

DOI: 10.11883/bzycj-2020-0020

核工程钢板混凝土墙防撞击贯穿实用计算方法*

王 菲^{1,2}, 刘晶波¹, 韩鹏飞^{1,3}, 宝 鑫¹, 王晓峰¹, 李述涛¹

(1. 清华大学土木工程系, 北京 100084;

2. 陆军工程大学国防工程学院, 江苏 南京 210007;

3. 国质(北京)建设工程检测鉴定中心, 北京 100081))

摘要: 针对带对拉钢筋的双钢板混凝土墙, 研究了双钢板混凝土墙防贯穿计算方法, 建立了基于能量法的防贯穿计算公式。在已知弹体和钢板混凝土墙体材料与几何相关参数时, 利用防贯穿实用计算公式可对带对拉钢筋的核工程双钢板混凝土墙体贯穿速度以及弹体剩余速度进行计算, 避免了复杂的结构抗撞击反应动力时程数值分析。为验证公式的可靠性, 将公式计算结果与已有刚性弹体撞击双钢板混凝土墙实验结果及其动力有限元计算结果进行对比, 结果表明: 防贯穿实用计算公式可以正确判断双钢板混凝土墙的贯穿状态, 实用计算公式给出的弹体剩余速度与实验结果符合良好。为进一步验证公式的适用范围, 将公式计算结果与共 10 个工况的飞机发动机撞击双钢板混凝土墙的有限元计算结果进行了对比分析, 结果表明: 除 1 个工况计算结果偏差略超 10% 外, 其余工况的偏差均在 10% 以内, 说明该计算方法合理可行。

关键词: 钢板混凝土墙; 能量法; 撞击; 贯穿; 有限元分析

中图分类号: O385

国标学科代码: 13035

文献标志码: A

A practical calculation method of steel plate concrete walls to resist perforation from missile impact in nuclear engineering

WANG Fei^{1,2}, LIU Jingbo¹, HAN Pengfei^{1,3}, BAO Xin¹, WANG Xiaofeng¹, LI Shutao¹

(1. Department of Civil Engineering, Tsinghua University, Beijing 100084, China;

2. College of Defense Engineering, Army Engineering University of PLA, Nanjing 210007, Jiangsu, China;

3. State Quality (Beijing) Construction Engineering Testing & Appraisal Center, Beijing 100081, China)

Abstract: The calculation method based on the energy method for resisting perforation to the SC walls with tied bars was discussed. Based on the perforation mechanism of missile impacting on the SC walls, the dissipated energy was divided into four parts: the energy dissipated by the front and rear steel plates, the energy dissipated by internal concrete and tied bars, and a practical calculation formula of preventing perforation was proposed. The perforation velocity and the residual velocity of the SC walls with tied bars can be calculated by the practical calculation formula when the related parameters of the materials and geometry about the missile and SC walls are known, thus avoiding complex impacting numerical analysis of dynamic time history. In order to verify the reliability of the formula, the results calculated through the practical formula were compared with the existing test data, as well as the dynamic finite element (FE) analysis results. The perforation state of the SC walls can be judged by the practical calculation formula concretely, and the residual velocities of the missile given by the formula are in good agreement with the test results. To further verify the application extent of the formula, the FE models about 10 cases of an aircraft engine impacting on the SC walls were established, and the solid FE models and the front closed cylindrical shell FE

* 收稿日期: 2020-01-14; 修回日期: 2020-05-25

基金项目: 国家科技重大专项(2018ZX06902016)

第一作者: 王 菲(1984—), 女, 博士研究生, 讲师, wangf17@mails.tsinghua.edu.cn

通信作者: 刘晶波(1956—), 男, 博士, 教授, liujb@mail.tsinghua.edu.cn

models of the aircraft engine were described, respectively. The results calculated through the practical formula were compared with the 10 cases of the aircraft engine impacting on the SC wall. It indicates that the deviation value of one case is slightly more than 10%. In other cases, the deviation values are all less than 10%. The accuracy and effectiveness of the proposed method can be verified.

Keywords: steel plate concrete (SC) walls; energy method; impact; perforation; finite element (FE) analysis

安全壳作为核电站的安全屏障,可有效抵御飞机撞击、剧烈气流(龙卷风或者飓风)带来的飞射物撞击、恐怖爆炸袭击等危险事件并为内部设备提供保护。钢板混凝土结构具有良好的受力性能和抗冲击性能,此外在建造、安装等施工方面效率较高,能很好地满足核电工程快速发展的需要。目前,钢板混凝土结构作为安全壳的重要组成部分被有效用于第三代核电站中。

自2001年“9.11”恐怖袭击事件后,美国核能管理委员会、核能研究院和能源部以及我国核安全局相继出台相关规范,明确规定核电站设计必须考虑大型商用飞机的事故型和恐怖性撞击作用^[1-4]。目前学者们对大飞机撞击核电站结构问题已开展了一系列研究工作^[5-9],获得了大飞机撞击下核电结构动力反应的一些规律和特点。在撞击速度一定时,如果安全壳结构设计不够合理,就有可能发生贯穿事故。对于核电站安全壳这种带对拉钢筋的双钢板混凝土结构形式,目前对相关的贯穿公式研究较少,可直接用于工程中的防贯穿实用计算公式更为缺乏,从而给核电站安全壳防贯穿设计带来了较大困难。现有相关文献和研究报告中,比较有代表性的是 Bruhl 等^[10]的研究工作。Bruhl 等针对钢板混凝土墙的防贯穿问题,提出了“三步”法,该方法可用于计算钢板混凝土墙在抵抗弹体贯穿破坏时所需的最小钢板厚度。Bruhl 等利用该方法对130个弹体撞击钢板混凝土墙的实验数据进行了验证。结果表明,在98%以上的实验中,该方法的计算结果与预期结果一致或保守,但“三步”法未考虑双钢板混凝土中对拉钢筋或者栓钉的作用,计算结果偏保守。此外,由于已有的实验数据只提供了二进制校核结果(即弹体贯穿或未发生贯穿),因此在利用“三步”法进行计算时并没有给出公式计算与实验结果的具体误差大小、以及各项设计参数,包括钢板厚度、混凝土墙厚度、钢板屈服强度、混凝土强度等对弹体贯穿速度的影响大小。

真实的飞机结构非常复杂,在评价飞机撞击安全壳体时首先需将飞机进行有效合理的简化。通常,视飞机机身作为柔性构件(柔性弹体),飞机中的起落架、轮毂、发动机内部构件等可近似为刚性构件(刚性弹体)。在核工程安全壳设计中,以刚性构件为研究对象且忽略这些构件在撞击过程中自身的变形,所得到的设计结果偏于保守。本文中针对刚性弹体,提出基于能量法的钢板混凝土墙防贯穿计算方法,给出带对拉钢筋的双钢板混凝土墙的防贯穿实用计算公式,通过与已有实验数据以及飞机发动机撞击双钢板混凝土墙有限元分析结果进行对比分析,验证这一双钢板混凝土墙防贯穿实用计算方法的合理性和可行性。

1 机理分析和公式建立

依据能量法进行双钢板混凝土墙防贯穿计算方法的研究,弹体在贯穿带有对拉钢筋的双钢板混凝土墙时,能量的耗散可分为4部分:墙体前钢板耗散的能量 W_{s1} ,混凝土耗散的能量 W_c ,后钢板耗散的能量 W_{s2} ,对拉钢筋耗散的能量 W_t ,根据能量守恒,则有:

$$E_k = W_{s1} + W_c + W_{s2} + W_t + E_{kr} \quad (1)$$

式中: E_k 为弹体撞击的初始动能, E_{kr} 为弹体撞击后的剩余动能。如果考虑临界情况,即弹体刚好贯穿墙体,剩余速度恰好为0,剩余动能也为0,式(1)变为:

$$E_k = W_{s1} + W_c + W_{s2} + W_t \quad (2)$$

弹体撞击带对拉钢筋的双钢板混凝土墙的机理如图1所示,其中, d 为弹体直径, h 为弹体头部长度, H_c 为墙体混凝土部分厚度, H_s 为钢板厚度。

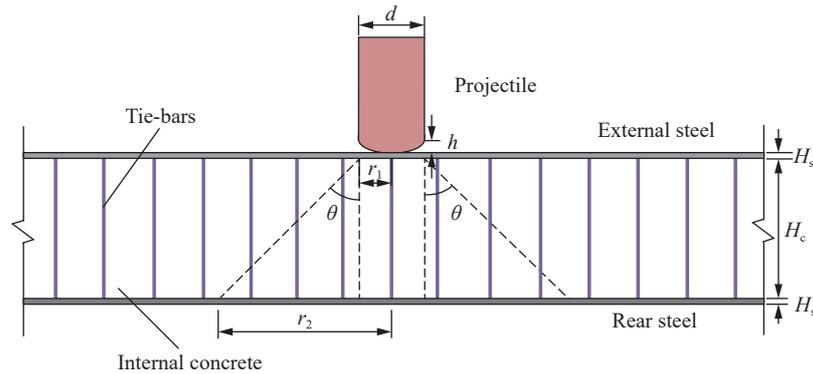


图 1 弹体撞击带对拉钢筋的双钢板混凝土墙机理图

Fig. 1 Mechanism diagram of missile impacting on SC wall with tied bars

弹体在撞击双钢板混凝土墙的过程中, 由于双钢板混凝土墙外包钢板的约束作用, 混凝土的飞溅和墙后的震塌可以略去不计, 混凝土部分会形成一个“圆台体”, 如图 1 所示, 该圆台体上底半径为 r_1 , 下底半径为 r_2 。 θ 为圆台体母线与竖直线的夹角。

下面对式(2)中 4 部分耗散能量分别开展分析。

1.1 前钢板耗散的能量 W_{s1}

文献 [11-12] 利用空腔膨胀理论推导分析, 分别给出了两种贯穿金属靶板的速度公式, 两种贯穿速度公式基本一致, 计算的贯穿速度结果相差 10%, 计算结果与相关实验进行对比分析, 匹配程度较高。这两种贯穿速度公式没有弹体、靶体众多参数以及撞击速度的限制。参照文献 [11] 可以给出前钢板在弹体撞击发生贯穿时的耗能公式为:

$$W_{s1} = \frac{M_1 A N_1 \sigma}{2 B N_2 \rho_s} \left[\exp\left(\frac{\pi H_s \rho_s B N_2 d^2}{2 M_1}\right) - 1 \right] \quad (3)$$

式中: M_1 为弹体质量, σ 为钢板的屈服强度, ρ_s 为钢板的密度, H_s 为钢板厚度, d 为弹体直径, N_1 和 N_2 为弹体弹头的几何参数, 对于飞机发动机, 可以采用平头弹参数, $N_1=1$ 、 $N_2=1$, 对于其他类别弹头(卵头弹、锥头弹、截卵头弹、钝头弹), N_1 和 N_2 求解公式可见文献 [13]。 A 、 B 为钢板无量纲材料参数, 钢板为应变强化材料, 对于应变强化材料, B 可取为 1.1^[14], A 可采用下式计算^[11]:

$$A = \frac{1}{\sqrt{3}} \left[1 + \left(\frac{E_s}{\sqrt{3}\sigma} \right)^n \int_0^b f(x) dx \right] \quad (4)$$

其中 E_s 为钢板弹性模量, n 为应变强化指数, b 和 $f(x)$ 由下式给出:

$$b = 1 - \frac{\sqrt{3}\sigma}{E_s} \quad (5)$$

$$f(x) = \frac{[-\ln(x)]^n}{1-x} \quad (6)$$

1.2 混凝土耗散的能量 W_c

混凝土在贯穿过程中会形成一个圆台体^[15-16], 双钢板混凝土墙圆台体的形成机制是根据混凝土圆台体形成机制得来的, 在双钢板混凝土墙中, 由于对拉钢筋的作用, 圆台体的 θ 角会有所变化。圆台体的 θ 角的大小与靶体厚度、弹体直径有关, 根据文献 [16], 有:

$$\theta = \begin{cases} 45^\circ & H_c/d \geq 27/64 \\ (H_c/d)^{1/3} & \\ 60^\circ & H_c/d < 27/64 \end{cases} \quad (7)$$

根据文献 [15], 贯穿时混凝土墙的耗能可用下式表示:

$$W_c = \begin{cases} \frac{d^3 f_c k \pi S}{6} \left(\frac{Y-1}{2S \tan \theta} \right)^2 & Y \leq 1 + \sqrt{3}S \tan \theta \\ \frac{d^3 f_c \pi S}{4} \left(\frac{H_c}{d} - \frac{k}{2} - \frac{\sqrt{\sqrt{3}S \tan \theta + 1} - 1}{2 \tan \theta} \right) & Y > 1 + \sqrt{3}S \tan \theta \end{cases} \quad (8)$$

式中:

$$Y = \frac{3S^2}{16k^2} \left\{ \sqrt{1 + \frac{8k}{\sqrt{3}S} \left[1 + \frac{2k}{\sqrt{3}S} + 2 \left(\frac{H_c}{d} \right) \tan \theta \right]} - 1 \right\}^2 \quad (9)$$

$$S = 7.2 \times 10^4 / \sqrt{f_c} \quad (10)$$

$$k = 0.707 + \frac{h}{d} \quad (11)$$

其中 f_c 为混凝土材料的抗压强度, k 、 S 和 Y 为中间变量。

1.3 后钢板耗散的能量 W_{s2}

后钢板耗散的能量计算同前钢板耗能类似, 参照文献 [11] 给出后钢板在弹体撞击发生贯穿时的耗能公式:

$$W_{s2} = \frac{M_3 A N_1 \sigma}{2 B N_2 \rho_s} \left[\exp \left(\frac{\pi H_s \rho_s B N_2 d^2}{2 M_3} \right) - 1 \right] \quad (12)$$

式中: M_3 为撞击后钢板时的等效弹体质量。该阶段弹体在撞击后钢板时, 考虑混凝土自身的破碎, 所以与后钢板接触的直径大小仍取初始弹体的直径 d , 撞击后钢板的弹体质量与撞击前钢板时有所变化, M_3 的计算公式如下:

$$M_3 = M_1 + \rho_s \pi r_1^2 H_s + M_c \quad (13)$$

式中: M_c 为混凝土圆台体的质量。且:

$$M_c = \frac{\pi}{3} \rho_c H_c (r_1^2 + r_1 r_2 + r_2^2) \quad (14)$$

式中: ρ_c 为混凝土材料密度, 圆台体上底半径 r_1 与弹体直径 d 之间满足 $r_1 = d/2$, 下底半径 r_2 与弹体直径 d 之间满足如下关系:

$$r_2 = \frac{d}{2} + H_c \tan \theta \quad (15)$$

对拉钢筋的质量与混凝土圆台体、弹体和前钢板的总质量相比要小很多, 因此未计入 M_3 。其余参数无变化, 各参数具体含义见 1.1 节。

1.4 对拉钢筋耗散的能量 W_l

双钢板之间的对拉钢筋对双钢板之间的圆台混凝土块起到了类似钢筋混凝土中的箍筋作用, 由于对拉钢筋与混凝土共同工作, 相比素混凝土, 含对拉钢筋的混凝土抗冲击能力增强, 从能量耗散的角度考虑, 对拉钢筋耗散的能量不应忽略。在贯穿过程中, 图 1 圆台体及邻近区域的对拉钢筋与混凝土之间的黏结力受到破坏, 混凝土圆台体随弹体整体向后移动, 极限状态时横跨圆台体裂纹区的对拉钢筋发生拉屈破坏。对拉钢筋耗散的能量与对拉钢筋屈服强度、对拉钢筋横截面积、对拉钢筋数量以及对拉钢筋的变形长度等因素相关, 因此对拉钢筋耗散的能量可表示为:

$$W_l = f_d \sigma_l A_l l_e N_l \quad (16)$$

式中: f_d 为对拉钢筋动力强化系数, σ_l 为对拉钢筋屈服强度, A_l 为单根对拉钢筋的横截面积, l_e 为对拉钢筋的有效变形长度, N_l 为横跨圆台体裂缝上的对拉钢筋数量。

其中对拉钢筋的有效变形长度 l_e :

$$l_e = \varepsilon_{st} l_t \quad (17)$$

式中: ε_{st} 为对拉钢筋断裂时对应的应变值, l_t 为黏结应力的传递距离。这里认为黏结应力的传递距离与对拉钢筋与混凝土之间的最小锚固长度有关, 参照文献 [17], 最小锚固长度按下式计算:

$$l_a = \alpha \zeta \frac{f_{y1}}{f_{t1}} d_t \quad (18)$$

式中: α 和 ζ 分别为锚固钢筋的外形系数和锚固长度修正系数, f_{y1} 为对拉钢筋抗拉强度设计值, f_{t1} 为混凝土抗拉强度设计值, d_t 为单根对拉钢筋的直径。双钢板混凝土中的对拉钢筋的锚固长度除与对拉钢筋抗拉强度设计值、混凝土抗拉强度设计值等有关之外, 还需考虑到混凝土墙厚大小对钢筋锚固长度的影响, 因此:

$$l_t = \min(l_a, H_c) \quad (19)$$

横跨圆台体裂缝上的对拉钢筋数量 N_t 采用下式计算:

$$N_t = \frac{\pi(r_2^2 - r_1^2)}{s_1 s_2} \quad (20)$$

式中: s_1 和 s_2 为对拉钢筋纵、横两方向的间距。

2 防贯穿实用计算公式

若弹体贯穿墙体, 而剩余速度恰好为零, 则为临界状态, 此时弹体的初始撞击速度定义为临界贯穿速度或简称为贯穿速度, 记为 v_p 。此时, 弹体撞击的初始动能 E_k 为:

$$E_k = \frac{1}{2} M_1 v_p^2 \quad (21)$$

由式(2)、(21)可以得到弹体的临界贯穿速度 v_p 的计算公式为:

$$v_p = \sqrt{\frac{2}{M_1} (W_{s1} + W_c + W_{s2} + W_t)} \quad (22)$$

式中: W_{s1} 、 W_c 、 W_{s2} 和 W_t 可根据式(3)、(8)、(12)和(16)计算得到。

为计算方便, 采用 MATLAB 等商业数学软件编程, 可以容易地实现临界贯穿速度 v_p 的计算。

若弹体的初始速度 v 大于临界速度 v_p , 也可以由能量原理计算弹体的剩余速度。弹体撞击的初始动能 E_k 以及弹体贯穿墙体后的剩余动能 E_{kr} 可由下式给出:

$$E_k = \frac{1}{2} M_1 v^2 \quad (23)$$

$$E_{kr} = \frac{1}{2} M_{kr} v_{kr}^2 \quad (24)$$

式中: M_{kr} 为弹体贯穿靶板后的等效弹体质量, v_{kr} 为弹体剩余速度。由式(1)、(22)~(24)可以得到弹体贯穿双钢板混凝土墙后的剩余速度为:

$$v_{kr} = \sqrt{M_1(v^2 - v_p^2)/M_{kr}} \quad (25)$$

等效弹体质量 M_{kr} 可近似按理想情况考虑, 即 M_{kr} 等于弹体质量、前钢板及后钢板贯穿等效质量、和混凝土圆台体质量 4 部分之和,

$$M_{kr} = M_1 + \rho_s \pi (r_1^2 + r_2^2) H_s + M_c \quad (26)$$

当已知弹体以及钢板混凝土墙体各材料相关参数时, 可采用钢板混凝土墙防撞击贯穿实用计算方法, 对带对拉钢筋的核工程钢板混凝土墙体进行贯穿破坏快速评估, 为钢板混凝土墙体的防贯穿初步设计提供指导。

3 与实验结果的对比分析

文献[18]给出了弹体撞击双钢板混凝土墙的实验结果。实验弹体材料为钢材,弹体直径 $d=150$ mm、长度 300 mm,弹体头部为拱形,头部长度 $h=20$ mm。弹体质量 $M_1=40$ kg,实验中弹体的初始撞击速度约为 150 m/s。双钢板混凝土墙 SCS-175-6T 及 SCS-250-6T 大小均为 $2\text{ m}\times 2\text{ m}$,墙体厚度 H_c 分别为 175 、 250 mm,钢板的厚度 $H_s=6$ mm。靶体模型中栓钉的直径 $d_t=13$ mm、长度为 80 mm,栓钉间距 $s_1=s_2=150$ mm,栓钉屈服强度 $\sigma_t=345$ MPa,栓钉抗拉强度设计值 $f_{t1}=300$ MPa。实验中 SCS-175-6T 板的弹体初始撞击速度为 152.4 m/s, SCS-250-6T 板的弹体撞击速度为 147.7 m/s。SCS-175-6T 板撞击实验弹体贯穿了双钢板混凝土墙,弹体的剩余速度为 33.9 m/s,而 SCS-250-6T 板撞击实验的弹体未发生贯穿,弹体剩余速度为 0 。

由于弹体头部长度为 20 mm,远小于弹体直径 150 mm,因此 N_1 和 N_2 可以近似取值为 1 ,第2节计算公式中其他相关参数取值如表1和表2所示。该实验中栓钉引起的耗能可由对拉钢筋的耗能公式近似计算,前、后钢板、混凝土和栓钉的耗能以及剩余速度根据式(3)、(8)、(12)、(16)和(25)计算。根据公式计算得到的结果与实验结果对比如表3所示,其中公式计算分别给出未考虑栓钉和考虑栓钉影响的两种结果。

表1 钢板计算参数

Table 1 Calculation parameters of steel plate

密度 $\rho_s/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	屈服强度 σ/MPa	弹性模量 E_s/GPa	厚度 H_s/mm	无量纲参数 B	应变强化指数 n
7.8×10^3	307	210	6	1.1	0.08 ^[10]

表2 混凝土计算参数

Table 2 Calculation parameters of concrete

密度 $\rho_c/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	抗压强度 f_c/MPa	抗拉强度设计值 f_{t1}/MPa	厚度 H_c/m
2.37×10^3	50.075	1.9	0.163或0.238

表3 公式计算及实验结果

Table 3 Formula calculation and test results

钢板	撞击速度 $v/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	贯穿速度 $v_p/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$		破坏形式		剩余速度 $v_{kr}/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$		
		公式计算 (未考虑栓钉)	公式计算 (考虑栓钉)	公式计算	实验	公式计算 (未考虑栓钉)	公式计算 (考虑栓钉)	实验
SCS-175-6T	152.4	140.7	143.8	贯穿	贯穿	41.5	34.3	33.9
SCS-250-6T	147.7	155.0	159.7	未贯穿	未贯穿	0	0	0

未考虑栓钉影响时,计算中仅考虑前钢板、混凝土和后钢板3部分耗散的能量,由此得到工况 SCS-175-6T 和工况 SCS-250-6T 的剩余速度分别为 41.5 、 0 m/s。2种工况由公式计算得到的结果与实验结果在破坏形式上一致,剩余速度大小也比较接近。而实际实验中双钢板混凝土墙中虽没有布置对拉钢筋,但墙中设置了栓钉,在实际撞击实验中栓钉的存在也将耗散掉一部分能量,在使用公式计算时栓钉部分耗散的能量按对拉钢筋近似处理,剩余速度计算结果为 34.3 m/s,可见,当考虑栓钉影响后,公式计算结果与实验结果更为接近。需要说明的是,文献[18]的实验中,栓钉并未通长布置,栓钉的锚固能力要弱于对拉钢筋,其耗能能力也弱于对拉钢筋,因此当考虑栓钉耗能时按公式计算的弹体剩余速度将略大于 34.3 m/s。公式计算结果与实验结果的对比初步表明,本文中给出的双钢板混凝土墙防贯穿实用计算公式及剩余速度计算公式可以有效评估钢板混凝土墙体的贯穿反应。

4 与有限元计算结果的对比分析

由于以上对比只有 2 个实验结果, 为了避免偶然性, 下面将采用动力有限元方法对钢板混凝土防撞击问题开展更广泛的模拟分析, 通过有限元计算结果和公式计算结果做进一步对比分析。

4.1 有限元模型及其验证

为验证有限元模型在撞击计算中的有效性, 参照文献 [18] 中 SCS-175-6T 和 SCS-250-6T 的撞击实验建立有限元模型, 弹体和双钢板混凝土墙的有限元模型如图 2 所示。混凝土采用实体单元, 钢板和栓钉分别采用壳单元和梁单元, 栓钉和混凝土共节点, 弹体与双钢板混凝土墙的接触采用自动单面接触, 靶板四周在撞击方向上施加约束, 混凝土墙体的有限元网格尺寸为 25 mm×25 mm×25 mm, 钢板的网格为 25 mm×25 mm, 弹体网格按 25 mm 六面体划分。混凝土的本构模型采用 MAT_CONCRETE_DAMAGE_REL3 模型(K&C 混凝土模型), 混凝土相关参数见表 2, 混凝土泊松比取 0.19, 单元失效采用最大应变控制^[19]。钢板、栓钉及弹体本构材料模型采用 MAT_PLASTIC_KINEMATIC 随动硬化模型, 应变率模型采用 Cowper-Symonds 模型^[19]。钢板、栓钉及弹体有限元模型相关参数见表 4。

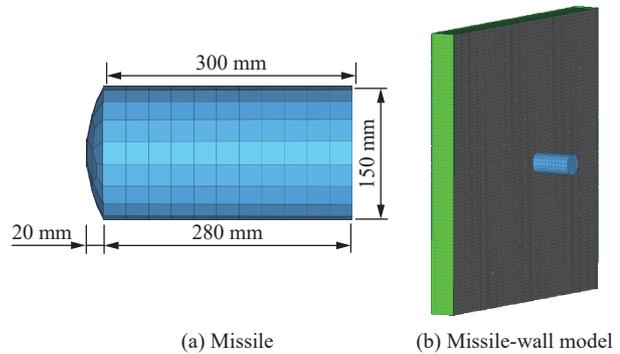


图 2 弹体及弹-靶有限元模型(SCS-175-6T)

Fig. 2 Overview of missile and missile-wall FE models (SCS-175-6T)

表 4 有限元模型材料(MAT003)参数

Table 4 Material parameters for FE models

组件	密度/(kg·m ⁻³)	屈服强度/MPa	杨氏模量 /GPa	切线模量 /MPa	泊松比	侵蚀参数		失效应变
						C	P	
钢板(6 mm)	7.8×10 ³	307	210	603	0.3	40	5	0.28
栓钉	7.8×10 ³	345	210	504	0.3	40	5	0.30
弹体	7.8×10 ³	250	210	502	0.3	40	5	0.30

当弹体的撞击速度为 152.4 m/s 时, SCS-175-6T 板毁伤情况的数值计算结果和实验结果如图 3 所示。从图 3 可知, 实验中 SCS 板的破坏形态为贯穿, 前后钢板均被破坏, 出现孔洞, 有限元模拟结果与实验结果一致。当弹体的撞击速度为 147.7 m/s 时, SCS-250-6T 板的数值计算结果和实验结果如图 4 所示。从图 4 可以看出, 靶板破坏形态为鼓包, 前钢板完全被穿透, 但是后钢板没有被撕碎, 弹体完全侵入 SCS 板中, 在撞击中心位置有较大的鼓包形成, 有限元模拟结果与实验结果一致。

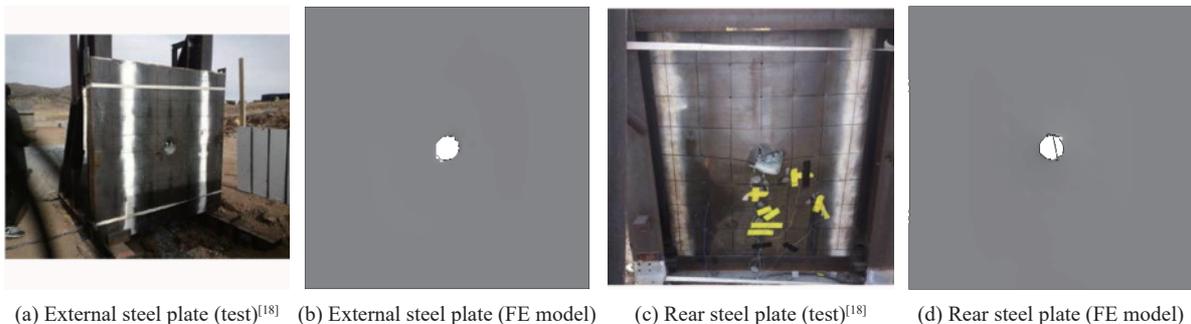


图 3 双钢板毁伤情况(SCS-175-6T)

Fig. 3 Failure of steel plates (SCS-175-6T)

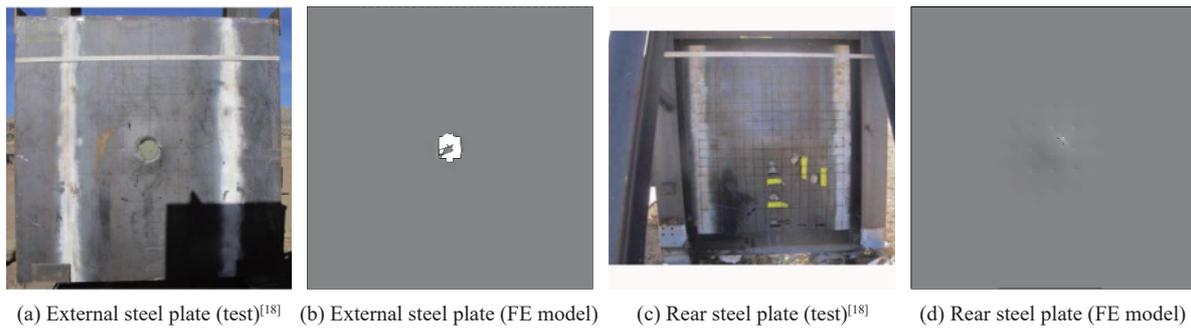


图 4 双钢板毁伤情况(SCS-250-6T)
Fig. 4 Failure of steel plates (SCS-250-6T)

对于弹体剩余速度和破坏形式,有限元计算结果和实验结果统一列于表 5。SCS-175-6T 实验中弹体贯穿靶板后的剩余速度为 33.9 m/s,而有限元模拟结果为 28.7 m/s,这也表明有限元模型的耗能略大于实验模型的耗能,有限元模型的贯穿速度将略大于实验模型的贯穿速度,但两者比较接近。以上对比分析表明,在这两次撞击实验中,有限元模拟所得到的毁伤形式、剩余速度与实验结果均符合较好。说明所采用的有限元模型及相关计算参数是可信的。

表 5 数值计算和实验结果
Table 5 Numerical analysis and test results

钢板	撞击速度 $v/(m \cdot s^{-1})$	破坏形式		剩余速度 $v_{lr}/(m \cdot s^{-1})$	
		有限元模拟	实验	有限元模拟	实验
SCS-175-6T	152.4	贯穿	贯穿	28.7	33.9
SCS-250-6T	147.7	鼓包	鼓包	0	0

4.2 有限元方法中临界贯穿速度的计算

为实现两种方法的对比,需要在有限元计算分析中,获得弹体撞击双钢板混凝土墙时的贯穿速度,若想精确地获得临界贯穿速度,达到既能贯穿,又使得弹体剩余速度恰好为 0,需要繁冗的试算工作。本文处理的方法是,在撞击速度 v 作用下,未发生贯穿,将撞击速度再增大 1 m/s 重新计算,如果能发生贯穿,则贯穿速度取 $v+1$ m/s,这样贯穿速度精确到个位数。图 5 为钝头弹分别以 126、127 m/s 速度撞击无对拉钢筋的双钢板混凝土墙时后钢板的毁伤情况。当撞击速度 $v=126$ m/s 时,双钢板混凝土墙未发生贯穿,当 $v=127$ m/s 时,发生了贯穿,由此确定此双钢板混凝土墙(SCS-175-4T)贯穿速度为 127 m/s。图 6 给出了撞击速度分别为 126、127 m/s 时弹体的速度时程曲线,可以看出,撞击结束

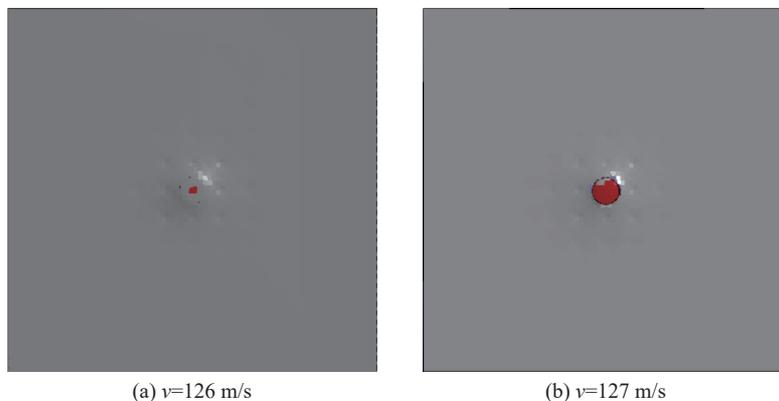


图 5 不同撞击速度下双钢板混凝土墙(SCS-175-4T)后钢板毁伤情况
Fig. 5 Rear steel plates failure shape of SC walls at different impact velocities (SCS-175-4T)

后, 126 m/s 工况对应弹体的速度变为 0, 并有较小的反弹速度; 127 m/s 工况对应弹体最后的剩余速度约为 12.8 m/s。

根据文献 [18] 的实验工况建立有限元模型。由于实验靶板内未配置对拉钢筋但设置了间距为 150 mm 的栓钉, 在使用公式计算时, 分别按未考虑栓钉、考虑栓钉耗散能量进行计算。表 6 给出了公式计算以及有限元计算得到的 2 种工况的贯穿速度, 2 种工况下, 公式计算和有限元计算的偏差均小于 5%, 两者计算结果接近, 而考虑栓钉影响时实用计算方法的预测精度可得到进一步改善。

在以上分析中给出了考虑和不考虑对拉钢筋/栓钉时贯穿速度预测结果的对比, 为定量分析对拉钢筋对能量耗散的影响, 研究中也开展了墙体各部分耗能所占比重的对比分析。利用实用公式计算得到工况 SCS-175-6T 的前钢板、后钢板、混凝土、对拉钢筋 4 部分的总耗能为 413 820 J, 其中, 混凝土耗能为 60 826 J, 对拉钢筋耗能为 17 946 J, 混凝土和对拉钢筋耗能分别占总耗能的 14.70% 和 4.34%; 工况 SCS-250-6T 的墙体总耗能为 509 767 J, 其中, 混凝土耗能为 145 991 J, 对拉钢筋耗能为 29 285 J, 混凝土和对拉钢筋耗能分别占总耗能的 28.64% 和 5.74%。分析结果表明, 对于两种工况, 双钢板的耗能基本不变; 随着墙体厚度的增加, 混凝土圆台体增大, 对拉钢筋对耗能的占比随之增大。

表 6 双钢板混凝土墙贯穿速度对比

Table 6 Comparison of perforation velocities of SC walls

钢板	贯穿速度/(m·s ⁻¹)			偏差/%	
	公式计算(未考虑栓钉)	公式计算(考虑栓钉)	有限元分析	未考虑栓钉	考虑栓钉
SCS-175-6T	140.7	143.8	148	-4.93	-2.84
SCS-250-6T	155.0	159.7	161	-3.73	-0.81

4.3 飞机发动机撞击双钢板混凝土墙分析

以上工况中的弹体直径小、质量小, 对于大直径、大质量的飞机发动机, 所给出的双钢板混凝土墙防贯穿计算公式是否合理可行, 需要进一步分析。商用飞机发动机主要由机匣、涡扇叶片、燃烧室、高压压气机、高压涡轮等构件组成。由于发动机构造复杂, 在评价飞机发动机撞击核安全壳时可将发动机进行合理简化, 本文在有限元法计算中将飞机发动机分别简化为实心圆柱体和前端封闭的圆柱壳两种弹体进行模拟, 通过变化发动机类型、发动机质量、发动机直径、混凝土厚度参数, 将公式计算的贯穿速度与有限元计算结果进行对比, 共考虑了 10 种计算工况, 图 7 和图 8 分别为工况 C5、C6 的飞机发动机有限元模型以及工况 C6 的有限元模型, 其他工况的有限元模型与工况 C5、C6 相似。

10 种工况的混凝土有限元模型均采用实体单元, 钢板和对拉钢筋分别采用壳单元和梁单元, 对拉钢筋与混凝土单元耦合共同受力, 弹体与双钢板混凝土墙的接触采用自动单面接触模式, 靶板四周在撞击方向上施加约束。考虑到网格尺寸大小对计算结果的影响, 在保持与 4.1 节有限元模型一致性的基础上, 同时为保证各工况的计算效率, 10 种工况中除工况 C1、C2 墙体混凝土和对应钢板的网格尺寸均按 25 mm 划分外, 其余工况混凝土和对应钢板部分的网格尺寸在模型中部区域控制在 25 mm 左右, 周边网格尺寸适当增大。所有发动机有限元网格大小均按 25 mm 六面体划分。

对拉钢筋本构模型采用 MAT_PLASTIC_KINEMATIC 随动硬化模型^[19]。发动机本构模型采用 MAT_RIGID 刚性材料模型^[19], 其余有限元模型材料本构和参数同 4.1 节。

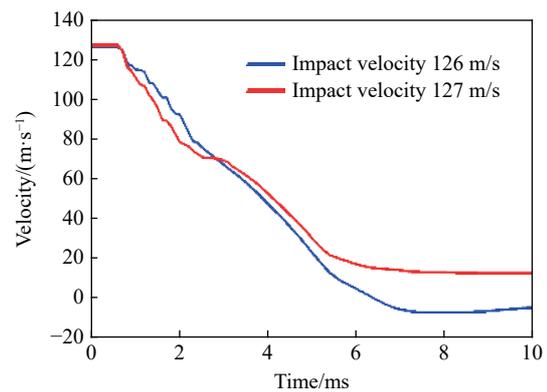


图 6 不同撞击速度下弹体的速度时程曲线(SCS-175-4T)

Fig. 6 Velocity-time curves of the missile at different impact velocities (SCS-175-4T)

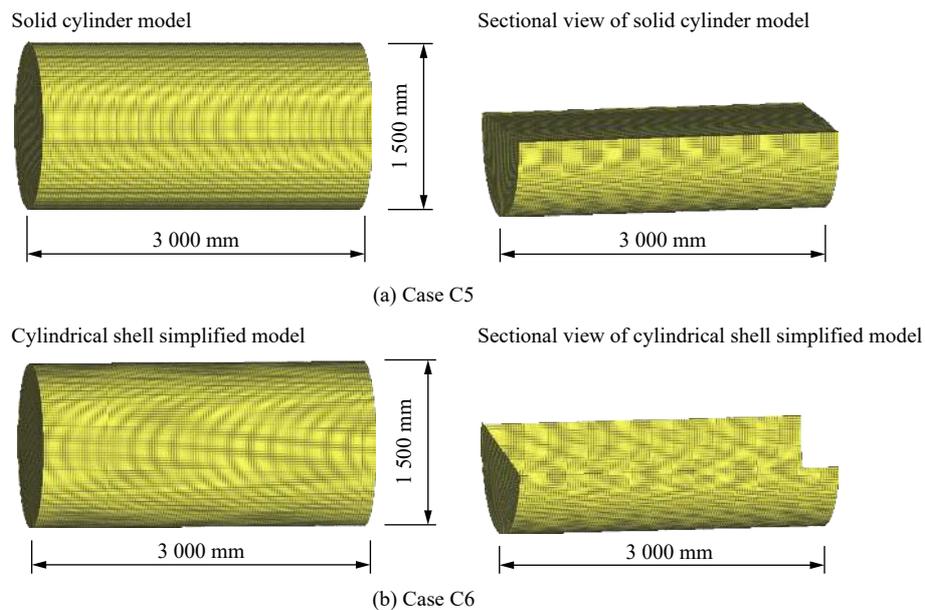


图7 工况C5、C6飞机发动机有限元模型
Fig. 7 Aircraft engine FE models of cases C5 and C6

10种工况对应的部分计算参数见表7,其余计算参数为:由于弹体模型均为平头弹,故弹体头部长度 $h=0$,圆柱壳弹体厚度均为10 mm;混凝土的抗压强度为50 MPa,抗拉强度设计值为1.9 MPa,密度 2350 kg/m^3 ,对拉钢筋间距200 mm、直径20 mm、屈服强度345 MPa、抗拉强度设计值300 MPa,根据文献[17],对拉钢筋外形系数 $\alpha=0.16$ 、对拉钢筋锚固长度修正系数 $\zeta=0.6$ 、断裂应变 ε_{st} 取0.3^[20],根据文献[21-22],对拉钢筋动力强化系数 f_d 取1.2,钢板的厚度为10 mm、屈服强度307 MPa、密度 7850 kg/m^3 、弹性模量210 GPa。

表7中给出了飞机发动机撞击带对拉钢筋双钢板混凝土墙的贯穿速度。从表中可以看出,公式的计算结果与有限元分析的结果较为接近,除工况C5偏差略超10%以外,其余工况偏差绝对值均在8%以内;对于有限元分析得出的贯穿速度,采用前端封闭的圆柱壳发动机模型得到的

贯穿速度要高于实心圆柱体发动机模型的计算结果;实用计算公式得到的贯穿速度与前端封闭的圆柱壳发动机模型给出的速度计算偏差小于5%。弹体的贯穿速度随着弹体质量的增大而降低。以上结果表明,对于飞机发动机,本文中给出的带对拉钢筋双钢板混凝土墙的防贯穿公式是合理可信的,该公式可用于双钢板混凝土墙的防贯穿设计以及对核工程双钢板混凝土墙开展安全评估。

目前国际核电建设已进入第三代发展时期,具有代表性的第三代核电技术AP1000^[23]核机组,其安全壳采用双钢板混凝土结构。参照AP1000核机组及我国的某核电站安全壳结构形式建立双钢板混凝土墙模型。双钢板混凝土墙厚1.1 m、钢板厚20 mm、钢板屈服强度345 MPa、混凝土抗压强度55 MPa,对拉钢筋的直径为20 mm、屈服强度为400 MPa、间距为475 mm。以Boeing

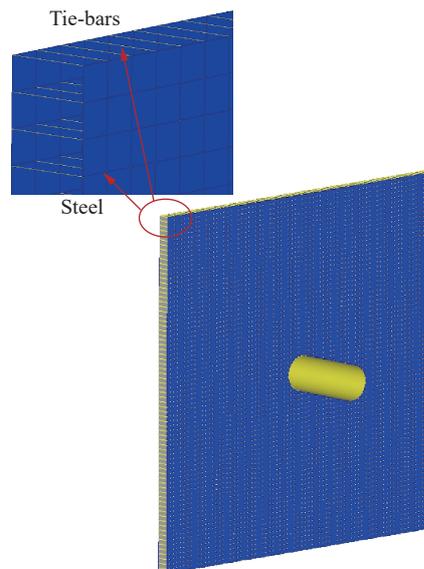


图8 工况C6有限元模型
Fig. 8 FE model of case C6

767-200ER 的发动机 CF6-80C2^[24-25] 为对象, 该发动机单个质量 4.35 t、直径 2.5 m、长度 6.0 m。对于 CF6-80C2 发动机, 利用本文中提出的防贯穿计算公式计算得到的结果是: 若以 Boeing 767-200ER 的发动机 CF6-80C2 撞击上述双钢板混凝土墙体, 发动机贯穿速度为 205.6 m/s, 大于现有飞机坠毁记录以及目前民航飞机的起飞降落速度要求, 可以看出该核电站双钢板混凝土墙对于防飞机发动机贯穿是安全的。

表 7 飞机发动机撞击双钢板混凝土墙的贯穿速度对比

Table 7 Comparison of perforation velocities for SC walls subjected to an aircraft engine

工况	发动机类型	发动机质量/kg	发动机直径/m	发动机总长/m	混凝土墙厚度/m	贯穿速度/(m·s ⁻¹)		偏差/%
						公式计算	有限元分析	
C1	实心	998	0.5	0.650	0.48	128.3	126	1.83
C2	圆柱壳	998	0.5	0.650	0.48	128.3	129	-0.54
C3	实心	2 003	1.0	1.950	0.48	169.9	162	4.88
C4	圆柱壳	2 003	1.0	1.950	0.48	169.9	174	-2.36
C5	实心	4 500	1.5	3.000	0.48	166.9	151	10.53
C6	圆柱壳	4 500	1.5	3.000	0.48	166.9	159	4.97
C7	实心	8 014	2.0	4.225	0.98	178.2	178	0.11
C8	圆柱壳	8 014	2.0	4.225	0.98	178.2	187	-4.71
C9	实心	17 339	2.5	6.000	0.98	147.9	137	7.96
C10	圆柱壳	17 339	2.5	6.000	0.98	147.9	146	1.30

5 结 论

通过分析刚性弹体撞击双钢板混凝土墙的贯穿机制, 提出了一种防贯穿实用计算公式, 与实验以及有限元模型进行了对比, 得出主要结论如下:

(1) 基于能量法研究了双钢板混凝土墙防贯穿计算方法, 将弹体贯穿双钢板混凝土墙的能量耗散分为前钢板、后钢板、混凝土以及对拉钢筋耗散的能量 4 部分, 提出了基于能量法的钢板混凝土墙防贯穿实用计算公式。

(2) 基于防贯穿计算公式的计算结果与实验及有限元分析的结果相比, 除个别工况计算结果偏差略超 10% 外, 其余均在 10% 以内, 说明本文给出的计算公式是合理可信的, 能有效评估双钢板混凝土墙的贯穿破坏和进行相关设计。

(3) 在质量不变的条件下, 飞机发动机可简化为实心圆柱体或者前端封闭的圆柱壳平头弹, 这样的简化对采用有限元方法分析双钢板混凝土墙抗飞机发动机撞击贯穿速度的计算结果影响不大, 采用前端封闭的圆柱壳发动机模型获得的贯穿速度略大于实心圆柱体模型, 弹体的贯穿速度随着弹体质量的增大而降低。

参考文献:

- [1] United States Nuclear Regulatory Commission. 50.150 aircraft impact assessment [DB/OL]. (2009-06-12)[2019-10-02]. <https://www.nrc.gov/reading-rm/doc-collections/cfr/part050/part050-0150.html>.
- [2] Nuclear Energy Institute. NEI 07-13 methodology for performing aircraft impact assessments for new plant designs [S]. Washington: Nuclear Energy Institute, 2011.
- [3] U.S. Nuclear Regulatory Commission. DG-1176 Guidance for the assessment of beyond-design-basis aircraft impacts [S]. Washington: U.S. Nuclear Regulatory Commission, 2009.
- [4] 国家核安全局. 核动力厂设计安全规定: HAF 102-2016 [S]. 北京: 国家核安全局, 2016: 24-25.
- [5] 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. DOI: 10.11883/1001-

- 1455(2016)02-0269-10.
- LIU J B, HAN P F, LIN L, et al. Research progress of buildings and structures subjected to aircraft impact [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2016, 36(2): 269–278. DOI: 10.11883/1001-1455(2016)02-0269-10.
- [6] 刘晶波, 韩鹏飞, 郑文凯, 等. 商用飞机撞击核电站屏蔽厂房数值模拟 [J]. *爆炸与冲击*, 2016, 36(3): 391–399. DOI: 10.11883/1001-1455(2016)03-0391-09.
- LIU J B, HAN P F, ZHENG W K, et al. Numerical investigation of shield building for nuclear power plant subjected to commercial aircraft impact [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2016, 36(3): 391–399. DOI: 10.11883/1001-1455(2016)03-0391-09.
- [7] LIU J B, HAN P F. Numerical analyses of a shield building subjected to a large commercial aircraft impact [J]. *Shock and Vibration*, 2018, 2018(6): 1–17.
- [8] ARROS J, DOUMBALSKI N. Analysis of aircraft impact to concrete structures [J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2007, 237(12–13): 1241–1249. DOI: 10.1016/j.nucengdes.2006.09.044.
- [9] THAI D K, KIM S E. Safety assessment of a nuclear power plant building subjected to an aircraft crash [J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2015, 293: 38–52. DOI: 10.1016/j.nucengdes.2015.07.053.
- [10] BRUHL J C, VARMA A H, JOHNSON W H. Design of composite SC walls to prevent perforation from missile impact [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2015, 75: 75–87. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2014.07.015.
- [11] CHEN X Y, HUANG X L, LIANG G J. Comparative analysis of perforation models of metallic plates by rigid sharp-nosed projectiles [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2011, 38(7): 613–621. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2010.12.005.
- [12] FORRESTAL M J, WARREN T L. Perforation equations for conical and ogival nose rigid projectiles into aluminum target plates [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2009, 36(2): 220–225. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2008.04.005.
- [13] CHEN X Y, LI Q M. Deep penetration of a non-deformable projectile with different geometrical characteristics [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2002, 27(6): 619–637. DOI: 10.1016/S0734-743X(02)00005-2.
- [14] LI Q M, CHEN X W. Dimensionless formulae for penetration depth of concrete target impacted by a non-deformable projectile [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2003, 28(1): 93–116. DOI: 10.1016/S0734-743X(02)00037-4.
- [15] LI Q M, REID S R, WEN H M, et al. Local impact effects of hard missiles on concrete targets [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2005, 32(1–4): 224–284. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2005.04.005.
- [16] KAR A K. Residual velocity for projectiles [J]. *Nuclear Engineering and Design*, 1979, 53(1): 87–95. DOI: 10.1016/0029-5493(79)90042-6.
- [17] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 混凝土结构设计规范 (2015 版): GB 50010-2010 [S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2011: 103–106.
- [18] KIM K S, MOON I H, CHOI H J, et al. A preliminary study on the local impact behavior of steel-plate concrete walls [J]. *Annals of Nuclear Energy*, 2017, 102: 210–219. DOI: 10.1016/j.anucene.2016.12.006.
- [19] HALLQUIST J O. LS-DYNA theory manual: Version 971 [M]. Livermore: Livermore Software Technology Corporation, 2007: 15–19.
- [20] MIZUNO J, KOSHIKA N, MORIKAWA H, et al. Investigation on impact resistance of steel plate reinforced concrete barriers against aircraft impact, part 1: test program and results [C] // Proceedings of the 18th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology. Beijing: China Nuclear Society, 2005: 2566–2579.
- [21] 中华人民共和国建设部, 中华人民共和国国家质量监督检验检疫总局. 人民防空地下室设计规范: GB 50038-2005 [S]. 北京: 国标图集出版社, 2006: 52–68.
- [22] US Department of the Army. TM5-1300 The design of structures to resist the effects of accidental explosions [M]. Washington, DC: US Department of the Army, the Navy and the Air Force, 1990.
- [23] Westinghouse Electric Company LLC. Passive safety systems and timeline for station blackout [DB/OL]. (2011)[2017-08-01]. <https://www.westinghousenuclear.com/Portals/0/New%20Plants/AP1000/AP1000%20Station%20Blackout.pdf?timestamp=1404842353431>.
- [24] The Boeing Company. Boeing commercial airplanes [DB/OL]. (2020-05-18)[2017-09-02]. <https://boeing.mediaroom.com>.
- [25] Boeing Commercial Airplanes. 767 Airplane characteristics for airport planning: D6-58328 [R]. Seattle: Boeing Commercial Airplanes, 2005.

(责任编辑 曾月蓉)