

DOI: 10.11830/ISSN.1000-5013.202204034



带连接板的空心板整浇楼面 耐火性能分析

郑知航¹, 曾志兴¹, LIU Angela², 罗漪¹

(1. 华侨大学 土木工程学院, 福建 厦门 361021;

2. Building Research Association of New Zealand, Porirua 5381)

摘要: 为分析带连接板的空心板整浇楼面试件的耐火性能,通过有限元分析方法,建立恒载升温下的空心板整浇楼面试件的数值分析模型,并与试验结果进行对比和验证。基于验证后的有限元模型,分析荷载水平、空心几何尺寸、现浇楼板钢筋网屈服强度和空心板端可压缩层厚度对空心板整浇楼面耐火性能的影响。结果表明:试件的破坏形态、温度场分布、板面挠度变化的模拟结果与试验结果吻合较好;邻近连接板的空心板肋部发生连贯破坏;通过生死单元法能较好地还原破坏现象对后续温度及变形发展趋势的影响;连接板构造是空心板整浇楼面隔热较弱部分,不利于整体结构防火;随着荷载水平的提高,试件的耐火极限显著降低,试件连接板与空心板交界处及现浇板的中心区域发生破坏;空心尺寸改变、钢筋网强度减少、可压缩层厚度增加均会使空心板整浇楼面的耐火性能出现不同程度的下降。

关键词: 空心板整浇楼面; 连接板; 火灾; 有限元分析

中图分类号: TU 378.5; TU 352.502 **文献标志码:** A **文章编号:** 1000-5013(2022)05-0603-09

Analysis on Fire Resistance Performance of Hollow-Core Slab Integrated Floor With Link Slab

ZHENG Zhihang¹, ZENG Zhixing¹, LIU Angela², LUO Yi¹

(1. College of Civil Engineering, Huaqiao University, Xiamen 361021, China;

2. Building Research Association of New Zealand, Porirua 5381, New Zealand)

Abstract: In order to analyze the fire resistance performance of hollow-core slab integrated floor specimen with link slab, the numerical model of hollow-core slab integrated floor specimen under constant load heating is established by finite element method, and the results are compared and verified with the test results. Based on the verified finite element model, the effects of various factors on the fire resistance performance of hollow-core slab integrated floor are analyzed, such as load level, hollow-core geometry size, the yield strength of cast-in-place floor steel mesh and the thickness of the compressible layer at hollow-core slab end. The results show that the simulation results of the failure mode, temperature field distribution and floor deflection change of the specimen are in good agreement with the test results. Continuous destruction occurs on the ribs of hollow-core slab adjacent to the link slab. The influence of failure phenomena on subsequent temperature and deformation can be well simulated by birth-death element method. The link slab structure is a weak part of hollow-core slab integrated floor, which is not conducive to the fire protection of the whole structure. With the increase of the

收稿日期: 2022-04-24

通信作者: 罗漪(1976-),女,教授,博士,博士生导师,主要从事既有结构性能评价及结构防灾减灾的研究. E-mail: luoyi@hqu.edu.cn.

基金项目: 国家自然科学基金面上资助项目(51878302, 52078225)

load level, the fire resistance of the specimen decreases significantly, and the junction between the link slab and the hollow-core slab of the specimen and the central area of the cast-in-place slab are damaged. The change of hollow-core size, the decrease of steel mesh strength and the increase of compressible layer thickness decrease the fire resistance of hollow-core slab integrated floor.

Keywords: hollow-core slab integrated floor; link slab; fire; finite element analysis

预制预应力混凝土空心板(简称空心板)是由预制的空心混凝土与预应力钢绞线组合而成的构件。空心板在常温下具有良好的抗弯承载能力,并具有成本低、施工快、空间利用率高、维护成本低等特点。空心板的耐火性能受材料性能退化、热应力和孔洞造成的应力集中等诸多因素的影响^[1]。文献[2-7]针对空心板底部受火进行试验及分析,结果表明,空心板在火灾下的结构性能因所受的约束明显改变。在实际应用中,空心板通常与圈梁和现浇楼板形成整浇楼面,其火灾下的承载力机制与单一的空心板差别较大。因此,研究空心板整浇楼面能更直接地反映实际工程的状况。

针对空心板抗震性能的研究^[8-9]指出,整浇楼面中空心板与梁紧密贴合时,梁的侧向变形会导致空心板处于一种类似双向受弯的工况,由于空心板单向配筋的特点,空心板易沿腹板损坏,因此,设计连接板使空心板与梁在侧向保持一定距离。实际工程中,在空心板和梁之间浇筑宽度为 600~750 mm 的连接板。新西兰的混凝土设计规范 NZS 3101^[10]引入了该细节,并逐渐推动学者系统地研究带有连接板构件结构的耐火性能。

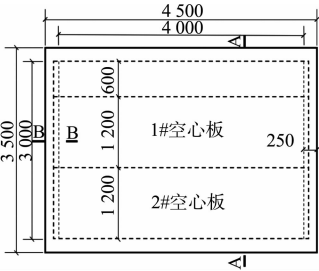
在空心板构件的数值模拟研究中,Dotrepe 等^[1]建立了关于空心板的数值模型,强调空心板内部空心与材料所含水分对结构热分析的影响。Chang 等^[3]利用非线性有限元程序 SAFIR,采用梁格和壳单元模拟空心板,研究长宽比和侧向支承条件对预制空心板耐火性能的影响。陈振龙等^[11]利用软件 ABAQUS 对火灾下底面受热的预应力混凝土空心板进行非线性热-力耦合分析,并与试验结果进行对比。Pecencko 等^[12]基于二维水-热-化学耦合模型,对空心板进行温度场和水分场分析,根据新的一维几何与材料非线性模型确定的应力-应变状态,研究预应力空心混凝土板在自然火灾下的耐火性能。Chen 等^[13]采用等效热工系数的固体材料,模拟空心板空心内的空气,对不同受火时间后空心板整浇楼面的剩余承载力进行数值模拟。目前,空心板构件的数值模拟研究多以空心板作为分析对象,较少对整浇楼面整体进行分析,整浇楼面的连接板构造设计对结构整体耐火性能的影响尚待评估。

基于新西兰国家建筑研究会已有试验研究的结果,对带有连接板构造的空心板整浇楼面(简称整浇楼面)试件的耐火性能与破坏特征进行数值分析,探究连接板的构造对预制预应力空心板结构耐火性能的影响。

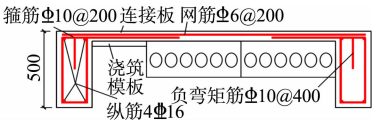
1 有限元建模

1.1 试验模型

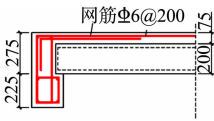
利用有限元分析软件 ABAQUS 对整浇楼面试件建立三维有限元模型,该试验于 2021 年在新西兰国家建筑研究会 BRANZ 的实验室完成。试件由圈梁、现浇楼板和 2 块空心板组成,整体长 4.5 m,宽 3.5 m。试件的几何尺寸及配筋,如图 1 所示。



(a) 试件几何尺寸



(b) A-A 剖视图



(c) B-B 剖视图

图 1 试件的几何尺寸及配筋(单位:mm)

Fig. 1 Geometric dimension and reinforcement of specimen (unit: mm)

对 2 块空心板进行编号,靠近和远离连接板的空心板分别编号为 1# 和 2#.圈梁部分混凝土保护层厚度为 50 mm;楼板的钢筋网中心距离混凝土表面 37.5 mm;试件中纵筋的直径为 16 mm,负弯矩筋和箍筋的直径为 10 mm,板内钢筋网直径为 6 mm;采用的钢筋屈服强度为 500 MPa。试件圈梁分两次

浇筑,首次浇筑空心板底高度的垫层,第 2 次完成整个构件的浇筑,两次浇筑的混凝土标准抗压强度分别为 26.3,32.5 MPa. 浇筑完毕后,保留连接板底部 25 mm 的木质浇筑模板.

空心板的高度为 200 mm,宽度为 1 200 mm,长度为 4 m. 空心板截面示意图,如图 2 所示. 预应力钢绞线底部的混凝土保护层厚度为 50 mm,横截面积为 14.28 mm²,抗压强度为 60.3 MPa,劈裂抗拉强度为 6.7 MPa,预应力钢绞线强度为 1.87 GPa,预应力水平为 70%. 试件的有限元模型,如图 3 所示.

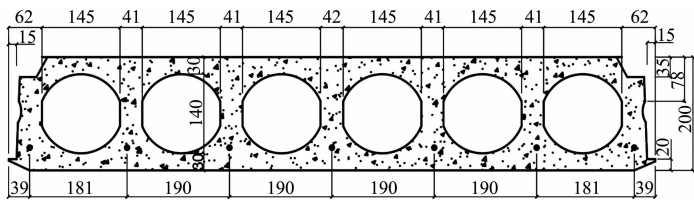


图 2 空心板截面示意图(单位:mm)

Fig. 2 Schematic diagram of hollow-core slab section (unit: mm)

试件的有限元模型,如图 3 所示.

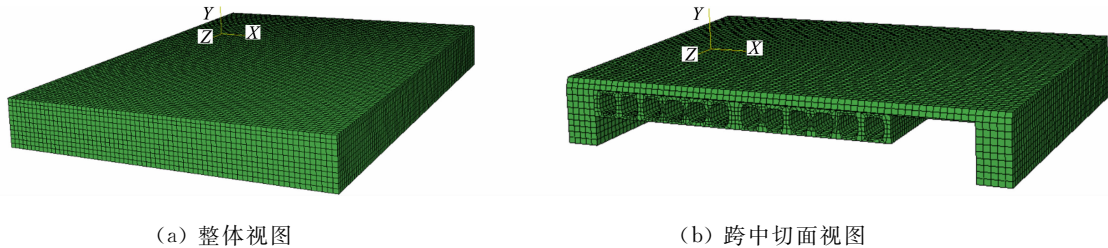


图 3 试件的有限元模型

Fig. 3 Finite element model of specimen

试验采用恒载升温,在板面施加 5.27 kPa 的均布荷载,试件底部采用 ISO 834 曲线进行升温,受火时间为 2 h. 1# 空心板两面受火,连接板和 2# 空心板底部受火,圈梁内侧受火.

1.2 有限元模型设置

采用顺序热力耦合分析模拟火灾试验,首先,通过热分析获得试件的温度场结果,然后,导入静力分析模块,实现热-力耦合分析. 温度热分析时,混凝土和木质浇筑模板采用热分析八节点三维单元 DC3D8,钢筋和钢绞线采用两节点杆单元 DC1D2. 假定混凝土与钢筋和钢绞线之间完全接触,用“Embed”进行自由度耦合,采用“Tie”定义各构件之间相互的热传递. 对圈梁、现浇层和空心板暴露在炉腔火焰的受火边界设置热对流和热辐射,受火面对流换热系数取 25 W · (m² · K)⁻¹^[14],背火面对流换热系数取 9 W · (m² · K)⁻¹,混凝土和木质浇筑模板受火面的综合辐射系数分别取 0.7^[15]和 0.8^[16],绝对零度取-273 ℃. 空心板孔洞内设置空腔辐射以模拟孔洞对试件温度场分布的影响.

热-力耦合分析时,混凝土采用八节点三维减缩积分单元 DC3D8R,钢筋和钢绞线采用两结点线性三维杆单元 T3D2,木质浇筑模板只考虑其隔热影响,不参与受力分析. 通过初始应力法模拟钢绞线的预应力,各接触面采用硬接触,在圈梁的底部设置铰支座约束(位移 $U_z=U_x=U_y=0$)以限制其位移. 在试件的板面施加均布荷载,导入温度场结果.

温度场分析中,各项材料的热工系数采用欧洲规范 Eurocode^[14,17]的参考值. 混凝土采用塑性损伤模型,高温下的力学性能采用 Lie 模型^[16]. 高温下,钢筋和钢绞线的本构采用双折线模型和 Von Mises 屈服准则,力学性能采用欧洲规范 Eurocode 的取值^[18]. 在火灾试验过程中,空心板试件底部的混凝土突然大规模剥落、预应力筋暴露,并伴随木质浇筑模板的隔热性失效,对试件的传热与受力过程有明显影响. 采用生死单元法,利用软件 ABAQUS 的“model change”功能,使空心板底部剥落层及木质浇筑模板的单元在分析过程中失效,假定温度场沿跨度分布均匀. 在温度热分析的过程中,对剥落后暴露出的受火面重新设置热对流和热辐射边界条件. 设定“model change”前、后模型变化的示意图,如图 4 所示.

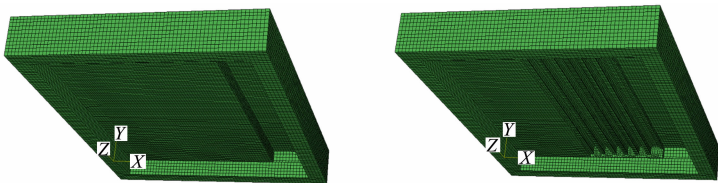


图 4 设定“model change”前、后模型变化示意图

Fig. 4 Schematic diagram of model change before and after “model change” setting

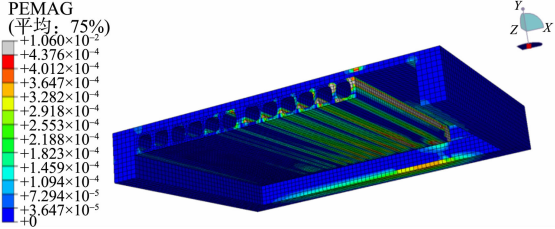
2 有限元结果与对比

2.1 破坏形态

对比有限元模型和试件的破坏模式,验证数值分析模型的可靠性. 试验开始 29 min 后,炉腔内发出剧烈的声响,1#空心板大量碎裂,肋部和底部发生破损,大量混凝土剥落,除此以外,试件其余部位未发现明显破坏现象. 试件破坏形态,如图 5(a)所示. 试件跨中切面上发生大规模混凝土崩塌前一刻对应分析步的塑性变形值(PEMAG)云图,如图 5(b)所示. 由图 5 可知:1#空心板侧肋与底肋是试件承受较大破坏的位置,沿跨长方向有连贯的破坏,模拟结果和试验观察到的混凝土侧肋、底部破损一致,有限元模拟结果吻合良好.



(a) 破坏形态



(b) 塑性变形图

图 5 试件的破坏形态和塑性变形图

Fig. 5 Failure mode and plastic deformation diagram of specimen

2.2 温度场分布

试件的热电偶测点布置图,如图 6 所示. 测点编号前缀的 0~5 分别代表测点位于试件背火面位置、钢筋网高度处、现浇层板底处、距离空心板底 150 mm 高度处、距离空心板底 100 mm 高度处和距离空心板底 50 mm 高度处. 不同测点的温度(θ)-时间(t)曲线,如图 7 所示.

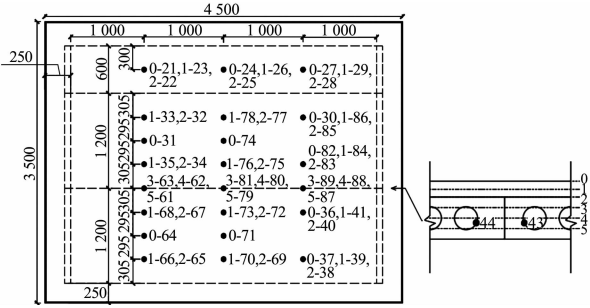
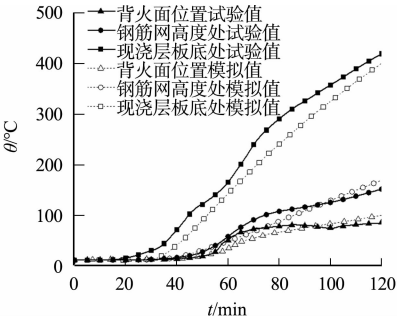


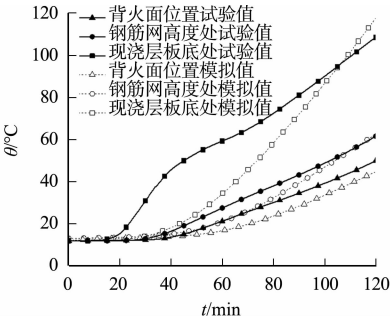
图 6 试件的热电偶测点布置图(单位:mm)

Fig. 6 Layout of thermocouple measuring points of specimen (unit: mm)

由图 7 可知以下 4 点. 1) 连接板区域温度显著大于同高度空心板区域温度,连接板区域背火面的实测平均温升和模拟平均温升分别在 116, 109 min 时均超过 140 °C. 根据 ISO 834-1^[19] 规定,背火面平均温度超过初始平均温度 140 °C 或任一点位置的温度超过初始温度 180 °C 时,试件丧失隔热性. 因此,就隔热性而言,连接板部位是试件的薄弱环节. 2) 1#空心板在 29 min 时发生混凝土大量剥落,空心板内部空心暴露,这使 1#空心板区域的温度整体高于 2#空心板. 3) 连接板底部的木质浇筑模板在一定的受火时间内都具有良好的隔热性,受火 40 min 后,木质浇筑模板的隔热性大幅降低,连接板部分升温速率骤升. 4) 温度场的模拟值与试验值吻合较好,但当温度低于 100 °C 时,模拟值较低,升温速率提升较慢,这是受现浇层所含水分影响的结果. 在升温过程中,占据孔隙的水分逐渐迁移,孔隙率增大,热传导速率降低,产生一个温度平台,同时,水分中所含的热量随水分的迁移向背火面传递,形



(a) 1# 空心板区域



(b) 2# 空心板区域

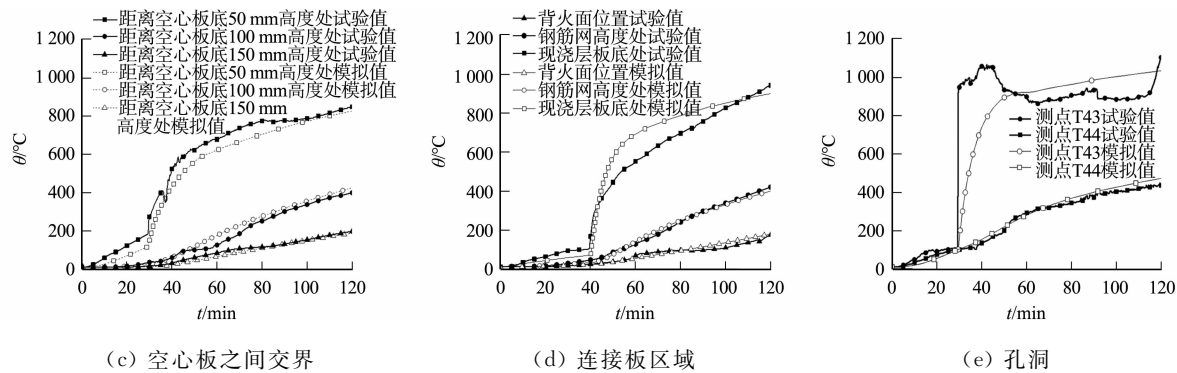


图 7 不同测点的温度-时间曲线

Fig. 7 Temperature-time curves of different measuring points

成更快的传热速率. 而在数值模拟中并未考虑水分迁移的影响, 但整体趋势吻合.

2.3 板面挠度变化

位移传感器布置图, 如图 8 所示. 不同测点挠度模拟值和试验值的对比, 如图 9 所示. 图 9 中: γ 为挠度. 由图 9 可知: 试验初期至 29 min, 试件挠度以较快的速率增大, 这是由于预应力钢绞线在高温下的力学性能劣化更严重^[20], 预应力钢绞线位于空心板底部, 接近受火面迅速劣化退出工作; 当试验进行到 29 min 时, 1# 空心板混凝土大量剥落, 试件质量突然下降, 试件挠度出现陡降, 然后进入较平稳的上升期, 此阶段温度不超过 100 °C, 未到发生材料劣化的阶段, 试件所受荷载较小, 钢筋网受现浇层的隔热保护, 试件挠度趋于稳定; 当试验进行到 40 min 后, 木质浇筑模板隔热性大幅降低, 连接板区域钢筋网的升温速率加快, 钢筋受热性能劣化, 使整体挠度进入第 2 个迅速上升阶段, 直到试验结束. 试件未达到 ISO 834-1^[19] 标准中规定的跨中挠度为 146 mm 或跨中挠度变化率为 $6.47 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ 的

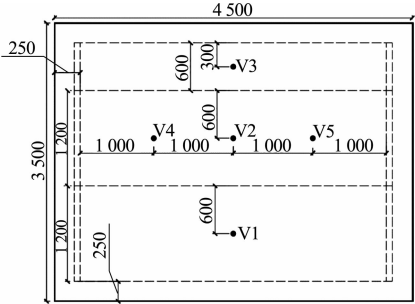


图 8 位移传感器布置图(单位: mm)

Fig. 8 Layout of displacement transducers (unit: mm)

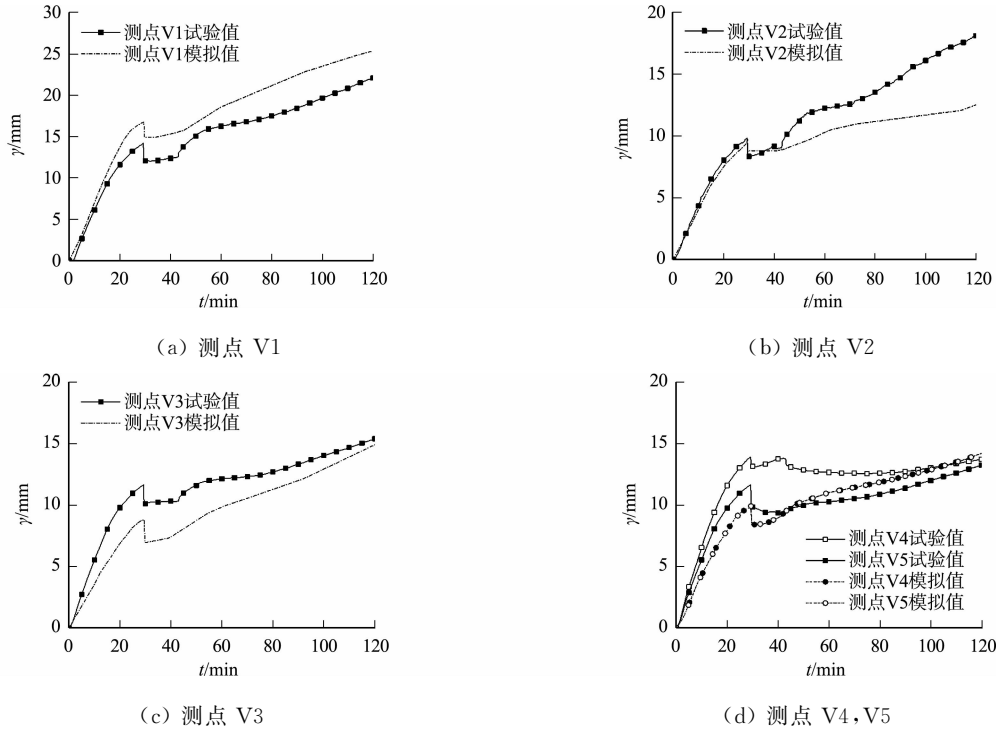


图 9 不同测点挠度模拟值和试验值的对比

Fig. 9 Comparison between simulation and test values of deflection at different measuring points

耐火极限。

扰度的有限元模拟值与试验值之间存在一定的差异,当试验进行到 29 min 时,1#空心板破坏时和最终时刻的挠度平均误差分别为 19.1%和 11.9%。产生误差的主要原因有以下 3 点:1) 计算中未考虑混凝土和钢绞线之间的热阻,模拟的钢绞线温度可能和实际存在区别,而在热-力耦合计算中也未考虑钢绞线与混凝土之间的滑移;2) 通常将空心板的几何尺寸均大于 70 mm 的混凝土视为均值连续等向的单元^[21],但空心板的肋部宽度最窄仅 41 mm,易产生较大的偏差;3) 试件在受火过程中发生了混凝土大规模剥落的情况,但模拟计算过程中通过“model change”功能进行了简化,实际上这个过程具有较明显的离散性,使计算结果有一定的偏差。

2.4 空心板肋部受力状况

空心板在火灾中两面受火,热膨胀后受火面与非受火面产生了较为明显的温度差,引起空心板不均匀变形,使空心板肋部损坏。空心板肋部截面编号,如图 10 所示。空心板的肋部剪力(F_S)与肋部拉力(F_N)随时间的变化曲线,如图 11 所示。

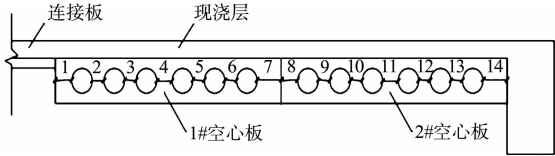
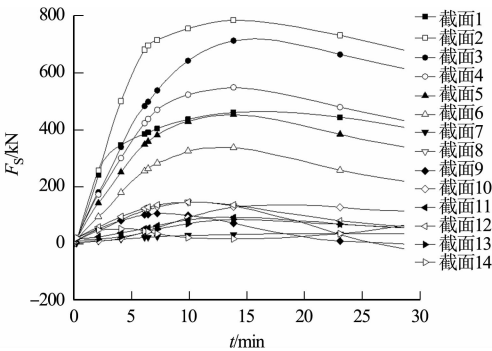
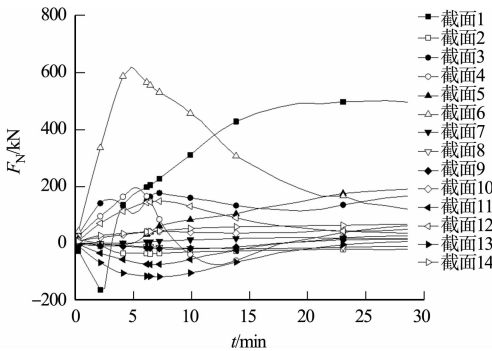


图 10 空心板肋部截面编号
Fig. 10 Rib cross section number of hollow-core slab



(a) 肋部剪力



(b) 肋部拉力

图 11 空心板的肋部剪力和肋部拉力随时间变化曲线

Fig. 11 Variation curves of shear force and tension force in ribs of hollow-core slab with time

由图 11 可知:1#空心板肋部承受着较高水平的剪力和拉力,最高分别可达 780.8,618.5 kN,对应的平均剪应力与拉应力分别为 4.76 和 3.77 MPa,已接近常温下混凝土抗剪强度与抗拉强度。随着温度的提升,混凝土材料强度下降,难以承担应力作用,最终导致试件的破坏。

3 影响因素分析

3.1 荷载水平

试验中,除 1#空心板部分外,未见明显的破坏现象。根据 ISO 834-1^[19]规定的跨中挠度和跨中挠度变化率的耐火极限判定,试件未达到耐火极限。采用有限元软件 ABAQUS,在原有试验荷载($P=94.8$ kN)的基础上,增加了 284.4,474.0,663.6,853.2 kN 4 个荷载水平,研究不同荷载对整浇楼面耐火性能的影响,如图 12 所示。由图 12 可知:当荷载 $P=284.4$ kN 时,试件在 92 min 时达到耐火极限,随着荷载的增加,耐火极限显著下降;当荷载提升至 853.2 kN 时,仅 15 min 就达到耐火极限,相较 $P=284.4$ kN 时的耐火极限降低约 86%。

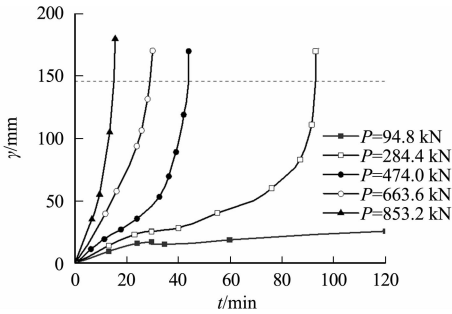


图 12 不同荷载对空心板整浇楼面耐火性能的影响

Fig. 12 Influence of different loads on fire resistance of hollow-core slab integrated floor

不同荷载下整浇楼面等效塑性应变(PEEQ)云图,如图 13 所示。由图 13 可知:随着荷载的增大,结构的破坏特征发生明显改变;当 $P=284.4$ kN 时,连接板与空心板的交界处有较明显的塑性区域;当荷载从 $P=474.0$ kN 增加到 $P=853.2$ kN 时,现浇板的中心区域发生明显的塑性变形,并在连接板与空心板的交界处的塑性区域有联通趋势;圈梁、支座及 2#空心板区域的等效塑性应变可忽略。

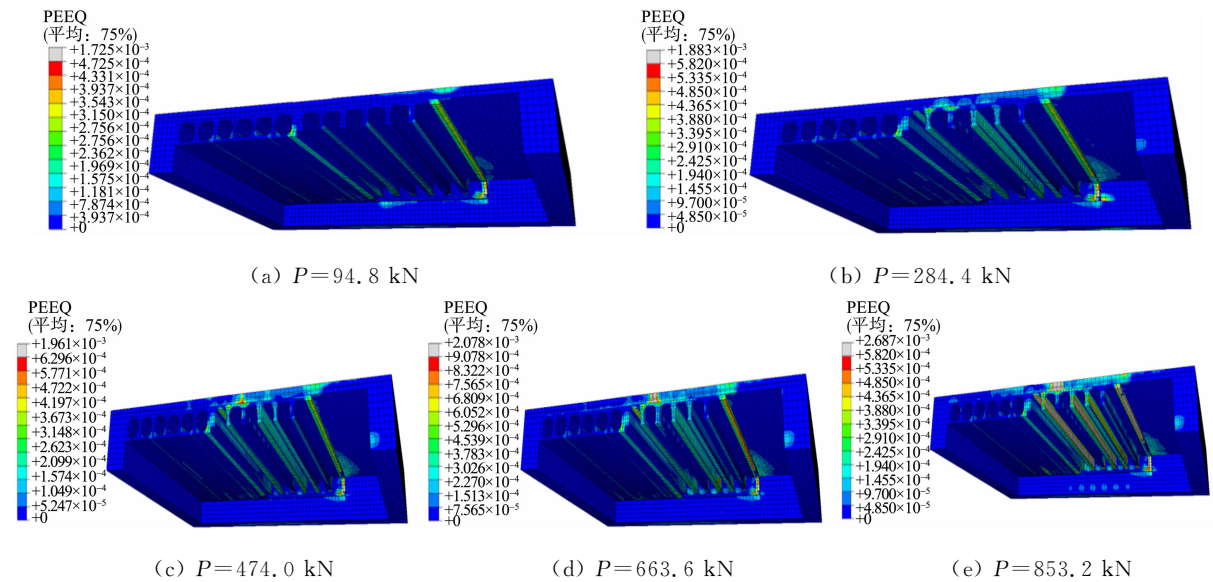


图 13 不同荷载下空心板整浇楼面等效塑性应变云图

Fig. 13 PEEQ cloud diagrams of hollow-core slab integrated floor under different loads

3.2 空心几何尺寸

构件中空心板的空心宽度会影响构件的剪切承载力,空心高度会影响构件的整体刚度,空心率会影响构件的整体性能,空心率过大不利于构件的承载力,空心率过小则增加了混凝土用量和质量. 原有试件空心尺寸为高 140 mm,宽 145 mm,在保持空心板整体尺寸不变的前提下,研究不同空心几何尺寸对整浇楼面耐火性能的影响,结果如图 14 所示. 图 14 中: w 为空心宽度; h 为空心高度.

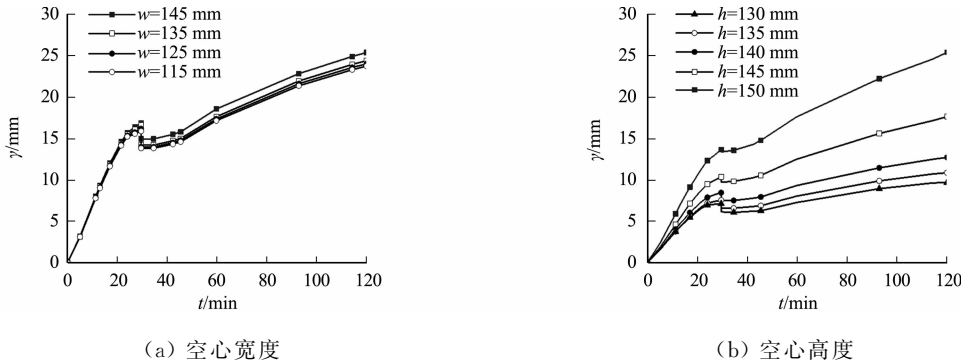


图 14 不同空心几何尺寸对空心板整浇楼面耐火性能的影响

Fig. 14 Influence of different hollow-core geometric size on fire resistance of hollow-core slab integrated floor

由图 14 可知:在合理的空心几何尺寸范围内,空心宽度的减小会减少试件在火灾初期的挠度变化,对构件突然剥落后的挠度影响不明显,随着空心高度的减少,试件挠度增大,挠度的增加幅度随空心高度的增加而增大;当空心宽度为 135,125,115 mm 时,试件的最终挠度比原有试件减少了 3.9%,5.3%,6.4%;当空心高度分别为 130,135,145,150 mm 时,试件的最终挠度与原有试件相比的变化量依次为 100.1%,38.7%,−14.6%,−23.8%. 综上可知,在空心板构件的防火设计中,要综合多方面的因素对空心尺寸进行设计.

3.3 现浇层楼板钢筋网屈服强度

原有试件选用屈服强度为 500 MPa 的配筋,承载力较高. 保留原有构件配筋强度,在现浇层楼板钢筋网部位取 235,300,335,400 MPa 4 个常规钢筋屈服强度进行分析. 不同钢筋网屈服强度(f_y)对整浇楼面耐火性能的影响,如图 15 所示.

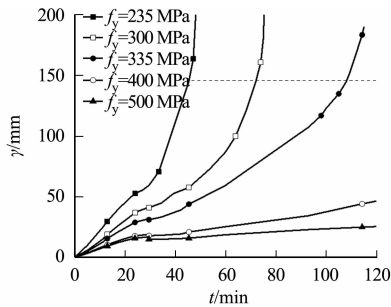


图 15 不同钢筋网屈服强度对空心板整浇楼面耐火性能的影响
Fig. 15 Influence of different hollow-core size on fire resistance of hollow-core slab integrated floor

由图 15 可知:钢筋网屈服强度对构件耐火性能有显著影响,随着钢筋网屈服强度的降低,当 $f_y = 335$ MPa 时,试件已达到耐火极限;当钢筋网屈服强度分别为 235,300,335 MPa 时,试件分别在 45,74,108 min 时达到耐火极限. 由于空心板厚度较大,构件在浇筑模板隔热性失效前的钢筋网温度较低,因而,现浇层楼板钢筋网屈服强度对构件耐火性能影响明显,在设计时要保证钢筋网的屈服强度.

3.4 空心板端可压缩层厚度

空心板与现浇层之间的接触约束对整浇楼面耐火性能影响明显. 在空心板抗震设计的研究中^[8],提出在空心板端和现浇层之间设计可压缩的材料层,在空心板端与现浇层设计间隔,以改变空心板与现浇板之间的接触(图 16),通过削弱圈梁和空心板之间的转角约束,以消除构件两部分之间转角变形不相容引起的破坏.

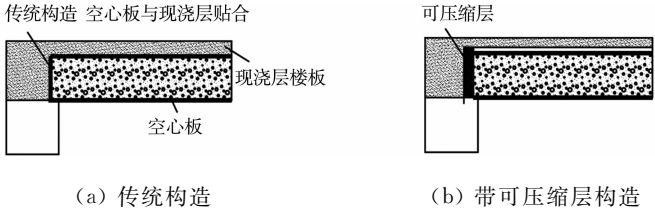


图 16 传统构造与带可压缩层构造的空心板端对比

Fig. 16 Comparison of hollow-core slab end with traditional construction and construction of compressible layer

在有限元模型的对应部位设置空隙模拟可压缩层,研究可压缩层厚度(d)对整浇楼面耐火性能的影响,结果如图 17 所示. 由图 17 可知:可压缩层的设计不利于试件的耐火性能,随着可压缩层厚度的增加,试件的最终挠度增大;相比于未设置可压缩层的试件,可压缩层厚度分别为 10,20,30,40 mm 的试件的最终挠度分别提高了 21%,47%,80%,122%;同时,在受火过程中,单元失效后挠度骤降的情况变为突增,挠度增加量随可压缩层厚度的增加而增大.

4 结论

通过有限元分析软件 ABAQUS 对带连接板构造的空心板整浇楼面的火灾试验进行数值模拟,对试验值和模拟值进行分析,可得以下 3 点结论.

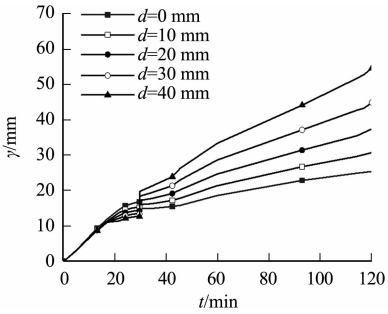


图 17 可压缩材料层厚度对整浇楼面耐火性能的影响

Fig. 17 Influence of compressible layer thickness on fire resistance of hollow-core slab integrated floor

1) 选取合理的模型参数,采用生死单元法,通过“model change”单元失效,能较好地还原空心板底部混凝土大规模剥落及木质浇筑模板隔热性失效对试件温度和变形情况的影响. 全过程的模拟结果与试验的破坏形态、温度场分布及板面挠度变化较为吻合.

2) 连接板构造是整浇楼面火灾下的薄弱环节,该位置整体温度较相同高度有空心板隔热的现浇板区域更高,隔热能力更差. 结合试件的破坏模式可知,连接板的设计使靠近连接板的空心板处于两面受火状况,温度分布不均,进而导致空心板的肋部承受较大荷载,沿跨度破坏. 在设计时,可通过防火涂料等措施,加强连接板相关部位的隔热性,避免空心板部位出现两面受火的情况,并对肋部位置进行加强.

3) 荷载水平对构件耐火性能影响明显,当荷载水平达到 284.4 kN 时,构件无法满足 2 h 的耐火极限,当荷载从 284.4 kN 增加至 853.2 kN 时,耐火极限降低约 86%,同时,结构连接板与空心板的交界处及现浇板的中心区域出现明显塑性区域;空心板宽度的减少能在混凝土大规模剥落前降低试件跨中挠度变化,空心高度的增加对试件跨中挠度的增大影响明显;随着现浇层楼板的钢筋网屈服强度的降低,构件的耐火性能下降,屈服强度为 335 MPa 的钢筋网已不能满足 2 h 的耐火极限,当钢筋网的屈服强度下降至 235 MPa 时,仅 45 min 即达到耐火极限;试件最终挠度随空心板端可压缩层厚度增大明显增加,并且混凝土大规模剥落时挠度骤降趋势变为突增.

参考文献:

[1] DOTREPPE J C,FRANSSEN J M. Precast hollow core slabs in fire: Numerical simulations and experimental tests [C]//Proceedings of SiF'04: Third International Structures in Fire Workshop. Ottawa:IRC press,2004:219-232.
[2] CHANG J,BUCHANAN A H,DHAKAL R P,et al. Hollow-core concrete slabs exposed to fire[J]. Fire and Materials: An International Journal,2008,32(6):321-331. DOI:10. 1002/fam. 970.

- [3] CHANG J J, MOSS P J, DHAKAL R P, *et al.* Effect of aspect ratio on fire resistance of hollow core concrete floors [J]. *Fire Technology*, 2010, 46(1): 201-216. DOI: 10. 1007/s10694-009-0087-7.
- [4] 许清风, 韩重庆, 李向民, 等. 不同持荷水平下预应力混凝土空心板耐火极限试验研究[J]. *建筑结构学报*, 2013, 34(3): 20-27. DOI: 10. 14006/j. jzjgxb. 2013. 03. 017.
- [5] 韩重庆, 许清风, 李梦南, 等. 受约束预应力混凝土空心板整浇楼面耐火极限试验研究[J]. *建筑结构学报*, 2018, 39(5): 52-62. DOI: 10. 14006/j. jzjgxb. 2018. 05. 007.
- [6] AGUADO J V, ESPINOS A, HOSPITALER A, *et al.* Influence of reinforcement arrangement in flexural fire behavior of hollow core slabs[J]. *Fire Safety Journal*, 2012, 53: 72-84. DOI: 10. 1016/j. firesaf. 2012. 06. 015.
- [7] FELLINGER J, STARK J, WALRAVEN J, *et al.* Shear and anchorage behaviour of fire exposed hollow core slabs [J]. *Heron*, 2005, 50(4): 279-301.
- [8] LINDSAY R, MANDER J B, BULL D K. Experiments on the seismic performance of hollow-core floor systems in precast concrete buildings[C]//13th World Conference on Earthquake Engineering. Vancouver: BC Press, 2004: 219-232.
- [9] MATTHEWS J. Hollow-core floor slab performance following a severe earthquake[D]. Christchurch: University of Canterbury, 2004.
- [10] STANDARD ASSOCIATION OF NEW ZEALAND. NZS 3101: 2006 Concrete structures standard[S]. Wellington: Standard Association of New Zealand, 2006.
- [11] 陈振龙, 韩重庆, 许清风, 等. 底面受火预应力混凝土空心板耐火性能的有限元分析[J]. *防灾减灾工程学报*, 2016, 36(3): 478-485. DOI: 10. 13409/j. cnki. jdpme. 2016. 03. 024.
- [12] PECENKO R, HOZJAN T, PLANINC I, *et al.* A computational model for prestressed concrete hollow-core slab under natural fire[J]. *International Journal of Concrete Structures and Materials*, 2019, 13(1): 1-17. DOI: 10. 1186/s40069-019-0373-9.
- [13] CHEN Lingzhu, HAN Chongqing, XU Qingfeng, *et al.* Postfire performance of prestressed concrete hollow-core floor systems with edge beams[J]. *Journal of Structural Engineering*, 2020, 146(12): 04020262. DOI: 10. 1061/(ASCE)ST. 1943-541X. 0002845.
- [14] EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. EN 1992-1-2: 2004 Eurocode 2: Design of concrete structures: Part 1-2: General rules-structural fire design[S]. Brussels: European Committee for Standardization, 2004.
- [15] ELLOBODY E, BAILEY C G. Modelling of unbonded posttensioned concrete slabs under fire conditions[J]. *Fire Safety Journal*, 2009, 44(2): 159-167. DOI: 10. 1016/j. firesaf. 2008. 05. 007.
- [16] LIE T T. A method of to predict the fire resistance of circular concrete filled hollow steel columns[J]. *Journal of Fire Protection Engineering*, 1990, 2(4): 111-126. DOI: 10. 1177/104239159000200402.
- [17] EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. EN 1995-1-2: 2004 Eurocode 5: Design of timber structures: Part 1-1: General-common rules and rules for buildings[S]. Brussels: European Committee for Standardization, 2004.
- [18] EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. EN 1993-1-2: 2005 Eurocode 3: Design of steel structures: Part 1-2: General rules structural fire design[S]. Brussels: European Committee for Standardization, 2005.
- [19] INTERNATIONAL ORGANIZATION OF STANDARDIZATION. ISO 834-1: Fire-resistance tests-elements of building construction: Part 1: General requirements[S]. Geneva: International Organization of Standardization, 1999.
- [20] 郑文忠, 门凯, 王英. 预应力混凝土结构抗火研究进展[J]. *建筑结构学报*, 2011, 32(12): 52-61. DOI: 10. 14006/j. jzjgxb. 2011. 12. 008.
- [21] 过镇海. 钢筋混凝土原理[M]. 北京: 清华大学出版社, 2013.

(责任编辑: 黄晓楠 英文审校: 方德平)