

飞机撞击下高温气冷堆乏燃料厂房损伤研究

冯尧, 王洪涛, 王晓欣*, 王海涛

(清华大学核能与新能源技术研究院, 先进核能技术协同创新中心,
先进反应堆工程与安全教育部重点实验室, 北京 100084)

摘要: 本文针对典型高温气冷堆乏燃料厂房在双发商用飞机撞击载荷下的响应及结构完整性开展研究, 并探讨结构特性对撞击损伤的影响。对乏燃料厂房及飞机分别建立有限元模型, 通过弹体-目标相互作用分析模拟了飞机撞击过程, 综合 IAEA 与 NRC 的评价准则对乏燃料厂房在飞机撞击下的损伤程度进行评估。数值结果表明: 厂房上对应于机身及发动机的撞击位置发生可接受的局部损伤; 乏燃料贮存井墙体对于提高构筑物抗飞机撞击能力有重要作用。此外, 构筑物外形对损伤有很大影响, 圆柱形壳体的抗飞机撞击能力显著强于方形厂房, 是核电厂厂房设计的优化方向之一。

关键词: 飞机撞击; 弹体-目标相互作用分析; 高温气冷堆; 乏燃料厂房

中图分类号: TL372

文献标志码: A

文章编号: 1000-6931(2020)03-0496-09

doi: 10. 7538/yzk. 2019. youxian. 0219

Study on Damage of Spent Fuel Storage Building of HTGR Subjected to Aircraft Impact

FENG Yao, WANG Hongtao, WANG Xiaoxin*, WANG Haitao

(Institute of Nuclear and New Energy Technology, Collaborative Innovation Center
of Advanced Nuclear Energy Technology, Key Laboratory of Advanced Reactor Engineering and
Safety of Ministry of Education, Tsinghua University, Beijing 100084, China)

Abstract: The dynamic response and structural integrity of a typical spent fuel storage building of High Temperature Gas-cooled Reactor (HTGR) subjected to the impact of a twin-engine commercial aircraft were investigated. The effect of structural characteristics on the damage during the impact was discussed. Finite element models of the spent fuel storage building and the aircraft were established respectively. The impact process was simulated by an integral missile-target interaction analysis. The damage of the spent fuel storage building was evaluated according to IAEA and NRC standards. According to the results, acceptable local damage is observed in the areas corresponding to the impact of fuselage and engines. The walls of spent fuel storage silo play an important role in improving the resistant capability of structures against aircraft impact. In addi-

收稿日期: 2019-03-26; 修回日期: 2019-05-14

基金项目: 国家科技重大专项资助项目(2018ZX06902016)

作者简介: 冯尧(1992—), 男, 天津人, 硕士研究生, 从事反应堆力学研究

* 通信作者: 王晓欣, E-mail: wang-xiaoxin@tsinghua.edu.cn

网络出版时间: 2019-08-07; 网络出版地址: <http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2044.TL.20190806.1502.020.html>

tion, the shape of the structure has a strong effect on the damage during an aircraft impact. Cylindrical shells show significant advantages in the resistant capacity against aircraft impact compared with square-shaped structures, which provides one of the optimization directions for structural design of nuclear power plant.

Key words: aircraft impact; missile-target interaction analysis; High Temperature Gas-cooled Reactor; spent fuel storage building

“9·11”事件后,大型商用飞机对核电厂的恶意撞击已成为现实风险。美国核管会(NRC)^[1]与国际原子能机构(IAEA)^[2]先后确定了核电厂抗大型商用飞机撞击的要求。2016年,国家核安全局发布新版《核动力厂设计安全规定》^[3],增加考虑“商用飞机恶意撞击”的影响。

针对核电厂抗飞机撞击能力评估,国内外开展了大量数值模拟分析^[4-6],主要包括载荷时程法(解耦方法)和直接耦合方法。其中载荷时程法是将飞机的撞击力载荷时程曲线施加到厂房,计算结构动力响应;直接耦合方法同时对飞机和厂房建模,模拟其撞击过程。直接耦合方法充分考虑了飞机与厂房的相互作用及飞机形状的影响,对飞机撞击厂房复杂过程的模拟更为准确,有利于真实反映局部损伤状况,因此近年来得到广泛应用。

高温气冷堆(HTGR)作为“十三五”国家科技重大专项的一部分^[7],其在商用飞机撞击载荷下的结构完整性受到广泛关注。高温气冷堆的乏燃料采用干式贮存方式,乏燃料厂房为方形结构,内部包含大量乏燃料贮存井。目前,国内外的飞机撞击分析对象主要集中在圆壳形的反应堆安全壳,对乏燃料厂房这样复杂结构方形厂房的相关分析相对较少。本文使用ABAQUS/Explicit对典型模块式高温气冷堆干式贮存乏燃料厂房在飞机撞击下的响应开展耦合数值模拟,评估厂房的损伤情况,并分析厂房外形及内部结构对抗飞机撞击能力的影响。

1 计算模型与方法

1.1 乏燃料厂房模型

模块式高温气冷堆乏燃料厂房通常采用干式贮存系统,该系统在自然通风条件下也能保证燃料与结构温度低于限值^[8]。典型的干式贮存乏燃料厂房结构如图1所示。厂房下层是存放乏燃料的贮存区,上层为摆放设备用的乏燃

料操作间。贮存区域内设有栅格状的乏燃料贮存井,乏燃料罐堆叠于贮存井中,存放范围参考图1的线框所示,线框外围区域空置。

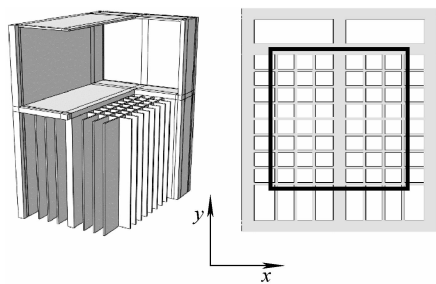


图1 乏燃料厂房的外观及竖直方向剖视图
Fig. 1 Exterior and vertical sectional view of spent fuel storage building

本文参考典型模块式高温气冷堆干式贮存乏燃料厂房建立如图1所示的有限元模型。厂房长35 m、宽25 m、高52 m,其中地下埋深18 m。标高+14 m以下为乏燃料贮存区,外墙厚1.6 m,贮存井厚0.3 m。厂房为钢筋混凝土结构,混凝土牌号为C35。混凝土内外表层设置直径40 mm、间距200 mm的钢筋网,钢筋网之间设置直径20 mm、间距400 mm的拉筋。

厂房混凝土结构使用六面体单元模拟,钢筋网使用壳单元模拟,拉筋使用梁单元模拟。通过嵌入式约束在混凝土与钢筋、拉筋之间建立连接,如图2所示。

为提高撞击部位损伤计算的准确性,对飞机撞击局部的网格进行加密,混凝土单元沿壁厚方向的尺寸为200 mm(厚度方向共计8个单元),其他方向尺寸不超过300 mm。在远离撞击点的区域,混凝土网格尺寸逐渐由300 mm增加至600 mm。钢筋网单元、拉筋单元尺寸与混凝土单元保持一致。

使用混凝土损伤塑性模型模拟混凝土的非线性行为及在动力载荷下的损伤^[9]。当混凝土

进入应力应变曲线的强度软化段后,弹性模量出现退化效应。等效弹性模量 E 与初始弹性模量 E_0 之间存在以下关系:

$$E = E_0(1 - d)$$

其中, d 为刚度折减系数,由材料的抗拉损伤系数 d_t 、抗压损伤系数 d_c 通过以下关系综合获得:

$$1 - d = (1 - s_t d_t)(1 - s_c d_c)$$

其中, s_c 和 s_t 为应力状态的函数,用来模拟应力往复时刚度恢复的影响。抗压、抗拉损伤系数 d_c 、 d_t 在 $0 \sim 1$ 之间取值,取 0 时没有破坏,取 1 时完全破坏。

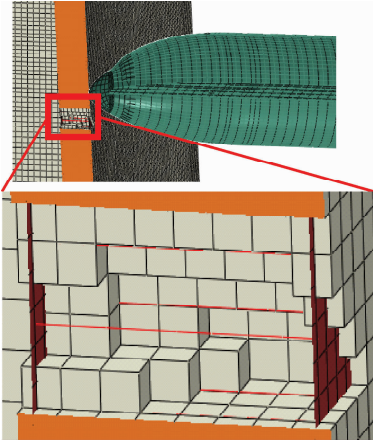


图2 混凝土与钢筋、拉筋之间的嵌入式约束
Fig. 2 Embedded region constraint between concrete and reinforcement

混凝土的单轴应力应变曲线与损伤系数间的关系可表示为:

$$\sigma_c = (1 - d_c)E_0(\epsilon_c - \epsilon_c^{pl})$$

$$\sigma_t = (1 - d_t)E_0(\epsilon_t - \epsilon_t^{pl})$$

其中: ϵ 为总应变; ϵ^{pl} 为等效塑性应变; σ 为应力; 下标 t 、 c 分别代表拉和压两种情况。

单轴拉、压载荷下的应力应变曲线根据 GB 50010—2010《混凝土结构设计规范》^[10] 确定,损伤规律选取 Hao 等^[11] 提供的数据。混凝土损伤塑性模型的材料参数列于表 1。

表 1 混凝土损伤塑性模型的材料参数

Table 1 Material parameter of damaged plasticity model for concrete

密度/($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)	E/GPa	σ_t/MPa	σ_c/MPa
2 500	31.5	2.5	28.6

通过动力增长因子(DIF)模拟混凝土在飞机撞击载荷引起的高应变率下的强化效应。根据欧洲混凝土规范 FIP Model code 2010^[12], 对应飞机撞击事故中的应变速率范围, DIF 的值在拉、压时分别取 1.1 和 1.2。

钢筋网及拉筋使用 Johnson Cook 塑性模型^[13] 进行模拟,以充分考虑应变与应变率对屈服应力的影响。Johnson Cook 塑性模型的应力应变关系式为:

$$\sigma = (A + B\epsilon^n)(1 + C \ln \dot{\epsilon}^*) (1 - T^{*m})$$

其中: σ 为屈服应力; ϵ 为等效塑性应变; $\dot{\epsilon}^* = \dot{\epsilon}/\dot{\epsilon}_0$, $\dot{\epsilon}$ 为应变率, $\dot{\epsilon}_0$ 为标准应变率; n 为加工硬化指数; $T^* = (T - T_0)/(T_{\text{melt}} - T_0)$, T 、 T_{melt} 和 T_0 分别为材料温度、材料熔点和室温,本文不考虑温度影响,取 $T = T_0$; A 、 B 、 C 和 m 为材料常量。钢筋的 Johnson Cook 塑性模型的材料常量列于表 2。

表 2 钢筋的材料常量

Table 2 Material parameter of steel reinforcement

杨氏模量/GPa	泊松比	密度/($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)	A/MPa	B/MPa	C	m	n	T_{melt}/K
200	0.3	7 850	400	383	0.011 4	0.94	0.45	1 800

1.2 飞机模型

本文的飞机模型参考林丽等^[14] 建立的典型双发商用飞机有限元模型,假定飞机总重 150 t。使用壳单元及梁单元模拟飞机的结构部件,燃油、设备及乘客的载荷以分布质量的形式附加至飞机结构上。

为考虑材料在碰撞情况下的应变及应变率硬化效应,飞机材料使用 Johnson Cook 塑性模型^[13]。

使用 Johnson Cook 动态失效模型模拟飞机材料的破坏和失效,定义损伤因子 ω 为:

$$\omega = \sum \frac{\Delta \epsilon}{\epsilon_f}$$

其中: $\Delta\epsilon$ 为等效塑性应变的增量; ϵ_f 为失效应变。当损伤因子 ω 大于1时发生失效。失效应变 ϵ_f 由下式给出:

$$\epsilon_f = (D_1 - D_2 \exp(D_3 \sigma^*)) \cdot (1 + D_4 \ln \dot{\epsilon}^*) (1 + D_5 T^*)$$

其中: σ^* 为平均正应力与 von Mises 等效应力之比; D_1 、 D_2 、 D_3 、 D_4 和 D_5 为材料常量。一旦

满足失效准则,在后续计算中应力偏量设为0,且材料只能承受压应力。飞机的 Johnson Cook 塑性模型材料参数根据文献[9]取值。

图3示出利用以上有限元模型计算飞机撞击无限大刚性墙的撞击力时程及冲量时程曲线。有限元计算结果与利用 Riera 方法[15]计算的理论曲线基本吻合,验证了飞机模型的合理性。

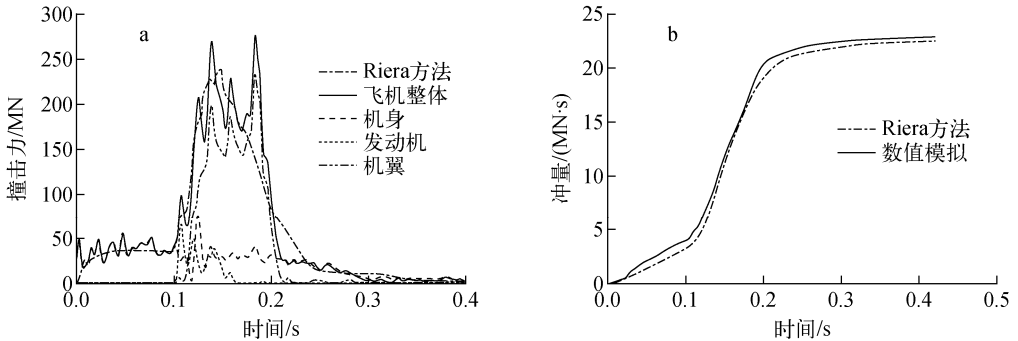


图3 撞击力时程(a)及冲量时程(b)与 Riera 理论时程的对比

Fig. 3 Comparison of force-time history (a) and impulse-time history (b) and Riera method result

1.3 飞机的构筑物耦合碰撞分析

利用上述厂房与飞机的有限元模型,使用 ABAQUS/Explicit 通过直接耦合法求解飞机撞击厂房的过程。模型中不考虑周围土壤对埋置部分的支撑作用,保守地在厂房模型底部(-18 m标高)固支。考虑飞机直接撞击乏燃料贮存区的情况,撞击点位于贮存区地上部分图1所示的 x 方向墙面中心(+7 m标高)。

通过 ABAQUS 中的接触定义,模拟飞机与厂房之间的撞击作用。参照国际上对于飞机撞击速度的选取范围,将飞机初速度取为 150 m/s [16]。耦合分析的时间步设为 $3 \times 10^{-7} \sim 5 \times 10^{-7} \text{ s}$,分析表明进一步缩小时间步不会对计算结果带来影响。

为全面研究厂房外形特点及内部结构在飞机撞击中的影响,本文除撞击乏燃料厂房的算例外,还构造了无贮存井方形厂房(简称无井厂房)与圆柱形安全壳模型,对比其在相同撞击载荷下的损伤。各算例的具体情况列于表3。安全壳模型圆柱形壳体内径50 m、总高度78.5 m,壁厚及配筋情况均与乏燃料厂房模型一致。撞击位置依据文献分析结果,取在最危险的中间高度。

表3 飞机撞击工况

Table 3 Scenario of aircraft impact

工况	构筑物	撞击点与底部约束点的距离/m
1	乏燃料厂房	22
2	不考虑乏燃料井的乏燃料厂房	22
3	安全壳	40

2 飞机-构筑物相互作用分析结果

2.1 乏燃料厂房的损伤分析

飞机撞击乏燃料厂房的过程如图4所示。为研究乏燃料厂房的损伤发展情况,图5示出工况1时乏燃料厂房刚度折减系数 d 在撞击过程中的变化。由图5可见,在0.11 s之前只在机身及发动机接触的厂房正面引起一定的局部损伤。机翼及发动机开始撞击后,损伤显著扩大。0.19 s能明显观察到从撞击部位开始向远处延伸的拉伸裂纹,这是由于撞击作用在厂房上产生弯曲载荷,引起厂房外表面产生很大拉应力。随撞击面积增加,裂纹进一步向远处扩展,乏燃料贮存区上层的乏燃料操作间也出现一定损伤。另外厂房底部也因飞机撞击产生的弯曲载荷而出现裂纹。从0.27 s开始,机翼末

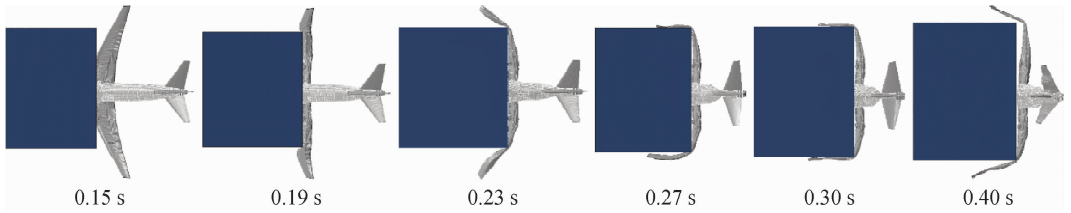


图4 飞机撞击乏燃料厂房的过程

Fig. 4 Process of aircraft impact on spent fuel storage building

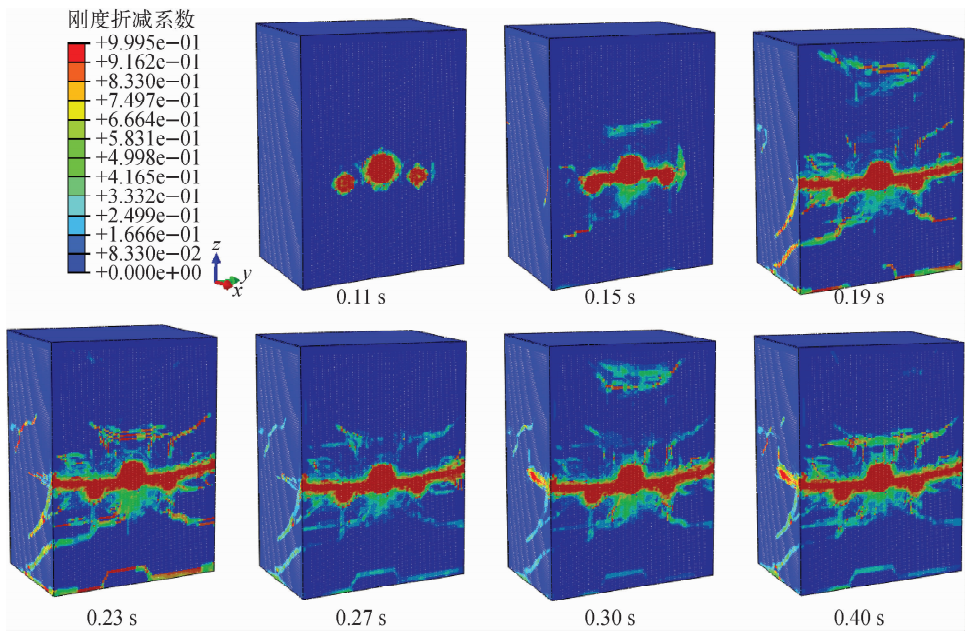


图5 工况1各时间步乏燃料厂房的刚度折减系数

Fig. 5 Stiffness degradation coefficient of spent fuel storage building at each step for scenario 1

端开始撞击厂房侧面。在 0.30 s 时, 厂房侧面已有一定损伤, 但由于机翼弯折后的撞击速度较小, 厂房侧面的损伤有限。在 0.27 s 机翼撞击厂房正面的过程结束后, 部分区域的刚度出现恢复现象(即 d 减小)。这是因为随弯曲载荷的消失, 混凝土承受的拉应力消失或变为压应力, 使得拉伸裂纹闭合。虽然这一区域的混凝土不能再承受拉力, 但仍具有抗压能力。

图 6 示出厂房损伤最为严重的 0.23 s 时刻厂房外墙及乏燃料贮存井墙体的压缩损伤系数 d_c 。在外墙外表面, d_c 接近于 1, 但内表面很小。贮存井墙体延伸段与外墙连接处局部的压缩损伤较严重。由于直接承受压缩载荷, 墙体沿着 45° 方向发生压缩破坏, 压缩裂纹延伸至贮存井墙体。经过贮存井墙体后, 损伤程度

明显减小, 因此燃料贮存区的损伤并不严重。正是由于贮存井墙体延伸段承受了很大的压缩载荷, 限制了外墙在撞击中的变形, 大幅降低了外墙的损伤程度。

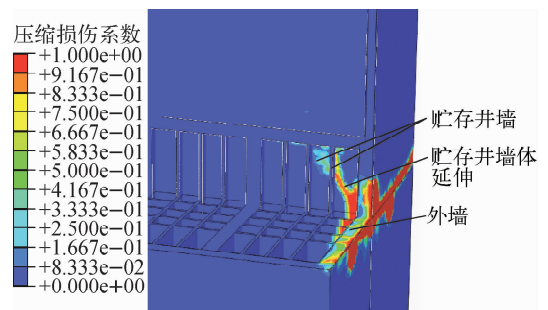


图6 0.23 s 时刻外墙及贮存井墙体的压缩损伤系数

Fig. 6 Compressive damage coefficient in external wall and wall of storage silo at 0.23 s

2.2 乏燃料厂房结构完整性评价

IAEA 将超设计基准事故分为有限损坏 (DEE1) 与严重损坏 (DEE2) 两个级别^[17]。对于 DEE1, 反应堆应保证安全停堆、余热载出、包容与限制 3 个基本安全功能, 局部非弹性变形和结构的整体破坏可被接受。采用 IAEA 针对 DEE1 提出的结构失效准则评价乏燃料厂房损伤程度, 混凝土的压缩应变小于 0.005, 钢筋的拉应变小于 0.05。对于混凝土的拉伸损伤并未作出限制, 只要混凝土的拉力被传递到钢筋, 且钢筋的应变未超过极限, 拉伸破坏就可被接受。另外根据 NRC 的要求^[1], 混凝土的剪应变应小于 0.005。

考虑到厂房最大程度的破坏出现在 0.23 s 左右(图 5), 因此对该时刻混凝土的压缩应变、

等效塑性应变和钢筋的拉伸应变进行分析与评价。图 7 示出厂房与飞机接触一侧墙体正面与最大损伤处横剖面的混凝土压缩应变, 高亮部分超过限值 0.005。正面破坏严重的区域为机身、发动机直接撞击局部, 以及正面与侧面连接处的墙角。墙体背面除了在与贮存井连接处存在小的局部应力集中现象外, 总体区域的压缩应变小于限值, 压缩损伤控制在许用范围内。

图 8 示出厂房撞击正面的混凝土等效塑性应变, 并给出 a、b 两个位置的剖视, 图 8 中高亮部分超过限值 0.005。与压缩损伤情形类似, 机身与飞机两个发动机撞击处损伤最显著, 机身处应变超过限值的混凝土厚度为 0.6 m, 发动机处约为 0.7 m。厂房背面塑性应变全部小于限值, 结构保持完好。

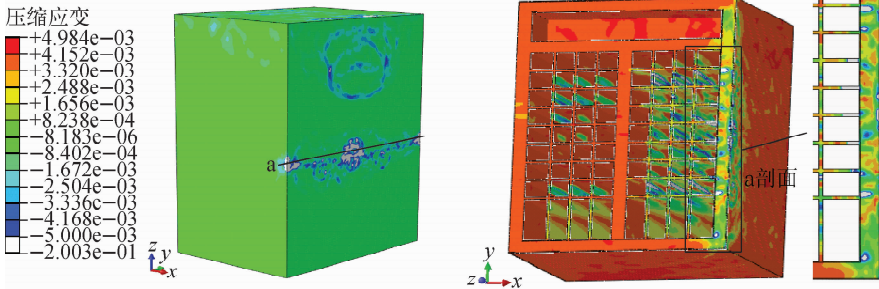


图 7 0.23 s 时刻乏燃料厂房混凝土的压缩应变

Fig. 7 Compressive strain in concrete of spent fuel storage building at 0.23 s

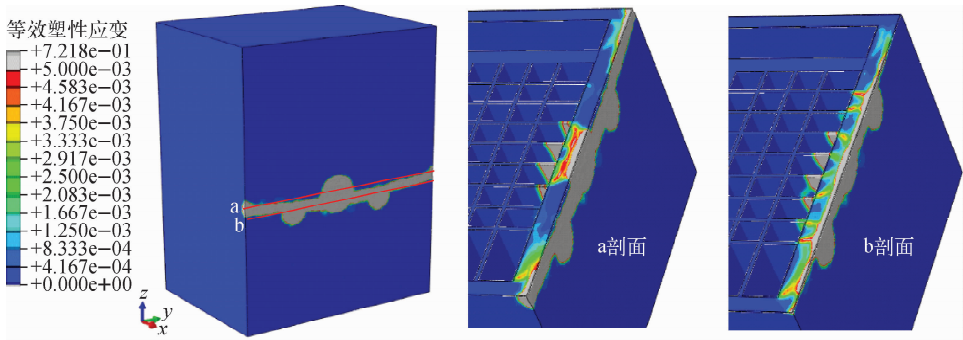


图 8 0.23 s 时刻乏燃料厂房混凝土的等效塑性应变

Fig. 8 Equivalent plastic strain in concrete of spent fuel storage building at 0.23 s

为对拉伸破坏进行评估, 需校核钢筋的拉伸应变, 如图 9 所示, 厂房左右墙角处的外侧钢筋因应力集中而在局部超出限值, 其余位置钢筋的拉伸应变远小于限值, 结构的拉伸破坏可接受。

厂房在受到飞机撞击后, 厂房外墙在撞击区域出现局部失效, 包括前表面的压毁和后表面的局部碎甲, 在混凝土表面出现拉伸裂纹。但厂房外墙未出现贯穿, 未发生坍塌与倾覆, 整体结构的完整性得到保证。乏燃料贮存井墙体

未出现明显损伤,保证了对乏燃料的有效包容和保护功能,满足 DEE1 的许用准则^[17]。

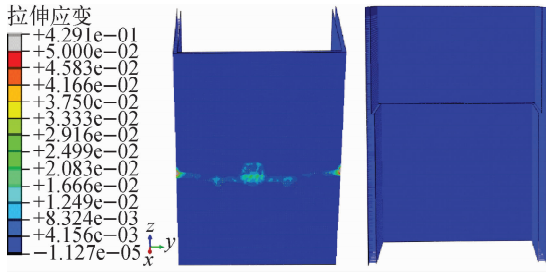


图9 0.23 s时刻乏燃料厂房钢筋的拉伸应变

Fig. 9 Tensile strain in reinforcement of spent fuel storage building at 0.23 s

3 厂房结构对抗飞机撞击性能的影响

3.1 内部结构的影响

乏燃料贮存井对厂房外墙具有支撑作用,为进一步评估其作用,图 10、11 示出无井厂房的损伤结果。撞击局部出现了严重的损伤,等效塑性应变云图(图 11)显示,撞击高度的外墙混凝土已全部失效。除此之外,上层乏燃料操作间及厂房底部均出现大面积的拉伸裂纹。撞击点处的最大位移达到 0.82 m。与含井厂房的计算结果(图 6)相比,损伤程度出现显著变化,表明贮存井墙体及其延伸段对外墙的有效支撑作用。

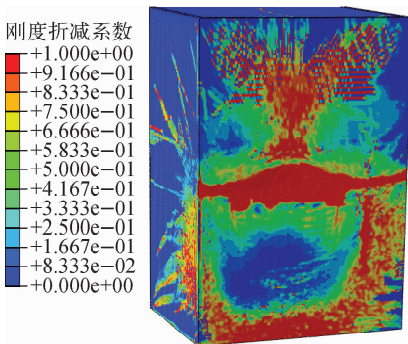


图10 0.23 s时刻无井厂房的刚度折减系数

Fig. 10 Stiffness degradation coefficient of no-silo spent fuel storage building at 0.23 s

对于此类建筑结构,内部墙体楼板等结构可在飞机撞击中承受很大的压缩载荷,对外墙起到重要的支撑作用,避免外墙在撞击中产生

大损伤与大变形。在核电厂构筑物的设计中,适当增加内部支撑结构可明显提高结构的抗飞机撞击性能。

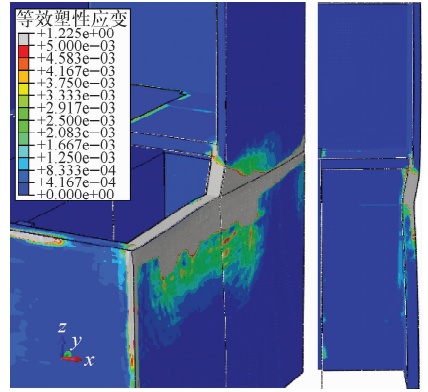


图11 0.23 s时刻无井厂房混凝土等效塑性应变

Fig. 11 Equivalent plastic strain in concrete of no-silo spent fuel storage building at 0.23 s

3.2 厂房外形的影响

图 12、13 示出圆柱形安全壳结构在飞机撞击下的刚度折减系数及等效塑性应变。图 12、13 中显示的 0.25 s 是安全壳损伤最严重的时刻,此时撞击载荷对周围墙体产生很大的弯曲载荷,引起外表面的拉伸裂纹。与方形无井厂

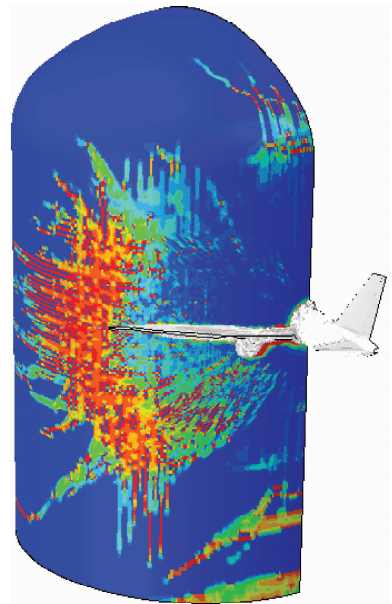


图12 0.25 s时刻安全壳的刚度折减系数

Fig. 12 Stiffness degradation coefficient of containment at 0.25 s

房相比,安全壳裂纹扩展范围较大、损伤分布较为均匀。撞击局部发生失效的混凝土厚度为0.6 m,未发生穿孔,局部损伤程度显著小于方形厂房。图14示出圆柱形安全壳及方形厂房撞击点的位移时程曲线,安全壳最大位移为0.2 m,远小于方形厂房。根据以上结果可知,与平板结构相比,圆柱形壳体结构在撞击载荷下的受力状态较好,载荷均匀地向周围传递,有效降低了撞击点处的损伤和位移。虽然裂纹扩展范围较大,但仅在安全壳外表面出现一定的拉伸裂纹,裂纹深度较浅,对安全壳强度的影响有限。

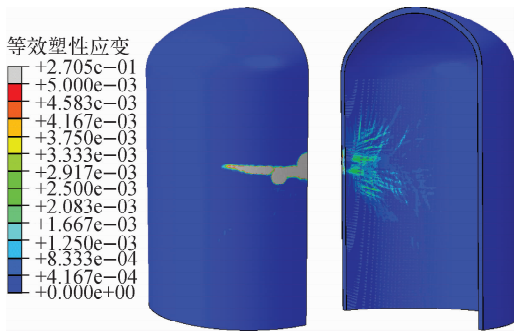


图13 0.25 s时刻安全壳混凝土的等效塑性应变
Fig. 13 Equivalent plastic strain in concrete of containment at 0.25 s

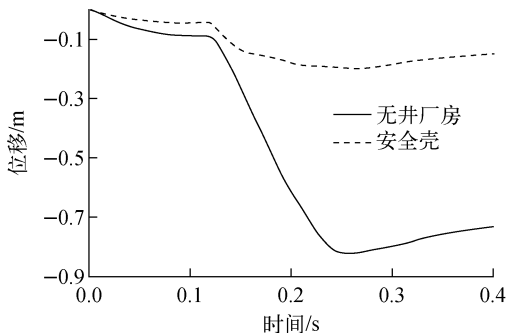


图14 方形厂房与圆柱形安全壳的撞击位置单元的位移时程曲线
Fig. 14 Displacement-time history curve of impact position node for square workshop and cylindrical containment

以上分析表明,在相同的撞击条件下,圆柱形安全壳的结构损伤远小于方形的乏燃料厂房,在抗飞机撞击性能方面具有显著优势。在核电厂厂房外形设计中,应尽可能引入拱形结

构以提高飞机撞击载荷下的承载力。

4 结论

本文采用直接耦合法对典型模块式高温气冷堆干式贮存乏燃料厂房结构承受典型商用飞机撞击的过程进行有限元数值模拟,得到以下结论。

1) 飞机直接撞击乏燃料贮存区时,机身与两侧发动机直接撞击处产生可接受的局部破坏,但厂房外墙未发生贯穿,整体结构完整性得到保证。乏燃料贮存井在撞击过程中对厂房起到重要的支撑作用,确保乏燃料贮存区外墙未出现较大的损伤与变形。

2) 厂房的内部结构与外形对抗飞机撞击性能有显著影响。在核电厂构筑物设计中,适当增加内部墙体及楼板等支撑结构、引入拱形的外部结构均可显著提高结构的抗飞机撞击性能。

参考文献:

[1] NRC. Methodology for performing aircraft impact assessments for new plant designs, NEI07-13[R]. Washington D. C.: ERIN Engineering & Research, Inc., 2011.

[2] IAEA. Safety standard series: External events excluding earthquakes in the design of nuclear power plants; Safety Guide No. NS-G-1.5[S]. Vienna: IAEA Publishing Section, 2003.

[3] 国家核安全局. HAF 102-2016 核动力厂设计安全规定[S]. 北京:中国标准出版社,2016.

[4] 刘晶波,韩鹏飞,林丽,等. 飞机撞击建(构)筑物研究进展[J]. 爆炸与冲击, 2016, 36(2): 269-278.

LIU Jingbo, HAN Pengfei, LIN Li, et al. Research progress of buildings and structures subjected to aircraft impact[J]. Explosion and Shock Waves, 2016, 36(2): 269-278(in Chinese).

[5] JIANG H, CHORZEPA M G. Aircraft impact analysis of nuclear safety-related concrete structures: A review[J]. Engineering Failure Analysis, 2014, 46: 118-133.

[6] 方秦,吴昊,张涛. 核电站在大型商用客机撞击下损伤破坏研究进展[J]. 建筑结构学报, 2019(5):1-27.

FANG Qin, WU Hao, ZHANG Tao. State of

- the art for damage and failure of nuclear power plant under large commercial aircraft impact[J]. *Journal of Building Structures*, 2019(5): 1-27(in Chinese)
- [7] ZHANG Z, DONG Y, LI F, et al. The Shandong Shidao Bay 200 MWe High-temperature Gas-cooled Reactor Pebble-Bed Module (HTR-PM) demonstration power plant: An engineering and technological innovation[J]. *Engineering*, 2016, 2(1): 112-118.
- [8] WANG B, WU B, UDDIN R, et al. Development of a thermal-hydraulic analysis code TACDS for spent fuel dry-storage system for high-temperature pebble bed reactor[J]. *Journal of Nuclear Science and Technology*, 2018, 55(3): 301-318.
- [9] KARIM M R, FATT M S. Impact of the Boeing 767 aircraft into the World Trade Center[J]. *Journal of Engineering Mechanics*, 2005, 131(10): 1 066-1 072.
- [10] 中华人民共和国住房和城乡建设部. GB 50010—2010 混凝土结构设计规范[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2015.
- [11] HAO Y, HAO H, ZHANG X H. Numerical analysis of concrete material properties at high strain rate under direct tension[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2012, 39(1): 51-62.
- [12] CEB-FIP. FIP model code: MC2010[S]. London: Thomas Telford Publishing, 2010.
- [13] JOHNSON G R, COOK W H. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures[J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 1985, 21(1): 31-48.
- [14] 林丽, 陆新征, 韩鹏飞, 等. 大型商用飞机撞击刚性墙及核电屏蔽厂房的撞击力分析[J]. *振动与冲击*, 2015, 34(9): 158-163.
LIN Li, LU Xinzhen, HAN Pengfei, et al. Analysis of impact force of large commercial aircraft on rigid wall and nuclear power plant containment[J]. *Explosion and Shock Waves*, 2015, 34(9): 158-163(in Chinese)
- [15] RIERA J D. On the stress analysis of structures subjected to aircraft impact forces[J]. *Nuclear Engineering and Design*, 1968, 8(4): 415-426.
- [16] JEON S, JIN B, KIM Y. Assessment of the fire resistance of a nuclear power plant subjected to a large commercial aircraft crash[J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2012, 247: 11-22.
- [17] IAEA. Safety aspects of nuclear power plants in human induced external events assessment of structures, Safety Reports Series No. 87[R]. Vienna: IAEA Publishing Section, 2018.