

DOI: 10.11883/bzycj-2020-0444

## 考虑高温影响的钢管混凝土柱抗爆性能研究\*

胡文伟, 王蕊, 赵晖, 张力

(太原理工大学土木工程学院, 山西 太原 030024)

**摘要:** 火灾与爆炸通常相伴发生, 对工程结构安全造成了严重威胁。为研究高温下钢管混凝土柱抗爆性能, 采用 ABAQUS 有限元软件建立了 ISO 834 标准火灾作用下钢管混凝土柱抗爆模型。在验证有限元模型可靠性基础上, 首先分析了标准火灾作用下钢管混凝土柱抗爆工作机理; 其次重点研究了受火时间、材料强度、含钢率以及爆炸当量对构件在标准火灾下抗爆性能的影响。研究表明: 火灾作用下两端固结的钢管混凝土柱受爆炸荷载时, 柱两端首先发生剪切破坏, 随后整体发生受弯破坏; 随着受火时间增加, 钢管耗能占比降低, 混凝土塑性变形逐渐成为主要耗能机制; 混凝土强度、爆炸当量与轴压比对钢管混凝土柱高温下抗爆性能影响明显, 当混凝土立方体抗压强度从 30 MPa 增加到 50 MPa, 常温与受火 90 min 构件抗爆性能分别提高约 21% 与 42%。

**关键词:** 钢管混凝土柱; 抗爆性能; 标准火灾; 爆炸荷载; 有限元分析

中图分类号: O383; TU398.9

国标学科代码: 1303520

文献标志码: A

## Study on explosion-resistance performance of concrete-filled steel tubular columns considering the influence of elevated temperatures

HU Wenwei, WANG Rui, ZHAO Hui, ZHANG Li

(College of Civil Engineering, Taiyuan University of Technology, Taiyuan 030024, Shanxi, China)

**Abstract:** Fire and explosion often occur together that seriously threatens the safety of engineering structures. In order to investigate the explosion resistance of concrete-filled steel tubular (CFST) columns at elevated temperatures, the finite element (FE) model of explosion resistance performance for circular CFST columns at elevated temperatures was established using the ABAQUS software. The fire and blast loads were simulated using ISO 834 standard fire and ConWep model, respectively. In the model, the static implicit and dynamic explicit analysis was coupled using “Restart” and “Import” commands and the strain-rate effect was considered. The experiment results of related literatures, including the temperature field, fire resistance duration and explosion resistance of CFST columns, were used to verify the feasibility of the method. Based on the validated FE models, the explosion mechanism of CFST columns subjected to standard fire was analyzed, including the failure modes, full-range analysis, development of stress and strain, interaction between steel tube and concrete and energy consumption. The influence of duration time, material strength, steel ratio and explosion equivalent on the explosion resistance were studied. The maximum mid-span deflection ( $\Delta_{peak}$ ) was employed to quantitatively analyze the explosion-resistance performance of the CFST columns. The results show that shear failure firstly occurs at both fixed ends, and then the whole column presents flexural failure mode when subjected to explosion load under fire condition. With the increase of duration time, the proportion of energy consumption of steel tube decreases, and plastic deformation of concrete gradually becomes the main energy consumption mechanism. The concrete strength, explosion equivalent and axial load ratio have significant influence on the explosion resistance of CFST at high temperatures. After 0 min and 90 min fire duration, the explosion resistance is improved

\* 收稿日期: 2020-11-29; 修回日期: 2021-03-08

基金项目: 中国博士后科学基金 (2020M670656);

第一作者: 胡文伟 (1998—), 男, 硕士研究生, [huwenwei00@163.com](mailto:huwenwei00@163.com)

通信作者: 赵晖 (1988—), 男, 博士, 副教授, [zhaohui01@tyut.edu.cn](mailto:zhaohui01@tyut.edu.cn)

by approximately 21% and 42% respectively when the concrete cubic compressive strength increases from 30 MPa to 50 MPa.

**Keywords:** concrete-filled steel tubular column; explosion resistance; standard fire; explosion load; finite element analysis

钢管混凝土柱常用于地铁站、高层及超高层建筑等重要结构中,其遭遇破坏后将严重威胁生命财产安全。因此,对于钢管混凝土柱在火灾与爆炸耦合作用下力学性能研究具有工程意义。

目前关于结构构件在火灾与爆炸耦合作用下的力学性能研究较少,多数研究集中在爆炸后耐火极限<sup>[1-6]</sup>以及火灾后抗爆性能<sup>[7-9]</sup>。而实际灾害发生时,爆炸通常是伴随着火灾发生的。2015年,Ruan等<sup>[10]</sup>对高温与爆炸耦合作用下钢筋混凝土柱动力响应进行了数值研究,分析了不同受火方式下(单面、相对面与四面受火等)两端固结钢筋混凝土柱受爆炸荷载后的损伤。研究发现,该类构件主要表现为两端剪切与跨中弯曲变形的破坏模式,且四面受火构件在爆炸荷载作用下跨中变形最大。相比钢筋混凝土,由于钢材外露,火灾高温对钢管混凝土损伤更为严重,此时若受爆炸荷载,构件破坏过程及机理与钢筋混凝土有明显区别。而目前尚未查阅到针对火灾与爆炸耦合作用下钢管混凝土构件抗爆性能的研究。

为此,本文将采用 ABAQUS 软件对 ISO834 标准火灾作用下钢管混凝土柱抗爆性能进行研究,重点分析其破坏模式与变形特征、应力应变发展、钢管与核心混凝土相互作用以及能量分配等问题,并研究受火时间、钢管与混凝土强度、含钢率、爆炸当量以及轴压比对其在标准火灾下抗爆性能的影响。

## 1 有限元模型建立与验证

### 1.1 材料模型

#### 1.1.1 高温下材料力学性能与热工参数

材料力学性能与热工参数是建立钢管混凝土柱热力耦合分析模型的基础。本文所建立模型的钢材高温应力( $\sigma_s$ )-应变( $\varepsilon$ )关系、弹性模量、屈服强度与比例极限的折减系数采用文献 [11] 建议的模型:

$$\sigma_s = \begin{cases} E_s(T)\varepsilon & \varepsilon \leq \varepsilon_p(T) \\ f_p(T) - c + \frac{b}{a} \sqrt{a^2 - [(\varepsilon_y(T) - \varepsilon)]^2} & \varepsilon_p(T) < \varepsilon \leq \varepsilon_y(T) \\ f_y(T) & \varepsilon_y(T) < \varepsilon \leq \varepsilon_t(T) \\ f_y(T) \left[ 1 - \frac{\varepsilon - \varepsilon_t(T)}{\varepsilon_u(T) - \varepsilon_t(T)} \right] & \varepsilon_t(T) < \varepsilon < \varepsilon_u(T) \\ 0 & \varepsilon \geq \varepsilon_u(T) \end{cases} \quad (1)$$

式中:  $a^2 = [\varepsilon_y(T) - \varepsilon_p(T)] \times [\varepsilon_y(T) - \varepsilon_p(T) + c/E_s(T)]$ ;  $b^2 = c \times [\varepsilon_y(T) - \varepsilon_p(T)] \times E_s(T) + c^2$ ;  $c = [f_y(T) - f_p(T)]^2 / \{[\varepsilon_y(T) - \varepsilon_p(T)] \times E_s(T) - 2[f_y(T) - f_p(T)]\}$ ;  $\varepsilon_p(T)$ 、 $\varepsilon_y(T)$ 、 $\varepsilon_t(T)$  与  $\varepsilon_u(T)$  分别为高温下钢材比例极限应变、屈服应变、屈服极限应变与极限应变;  $E_s(T)$  为高温下钢材弹性模量;  $f_p(T)$  为高温下钢材比例极限;  $f_y(T)$  为高温下钢材屈服强度。弹性模量  $E_s(T)$ 、屈服强度  $f_y(T)$  与比例极限  $f_p(T)$  的折减系数见表 1<sup>[11]</sup>。

表 1 高温下钢材力学性能指标折减系数<sup>[11]</sup>

Table 1 Reduction coefficient of mechanical properties of steel under various temperatures<sup>[11]</sup>

温度/°C	$E_s(T)/E_{s0}$	$f_y(T)/f_{y0}$	$f_p(T)/f_{p0}$	温度/°C	$E_s(T)/E_{s0}$	$f_y(T)/f_{y0}$	$f_p(T)/f_{p0}$	温度/°C	$E_s(T)/E_{s0}$	$f_y(T)/f_{y0}$	$f_p(T)/f_{p0}$
20	1.000	1.000	1.000	500	0.600	0.780	0.360	1000	0.045	0.040	0.025
100	1.000	1.000	1.000	600	0.310	0.470	0.180	1100	0.023	0.020	0.013
200	0.900	1.000	0.807	700	0.130	0.230	0.075	1200	0.000	0.000	0.000
300	0.800	1.000	0.613	800	0.090	0.110	0.050				
400	0.700	1.000	0.420	900	0.067	0.060	0.038				

注:表中 $E_{s0}$ 、 $f_{y0}$ 与 $f_{p0}$ 分别为钢材在常温下的弹性模量、屈服强度与比例极限。

钢材与混凝土热工参数采用 Lie<sup>[12]</sup> 建议的模型。混凝土采用塑性损伤模型,其高温受压与受拉应力-应变关系分别选用 Lie 等<sup>[12]</sup> 与 Hong 等<sup>[13]</sup> 提出的模型,分别见式 (2) 与式 (3)。

$$\sigma_c = \begin{cases} f'_c(T) \left[ 1 - \left( \frac{\varepsilon_{\max} - \varepsilon_{cr}}{\varepsilon_{\max}} \right) \right] & \varepsilon_{cr} \leq \varepsilon_{\max} \\ f'_c(T) \left[ 1 - \left( \frac{\varepsilon_{cr} - \varepsilon_{\max}}{3\varepsilon_{\max}} \right) \right] & \varepsilon_{cr} > \varepsilon_{\max} \end{cases} \quad (2)$$

$$\sigma_t = \begin{cases} \frac{f'_t(T)}{\varepsilon_{ck}} \varepsilon_{ct} & 0 < \varepsilon_{ct} < \varepsilon_{ck} \\ 1.1f'_t - \frac{0.1f'_t(T)}{\varepsilon_{ck}} \varepsilon_{ct} & \varepsilon_{ck} \leq \varepsilon_{ct} \leq 2\varepsilon_{ck} \\ 0.9f'_t(T) & \varepsilon_{ct} > 2\varepsilon_{ck} \end{cases} \quad (3)$$

式中:  $\sigma_c$  与  $\sigma_t$  分别为混凝土压应力与拉应力;  $f'_c(T)$ 、 $f'_t(T)$  分别为高温下混凝土圆柱体抗压强度与抗拉强度;  $\varepsilon_{\max}$  为最大应力对应的应变;  $\varepsilon_{cr}$  与  $\varepsilon_{ct}$  分别为混凝土压应变与拉应变;  $\varepsilon_{ck}$  为混凝土开裂应变。

### 1.1.2 爆炸荷载下材料应变率效应

爆炸荷载作用下, 需要考虑应变率效应对材料性能影响。本文采用 Cowper-Symonds 模型考虑钢材应变率效应, 根据 Li 等<sup>[14]</sup> 与 Chen 等<sup>[4]</sup> 的建议, 常温与高温下模型参数  $D$  与  $p$  分别取  $6844 \text{ s}^{-1}$  与  $3.91$  和  $400 \text{ s}^{-1}$  与  $1.0$ ; 混凝土高温下受压与受拉时应变率效应分别采用 Chen 等<sup>[15]</sup> 与 Ruan 等<sup>[10]</sup> 建议的考虑温度和应变率耦合影响的高温动态强度提高系数模型, 受压时高温动态强度提高系数表达式为<sup>[15]</sup>

$$\eta = \begin{cases} \left( \frac{\dot{\varepsilon}_c^{(T)}}{\dot{\varepsilon}_{c0}^{(T)}} \right)^{1.026\alpha} & \dot{\varepsilon}_c^{(T)} \leq \dot{\varepsilon}_{\text{trans}}^{(T)}, 20^\circ\text{C} \leq T \leq 800^\circ\text{C} \\ 10p\tau\gamma_s \left( \frac{\dot{\varepsilon}_c^{(T)} - g(T)}{\dot{\varepsilon}_{c0}^{(T)}} \right)^{h(T)} & \dot{\varepsilon}_c^{(T)} > \dot{\varepsilon}_{\text{trans}}^{(T)}, 20^\circ\text{C} \leq T \leq 800^\circ\text{C} \end{cases} \quad (4)$$

式中:  $\dot{\varepsilon}_c^{(T)}$  为温度  $T$  时刻应变率;  $\dot{\varepsilon}_{c0}^{(T)} = 3 \times 10^{-5}$ ;  $\dot{\varepsilon}_{\text{trans}}^{(T)}$  为温度  $T$  时转换应变率;  $\lg\gamma_s = 6.156\alpha_s - 2$ ,  $\alpha_s = 1/(5+9f_{CT}^s/f_{CT0})$ ,  $f_{CT}^s$  为温度  $T$  时准静态强度,  $f_{CT0} = 10 \text{ MPa}$ ;  $g(T)$  与  $h(T)$  为温度相关函数, 按照文献 [15] 计算。

受拉时高温动态强度提高系数表达式为<sup>[10]</sup>

$$\eta = A_0 \times \exp\left(\frac{\lg \dot{\varepsilon}}{t_1}\right) + Y_0 \quad (5)$$

式中:  $\dot{\varepsilon}$  为加载时应变率,  $A_0$ 、 $t_1$  与  $Y_0$  为参数, 按照文献 [10] 取值。

## 1.2 有限元模型建立

### 1.2.1 爆炸荷载

爆炸荷载是一种复杂的荷载形式, 爆炸物爆炸瞬间周围空气急剧升温膨胀, 产生压力差形成冲击波。图 1 为爆炸产生的典型冲击波压力衰减曲线。目前模拟爆炸荷载的方法有流固耦合法、ConWep 爆炸荷载模型与简化三角形荷载。本文采用 ConWep 爆炸荷载模型, 其广泛应用于近地场爆炸分析, 该模型可以考虑反射波、入射波和入射角的影响, 如图 2 所示, 图中  $p_0$ 、 $\Delta p^+$  与  $\Delta p^-$  分别为环境大气压力、峰值超压与负压峰值,  $T_e$ 、 $T^+$  与  $T^-$  分别为升压时间、正压持续时间与负压持续时间。

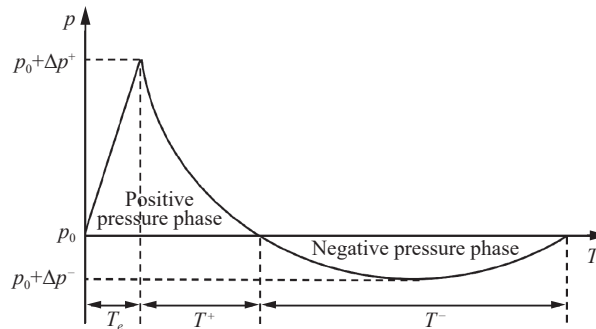


图 1 爆炸冲击波曲线

Fig. 1 Explosion shock wave

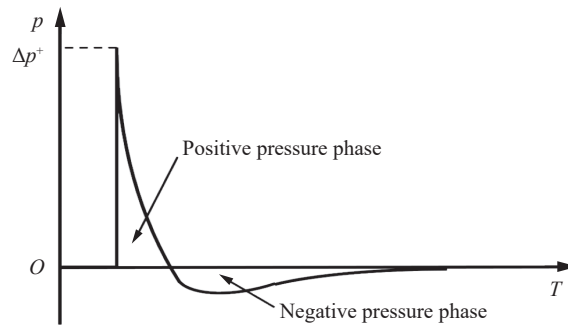


图 2 ConWep 模型的冲击波曲线

Fig. 2 Explosion shock wave in ConWep model

1.2.2 模型建立

图 3 给出了火灾与爆炸荷载耦合作用具体分析过程, 通过温度-位移耦合分析步将 ABAQUS 中隐式静力分析与显示动力分析相结合, 图中  $u_x$ 、 $u_y$  与  $u_z$  分别为沿  $x$ 、 $y$  与  $z$  轴方向的移动,  $r_x$ 、 $r_y$  与  $r_z$  分别为绕  $x$ 、 $y$  与  $z$  轴方向的转动。首先, 按照 ISO 834 标准升温曲线对构件进行温度场隐式静力分析, 其次通过设置重启将得到的结果导入爆炸模型的初始状态中进行显示动力分析, 实现高温与爆炸耦合。

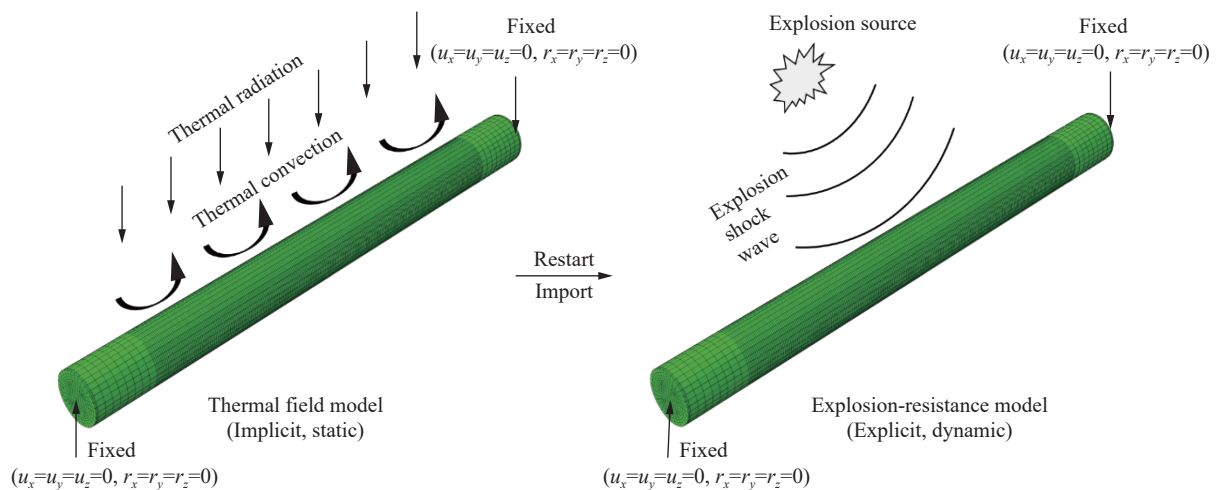


图 3 高温-爆炸耦合分析过程

Fig. 3 Process of coupled temperature-blast analysis

定义钢管与混凝土之间接触关系法向为硬接触, 切向设置库伦摩擦, 摩擦系数取为 0.3<sup>[16]</sup>。端板与混凝土和钢管之间分别定义为法向硬接触与壳-固耦合 (shell-to-solid coupling) 约束。钢管外表面的热对流与热辐射系数分别采用 25 W/(m<sup>2</sup>·°C) 和 0.7<sup>[17]</sup>。通过设置接触热阻考虑钢管与混凝土之间的空隙, 热阻取值为 0.01 (m<sup>2</sup>·°C)/W<sup>[18]</sup>。钢管与混凝土均采用结构化网格, 经过网格敏感性分析, 截面网格尺寸为直径的 1/10, 受火区纵向网格尺寸为柱长的 1/300, 单元类型分别为 S4RT 和 C3D8RT 单元。

1.3 有限元模型验证

目前尚无钢管混凝土柱火灾下受爆炸作用的相关试验研究, 因此本文分别对钢管混凝土柱在单独火灾<sup>[17]</sup>或爆炸<sup>[19-20]</sup>作用下的试验进行模拟验证, 相关曲线对比如图 4 所示。可以看出, 有限元模型可较好的预测火灾作用下钢管混凝土柱温度发展与耐火极限以及常温爆炸荷载作用下位移。预测差别主要与以下 3 方面因素有关: (1) 模型中选取的热工参数和动态力学参数采用规范及文献建议取值, 与试验材性存在一定差异; (2) 模型中未考虑炸药形状和地面对冲击波的影响; (3) 高温与爆炸试验的复杂性以及试验可能存在的测量误差。表 2 为试验与模拟变形比值, 二者比值的平均值与标准差分别为 1.04 与 0.11。

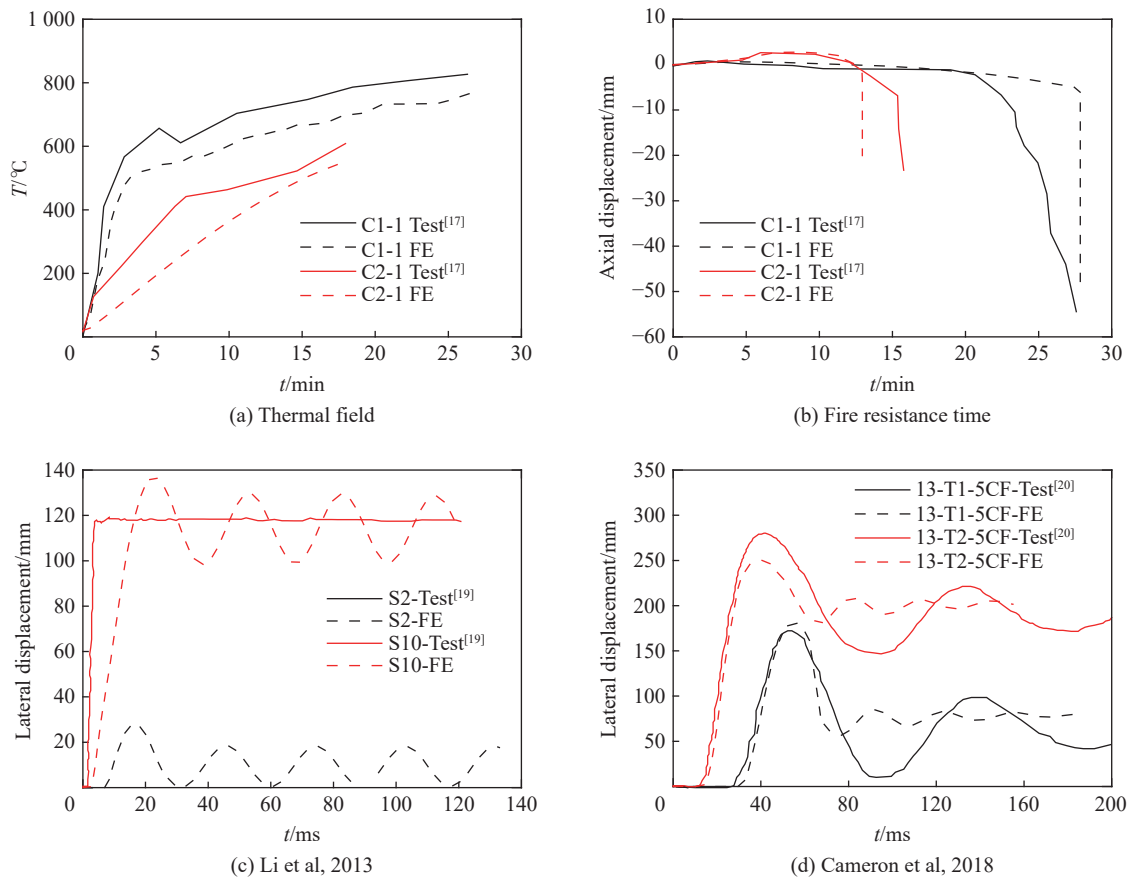


图 4 试验值与模拟值对比

Fig. 4 Comparison between test and FE results

表 2 试验与模拟位移比值

Table 2 Ratio of experimental to numerical deformation

试件	位移/mm		模拟值/试验值
	模拟值	试验值	
S2	27.9	25.2	1.11
S10	136.5	119.9	1.14
13-T1-5CF	180.7	173.1	1.04
13-T2-5CF	251.5	279.0	0.90

## 2 抗爆机理分析

### 2.1 构件参数

本文共设计了 80 种高温与爆炸耦合工况下的钢管混凝土柱。选取其中 4 个典型构件进行机理分析, 构件截面尺寸为 400 mm×8 mm, 长度为 4 500 mm, 钢管屈服强度  $f_y=345$  MPa, 混凝土强度  $f_{cu}=40$  MPa, 边界条件为两端固结。具体参数见表 3。考虑到实际工程中柱两端常与梁连接成节点, 不直接暴露于高温以及冲击波环境中,

表 3 典型构件详细参数

Table 3 Detailed parameters of typical specimens

构件编号	$W/kg$	$R/m$	$Z/(m \cdot kg^{-1/3})$	$t_0/min$
F-00				0
F-30	500	4	0.5	30
F-60				60
F-90				90

注:  $W$ 为爆炸当量;  $R$ 为物体与爆心的距离;  $Z$ 为比例距离;  $t_0$ 为受火时间。

因此受火以及爆炸作用区域选择柱中 3 500 mm。

### 2.2 温度场分布

图 5 与图 6 分别给出了不同受火时间下构件不同位置处温度时程曲线与截面温度场分布。可以看出, 从钢管外表面到核心混凝土, 各测点温度升高滞后并且依次降低; 受火区域两端存在温度过渡区 (temperature transition zone, TTZ)。随着受火时间增加, 外围混凝土温度逐渐升高, 混凝土截面温差逐渐增大。钢管混凝土柱抗爆性能降低主要与高温下材料力学性能劣化以及不均匀温度场导致不等温度变形和截面应力重分布有直接关系。

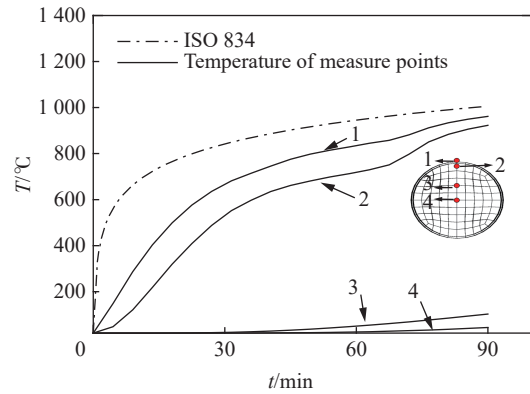


图 5 温度时程曲线

Fig. 5 Temperature-time curves

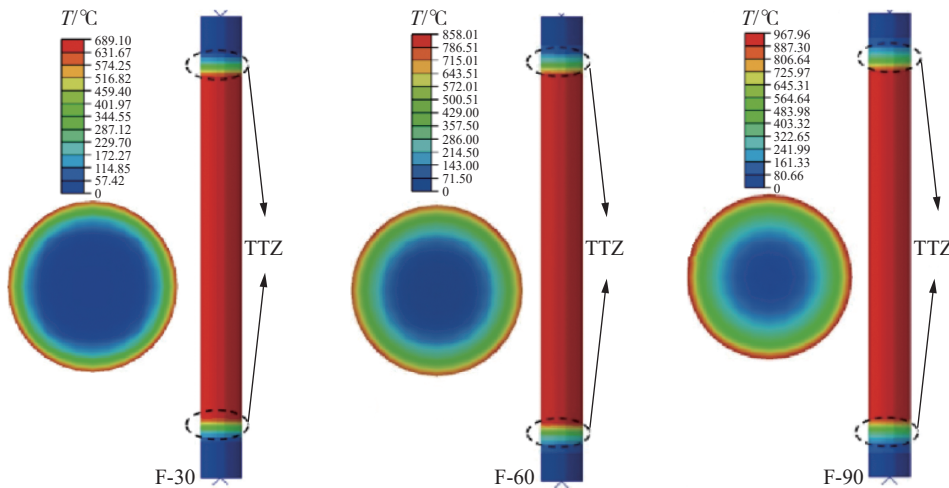


图 6 温度场分布

Fig. 6 Temperature distribution

### 2.3 变形特征与破坏模式

火灾、爆炸与撞击等荷载作用下, 整体变形是构件损伤程度的直观反映<sup>[20-23]</sup>。图 7 给出了不同构件跨中挠度时程曲线。可以看出, 受火时间从 0 min 增加到 90 min, 构件跨中最大挠度从 33.2 mm 增加至 172.2 mm。随着受火时间增大, 构件回弹阶段振荡频率减小。这是由于高温作用下, 材料力学指标降低, 构件刚度减小, 使其自振频率下降。

图 8 为爆炸荷载作用下受火 60 min 构件 F-60 外钢管不同时刻等效塑性应变 (左) 与混凝土最大主塑性应变 (右; 其中红色矢量为混凝土最大主塑性应变, 混凝土开裂方向与其垂直)。为便于观察, 将变形放大 3 倍。2.4 ms 时, 较大的塑性应变集中在迎爆面, 常温区以及背爆面塑性应变较小; 4.8 ms 时, 常温区与高温区的交界处剪切变形明显, 高温区塑性应变整体增大, 迎爆面与背爆面塑性应变分布较均匀; 7.2 ms 后, 试件主要表现为受弯破坏模式, 跨中底部与顶部出现较大塑性应变; 22 ms 时, 跨中挠度达到最大值,

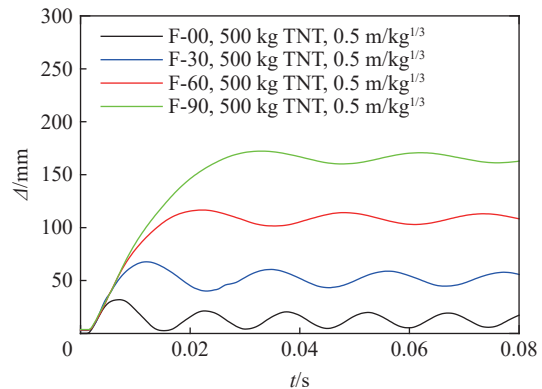


图 7 跨中挠度 ( $\Delta$ ) 时程曲线

Fig. 7 Mid-span deflection ( $\Delta$ ) curves

常温区与高温区交界处形成明显塑性铰, 迎爆面钢管跨中出现局部鼓曲, 核心混凝土在跨中受压区以及剪切变形处有明显开裂现象。可以发现构件在爆炸荷载作用下, 首先在温度交界区发生剪切变形, 随后高温区发生整体受弯变形。

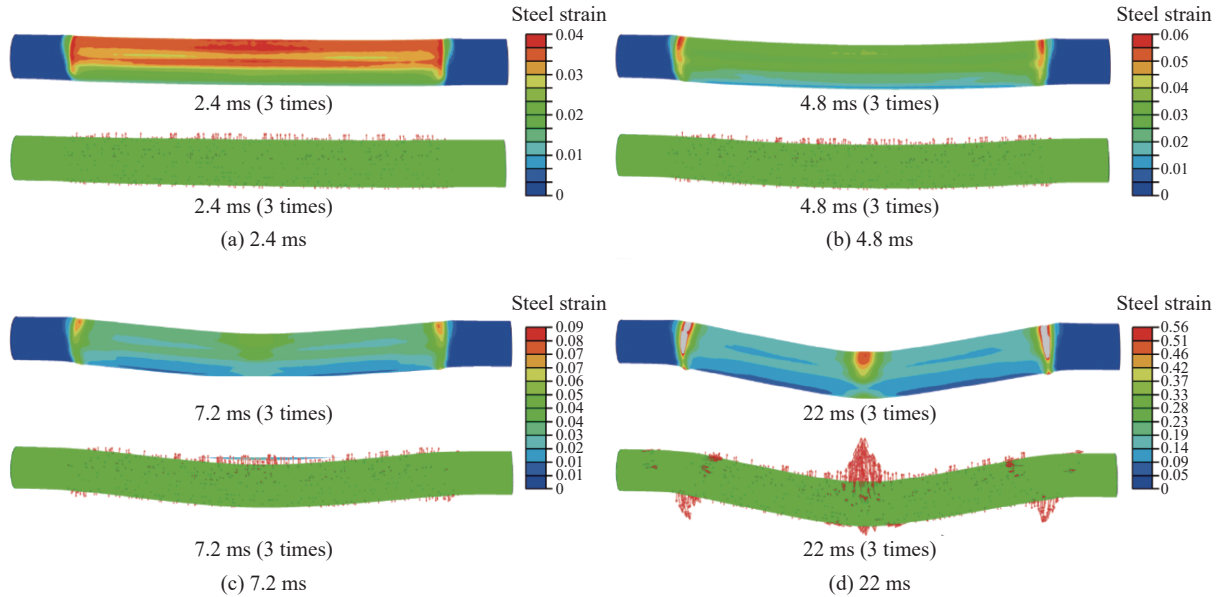


图 8 钢管与混凝土塑性应变(3 倍变形)

Fig. 8 Plastic strain of steel tube and concrete (displacement×3)

## 2.4 爆炸全过程分析

图 9 为受火 60 min 构件在爆炸荷载作用下 1/2 跨挠度 ( $\Delta_{1/2}$ )、1/4 跨挠度 ( $\Delta_{1/4}$ ) 与构件速度 ( $v$ ) 无量纲时程曲线, 图中:  $\Delta_{1/2}/\Delta_{peak}$  与  $\Delta_{1/4}/\Delta_{peak}$  分别为 1/2 跨、1/4 跨挠度与挠度峰值比值;  $\Delta_{peak}$  与  $v_{peak}$  分别为跨中最大挠度与试件最大速度。火灾作用下钢管混凝土柱抗爆过程分为 3 个阶段:

(1) 第 1 阶段 ( $O-A$ ), 冲击波到达构件, 构件获得较大能量, 速度急剧增大; 此时构件 1/2 跨与 1/4 跨挠度变化基本保持一致, 构件主要在受火区两端发生剪切变形;

(2) 第 2 阶段 ( $A-B$ ), 随着冲击波在构件内传递, 其速度增大, 随后经历短暂波动后开始下降; 此时构件 1/2 跨与 1/4 跨挠度持续增长, 但 1/2 跨增长速度快于 1/4 跨; 该阶段, 构件主要发生整体弯曲变形;  $B$  点时, 构件速度为 0, 变形达到最大;

(3) 第 3 阶段 ( $B-C$ ), 构件释放弹性势能, 进入振荡阶段。

## 2.5 应力应变发展

受火 60 min 构件外钢管跨中截面各点的 Mises 应力-纵向应变曲线如图 10 所示, 其中应变受压为负, 受拉为正, 图中  $f_y(T)$  为钢材高温下屈服强度。可以看出, 受火 60 min 时, 钢管全截面受压。剪切变形阶段 ( $O-A$ ), 各点应力迅速增大, 曲线基本处于弹性阶段。随后构件进入弯曲变形阶段 ( $A-B$ ), 各点应力达到屈服强度前, 均处于弹塑性阶段; 随着变形继续发展, 迎爆面与背爆面分别处于受压与受拉状态, 各点进入强化阶段, 纵向应变及应力逐渐发展。当构件进入振荡阶段后 ( $B-C$ ), 弹性能释放, 应力卸载。可

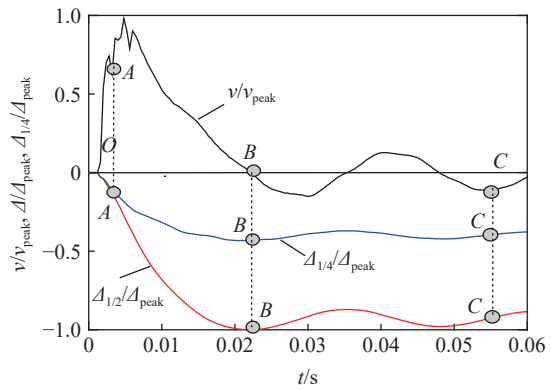


图 9 全过程曲线

Fig. 9 Full-range curves

以看出, 高温作用下, 钢管应力水平整体较低, 截面塑性变形发展充分。

图 11 给出了跨中截面混凝土不同时刻的纵向应力云图。0 ms 时, 由于混凝土内部温度分布不均匀, 导致外围混凝土受压, 内部混凝土受拉; 1.6 ms 时, 爆炸产生的冲击波到达构件表面, 在构件内部产生压缩应力波, 混凝土迎爆侧受压; 1.6 ms 至 4.4 ms 时, 压缩应力波沿着构件横向传播至背爆侧; 4.4 ms 时, 压缩应力波在构件内部经反射形成拉伸应力波, 背爆侧出现拉应力; 22 ms 时, 构件变形达到最大值, 截面应力分布呈现受弯变形特点。爆炸冲击波作用结束后, 构件处于弹性恢复阶段, 背爆侧出现压应力。

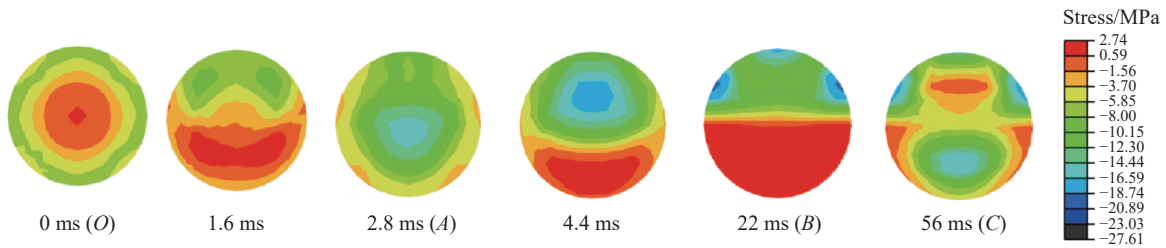


图 11 跨中截面混凝土纵向应力变化  
Fig. 11 Longitudinal stress changes of concrete at mid-span

### 2.6 接触应力分析

图 12 给出了构件 F-60 跨中截面钢管与混凝土之间的接触应力时程曲线。迎爆面(位置 1、2)接触应力出现明显峰值, 约为 5 MPa(位置 1)与 2 MPa(位置 2)。背爆面接触应力在爆炸初期为 0, 这是由于此阶段构件主要发生剪切变形。构件进入弯曲变形阶段后, 位置 3 发生了较大横向变形, 接触应力出现峰值, 约为 2 MPa。进入振荡阶段后, 位置 3、4 与 5 整体应力水平较高。表明高温与爆炸耦合作用下, 爆炸初期迎爆面钢管与混凝土之间具有较好的相互作用, 发生弯曲变形后, 背爆面相互作用逐渐高于迎爆面。

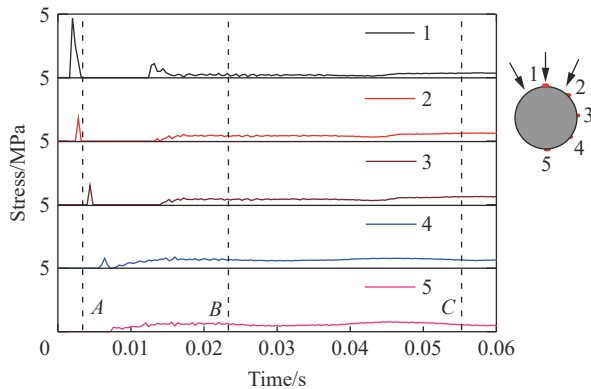


图 12 混凝土与钢管之间的接触应力  
Fig. 12 Contact stress between concrete and steel tube

### 2.7 能量分配

爆炸过程中钢管与混凝土塑性应变能( $E_p$ )发展曲线及各自占比如图 13 所示。在爆炸开始时, 由于

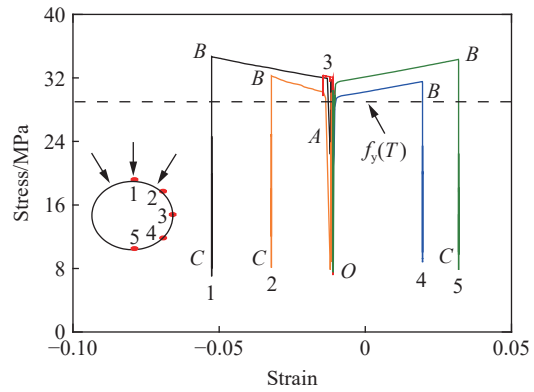


图 10 钢管跨中截面 Mises 应力-纵向应变曲线  
Fig. 10 Mises stress-longitudinal strain curves of steel tube at mid-span



高温作用, 钢管与混凝土均有塑性应变能存在。由图 13(b) 看出, 随着受火时间从 0 min 增加到 90 min, 钢管耗能占比从 74% 降为 36%, 而混凝土耗能占比从 26% 增加到 64%。这是由于外钢管材性的劣化导致其吸能能力下降, 而核心混凝土温度较低, 还保有较好的力学性能, 其塑性耗能占比逐渐大于钢管塑性耗能。

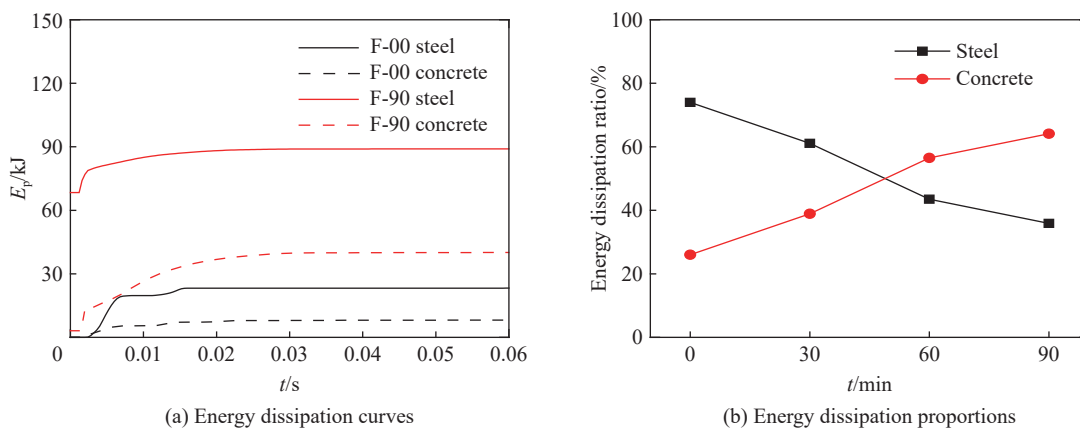


图 13 部件耗能曲线与占比

Fig. 13 Energy dissipation curves and proportions of each components

### 3 参数分析

本节对高温下钢管混凝土柱抗爆性能进行参数分析, 包括受火时间(0、15、30、45、60、75 与 90 min)、爆炸当量(300、500 与 1000 kg)、混凝土立方体抗压强度( $f_{cu}=30, 40, 50$  MPa)与钢管屈服强度( $f_y=345, 390, 420$  MPa)、以及含钢率(7.4%、8.5%、9.6% 与 10.8%)。试件设计总长为 4500 mm, 受火高度为中间 3500 mm, 边界条件为两端固结。

#### 3.1 受火时间影响

高温下钢管混凝土柱爆炸后跨中最大挠度随受火时间变化规律如图 14 所示, 其中构件含钢率为 8.5%、爆炸当量为 500 kg、爆心与构件距离为 4 m。对于不同材料强度钢管混凝土柱, 随着受火时间增加, 构件抗爆性能明显下降。以混凝土立方体抗压强度  $f_{cu}=40$  MPa, 钢管屈服强度  $f_y=345$  MPa 构件为例 (图中表示为 C40-Q345, 图中其余工况名称定义规则与此相同), 受火 15 min 时, 构件跨中最大挠度相比于常温时增大了 39%, 受火 90 min 时, 挠度约为常温时 5.1 倍。这主要与高温下材料力学性能劣化有直接关系。

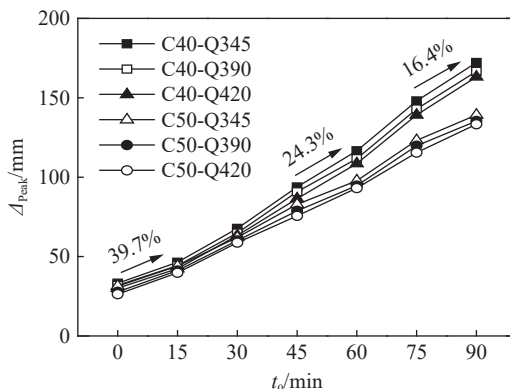


图 14 受火  $t_0$  时间的影响

Fig. 14 Effect of fire duration ( $t_0$ )

### 3.2 爆炸当量影响

高温下钢管混凝土跨中最大挠度随爆炸当量(对应比例距离分别为 0.4、0.5 与 0.6 m/kg<sup>1/3</sup>)变化如图 15 所示, 其中混凝土立方体抗压强度、钢管强度与含钢率分别为 40 MPa、345 MPa 与 8.5%, 爆心与构件距离为 4 m。爆炸当量对于构件变形有显著影响, 随着爆炸当量的增大, 跨中挠度增大。以受火 90 min 为例, 爆炸当量从 300 kg 增加到 500 kg 再增加到 1 000 kg, 跨中挠度分别增大了 123.1% 与 276.1%。

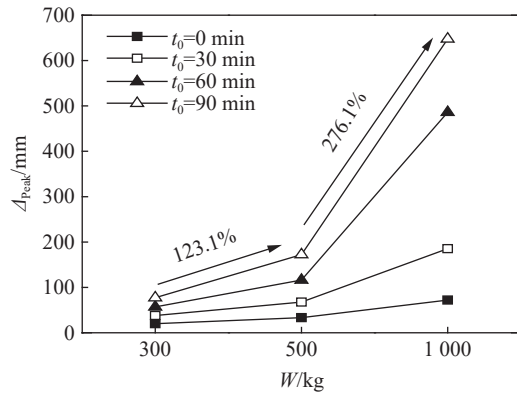


图 15 爆炸当量(W)的影响

Fig. 15 Effect of explosion equivalent (W)

### 3.3 混凝土与钢管强度影响

图 16 为不同受火时间下, 混凝土与钢管强度对跨中最大挠度影响规律, 其中构件含钢率为 8.5%、爆炸当量为 500 kg、爆心距构件 4 m。可以看出, 不同受火时间下, 提高混凝土强度或钢管强度, 均不同程度的增强了构件抗爆性能。受火 0 min 时, 随着混凝土与钢管强度提高, 构件跨中最大挠度分别减小 21% 与 26%。受火 90 min 时, 跨中最大挠度分别减小 42% 与 5%。因此, 提高混凝土强度可以更有效的提高构件高温下抗爆性能。分析原因认为, 高温下外钢管力学性能劣化严重, 而核心混凝土温度较低, 力学性能损失较小, 因此可保持较好的力学性能。

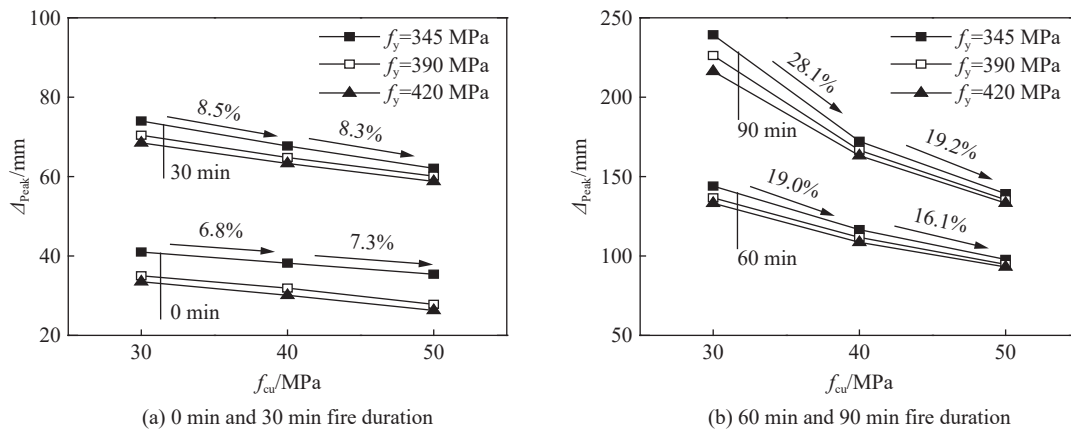


图 16 材料强度的影响

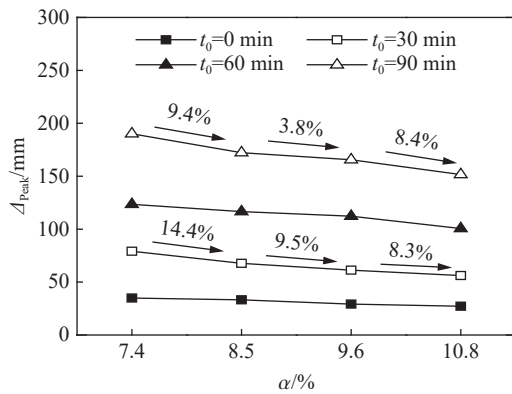
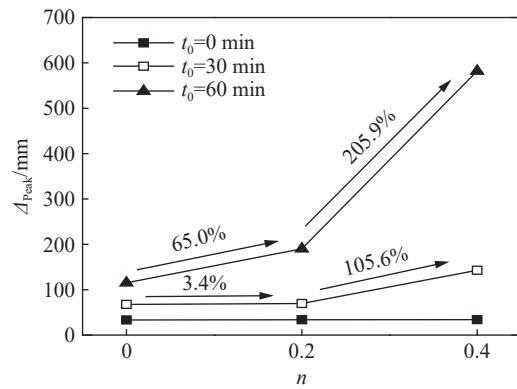
Fig. 16 Effect of material strength

### 3.4 含钢率影响

图 17 给出了跨中最大挠度随含钢率( $\alpha=7.4\%$ ,  $8.5\%$ ,  $9.6\%$ ,  $10.8\%$ , 对应钢管厚度分别为 7、8、9 与 10 mm)变化趋势, 其中混凝土立方体抗压强度、钢管强度、爆炸当量与爆心与构件距离分别为 40 MPa、345 MPa、500 kg 与 4 m。随着截面含钢率提高, 跨中挠度逐渐减小, 构件抗爆性能增强。以受火 30 min 与 90 min 为例, 含钢率从 7.4% 增加到 10.8%, 跨中挠度分别降低了 28.9% 与 28.3%。这是因为截面含钢率增加, 增大了钢管对核心混凝土的约束作用, 从而提高了构件抗弯承载力。

### 3.5 轴压比影响

构件跨中最大挠度随轴压比( $n$ )的变化趋势如图 18 所示, 其中混凝土立方体抗压强度、钢管强度、爆炸当量与爆心与构件距离分别为 40 MPa、345 MPa、500 kg 与 4 m。高温作用下随着轴压力的增大, 跨中最大挠度逐渐增大, 抗爆性能降低。以受火 30 和 60 min 为例, 构件跨中最大挠度分别降低了 111.1% 与 404.9%。这是由于  $p$ - $\Delta$  二阶效应降低了构件抗弯承载力。

图 17 钢材含钢率  $\alpha$  的影响Fig. 17 Effect of steel ratio ( $\alpha$ )图 18 轴压比( $n$ )的影响Fig. 18 Effect of axial load ratio ( $n$ )

## 4 结 论

本文对标准火灾下钢管混凝土柱抗爆工作机理以及影响参数进行了分析,在本文参数范围内得到以下结论:

(1) 火灾与爆炸耦合作用下,两端固结钢管混凝土柱在常温区与高温区交界处首先发生剪切破坏,随后高温区发生受弯破坏,迎爆面柱中位置产生局部屈曲;爆炸初期迎爆面钢管与混凝土之间具有较好的相互作用,随着变形充分发展,背爆面相互作用逐渐高于迎爆面;

(2) 受火时间从 0 min 增加到 90 min,构件跨中最大挠度增大了约 5.1 倍,抗爆性能显著降低;由于外钢管材性劣化,钢管耗能占比由 74% 降为 36%;随着受火时间增加,核心混凝土塑性变形逐渐成为主要塑性耗能机制;

(3) 爆炸当量、混凝土强度与轴压比对钢管混凝土柱高温下抗爆性能影响明显;当混凝土立方体抗压强度从 30 MPa 增加到 50 MPa,受火 0 min 与 90 min 构件跨中最大挠度分别降低 21% 与 42%,提高混凝土强度可以有效提高钢管混凝土柱高温下抗爆性能。

## 参考文献:

- [1] SONG L, IZZUDDIN B A, ELNASHAI A S, et al. An integrated adaptive environment for fire and explosion analysis of steel frames: Part I: analytical models [J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2000, 53(1): 63–85. DOI: 10.1016/S0143-974X(99)00040-1.
- [2] IZZUDDIN B A, SONG L, ELNASHAI A S, et al. An integrated adaptive environment for fire and explosion analysis of steel frames: Part II: verification and application [J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2000, 53(1): 87–111. DOI: 10.1016/S0143-974X(99)00041-3.
- [3] LIEW J Y R, CHEN H. Explosion and fire analysis of steel frames using fiber element approach [J]. *Journal of Structural Engineering*, 2004, 130(7): 991–1000. DOI: 10.1061/(ASCE)0733-9445(2004)130:7(991).
- [4] 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).
- [5] 方秦, 赵建魁, 陈力. 爆炸与火荷载联合作用下钢梁耐火极限的数值分析 [J]. *土木工程学报*, 2010, 43(S2): 62–68. DOI: 10.15951/j.tmgxcb.2010.s2.031.  
FANG Q, ZHAO J K, CHEN L. Numerical simulation of fire resistance of steel beams subjected to blast and fire [J]. *China Civil Engineering Journal*, 2010, 43(S2): 62–68. DOI: 10.15951/j.tmgxcb.2010.s2.031.
- [6] 赵建魁, 方秦, 陈力, 等. 爆炸与火荷载联合作用下 RC 梁耐火极限的数值分析 [J]. *天津大学学报(自然科学与工程技术版)*, 2015, 48(10): 873–880. DOI: 10.11784/tdxbz201312027.  
ZHAO J K, FANG Q, CHEN L, et al. Numerical analysis of fire resistance of RC beams subjected to explosion and fire load

- [J]. *Journal of Tianjin University (Science and Technology)*, 2015, 48(10): 873–880. DOI: 10.11784/tdxbz201312027.
- [7] ZHAI C C, CHEN L, XIANG H B, et al. Experimental and numerical investigation into RC beams subjected to blast after exposure to fire [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2016, 97: 29–45. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2016.06.004.
- [8] 陈万祥, 郭志昆, 邹慧辉, 等. 标准火灾后钢管 RPC 柱抗近距离爆炸荷载的试验研究 [J]. *工程力学*, 2017, 34(1): 180–191. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2015.07.0537.
- CHEN W X, GUO Z K, ZOU H H, et al. Near-field blast-resistant test of reactive powder concrete filled steel tubular column after exposure to standard fire [J]. *Engineering Mechanics*, 2017, 34(1): 180–191. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2015.07.0537.
- [9] 邹慧辉, 陈万祥, 郭志昆, 等. 火灾后钢管 RPC 柱抗爆动力响应数值模拟研究 [J]. *振动与冲击*, 2019, 38(21): 155–163, 171. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2019.21.022.
- ZOU H H, CHEN W X, GUO Z K, et al. Numerical simulation for anti-blast dynamic response of fire-damaged RPC-filled steel tube columns [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2019, 38(21): 155–163, 171. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2019.21.022.
- [10] 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.
- [11] British Standard Institution. Design of steel structures: part 1–2: general rules-structural fire design: EN 1993-1-2: 2005 [S]. London: British Standard Institution, 2005.
- [12] LIE T T, KODUR V K R. Fire resistance of steel columns filled with bar-reinforced concrete [J]. *Journal of Structural Engineering*, 1996, 122(1): 30–36. DOI: 10.1061/(ASCE)0733-9445(1996)122:1(30).
- [13] 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. DOI: 10.1016/j.jcsr.2008.04.008.
- [14] LI M H, ZONG Z H, LIU L, et al. Experimental and numerical study on damage mechanism of CFDST bridge columns subjected to contact explosion [J]. *Engineering Structures*, 2018, 159: 265–276. DOI: 10.1016/j.engstruct.2018.01.006.
- [15] 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.
- [16] 刘发起. 三面受火的矩形钢管混凝土柱抗火性能研究 [D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2010. DOI: 10.7666/d.D264694.
- LIU F Q. Fire resistance of concrete filled RHS columns under three-surface fire loading [D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2010. DOI: 10.7666/d.D264694.
- [17] 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.
- HAN L H. Concrete filled steel tubular structures—theory and practice [M]. 3rd ed. Beijing: Science Press, 2016.
- [18] DING J, WANG Y C. Realistic modelling of thermal and structural behaviour of unprotected concrete filled tubular columns in fire [J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2008, 64(10): 1086–1092. DOI: 10.1016/j.jcsr.2007.09.014.
- [19] 李国强, 瞿海雁, 杨涛春, 等. 钢管混凝土柱抗爆性能试验研究 [J]. *建筑结构学报*, 2013, 34(12): 69–76. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2013.12.010.
- LI G Q, QU H Y, YANG T C, et al. Experimental study of concrete-filled steel tubular columns under blast loading [J]. *Journal of Building Structures*, 2013, 34(12): 69–76. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2013.12.010.
- [20] RITCHIE C B, PACKER J A, SEICA M V et al. Behaviour and analysis of concrete-filled rectangular hollow sections subject to blast loading [J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2018, 147: 340–359. DOI: 10.1016/j.jcsr.2018.04.027.
- [21] ALBRIFKANI S, WANG Y C. Explicit modelling of large deflection behaviour of restrained reinforced concrete beams in fire [J]. *Engineering Structures*, 2016, 121: 97–119. DOI: 10.1016/j.engstruct.2016.04.032.
- [22] WANG R, HAN L H, ZHAO X L, et al. Experimental behavior of concrete filled double steel tubular (CFDST) members under low velocity drop weight impact [J]. *Thin-Walled Structures*, 2015, 97: 279–295. DOI: 10.1016/j.tws.2015.09.009.
- [23] ZHAO H, WANG R, HOU C C, et al. Performance of circular CFDST members with external stainless steel tube under transverse impact loading [J]. *Thin-Walled Structures*, 2019, 145: 106380. DOI: 10.1016/j.tws.2019.106380.

(责任编辑 王小飞)