

DOI: 10.11883/bzycj-2019-0293

高温作用下钢管混凝土构件侧向撞击性能*

史艳莉, 纪孙航, 王文达, 郑 龙

(兰州理工大学土木工程学院, 甘肃 兰州 730050)

摘要: 通过耦合 ABAQUS 有限元软件中的隐式静态分析和显示动态分析, 提出钢管混凝土构件在火灾与撞击联合作用下的数值计算方法, 分别对已有钢管混凝土构件的温度场试验、火灾下轴向撞击试验和常温下侧向撞击试验进行数值模拟, 以验证本文方法的合理性。在此基础上建立了钢管混凝土构件在不同温度下的侧向撞击有限元模型, 分别对不同温度下的挠度和撞击力时程曲线进行对比, 采用极值后平均撞击力和吸能系数对高温作用下构件的抗侧向撞击性能进行量化分析, 并分析了 600 °C 下构件撞击全过程。结果表明: 温度对钢管混凝土构件的侧向撞击性能影响明显, 随着温度升高, 构件跨中挠度大幅增加, 撞击时程变长; 高温下构件的撞击力时程曲线与常温下差异明显, 高温下曲线可分为震荡阶段、下降阶段和卸载阶段; 构件主要通过整体弯曲变形吸收落锤的动能, 随着温度升高, 极值后平均撞击力和吸能系数逐渐降低, 表明构件的抗撞击性能逐渐降低, 当温度超过 400 °C 后, 构件抗撞击性能损失严重。

关键词: 钢管混凝土; 高温; 侧向撞击; 抗撞击性能; 本构关系; 挠度; 跨中挠度; 平均撞击力; 吸能系数; 有限元
中图分类号: O383; TU398 **国标学科代码:** 13035 **文献标志码:** A

The lateral impact performance of concrete-filled steel tubular (CFST) members at high temperatures

SHI Yanli, JI Sunhang, WANG Wenda, ZHENG Long

(School of Civil Engineering, Lanzhou University of Technology, Lanzhou 730050, Gansu, China)

Abstract: By coupling the implicit static analysis and the explicit dynamic analysis in ABAQUS, a numerical method to simulate the lateral impact process of concrete filled steel tubular (CFST) member in fire is presented. The tests about temperature field, the axial impact under fire and lateral impact at ambient temperature of CFST members are simulated to verify the feasibility of the method, respectively. Based on the proposed method, the finite element analysis (FEA) model of lateral impact of CFST members at different temperatures is developed. The time history curves of mid-span deflection and impact force at different temperatures are compared respectively. The post-extremumequal impact force (F_{pe}) and energy absorption capacity (μ) are used to quantitatively analyze the lateral impact resistance of the member. Finally, the impact process of the member at 600 °C is analyzed. The results show that the temperature has a significant influence on the lateral impact performance of the member. With the increase of temperature, the mid-span deflection increases and the impact duration is longer. The time history curve of impact force at high temperature is obviously different from that at ambient temperature. And the curve at high temperature can be divided into three stages, including the oscillating phase, the descending phase and the unloading phase. The kinetic energy of the drop hammer is mainly absorbed by the overall bending deformation of the member. The F_{pe} and μ decrease with the increase of temperature, indicating that the impact resistance of the member decreases. When the temperature of exceeds 400 °C, the impact resistance of the member is seriously lost.

* 收稿日期: 2019-07-24; 修回日期: 2019-12-16

基金项目: 国家自然科学基金(51778274); 甘肃省高等学校协同创新团队(2018C-08); 兰州市科技计划项目(2019-1-61)

第一作者: 史艳莉(1977—), 女, 博士, 副教授, ceshiyl@163.com

通信作者: 王文达(1976—), 男, 博士, 教授, wangwd@lut.edu.cn

Keywords: concrete-filled steel tube (CFST); high temperature; lateral impact; impact resistance; constitutive relation; deflection; mid-span deflection; average impact force; energy absorption coefficient; finite element analysis

自2001年“9·11事件”后,工程结构与材料在火灾、爆炸、撞击荷载作用下的性能引起研究者的广泛关注。Xi等^[1]建立了钢梁在火灾作用后遭受撞击荷载的有限元模型。Ruan等^[2]、Tan等^[3]通过数值模拟分别对火灾与爆炸联合作用下钢筋混凝土梁和钢梁的动力响应进行研究。Yu等^[4]对高温下混凝土的动态性能进行分析。Chen等^[5]基于试验提出考虑了高温和应变率耦合效应的混凝土高温动态强度提高系数。

钢管混凝土结构不仅具有承载力高、塑性韧性好、施工方便、经济效果好等优点,而且有良好的耐火性能和火灾后可修复性,被广泛应用于高层和超高层建筑结构、大跨空间结构、交通枢纽等工程结构中^[6]。近年来建筑火灾与桥梁事件频发,造成了重大伤亡和财产损失,重要建筑或交通枢纽结构在受火后往往需要对其火灾后受损程度进行评估及修复加固,尤其对于受火后的交通枢纽结构,其抗撞击性能评估十分必要。而火灾往往与撞击、爆炸等灾害相伴发生,如可燃物在火灾中爆炸造成的冲击、瓦斯爆炸,以及人为恐怖袭击造成的爆炸冲击等。“9·11事件”中,世贸中心大楼遭受撞击后发生火灾,引起上部结构倒塌,对下部结构造成冲击;2015年天津“8·12特大火灾爆炸事故”,都使得结构可能处于火灾和撞击的共同作用,造成严重破坏。因此,对于建筑结构和交通枢纽结构中常用的钢管混凝土构件,其火灾下的抗撞击性能研究对评估构件在高温下的抗撞击能力和火灾后的修复性能有重要意义,而且十分必要。

目前,关于钢管混凝土及钢管混凝土组合构件在常温下的侧向撞击性能已有大量研究^[7-14],研究表明该类构件具有良好的抗侧向撞击性能。但关于钢管混凝土在火灾与撞击联合作用方面的研究较少,Huo等^[15-16]先后对钢管混凝土短试件进行不同高温下的动态力学试验;Chen等^[17]对高温下钢管活性粉末混凝土试件进行了动态试验研究与数值模拟;霍静思等^[18]进行了ISO-834标准火灾作用下钢管混凝土短柱轴向撞击试验。火灾与撞击作用下结构行为差异明显,以致采用试验研究和数值计算的方法难度较大,试验时试件尺寸受到限制,目前多为小尺寸试块或短柱试验研究,理论分析也较少。对于较大尺寸钢管混凝土构件的侧向撞击研究更少,难以满足工程设计需求。

鉴于此,本文通过ABAQUS有限元软件建立钢管混凝土构件在高温下的侧向撞击有限元数值模型,由于目前缺乏高温下钢管混凝土侧向撞击的试验数据,故通过分别模拟已有钢管混凝土的温度场试验、高温下的轴向撞击试验和常温下侧向撞击试验,验证本文数值方法的合理性。在此基础上,建立钢管混凝土构件在不同温度下的侧向撞击模型,分别对比了不同温度下的挠度和撞击力时程曲线,采用极值后平均撞击力和吸能系数对高温下构件的抗侧向撞击性能进行定量分析;并对600℃下构件侧向撞击的全过程进行分析。

1 有限元模型

1.1 钢材的本构关系模型

温度对钢材性能影响明显,钢材在高温下的应力-应变关系采用文献^[6]中的模型,其应力强度与应变强度的关系为:

$$\sigma_s = \begin{cases} \frac{f(T, 0.001)}{0.001} \varepsilon_s & \varepsilon_s \leq \varepsilon_p \\ \frac{f(T, 0.001)}{0.001} \varepsilon_p + f[T, (\varepsilon_s - \varepsilon_p + 0.001)] - f(T, 0.001) & \varepsilon_s > \varepsilon_p \end{cases} \quad (1)$$

式中: σ_s 为应力强度, ε_s 为应变强度; $\varepsilon_p = 4 \times 10^{-6} f_y$, f_y 为钢材屈服强度; $f(T, 0.001)$ 与 $f[T, (\varepsilon_s - \varepsilon_p + 0.001)]$ 为与温度有关的函数,具体确定方法见文献^[6]。进行构件撞击性能研究需要考虑动态荷载,与静态荷载相

比,动态荷载作用下钢材强度明显提高,材料的应变率效应不可忽略。本文采用 Cowper-Symonds 模型考虑钢材在不同应变率下的动态强度,其具体表达式为:

$$\sigma_d/\sigma_s = 1 + (\dot{\varepsilon}/D)^{1/p} \quad (2)$$

式中: σ_d 为钢材应变率为 $\dot{\varepsilon}$ 时的动态应力; σ_s 为静态荷载下的应力; $\dot{\varepsilon}$ 为应变率; D 与 p 为参数,常温下 $D=6844 \text{ s}^{-1}$, $p=3.91$ ^[8], 钢材在高温下的强度退化严重,目前没有确定高温下钢材动态强度的计算模型,参考文献 [19] 中对高温下钢结构在冲击荷载作用分析时取值,高温下 $D=400 \text{ s}^{-1}$ 与 $p=1.0$ 。

1.2 混凝土的本构关系模型

混凝土采用塑性损伤模型,不同温度下的混凝土采用适用于高温下钢管混凝土中核心混凝土的应力-应变关系模型^[6],该模型考虑了温度对钢材屈服强度、核心混凝土抗压强度和极限应变等的影响,具体表达式为:

$$y = 2x - x^2 \cdots \quad x \leq 1 \quad (3)$$

$$y = \begin{cases} 1 + q(x^{0.1\xi} - 1) & \xi \geq 1.12 \\ \frac{x}{\beta(x-1)^2 + x} & \xi < 1.12 \end{cases} \quad x > 1 \quad (4)$$

式中: $x = \varepsilon/\varepsilon_0$, $y = \sigma/\sigma_0$, ε_0 为混凝土高温下的极限应变, σ_0 为极限应变对应的应力,具体确定方法见文献 [6]; q 与 β 为与 ξ 有关的参数, $q = \xi^{0.745}/(2 + \xi)$; $\beta = (2.36 \times 10^{-5})^{[0.25 + (\xi - 0.5)^2]} f_c^2 \cdot 3.51 \times 10^{-4}$, ξ 为与温度相关的约束效应系数, $\xi = \alpha f_y(T)/f_{ck}$, α 为构件的截面含钢率, f_{ck} 为混凝土抗压强度标准值; $f_y(T)$ 为高温下钢材的屈服强度,表达式为:

$$f_y(T) = \begin{cases} f_y & T < 200^\circ\text{C} \\ 0.91f_y/[1 + 6.0 \times 10^{-17}(T - 10)^6] & T \geq 200^\circ\text{C} \end{cases} \quad (5)$$

采用能量破坏准则(混凝土的应力-断裂能关系)定义混凝土受拉时的软化性能,塑性损伤模型中受拉性能定义时,采用 GFI。

混凝土在高温下的动态力学性能受应变率和温度的影响,本文采用考虑了温度和应变率综合影响的高温动态强度提高系数 (η)^[5] 来考虑混凝土在高温下的动态力学性能,表达式为:

$$\eta = \begin{cases} \left(\frac{\dot{\varepsilon}_c^{(T)}}{\dot{\varepsilon}_{c0}^{(T)}} \right)^{1.026\alpha_s} & \dot{\varepsilon}_c^{(T)} \leq \dot{\varepsilon}_{\text{trans}}^{(T)}, 20^\circ\text{C} \leq T \leq 800^\circ\text{C} \\ \gamma_s \left(\frac{\dot{\varepsilon}_c^{(T)} - g(T)}{\dot{\varepsilon}_{c0}^{(T)}} \right)^{h(T)} & \dot{\varepsilon}_c^{(T)} > \dot{\varepsilon}_{\text{trans}}^{(T)}, 20^\circ\text{C} \leq T \leq 800^\circ\text{C} \end{cases} \quad (6)$$

式中: $\dot{\varepsilon}_c^{(T)}$ 是温度 T 时刻的应变率; $\lg \gamma_s = 6.156\alpha_s - 2$, $\alpha_s = 1/(5 + 9f_{cr}^s/f_{cr0})$, f_{cr}^s 温度为 T 时的准静态强度, $f_{cr0} = 10 \text{ MPa}$; $\dot{\varepsilon}_{c0}^{(T)} = 3 \times 10^{-5}$; $\dot{\varepsilon}_{\text{trans}}^{(T)}$ 为温度 T 时的转换应变率; $g(T)$ 与 $h(T)$ 是与温度有关的方程,确定方法见文献 [5]。

1.3 钢材与混凝土的热工性能

温度场分析时需要定义钢材与混凝土的热工性能参数,钢材与混凝土的导热系数和比热按文献 [6] 中确定。其中,钢材导热系数 (k_s) 与混凝土导热系数 (k_c) 表达式为:

$$k_s = \begin{cases} -0.022T + 4 & 0^\circ\text{C} \leq T \leq 900^\circ\text{C} \\ 28.2 & T > 900^\circ\text{C} \end{cases} \quad (7)$$

$$k_c = \begin{cases} 1.355T + 4 & 0^\circ\text{C} \leq T \leq 293^\circ\text{C} \\ -1.241 \times 10^{-3}T + 1.716 & T > 293^\circ\text{C} \end{cases} \quad (8)$$

钢材的比热 (c_s) 和密度 (ρ_s) 之间的关系为:

$$\rho_s c_s = \begin{cases} (0.004T + 3.3) \times 10^6 & 0^\circ\text{C} \leq T \leq 650^\circ\text{C} \\ (0.068T - 38.3) \times 10^6 & 650^\circ\text{C} < T \leq 725^\circ\text{C} \\ (-0.086T + 73.35) \times 10^6 & 725^\circ\text{C} < T \leq 800^\circ\text{C} \\ 4.55 \times 10^6 & T > 800^\circ\text{C} \end{cases} \quad (9)$$

式中： $\rho_s=7\ 850\ \text{kg/m}^3$ 。

混凝土的比热 (c_c) 和密度 (ρ_c) 之间的关系为：

$$\rho_c' c_c' = \begin{cases} 0.95\rho_c c_c + 0.05\rho_w c_w & T < 100^\circ\text{C} \\ \rho_c c_c & T \geq 100^\circ\text{C} \end{cases} \quad (10)$$

式中： $\rho_c=2\ 400\ \text{kg/m}^3$, ρ_w 和 c_w 分别为水的密度和比热。

1.4 高温下侧向撞击的数值模型

钢管混凝土构件在火灾和撞击共同作用下需要考虑受火升温过程和撞击过程, 两种过程差异明显。故本文采用 ABAQUS 中的顺序耦合, 将隐式静态分析与显示动态分析相合, 建立钢管混凝土构件在高温下的侧向撞击数值模型。第一步: 确定外钢管和核心混凝土的热工性能参数, 包括导热系数、容重和比热, 通过瞬态热传递完成温度场分析; 第二步: 将温度场分析的结果作为初始状态导入热-力分析, 并编辑重新启动请求命令, 完成升温分析; 第三步: 将上步分析后构件的变形及网格导入撞击分析, 同时将热-力分析结果作为初始状态引入, 通过赋予落锤初始速度, 实现落锤对构件的撞击。具体耦合过程如图 1。

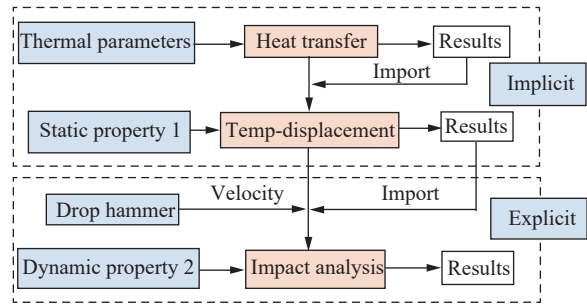


图 1 火灾与撞击的耦合过程

Fig. 1 Coupling process of fire and impact action

表 1 试件温度场信息表

Table 1 The information of temperature field for the specimens

构件编号	d/mm	Δ/mm	s_1/mm	s_2/mm	s_3/mm
S1	219.0	4.78	0	26	52
S2	355.6	6.35	0	86	172
S3	323.9	6.35	0	78	155

2 模型验证

2.1 钢管混凝土构件温度场模拟

为验证本文钢管混凝土构件温度场模拟结果的合理性与准确性, 对不同截面尺寸的圆钢管混凝土构件温度场试验^[20]进行模拟, 试验试件信息见表 1, 其中 d 为外钢管直径, Δ 为钢管壁厚, s 为测点距钢管外表面的垂直距离 (s 的下标 1、2 和 3 分别代表不同测点)。

试验采用加拿大设计规程 CAN4-S101 规定的曲线对试件进行升温。进行温度场分析时, 分析步为瞬态热传递, 试件均匀受火; 环境与试件采用对流与辐射方式进行热量交换, 综合辐射系数为 0.5, 对流系数为 $25\ \text{W}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$ 。核心混凝土与外钢管采用“Tie”进行约束, 以模拟钢管与混凝土之间温度完全传递, 二者均采用单元类型为 DC3D8 的三维实体单元。图 2 为试件温度场实测结果 (虚线) 与模拟结果

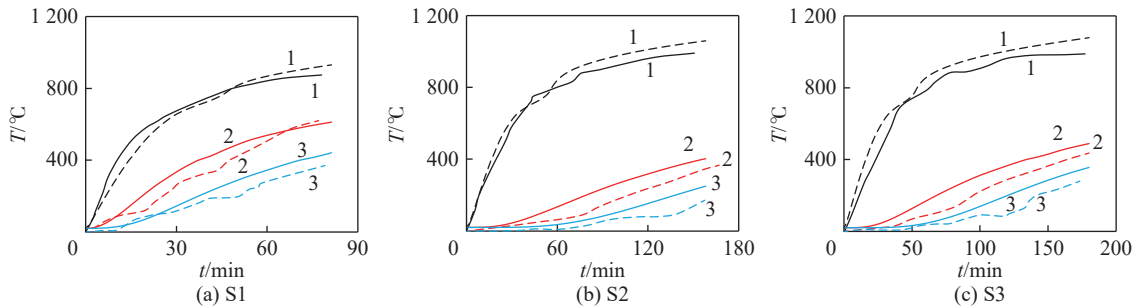


图 2 温度场试验结果与模拟结果对比

Fig. 2 Comparison of temperature field between tested and calculated results

(实线)对比情况,其中 1、2、3 代表不同测点。由图可见模拟结果与试验结果吻合良好,说明该方法可以很好地对高温下钢管混凝土构件的温度场进行模拟。

2.2 高温下钢管混凝土短柱轴向撞击模拟

由于目前缺少高温下钢管混凝土侧向撞击的试验,故对已有高温下钢管混凝土短柱轴向落锤撞击试验^[18]进行模拟,以验证高温作用下构件撞击模拟方法的准确性。试件 C4950a 和 C4952a 的撞击速度分别为 13.4 m/s 和 14.8 m/s,试件的截面尺寸相同,长度为 450 mm,钢管外直径为 150 mm,钢管壁厚为 4 mm。试验时混凝土抗压强度为 59.89 MPa,钢材屈服强度为 33 MPa,受火时间为 90 min,落锤质量为 524.4 kg。试验与模拟均采用 ISO-834 标准升温曲线作为柱的升温模型,具体表达式为

$$T = T_0 + 345 \lg(8t + 1) \quad (11)$$

式中: T 为 t 时刻的温度, T_0 为初始温度。

采用 2.1 节温度场分析的方法对柱进行温度场分析。撞击分析时,将落锤简化为刚性平面,采用离散刚体壳单元,单元类型为 R3D4,其位置定义在构件上端 1 mm 处,并施加初始速度。落锤与试件接触行为采用“硬接触”;钢管与混凝土之间采用“surface-to-surface”接触,切向行为采用“罚函数”,摩擦系数为 0.6,法向行为采用“硬接触”。钢管单元类型为 S4RT,混凝土单元类型为 C3D8RT。约束构件下端板三个方向(x 、 y 和 z 方向)的位移和转角实现固支边界,构件上端板自由无约束,落锤仅在 z 轴方向(构件轴向)可以平动。图 3 为构件高温下试验的场景和模拟时的边界条件。

通过有限元分析(finite element analysis, FEA)得到钢管混凝土短柱轴向撞击的撞击力时程曲线,与试验结果对比如图 4 所示。可以看出,模拟撞击力时程曲线整体上与试验曲线吻合较好,模拟撞击时程与试验基本一致,但模拟撞击力值整体上比试验结果偏低。分析其原因为:模拟时整个构件上下受火均匀,处于均匀温度场,试件上部与下部受火后损伤程度相同;试验时由于升温炉加热区段高于试件下部(图 3)及对流条件等原因,导致试件受热不均匀,部分区域受火损伤较小。从而模拟时外钢管与核心混凝土强度退化比试验严重,模拟的撞击力比试验结果偏低。可见,该方法可以较好地模拟钢管混凝土高温下的撞击过程。

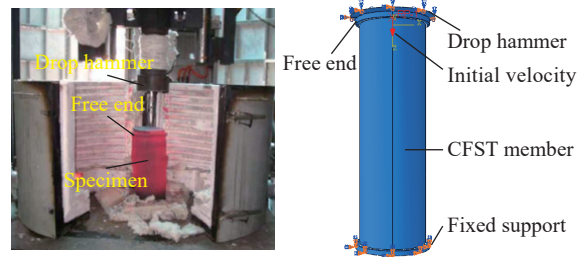


图 3 试件的边界条件

Fig. 3 Boundary condition of the specimen

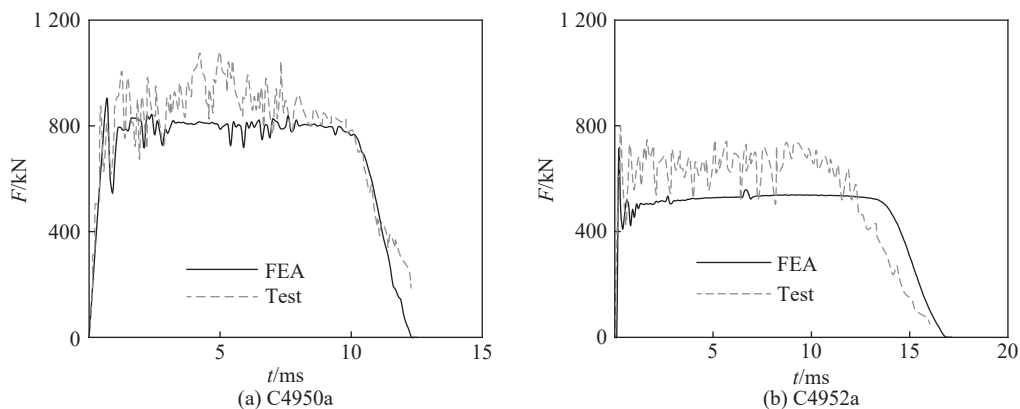


图 4 试验与模拟的撞击力时程曲线对比

Fig. 4 Comparison between experimental and calculated time-history curves of impact force

2.3 常温下钢管混凝土构件侧向撞击模拟

对常温下的圆钢管混凝土构件侧向撞击试验^[8]进行模拟,试验试件基本信息见表 2,其中 L 为试件长度。模拟时将落锤简化为刚性平面,其位置定义在钢管上表面附近 1 mm 处,落锤与钢管表面法向采

用“硬接触”。对试件施加重力加速度,通过赋予落锤初始速度实现撞击过程。

图5给出了常温下试件的撞击力时程曲线试验与模拟结果对比情况。从图5可以看出:固支边界试件的平台值吻合较好,计算撞击时程较实测值略偏长,这是因为试验固支边界与模拟固支边界由一定的差距;简支边界试件的撞击力时程曲线平台值几乎重合,曲线吻合良好。图6给出试件跨中极限挠度模拟值(u_{FEA})与试验值(u_{test})对比情况,模拟值与试验值之比的平均值为0.97,平均方差为0.089。从图6可以看出,数值模拟结果与试验结果吻合良好。图7为常温下试件侧向撞击试验破坏形态与数值分析破坏形态对比情况。从图7可以看出,数值模拟的试件整体变形和局部屈曲变形与试验结果一致,跨中产生明显挠曲变形和局部屈曲。可见,该有限元模型可以很好地对钢管混凝土构件的侧向撞击过程进行模拟。

表2 试件试验信息表

Table 2 Information of the tested specimens

编号	d/mm	Δ/mm	L/mm	边界条件	速度/ ($m \cdot s^{-1}$)	质量/kg
CC1	180	3.65	1 940	固支	9.21	465
CC2	180	3.65	1 940	固支	6.40	920
CC3	180	3.65	1 940	固支	9.66	465
SS1	180	3.65	2 800	简支	8.05	465
SS2	180	3.65	2 800	简支	5.69	920
SS3	180	3.65	2 800	简支	8.93	465

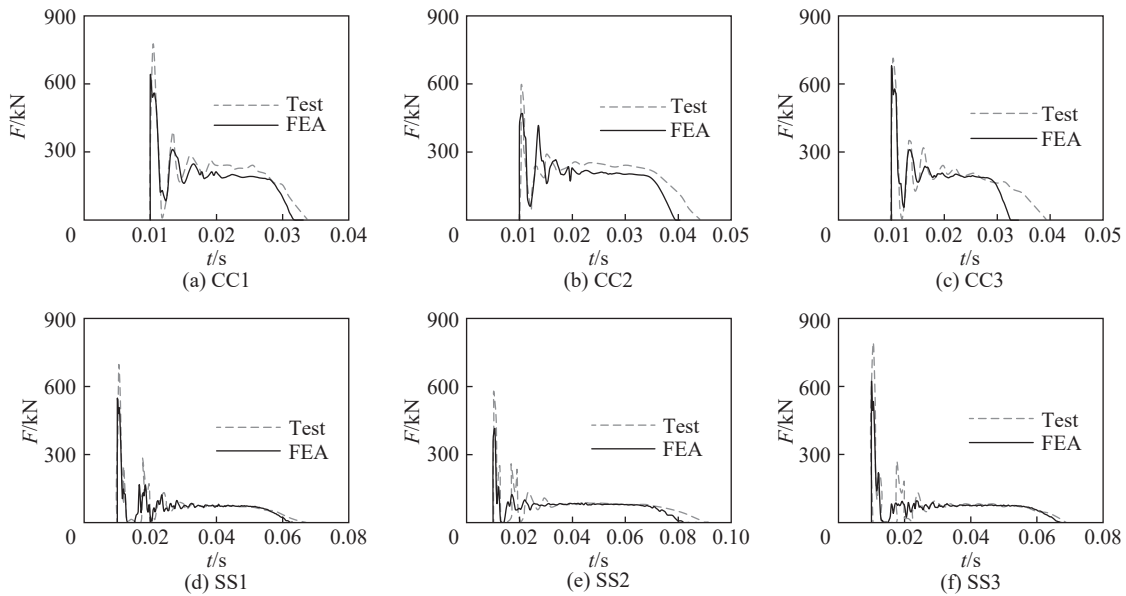


图5 试验与数值模拟撞击力时程曲线比较

Fig. 5 Comparison between tested and calculated time history curves of impact force

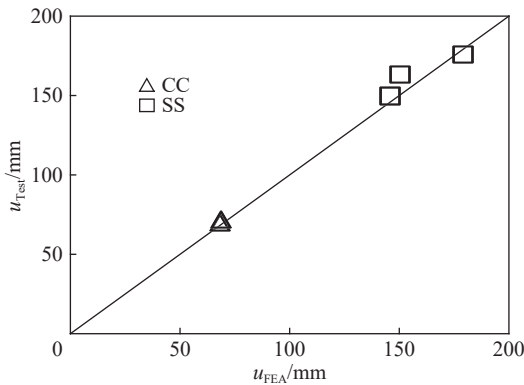


图6 跨中挠度实测值与计算值对比

Fig. 6 Comparison between tested and calculated mid-span deflections

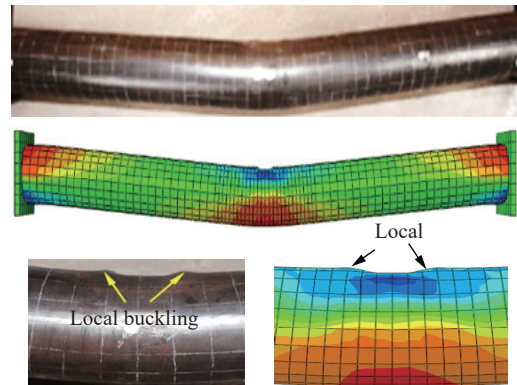


图7 破坏形态对比

Fig. 7 Comparison of the failure modes

3 不同温度下构件抗侧向撞击性能分析

3.1 构件参数与边界条件

本文数值分析时采用圆截面形式的钢管混凝土, 钢管外直径为 180 mm, 厚度为 3.65 mm, 构件长度为 1 940 mm。钢材屈服强度 $f_y=247$ MPa, 混凝土抗压强度 $f_{cu}=75.1$ MPa。模拟时构件的边界条件及网格如图 8 所示, 通过约束构件两端截

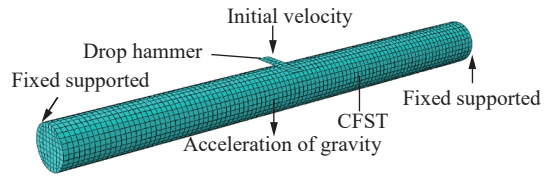


图 8 边界条件及网格划分

Fig. 8 Boundary conditions and meshing

面三个方向的位移和转角实现固支边界条件, 网格均匀划分, 大小为 20 mm。落锤质量为 665 kg, 撞击速度为 6.0 m/s, 撞击能量 $E_i=11.97$ kJ。不同条件下构件信息见表 3, 其中: T 为构件温度 (以外钢管的温度作为构件温度), E_g 为整体变形吸收能量, t_{max} 为撞击时程, F_{pe} 为极值后平均撞击力, μ 为吸能系数, u_{max} 为构件跨中最大挠度, $u_{t,max}$ 为跨中顶面最大挠度。整个分析过程中, 不同分析的耦合过程见图 1。

表 3 构件基本参数与结果

Table 3 Parameters and results of the members

构件编号	$T/^\circ\text{C}$	E_g/kJ	E_i/E_g	t_{max}/s	F_{pe}/kN	μ	u_{max}/mm	$u_{t,max}/\text{mm}$
C066	20	10.69	0.89	0.024	227.7	168.8	49.4	51.2
C266	200	11.03	0.92	0.025	222.0	154.9	53.8	56.2
C466	400	11.25	0.94	0.030	192.4	129.9	64.5	67.0
C666	600	11.09	0.93	0.040	137.9	96.7	87.7	90.6

3.2 构件的温度场

图 9 为钢管混凝土构件分别升温到 200、400、600 $^\circ\text{C}$ 后的横截面节点温度 (T_{cs}) 分布。可以看出: 构件均达到了预定的温度, 外钢管温度分布均匀; 核心混凝土的温度分布不均匀, 温度梯度大, 表面温度很高, 但核心区温度相对较低, 如混凝土表面温度达到 600 $^\circ\text{C}$ 以上时, 其核心区域温度仍低于 100 $^\circ\text{C}$, 这与混凝土的热惰性有关。

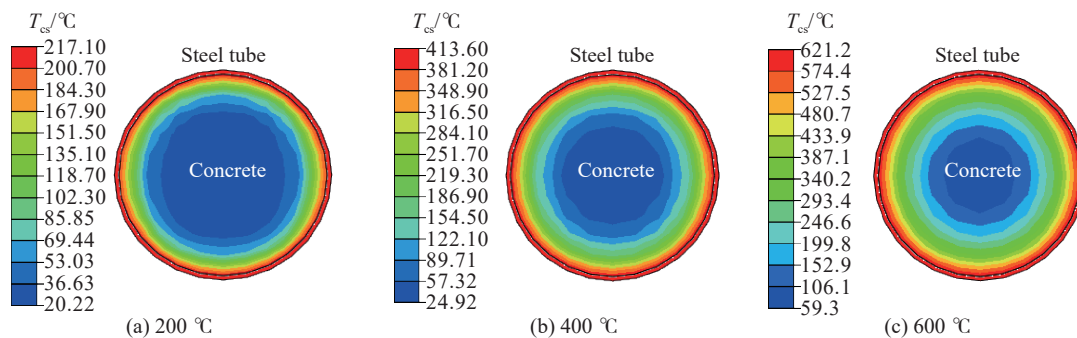


图 9 不同温度下构件的温度分布

Fig. 9 Temperature distributions of the members at different temperatures

3.3 不同温度下构件的跨中挠度时程曲线

图 10 给出不同构件的跨中挠度时程曲线。可以看出: 温度对跨中挠度影响明显, 随温度升高, 跨中挠度迅速增大, 常温下构件 C066 跨中最大挠度为 49.4 mm, 随着温度升高为 200、400、600 $^\circ\text{C}$, 跨中极限挠度分别增长到 53.8、64.5、87.7 mm, 较常温下增长的幅度分别为 9%、28%、78%。当温度低于 400 $^\circ\text{C}$ 时, 挠度增加幅度较小, 温度达到 400 $^\circ\text{C}$ 后, 挠度增长幅度明显增大。此外, 温度对挠度发展速度也有影响, 在 0.01 s 前, 温度变化对挠度前期发展速度影响较小, 0.01 s 后, 随温度升高, 挠度时程曲线斜率逐渐

增大,表明跨中变形速度加快。其原因为:随温度升高,外钢管和核心混凝土的强度逐渐降低,材性劣化程度加重。

3.4 不同温度下构件的撞击力时程曲线

图 11 为 20、400、600 ℃ 下构件的撞击力时程曲线。从图 11 可以看出:相同撞击条件下,常温与高温下构件的撞击力时程曲线明显不同,常温下钢管混凝土构件的撞击力时程曲线一般分为震荡阶段、平台阶段和卸载阶段;高温下构件的撞击力时程曲线震荡阶段结束后撞击力持续下降,没有明显的平台阶段,其原因为随着温度升高,材性劣化程度加重,材料强度降低。这与轴压荷载对钢管混凝土构件撞击力时程曲线影响规律相似,当轴压比较大时,构件撞击力时程曲线进入平台阶段后撞击力持续下降^[7]。定义撞击力持续降低的过程为“下降阶段”,则高温下撞击力时程曲线可分为震荡阶段、下降阶段和卸载阶段。下降阶段的撞击力随温度升高逐渐降低,说明构件抵抗撞击的能力减弱。此外,高温对构件的撞击时程也有明显影响,随着温度升高,撞击时程逐渐增大,构件 C066、C466 和 C666 对应的撞击时程分别为 0.024、0.030 和 0.040 s,高温比常温下增大的幅度分别为 25% 和 66%。

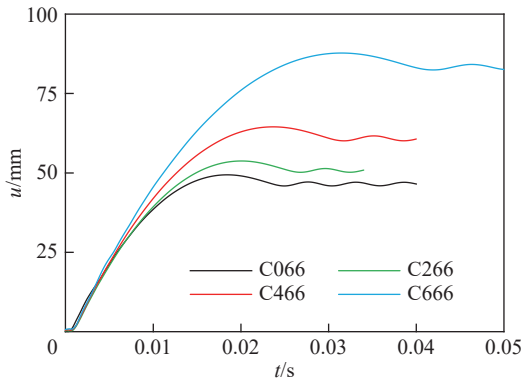


图 10 不构件的跨中挠度 (u) 时程曲线

Fig. 10 Time history curves of mid-span deflection (u) for different members

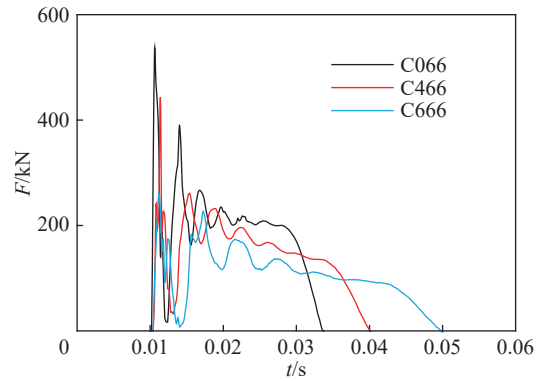


图 11 不同温度下的撞击力时程曲线

Fig. 11 Impact force versus time curves at different temperatures

3.5 不同温度下构件的极值后平均撞击力

撞击力时程曲线平台阶段的撞击力值可以反映构件在侧向撞击荷载作用下的抗撞击性能,文献 [21] 采用峰值后平均撞击力 P_m 来反映水泥填充的中空夹层组合构件的抗撞击能力。高温下钢管混凝土构件的撞击力时程曲线进入平台阶段后撞击力逐渐降低,没有平台值,定义极值后平均撞击力 F_{pe} 来反映下降阶段的撞击力值,以反映构件在高温下抵抗撞击的能力, F_{pe} 表达式为

$$F_{pe} = \frac{\int_{u_b}^{u_{max}} F du}{u_{max} - u_b} \quad (12)$$

式中: u_b 为撞击力过峰值以后达到最小值时对应的跨中挠度; F 为与 u 对应的撞击力值, u_{max} 为构件跨中最大挠度。

图 12 给出 2.3 节试件 CC1 和 SS1 的两种平均撞击力 P_m 与 F_{pe} 。可以看出,计算的峰值后平均撞击力比平台阶段的撞击力值偏高,而计算的 F_{pe} 与平台阶段的撞击力试验值吻合更好。如试件 SS1 实际撞击力平台值为 74.5 kN,计算的

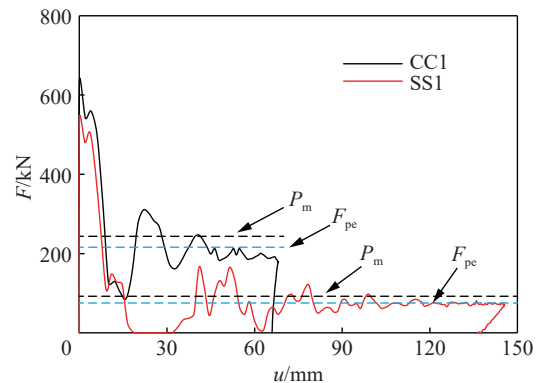


图 12 试件 CC1 和 SS1 的平均撞击力 (P_m 与 F_{pe})

Fig. 12 Average impact force (P_m , F_{pe}) of the members CC1 and SS1

F_{pe} 与 P_m 分别为 75.4 kN 和 92.3 kN, 采用 F_{pe} 与 P_m 反映构试件 SS1 的平台值比实测平台值分别偏高 1.2% 和 23.9%。 P_m 值偏大的原因为水泥填充的中空夹层组合构件的撞击力时程曲线峰值点与平台阶段相近, 且撞击力达到峰值后没有明显降低, 而钢管混凝土构件在撞击力达到峰值后, 撞击力大幅度降低, 出现明显极小值点, 因而采用 F_{pe} 可以更好地反映钢管混凝土在高温下的抗撞击能力。

图 13 为构件在不同温度下的撞击力-跨中挠度关系曲线。可以看出: 高温下构件撞击力达到峰值时挠度较小, 约 5~10 mm; 挠度的发展主要在下落阶段, 随着温度升高, 挠度快速增加; 当撞击力下降阶段结束时, 挠度达到最大值; 进入卸载阶段, 撞击力急剧降低, 挠度值有所减小。同时, 图中也给出不同构件的 F_{pe} 与下降阶段撞击力的对比情况, 图中水平虚线为各构件相应的极值后平均撞击力。可以看出, F_{pe} 可以很好地反映不同温度下构件在下降阶段撞击力的整体水平。

图 14 为不同构件的极值后平均撞击力值。可以看出, 相同撞击条件下, 随着温度升高, 构件下降阶段的极值后平均撞击力逐渐减小, 且减小速度随着温度升高逐渐增大。常温下构件 C066 的极值后平均撞击力为 227.7 kN, 随着温度升高到 200、400、600 °C 后, F_{pe} 分别降低到 222.0、192.4、137.9 kN, 降低幅度分别为 2.5%、15.5% 和 39.4%, 可见当温度超过 400 °C 后, 极值后平均撞击力大幅降低, 表明构件的抗撞击能力损失严重。

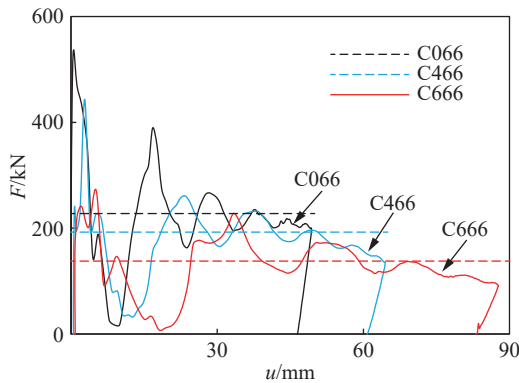


图 13 不同温度下撞击力-挠度关系曲线

Fig. 13 Impact force versus deflection curves at different temperatures

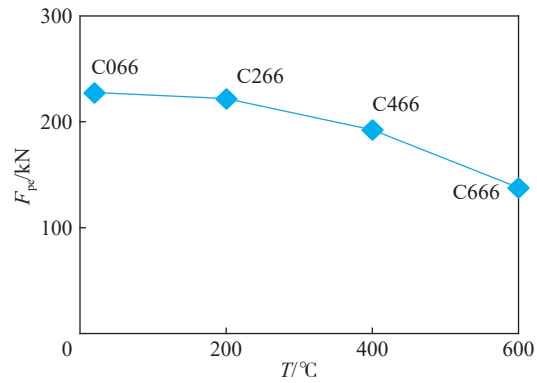


图 14 不同温度下构件的极值后平均撞击力

Fig. 14 The post-extremum equal impact force of the members at different temperatures

3.6 不同温度下构件的吸能系数

构件的总变形分为整体变形和局部凹陷变形, 其局部变形值 δ 为

$$\delta = u_1 - u \tag{13}$$

式中: u_1 为构件跨中顶面挠度 (即构件跨中的全部变形), u 为跨中挠度 (即构件的整体变形), 构件的撞击力-挠度关系曲线围成的面积值为构件整体变形所吸收的能量 E_g 。落锤的总动能为 E_i 为

$$E_i = \frac{1}{2} m_0 v^2 \tag{14}$$

式中: m_0 为落锤质量, v 为落锤撞击构件时的初始速度, $E_i = 11.97$ kJ。表 3 给出了不同构件的 u_{max} 、 $u_{t,max}$ 、 E_i 和 E_i/E_g 。图 15 为不同温度下构件整体变形所吸收的能量。可以看出各试件的 E_g 相近, 常温下构件的 E_g 为 10.69 kJ, 200、400、

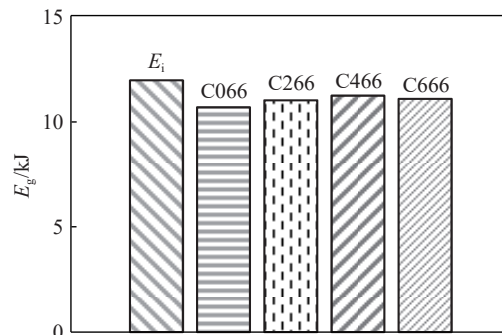


图 15 不同温度下构件吸收的能量 E_g

Fig. 15 Energy absorbed by members (E_g) at different temperatures

600 °C 时 E_g 分别为 11.03、11.25、11.09 kJ。各构件 E_i/E_g 的平均值为 0.92, 可见约 92% 的落锤动能由构件的整体变形吸收, 较小部分能量由构件局部变形吸收, 以及落锤撞击后剩余动能等其他形式耗散。

吸能系数 μ 可以反映构件在侧向撞击作用下的吸能能力, μ 值越大, 表示构件抗撞击性能越强^[21], 其表达式为

$$\mu = \frac{E_a}{mgu_t} \quad (15)$$

式中: E_a 为由构件全部变形吸收的能量, 由于大部分能量被构件整体变形吸收, 故忽略除变形吸收外所耗散的能量, E_a 取初始动能值 11.97 kJ; m 为构件质量, 由钢管和混凝土的密度及体积求得; u_t 为构件撞击后的全部变形; g 为重力加速度。

图 16 给出了构件在不同温度下的吸能系数 μ 。可以看出, 随着温度升高, 构件的吸能系数逐渐减小, 且温度越高, 减小的幅度越大, 说明随着温度升高, 构件抵抗撞击的能力逐渐降低, 且降低程度随着温度升高逐渐明显。其原因为随着温度升高, 钢管与混凝土的材性劣化程度加重, 构件刚度逐渐减小。

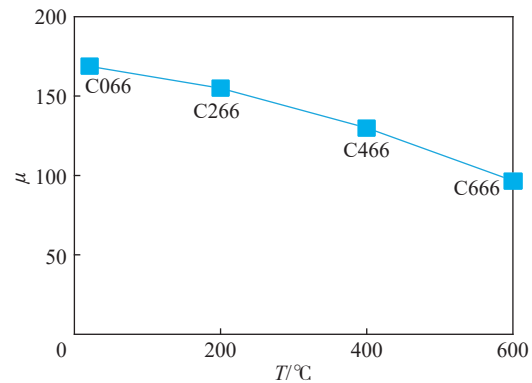


图 16 构件的吸能系数

Fig. 16 Energy absorption capacity (μ) of the members

4 恒高温下构件撞击全过程

4.1 构件的撞击力、速度和挠度时程曲线

3.3 节与 3.4 节结果分析表明, 不同高温对构件跨中挠度和撞击力的影响规律一致, 故以 600 °C 下构件 C666 为例对高温下构件的撞击全过程进行分析。图 17 为无量纲的 F/F_{\max} 、 v/v_{\max} 、 u/u_{\max} 时程曲线 (F_{\max} 、 v_{\max} 、 u_{\max} 分别为构件的最大撞击力、最大速度和跨中最大挠度)。可以看出, 构件速度从零迅速增加, 达到最大值后降低并发生震荡; B 时刻后, 构件速度呈线性减小, 撞击力整体上持续下降, 跨中挠度快速增长, 因此以 B 时刻作为震荡阶段的结束点。整个撞击过程可分为 3 个阶段: OB 段 (震荡阶段), BC 段 (下降阶段) 和 CD 段 (卸载阶段), 其中 A 点为撞击力峰值点。

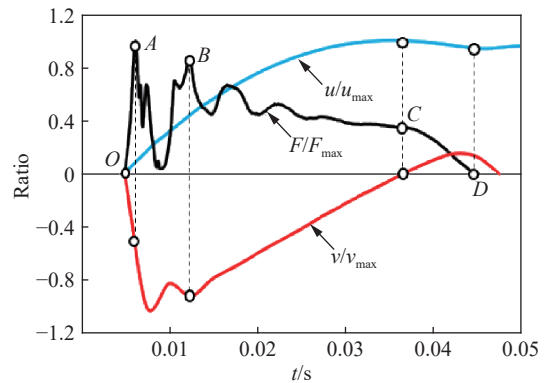


图 17 撞击力、跨中挠度和跨中速度时程曲线

Fig. 17 Time history curves of impact force, deflection and velocity at mid-span

对整个撞击过程进行分析。震荡阶段 (OB): 撞击力迅速增加并达到峰值点 A, 此时跨中挠度比较小; A 点后撞击力快速下降, 构件速度迅速达到最大, 其原因为撞击后构件瞬间获得较大能量, 构件速度大于落锤速度, 二者发生短时间分离; 随后撞击力上升并发生震荡。下降阶段 (BC): 撞击力到达 B 点后进入下降阶段, 该过程撞击力与构件速度持续降低, 跨中挠度不断发展; 当到达 C 点时, 跨中挠度达到最大值, 构件速度减小为零。卸载阶段 (CD): C 点后, 跨中挠度有所下降, 构件部分变形恢复, 并发生回弹, 速度逐渐反向增大; 到达 D 点时, 撞击力消失, 落锤与构件分离。

对整个撞击过程进行分析。震荡阶段 (OB): 撞击力迅速增加并达到峰值点 A, 此时跨中挠度比较小; A 点后撞击力快速下降, 构件速度迅速达到最大, 其原因为撞击后构件瞬间获得较大能量, 构件速度大于落锤速度, 二者发生短时间分离; 随后撞击力上升并发生震荡。下降阶段 (BC): 撞击力到达 B 点后进入下降阶段, 该过程撞击力与构件速度持续降低, 跨中挠度不断发展; 当到达 C 点时, 跨中挠度达到最大值, 构件速度减小为零。卸载阶段 (CD): C 点后, 跨中挠度有所下降, 构件部分变形恢复, 并发生回弹, 速度逐渐反向增大; 到达 D 点时, 撞击力消失, 落锤与构件分离。

4.2 典型时刻构件的应力与变形

图 18 为构件 C666 在 O、A、B、C 和 D 点时核心混凝土纵向切面和外钢管的纵向应力 (S22 应力, 即构件轴线方向的应力) 分布与变形, 包括核心混凝土跨中横截面和端部横截面。对整个撞击过程中典型时刻构件的纵向应力和整体变形进行分析。

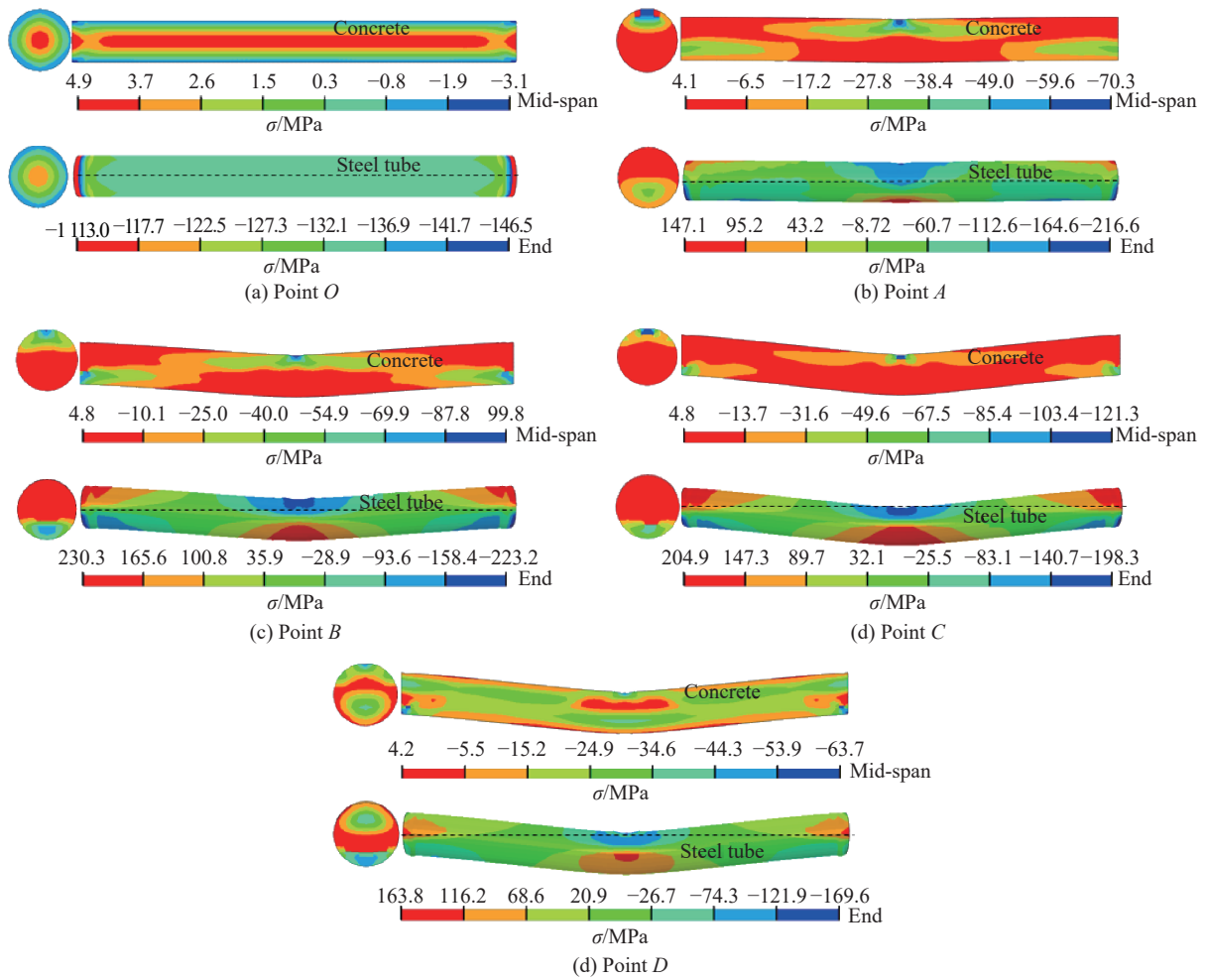


图 18 钢管与核心混凝土纵向应力 (S22 应力)

Fig. 18 Longitudinal stress (S22) of steel tube and core concrete

O 点时: 此时撞击未开始, 核心混凝土和外钢管已有应力, 这表明受火分析后的结果作为初始状态被成功地引入到撞击分析中。*A* 点时: 核心混凝土与外钢管跨中顶部区域产生局部屈曲, 出现高压应力区域, 但没有明显的整体变形; 核心混凝土跨中截面与端部截面纵向应力分布明显不同, 跨中截面下部区域受拉 (应力为正值), 上部区域受压 (应力为负值), 且受拉区大于受压区。*B* 点时: 外钢管与核心混凝土发生明显的弯曲, 跨中与端部产生局部屈曲变形; 外钢管跨中下部与两端顶部出现拉应力区, 跨中区域上部与两端区域下部产生较大压应力; 核心混凝土跨中截面上部与两端截面下部受压。*C* 点时: 外钢管与核心混凝土跨中弯曲变形达到最大, 跨中与端部区域局部屈曲变形更加明显; 该点时构件变形已充分发展。*D* 点时: 外钢管与核心混凝土部分变形恢复, 外钢管的受拉区有所减小, 核心混凝土截面应力分布发生明显改变, 受压区域减小。其原因为: 构件回弹过程中, 部分区域的变形恢复, 造成混凝土截面受压区域增大。

从整个撞击过程中外钢管与核心混凝土纵向应力发展与变形可以看出, 构件的高应力区域和局部变形区域主要集中在跨中和两端, 跨中与端部之间区域应力较低且没有明显屈曲变形。表明构件在撞击后撞击部位及端部约束部位受损最严重, 为主要变形区域, 在设计时应考虑对端部区域进行加强。

5 结 论

本文采用 ABAQUS 有限元软件建立了钢管混凝土构件在高温下的侧向撞击模型,对不同温度下构件的撞击性能进行讨论,采用极值后平均撞击力和吸能系数对高温下构件的抗侧向撞击性能量化分析,并分析了 600 °C 下钢管混凝土的构件侧向撞击全过程,在本文研究范围内得到以下结论:

(1) 本文建立的数值模型可以很好地模拟钢管混凝土构件在高温下的侧向撞击过程,可用于分析高温下钢管混凝土构件的抗撞击性能;

(2) 钢管混凝土构件的跨中挠度随着温度升高不断增大,当温度超过 400 °C 后,构件遭受撞击后会产生较常温下更严重的变形,将影响后期的修复与加固;

(3) 钢管混凝土构件在高温下的撞击力时程曲线可分为:震荡阶段、下降阶段和卸载阶段;构件主要通过整体弯曲变形吸收落锤的动能,由局部变形吸收或其它形式耗散的能量较少;

(4) 采用极值后平均撞击力和吸能系数量化分析高温作用下构件的抗撞击能力,极值后平均撞击力和吸能系数随着温度升高逐渐降低,表明随着温度升高,钢管混凝土构件的抗撞击性能逐渐降低,且当温度超过 400 °C 后,构件抗撞击性能损失严重;

(5) 钢管混凝土构件在高温下遭受撞击后,两端约束部位和跨中撞击区域受损最严重,产生明显的弯曲变形与局部屈曲变形,其余部分变形不明显。

参考文献:

- [1] XI F, LI Q M, TAN Y H. Dynamic response and critical temperature of a steel beam subjected to fire and subsequent impulsive loading [J]. *Computers and Structures*, 2014, 135: 100–108. DOI: 10.1016/j.compstruc.2014.01.014.
- [2] RUAN Z, CHEN L, FANG Q. Numerical investigation into dynamic responses of RC columns subjected for fire and blast [J]. *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, 2015, 34: 10–21. DOI: 10.1016/j.jlp.2015.01.009.
- [3] TAN Y H, XI F, LI S C, et al. Pulse shape effects on the dynamic response of a steel beam under combined action of fire and explosion loads [J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2017, 139: 484–492. DOI: 10.1016/j.jcsr.2017.10.001.
- [4] YU X, CHEN L, FANG Q, et al. A concrete constitutive model considering coupled effects of high temperature and high strain rate [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2017, 101: 66–77. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2016.11.009.
- [5] CHEN L, FANG Q, JIANG X Q, et al. Combined effects of high temperature and high strain rate on normal weight concrete [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2015, 86: 40–56. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2015.07.002.
- [6] 韩林海. 钢管混凝土结构: 理论与实践 [M]. 3 版. 北京: 科学出版社, 2016.
- [7] WANG R, HAN L H, HOU C C. Behavior of concrete filled steel tubular (CFST) members under lateral impact: experiment and FEA model [J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2013, 80: 188–201. DOI: 10.1016/j.jcsr.2012.09.003.
- [8] HAN L H, HOU C C, ZHAO X L, et al. Behaviour of high-strength concrete filled steel tubes under transverse impact loading [J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2014, 92: 25–39. DOI: 10.1016/j.jcsr.2013.09.003.
- [9] 王蕊, 李珠, 任够平, 等. 钢管混凝土梁在侧向冲击荷载作用下动力响应的试验研究和数值模拟 [J]. *土木工程学报*, 2007, 40(10): 34–40. DOI: 10.3321/j.issn:1000-131x.2007.10.006.
WANG R, LI Z, REN G P, et al. Experimental study and numerical simulation of the dynamic response of concrete filled steel tubes under lateral impact load [J]. *China Civil Engineering Journal*, 2007, 40(10): 34–40. DOI: 10.3321/j.issn:1000-131x.2007.10.006.
- [10] WANG R, HAN L H, TAO Z. Behavior of FRP-concrete-steel double skin tubular members under lateral impact: experimental study [J]. *Thin-Walled Structures*, 2015, 95: 363–373. DOI: 10.1016/j.tws.2015.06.022.
- [11] WANG R, HAN L H, ZHAO X L, et al. Analytical behavior of concrete filled double steel tubular (CFDST) members under lateral impact [J]. *Thin-Walled Structures*, 2016, 101: 129–140. DOI: 10.1016/j.tws.2015.12.006.

- [12] HU M C, HAN L H, HOU C C. Concrete-encased CFST members with circular sections under laterally low velocity impact: analytical behaviour [J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2018, 146: 135–154. DOI: 10.1016/j.jcsr.2018.03.017.
- [13] 史艳莉, 何佳星, 王文达, 等. 内配圆钢管的圆钢管混凝土构件耐撞性能分析 [J]. *振动与冲击*, 2019, 38(9): 123–132. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2019.09.017.
- SHI Y L, HE J X, WANG W D, et al. Anti-impact performance analysis for circular CFST members with inner circular steel tube [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2019, 38(9): 123–132. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2019.09.017.
- [14] 史艳莉, 鲜威, 王蕊, 等. 方套圆中空夹层钢管混凝土组合构件横向撞击试验研究 [J]. *土木工程学报*, 2019, 52(12): 11–21, 35. DOI: 10.15951/j.tmgcxb.2019.12.002.
- SHI Y L, XIAN W, WANG R, et al. Experimental study on circular-in-square concrete filled double-skin steel tubular (CFDST) composite components under lateral impact [J]. *China Civil Engineering Journal*, 2019, 52(12): 11–21, 35. DOI: 10.15951/j.tmgcxb.2019.12.002.
- [15] HUO J S, ZHENG Q, CHEN B S, et al. Tests on impact behaviour of micro-concrete-filled steel tubes at elevated temperatures up to 400 °C [J]. *Materials and Structures*, 2009, 42(10): 1325–1334. DOI: 10.1617/s11527-008-9452-0.
- [16] HUO J S, HE Y M, CHEN B S. Experimental study on impact behaviour of concrete-filled steel tubes at elevated temperatures up to 800 °C [J]. *Materials and Structures*, 2014, 47(1–2): 263–283. DOI: 10.1617/s11527-013-0059-8.
- [17] CHEN W X, LUO L S, GUO Z K, et al. Strain rate effects on dynamic strength of high temperature-damaged RPC-FST [J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2018, 147: 324–339. DOI: 10.1016/j.jcsr.2018.04.025.
- [18] 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): 9–20. DOI: 10.15951/j.tmgcxb.2012.04.009.
- HUO J S, REN X H, XIAO Y. Impact behavior of concrete-filled steel tubular stub columns under ISO-834 standard fire [J]. *China Civil Engineering Journal*, 2012, 45(4): 9–20. DOI: 10.15951/j.tmgcxb.2012.04.009.
- [19] CHEN H, LIEW J Y. Explosion and fire analysis of steel frames using mixed element approach [J]. *Journal of Engineering Mechanics*, 2005, 131(6): 606–616. DOI: 10.1061/(ASCE)0733-9399(2005)131:6(606).
- [20] LIE T T, CHABOT M. Experimental studies on the fire resistance of hollow steel columns filled with plain concrete: NRC-IRC-4196[R]. Ottawa: National Research Council of Canada, 1992. DOI: 10.4224/20358480.
- [21] WANG Y, QIAN X D, LIEW J Y R, et al. Experimental behavior of cement filled pipe-in-pipe composite structures under transverse impact [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2014, 72: 1–16. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2014.05.004.

(责任编辑 王小飞)