

文章编号: 1001-4888(2016)05-0584-09

高温下钢管自密实混凝土界面接触热阻试验研究^{*}

张宏涛, 高明旭, 于媛福

(北方工业大学 土木工程学院, 北京 100144)

摘要: 钢管混凝土结构的火灾性能研究通常要考虑钢管和混凝土的界面接触热阻问题, 本文对钢管自密实混凝土柱的界面接触热阻进行了试验研究。制作了 8 个钢管自密实混凝土柱, 依据 Fourier 定律和 Newton 冷却定律得到了钢管混凝土界面接触热阻的求解方法。利用有限元和多项式拟合外推得到界面温度, 得出钢管混凝土接触热阻随着钢管界面温度的变化规律。试验结果表明, 未受载的钢管自密实混凝土界面接触热阻平均值范围在 $0.002 \sim 0.01 \text{ m}^2 \cdot \text{K/W}$, 与其他文献结果相比有一定可靠性。

关键词: 自密实混凝土; 钢管混凝土; 界面接触热阻; 高温; 热物理参数

中图分类号: TU352.5 **文献标识码:** A **DOI:** 10.7520/1001-4888-15-196

0 引言

钢管混凝土结构的火灾性能研究一直受到国内外学者的重视^[1-6]。但是由于钢管和混凝土存在界面, 热传导分析中可能存在界面接触热阻问题。有的学者认为界面不存在接触热阻^[7,8], 也有学者对界面接触热阻进行了分析研究^[9]。Ghojel^[9]研究了钢管普通混凝土的接触热阻问题, 对同一个构件 4 个位置的界面接触热阻进行研究, 发现结果离散性很大, 最大差别为 6 倍, 认为是界面不规则性和温升不均匀造成的, 并且钢管界面温度超过 200°C 后, 受载的钢管混凝土接触热阻可取常数 $0.01 \text{ m}^2 \cdot \text{K/W}$ 。后来很多学者对钢管混凝土界面接触热阻的取值都参考 Ghojel 的结果。Han 等^[10]研究的钢管混凝土中的钢管为不锈钢, 因此接触热阻在 Ghojel 结果基础上加了系数 0.5。Yang 等^[11]和 Liu 等^[12]直接取接触热阻 $0.01 \text{ m}^2 \cdot \text{K/W}$ 。也有学者取了不同的接触热阻值模拟不同的试验^[13-15], 发现 $0.005 \text{ m}^2 \cdot \text{K/W}$ 比较符合试验结果。Zhong 等^[16]认为火灾下钢管混凝土柱温度场的试验结果与模拟结果总是有偏差, 是由于混凝土的含水率和界面接触热阻对温度的影响, 不能忽略, 他们在 Ghojel 公式基础上, 提出了一个考虑横截面尺寸的接触热阻经验公式, 但是公式的参数需要数值拟合, 因此还需要对接触热阻进行更多的研究。Lu 等^[17]认为钢管自密实混凝土的接触热阻和普通混凝土参数一样, 在与试验结果进行对比时直接取接触热阻值 $0.01 \text{ m}^2 \cdot \text{K/W}$ 。

从上述分析可以看出, 关于钢管自密实混凝土的接触热阻试验研究暂时还未见开展。我们前期进行了钢和自密实混凝土两种材料的界面接触热阻试验^[18], 但是由于仪器限制, 试件尺寸较小, 与实际结构尺寸差别较大, 试验结果只能作为两种材料之间的接触热阻参考值。为更准确得到钢管混凝土结构的界面接触热阻, 作者设计了能够获得钢管混凝土结构界面接触热阻的试验方法, 依据 Fourier 定律和 Newton 冷却定律得到了钢管和混凝土界面接触热阻的求解方法, 利用多项式拟合外推得到界面温差,

^{*} 收稿日期: 2015-10-21; 修回日期: 2016-03-18

基金项目: 北京市自然科学基金-北京市教育委员会科技计划重点项目(KZ201310009010), 北方工业大学人才强校行动计划-长城学者后备人才

通讯作者: 张宏涛(1978—), 男, 副教授, 主要从事结构抗火研究。Email: zhanght@ncut.edu.cn

从而得出界面接触热阻随界面温度的变化规律,证明了试验方法和原理是可行的。在此基础上,制作了8个钢管自密实混凝土柱,进行了试验方案设计,建立了钢管混凝土柱接触热阻的试验方法。

1 试验方法

1.1 试验原理

对于钢管混凝土这样的三维轴对称结构,只需要得到其内部径向温度的分布情况,根据 Fourier 定律,就可以得到距圆心为 r 处的径向热流为^[19]:

$$q(r) = \frac{\lambda \Delta T}{r \ln(b/a)} \quad (1)$$

式中, ΔT 为实测的钢管混凝土中任意两个测点 A 和 B 的温差(这里设 A 位于 B 的内侧); a 为测点 A 的径向坐标; b 为测点 B 的径向坐标; r 为待求热流密度位置的径向坐标; q 为热流密度,表示在单位时间内通过单位面积上的热量,单位为 W/m^2 ; λ 为导热系数,单位为 $\text{W}/(\text{m} \cdot \text{K})$ 。

假设钢管与混凝土两柱体相互接触,各柱体上下表面均绝热,则两柱体接触界面处的热流密度为 q ,根据 Newton 冷却定律,接触热阻的定义为:

$$q = h \Delta T_{\text{IN}}, R = \frac{\Delta T_{\text{IN}}}{q} \quad (2)$$

式中, h 代表热传递系数, $h = \frac{1}{R}$, 单位为 $\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$; 热阻 R 单位为 $(\text{m}^2 \cdot \text{K})/\text{W}$ 或 $(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})/\text{W}$; ΔT_{IN} 为钢管和混凝土接触界面处的温度差; q 在计算时取接触界面两侧热流密度的平均值, $q = (q_s + q_c)/2$, q_s 和 q_c 分别为钢管和混凝土接触表面的热流密度。

从接触热阻定义可知,确定试件的温度分布以及界面两侧温差是求解接触热阻的关键。为了求得接触热阻 R ,根据定义得到:

$$R = \frac{\Delta T_{\text{IN}}}{q} = \frac{T_{\text{S0}} - T_{\text{C0}}}{\frac{q_s + q_c}{2}} \quad (3)$$

式中, T_{S0} 和 T_{C0} 分别为钢管内表面和混凝土外表面温度,在本文中,接触界面处的温度值是通过有限元(具体见 2.3)和试验数据外推(具体见 2.4)得到的。

1.2 试验设计

本试验的钢管为无缝钢管(Q235),尺寸如图 1 所示,长度为 300mm,高温试验前不做除锈处理,混凝土采用 C60 自密实混凝土,混凝土强度指标见表 1。共制作了 8 个钢管混凝土试件,浇筑时每个试件预留 9 个直径为 3mm 的热电偶孔道,间距 20mm 对称布置,方案和试件尺寸如图 1 所示。由一维传热原理可知,试验中只要准确测出混凝土和钢管内部各测点的温度,得到两接触体的温度分布规律,就可按温度趋势外推,得到钢管内表面和混凝土外表面的温度,从而得出界面温度跃变 ΔT 。试件各测点的热电偶编号与无纸记录仪的通道号是一一对应的,热电偶对称布置,每个试件中共 11 个测点,测点 12 为炉温。养护后的试件如图 2 所示,试件表面微小的孔是拆模留下的,只是在表面,并不影响内部孔道。

表 1 C60 混凝土各龄期抗压强度

Tab. 1 The compression strength of concrete C60 of each age

龄期(d)	f_{cu} (MPa)	龄期(d)	f_{cu} (MPa)
3	38	60	72.8
14	49.3	90	78.9
28	62.4	120	81.1

钢管测点 1、2 温度取平均值记为 $T_{-0.01}$,混凝土测点 3、4 温度取平均值记为 $T_{+0.02}$ (下角标代表测点距界面的距离为 0.02m),其余测点依次类推。数据处理时多项式外推得到不同时刻混凝土界面温度记为 T_{C0} ,不同时刻钢界面温度记为 T_{S0} ,钢管内表面与混凝土外表面交界处的温差 $\Delta T_{\text{IN}} = T_{\text{S0}} - T_{\text{C0}}$ 。

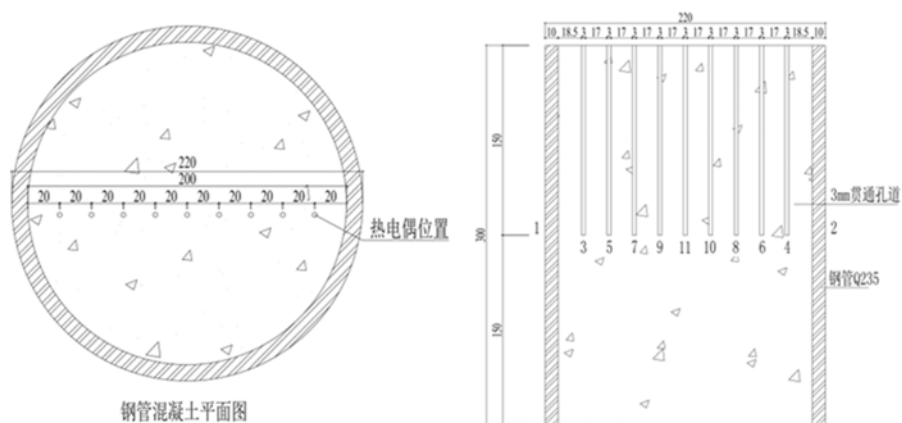


图 1 试验方案和热电偶对应编号(图中长度单位 mm)

Fig. 1 Test scheme and thermocouple number (mm in length)



图 2 试件制作过程 (a) 浇筑过程, (b) 养护后的试件

Fig. 2 Test specimen making process (a) casting process, (b) the specimen after curing

1.3 试验过程

本次试验采用电加热的加热方式,设备为马弗炉,其测温范围为(0~1200℃),升温曲线如图 3 所示。

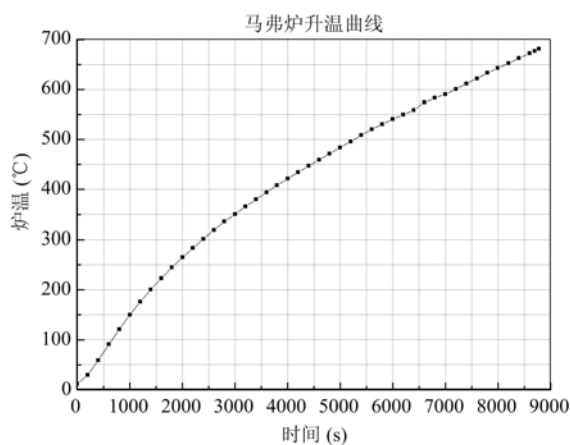


图 3 马弗炉升温曲线

Fig. 3 Muffle furnace heating curve

本试验共进行 8 组相同试件升温测试,升温时间约为 2.5 小时,钢管外表面达到 600℃ 停止加热,并打开炉门冷却试件至室温,每次冷却时间约为 26 小时 10 分钟。试验过程中将试件上下表面固定防火棉做隔热处理,防止炉内温度沿试件长度方向传递。钢管混凝土试件完全置于炉内四周均匀加热,温

度只沿着截面均匀传递,因此可简化为一维传热问题。

试验开始前试件在炉内和升温结束后如图4所示。结束后热电偶在钢管侧壁仍能很好地工作,并没脱落,混凝土没有爆裂,说明试验方法可行。



图4 试件升温前及升温结束后

Fig. 4 Specimen before and after heating up

2 试验结果及分析

2.1 试验现象

由于混凝土在升温过程中会伴随着水的蒸发,试验后经过测量钢管混凝土试件中混凝土的失重率从1号到8号试件分别为:6.55%、9.52%、8.86%、7.67%、8.50%、6.62%、8.50%、6.22%。同时,在试验过程中都会产生不同程度的爆裂,而这会直接影响混凝土温度的升高速度和热阻变化,因此本文选取一典型试验现象进行描述。



图5 试件4(左)和试件5(右)高温后底部爆裂情况

Fig. 5 The blowout situation at the bottom of specimen 4 and 5 after high temperature

8个试件进行升温试验后,发现第4个试件(记为试件4)和第5个试件(记为试件5)在底部发生了比较明显的爆裂,两个试件底部如图5所示,其余试件外观良好,无明显裂纹。下面对试件5试验中的现象进行详细描述。试件升温1小时后(钢管表面温度为 200°C),出现连续4声很轻微的响声。钢管表面温度为 392°C 时,试件内所有点的温度都已超过 100°C ,出现一声大爆裂声。钢管表面温度为 395°C 时,也出现大爆裂声,并且马弗炉预留热电偶孔处及炉门处开始有少量水蒸汽逸出,这主要是因为此时大部分混凝土的温度为 150°C 左右,混凝土中的自由水逐渐蒸发造成的。钢管表面温度从 395°C 升到 450°C 时,共出现三次明显的大爆裂声,逸出的水蒸汽变浓,因为此时混凝土温度达到 200°C 的部分增多,并且核心混凝土也超过了 150°C ,混凝土内的凝胶水开始蒸发。钢管表面温度为 491.8°C 时,出现大爆裂声,试件内的热电偶有小晃动,此后水蒸汽逐渐减少直至消失,爆裂声出现的频率变低,声音也变小。最后一次连续两声爆裂出现,钢管表面温度 567°C ,在核心混凝土的温度刚好达到 200°C 时,最后一部分凝胶水蒸发。

2.2 试件各测点升温曲线

8 个试件试验过程中各测点的升温曲线如图 6 所示。

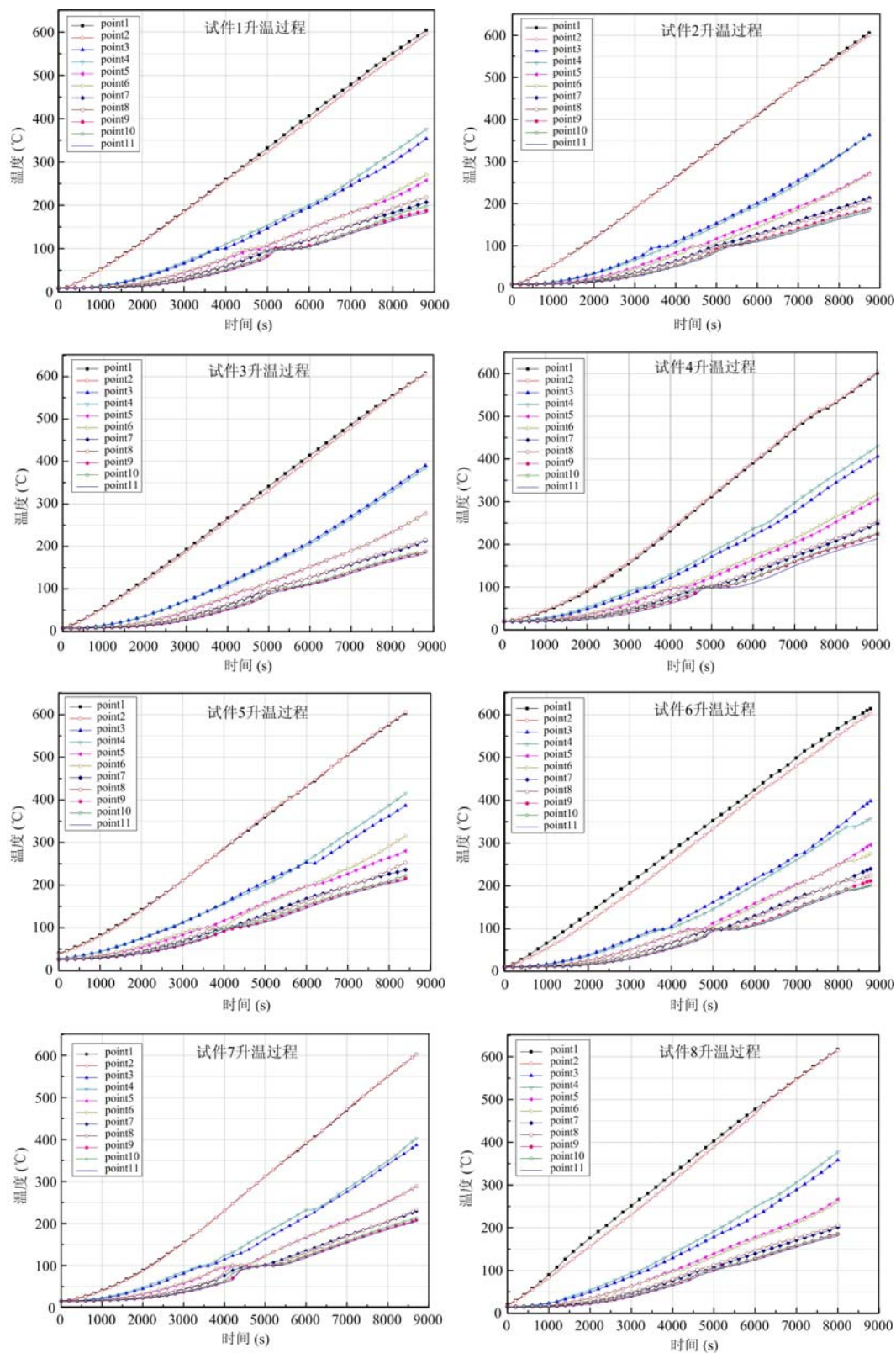


图 6 试件各测点升温曲线

Fig. 6 Temperature curves of measuring points of specimens

从 8 个试件的升温曲线可以观察到:由于混凝土的热惰性,钢管的升温速率明显快于混凝土,因此

混凝土和钢管交界处必定存在温度差。混凝土在 100℃ 时对应的温度曲线出现了明显的“温度平台”现象, 温度保持在 100℃。主要原因是随着混凝土温度升高, 当混凝土达到 100℃ 时水吸热变成水蒸汽并不断散失, 带走热量, 使混凝土能在一段时间内温度维持在 100℃。越靠近钢管, 温度平台越不明显, 说明水汽在向混凝土核心内部迁移。

2.3 钢管温度梯度研究

从求解钢管混凝土热流密度和接触热阻的公式(1)和公式(3)看出, 钢管温度梯度作为热阻公式中的一项不可忽略。为精确求得热阻, 必须确定钢管的温度梯度。由于在钢管表面钻孔会影响钢传热, 因此钢管混凝土试件中钢的传热温度梯度很难用试验方法确定, 故采用有限元方法来进行估计。

钢材的导热系数 λ_s 采用文献[20]推荐的公式:

$$\lambda_s = \begin{cases} 54 - 3.33 \times 10^{-2} T_s & 200^\circ\text{C} \leq T_s \leq 800^\circ\text{C} \\ 27.3 & 800^\circ\text{C} < T_s \leq 1200^\circ\text{C} \end{cases} \quad (4)$$

式中, T_s 为钢材的温度, 单位为℃; λ_s 为钢材的导热系数, 单位为 $\text{W}/(\text{m} \cdot ^\circ\text{C})$, 钢材的比热容取值为 $c_s = 600 \text{ J}/(\text{kg} \cdot \text{K})$ 。

本文选取了其他文献中的混凝土热物理参数^[20-22], 并利用 ABAQUS 有限元考虑接触热阻对钢管温度梯度的影响。在有限元中利用“面-面接触”定义钢管和混凝土的接触热阻, 通过定义不同的接触热阻值和热物理参数, 得到了温度场分布。为了更直观地反映混凝土热参数和接触热阻对钢管温度梯度的影响, 应观察钢管内外温差 ΔT 随时间的变化, 结果如图 7 所示。从以上数据看出不同参数下钢管温差 ΔT 随升温时间的增长而增加, 所有数据中最大温差只有 3℃, 因此混凝土热物理参数和接触热阻的取值对钢管温差的影响很小。

从接触热阻的公式可知钢管温度梯度 dT_s/dx_s 越大, 热流密度越大, 接触热阻值越小。为了使本试验得出的热阻值相对保守, 数据处理时取钢管内外温差均为定值 3℃, 即 $\frac{\Delta T}{a \ln(b/a)} = \frac{3}{0.1 \ln(0.11/0.1)} = 314.8^\circ\text{C}/\text{m}$, 不随升温变化。

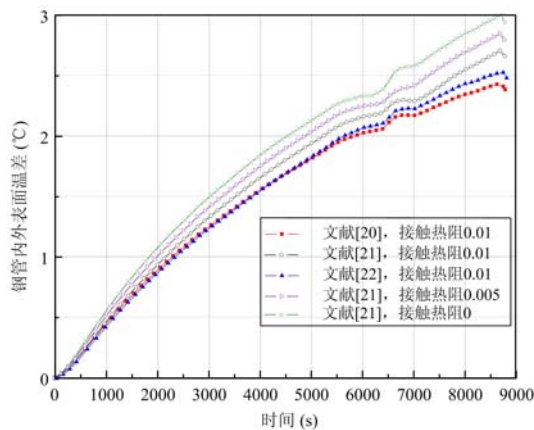


图7 钢管内外温差对比(接触热阻单位 $\text{m}^2 \cdot \text{K}/\text{W}$)

Fig. 7 Temperature of inner and outer surface of steel tube (contact thermal resistance unit: $\text{m}^2 \cdot \text{K}/\text{W}$)

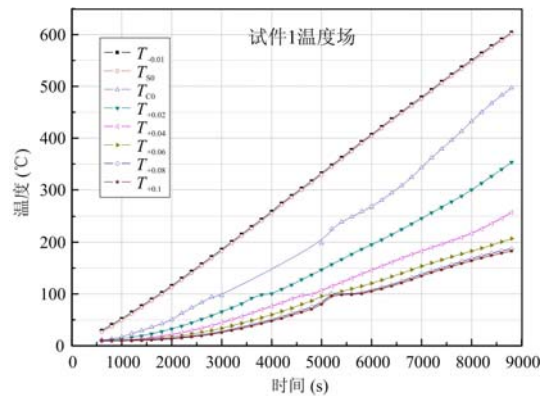


图8 试件1温度场随时间变化曲线

Fig. 8 Temperature curve changing with time of specimen 1

2.4 试件温度场曲线

钢管外表面 1、2 测点取平均为 $T_{-0.1}$, 混凝土各测点对应取平均, 钢管界面和外推出的混凝土界面温度分别记为 T_{S0} 、 T_{C0} , 以试件 1 温度场曲线作为说明, 如图 8。由于测点温度变化的高度非线性, 为尽量保证界面外推温度的可靠性, 测点温度的取值以温度时间历程曲线平稳变化开始, 比如图 8 中 1000s 时混凝土界面温度 T_{C0} 利用混凝土内部各点 $T_{+0.02}$, $T_{+0.04}$, $T_{+0.06}$, $T_{+0.08}$, $T_{+0.1}$ 温度值拟合 4 次多项式得到, 即 $T(x) = ax^4 + bx^3 + cx^2 + dx + e$, 其中 x 为各点位置, a, b, c, d, e 为待定系数。由于存在温度平

台,温度平台阶段界面温度没有进行多项式拟合。

从以上试验结果可以看出:

(1) 随着试件温度的升高,钢管内壁和混凝土外表面处的温差整体上呈现出先逐渐增大,到达温差极值后又逐渐减小的趋势。

(2) 大部分试件在升温 3000~6000s 期间,混凝土界面温度的升温速率降低,出现温度平台。经过观察混凝土内部测点温度场曲线可知,温度速率降低的主要原因是外围混凝土(0.02m 处)首先达到 100℃,混凝土中部分水分蒸发吸热,并向温度较低的区域移动,形成温度平台。6000s 后界面温度快速上升是因为此时核心混凝土(0.06m、0.08m、0.1m 处)温度均超过 100℃,热量迅速传递给混凝土。

2.5 钢管混凝土接触热阻随温度的变化

本试验采用的是自密实混凝土,并掺入适量聚丙烯纤维,可采用 Kodur 和 Khaliq 给出的热工参数^[21],代入接触热阻计算公式(1)(3)后,各钢管混凝土试件接触热阻随温度变化情况如图 9 所示。图中同时表示了受载的钢管普通混凝土界面接触热阻推测结果^[9]和前期利用高温材料试验仪器得到的无压力下钢/自密实混凝土界面接触热阻结果^[18]。

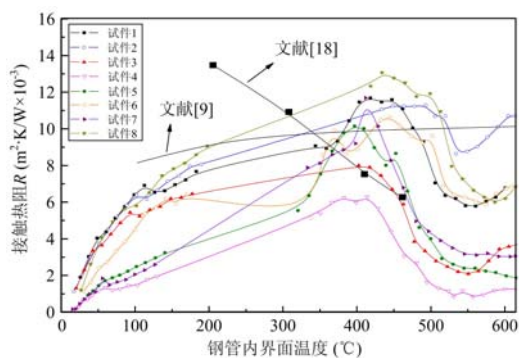


图 9 各试件界面接触热阻随钢管内表面温度的变化

Fig. 9 Interface thermal contact resistance with the inner surface temperature of steel tube

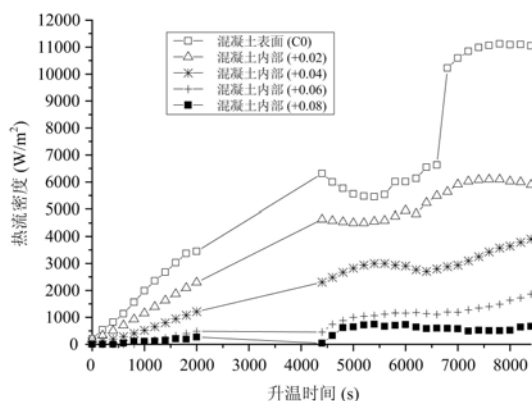


图 10 不同升温时刻试件 5 混凝土内部热流密度变化曲线

Fig. 10 Heat flux inside the concrete of specimen 5 with heating time

从图 9 观察可知,各钢管混凝土试件的界面接触热阻随钢管界面温度的变化规律比较一致,最高能达到 $0.013 \text{ m}^2 \cdot \text{K/W}$,在钢管界面温度达到 400℃后,接触热阻都呈现下降趋势,最低到 $0.001 \text{ m}^2 \cdot \text{K/W}$,在数值上有一定的离散性,这些与材料参数和界面接触程度都有关系。因此在没有更好的试验方法和结果的情况下,可以根据不同结构火灾试验结果取接触热阻平均值范围在 $0.002 \sim 0.01 \text{ m}^2 \cdot \text{K/W}$ 。

另外观察接触热阻变化规律发现,随着温度的升高,接触热阻先是持续升高,钢管温度超过 400℃后热阻开始急剧降低,钢管温度达到 550℃后,热阻开始缓慢升高,可以根据 3.1 中试件 5 的试验现象得到物理解释。钢管和混凝土的热膨胀系数不同,但是由于钢管先升温,会造成界面分离,从而引起热阻升高。随着温度升高,由于混凝土内部水蒸发,在界面处形成空洞,因此热阻一直在升高。但是钢管温度超过 400℃后,界面辐射换热增强,自由水已经完全蒸发,不会在界面形成新的孔洞,因此热阻急剧降低。钢管温度达到 550℃后,热阻又有所升高,是由于混凝土内部凝胶水完全蒸发,核心混凝土的温度达到 200℃,内部又形成了小的孔洞,这些因素综合影响了热阻升高。

为了更直观观察热阻和热流密度的关系,给出了钢管混凝土内部不同位置的热流密度随温度变化的关系曲线(图 10)和热阻随温度变化曲线(图 11)。结果表明,在瞬态传热过程中,热量不断传递到混凝土内部,提高了混凝土的热能,同时由于水的吸热作用,内部热流密度变化不如混凝土表面热流密度变化剧烈。瞬态情况下界面接触热阻相当于 20mm 混凝土热阻的一半,后续还需要继续研究稳态情况下热流密度和热阻的变化情况。

3 结论

本文通过制作8个钢管自密实混凝土柱并进行高温试验,建立了得到钢管混凝土界面接触热阻的试验方法。利用多项式拟合外推得到混凝土界面温差,依据 Fourier 定律和 Newton 冷却定律得出钢管混凝土接触热阻随着钢管界面温度的变化规律。试验表明界面接触热阻随着温度的升高先是持续升高,钢管温度超过 400℃ 后热阻开始急剧降低,钢管温度达到 550℃ 后,热阻开始缓慢升高。说明升温过程中由于混凝土材料内部水的蒸发,会影响混凝土温度的升高和接触热阻的变化,从而造成试验结果的较大离散性,因此根据实际工程要求建议钢管自密实混凝土界面接触热阻取值范围在 $0.002 \sim 0.01 \text{ m}^2 \cdot \text{K/W}$ 。

参考文献:

- [1] 吕学涛, 杨华, 张素梅. 非均匀火灾作用下方钢管混凝土柱受力机理研究[J]. 建筑结构学报, 2013, 34(3):35—44 (LV Xuetao, YANG Hua, ZHANG Sumei. Fire resistance behavior and mechanism of concrete-filled square hollow columns in non-uniform fires[J]. Journal of Building Structures, 2013, 34(3):35—44 (in Chinese))
- [2] 李晓东, 靳乐, 孙慧 等. 钢管混凝土柱抗火性能的试验研究[J]. 实验力学, 2013, 28(3):75—78 (LI Xiaodong, JIN Le, SUN Hui, et al. Experimental study of fire resistance of concrete-filled steel tubular column[J]. Journal of Experimental Mechanics, 2013, 28(3):75—78 (in Chinese))
- [3] 崔志强, 余红霞. 钢管混凝土组合柱在标准火与真实火中的行为比较[J]. 防灾减灾工程学报, 2012, 32(2):210—215 (CUI Zhiqiang, YU Hongxia. A comparison of behavior of concrete filled steel tubular columns in standard fire and natural fire[J]. Journal of Disaster Prevention and Mitigation Engineering, 2012, 32(2):210—215 (in Chinese))
- [4] 杨有福, 韩林海. 矩形钢管混凝土柱的耐火性能和抗火设计方法[J]. 建筑结构学报, 2004, 25(1):25—35 (YANG Youfu, HAN Linhai. Fire performance and design method of concrete-filled steel rectangular hollow section columns[J]. Journal of Building Structures, 2004, 25(1):25—35 (in Chinese))
- [5] 王景玄, 王文达. 考虑火灾全过程的钢管混凝土平面框架受力性能分析[J]. 振动与冲击, 2014, 33(11):124—129 (WANG Jingxuan, WANG Wenda. Mechanical behavior analysis of a planar frame with concrete-filled steel tubular columns exposed to overall stage fire[J]. Journal of Vibration and Shock, 2014, 33(11):124—129 (in Chinese))
- [6] 杨华, 刘发起, 吕学涛 等. 三面受火的矩形钢管混凝土柱受力机理与耐火极限[J]. 建筑钢结构进展, 2011, 13(6):56—63 (YANG Hua, LIU Faqi, LV Xuetao, et al. Mechanism and fire resistance of concrete-filled RHS columns in three-surface fire[J]. Progress in Steel Building Structures, 2011, 13(6):56—63 (in Chinese))
- [7] Wang K, Young B. Fire resistance of concrete-filled high strength steel tubular columns[J]. Thin-Walled Structures, 2013, 71(13):46—56.
- [8] Hong S, Varma A H. Analytical modeling of the standard fire behavior of loaded CFT columns[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2009, 65(1):54—69.
- [9] Ghojel J. Experimental and analytical technique for estimating interface thermal conductance in composite structural elements under simulated fire conditions [J]. Experimental Thermal and Fluid Science, 2004, 28:347—354.
- [10] Han L H, Chen F, Liao F Y, et al. Fire performance of concrete filled stainless steel tubular columns[J]. Engineering Structures, 2013, 56:165—181.
- [11] Yang H, Liu F, Gardner L. Post-fire behaviour of slender reinforced concrete columns confined by circular steel tubes[J]. Thin-Walled Structures, 2015, 87(11):12—29.

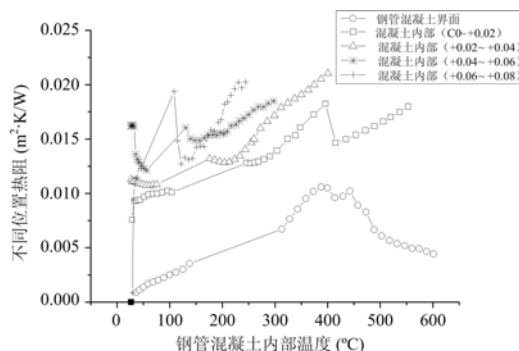


图 11 试件 5 钢管混凝土内部不同位置热阻随温度变化曲线

Fig. 11 Thermal resistance at different location of CFST specimen 5 with temperature

- [12] Liu F, Gardner L, Yang H. Post-fire behaviour of reinforced concrete stub columns confined by circular steel tubes[J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2014, 102(11):82–103.
- [13] Pascual A M, Romero M L, Tizani W. Thermal behaviour of blind-bolted connections to hollow and concrete-filled steel tubular columns[J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2015, 107:137–149.
- [14] Espinos A, Romero M L, Hospitaler A. Advanced model for predicting the fire response of concrete filled tubular columns[J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2010, 66(8):1030–1046.
- [15] Yao Y, Hu X X. Cooling behavior and residual strength of post-fire concrete filled steel tubular columns[J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2015, 112:282–292.
- [16] Zhong T, Ghannam M. Heat transfer in concrete-filled carbon and stainless steel tubes exposed to fire[J]. *Fire Safety Journal*, 2013, 61(5):1–11.
- [17] Lu H, Zhao X L, Han L H. Fire behaviour of high strength self-consolidating concrete filled steel tubular stub columns[J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2009, 65(10):1995–2010.
- [18] 张宏涛, 徐冰, 白玉星 等. 钢混凝土界面接触热阻试验研究[J]. *土木建筑与环境工程*, 2015, 37(2):34–38 (ZHANG Hongtao, XU Bing, BAI Yuxing, et al. Experimental analysis of interface thermal contact resistance between steel and concrete[J]. *Journal of Civil, Architectural & Environmental Engineering*, 2015, 37(2):34–38 (in Chinese))
- [19] Chakravarti V Madhusudana. Thermal conductance of cylindrical joints[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 1999, 42:1273–1287.
- [20] European Committee for Standardization. Eurocode 4: design of steel and composite structures Part 1.2: General rules-Structural fire Design (ENV 1994-1-2)[S]. Brussels: CEN, 2003.
- [21] Venkatesh Kodur, Wisim Khaliq. Effect of temperature on thermal properties of different types of high-strength concrete[J]. *American Society of Civil Engineers*, 2011, 23(6):793–801.
- [22] Lie T T, Denham E M A. Factors affecting the fire resistance of circular hollow steel columns filled with bar-reinforced concrete[R]. NRC-CNRC Internal Report, 1993:651.

Experimental Study of Thermal Contact Resistance on the Interface between Steel Tube and Self-Compacting Concrete at High Temperature

ZHANG Hong-tao, GAO Ming-xu, YU Yuan-fu

(College of Civil Engineering, North China University of Technology, Beijing 100144, China)

Abstract: Interface thermal contact resistance between steel and concrete is usually has to be considered when the interface fire behavior of steel tube and concrete structure is studied. Experimental study of thermal contact resistance of self-compacting concrete filled steel tube (SCCFST) was carried out, its results are presented in this paper. Eight self-compacting concrete filled steel tube columns were prepared for experiment. According to Fourier's law and Newton's cooling law, the solution method for thermal contact resistance of steel tube and concrete interface was constructed. By using finite element method and polynomial fitting, the interface temperature was obtained through extrapolation. The variation of steel-concrete thermal contact resistance with the steel tube interface temperature was also obtained. Experimental results show that the average value of thermal contact resistance of unloaded SCCFST is in a range from 0.002 to 0.01m² · K/W, compared with other literature, which has a certain reliability degree.

Keywords: self-compacting concrete; concrete filled steel tube; thermal contact resistance; high temperature; thermal physical parameter