

DOI: 10.11883/bzycj-2019-0151

AP1000 屏蔽厂房在接触爆炸荷载作用下的非线性动力分析*

陈健云^{1,2}, 曹翔宇², 徐 强^{1,2}, 李 静²

(1. 大连理工大学海岸与近海工程国家重点实验室, 辽宁 大连 116024;

2. 大连理工大学工程抗震研究所, 辽宁 大连 116024)

摘要: 屏蔽厂房是 AP1000 核岛厂房的第一层外部防线, 确保屏蔽厂房在服役期间遭受爆炸冲击荷载作用下的安全性和完整性, 十分重要。本文中, 采用欧拉-拉格朗日算法 (coupled Euler-Lagrange, CEL), 对炸药在屏蔽厂房 20 种不同起爆部位作用下的动态破坏特征进行了研究, 以结构贯穿破坏的损伤质量作为损伤程度的判别依据, 着重探讨在不同起爆位置作用下结构的压力和损伤演化特性。研究表明: 在接触爆炸荷载作用下, 厂房在起爆点附近发生局部破坏; 在相同高度下, 环向不同角度起爆所引起的损伤程度差异较小, 不同高度起爆的损伤程度差异较大。通过压力和损伤的演化分析, 确定了屏蔽厂房最不利抗爆部位, 对厂房不同部位的配筋策略提出建议。结论可为制定屏蔽厂房在爆炸冲击荷载作用下的安全防护措施提供参考依据。

关键词: AP1000 屏蔽厂房; CEL 算法; 接触爆炸; 损伤特性; 动力响应; 配筋策略

中图分类号: O389 国标学科代码: 13035 文献标志码: A

Dynamic responses of AP1000 reinforced concrete shield building subjected to contact explosion

CHEN Jianyun^{1,2}, CAO Xiangyu², XU Qiang^{1,2}, LI Jing²

(1. State Key Laboratory of Coastal and Offshore Engineering, Dalian University of Technology,

Dalian 116024, Liaoning, China;

2. Institute of Earthquake Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, Liaoning, China)

Abstract: The reinforced concrete (RC) shield building is the first external defense layer of AP1000 structure. Therefore, the safety and integrity must be ensured during the plant life in any conditions such as the blast loading. In this study, the coupled Euler-Lagrange (CEL) method was used to numerically simulate the fluid and structure interaction (FSI) between air and AP1000 RC shield building. The dynamic response analysis of the 20 contact explosion positions of the shield building under explosive loads were carried out, and the damage mass was used to evaluate the damage. The evolution mechanism of pressure and damage mode were discussed. The numerical results clearly show that, under the contact explosive loads, the RC shield building has the local damage near the explosive point. The damage degree at the same height but with different circumferential angle are similar, while those in the same circumferential angle with different height are different. In addition, through analyzing the pressure and damage evolution, the strategy of the different parts of the plant reinforcement was proposed. These results might be helpful to understand the behaviors and characteristics of the AP1000 RC shield building under contact explosion and provide valuable references in design and engineering practice.

* 收稿日期: 2019-04-23; 修回日期: 2019-11-11

基金项目: 十三五国家重点研发专项(2017YFC0404906); 辽宁省教育厅重点实验室基础研究(LZ2015022)

第一作者: 陈健云(1968—), 男, 博士, 教授, chenjydg@dlut.edu.cn

通信作者: 徐 强(1982—), 男, 博士, 副教授, xuqiang528826@dlut.edu.cn

Keywords: AP1000 RC shield building; CEL method; contact explosion; damage characteristic; dynamic responses; reinforcement strategy

恶意行径导致的土木工程灾害,越来越频繁。据统计资料显示,2005年至今,印尼、泰国、巴基斯坦、俄罗斯等国家接连发生的恐怖爆炸事件,造成了大量的人员伤亡和财产损失,其爆炸方式主要有直接命中爆炸、近空爆炸和间接爆炸等。而核电结构由爆炸可能引起的核泄漏将产生更严重的后果。目前,AP1000核岛厂房是世界上最先进的第三代核电技术^[1],相较第二代厂房新增的屏蔽结构成为核厂房的第一层外部防线。研究它在爆炸荷载作用下的动力响应、破坏模式及抗爆性能,能为核厂房的安全评估和提高其抗冲击能力措施的制定提供理论依据,具有重要的军事价值和社会政治意义。

爆炸的物理传播过程极其复杂,由爆炸荷载引起的结构动力响应更复杂。很多学者对爆炸冲击波的传播演化规律和不同结构遭受爆炸冲击荷载时的动力响应进行了研究。Rogers等^[2]、Baker^[3]、Karpp等^[4]研究了爆炸冲击波在框架结构、空气、薄壁壳结构中的传播规律。Hashemi等^[5]、Tang等^[6]对桥梁结构在不同比例距离和不同炸药量爆炸荷载作用下的动力行为和最不利损伤部位进行了探讨;Kelliher等^[7]、Feng等^[8]对高层建筑在爆炸荷载作用下的动力响应和鲁棒性进行了研究;Chen等^[9]、Zhang等^[10]对混凝土重力坝在不同部位、不同介质中爆炸荷载作用下的损伤演化机理进行了研究,探寻最不利爆炸部位。而核岛厂房的兴起发展时间较其他结构晚,因此对新型核岛厂房在爆炸荷载作用下的研究不足。由于核岛厂房模型试验的花费巨大、数据采集困难等,使核岛厂房模型试验的发展有很大的局限性。而随着计算机的发展,对核岛厂房爆炸试验的研究开始从模型试验向数值模拟发展。因此,建立精细的新型核岛厂房数值模型,进行爆炸荷载作用下的动力响应分析,十分必要。

目前,在核电领域,王天运等^[11]根据核电站安全壳的结构形式,采用流固耦合算法,对它在爆炸荷载作用下的动力响应进行了数值模拟,得出了造成安全壳破损的最小安全距离和爆炸当量;Pandey等^[12]研究了安全壳在遭受外部不同距离爆炸时的非线性响应;Bao等^[13]用LS-DYNA非线性有限元软件,模拟了钢筋混凝土在近距离冲击荷载下的残余强度;Cao等^[14]对曲面板在冲击荷载下的动力响应进行了讨论,并对核电结构在冲击荷载下的损伤程度和损伤区域进行了预测;赵春风等^[15]采用流固耦合算法,对钢筋混凝土安全壳在内爆作用下的动力响应进行了数值模拟,证明在比例距离为 $3.258\text{ m/kg}^{1/3}$ 、爆源距基底 48 m 的内爆作用下,数值模拟能保持较好的精度。综上所述,流固耦合技术日益成熟,可用于爆炸领域的研究。

但是,以前研究多集中于探讨安全壳在内部爆炸荷载作用下的动力响应,在研究外爆冲击时,均忽略了设备开口引起的结构非对称性的影响,对于新型核岛机型AP1000屏蔽厂房的抗爆能力的研究还处于空白。本文中,采用非线性动力有限元软件AUTODYN,通过炸板实验验证数值算法的可靠性,对屏蔽厂房在不同起爆位置接触爆炸荷载下的动力响应进行研究,探究最不利起爆部位,对厂房的动力响应、失效行为和损伤特性进行分析,并提出一种新的配筋方案来增强结构的抗爆能力。

1 状态方程和材料参数

钢筋和混凝土材料在爆炸作用下,会经历高达 $10\sim 10^6\text{ s}^{-1}$ 的应变率^[16]。在这种高应变率情况下,钢筋的强度能够提高50%,混凝土的抗压强度能够提高100%。同时,Batra等^[17]、Kalthoff等^[18-19]、Needleman等^[20]、Ravi-Chandar^[21]发现很多材料在高速荷载作用下形成了延展性剪切破坏。因此,本文中,同时考虑钢筋和混凝土在冲击荷载作用下的高应变率效应。

1.1 炸药

TNT炸药采用标准JWL状态方程描述:

$$p = A \left(1 - \frac{\omega}{R_1 V} \right) e^{-R_1 V} + B \left(1 - \frac{\omega}{R_2 V} \right) e^{-R_2 V} + \frac{\omega E}{V} \quad (1)$$

式中: p 为压力, V 为相对体积, E 为体积内能, A 、 B 、 R_1 、 R_2 、 ω 为常数。

炸药的材料参数分别为^[22]: $\rho=1\ 630\ \text{kg/m}^3$, $A=371.2\ \text{MPa}$, $B=32.3\ \text{MPa}$, $R_1=4.15$, $R_2=0.95$, $\omega=0.3$, $E=8.9\ \text{GJ/m}^3$ 。

1.2 空气

空气采用理想气体状态方程描述:

$$p = C_0 + C_1\mu + C_2\mu^2 + C_3\mu^3 + (C_4 + C_5\mu + C_6\mu^2)E \quad (2)$$

式中: C_0 、 C_1 、 C_2 、 C_3 、 C_4 、 C_5 、 C_6 均为材料参数, E 为初始体积内能。

空气的材料参数分别为^[22]: $C_0=C_1=C_2=C_3=0$, $C_4=C_5=0.4$, $C_6=0$, $E=2.5\ \text{MJ/m}^3$, $\rho=1.225\ \text{kg/m}^3$ 。

1.3 混凝土

在侵蚀和爆炸荷载作用下,混凝土具有大变形、高应变率 and 高压行为。为此, Riedel 等^[23]提出了 RHT 混凝土本构模型,包括强度模型和损伤模型,通常与 p - α 状态方程一起使用。

RHT 的强度模型分为三个阶段,即弹性阶段(等效应力 $\bar{\sigma} \leq \sigma_e$)、线性强化阶段($\sigma_e \leq \bar{\sigma} \leq \sigma_f$)和损伤软化阶段,如图 1 所示。在材料的损伤软化过程中,屈服应力随着材料损伤的增加而降低,最终降至残余应力 σ_r 。失效应力 σ_f 、弹性极限应力 σ_e 和残余应力 σ_r 由当前的应力、偏应力和应变率决定。RHT 本构通过引入三个极限面,即屈服面、失效面和残余强度面,分别描述了混凝土的初始屈服强度、失效强度及残余强度的变化规律。

失效面由标准化静水压力 p^* 、Lode 角 θ 和应变速率 $\dot{\varepsilon}$ 共同表达:

$$Y_{\text{fail}}(p^*, \theta, \dot{\varepsilon}) = Y_c(p^*) R_3(\theta) f_{\text{di}}(\dot{\varepsilon}) \quad (3)$$

$$Y_c(p^*) = f'_c A_f (p^* - p_{\text{spall}}^* f_{\text{di}}(\dot{\varepsilon}))^N \quad (4)$$

式中: $Y_{\text{fail}}(p^*, \theta, \dot{\varepsilon})$ 为失效面函数, $Y_c(p^*)$ 、 $R_3(\theta)$ 和 $f_{\text{di}}(\dot{\varepsilon})$ 分别为压力相关项、Lode 角相关项和应变率函数。 $p^* = p/f'_c$ 、 $p_{\text{spall}}^* = f_i/f'_c$ 分别为标准静水压力和用单轴压缩强度 f'_c 归一化的标准层裂强度, p 为实际静水压力, θ 、 $\dot{\varepsilon}$ 分别为 Lode 角和应变率, f'_c 为归一化的标准压力, A_f 和 N 分别为失效面常数和失效面指数。 $R_3(\theta)$ 为 Lode 角的相关函数,可以由下式表示:

$$R_3(\theta) = \frac{2(1 - Q_2^2)\cos\theta + (2Q_2 - 1)\sqrt{4(1 - Q_2^2)\cos^2\theta + 5Q_2^2 - 4Q_2}}{4(1 - Q_2^2)\cos^2\theta + (1 - 2Q_2)^2} \quad (5)$$

$$Q_2 = Q_0 + B_Q p^* \quad 0.51 \leq Q_2 \leq 1.0 \quad (6)$$

$$\theta = \frac{1}{3} \arccos\left(\frac{3\sqrt{3}J_3}{2J_2^{1/2}}\right) \quad 0 \leq \theta \leq \frac{\pi}{3} \quad (7)$$

式中: Q_0 为材料的初试拉压强度比, B_Q 为过度因子, J_2 、 J_3 为偏应力张量的第二、第三不变量。对于混凝土的动态抗拉强度, Malvar 等^[16]研究了大量的试验数据,并提出了 $f_{\text{di}}(\dot{\varepsilon})$ 为:

$$f_{\text{di}}(\dot{\varepsilon}) = \frac{f_{\text{id}}}{f_0} = \begin{cases} (\dot{\varepsilon}/\dot{\varepsilon}_0)^\gamma & \dot{\varepsilon} \leq 1\ \text{s}^{-1} \\ \beta(\dot{\varepsilon}/\dot{\varepsilon}_0)^{1/3} & \dot{\varepsilon} > 1\ \text{s}^{-1} \end{cases} \quad (8)$$

式中: f_{id} 为应变率为 $\dot{\varepsilon}$ 时的动力抗拉强度, f_0 为应变率为 $\dot{\varepsilon}_0$ 时的静力抗拉强度, $\dot{\varepsilon}_0 = 3.0 \times 10^{-6}\ \text{s}^{-1}$ 。其中, $\log\beta = 6\gamma - 2$, $\gamma = 1/(1 + 8f_c/f_{c0})$, f_c 是混凝土的静态单轴抗压强度, $f_{c0} = 10\ \text{MPa}$ 。

对于混凝土的动态抗压强度,有:

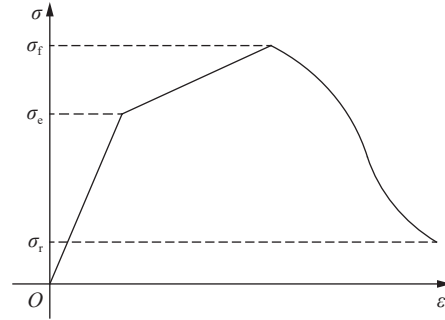


图 1 RHT 本构应力应变曲线
Fig. 1 Stress-strain curve of RHT constitutive model

$$f_{\text{dic}}(\dot{\varepsilon}) = \frac{f_{\text{cd}}}{f_{\text{c0}}} = \begin{cases} (\dot{\varepsilon}/\dot{\varepsilon}_{\text{c0}})^{1.026\zeta} & \dot{\varepsilon} \leq 30 \text{ s}^{-1} \\ \delta(\dot{\varepsilon}/\dot{\varepsilon}_{\text{c0}})^{1/3} & \dot{\varepsilon} > 30 \text{ s}^{-1} \end{cases} \quad (9)$$

式中: f_{cd} 为应变率为 $\dot{\varepsilon}$ 时的动力抗压强度, f_{c0} 为应变率为 $\dot{\varepsilon}_{\text{c0}}$ 时的静力抗压强度, $\dot{\varepsilon}_{\text{c0}} = 30 \times 10^{-6} \text{ s}^{-1}$ 。其中, $\log \delta = 6.156\zeta - 0.49$, $\zeta = (5 + 3f_{\text{cu}})^{-1}$, f_{cu} 为混凝土的静力抗压强度。

RHT 本构通过引入损伤变量 D_a 描述残余失效面:

$$D_a = \sum \frac{\Delta \varepsilon_p}{\varepsilon_p^{\text{fail}}} \quad (10)$$

$$\varepsilon_p^{\text{fail}} = D_1(p^* - p_{\text{spall}}^*)^{D_2} \geq \varepsilon_f^{\text{min}} \quad (11)$$

式中: $\Delta \varepsilon_p$ 为塑性应变, $\varepsilon_p^{\text{fail}}$ 为失效应变, D_1 和 D_2 为损伤常数, $\varepsilon_f^{\text{min}}$ 为最小失效应变。Hulatt 等^[24]指出, 在辐射防护领域, 使用重混凝土可以有效地屏蔽各种射线对环境的影响。因此, 在核岛研究中, 混凝土密度一般大于 2500 kg/m^3 。

混凝土 RHT 本构模型的材料参数分别为: 密度 2750 kg/m^3 , 泊松比 0.167, 过度因子 1.220, 参考温度 300 K, 比热 $654 \text{ J/(kg}\cdot\text{K)}$, 损伤因子 $D_1 = 0.040$, 损伤因子 $D_2 = 1.000$, 最小失效应变 0.001, 弹性强度/抗拉强度 = 0.700, 弹性强度/抗压强度 = 0.530, 侵蚀应变 0.002, 剪切模量 16.700 GPa , 抗压强度 40.000 MPa , 抗拉强度/抗压强度 = 0.100, 抗剪强度/抗压强度 = 0.180, 完整失效面常数 $A_f = 1.920$, 完整失效面指数 0.760, 子午线比率 0.690, 断裂强度常数 0.700, 断裂强度指数 0.800, 压缩应变率 0.032, 拉伸应变率 0.036。

1.4 钢筋

钢筋采用 Johnson-Cook 材料模型, 该模型适合描述材料承受大应变、高应变率和高温下的强度性能, 这些性能可能出现在由于高速碰撞或者炸药爆炸引起的强烈冲击荷载问题中。在爆炸荷载作用下, 热传导时间远大于爆轰持续时间, 且由于变形热导致的温升不大, 材料出现强化继而接近失效时, 应力减小的幅度较小, 所以温度软化效应不明显。材料的屈服和硬化模型为:

$$\sigma = (A' + B' \varepsilon_p^n) [1 + C' \ln(\dot{\varepsilon}_p / \dot{\varepsilon}_0)] \quad (12)$$

式中: ε_p 为等效塑性应变, $\dot{\varepsilon}_p$ 为等效塑性应变率, $\dot{\varepsilon}_0$ 为参考塑性应变率, A' 为材料的屈服强度, $B' \varepsilon_p^n$ 为对材料强化段的描述, C' 为应变率敏感因数。

钢筋材料参数分别为^[25]: 密度 7830 kg/m^3 , $E' = 200 \text{ MPa}$, $\mu = 0.28$, $A' = 300 \text{ MPa}$, $B' = 384 \text{ MPa}$, $n = 0.26$, $C' = 0.014$, $\dot{\varepsilon}_0 = 1 \text{ s}^{-1}$, 失效应变 0.1。

2 CEL 算法和模型验证

2.1 CEL 算法

爆炸问题的计算, 一般采用拉格朗日 (Lagrange) 算法和欧拉 (Euler) 算法。在 Lagrange 算法中, 材料附在网格上, 可以追踪每个质量点的运动, 所以网格和材料一起变形, 因而这种算法适用于追踪小变形、大位移的材料运动, 即容易确定时间历程、材料和结构界面及其内部的应力应变状态, 且与其他算法相比计算速度较快, 可以较好模拟固体材料行为。在 Euler 算法中, 自由界面和材料的交界面通过固定的欧拉网格表达, 材料可通过固定的网格边界流进流出, 所以大变形或有流动的情形不会导致网格畸变, 适合描述液体和气体的行为, 但由于必须采用复杂的算法追踪材料的运动, 计算效率较低下。在数值模拟流固耦合及大变形的问題时, 可将欧拉单元和拉格朗日单元耦合以发挥两种算法的优势, 即耦合的欧拉-拉格朗日 (coupled Euler-Lagrange, CEL) 算法^[26-27]。本文中, 采用 Lagrange 算法模拟钢筋混凝土板, 采用 Euler 算法模拟炸药和空气。

2.2 模型验证

由于核电屏蔽厂房结构的复杂性、大型化、数据信息采集的难度和误差大, 在现有条件下很难进行物理实验, 并且实验具有一定的局限性, 所以目前的研究多通过数值计算对结构进行爆炸动力响应分

析。为了验证分析屏蔽厂房在爆炸作用下动力响应及抗爆措施的数值模型能否有效重演破坏现象, 本文中对 Li 等^[28] 的钢筋混凝土接触爆炸试验进行数值计算。

运用 AUTODYN 软件, 采用 CEL 算法, 严格参照实验条件, 通过分离式配筋建立三维钢筋混凝土板模型。图 2 为混凝土板爆炸冲击试验的现场安装和布置图, 比冲击试验, 取炸药量为 0.1 kg, 钢筋混凝土板尺寸为 2 000 mm×800 mm×120 mm, 板用 9 ϕ 12 mm 的纵向钢筋和 11 ϕ 8 mm@200 mm 的箍筋加固。将 0.1 kg 的 TNT 炸药放置在板的表面上。先用起重机将钢筋混凝土板放在平台上, 再用角钢夹板将板的两端用螺栓固定。图 3 为全尺寸的三维数值模型, 采用分离式配筋方法建立钢筋混凝土板。采用 CEL 算法, 混凝土、钢筋采用 Lagrange 网格, 空气、炸药采用 Euler 网格。其中, 炸药直径 $d=40$ mm, 高度 $h=46$ mm。混凝土板和钢筋网格大小均为 5 mm, 单元数量分别为 3 938 221 个和 5 200 个。与炸药接触的表面为迎爆面, 相对的表面为背爆面。



图 2 钢筋混凝土板

Fig. 2 Reinforced concrete slab

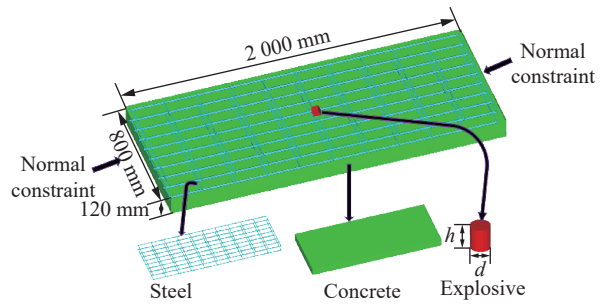
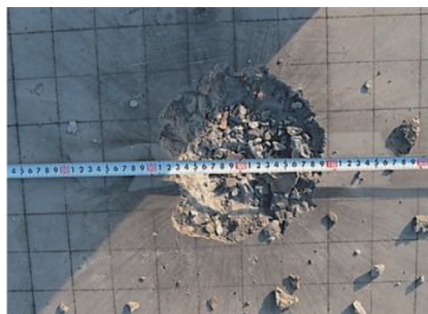


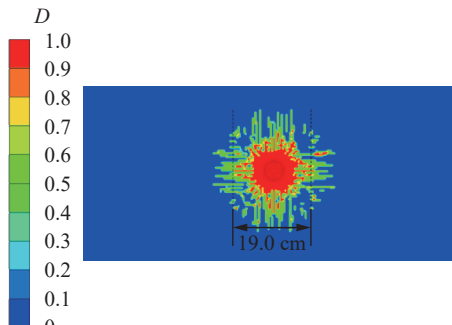
图 3 三维数值模型

Fig. 3 Three-dimensional numerical model

图 4 为钢筋混凝土板迎爆面和背爆面的实验现象和数值模型的计算结果, 损伤值由 0(蓝: 从未损坏)到 1(红: 完全损坏)逐渐增大。试验结果表明, 在迎爆面有许多径向裂纹和环向裂纹, 在背爆面有混



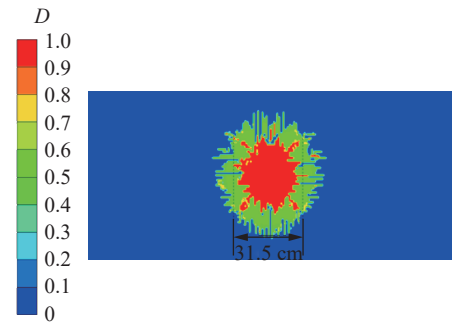
(a) Experiment, upper side, $d_c=20$ cm



(b) Numerical, upper side, $d_c=19.0$ cm



(c) Experiment, bottom side, $d_c=33$ cm



(d) Numerical, bottom side, $d_c=31.5$ cm

图 4 炸药起爆冲击作用下钢筋混凝土板的试验和数值结果

Fig. 4 Experimental and numerical results of reinforce concrete slab under explosion

凝土脱落。这是混凝土剥落和穿孔破坏的典型结果,因为在接触爆炸荷载作用下,迎爆面主要产生剪切破坏,背爆面主要产生弯曲破坏。通过测量,混凝土爆坑直径为 20 cm,剥落直径为 33 cm。由于混凝土材料具有较大的抗压能力和较弱的抗拉能力,因此背爆面的损伤大于迎爆面的损伤。数值结果与试验结果保持高度的一致性。混凝土爆坑和剥落的直径分别为 19 和 31.5 cm,数值计算结果的混凝土爆坑和剥落直径误差分别为 5% 和 4.5%。比较结果说明,钢筋混凝土板在接触爆炸荷载作用下的动力响应数值模拟的方式研究是可行的。文献 [29-31] 中验证了这种数值方法也适用于曲壳,但在以往的研究中,还没有清楚地解释结构曲率对冲击载荷下结构损伤程度的影响。因此,本文采用的数值模型和 CEL 算法能够有效地再现 AP1000 核岛厂房在爆炸冲击荷载作用下的失效过程。

3 非线性动力响应分析

3.1 数值模型建立

核岛厂房由屏蔽厂房、安全壳结构和辅助厂房构成。屏蔽厂房作为核厂房的第一道外部防线,是本文主要的研究对象。图 5(a) 为 AP1000 型核岛厂房的构成。屏蔽厂房半径 22.1 m,壁厚 0.92 m,整体高度 82.95 m。采用分离式配筋建立精细化的三维数值模型。空气模型的尺寸为 50 m×50 m×83 m,可以完全包裹住核电厂房。在爆炸荷载作用下,屏蔽厂房的破坏往往在很短的时间发生,因此暂不考虑地基与厂房之间的相互作用及地基能量反射的影响,假设它坐落在刚性基础上,因此核岛厂房的底部施加全约束。此外,为了防止爆炸冲击波产生的能量在有限元模型空气的边界处产生折射、反射等现象,在空气模型的四周施加了流出边界条件模拟辐射条件。采用 CEL 算法,混凝土、钢筋采用 Lagrange 网格,空气、炸药采用 Euler 网格,数值计算模型如图 5(b) 所示。

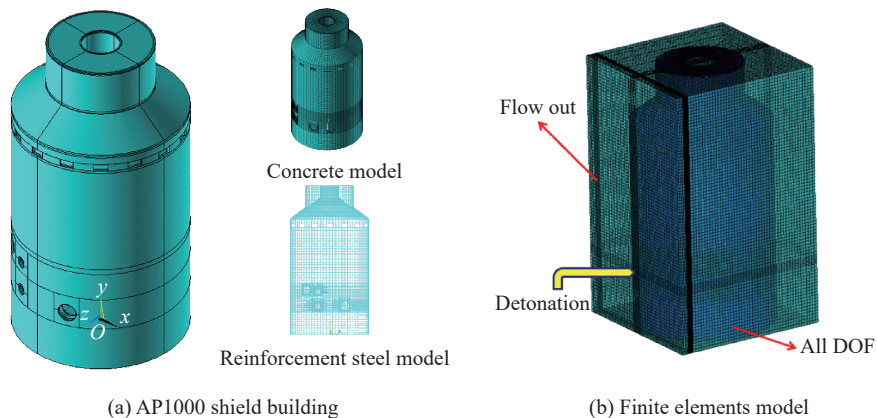


图 5 AP1000 核岛厂房有限元模型

Fig. 5 Finite element model of AP1000 nuclear power plant

钢筋混凝土承受动力荷载时,他们之间的黏结滑移现象明显且不能忽略,因此运用 AUTODYN 的滑动接触模型对他们之间的黏结滑移进行模拟。也就是说,在一定的黏结力限制内,钢筋随着混凝土的变形而变形,且黏结力与变形成正比关系。当黏结力超过这个限制时,钢筋与混凝土即会分离。钢筋与混凝土的最大黏结力取为 18 MPa。

3.2 网格敏感性分析

在爆炸冲击波传播及其与结构发生相互作用时,数值模拟的精度在很大程度上取决于结构网格尺寸。因此,在数值模拟前,有必要进行网格尺寸的收敛性分析。对结构网格采取 300、500、800 mm 三种方式进行剖分,用模态分析对结果进行对比。由表 1 可以看到,500、800 mm 网格相较于 300 mm 网格的一阶模态相差 1.1% 和 1.6%,差别微乎其微。为了进一步说明网格尺寸的合理性,验证爆炸荷载起爆后到达目标点的超压峰值对网格的敏感度。图 6 为三种网格尺寸下,在位置 I-1 起爆时,目标点(测点 5)

的超压曲线。由图 6 可以看出, 500、800 mm 网格较 300 mm 网格的超压峰值最大值相差 0.9% 和 6.3%, 超压最大值到达时间分别晚 0.125 和 0.625 s。因此, 在设备孔、空气孔和爆源附近等容易产生应力集中的区域划分 300 mm 网格, 其他区域采用 500 mm 网格, 在提高计算效率的同时, 可以达到足够的计算精度要求。

3.3 爆源位置和测点

考虑屏蔽厂房受爆炸冲击荷载作用位置的随机性和厂房结构本身的非对称性, 对爆源位置处于不同轴向高度和环向角度, 进行了多组数值计算。

为便于描述工况和解释现象, 对屏蔽厂房各区域按轴向高度、环向初始角度进行定义, 如图 7 所示。在轴向, 选取厂房的 5 个典型部位作为爆源高度: (I) 设备孔轴向中间部位 (20.75 m); (II) 圆柱高 2/3 处 (42.5 m); (III) 空气孔下方 5 m 处 (55 m); (IV) 锥形屋面中心 1/2 处 (68 m); (V) 水箱中心处 (76.75 m)。考虑屏蔽厂房设备孔的存在而导致的厂房非对称性, 在 4 个环向部位用 1(0°)、2(90°)、3(180°)、4(270°) 表示。TNT 炸药均建立在屏蔽厂房对应部位的外侧。对爆源附近区域的网格进行局部加密。表 2 为 20 种工况的组合方式。在空气模型边界采用透射边界条件, 厂房底部采用固定约束保证底部无刚体位移。每种工况下, 在爆源轴向布置 12 个测点, 测点布置如图 8 所示。

表 1 不同网格尺寸下核岛厂房的自振频率

Table 1 Frequency of nuclear island under different element sizes

网格尺寸/mm	频率/Hz		
	一阶	二阶	三阶
300	3.316 9	3.326 5	5.141 0
500	3.366 6	3.377 1	5.191 8
800	3.372 0	3.382 4	5.184 8

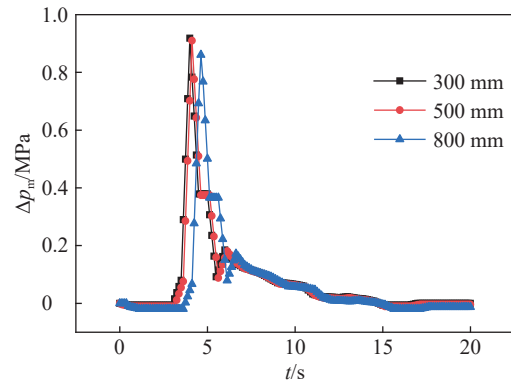


图 6 不同网格尺寸下测点 5 的超压峰值曲线

Fig. 6 Peak overpressure curves at point 5 under different element sizes

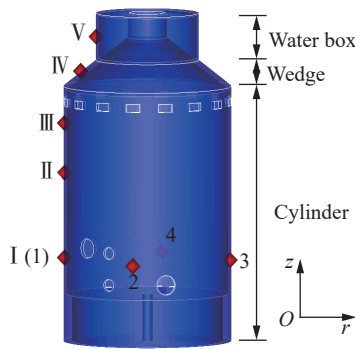


图 7 轴向、环向的炸点布置

Fig. 7 Layout of axial and circumferential explosion points

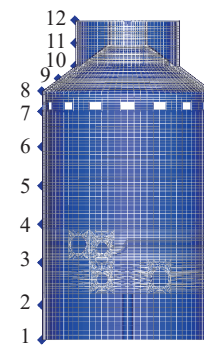


图 8 测点布置

Fig. 8 Arrangement of observation points

表 2 爆炸位置和工况

Table 2 Locations of explosion and working conditions

爆炸位置	工况	爆炸位置	工况	爆炸位置	工况	爆炸位置	工况	爆炸位置	工况
I-1	1	II-1	5	III-1	9	IV-1	13	V-1	17
I-2	2	II-2	6	III-2	10	IV-2	14	V-2	18
I-3	3	II-3	7	III-3	11	IV-3	15	V-3	19
I-4	4	II-4	8	III-4	12	IV-4	16	V-4	20

选取 TNT 等效爆炸当量为 815 kg TNT, 相当于文献 [32] 中某导弹装药质量的 2~3 倍, 对每种工况进行接触爆炸数值模拟。为了简化计算, 假设: (1) 整个屏蔽厂房的材料是各向同性的均匀材料, 底部为固定; (2) 不计厂房和其内部设备的相互影响。

3.4 冲击波压力演化分析

以工况 1 为例, 进行压力演化分析, 各测点的超压曲线如图 9 所示。由图 9 可见, 到达正超压峰值时间的先后顺序依次为测点 3、4、2、5、1、6、7、8、12、9、10、11, 压力幅值大小依次为测点 3、4、2、5、1、6、7、8、9、10、11、12。测点 3 的压力在发生爆炸后很短的时间内上升到最大值, 其他各测点到达正超压的时刻随着偏离爆源位置距离的增加而有所延迟, 压力峰值随着偏离爆源处距离的增加而减小。测点 12 到达压力峰值时间在测点 9 前, 这是由于特殊的结构位置造成的超压峰值提前。同时也发现, 各测点正超压持续时间随着偏离爆源处距离的增加而有所延长。

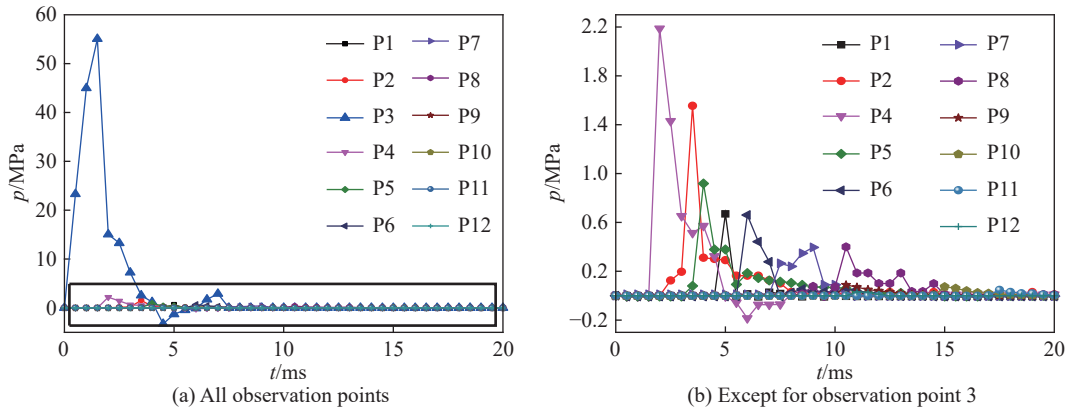


图 9 工况 1 各测点的压力曲线

Fig. 9 Pressure curves of observation points of working condition 1

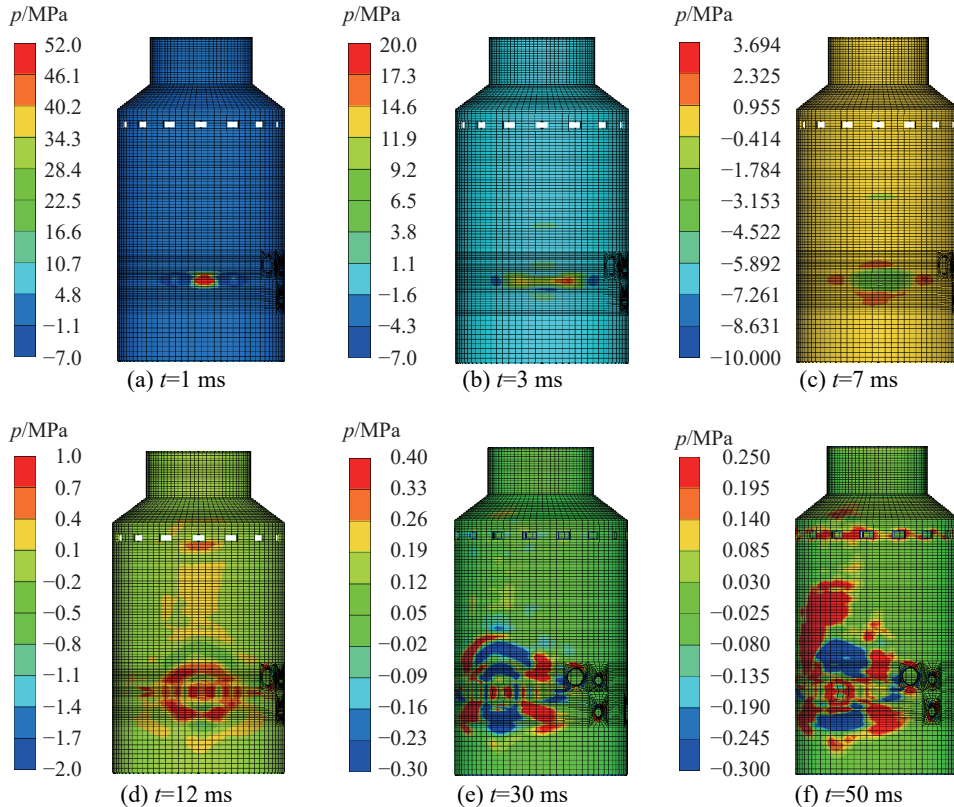


图 10 工况 1 的压力分布

Fig. 10 Pressure distributions of working condition 1

图 10 为屏蔽厂房在工况 1 下的应力波传播过程。当 $t=1$ ms 时, 炸药在极短时间释放了大量能量, 爆源处的压力迅速上升, 产生强烈的应力波, 正超压峰值已超过混凝土的动态抗压强度; 当 $t=3$ ms 时, 冲击波所携带的能量急剧衰弱, 作用在厂房的单位面积能量衰弱, 压力幅值沿着设备孔的方向偏移; 当 $t=7$ ms 时, 爆源中心区域空气大量排出, 压力降低至负值, 该区域开始受拉力作用; 当 $t=12$ ms 时, 结构的压力幅值减小, 压力幅值继续向孔洞部位偏移, 但未达到致其损伤的强度; 当 $t=30$ ms 时, 压力幅值继续降低, 压力幅值除在爆源附近集中, 开始在空气孔和设备孔的区域集中。

3.5 损伤演化分析

图 11 为工况 1 的损伤演化云图(损伤值由 0(蓝)到 1(红)逐渐增大)。为了讨论损伤的程度, 以结构贯穿破坏的损伤质量作为评价指标。贯穿破坏表示单元的损伤值达到 1, 而结构贯穿破坏的损伤质量, 可以通过有限元模型中所有损伤值达到 1 的单元的质量和计算。当 $t=5$ ms 时, 爆炸产物急剧膨胀, 瞬间形成的空腔充满了高温高压气体, 形成强烈的应力波, 对爆源区域的钢筋混凝土挤压, 形成了椭圆破碎区, 即所谓爆坑, 此时钢筋混凝土失去了承载能力, 结构主要破损区域的形状基本形成。爆坑形成的椭圆区域以环向为长轴, 因为屏蔽结构的环向惯性矩大于轴向惯性矩, 相同能量产生的轴向应力大于环向应力, 所以爆源区域破坏以轴向拉压为主。当 $t=20$ ms 时, 应力波继续向周围钢筋混凝土介质传播, 此时爆炸冲击波的能量大部分消耗于混凝土的压缩和粉碎, 作用在混凝土的单位面积能量迅速降低, 但仍继续扩大损伤区域, 至此, 结构完全损伤区域基本形成。在 $t=20$ ms 到 $t=50$ ms 间, 厂房的主要破碎区域不再继续扩展。这说明, 冲击波在传播过程中急剧衰减, 应力波变成弱的压缩应力波, 其强度已低于混凝土的动抗压强度, 虽不能直接压碎混凝土, 但其负应力可以引起外围钢筋混凝土层产生径向扩张和切向拉伸应变, 使厂房形成浅层破坏区。爆坑在竖直向的损伤最大长度为 8.295 m, 环向损伤最大长度 12.32 m。

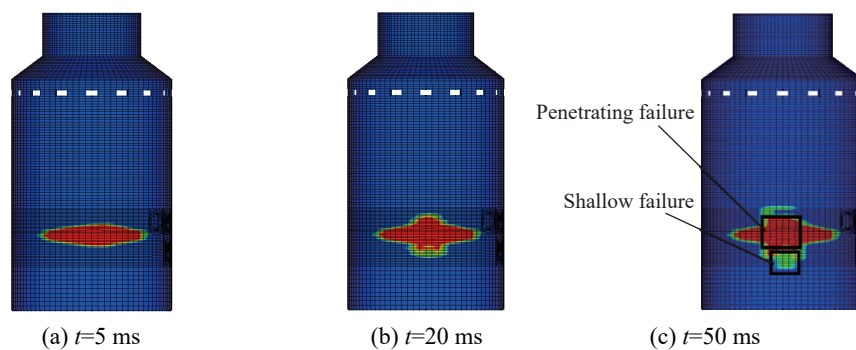


图 11 工况 1 的损伤分布

Fig. 11 Damage distributions of working condition 1

图 12 为工况 1 的损伤质量曲线, 结构在爆炸发生后 3 和 20 ms 时, 损伤质量达到稳定时损伤质量的 88% 和 98%。图 13 为工况 1 时, 结构底部测点 1、爆源附近测点 4 和 5、圆筒折坡处测点 8、水箱折坡处测点 9、结构顶部测点 12 的位移、速度、加速度曲线。位移变形只在爆源附近测点 4、5 处呈线性增长, 发生塑性变形, 在其他各测点均产生 1 mm 左右的可恢复变形; 距离爆源最近的测点 4、5 的速度、加速度幅值远大于其他各测点, 测点 4 的速度和加速度幅值分别为 0.364 m/s 和 100 m/s^2 。

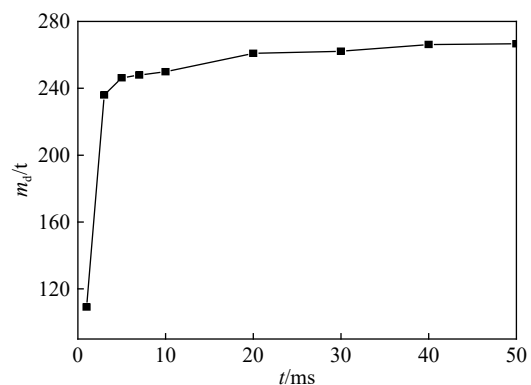


图 12 工况 1 的损伤质量曲线

Fig. 12 Damage mass curve of working condition 1

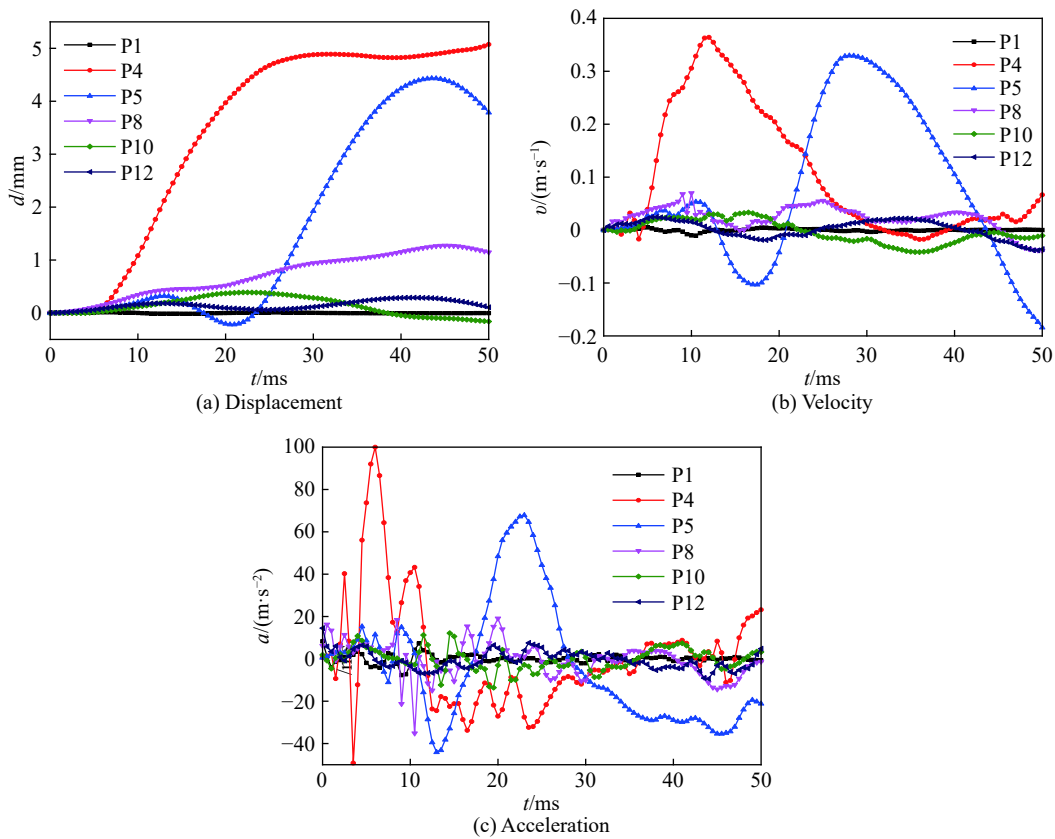


图 13 工况 1 各测点的位移、速度、加速度曲线

Fig. 13 Displacement, velocity and acceleration curves of different points of working condition 1

通过以上的直观定性描述和定量分析,得知整个爆炸过程在较短的时间内结构的贯穿破坏损伤质量趋于稳定,说明接触爆炸产生了局部的冲击破坏。通过对损伤演化过程和破碎区形状的分析,可以发现,当采用增加配筋的方式提高屏蔽厂房的抗爆性能时,纵向配筋的效果强于环向配筋的效果。

3.6 不同爆源位置的破坏程度和模式

3.6.1 相同轴向高度、不同环向角度

对爆源位置在相同轴向高度、不同环向角度的工况进行分析。图 14 为在爆炸发生 50 ms 后 20 种工况的结构贯穿破坏的损伤质量曲线。当轴向工况为 II、III、IV、V, 而环向工况不同时, 损伤质量变化很小, 最大损伤质量变化不足 2%; 当轴向工况为 I 时, 不同环向角度的损伤质量最大变化为 21.5%。环向工况 2 的损伤质量最小, 在该工况下, 炸药爆炸后迅速膨胀的应力波在初始的传播过程中很快到达设备孔区域, 其耗散的能量远大于其他环向工况。

限于篇幅, 只给出在轴向高度 II、不同环向角度起爆后, 结构在能量稳定后的损伤云图, 如图 15 所示。可以直观地对比发现, 在该轴向高度、不同环向角度下, 最终的贯穿破坏区域、浅层破坏区域的形状和损伤质量均有很程度的相似性。其他轴向高度同样符合这个规律。

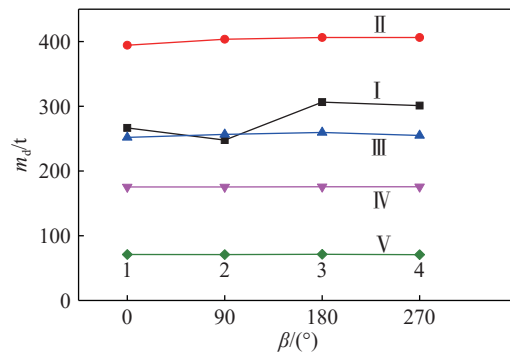


图 14 不同轴向高度、不同环向角度爆源位置的损伤质量曲线

Fig. 14 Damage mass curves with different axial and circumferential explosion points

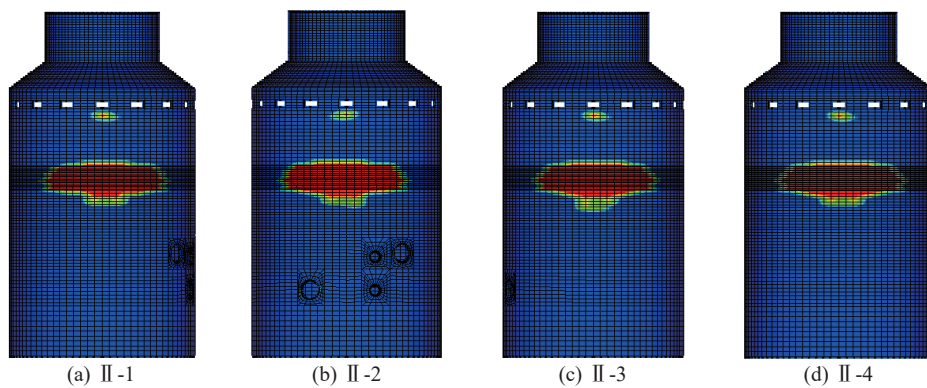


图 15 不同环向角度爆源位置的损伤云图

Fig. 15 Damage distributions with different circumferential explosion points

综上所述,屏蔽厂房在接触爆炸荷载作用下,除了爆源位置在设备孔高度区的不同环向角度产生的损伤程度差异较大,在其他轴向高度、不同环向角度产生的损伤程度差异很小,当应力波传播到设备孔的位置时,能量发生耗散,相应的破碎区损伤质量减小。

3.6.2 不同轴向高度、相同环向角度

现在讨论不同轴向高度、相同环向角度的损伤模式差异(以环向角度为 0° 的工况 1、5、9、13、17 为例)。由于上节得出,相同轴向高度、不同环向角度的损伤差异较小,所以其他环向角度工况规律可类比。图 16 为各工况在 1、5、10 ms 三个时刻的压力和损伤演化云图。

当 $t=1$ ms 时,应力波集中于爆源区域,且压力以爆源为水平轴对称,损伤区域均呈以环向为长轴的椭圆形状,不同轴向工况的应力波特点无明显差异,结构破坏以轴向拉压破坏为主。

当 $t=5$ ms 时:工况 1 的应力波以水平方向为对称轴对称,工况 5 的应力波不再对称,在爆源偏上部有明显的受拉区域;工况 9 的正超压幅值出现在离爆源区域最近的设备孔区域,爆源中心承受负压作用;工况 13 的正超压峰值出现在爆源区域,在爆源处和水平成 45° 方向呈现对称的负压,负超压值出现在水箱轴向中心处;工况 17 的应力波幅值出现在爆源区域,且断裂面与垂直方向成 45° ,这是由于剪力在结构破坏中的影响逐渐增大导致的,表现出了明显的剪切破坏模式。此时工况 1、5、9、13 的损伤区域质量基本稳定。

当 $t=10$ ms 时,工况 17 的损伤质量继续增加,且裂纹方向沿着轴向扩展,究其原因是当爆炸物位于水箱中心区域时,应力波传播到水箱上下边界时发生反射,轴向方向应力波震荡剧烈,扩散受阻,在轴向形成了二次损伤。

由不同轴向高度起爆的损伤演化特性可以得出:当采用增加配筋率的方式提高结构的抗爆性能时,在圆柱区域和楔形体区域应重点提高纵向配筋率;在水箱区域起爆,由于水箱上下边界阻碍应力波的耗散,会产生二次损伤,应同时提高纵向配筋率和环向配筋率。

由上节,接触爆炸位置在相同轴向高度、不同环向角度时,损伤程度差异不大,所以该部分只给出不同轴向高度、相同环向角度 1 爆源的 von Mises 应力曲线,如图 17 所示。可以发现,在接触爆炸荷载作用下,von Mises 应力均呈现双峰值现象,这是由结构在受应力波的正压和负压状态下呈现不同的响应导致的。爆源处 von Mises 应力峰值由大到小依次为工况 17、9、13、5、1。工况 17 的 von Mises 应力远大于其他轴向工况,是因为应力波在该区域的传播过程中,传播到水箱上下边界时发生反射,应力波在爆源区震荡剧烈,难以耗散导致的。工况 9 的 von Mises 幅值 $>$ 工况 5 的 von Mises 幅值 $>$ 工况 1 的 von Mises 幅值,是由于结构底部施加全约束,结构呈以底部固支的悬臂梁特性。而工况 13 的爆炸部位相对特殊的几何形状,在探寻规律时与其他工况不具有可比性,单从幅值角度看,工况 13 的 von Mises 应力幅值介于工况 5 和工况 9 的 von Mises 应力幅值之间。

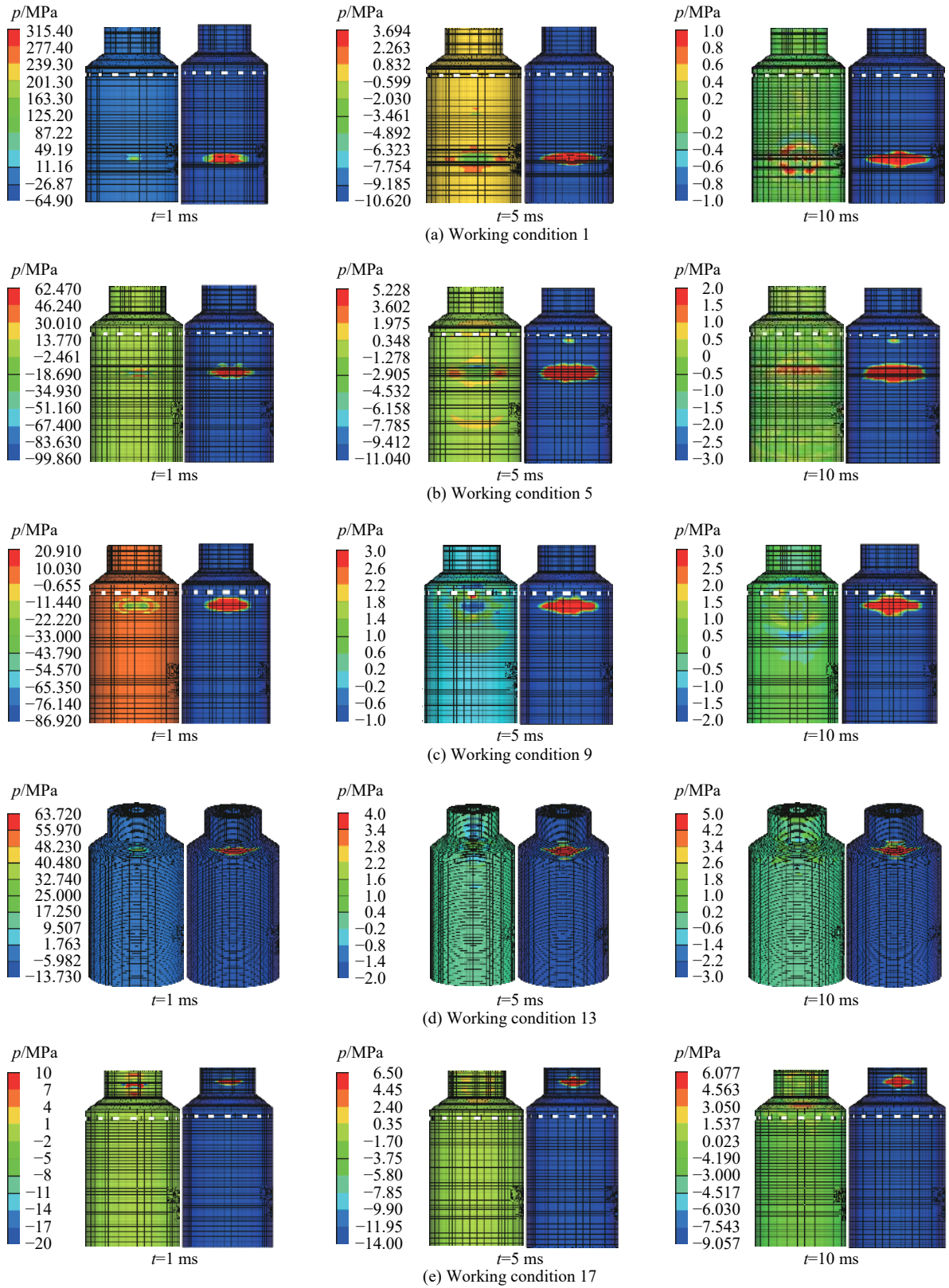


图 16 不同轴向高度爆源位置的压力和损伤分布

Fig. 16 Pressure and damage distributions with different axial explosion points

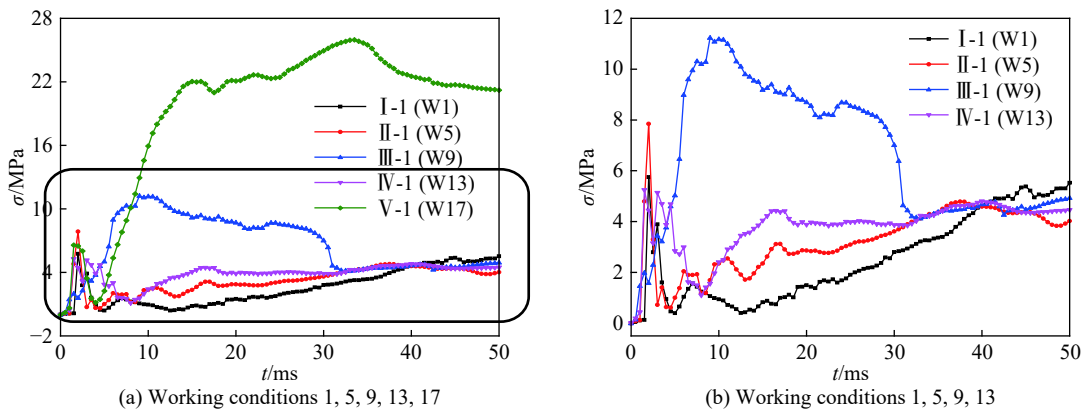


图 17 不同轴向高度爆源位置的 von Mises 应力曲线

Fig. 17 Von Mises stress curves with different axial explosion points

图 18(a) 为工况 1、5、9、13、17 在爆炸冲击波稳定后的损伤质量曲线。可以发现, 接触爆炸发生在圆柱区域的损伤程度大于发生在楔形体和水箱区域的损伤程度。在各轴向工况中, 接触爆炸发生在轴向工况 II 的损伤程度最严重。此外, 在爆炸发生 20 ms 后, 轴向工况为 I、II、III、IV 的结构破碎区损伤质量均趋于稳定。由图 18(b) 可以发现, 轴向工况 V 的结构破碎区损伤质量还在持续增长, 原因如前。

综上所述, 接触爆炸发生在屏蔽厂房不同轴向高度造成的损伤程度有明显的差异。在轴向高度四种工况中, 接触爆炸发生在轴向工况 II 即 42.5 m 高度处造成的结构损伤程度最大。由于应力波在传播过程中遇到孔洞部位时, 能量发生耗散, 可以推断相同质量 TNT 的接触爆炸发生在轴向高度位于设备孔和空气孔之间的某个位置, 屏蔽厂房破碎区的损伤质量最大。

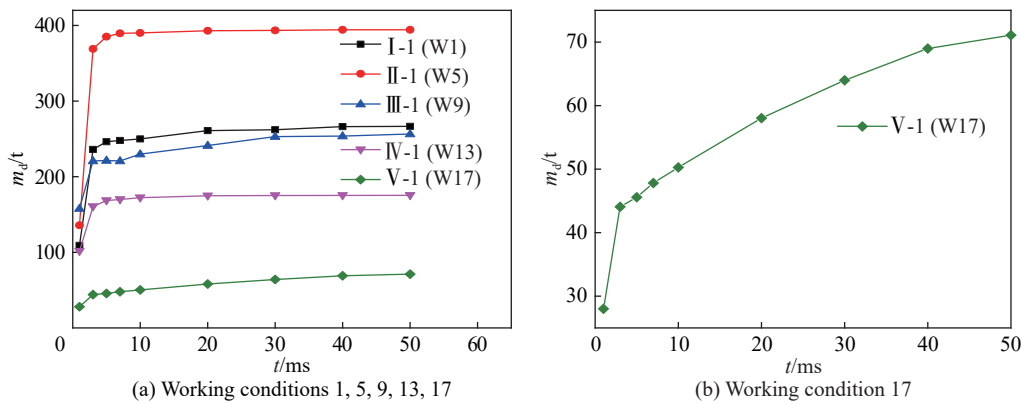


图 18 不同轴向高度爆源位置的损伤质量曲线

Fig. 18 Damage mass curves with different axial explosion points

4 结 论

基于显示非线性动力分析程序 AUTODYN, 对 AP1000 核岛厂房在接触爆炸荷载作用下的动力响应及损伤行为进行分析, 得到以下结论。

(1) AP1000 核岛屏蔽厂房在接触爆炸的高超压、短持时的荷载作用下, 结构发生局部破坏, 结构的损伤质量在爆炸发生后较短的时间内趋于稳定。屏蔽厂房任意部位在遭受 815 kg TNT 接触爆炸荷载作用下, 爆源区域失去承载能力, 第一层防线失效。

(2) 爆源位置在相同轴向高度、不同环向角度产生的损伤程度差异很小, 在制定相应的抗爆措施时可以不考虑结构的非对称性。

(3) 接触爆炸发生在圆柱区域的损伤程度大于发生在楔形体和水箱区域的损伤程度, 且发生在轴向

高度趋于设备孔和空气孔之间的位置,屏蔽厂房破碎区的损伤程度最严重。

(4)从结构的损伤演化和失效模式可以得出,当采用增加配筋率的方式提高屏蔽厂房的抗爆性能时,在圆柱区域、楔形体区域应重点增强纵向配筋率,在水箱区域,应同时增强纵向配筋率和环向配筋率。

参考文献:

- [1] 林诚格. 非能动安全先进核电厂 AP1000 [M]. 北京: 原子能出版社, 2008: 16–17.
- [2] ROGERS G L, DIMAGGIO F L. Dynamics of framed structures [M]. New York: John Wiley and Sons Inc, 1959: 100–120. DOI: 10.1115/1.3643926.
- [3] BAKER W E. Explosions in air [M]. Texas: University of Texas Press, 1973.
- [4] KARPP R R, DUFFEY T A, NEAL T R. Response of containment vessels to explosive blast loading [J]. *Journal of Pressure Vessel Technology*, 1983, 105(1): 23–27. DOI: 10.1115/1.3264234.
- [5] HASHEMI S K, BRADFORD M A, VALIPOUR H R. Dynamic response of cable-stayed bridge under blast load [J]. *Engineering Structures*, 2016, 127: 719–736. DOI: 10.1016/j.engstruct.2016.08.038.
- [6] TANG E K C, HAO H. Numerical simulation of a cable-stayed bridge response to blast loads. Part I: model development and response calculations [J]. *Engineering Structures*, 2010, 32(10): 3180–3192. DOI: 10.1016/j.engstruct.2010.06.007.
- [7] KELLIHER D, SUTTON-SWABY K. Stochastic representation of blast load damage in a reinforced concrete building [J]. *Structural Safety*, 2012, 34(1): 407–417. DOI: 10.1016/j.strusafe.2011.08.001.
- [8] FENG F. Dynamic response and robustness of tall buildings under blast loading [J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2013, 80: 299–307. DOI: 10.1016/j.jcsr.2012.10.001.
- [9] CHEN J Y, LIU X P, XU Q. Numerical simulation analysis of damage mode of concrete gravity dam under close-in explosion [J]. *KSCSE Journal of Civil Engineering*, 2017, 21(1): 397–407. DOI: 10.1007/s12205-016-1082-4.
- [10] ZHANG S R, WANG G H, WANG C, et al. Numerical simulation of failure modes of concrete gravity dams subjected to underwater explosion [J]. *Engineering Failure Analysis*, 2014, 36: 49–64. DOI: 10.1016/j.engfailanal.2013.10.001.
- [11] 王天运, 任辉启, 刘立胜. 常规装药爆炸荷载作用下核电站安全壳的动力响应分析 [J]. *工程建设与设计*, 2005(4): 20–23. DOI: 10.3969/j.issn.1007-9467.2005.04.007.
WANG T Y, REN H Q, LIU L S. Nuclear power station concrete containment dynamical response analysis under blast load of general bomb [J]. *Construction and Design for Project*, 2005(4): 20–23. DOI: 10.3969/j.issn.1007-9467.2005.04.007.
- [12] PANDEY A K, KUMAR R, PAUL D K, et al. Non-linear response of reinforced concrete containment structure under blast loading [J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2006, 236(9): 993–1002. DOI: 10.1016/j.nucengdes.2005.09.015.
- [13] BAO X L, LI B. Residual strength of blast damaged reinforced concrete columns [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2010, 37(3): 295–308. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2009.04.003.
- [14] CAO X Y, XU Q, CHEN J Y, et al. Damage prediction for an AP1000 nuclear island subjected to a contact explosion [J]. *Structural Engineering International*, 2018, 28(4): 526–534. DOI: 10.1080/10168664.2018.1462673.
- [15] 赵春风, 陈健云. 内爆荷载作用下钢筋混凝土安全壳的非线性响应分析 [J]. *爆炸与冲击*, 2013, 33(6): 667–672. DOI: 10.11883/1001-1455(2013)06-0667-06.
ZHAO C F, CHEN J Y. Dynamic responses of reinforced concrete containment subjected to internal blast loading [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2013, 33(6): 667–672. DOI: 10.11883/1001-1455(2013)06-0667-06.
- [16] MALVAR L J, ROSS C A. Review of strain rate effects for concrete in tension [J]. *ACI Materials Journal*, 1998, 95: 735–739.
- [17] BATRA R C, KIM C H. Analysis of shear banding in twelve materials [J]. *International Journal of Plasticity*, 1992, 8(4): 425–452. DOI: 10.1016/0749-6419(92)90058-K.
- [18] KALTHOFF J F, WINKLER S. Failure mode transition at high rates of shear loading [C] // DGM Informations Gesellschaft mbH. Impact loading and dynamic behavior of materials. 1988: 185–195.
- [19] KALTHOFF J F, BÜRCEL A. Influence of loading rate on shear fracture toughness for failure mode transition [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2004, 30(8-9): 957–971. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2004.05.004.
- [20] NEEDLEMAN A, TVERGAARD V. Analysis of a brittle-ductile transition under dynamic shear loading [J]. *International Journal of Solids and Structures*, 1995, 32(17): 2571–2590. DOI: 10.1016/0020-7683(94)00283-3.

- [21] RAVI-CHANDAR K. On the failure mode transitions in polycarbonate under dynamic mixed-mode loading [J]. *International Journal of Solids and Structures*, 1995, 32(6): 925–938. DOI: 10.1016/0020-7683(94)00169-w.
- [22] Center Dynamics Inc. Autodyn theory manual [M]. Concord, CA: Century Dynamics Inc, 2006.
- [23] RIEDEL W, THOMA K, HIERMAIER S, et al. Penetration of reinforced concrete by BETA-B-500 numerical analysis using a new macroscopic concrete model for hydrocodes [C] // Proceedings of the 9th International Symposium on the Effects of Munitions with Structures. Berlin-Strausberg, Germany, 1999: 315.
- [24] HULATT J, HOLLAWAY L, THORNE A. Preliminary investigations on the environmental effects on new heavyweight fabrics for use in civil engineering [J]. *Composites Part B: Engineering*, 2002, 33(6): 407–414. DOI: 10.1016/S1359-8368(02)00034-3.
- [25] JOHNSON G R, COOK W H. A constitutive model and data for metals subjected to large strain rates and high temperatures [C] // The 7th International Symposium on Ballistics. Hague, Netherlands, 1983: 541–547.
- [26] VAN DER VEEN W A. Simulation of a compartmented airbag deployment using an explicit, coupled Euler/Lagrange method with adaptive Euler domains [R]. Florida: NAFEMS, 2003.
- [27] BENSON D J. Computational methods in Lagrangian and Eulerian hydrocodes [J]. *Computer methods in Applied Mechanics and Engineering*, 1992, 99(2): 235–394. DOI: 10.1016/0045-7825(92)90042-I.
- [28] LI J, WU C Q, HAO H, et al. Experimental investigation of ultra-high performance concrete slabs under contact explosions [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2016, 93: 62–75. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2016.02.007.
- [29] LI J, WU C Q, HAO H. Investigation of ultra-high performance concrete slab and normal strength concrete slab under contact explosion [J]. *Engineering Structures*, 2015, 102: 395–408. DOI: 10.1016/j.engstruct.2015.08.032.
- [30] LI J, WU C Q, HAO H, et al. Experimental and numerical study on steel wire mesh reinforced concrete slab under contact explosion [J]. *Materials and Design*, 2017, 116: 77–91. DOI: 10.1016/j.matdes.2016.11.098.
- [31] WANG W, ZHANG D, LU F Y, et al. Experimental study and numerical simulation of the damage mode of a square reinforced concrete slab under close-in explosion [J]. *Engineering Failure Analysis*, 2013, 27: 41–51. DOI: 10.1016/j.engfailanal.2012.07.010.
- [32] 李本平. 制导炸弹连续打击下混凝土重力坝的破坏效应 [J]. *爆炸与冲击*, 2010, 30(2): 220–224. DOI: 10.11883/1001-1455(2010)02-0220-05.
- LI B P. Damage effect of a concrete gravity dam under continuous attacks of guided bombs [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2010, 30(2): 220–224. DOI: 10.11883/1001-1455(2010)02-0220-05.

(责任编辑 丁峰)