受火侧面板测点 B2-Cav 得出的温度比试验略大,其他时间段较为吻合,说明有限元模型能够准确地模拟冷弯型钢墙体在火灾下的温度分布。

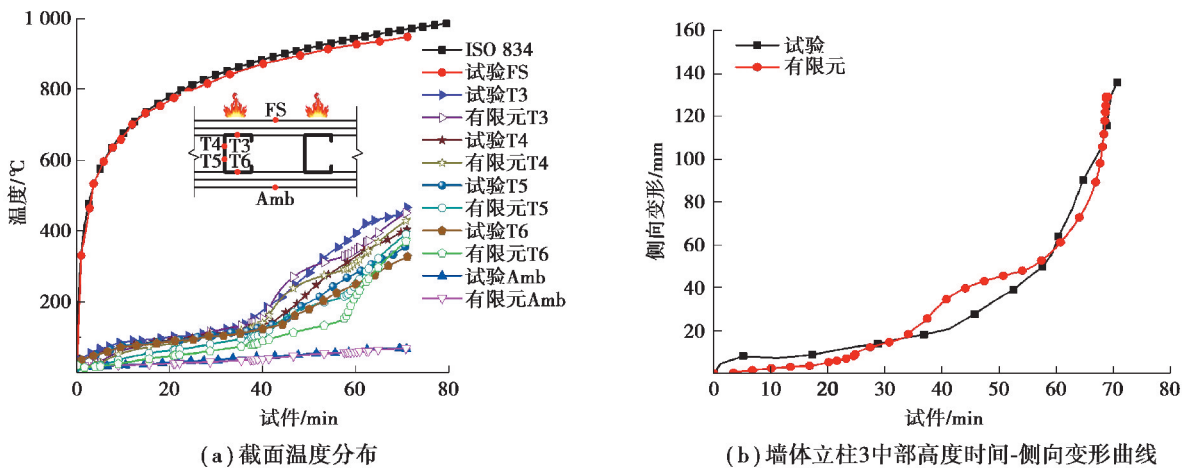


图 4 有限元分析结果和试验结果的对比

Fig. 4 Comparison of results between finite element analysis and test

2.2 热力耦合模型验证

有限元中的模型取试验墙体立柱 3 左右各 300 mm 宽区间(共 600 mm 宽,对应龙骨立柱间距)进行热力

耦合模拟。图 4(b)为试验与有限元得到的墙体立柱 3 中部高度时间-侧向变形结果对比,由于有限元中的边界条件属于理想铰接,未考虑面板与立柱自攻钉连接发生的相对错动,导致与试验结果存在略微误差。由图可知,有限元分析得到的墙体立柱受火初期侧向变形略慢于试验,但 30 min 后侧向变形速率加快,最终有限元得出的侧向变形结果与试验相近,说明该模型能够准确地模拟冷弯型钢墙体在火灾下的受力和变形,验证了有限元模型的合理性。

3 剪力墙抗火性能分析

3.1 火灾下墙体各部位温度分布

由于不同边柱厚度的墙体温度分布规律相近,以模型 MX-1 为例讨论墙体温度分布情况。图 5 为各构件在标准升温条件下的温度分布,图 6 为墙体 MX-1 的边柱、竖向加劲肋和顶梁截面各测点在标准升温曲线下的温度曲线。由图 6 可知,边柱截面测点 B-3 位于受火面与背火面交界处,升温初期该点温度与标准升温曲线存在显著差别,且随着温度的升高,此处与外侧空气产生明显对流换热,使得该点温度在受火 120 min 时比测点 B-1 低 243 °C。测点 B-4 与测点 B-3 温差最大,达到 300 °C,原因在于测点 B-4 位于背火侧,热量主要来源于钢材内部的热传递。测点 P-3 位于钢板上,升温初期与标准升温曲线温度相近,但受火 120 min 时,两者最大温差达到 233 °C,这是由于钢板较薄,面积较大,随着温度的升高,钢板与外侧空气产生明显对流换热。测点 P-1 温度略低于 P-3,原因在于该测点位于夹支边柱空腔内的钢板上,此处钢板未直接接触热源,热量主要来自钢材内部热传导和空腔内热辐射。B-5 和 B-6 为背火面测点,受火 20 min 时,温度持续升高,随着受火时间的延长升温变得缓慢,在升温 120 min 后,两点温度分别达到 344 °C 和 251 °C。由图 6(b)可知,竖向加劲肋截面各测点之间的温度关系与边柱相近,边柱与竖向加劲肋背火面帽形截面腹板温度最低,受火 120 min 时,仅为受火面相应位置温度的 25%,而内嵌钢板温度达到墙体最高受火温度的 80%。由图 6(c)可知,由于测点 L-1 和 L-2 位于受火一侧,温度曲线与标准升温曲线相近。L-3 位于受火侧与背火侧交界处,与外界空气产生对流换热,温度明显低于前 2 个测点。L-4 和 L-5 为背火面测点,在标准升温曲线下,受火 120 min 时,温度分别达到 546 °C 和 465 °C。

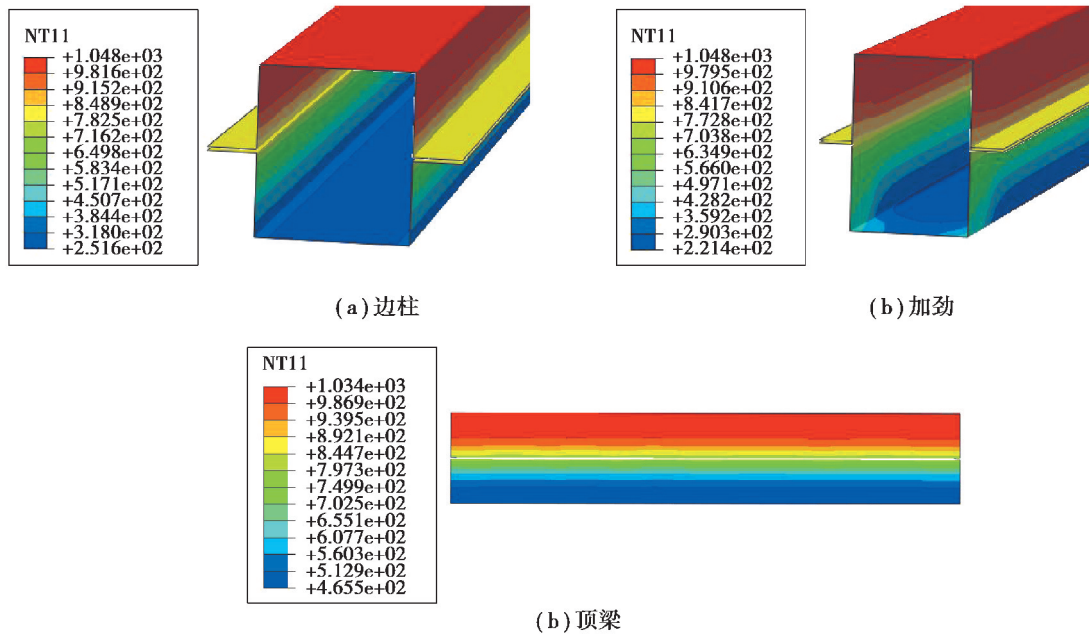


图 5 墙体构件温度分布

Fig. 5 Temperature distribution of wall components

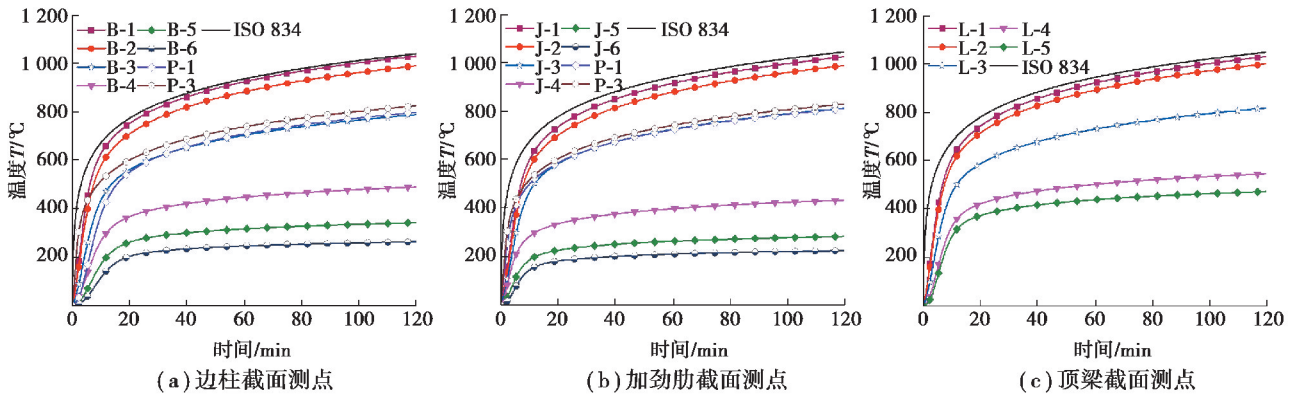


图 6 各测点温度曲线

Fig. 6 Temperature curve of each measuring point

3.2 轴压比对墙体抗火性能的影响

图 7 为不同轴压比下墙体顶部竖向位移和竖向位移变形速率随时间变化曲线,图 8 为不同轴压比下墙体应力云图。MX-1、MX-2 和 MX-3 分别对应轴压比为 0.4、0.5 和 0.6,3 个试件的耐火极限分别为 39 min、17 min 和 10 min。由图 7 可知,随着轴压比的增加,墙体顶部竖向位移增长速率加快,不同轴压比下墙体耐火极限存在较大差距。墙体施加的轴压比越大,抗火性能越差。轴压比为 0.4 时,耐火极限为 39 min;轴压比为 0.5 时,相较轴压比为 0.4 时,耐火极限降低了 56%;轴压比为 0.6 时,相较轴压比为 0.5 时,耐火极限降低了 41%。由此可知,墙体轴压比每提升 10%,其耐火极限降低约 1/2。

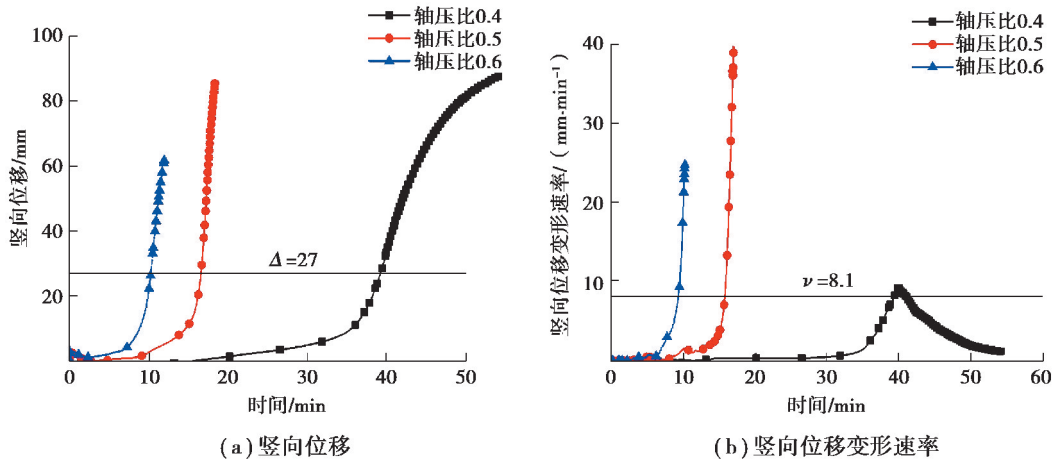


图 7 竖向位移及其变形速率随轴压比变化曲线

Fig. 7 The change curve of vertical displacement and its deformation rate with axial compression ratio

由图 8 可知,不同轴压比下墙体发生的破坏形态有所不同,随着轴压比的增大,墙体在火灾下的破坏位置随之上移,并由整体屈曲向局部屈曲转变。轴压比为 0.4 时,墙体在火灾下最大变形位置位于墙体中部;轴压比为 0.5 时,墙体最大变形位置较轴压比 0.4 时有所上移;同时,竖向加劲肋顶部发生较大弯曲,钢板向背火面鼓起;轴压比为 0.6 时,墙体最大变形位置进一步上移,接近顶梁,虽然墙体整体变形幅度较小,但顶部竖向位移增长速率较快。

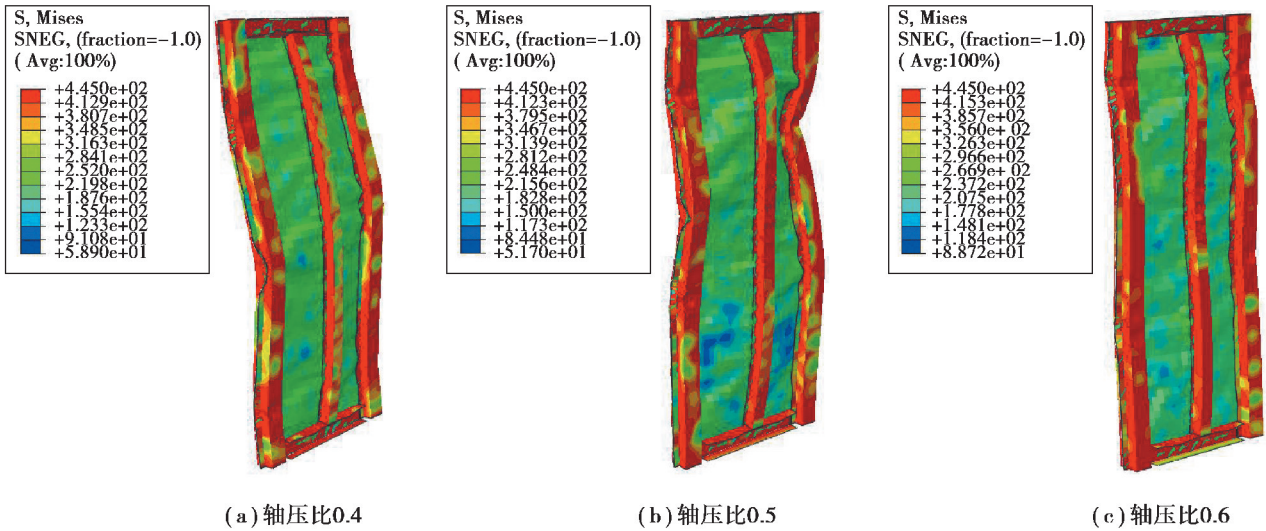


图 8 不同轴压比下墙体应力云图

Fig. 8 The stress nephogram under different axial pressure ratios

3.3 边柱壁厚对墙体抗火性能的影响

图 9(a)和图 9(b)为不同壁厚边柱的墙体顶部竖向位移和竖向位移变形速率随时间变化曲线,图 10 为不同边柱壁厚墙体应力云图。MX-4、MX-5、MX-1 和 MX-6 分别对应边柱厚度为 1.5、2.0、2.5 和 3.0,4 个试件的耐火极限分别为 9 min、18 min、39 min 和 111 min。

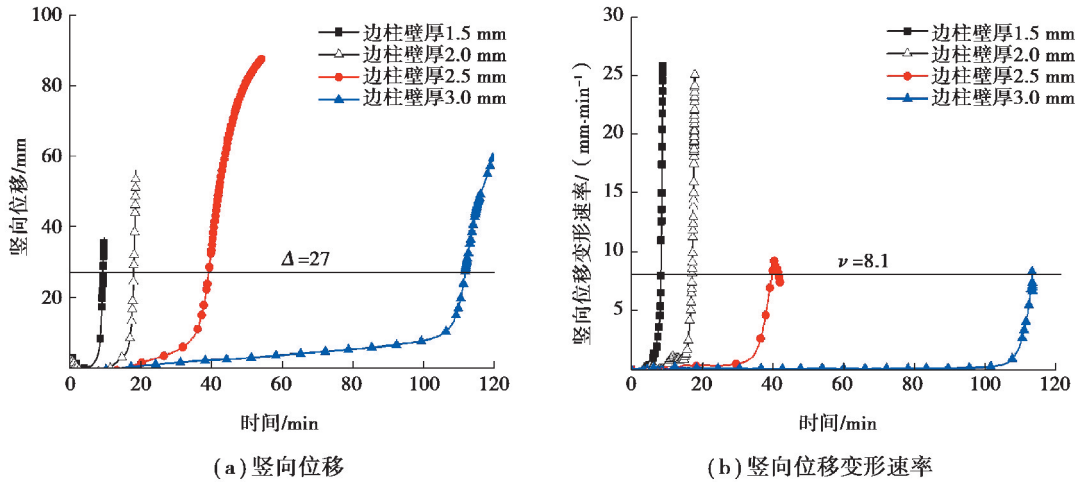


图 9 竖向位移随边柱壁厚变化曲线

Fig. 9 The change curve of vertical displacement with the thickness of side column

墙体竖向承载能力主要由边柱承担,由图 9 可知,在竖向荷载下,随着边柱壁厚的增加,墙体顶部竖向位移增长速率逐渐减缓,说明增加边柱厚度可以较好地提高墙体的抗火性能。随着边柱壁厚的提高,墙体耐火极限也有较大幅度提升,其中,当壁厚为 1.5~2.5 mm 时,边柱壁厚每提升 0.5 mm,其耐火极限提升 2 倍,当壁厚从 2.5 mm 提升到 3 mm 时,墙体耐火极限提升了 2.8 倍。

由图 10 可知,不同边柱壁厚的墙体火灾下弯曲形态有所不同:边柱壁厚为 1.5 mm 和 2.0 mm 时,墙体朝向受火面弯曲,最大弯曲变形位置位于墙体中部;壁厚为 2.5 mm 和 3.0 mm 时,墙体受火温度在达到 700 °C 前,朝向受火面弯曲,在 700 °C 后转向背火面弯曲,最大弯曲位置位于墙体中部。这是因为升温初期,墙体立柱横截面由于温度梯度的存在,致使墙体朝受火面发生弯曲,由于边柱厚度为 1.5 mm 和 2.0 mm 时,墙体承载能力较弱,轴力作用下产生的附加弯矩加速了墙体朝向受火面弯曲;边柱厚度为 2.5 mm 和 3.0 mm 时,墙体承载能力相对较强,初期朝向受火面小幅度弯曲,有较强的承载能力,随着墙体受火温度的增加,边柱截面刚度中心不断向背火面偏移,最终导致墙体转向背火面弯曲。

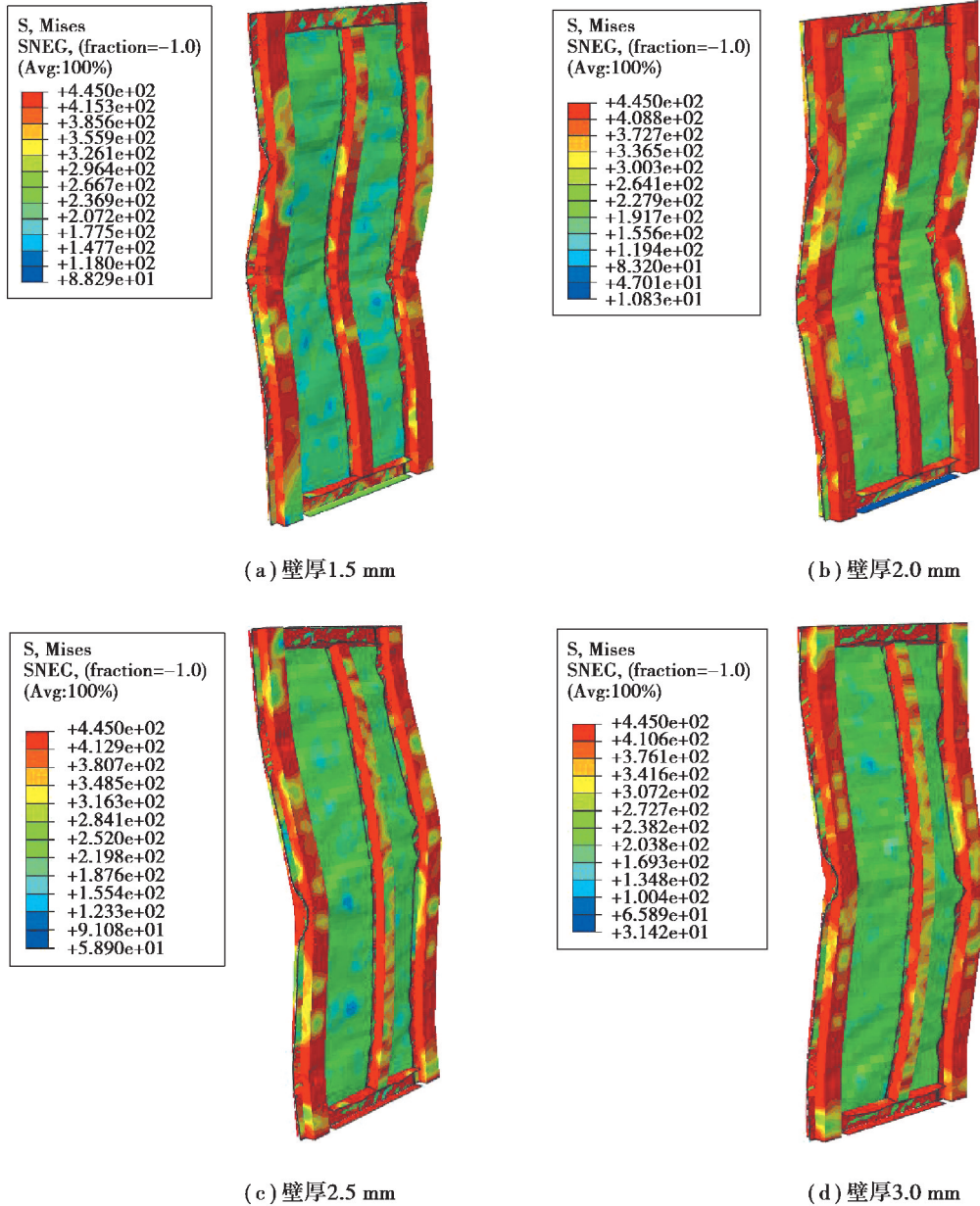


图 10 不同边柱壁厚墙体应力云图

Fig. 10 The stress nephogram of wall with different wall thicknesses of side column

综上所述,在火灾作用下,墙体发生弯曲的方向与边柱的承载能力有关。承载能力较小时,墙体朝向受火面弯曲,反之,朝向背火面弯曲,而边柱壁厚对其自身承载能力有较大影响。由此可知,边柱壁厚对墙体的破坏形态与耐火极限有较大影响,选择合适的壁厚可以有效提高墙体的抗火性能,建议选取的边柱壁厚不小于 2.5 mm。

3.4 竖向加劲肋对墙体抗火性能的影响

图 11 为有无竖向加劲肋墙体顶部竖向位移随时间变化曲线,图 12 为有无加劲肋墙体在热力耦合作用下的应力云图。MX-1 和 MX-7 分别对应带加劲肋墙体和不带加劲肋墙体,2 个试件的耐火极限分别为 39 min和 16 min。

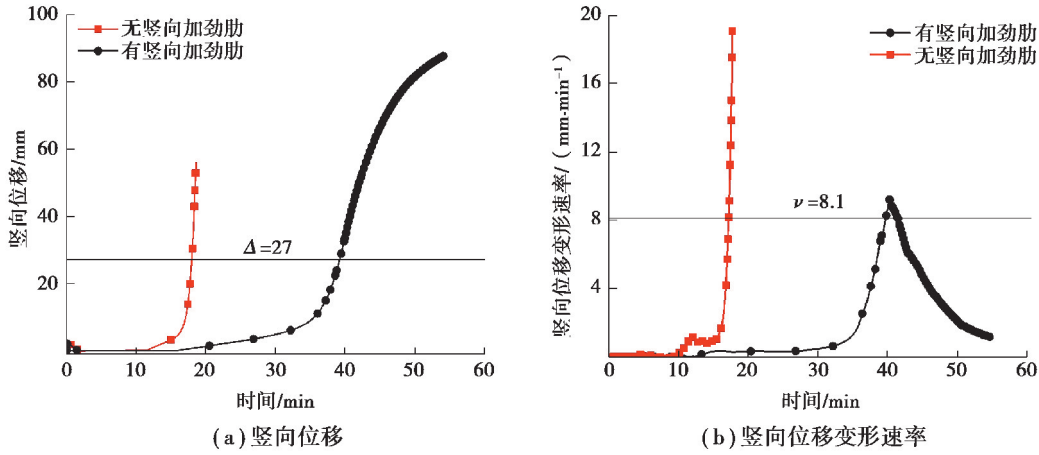


图 11 竖向位移随有无加劲肋变化曲线

Fig. 11 The change curve of vertical displacement with or without stiffeners

由图 11 可知,随着受火时间的增加,有加劲肋的墙体在火灾下顶部竖向位移变化的速率慢于无加劲肋墙体,这是由于竖向加劲肋承担部分竖向载荷,起到辅助边缘立柱承载的作用。由图 11(b)可知,无加劲肋的墙体在受火 15 min 后,顶部竖向位移变化速率急剧上升,而有加劲肋的墙体受火 33 min 后,竖向位移才开始大幅度上升,说明加劲肋对墙体破坏具有一定的延缓作用。由以上数据可知,有加劲肋的墙体耐火极限比不带加劲肋的墙体大 59%,由此可知,竖向加劲肋可较大幅度地提高墙体在竖向荷载作用下的抗火性能。

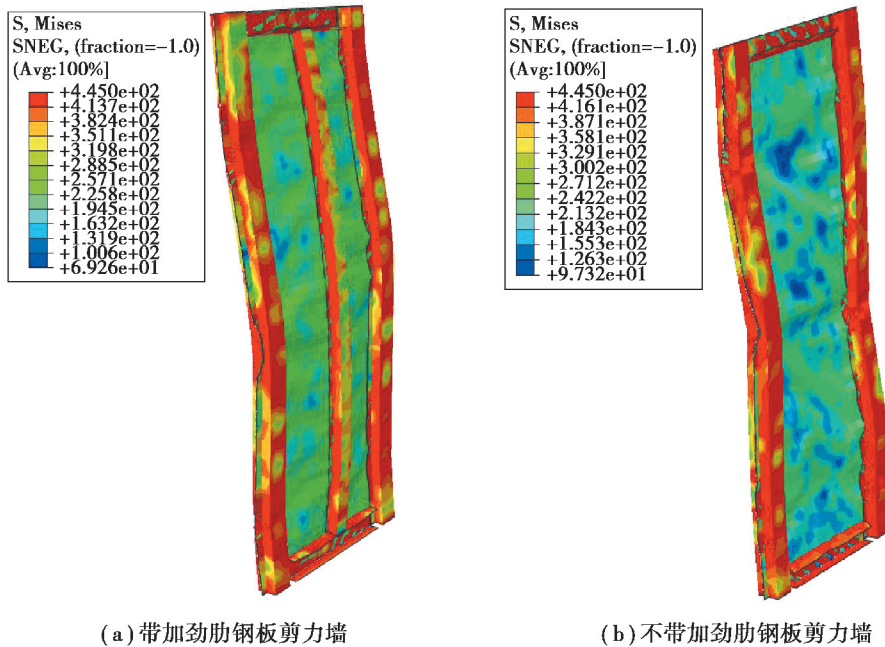


图 12 钢板剪力墙应力云图

Fig. 12 Stress nephogram of steel plate shear wall

由图 12 可知,有加劲肋的墙体弯曲形状呈现弓形,无加劲肋的墙体弯曲形状呈扭转形式,原因在于无加劲肋的墙体内嵌钢板受温度作用后发生屈曲变形,导致边柱产生不均匀拉力,最终使得墙体两侧边柱发生的

弯曲方向相反,而有加劲肋的墙体可以利用加劲肋平衡钢板过早屈曲所导致的不均匀拉力。有加劲肋的墙体随温度增加产生变形的过程为:在温度升高至 700 °C 前,受火面钢材由于在高温下受热膨胀,致使墙体朝受火面方向发生弯曲,700 °C 之后由于受火面钢材的刚度大幅降低,加劲肋和边柱截面刚度中心不断向背火面偏移,最终导致墙体转向背火面弯曲,且随着温度不断上升,边柱帽形截面翼缘首先发生较大屈曲,随后全截面发生屈服,墙体最终弯曲为弓形。

综上所述,加劲肋可有效提高墙体的耐火性能,在墙体遭受火灾时有助于约束内嵌钢板平面外变形,有效缓解了火灾下因钢板变形致使边柱受到的额外拉力。

4 结 论

1) 受火 2 h 时,内嵌钢板温度为墙体最高受火温度的 80%,边柱与竖向加劲肋背火面帽形截面腹板处的温度最低,仅为受火面相应位置温度的 1/4。

2) 墙体轴压比每提升 10%,耐火极限降低约 50%,随着轴压比的增大,墙体在火灾下的破坏位置随之上移,并由整体屈曲向局部屈曲转变。

3) 改变边柱壁厚会引起墙体破坏形态的改变,对墙体耐火极限有较大影响,选择合适的壁厚可以有效提高墙体的抗火性能,建议选取的边柱壁厚不小于 2.5 mm。

4) 有加劲肋的墙体利用加劲肋平衡钢板过早弯曲所导致的不均匀拉力,对墙体遭受火灾时产生的破坏起到一定的延缓作用,可有效提高墙体的耐火性能。

5) 在火灾作用下,墙体发生弯曲的方向与边柱的承载能力有关。承载能力较小时,墙体朝向受火面弯曲,反之,朝向背火面弯曲,墙体发生弯曲时,边柱帽形截面的帽檐首先发生较大屈曲变形,随后全截面发生屈服。

参考文献:

- [1] 周绪红, 邹昱瑄, 徐磊, 等. 冷弯薄壁型钢-钢板剪力墙抗震性能试验研究[J]. 建筑结构学报, 2020, 41(5): 65-75.
Zhou X H, Zou Y X, Xu L, et al. Seismic behavior of cold-formed thin-walled steel plate shear wall[J]. Journal of Building Structures, 2020, 41(5): 65-75. (in Chinese)
- [2] 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.
- [3] 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.
- [4] Feng M, Wang Y C. An analysis of the structural behavior of axially loaded full-scale cold-formed thin-walled steel structural panels tested under fire conditions[J]. Thin-Walled Structures, 2005, 43(2): 291-332.
- [5] Sivakumar K, Mahendran M. A review of parameters influencing the fire performance of light gauge steel frame walls [J]. Fire Technology, 2018, 54: 3-35.
- [6] Roy K, Lim J B P, et al. Collapse behaviour of a fire engineering designed single-storey cold-formed steel building in severe fires[J]. Thin-Walled Structures, 2019, 142: 340-357.
- [7] 陈伟. 冷成型钢承重组合墙体抗火试验及理论研究[D]. 南京: 东南大学, 2014.
Chen W. Experimental and theoretical research on cold-formed steel load-bearing wall systems in fire[D]. Nanjing: Southeast University, 2014. (in Chinese)
- [8] Chen W, Ye J H. Design of cold-formed steel screw connections with gypsum sheathing at ambient and elevated temperatures[J]. Applied Sciences, 2016, 6(9): 248-263.
- [9] 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)
- [10] 陈伟, 叶继红. Q345冷成型钢高温力学性能试验研究[J]. 建筑结构学报, 2012, 33(2): 41-49.
Chen W, Ye J H. Experimental investigation on mechanic behavior of Q345 cold-formed steel material at elevated temperatures[J]. Journal of Building Structures, 2012, 33(2): 41-49. (in Chinese)

- [11] 汪正流. 新型冷弯薄壁型钢组合楼盖抗火试验与数值模拟研究[D]. 南京: 东南大学, 2015.
Wang Z L. Experiment research and numerical simulation on cold-formed steel composition floor in fire[D]. Nanjing: Southeast University, 2015. (in Chinese)
- [12] 李献勇. 轻钢组合构件火灾及板材热物理试验和高温数值模拟研究[D]. 南京: 东南大学, 2017.
Li X Y. Fire resistance and thermal properties experiment of light steel composite member and numerical simulation at elevated temperature[D]. Nanjing: Southeast University, 2017. (in Chinese)
- [13] Liao X K, Wei F F, Qu L H. Preliminary research on mechanical behavior of steel frame filled with steel plate shear wall after exposure to overall stage of fire[J]. *Applied Mechanics and Materials*, 2013, 351: 90-94.
- [14] 易莉雅. 开洞双钢板剪力墙抗火性能研究[D]. 哈尔滨: 东北石油大学, 2015.
Yi L Y. Research on fire resistance of double steel plate shear wall with openings[D]. Haerbin: Northeast petroleum university, 2015. (in Chinese)
- [15] 张荣钢, 张宏涛, 庄苗, 等. 火灾下钢板剪力墙屈曲后的塑性极限分析[J]. *工程力学*, 2013, 30(4): 115-121.
Zhang R G, Zhang H T, Zhuang Z, et al. Post buckling plastic limit analysis of fire resistance for steel plate shear walls [J]. *Engineering Mechanics*, 2013, 30(4): 115-121. (in Chinese)
- [16] Esmaili N S, Behzad R, Karim A. Seismic behavior of steel sheathed cold-formed steel shear wall: experimental investigation and numerical modeling[J]. *Thin-walled Structures*, 2015, 96: 337-347.
- [17] 王培军, 王旭东, 张露露, 等. 常温及火灾下蜂窝梁腹板屈曲承载力计算方法[J]. *工程力学*, 2017, 34(2): 171-178.
Wang P J, Wang X D, Zhang L L, et al. Design method for web-post shear buckling strength of castellated beams at room temperature & in fire[J]. *Engineering Mechanics*, 2017, 34(2): 171-178. (in Chinese)
- [18] European Committee for Standardization. Eurocode 3: Design of Steel Structures. Part1-2: General Rules. Structural Fire Design (EN1993-1-2: 2005)[S]. Brussels: the Committee, 2005.
- [19] 建筑构件耐火试验方法: GB/T 9978—2008[S]. 北京: 中国标准出版社, 2008.
Fire-resistance tests of building construction: GB/T 9978—2008[S]. Beijing: Standards Press of China, 2008. (in Chinese)

(编辑 陈移峰)