

基于 RC 简化传热模型的混凝土 辐射顶板传热及供冷能力研究^{*}

李念平[†], 潘楚阳, 黄小君, 顾昭阳, 苏林, 常丽娜
(湖南大学 土木工程学院, 湖南 长沙 410082)

摘 要:为研究混凝土冷辐射板的传热情况并对其供冷能力进行分析,采用 RC 简化传热模型建立混凝土辐射板二维稳态的传热模型,对混凝土辐射板内部传热情况进行模拟,计算得到混凝土内部及表面温度场.根据计算结果分析不同供水温度、埋管间距情况下,冷顶板表面的温度分布情况及供冷能力.经过实验验证,RC 简化传热模型对板内温度和供冷能力的计算误差小于 6%;混凝土冷辐射板供冷能力受供水水温、埋管间距及流量的直接影响,当供水温度为 11~14 ℃,总流量为 0.26~0.33 m³/h,室内空气温度为 25~26 ℃时,混凝土辐射板平均供冷量为 40~50 W/m².

关键词:混凝土辐射冷顶板;RC 简化传热模型;稳态传热;供冷能力;实验测试
中图分类号: TU831.3 **文献标志码:** A

Research on Heat Transfer and Cooling Capacities of Concrete Radiant Ceiling Based on Simplified RC-Network Model

LI Nianping[†], PAN Chuyang, HUANG Xiaojun, GU Zhaoyang, SU Ling, CHANG Lina
(College of Civil Engineering, Hunan University, Changsha 410082, China)

Abstract: This paper aims to study the characteristics of heat transfer for concrete radiant ceiling and its cooling capacity. A two-dimensional steady-state heat transfer model on the basis of simplified RC (Resistance and Capacity) Method was adopted to simulate the inner heat-transfer condition of concrete ceiling as well as the temperature fields. The calculated results showed that the cooling capacity of concrete radiant ceiling was affected by the temperature of supply water, distance of tubes and water flow rate. When the supply water temperature, flow rate and indoor air temperature ranged from 11~14 ℃, 0.26~0.33 m³/h and 25~26 ℃, respectively, the cooling capacity varied from 40 to 50 W/m². The simulation models were also validated by experimental results, and the calculation error was less than 6%.

Key words: concrete radiant cooling panel; simplified RC model; steady-state heat transfer; cooling capacity; experimental tests

顶板辐射供冷系统因其良好的热舒适性和节能性而受到人们越来越多的关注.混凝土辐射供冷系

统作为顶板供冷系统的一种,将流体管道嵌入建筑体楼板内部,在建筑构件内部形成冷量的存储与传

^{*} 收稿日期:2016-03-23

基金项目:国家自然科学基金资助项目(71578220), National Natural Science Foundation of China(71578220)

作者简介:李念平(1962-),男,湖南邵阳人,湖南大学教授,博士生导师

[†] 通讯联系人, E-mail: linianping@126.com

$$q_{1c} + q_{2c} + q_{3c} = 0. \quad (3) \quad \text{点间 RC 简化传热模型的传递矩阵:}$$

将式(2)展开后代入式(3),可得出3个温度节

$$\begin{bmatrix} q_{1c} \\ q_{2c} \\ q_{3c} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} E_{1c} - \frac{F_{1c}G_{1c}}{H_{3c} + H_{2c} + H_{1c}} & -\frac{F_{1c}G_{2c}}{H_{3c} + H_{2c} + H_{1c}} & -\frac{F_{1c}G_{3c}}{H_{3c} + H_{2c} + H_{1c}} \\ -\frac{F_{2c}G_{1c}}{H_{3c} + H_{2c} + H_{1c}} & E_{2c} - \frac{F_{2c}G_{2c}}{H_{3c} + H_{2c} + H_{1c}} & -\frac{F_{2c}G_{3c}}{H_{3c} + H_{2c} + H_{1c}} \\ -\frac{F_{3c}G_{1c}}{H_{3c} + H_{2c} + H_{1c}} & -\frac{F_{3c}G_{2c}}{H_{3c} + H_{2c} + H_{1c}} & E_{3c} - \frac{F_{3c}G_{3c}}{H_{3c} + H_{2c} + H_{1c}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} t_1 \\ t_2 \\ t_3 \end{bmatrix}. \quad (4)$$

式(4)中的传递矩阵包括了混凝土的物性参数、辐射顶板的几何参数及供水温度等参数.因此,在辐射顶板结构一定、供水温度和顶板上下表面温度已知的情况下,可求得核心温度和热流密度,并由 RC 简化传热模型计算混凝土稳态传热过程中顶板内各点的温度及热流密度.

2 混凝土辐射顶板传热理论分析

混凝土冷顶板辐射供冷系统的传热由以下几部分构成:混凝土顶板通过辐射和对流作用将热量传递到顶板表面;顶板表面通过导热将热量传递到冷冻水管外壁;冷冻水管外壁通过导热将热量传递到水管内壁;水管内壁再通过对流换热作用将热量传递给冷冻水并由冷冻水带走.

为方便混凝土冷顶板内部传热的研究,对传热过程做出以下假设和简化:

1)由于混凝土辐射顶板供冷系统热惰性较大,温度变化过程缓慢,因此当顶板辐射供冷系统达到稳定时,视混凝土顶板内部传热为稳态传热.

2)由于冷冻水管沿管轴线方向(即水流方向)的温度变化远小于从水管至顶板表面的温度变化,因此本文将混凝土顶板内部传热简化为二维传热.

3)埋管内水温在垂直于埋管轴线的截面上认为是均匀分布的.

4)混凝土及 PE-X 管管壁均为匀质材料,且它们的物性参数为常数,不随温度变化.

5)混凝土顶板上方铺设 XPS 板,因此上表面可以认为绝热.

6)相邻2根埋管的温度认为相等,因此相邻2根埋管的中间位置截面认为是绝热面;单根水管的竖向截面左右两侧温度对称分布,因此该竖向截面可以作为绝热面处理.

2.1 辐射顶板表面与室内的传热

2.1.1 顶板表面与室内壁面的辐射传热

根据辐射传热热力学基本公式,由能量守恒定律,辐射板的净辐射传热量为辐射板向外的辐射传热量减去其他壁面对辐射板本身的辐射传热量:

$$q_r = \epsilon_p \sigma T_p^4 - \sum_{i=1}^{n-1} X_{i,p} \epsilon_i \sigma T_i^4. \quad (5)$$

式中: q_r 为单位面积辐射板表面净辐射传热量, W/m^2 ; ϵ_p, ϵ_i 为辐射板、非供冷表面发射率; σ 为史蒂芬·波耳兹曼常数, $5.67 \times 10^{-8} W/(m^2 \cdot K^4)$; T_p, T_i 为辐射板、非供冷表面热力学温度, K ; n 为室内表面总数(包括辐射板); $X_{i,p}$ 为非供冷表面 i 对辐射板的角系数.

在混凝土辐射供冷系统中,室内顶板及墙面均为非金属材料,其发射率近似相等且处于 0.90~0.95 之间.因此令 $\epsilon_p = \epsilon_i = \epsilon$.

式(5)变为:

$$q_r = \epsilon \sigma (T_p^4 - \sum_{i=1}^{n-1} X_{i,p} T_i^4). \quad (6)$$

AUST(除辐射板以外室内其余表面的加权平均温度)的表达式为:

$$AUST = \frac{\sum_{i=1}^{n-1} A_i \epsilon_i T_i}{\sum_{i=1}^{n-1} A_i \epsilon_i} = \frac{\sum_{i=1}^{n-1} A_i T_i}{\sum_{i=1}^{n-1} A_i}. \quad (7)$$

式中: A_i 为非供冷表面的面积, m^2 .

由于房间非供冷表面温度差别不大,故令

$$T_i = T_j, i=1, 2, \dots, n-1 \text{ 且 } j=1, 2, \dots, n-1 \text{ 且 } i \neq j.$$

式(6)可进一步简化为:

$$q_r = \epsilon \sigma (T_p^4 - AUST^4). \quad (8)$$

引入过余温度 θ [16]:

$$\theta = \frac{T_p^4 - AUST^4}{t_p - t_a}. \quad (9)$$

式中: t_p 和 t_a 分别为辐射板、非供冷表面的温度, $^{\circ}\text{C}$ 。

实际上在顶板温度和其他非供冷表面温度的变化范围内, θ 的变化很小, 则式(8)变为:

$$q_r = \varepsilon \sigma \theta (t_p - t_a) = h_r (t_p - t_a).$$

(10)

式中: h_r 为辐射顶板表面的辐射换热系数,

$$h_r = \varepsilon \sigma \theta = \varepsilon \sigma \frac{T_p^4 - AUST^4}{t_p - t_a}.$$

(11)

2.1.2 顶板表面与室内空气的自然对流换热

根据文献[17], 对于水平冷面向下的水平壁的情形, 自然对流换热关联式为:

$$Nu = C (Gr \cdot Pr)^n.$$

(12)

$2 \times 10^4 \leq Gr \cdot Pr \leq 8 \times 10^6$ 时, $C = 0.54, n = 1/4$;

$8 \times 10^6 \leq Gr \cdot Pr \leq 10^{11}$ 时, $C = 0.15, n = 1/3$ 。

其中: $Nu = \frac{h_c l}{\lambda}$, $Gr = \frac{gl^3 \alpha_v \Delta t}{\nu^2}$, $Pr = \frac{\nu}{a} = \frac{\mu c_p}{\lambda}$ 。

将特征数表达式代入式(12), 整理后得:

$$h_c = C \frac{\lambda}{l} (Gr \cdot Pr)^n.$$

(13)

因此, 辐射板表面与室内空气自然对流的换热量为:

$$q_c = h_c (t_p - t_a).$$

(14)

综合以上, 辐射顶板表面与室内壁面及空气的综合传热量等于单位辐射传热量与单位对流传热量之和, 即:

$$q = q_r + q_c = (h_r + h_c) (t_p - t_a).$$

(15)

2.2 辐射顶板表面与埋管的传热

本文采用 RC 简化传热模型对混凝土辐射顶板的板内传热进行模拟计算, 重点是建立供水管与核心温度层及核心温度层与上下壁面间的热传递矩阵。为计算出混凝土顶板内任意一点的温度, 采用 RC 有限差分法对核心温度层的上下覆盖层在厚度上进行离散^[18], 分别分割成厚度相同的 N 个薄层, 则整个混凝土顶板可看成是 $2N$ 个热阻串联而成的 RC 网络(如图 2 所示)。

由图 2 可推导得供水管与核心温度层及其上下壁面与核心层之间的传递矩阵分别为:

$$\begin{bmatrix} A_{3c} & B_{3c} \\ C_{3c} & D_{3c} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & -(R_w + R_{\text{pipe}} + R_L) \\ 0 & 1 \end{bmatrix}.$$

(16)

$$\begin{bmatrix} A_{ic} & B_{ic} \\ C_{ic} & D_{ic} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & -R_i/N \\ 0 & 1 \end{bmatrix}^N \begin{bmatrix} 1 & -R_{hi} \\ 0 & 1 \end{bmatrix},$$

$i=1, 2.$

(17)

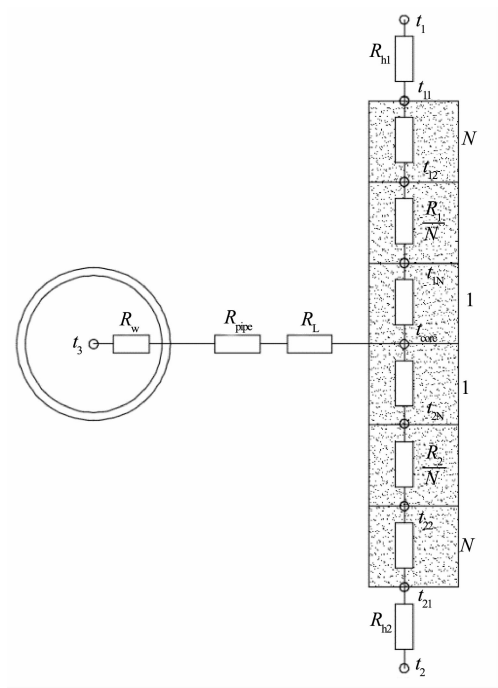


图 2 混凝土辐射顶板板内传热模型

Fig. 2 Heat transfer model inside the concrete radiant ceiling panel

同时, 混凝土顶板上下表面与核心温度层之间各薄层温度可写成如下矩阵形式(以上覆盖层为例):

$$\begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ R_1 + NR_{h1} & -NR_{h1} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 1 & -2 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ 0 & 0 & 1 & -2 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & -2 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} t_1 \\ t_{11} \\ t_{12} \\ \vdots \\ t_{1N} \\ t_{\text{core}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} t_1 - q_1 R_{h1} \\ R_1 t_1 \\ 0 \\ \vdots \\ 0 \end{bmatrix}.$$

(18)

式(18)为 n 元一次方程, 求解方程即可求出各薄层温度。这样, 在混凝土辐射顶板表面温度及热流密度已知的前提下, 即可利用上述方法计算得到楼板内部各点的温度分布。

3 混凝土辐射冷顶板实验

3.1 实验装置

实验装置为一位于长沙的尺寸(长×宽×高)为 2.0 m×2.0 m×2.82 m 的混凝土顶板辐射供冷实验台^[19].该试验台建于室内,主要为测试混凝土辐射冷顶板的热工性能而设计.楼板中嵌入了 2 个独立回路的混凝土辐射供冷系统供水管,2 个回路的管径均为 20 mm.当 2 个回路同时开启时,相邻两供水管的管间距为 150 mm;当只开启一个回路时,管间距为 300 mm.同时,混凝土辐射板的上表面铺设了 20 mm 的挤塑式聚苯乙烯(XPS)隔热保温板和 20 mm 的水泥砂浆以保证混凝土上表面的绝热特性.

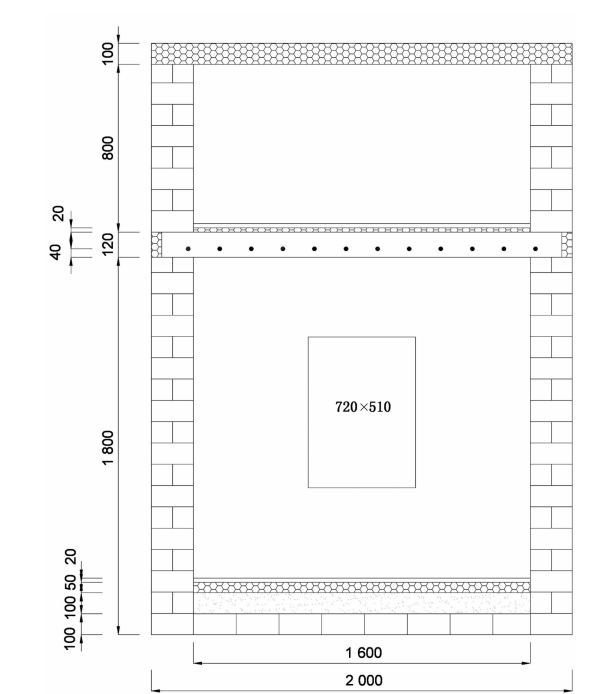


图 3 混凝土辐射供冷实验台立面图(单位:mm)
Fig. 3 Elevation of the C-CRCP chamber(Unit: mm)

3.2 测试内容

本实验中测试的参数主要为混凝土板内及表面温度分布,温度传感器布置如图 4 和图 5 所示,板内测点共有 12 个,分布在 3 个水平面上,每个平面布置 4 个,各个水平面距混凝土板下表面的距离分别为 0 mm,50 mm,80 mm.

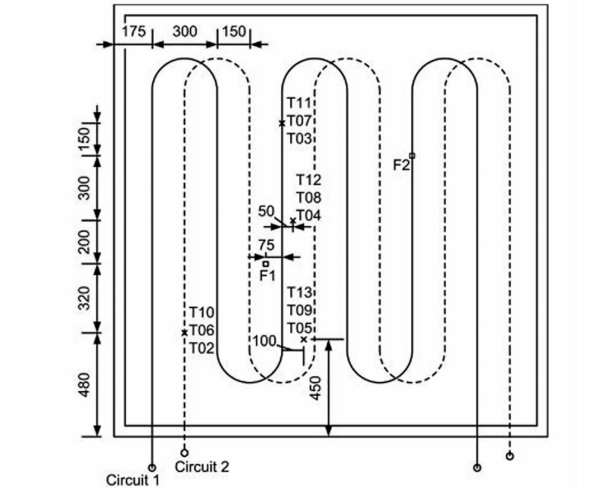


图 4 温度传感器布置平面图(单位:mm)
Fig. 4 Horizontal locations of sensors (Unit: mm)

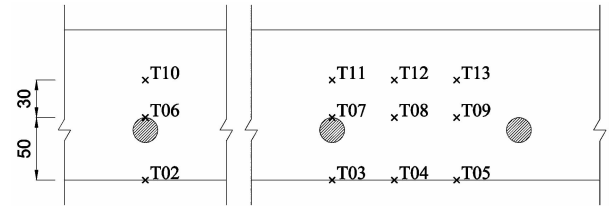


图 5 温度传感器布置剖面图(单位:mm)
Fig. 5 Vertical location of sensors (Unit: mm)

4 计算结果与实验结果对比分析

4.1 混凝土顶板供冷工况

本次实验共在 4 个工况的稳定阶段进行了数据采集,用于数值模拟边界条件的设定及计算.以工况 2 为例,为模拟夏季高温工况,在向辐射板内输入冷水前在实验舱内开启加热器(加热功率 1 000 W),12 h 后,将加热功率降低至 500 W,待实验舱内空气温度稳定后,开始向混凝土辐射板内输送 13 ℃ 左右的冷水,待壁面及空气温度均稳定后,测得实验数据如见表 1^[19].

表 1 实验工况测试数据						
Tab. 1 Measured data of four experimental conditions						
工况 编号	单/双 回路	埋管间距 /mm	供水温度 /℃	埋管外壁 温度(T07) /℃	供水 流量 /(m ³ ·h ⁻¹)	空气温度 /℃
工况 1	双	150	12.0	14.3	0.326 6	26.4
工况 2	双	150	13.3	15.5	0.334 9	26.4
工况 3	单	300	13.6	16.5	0.265 3	28.2
工况 4	单	300	10.8	13.8	0.264 0	25.1

在实验中虽然发现在稳定阶段进出水温差小于 1℃,但在实验过程中供水温度小范围波动频繁,且难以准确得知混凝土辐射板内部某处的水温,因此实验中在预定埋管外壁贴了温度传感器,即图 6 与图 7 中的 T07 位置,这样可准确得知该处实测温度.虽然 T07 位置不是该处水温,但其与冷水只隔一层 PEX 管管壁,它是直接受到水温影响的,T07 位置的温度与该处的水温是正相关关系.后文中将以 T07 埋管外壁面温度作为计算和分析的基准点.

4.2 计算值与实测值对比

将实验中各测点在 4 个工况下所测量的温度与对应位置上采用 RC 简化传热模型的计算温度对比,可发现在工况 1 和工况 2 中,T04 与 T05,T08 与 T09,T12 与 T13 的计算温度相等.除 T04 与 T05 外,各测点的实测值与 2 种方法得到的计算值都吻合得较好.出现这种现象的原因可能是 T04 与 T05 两个测点的传感器在混凝土顶板浇筑施工过程中,从预定位置发生了偏移,因此测量结果出现了较大的偏差.

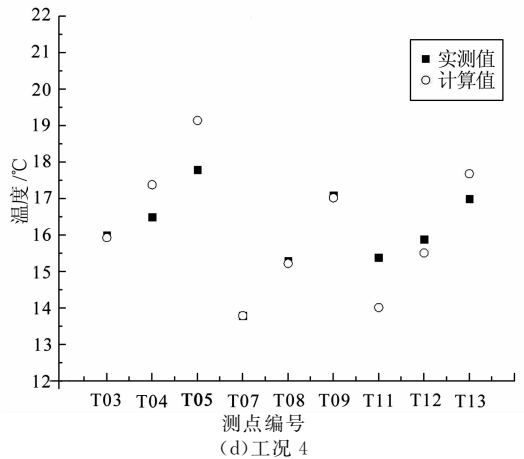
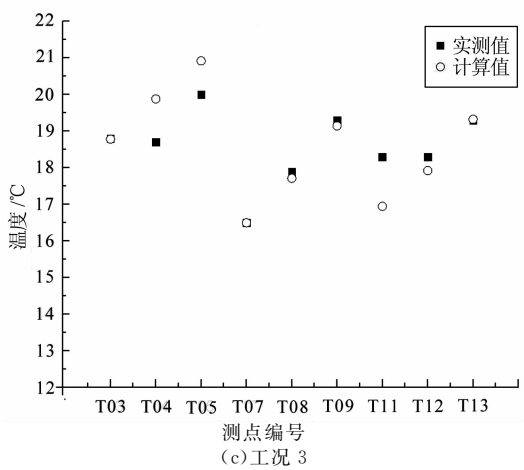
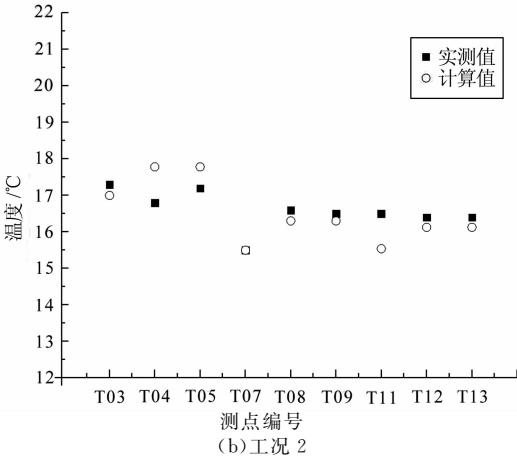
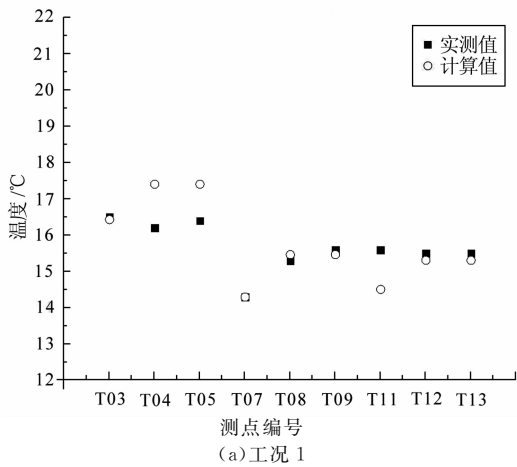


图 6 各工况下计算值与实测值的对比
Fig. 6 Comparison of experimental data and calculated values in four conditions

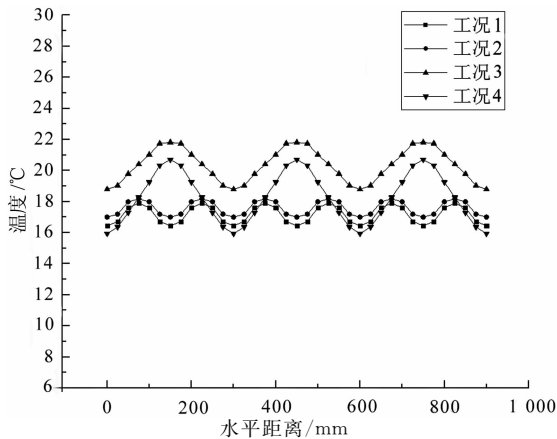


图 7 板面温度分布(计算值)
Fig. 7 Temperature distribution on the surface of C-CRCP(calculated data)

同时,为分析 RC 简化传热模型的计算精度,对在 4 种工况下的数值计算结果进行误差分析并列于表 2,计算公式为:

$$\xi = \frac{|t_{\text{simulate}} - t_{\text{measure}}|}{t_{\text{measure}}} \times 100\% . \tag{19}$$

从表 2 中的 4 组数据中,可以发现 RC 简化传热模型计算得到的混凝土辐射板内部温度分布平均,误差在 3%左右,考虑到 RC 简化传热模型较简单、计算量较小的优点,该方法适合在实际计算中推广使用。

表 2 各工况误差分析
Tab. 2 Error analysis of four conditions

实验编号	误差范围/%	平均误差/%
工况 1	0.4~7.5	2.8
工况 2	1.2~5.9	2.6
工况 3	0.1~7.4	2.5
工况 4	0.4~9.8	3.3

4.3 板面温度分布情况对比分析

图 7 是通过 RC 简化传热模型计算得到的混凝土辐射板表面温度分布情况,其中工况 1 和工况 2 的管间距为 150 mm,板面平均温度分别为 17.15℃和 17.57℃,板面各点温度最大温差分别为 1.46℃和 1.17℃;工况 3 和工况 4 管间距为 300 mm,板面平均温度分别为 20.34℃和 18.24℃,板面各点温度最大温差分别为 3.03℃和 4.76℃.可以明显地看出,采用双供水管时的板面温度分布比采用单供水管时更为均匀。

将工况 2 与工况 4 对比分析可知,虽然两者的供水温度相差较大,但计算所得的板面平均温度相近;同时从工况 2 与工况 3 的对比分析中可以看出,两者在供水温度相近的情况下,板面平均温度却存在较大的差异。

两个对比说明较小的管间距所得到的板面温度分布更为平均,供冷效果更明显.同时,本次实验在采用双供水管时的总流量更大,也在一定程度上提高了混凝土辐射板的供冷能力.而且为保证在实际运行中整个板面的最低温度点高于室内空气露点温度 0.5℃,过大的不均匀程度会迫使板面整体温度提高从而降低辐射冷顶板的供冷能力。

4.4 辐射板供冷量

实验中实测得到混凝土辐射冷顶板的平均供冷量及计算供冷量列于表 3.从表中可看出 RC 简化传热模型中供冷量的计算误差在 6%以内,模型的计算值与实验值基本吻合.由于混凝土辐射板的实际传热过程为三维传热,使用 RC 简化传热模型计算出的板面温度略低于板面的实际温度,因此供冷量的模型计算值大于实验结果.从表 3 中可看出,在使

用混凝土辐射供冷系统时,辐射传热占整个换热量的 60%以上,为其主要换热方式.当供水温度为 11~14℃,总流量为 0.26~0.33 m³/h,室内空气温度为 25~26℃时,辐射板平均供冷量为 40~50 W/m².

表 3 混凝土辐射冷顶板供冷能力实验值与计算值对比
Tab. 3 Comparison of experimental data and calculated values of the cooling capacity of C-CRCP

实验编号	平均供冷量/ (W·m ⁻²)	计算供冷量/ (W·m ⁻²)	相对误差 /%	计算辐射 传热量 Q _r /(W·m ⁻²)	计算对流 传热量 Q _c /(W·m ⁻²)	辐射传 热占比 [Q _r /(Q _r + Q _c)]/%
工况 1	48	50.7	5.6	32.7	18.0	64.6
工况 2	42	43.4	3.3	28.5	14.9	65.7
工况 3	43	44.6	3.4	29.3	15.3	65.6
工况 4	39	40.7	4.4	26.9	13.8	66.1

5 结 论

1)采用 RC 简化传热模型对混凝土辐射冷顶板进行传热计算,混凝土辐射冷顶板的数值解与实验实测结果吻合较好,误差在 6%以内.该模型具有计算量较小、精度较高的优点,适合在实际计算中推广应用。

2)供水温度相近的情况下,管间距为 150 mm 时的板面平均温度明显低于管间距为 300 mm 时,供冷效果更为明显,且板面温度更为均匀,也避免了因板面温度不均造成的为防结露控制板面最低温度而迫使辐射板整体温度提高的情况,避免供冷能力的损失。

3)混凝土辐射板的供冷能力与供水水温、流量相关,水温越低,流量越大,供冷能力越强.在本研究中测得,当供水温度为 11~14℃,总流量为 0.26~0.33 m³/h,室内空气温度为 25~26℃时,辐射板平均供冷量为 40~50 W/m²。

参考文献

[1] KOSCHENZ M, DORER V. Interaction of an air system with concrete core conditioning[J]. Energy and Buildings, 1999,30 (2):139—145.

[2] 龚光彩,杨厚伟,苏欢,等. 空气载能辐射空调末端系统辐射传热简化算法研究[J]. 湖南大学学报:自然科学版, 2014,40 (12):31—38.

GONG Guangcai, YANG Houwei, SU Huan, *et al.* The research on simplified algorithm of radiative heat transfer for air carry energy radiant air-conditioning terminal system [J].

- Journal of Hunan University: Natural Sciences, 2014, 40(12):31–38. (In Chinese)
- [3] 王子介. 低温辐射供暖与辐射供冷[M]. 北京: 机械工业出版社, 2004:56–57.
WANG Zijie. Low-temperature radiation heating and radiation cooling[M]. Beijing: China Machine Press, 2004:56–57. (In Chinese)
- [4] STETIU C. Energy and peak power savings potential of radiant cooling systems in US commercial buildings[J]. Energy and Buildings, 1999, 30(2): 127–138.
- [5] REES S J, HAVES P. An experimental study of air flow and temperature distribution in a room with displacement ventilation and a chilled ceiling[J]. Building and Environment, 2013, 59:358–368.
- [6] IMANARI T, OMORI T, BOGAKI K. Thermal comfort and energy consumption of the radiant ceiling panel system: comparison with the conventional all-air system[J]. Energy and Buildings, 1999, 30(2): 167–175.
- [7] 朱颖心. 建筑环境学[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2010: 110–114.
ZHU Yingxin. Building environment[M]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2010:110–114. (In Chinese)
- [8] XIA Y, MUMMA S A. Ceiling radiant cooling panels employing heat-conducting rails: deriving the Governing Heat Transfer Equations[J]. ASHRAE Transaction, 2006, 112:34–41.
- [9] ARDEHALI M M, PANAHI N G, SMITH T F. Proof of concept modeling of energy transfer mechanisms for radiant conditioning panels [J]. Energy Conversion and Management, 2004, 45:2005–2017.
- [10] BARTON P, BEGGS C B, SLEIGH P A. A theoretical study of the thermal performance of the TermoDeck hollow core slab system[J]. Applied Thermal Engineering, 2002, 22(13): 1485–1499.
- [11] TRNSYS16. Transient System Simulation Program [R]. Madison, Wisconsin, USA: University of Wisconsin Madison, 2006.
- [12] US Department of Energy. EnergyPlus engineering reference: the reference to EnergyPlus Calculations [R]. Washington, DC: US Department of Energy, 2010.
- [13] WEBER T, JOHANNESSON G. An optimized RC-network for thermally activated building components [J]. Building and Environment, 2005, 40(1): 1–14.
- [14] 田喆, 牛晓雷, 胡振杰, 等. 混凝土辐射供冷 RC 简化传热模型的改进及实验验证[J]. 天津大学学报: 自然科学与工程技术版, 2013, 42(12):1095–1100.
TIAN Zhe, NIU Xiaolei, HU Zhenjie, *et al.* Improvement and experimental validation of modified RC-network model for concrete core cooling slab[J]. Journal of Tianjin University: Science and Technology, 2013, 42(12): 1095–1100. (In Chinese)
- [15] CARSLAW H S, JAEGER J C. Conduction of heat in solids [M]. 2nd ed. Oxford: Oxford Science Publication, Clarendon Press, 1959.
- [16] 刘艳峰. 地板供暖设计与运行基础理论研究[D]. 西安: 西安建筑科技大学土木工程学院, 2004:28–30.
LIU Yanfeng. Study on basic theory of designing and running control of imbed pipe floor heating[D]. Xi'an: College of Civil Engineering, Xi'an University of Architecture and Technology, 2004:28–30. (In Chinese)
- [17] 张熙民, 任泽霈, 梅飞鸣. 传热学[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2001:165–166.
ZHANG Ximin, REN Zepei, MEI Feiming. Heat transfer theory[M]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2001:165–166. (In Chinese)
- [18] LIU Kuixing, TIAN Zhe, ZHANG Cheng, *et al.* Establishment and validation of modified star-type RC-network model for concrete core cooling slab[J]. Energy and Buildings, 2011, 43(9): 2378–2384.
- [19] SU Lin, LI Nianping, ZHANG Xuhan, *et al.* Heat transfer and cooling characteristics of concrete ceiling radiant cooling panel[J]. Applied Thermal Engineering, 2015, 84: 170–179.