

文章编号: 1000-4750(2017)05-0216-10

高温后钢管 RPC 抗冲击压缩特性与极限强度计算

姜 猛, 陈万祥, 郭志昆, 邹慧辉, 顾 娟

(解放军理工大学爆炸冲击防灾减灾国家重点实验室, 南京 210007)

摘 要: 采用 $\phi 74$ mm 分离式霍普金森压杆(Split Hopkinson Pressure Bar, 简称 SHPB)试验装置对 30 块高温后的钢管活性粉末混凝土(Reactive Powder Concrete-Filled Steel Tube, 简称钢管 RPC)进行了不同应变率的冲击压缩试验, 得到了高温后钢管 RPC 的动态应力-应变关系和破坏形态, 提出了高温后钢管 RPC 动态峰值应力和峰值应变预估方法。结果表明, 高温后钢管 RPC 具有明显的应变率效应, 经历高温作用后的钢管 RPC 仍保持较高的强度, 较好的延性和整体性。含钢率对钢管 RPC 动力性能有显著影响, 初始弹性刚度和峰值应力随含钢率提高而明显增大。理论计算结果与试验结果吻合良好, 能够较好预测高温后钢管 RPC 的动态峰值应力和峰值应变。

关键词: 钢管 RPC; 高温后; 抗冲击性能; 动态强度; 理论公式

中图分类号: TU398.9 文献标志码: A doi: 10.6052/j.issn.1000-4750.2015.09.0732

IMPACT BEHAVIORS AND ULTIMATE STRENGTHS OF RPC-FST AFTER EXPOSURE TO HIGH TEMPERATURE

JIANG Meng, CHEN Wan-xiang, GUO Zhi-kun, ZOU Hui-hui, GU Juan

(State Key Laboratory of Disaster Prevention & Mitigation of Explosion & Impact, PLA University of Science and Technology, Nanjing 210007, China)

Abstract: Dynamic behavior of 30 Reactive Powder Concrete-Filled Steel Tube (RPC-FST) specimens after exposure to high temperature under different impact loading is investigated by using $\phi 74$ mm-Split Hopkinson Pressure Bar (SHPB). Dynamic stress-strain relationships and failure modes for RPC-FST after exposure to high temperature are derived experimentally, and then a prediction method for peak stress or peak strain of RPC-FST specimens is presented. Results show that obvious strain rate effects can be observed in RPC-FST specimens under impact loading, and RPC-FST still remain remarkable compressive strength, good ductility and integrity after exposure to high temperature. The steel ratios have great influences on the dynamic behavior of RPC-FST, either initial elastic stiffness or peak stress is significantly increased as steel ratio increased. The analytical results are in good agreement with experimental data, which means that the dynamic peak stress or peak strain of RPC-FST after exposure to high temperature can be estimated accurately.

Key words: Reactive Powder Concrete-Filled Steel Tube; post high temperature; impact-resistant capacity; dynamic strength; theoretical method

近年来, 爆炸事故时有发生(如昆山、天津等爆炸事故), 损失惨重。一些重要建筑物和构筑物的抗

火和抗冲击爆炸安全已成为防护工程界关注的焦点。分析表明^[1]: 结构受火(高温)后性能劣化, 在冲

收稿日期: 2015-09-06; 修改日期: 2017-02-28

基金项目: 国家自然科学基金项目(51378498, 51578541, 51321064); 江苏省自然科学基金项目(BK20141066)

通讯作者: 陈万祥(1977—), 男, 广东高州人, 副教授, 博士, 主要从事工程结构抗冲击爆炸效应研究(E-mail: cw_x_0806@sohu.com).

作者简介: 姜 猛(1989—), 男, 山东临沂人, 硕士生, 主要从事工程结构抗冲击爆炸效应研究(E-mail: jiangmeng1989@sina.com);

郭志昆(1963—), 男, 江西九江人, 教授, 博士, 主要从事抗冲击爆炸新材料研究(E-mail: gzkemail@sina.com);

邹慧辉(1993—), 男, 江西鹰潭人, 硕士生, 主要从事工程结构抗冲击爆炸效应研究(E-mail: 15298379640@163.com);

顾 娟(1982—), 女, 江苏盐城人, 讲师, 硕士, 主要从事结构动力分析研究(E-mail: 18913377177@163.com).

击/爆炸荷载作用下极易遭受破坏。为提高工程结构抗火、抗冲击爆炸性能,许多国家致力于开发各种新材料、新结构。作为一种新型组合结构,钢管活性粉末混凝土(Reactive Powder Concrete-Filled Steel Tube,简称钢管RPC)具有强度高、刚度大、延性好、耐火且施工方便等系列优点,在防护工程中具有广阔的应用前景^[2]。

高温后钢管RPC的动态力学性能是进行钢管RPC构件抗火和抗爆设计的基础。目前,国内外学者对高温后钢管RPC的静力性能研究较为深入和丰富,而对高应变率荷载下(尤其是冲击或爆炸产生的应变率 $10^0\text{ s}^{-1}\sim 10^4\text{ s}^{-1}$ 范围内)的动态压缩特性及极限强度缺乏研究和理解。近年来,国内外许多学者^[3-7]对常温下钢管混凝土构件在横向冲击荷载作用下的承载力和破坏形态进行一系列试验研究和数值模拟。本文作者^[8]利用霍普金森杆(Split Hopkinson Pressure Bar,简称SHPB)试验装置对常温下钢管RPC抗冲击压缩特性进行了研究,并提出了极限强度预测方法。此外,作者在钢管RPC静态应力-应变关系基础上考虑温度效应和应变率效应的影响,提出了高温后钢管RPC动态本构模型^[9]。何远明等^[10]采用SHPB试验装置分析了不同温度($200\text{ }^\circ\text{C}\sim 800\text{ }^\circ\text{C}$)下冲击速度($1.18\text{ m/s}\sim 18.6\text{ m/s}$)对钢管混凝土动态强度和破坏特征的影响,发现高温下钢管混凝土仍保持较好的抗冲击性能,且高温下钢管混凝土的延性和耗能能力均有所提高。霍静思等^[11]利用落锤冲击试验机对火灾作用下钢管混凝土短柱的抗冲击性能进行研究,同样发现钢管混凝土在火灾(高温)下仍具有良好的抗冲击能力。目前,高温后高性能混凝土静力学性能研究较多^[12-14],但对抗冲击性能的研究相对较少。王立闻等^[15]利用SHPB装置对高温($400\text{ }^\circ\text{C}\sim 800\text{ }^\circ\text{C}$)后RPC的抗冲击性能进行了试验研究,分析了RPC的动态性能及耗能机理,并提出了高温后RPC的率型本构模型。由于防护工程中对钢管混凝土构件的抗冲击及抗火(高温)性能要求较高,因此需要了解火灾后钢管混凝土动态力学性能及其极限强度。霍静思等^[16]采用SHPB试验装置对常温和高温后($100\text{ }^\circ\text{C}\sim 700\text{ }^\circ\text{C}$)的钢管混凝土进行多次冲击性能试验研究,结果发现高温后钢管混凝土经历多次冲击后无明显强度劣化,具有良好的抗多次冲击性能和变形能力。

为揭示温度效应和应变率效应对钢管RPC动态力学性能的影响,本文采用SHPB试验装置,研究高温后钢管RPC在 $60\text{ s}^{-1}\sim 130\text{ s}^{-1}$ 应变率范围内

的极限强度、动态应力-应变关系及破坏特征,为火灾(高温)后钢管RPC结构抗冲击爆炸性能研究和工程设计提供参考。

1 试验概况

1.1 原材料及配合比

试验按照表1中配合比共制作了6块 $100\text{ mm}\times 100\text{ mm}\times 100\text{ mm}$ 的RPC立方块,标准养护28 d。同时,采用壁厚4 mm的Q345钢管制作3个 $4\text{ mm}\times 4\text{ mm}\times 5.65\sqrt{A}$ (其中 A 为横截面面积)的拉伸试件,按照文献^[17-18]方法分别对RPC和钢材进行标准材性试验。如表2所示,试验测得RPC试块28 d抗压强度为120 MPa,壁厚4 mm钢材的屈服强度为350 MPa。

表1 活性粉末混凝土配合比
Table 1 Mixing proportion of PRC

水胶比	胶体组成		粗石英砂	细石英砂	石英粉	减水剂
	水泥	硅灰				
0.19	1.0	0.28	0.75	0.37	0.39	2.2%

表2 钢管和RPC性能参数
Table 2 Steel tube and RPC material properties

材料	屈服强度/MPa	抗压强度/MPa	弹性模量/GPa	泊松比
钢管	350	—	206	0.28
RPC	—	120	40	0.19

1.2 试验概况

高应变率荷载($\dot{\varepsilon} > 10^2\text{ s}^{-1}$)作用下结构的材料性能和破坏机理将发生改变,分析结构在高应变率荷载条件下的力学特性具有重要意义。SHPB实验是当前研究材料动态性能和破坏特征的一项重要技术^[8]。

冲击压缩特性试验在中国科学技术大学自制的 $\Phi 74\text{ mm}$ SHPB装置上进行。装置主要包括子弹、入射杆和透射杆,直径均为74 mm,其中子弹长400 mm,入射杆长3500 mm,透射杆长2000 mm,如图1所示。

试验制作了10组共30个 $\Phi 66\text{ mm}\times 35\text{ mm}$ 、壁厚4 mm的钢管RPC试件,标准养护28 d后在车床上切削成壁厚2 mm的钢管RPC试件(其中一组试件保留壁厚4 mm),然后在东南大学电火灾炉进行四面受火试验,试件达到预定温度后恒温1 h,再自然冷却至室温,然后进行SHPB试验。研究发现^[19],钢管普通混凝土的套箍系数为 $0.4 < \xi < 1$ 时可充分发挥钢管对核心混凝土的约束作用,但约束效

果随混凝土强度提高而减弱^[20]，因而本试验分别采用壁厚 2 mm 和 4 mm 的钢管制作钢管 RPC 试件，对应的套箍系数为 $\xi=0.46$ 和 0.92。试件的长径比 $L/D=0.53 \leq 3$ (其中 L 为试件长度， D 为试件直径)，因而 SHPB 试验中的试件端部摩擦效应和失稳现象可以忽略不计^[21]。升温由方程 $T=T_0+3451 g(8t+1)$ 确定，其中 $T_0(^{\circ}\text{C})$ 为室温， t/min 为受火时间。值得注意的是，由于电火灾炉升温速率较快(大约 $7^{\circ}\text{C}/\text{min}$)，且 RPC 十分致密，当受火温度超过 350°C 时，核心 RPC 出现爆裂现象，故本文考察的受火温度范围为 $20^{\circ}\text{C} \sim 300^{\circ}\text{C}$ 。为了获得一维平面波，试验前对试件两端面进行精磨，确保不平整度 $\leq 0.02 \text{ mm}$ 。图 2 为测得的波形电压曲线，可以看出，加载过程中试件的波形曲线 2 与波形曲线 4 吻合较好，说明加载过程中试件两端达到应力平衡。

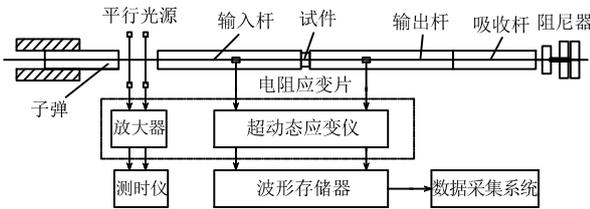


图 1 试验装置示意图
Fig.1 SHPB test set-up

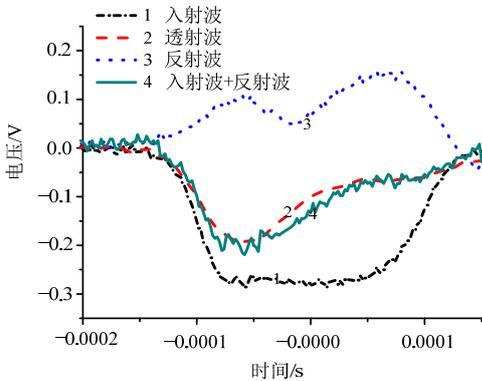


图 2 试件中的入射波、透射波、反射波

Fig.2 The incident wave, transmitted wave and reflected wave

试验中通过调整发射气压来获得预定的子弹速度，在不同发射气压下试件将出现相应的动态响应。根据一维弹性应力波理论和试件端面的应力平衡、位移连续性条件，可计算得到试件的应力、应变和应变率^[22-23]。由于试件内部的应变率随时间变化，分析时需要用平均应变率来表示。通常地，平均应变率取应变率时程曲线第一个峰值点至随后相邻时程曲线相同值点之间的这一段曲线的平均

值^[8]，即如图 3 所示 A-B 段曲线的平均值。

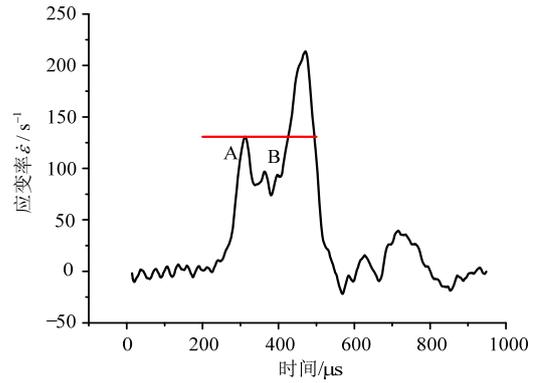


图 3 平均应变率取值

Fig.3 Determination of average strain rate

2 试验结果与分析

标准养护 28 d 后，利用 MTS 机测得 RPC 标准立方块的静态抗压强度为 120 MPa，进一步采用文献[2]方法计算得到钢管 RPC 的静态抗压强度为 170 MPa。为研究温度效应、应变率效应及套箍效应对钢管 RPC 动态力学性能的影响，本文分别对 10 组(每组 3 个试件，取平均值作为代表值)进行了 SHPB 冲击压缩试验，不同平均应变率下的峰值应力和峰值应变如表 3 所示。图 4 为经历高温作用后钢管 RPC 在冲击荷载作用后的破坏模式。

表 3 试验结果

Table 3 Results of impact test

组号	温度/ ($^{\circ}\text{C}$)	壁厚/ mm	子弹速度/ (m/s)	平均应变率/ s^{-1}	峰值应力/ MPa	峰值应变/ (%)
1	20	2	9.6	60	200	0.47
2	20	2	11.9	95	223	0.56
3	20	2	14.6	122	247	0.60
4	20	4	16.5	125	320	0.34
5	200	2	9.7	60	202	0.50
6	200	2	11.9	100	237	0.60
7	200	2	14.8	120	252	0.70
8	300	2	10.0	60	200	0.55
9	300	2	12.0	100	247	0.70
10	300	2	14.1	121	268	0.78



(a) $T = 20^{\circ}\text{C}$, $\dot{\epsilon} = 60 \text{ s}^{-1}$



(b) $T = 20^{\circ}\text{C}$, $\dot{\epsilon} = 122 \text{ s}^{-1}$

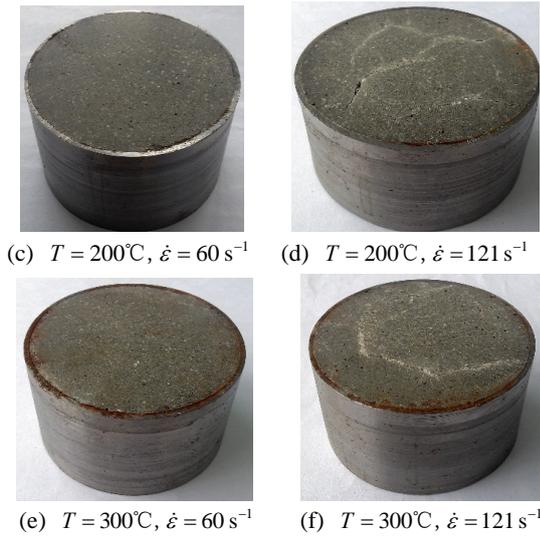


图 4 钢管 RPC 破坏形态

Fig.4 Failure modes of RPC-FST specimens

由表 3 可以看出,同一温度下钢管 RPC 的峰值应力和峰值应变均随冲击速度(平均应变率)增大而增大,表明钢管 RPC 的峰值应力、峰值应变在常温和高温后均表现出明显的应变率效应。由图 4 可见,各个试件均遭受了不同程度的破坏,钢管出现较明显的横向膨胀,说明试件均发生了不同程度的鼓起或剪切变形。尽管试件经历了较大的轴向和横向变形,核心 RPC 未出现明显的爆裂或破碎现象,说明钢管仍能有效约束核心 RPC,试件保持较好的整体性。虽然经历高温作用后核心 RPC 性能严重劣化,但由于钢管的约束作用,核心 RPC 极限破坏前的剪胀变形受到限制,其塑性变形能力得以提高,因而高温后钢管 RPC 在冲击荷载作用下仍能较好发挥钢管与核心 RPC 之间的“组合效应”,保持较高的承载能力和变形能力,即钢管起到提高核心混凝土强度、韧性和整体性的作用^[24]。

2.1 温度效应分析

图 5~图 7 给出了相同平均应变率下受火温度对钢管 RPC 的动态应力-应变曲线的影响规律以及不同应变率下钢管 RPC 峰值应力、峰值应变随受火温度变化规律。从图 5 可以看出,不同温度下钢管 RPC 的应力-应变上升段基本一致,说明温度对钢管 RPC 初始刚度影响不大,但峰值应力、峰值应变和下降段有所差别,表现为峰值应力、峰值应变随受火温度提高而增大,应力-应变下降段由上凹型过渡为上凸型。高温 200°C 和 300°C 后的峰值应力和峰值应变相差不大,但 300°C 高温作用后的钢管 RPC 峰值应力和峰值应变相对于常温分别提高了 9% 和 30%。这可能是经历高温作用后核心 RPC 出现温度膨胀

使得钢管与核心 RPC 之间的早期相互作用得以增强,加之由于钢材经历高温后强化模量高于常温下的强化模量^[16],也可能由于 RPC 中含有硅灰、矿渣等活性掺合料,在 100°C~400°C 的高温作用下,相当于发生了“二次火山效应”,使得 RPC 内部结构更加致密,强度较常温也相应提高^[25]。此外,高温后钢管强度恢复导致其对核心 RPC 约束作用增强的缘故,从而形成应力强化现象,导致出现较高的峰值应力。此外,由于高温作用使 RPC 的塑性流动性能提高,即变形能力增强^[26],而钢管强度基本恢复到高温前,因此经历高温作用后的钢管 RPC 应力-应变曲线下降段转变为上凸型。由图 6、图 7

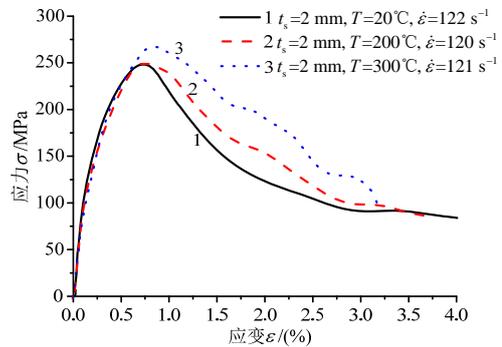


图 5 高温后的应力-应变关系曲线

Fig.5 Stress-strain relationship after exposure to high

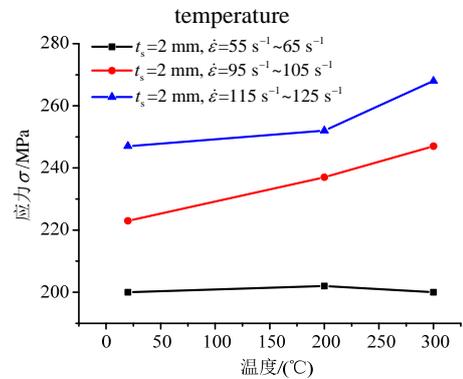


图 6 峰值应力随温度变化

Fig.6 Variations of peak stress versus temperature

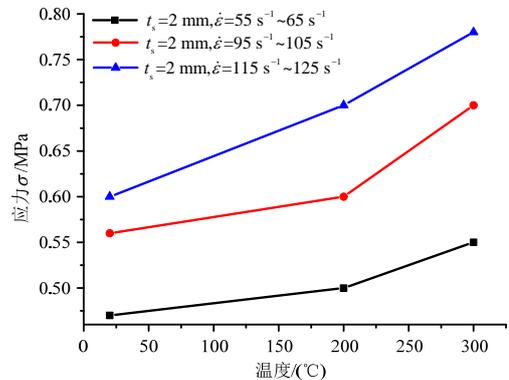


图 7 峰值应变随温度变化

Fig.7 Variations of peak strain versus temperature

可见,不同应变率下钢管 RPC 的峰值应力和峰值应变均随受火温度的提高而增大,其原因可能是核心 RPC 在受火温度接近 400℃时内部结构更加致密以及变形能力提高的缘故。

2.2 应变率效应分析

图 8 为经历高温 200℃后钢管 RPC 在不同应变率下的应力-应变曲线。可知,钢管 RPC 的初始刚度随应变率增大而提高,且随着应变率增大,钢管 RPC 的弹性段明显延长,这是由于在快速加载作用下,核心 RPC 的变形或裂缝开展出现滞后现象,并且滞后程度随加载速率提高而趋于明显。钢管 RPC 的峰值应力和峰值应变均随应变率的提高而增大,应变率为 120 s⁻¹的钢管 RPC 峰值应力和峰值应变相比应变率为 60 s⁻¹时分别提高了 25%和 40%,且弹塑性后的应力强化现象随应变率提高而趋于明显,说明经历高温作用后的钢管 RPC 仍具有明显的应变率效应,且应力强化现象随应变率提高而增强。图 9 和图 10 分别给出了经历不同高温作用后钢管 RPC 的峰值应力和峰值应变随加载速率变化情况。可以看出,不同高温作用后钢管 RPC 的峰值应力和峰值应变随应变率提高基本呈线性增大,这与文献[16]的结论有所不同,可能是由于本文的钢管 RPC 受火温度不高(<400℃),而 RPC 材料在受火温度 400℃水化作用发挥最为充分,微观结构最为致密,因而导致了本试验条件下峰值应力和峰值应变的应变率效应随温度提高而增大的现象。此外,与应变率 60 s⁻¹和 100 s⁻¹对应的钢管 RPC 应力-应变曲线在峰值应力过后均出现明显回弹,说明此时的钢管 RPC 尚保持较好的弹性恢复性能。

图 11 为常温条件下壁厚 2 mm 和 4 mm 钢管 RPC 动态应力-应变曲线。可以看出,在相同冲击荷载作用下壁厚 4 mm 的钢管 RPC 较壁厚 2 mm 的钢管 RPC 具有更高的峰值应力和更大的组合刚度。

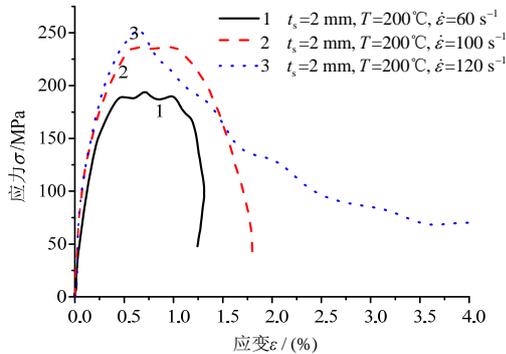


图 8 不同应变率的应力-应变关系曲线

Fig.8 Stress-strain relationship for different strain rate

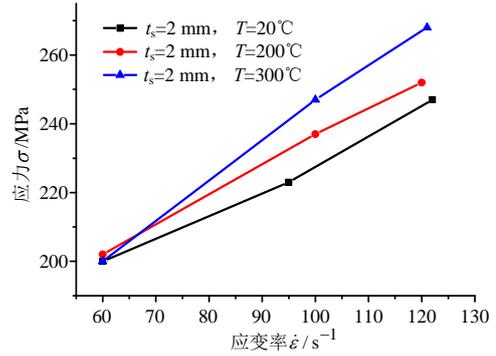


图 9 峰值应力随应变率变化

Fig.9 Variations of peak stress versus strain rate

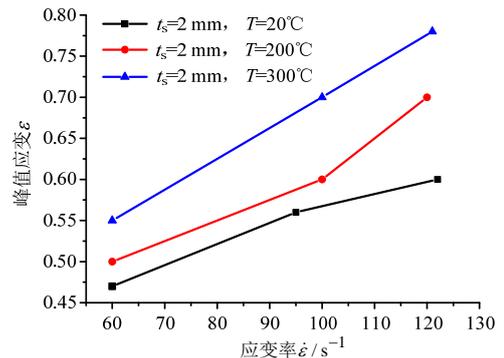


图 10 峰值应变随应变率变化

Fig.10 Variations of peak strain versus strain rate

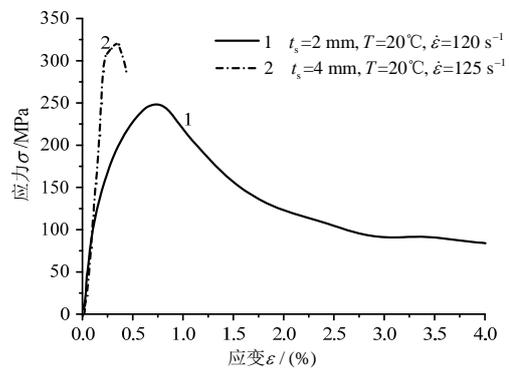


图 11 不同壁厚的应力-应变曲线

Fig.11 Stress-strain relationship for different steel thickness

2.3 钢管 RPC 受力机理分析

钢管的约束效果与核心混凝土性能密切相关。由于高强混凝土水胶比较小,收缩变形大,荷载作用初期钢管与混凝土容易分离,钢管约束效应较弱,往往导致钢管高强混凝土(混凝土强度>100 MPa)出现类似高强混凝土的脆性破坏,甚至早期屈曲失稳现象^[27]。经历高温作用后,由于核心 RPC 出现温度膨胀,钢管与核心 RPC 结合良好,组合刚度较大,因而不同冲击荷载作用初期的弹性刚度比较接近(见图 5)。随着冲击荷载增大,钢管的约束作用进一步发挥,使得核心 RPC 处于三向受压状态,裂缝扩展受到限制,变形滞后,延性增加,

钢管 RPC 出现应力强化现象(见图 8), 组合极限承载力得到提高。因而, 在轴向冲击荷载作用下钢管 RPC 经历“弹性段-弹塑性段-屈服平台段-强化段”四个受力阶段(与静力试验相比^[28], 本文作者发现动载试验的屈服平台段不太明显^[8])。

3 高温后钢管 RPC 极限强度

钢管混凝土受火过程中的横截面温度场分布是不均匀的^[21]。ANSYS 高温数值模拟结果显示, 对于均匀受火的圆钢管 RPC, 其横截面温度场梯度呈同心圆环分布^[9], 利用加权平均法可以将高温后核心混凝土的等效轴压强度表示为:

$$\bar{f}_c = \frac{\sum_{i=1}^n f_{ci}(T)A_{ci}}{A_c} \quad (1)$$

对于圆钢管混凝土求解时可以把混凝土划分成有一定厚度的 n 个圆环单元, 钢材取整个钢管圆环截面。 $f_{ci}(T)$ 和 A_{ci} 分别为第 i 个圆环截面核心混凝土经历高温后的轴心抗压强度和对应的圆环截面面积。其中, 混凝土第 i 个圆环截面所经历的最高温度可以通过文献[29]给出的方法计算得到。Song 等^[21]研究发现, 高温后核心混凝土的极限强度主要与最高过火温度有关, 而几乎不受升温 and 降温过程影响。在对大量试验数据进行回归分析的基础上, 文献[30]给出了高温后 RPC 轴心抗压强度计算公式。因此, 高温后第 i 环混凝土轴心抗压强度可以由下式确定:

$$f_{ci}(T) = \begin{cases} \left[0.98 + 0.72 \left(\frac{T}{1000} \right) \right] \cdot f_c, & 20^\circ\text{C} < T \leq 400^\circ\text{C} \\ \left[1.75 - 0.44 \left(\frac{T}{1000} \right) - 1.84 \left(\frac{T}{1000} \right)^2 \right] \cdot f_c, & 400^\circ\text{C} < T \leq 800^\circ\text{C} \\ \left[0.22 - 0.01 \left(\frac{T}{1000} \right) \right] \cdot f_c, & 800^\circ\text{C} < T \leq 1000^\circ\text{C} \end{cases} \quad (2)$$

式中: $f_c = 0.67f_{cu} \sim 0.73f_{cu}$ ^[28], f_{cu} 为混凝土立方块抗压强度; T 为混凝土最高过火温度。

材料强度随应变率提高而提高的现象称为应变率效应, 一般采用动力提高因子(Dynamic Increase Factor, 简称 DIF)来表征, 即材料动态极限

强度与静态极限强度之比值。任晓虎等^[24]在 Xiao 等^[31]给出的不考虑钢管与混凝土之间约束作用常温下钢管混凝土的 DIF 计算方法基础上, 提出了高温后的钢管混凝土动力增大系数:

$$\text{DIF} = \frac{\sum_{i=1}^n f_{cdi}(T)A_{ci} + f_{yd}(T)A_s}{\sum_{i=1}^n f_{ci}(T)A_{ci} + f_y(T)A_s} \quad (3)$$

式中, A_s 为钢管横截面面积。高温后钢管的屈服强度可以由下式计算:

$$f_y(T) = \begin{cases} f_y, & T_{\max} \leq 400^\circ\text{C} \\ f_y \left[\begin{matrix} 1 + 2.23 \times 10^{-4} \times (T_{\max} - 20) \\ -5.88 \times 10^{-7} \times (T_{\max} - 20)^2 \end{matrix} \right], & T_{\max} > 400^\circ\text{C} \end{cases} \quad (4)$$

目前尚无高温后混凝土以及钢材的动力增大系数 DIF 计算方法, 但文献[10, 16]研究表明高温后钢管混凝土具有与常温下钢管混凝土相类似的应变率效应, 故本文对高温后混凝土以及钢材的动力增大系数 DIF 均采用常温的动力增大系数, 即分别通过 CEB^[32]提出的式(5)和 Cowpere-Symonds^[33]应变率模型式(6)进行描述。

$$\text{DIF}_{\text{con}} = \begin{cases} \left(\frac{\dot{\epsilon}_c}{30 \times 10^{-6}} \right)^{1.026\alpha}, & \dot{\epsilon}_c \leq 30 \text{ s}^{-1} \\ \gamma \dot{\epsilon}_c^{1/3}, & \dot{\epsilon}_c > 30 \text{ s}^{-1} \end{cases} \quad (5)$$

$$\text{DIF}_{\text{st}} = 1 + \left(\frac{\dot{\epsilon}_s}{D} \right)^{1/q} \quad (6)$$

式中: $\dot{\epsilon}_c$ 为混凝土在动荷载作用下的响应应变率; $\dot{\epsilon}_s$ 为钢材在动荷载作用下的响应应变率; $\alpha = 1 / (5.0 + 3f_{cu} / 4)$; $\gamma = 10^{6.156\alpha - 0.49}$, 其中 f_{cu} 为高温后混凝土立方块静态抗压强度; D 和 q 为材料常数, 对于钢材可以分别取 $D = 40.0$, $q = 5.0$ ^[33]。

钢管混凝土“统一理论”^[19]中, 钢管对混凝土的约束效应通过“套箍系数”来表征, 钢管混凝土特征强度(如屈服强度、极限强度等)都可以采用无约束混凝土特征强度和套箍系数的线性组合来描述。林震宇等^[28]对核心 RPC 强度为 109 MPa~154 MPa 的钢管 RPC 短柱进行了大量试验研究, 提出了钢管 RPC 的极限抗压强度计算公式。参考文献[28]提出了高温后的钢管 RPC 组合强度计算方法:

$$f_{\text{sc,u}} = (1.14 + B\xi)\bar{f}_c \quad (7)$$

其中, B 由下式确定:

$$B = \begin{cases} 0.4, & \bar{f}_c \geq 140 \text{MPa} \\ -1.233 \ln(\bar{f}_c / 100) + 0.8201, & \bar{f}_c < 140 \text{MPa} \end{cases} \quad (8)$$

文献[21]建议当钢管混凝土完全冷却到常温后, 套箍系数可以不考虑温度效应的影响, 但文献[24]分析表明试件高温前后的约束系数数值略有变化。因此, 文中高温后钢管 RPC 的套箍系数仍采用常温下的套箍系数表达式, 只是材料强度考虑了温度效应的影响, 即: $\xi = A_s f_y / A_c \bar{f}_c$, 其中 $\bar{f}_c \approx 0.67 f_{cu} \sim 0.73 f_{cu}$ [28]。

由于温度效应、应变率效应和钢管约束效应的耦合影响, 不确定因素较多, 难以从理论上准确预测高温后钢管 RPC 的动态峰值应变。本文试验结果发现, 钢管 RPC 动态应力-应变曲线的弹性段达到其极限强度的 90% 以上, 且温度对初始刚度影响较小。本文采用峰值应力与组合弹性模量之比来估算钢管 RPC 的峰值应变, 即:

$$\varepsilon_{sc,u} = f_{sc,u} / E_{sc} \quad (9)$$

康希良等[34]利用弹性力学中的能量法和最小势能原理, 推导了钢管混凝土在轴向压力作用下的组合弹性模量:

$$E_{sc} = \frac{\bar{E}_c + \alpha \bar{E}_s}{1 + \alpha} \quad (10)$$

其中, 核心混凝土及钢管的三向受压弹性模量分别为:

$$\bar{E}_c = E_c + \frac{2\nu_c^2 \bar{E}_c}{1 - \nu_c + \frac{2E_c}{kD_0}} \quad (11a)$$

$$\bar{E}_s = E_s - \frac{\nu_s^2 D_0^2 k E_s}{t_s \left(4E_s - \frac{kD_0^2}{t_s} \right)} \quad (11b)$$

式中, E_c 、 E_s 分别为核心混凝土和钢管单轴受压时的弹性模量; ν_c 、 ν_s 分别为核心混凝土和钢管泊松比; t_s 为钢管壁厚; D_0 为钢管内直径; k 为套箍系数, 即:

$$k = \frac{\nu_c - \nu_s}{D_0 \left[\frac{\nu_c}{E_s 4\delta} + \frac{(1 - \nu_c)\nu_s}{2E_c} \right]} \quad (12)$$

式中: $\delta = t_s / D_0$ 为钢管径厚比; $\alpha \approx 4\delta$ 为钢管混凝土的含钢率。

4 结果比较

为了检验上述理论方法的正确性, 本文将式(1)~式(13)的计算结果与试验结果进行了对比, 由于钢管 RPC 直径较小, 温度梯度不明显, 故计算时核心 RPC 圆环数取 $n=3$ 。表 4 为不同温度下核心 RPC 平均轴心抗压强度和组合强度, 图 12~图 14 分别为 DIF、核心 RPC 平均轴压强度及组合强度随温度变化规律。可以看出, 一定应变率条件下受火温度对核心 RPC 平均轴压强度有显著影响, 而对 DIF 及组合强度影响较小。高温后的钢管混凝土动力增大系数随受火温度提高而增大, 而平均轴压强度及组合强度随受火温度提高而减小。其主要原因是不考虑约束作用的 RPC 经历高温作用后性能劣化,

表 4 计算结果

Fig.4 Analytical results

温度/(°C)	中心温度/(°C)	\bar{f}_c /MPa	DIF	$f_{sc,u}$ /MPa
20	20	120.00	1.28	238.05
100	62	94.80	1.28	232.67
200	170	94.77	1.28	227.67
300	260	94.22	1.28	227.64
600	460	74.57	1.29	222.76
800	600	39.39	1.33	217.26

注: 表中平均应变率均为 60 s^{-1} 。

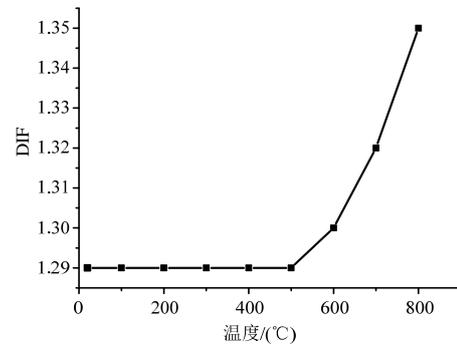


图 12 DIF 随温度变化

Fig.12 Variations of DIF versus temperature

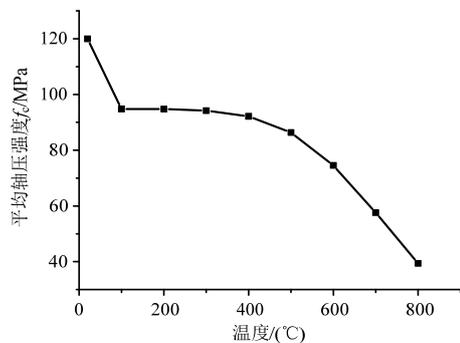


图 13 平均轴压强度随温度变化

Fig.13 Variations of average strength versus temperature

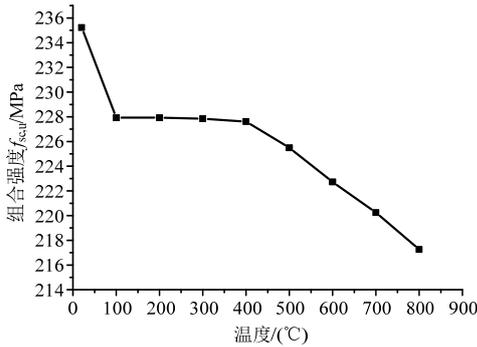


图 14 组合强度随温度变化

Fig.14 Variations of composite strength versus temperature
理论上虽然 RPC 及钢管的强度随温度提高而降低,但由于钢管和 RPC 组合的应变率强化效应超过温度劣化效应,因而导致出现 DIF 随温度提高而增大的现象。总的来看,钢管 RPC 的理论组合强度随受火温度提高而降低,这是材料温度效应和应变率效应综合影响的结果。

表 5 列出了表 3 中 10 种工况的峰值应力和峰值应变的理论计算结果与本文试验结果的对比。可见,在本试验条件下(高温 300°C 以下),本文理论计算结果与试验数据吻合较好,能够合理预测高温后钢管 RPC 的动态峰值应力和峰值应变。总体上看,理论计算结果较试验结果偏大,峰值应力最大相对误差为 19.07%,峰值应变最大相对误差为 21.28%,其主要原因是理论公式认为钢管与核心 RPC 受力过程中保持良好接触,二者组合效应充分发挥;另一方面,在推导高温后钢管 RPC 动力增大系数时没有考虑温度效应对钢管约束作用的削减,因而理论峰值应力大于试验值。此外,由于理论组合强度偏大,在应变率较低或受火温度不高的情况下,理论组合弹性模量比较接近真实弹性模量,故计算得到的峰值应变偏大;当进一步提高应变率或受火温度时,钢管 RPC 发生弹塑性变形甚至出现屈服平台(见图 8),因而理论峰值应变小于试验值。

表 5 计算结果与试验数据对比

Table 5 Comparison of analytical results and experimental data

序号	理论 $f_{sc,u}$ / MPa	试验 $f_{sc,u}$ / MPa	误差/(%)	理论 ϵ / (%)	试验 ϵ / (%)	误差/(%)
1	238.14	200	19.07	0.57	0.47	21.28
2	253.5	223	13.68	0.60	0.56	7.14
3	262.86	247	6.42	0.63	0.60	5.00
4	338.61	320	5.82	0.40	0.34	17.6
5	232.82	202	15.26	0.55	0.50	10.00
6	264.11	237	11.44	0.63	0.60	5.00

(续表)

序号	理论 $f_{sc,u}$ / MPa	试验 $f_{sc,u}$ / MPa	误差/(%)	理论 ϵ / (%)	试验 ϵ / (%)	误差/(%)
7	272.95	252	8.31	0.65	0.70	-7.14
8	232.79	200	16.40	0.55	0.55	0.00
9	264.08	247	6.91	0.63	0.70	-10.00
10	273.00	268	1.87	0.65	0.78	-16.67

本文方法能合理预测高温后钢管 RPC 的动态峰值应力和峰值应变,研究成果可以为经历高温作用后的钢管 RPC 抗冲击性能评估提供参考。由于多重因素耦合影响,更精确的计算结果尚需对高温后 RPC 和钢管在高应变率荷载作用下的动态力学性能以及钢管与核心 RPC 相互作用机理做进一步研究。

5 结论

(1) 采用 SHPB 试验装置研究了不同温度作用后的钢管 RPC 动态力学特性,着重分析了温度效应和应变率效应对钢管 RPC 动态应力-应变关系、峰值应力及峰值应变的影响。结果表明,高温作用后钢管 RPC 具有明显的应变率效应,经历高温作用后钢管 RPC 仍保持较高的强度,较好的延性和整体性,说明钢管 RPC 是一种良好的抗冲击防护工程材料。

(2) 本试验条件下,钢管 RPC 的强度和变形能力随温度提高而增大。不同温度后钢管 RPC 的应力-应变上升段基本一致,但峰值应力、峰值应力和下降段差别较大,表现为峰值应力、峰值应变随受火温度提高而增大,应力-应变下降段由上凹型过渡为上凸型。与壁厚 2 mm 的钢管 RPC 相比,壁厚 4 mm 的峰值应力显著增大,弹性刚度明显提高,说明合理增大含钢率可有效提高钢管 RPC 的抗冲击强度。

(3) 理论公式计算结果与试验结果吻合较好,能够合理预测高温后钢管 RPC 的峰值应力和峰值应变,为经历高温作用后的钢管 RPC 抗冲击性能评估提供参考。

参考文献:

[1] Chen Li, Fang Qin, Jiang Xiquan, et al. Combined effects of high temperature and high strain rate on normal weight concrete [J]. International Journal of Impact Engineering, 2015, 86(1): 40-56.
[2] Tian Zhimin, Wu Ping'an, Jia Jianwei. Dynamic response of RPC-filled steel tubular columns with high load carrying capacity under axial impact loading [J]. Transactions of Tianjin University, 2008, 14(6): 441-449.

- [3] Bambach M R. Design of hollow and concrete filled steel and stainless steel tubular columns for transverse impact loads [J]. *Thin-Walled Struct*, 2011, 49(10): 1251—1260.
- [4] Remennikov A M, Kong S Y, Uy B. Response of foam and concrete-filled square steel tubes under low-velocity impact loading [J]. *J Perform ConstrFacil ASCE*, 2011, 25(5): 373—381.
- [5] Yousuf M, Uy B, Tao Z, Remennikov A, Liew JYR. Transverse impact resistance of hollow and concrete filled stainless steel columns [J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2013, 82(82): 177—189.
- [6] Han Linhai, Hou Chuanchuan, Zhao Xiaoling, Kim J.R. Rasmussen. Behaviour of high-strength concrete filled steel tubes under transverse impact loading [J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2014, 92(1): 25—39.
- [7] Wang R, Han L H, Hou C C. Behaviour of concrete filled steel tubular (CFST) members under lateral impact: experiment and FEA model [J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2013, 80(1): 188—201.
- [8] 陈万祥, 郭志昆, 姜猛, 闫凤国, 梁文光. 钢管 RPC 抗冲击压缩特性及极限强度确定方法[J]. *振动与冲击*, 2016, 35(20): 160—166.
Chen Wanxiang, Guo Zhikun, Jiang Meng, Yan Fengguo, Liang Wenguang. Dynamic behaviors and ultimate strengths of RPC-Filled Steel Tubes under impact loading [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2016, 35(20): 160—166. (in Chinese)
- [9] 王景海, 陈万祥, 邹慧辉, 郭志昆, 姜猛. 高温后钢管 RPC 动态本构模型及 SHPB 试验验证[J]. *解放军理工大学学报(自然科学版)*, 2016, 17(6): 539—545.
Wang Jinghai, Chen Wanxiang, Zou Huihui, Guo Zhikun, Jiang Meng. Dynamic constitutive model and SHPB tests for RPC-filled steel tube after exposure to high temperature [J]. *Journal of PLA University of Science and Technology (Natural Science Edition)*, 2016, 17(6): 539—545. (in Chinese)
- [10] 何远明, 霍静思, 陈柏生. 高温下钢管混凝土 SHPB 动态力学性能试验研究[J]. *工程力学*, 2013, 30(1): 52—58.
He Yuanming, Huo Jingsi, Chen Baisheng. Impact tests on dynamic behavior of concrete-filled steel tube at elevated temperatures [J]. *Engineering Mechanics*, 2013, 30(1): 52—58. (in Chinese)
- [11] 霍静思, 任晓虎, 肖岩. 标准火灾作用下钢管混凝土短柱落锤动态冲击试验研究[J]. *土木工程学报*, 2012, 45(4): 10—20.
Huo Jingsi, Ren Xiaohu, Xiao Yan. Impact behavior of concrete-filled steel tubular stub columns under-ISO-834 standard fire [J]. *China Civil Engineering Journal*, 2012, 45(4): 10—20. (in Chinese)
- [12] Lau A, Anson M. Effect of high temperature on high performance steel fiber reinforced concrete [J]. *Cement Concrete Research*, 2006, 36(9): 1698-1707.
- [13] Poo C S, Shui Z H, Lam L. Compressive behavior of fiber reinforced high-performance concrete subjected to elevated temperature [J]. *Cement Concrete Research*, 2004, 34(12): 2215—2222.
- [14] Felicetti R, Gambarova P G, NataliSora M P. Mechanical behavior of HPC and UHPC in direct tension at high temperature and after cooling [C]// *Proceedings of the 5th International RILEM Symposium on Fiber-Reinforced Concrete*. Lyon, France, 2000: 749—758.
- [15] 王立闻, 庞宝君, 陈勇, 张凯. 高温处理后活性粉末混凝土动力学行为及本构模型研究[J]. *高压物理学报*, 2012, 26(4): 361—368.
Wang Liwen, Pang Baojun, Chen Yong, Zhang Kai. Study on dynamic mechanical behavior and constitutive model of reactive powder concrete after exposure in high temperature [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2012, 26(4): 361—368. (in Chinese)
- [16] 霍静思, 何远明, 肖莉平, 陈柏生. 高温后钢管混凝土抗多次冲击力学性能试验研究[J]. *湖南大学学报(自然科学版)*, 2012, 39(9): 6—10.
Huo Jingsi, He Yuanming, Xiao Liping, Chen Baisheng. Experimental study on the dynamic behavior of concrete-filled steel tube after exposure to high temperatures under multiple impact loadings [J]. *Journal of Hunan University (Natural Sciences)*, 2012, 39(9): 6—10. (in Chinese)
- [17] GB50010-2002, 混凝土结构设计规范[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2002: 22—27, 1664—1676.
GB50010-2002, Code for design of concrete structures [S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2002: 22—27, 1664—1676. (in Chinese)
- [18] GB/T228-2002, 金属材料室温拉伸试验方法[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2002: 4—20.
GB/T228-2002, Metallic materials-tensile testing at ambient temperature [S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2002: 4—20. (in Chinese)
- [19] 钟善桐. 钢管混凝土结构[M]. 第 3 版. 北京: 清华大学出版社, 2003: 15—20.
Zhong Shantong. The concrete-filled steel tubular structure [M]. 3rd ed. Beijing: Tsinghua University Press, 2003: 15—20. (in Chinese)
- [20] Jayalekshmi S, SankarJegadesh J S. A comparative study on design principles of circular concrete filled steel tubular columns [C]. *Proceedings of the International Conference on Inter Disciplinary Research in Engineering & Technology*. New Delhi, 2014: 133—137.
- [21] Song Tianyi, Han Linhai, Yu Hongxia. Concrete filled steel tube stub columns under combined temperature and loading [J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2010, 66(3): 369—384.
- [22] Kolsky H. An investigation of the mechanical properties of materials at very high rates of loading [J]. *Proceedings of the Physical Society, Section B*, 1949, 62(11): 676—

- 700.
- [23] Lindholm U S. Some experiments with the split Hopkinson pressure bar [J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 1964, 12(5): 317–335.
- [24] 任晓虎, 霍静思, 陈柏生. 高温后钢管混凝土短柱落锤动态冲击试验研究[J]. *振动与冲击*, 2011, 30(11): 67–73.
Ren Xiaohu, Huo Jingsi, Chen Baisheng. Dynamic behaviors of concrete-filled steel stub columns after exposure to high temperature [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2011, 30(11): 67–73. (in Chinese)
- [25] 李海艳, 郑文忠, 罗百福. 高温后 RPC 立方体抗压强度退化规律研究[J]. *哈尔滨工业大学学报*, 2012, 44(4): 17–23.
Li Haiyan, Zheng Wenzhong, Luo Baifu. Experimental research on compressive strength degradation of reactive powder concrete after high temperature [J]. *Journal of Harbin Institute of Technology*, 2012, 44(4): 17–23. (in Chinese)
- [26] 王立闻, 庞宝君, 林敏, 等. 活性粉末混凝土高温后冲击力学性能研究[J]. *振动与冲击*, 2012, 31(16): 27–32.
Wang Liwen, Pang Baojun, Lin Min, et al. Impact mechanical properties of reactive powder concrete after exposure in high temperature [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2012, 31(16): 27–32. (in Chinese)
- [27] Lai M H, JCM Ho. Uni-axial compression test of concrete-filled-steel-tube columns confined by tie bars [J]. *Procedia Engineering*, 2013, 57(1): 662–669.
- [28] 林震宇, 吴炎海, 沈祖炎. 圆钢管活性粉末混凝土轴压力学性能研究[J]. *建筑结构学报*, 2005, 26(4): 52–57.
Lin Zhenyu, Wu Yanhai, Shen Zuyan. Research on behavior of RPC filled circular steel tube column subjected to axial compression [J]. *Journal of Building Structures*, 2005, 26(4): 52–57. (in Chinese)
- [29] Huo J S, Huang G W, Xiao Y. Effects of sustained axial load and cooling phase on post-fire behavior of concrete-filled steel tubular stub columns [J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2009, 65(8/9): 1664–1676.
- [30] 李海艳. 活性粉末混凝土高温爆裂及高温后力学性能研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2012.
Li Haiyan. Experimental study on spalling behavior and mechanical properties of reactive powder concrete after elevated temperatures [D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2012. (in Chinese)
- [31] Xiao Y, Shan J H, Zheng Q. Experimental studies on concrete filled steel tubes under high strain rate loading [J]. *Journal of Material in Civil Engineering, ASCE*, 2009, 21(10): 569–577.
- [32] Comité Euro-International du Béton. Concrete structure under impact and impulsive loading [R]. Lausanne, Switzerland: CEB Bulletin No. 187, 1988.
- [33] Jones N. Structural impact [M]. Cambridge, New York: Cambridge University Press, 1988: 35–40.
- [34] 康希良, 赵鸿铁, 薛建阳, 仵建斌. 钢管混凝土套箍机理及组合弹性模量的理论分析[J]. *工程力学*, 2007, 24(11): 121–125.
Kang Xiliang, Zhao Hongtie, Xue Jianyang, Wu Jianbin. Theoretic analysis for hooping mechanism and composite elastic modulus of CFST members [J]. *Engineering Mechanics*, 2007, 24(11): 121–125. (in Chinese)