

文章编号: 1007-7294(2026)01-0119-16

质量对爆炸荷载均布作用梁构件位移响应影响的理论研究

耿少波, 洪 欣, 郑 毅, 沈新月
(中北大学 环境与安全工程学院, 太原 030051)

摘要: 为研究质量增加及产生的附加阻尼、附加刚度效应对均布爆炸荷载作用下梁构件位移响应的影响, 本文以延性比为塑性发展程度控制参数, 推导了以质量参数为变量的梁构件弹塑性位移解。以矩形截面为梁构件代表性截面, 设计了不同质量参数及其附加阻尼和附加刚度参数耦合的 17 种典型工况, 考察了这些参数对均布爆炸荷载作用梁构件振动位移的影响, 重点分析了各参数对弹性位移峰值和弹塑性位移峰值的影响程度, 完成了矩形截面钢梁爆炸荷载下位移响应的 LS-DYNA 数值仿真验证与理论对比, 验证了本文理论方法的可靠性。结果表明: 提高构件质量可降低位移峰值, 其降低程度低于质量自身增加幅度; 附加阻尼效应在质量-阻尼-刚度耦合计算中的独立作用, 可使位移峰值降低幅度提升至质量-阻尼耦合结果的 3 倍以上; 附加刚度效应按质量-阻尼-刚度耦合计算后独立考察, 其对弹性位移峰值的降低幅度基本等同于按质量-刚度耦合计算后独立考察结果, 对于梁构件抗爆设计, 应采用质量、附加阻尼与附加刚度的三者耦合计算方法。

关键词: 爆炸; 梁构件; 动力响应; 质量; 阻尼; 刚度

中图分类号: O383.2 文献标识码: A doi: 10.3969/j.issn.1007-7294.2026.01.012

Theoretical study of influence of mass on displacement response of beam members under uniform blast loading

GENG Shao-bo, HONG Xin, ZHENG Yi, SHEN Xin-yue
(School of Environment and Safety Engineering, North University of China, Taiyuan 030051, China)

Abstract: In order to study the influence of mass increase and the corresponding added damping and stiffness on the displacement response of beam members under a uniform blast loading, the elastic-plastic displacement solutions of beam members with mass parameters as variables were derived, using the ductility ratio to control the extent of plastic deformation. Using a rectangular section as representative case for beam members, we designed 17 calculation cases for the parameters of mass, additional damping, and additional stiffness. The effect of these parameters on the vibration displacement of beam members under uniform blast loading was analyzed, particularly the impact on peak elastic and the peak elastic-plastic displacement. The comparison of LS-DYNA numerical simulation verification and theoretical results of the displacement response of the rectangular section steel beam under blast loading was completed, which verified the reliability of the theoretical method proposed in this paper. The results show that the reduction of various peak displacements can be achieved by adding mass and the degree of reduction is lower than that of adding mass. The single effect of additional damping in the mass-damping-stiffness coupling calculation may

收稿日期: 2025-04-12

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51408558); 山西省基础研究计划资助项目(202203021211099)

作者简介: 耿少波(1982-), 男, 博士, 副教授, 通讯作者, E-mail: gengshaobo@nuc.edu.cn。

increase the peak displacement reduction by more than 3 times of that obtained from the mass-damping coupling alone. The additional stiffness effect, when included in the mass-damping-stiffness coupling, reduces peak elastic displacements to similar degree as mass-stiffness coupling alone. The coupling calculation method of mass, additional damping, and additional stiffness should be used for the blast-resistant beam design.

Key words: blast loading; beam member; dynamic response; mass; damping; stiffness

0 引言

爆炸荷载是威胁舰船运行的重要偶然荷载,梁构件作为舰船结构的主要组成要素,其在爆炸作用下的振动响应及控制是工程界和学术界关注热点之一。现有的抗爆设计规范^[1-4]及学者们常将该问题简化为等效单自由度体系(Single Degree of Freedom, SDOF)^[5],如Kang等^[6]指出SDOF理论能较好分析爆炸荷载下船体结构的动力响应;Liu等^[7]将船舶上层甲板等效为单自由度(SDOF)体系,结合理论方法、数值模拟分析了甲板爆炸荷载下的动力响应,验证了SDOF理论的准确性;Geng等^[8]、Mendonca等^[9]、Algassem等^[10]也采用SDOF方法完成了梁构件爆炸试验和有限元分析结果的对比;方秦等^[11]、耿少波等^[12]、陈佳龙^[13]通过理论修订,进一步提升了SDOF法的计算精度。

从SDOF方法的表达式可知,质量、阻尼、刚度是影响梁构件振动的内在决定性因素。学者们的相关研究主要揭示了这三因素的影响规律,如Liang等^[14]、Li等^[15]分析舰艇梁厚度改变对爆炸荷载动力响应的影响,发现增加梁质量可有效提高构件的抗爆性能;黄时春等^[16]基于实船爆炸试验实测结构响应数据对结构阻尼进行了定量分析,认为构件的质量、刚度均会影响阻尼,进而改变响应特征;Arora等^[17]开展了厚度为15~40 mm的夹芯板构件水下爆炸试验,结合有限元软件抗爆分析结果,表明增加构件厚度可提高构件刚度、削减构件变形;Hao^[18]认为构件质量越大,越有利于梁构件抵抗爆炸作用;Ha等^[19]发现采用纤维增强聚合物提高压板自身刚度可使舰艇结构得到更好的抗爆性;Schiffer等^[20]、Sohn等^[21]利用仿真软件分析了船体加筋结构在爆炸冲击波下的动态响应特性,表明船体刚度提升可有效提升船体的抗爆性能;董九亭等^[22]研究发现提高阻尼能显著降低水下梁构件的位移幅值;Vasilache等^[23]研究表明,考虑阻尼的夹层复合材料可提高船体承受爆炸荷载的能力;Amabili等^[24]、Hajmohammad等^[25]也认为刚度和阻尼可以有效减小梁构件在爆炸作用下的跨中位移。综上所述,广大学者对爆炸作用梁构件振动位移SDOF法及参数影响效应进行了积极探索,然而,关于梁构件质量、刚度及阻尼的定量变化对应位移的降低程度,目前尚未有明确总结。

梁截面尺寸增大导致质量增大,通常同时改变构件刚度,且构件自身阻尼也与质量、刚度相关。提高构件质量会引入附加刚度和阻尼效应,导致SDOF三参数同时变化。对于构件质量发生改变及其附加效应,可在多大程度上改变爆炸作用梁构件位移,尚未有明确结论。根据梁构件弹性振动过渡到塑性振动的时长与爆炸作用时长的比值,可将梁构件分为柔性梁构件和刚性梁构件两类^[26]。本文基于此分类,完成不同阶段梁构件位移方程解后设计典型工况,以仅改变质量参数为基准工况,分别考查对比质量变化及其附加刚度效应、附加阻尼效应,并研究不同耦合方式下爆炸作用梁构件位移的变化,尤其是弹性位移峰值、弹塑性位移峰值的变化情况。本研究为爆炸荷载下梁构件的振动精细化分析及抗爆优化设计奠定了理论基础。

1 爆炸荷载均布作用柔性梁构件位移响应求解

1.1 柔性梁构件定义

柔性梁构件是指爆炸荷载作用结束时,梁构件尚未完成弹性运动,即爆炸作用时长 t_f 小于梁构件

由弹性运动进入塑性运动的时间分界点 t_T 。由文献[27-28]可知, 常规武器产生的爆炸荷载作用时长较短, 往往小于梁构件达到弹塑性位移峰值所需时长 t_m , 此类荷载被定义为短持时爆炸荷载。因此, 在短持时爆炸荷载下, 柔性梁构件的时长参数关系为 $t_i < t_T < t_m$ 。

1.2 弹性强迫运动阶段

根据梁构件等效单自由度体系理论, 在弹性阶段且在爆炸作用时间范围内 ($0 < t < t_i$), t 为梁构件运动时间变量, 此时, 动力方程为

$$M_e \ddot{y} + C_e \dot{y} + K_e y = \Delta P_e(t) \quad (1)$$

式中: M_e 为等效质量, C_e 为等效阻尼, K_e 为等效刚度, y 为梁构件的振动位移, $\Delta P_e(t)$ 为梁构件所承受的随时间 t 变化的爆炸荷载, 各等效参数计算公式为

$$M_e = \alpha_m k_M m l, K_e = \alpha_k k_L K, C_e = 2\alpha_c \xi \sqrt{k_M m l k_L K} \quad (2)$$

式中: m 为梁构件单位长度质量, l 为梁构件跨长, ξ 为梁构件阻尼比, K 为梁构件真实刚度, k_M 为梁构件在弹性阶段质量变换系数, k_L 为梁构件在弹性阶段荷载变换系数, α_m 为梁构件质量参数, α_k 为梁构件因质量参数产生的附加刚度参数, α_c 为梁构件因质量参数产生的附加阻尼参数。爆炸荷载正超压作用时间非常短, 常简化为等冲量的线性荷载, 其等效爆炸荷载为^[28]

$$\Delta P_e(t) = \begin{cases} \Delta p_m l k_{L(1)} \left(1 - \frac{t}{t_i}\right) & 0 \leq t \leq t_i \\ 0 & t > t_i \end{cases} \quad (3)$$

式中: Δp_m 为冲击波超压峰值, k_L 为梁构件在塑性阶段荷载变换系数。

求解方程(1), 结合以位移、速度均为 0 的初始条件, 解出其位移和速度表达式分别为

$$y = \frac{y_{st}}{\alpha_k t_i} \left\{ e^{-\frac{\xi \alpha_c \omega t}{\sqrt{\alpha_m \alpha_k}}} \left[\left(1 - \frac{t_i \xi \omega \alpha_c}{\sqrt{\alpha_m \alpha_k}} - \frac{2\xi^2 \alpha_c^2}{\alpha_m \alpha_k}\right) \frac{\sin \omega_g t}{\omega_g} - \left(t_i + \frac{2\xi \alpha_c}{\sqrt{\alpha_m \alpha_k} \omega}\right) \cos \omega_g t \right] + \frac{2\xi \alpha_c}{\sqrt{\alpha_m \alpha_k} \omega} + t_i - t \right\} \quad (4)$$

$$v = \frac{y_{st}}{\alpha_k t_i} \left\{ e^{-\frac{\xi \alpha_c \omega t}{\sqrt{\alpha_m \alpha_k}}} \left[\left(\omega_g t_i + \frac{\xi^2 \omega^2 \alpha_c^2 t_i}{\omega_g \alpha_m \alpha_k} + \frac{2\xi \omega \alpha_c}{\omega_g \sqrt{\alpha_m \alpha_k}} \left(\frac{\omega_g^2}{\omega^2} - \frac{1}{2} + \frac{\xi^2 \alpha_c^2}{\alpha_m \alpha_k}\right)\right) \sin \omega_g t + \cos \omega_g t \right] - 1 \right\} \quad (5)$$

式中: ω_1 为质量不变无阻尼振动频率, ω 为质量改变无阻尼振动频率, ω_g 为质量改变含阻尼振动频率, y_{st} 为质量不变时梁构件超压峰值视为静载时对应的位移。各参数计算公式为

$$\omega_1^2 = \frac{k_L K}{k_M m l}, \omega^2 = \frac{\alpha_k}{\alpha_m} \omega_1^2, \omega_g = \omega \sqrt{1 - \frac{\alpha_c^2 \xi^2}{\alpha_m \alpha_k}} \quad (6)$$

$$\frac{C_e}{M_e} = \frac{2\xi \omega \alpha_c}{\sqrt{\alpha_m \alpha_k}}, \frac{K_e}{M_e} = \omega^2, \frac{C_e}{K_e} = \frac{2\xi \alpha_c}{\omega \sqrt{\alpha_m \alpha_k}}, y_{st} = \frac{\Delta p_m l}{K} \quad (7)$$

将 $t=t_i$ 代入式(4)~(5), 即可求出爆炸作用结束的 t_i 时刻对应的位移 y_i 和速度 v_i 表达式。

1.3 弹性自由运动阶段

当爆炸作用卸载后, 梁构件进入无外荷载、以位移 y_i 及速度 v_i 为初始条件的弹性自由运动阶段, 对应的时段为 $t_i < t < t_T$, 此时动力方程为

$$M_e \ddot{y} + C_e \dot{y} + K_e y = 0 \quad (8)$$

求解方程(8)后, 为更简洁表达此时的位移、速度表达式, 令

$$f_1^* = \frac{1}{r_g \alpha_k \theta_i} \left(1 - \frac{\xi \alpha_c \theta_i}{\sqrt{\alpha_m \alpha_k}} - \frac{2\xi^2 \alpha_c^2}{\alpha_m \alpha_k}\right), f_2^* = -\frac{1}{\alpha_k} \left(1 + \frac{2\xi \alpha_c}{\sqrt{\alpha_m \alpha_k} \theta_i}\right) \quad (9)$$

$$f_3^* = \frac{1}{\alpha_k} \left(\frac{\xi^2 \alpha_c^2}{\alpha_m \alpha_k r_g} + \frac{2\xi \alpha_c r_g}{\sqrt{\alpha_m \alpha_k} \theta_i} + r_g\right), f_4^* = \frac{\xi \alpha_c}{\sqrt{\alpha_m \alpha_k} r_g \alpha_k \theta_i} \left(\frac{2\xi^2 \alpha_c^2}{\alpha_m \alpha_k} - 1\right), f_5^* = \frac{1}{\alpha_k \theta_i} \quad (10)$$

式中: θ_i 为梁构件时长参数, r_g 为阻尼系数, 两参数的表达式为

$$\theta_i = \omega t_i, r_g = \sqrt{1 - \frac{\alpha_c^2 \xi^2}{\alpha_m \alpha_k}} \quad (11)$$

结合式(9)~(11)可求出该阶段的位移和速度表达式, 此时将 $t=t_T$ 代入这些表达式, 可求出 $t=t_T$ 时

刻对应的位移 y_T 、速度 v_T 为

$$y_T = y_{st} e^{-\frac{\alpha_c \xi (\theta_T - \theta_i)}{\sqrt{\alpha_m \alpha_k}}} \left\{ \begin{aligned} & \frac{2\xi \alpha_c}{\sqrt{\alpha_m \alpha_k} \alpha_k \theta_i} \cos r_g (\theta_T - \theta_i) - (f_1^* + \frac{\alpha_c \xi}{\sqrt{\alpha_m \alpha_k} r_g \alpha_k}) \sin r_g (\theta_T - \theta_i) + \\ & e^{-\frac{\alpha_c \xi \theta_i}{\sqrt{\alpha_m \alpha_k}}} \left[(f_1^* \sin r_g \theta_i + f_2^* \cos r_g \theta_i) \cos r_g (\theta_T - \theta_i) + \right. \\ & \left. (f_1^* \cos r_g \theta_i - f_2^* \sin r_g \theta_i) \sin r_g (\theta_T - \theta_i) \right] \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

$$v_T = \omega y_{st} e^{-\frac{\alpha_c \xi (\theta_T - \theta_i)}{\sqrt{\alpha_m \alpha_k}}} \left\{ \begin{aligned} & e^{-\frac{\alpha_c \xi \theta_i}{\sqrt{\alpha_m \alpha_k}}} \left[((f_3^* + f_4^*) \sin r_g \theta_i + f_5^* \cos r_g \theta_i) \cos r_g (\theta_T - \theta_i) + \right. \\ & \left. ((f_3^* + f_4^*) \cos r_g \theta_i - f_5^* \sin r_g \theta_i) \sin r_g (\theta_T - \theta_i) \right] \\ & - f_5^* \cos r_g (\theta_T - \theta_i) - \left(f_4^* + \frac{2\xi \alpha_c r_g f_5^*}{\sqrt{\alpha_m \alpha_k}} \right) \sin r_g (\theta_T - \theta_i) \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

式中: θ_T 为梁构件时长参数, 参数表达式为

$$\theta_T = \omega t_T \quad (14)$$

1.4 塑性自由运动阶段

当时间 $t > t_T$ 时, 梁构件进入无外荷载、以位移 y_T 及速度 v_T 为初始条件的塑性自由运动阶段, 即 $t_T < t < t_m$ 。在小变形、理想弹塑性材料, 以及不考虑轴向力影响等前提下, 梁构件达到最大抗力 q_m , 此时动力方程为

$$m_e \ddot{y} + c_e \dot{y} + q_m = 0 \quad (15)$$

式中: m_e 为塑性阶段等效质量, c_e 为塑性阶段等效阻尼。其计算公式为

$$m_e = \alpha_m k_m \overline{ml}, \quad c_e = 2\alpha_c \xi \sqrt{k_m \overline{ml} k_1 K}, \quad q_m = \alpha_k k_1 K y_T \quad (16)$$

$$\frac{c_e}{m_e} = \frac{2\xi \alpha_c \omega}{\sqrt{\alpha_m \alpha_k}} \sqrt{\frac{k_{M-L}}{k_{m-1}}}, \quad \frac{q_m}{m_e} = y_T \omega^2 \frac{k_{M-L}}{k_{m-1}}, \quad \frac{q_m}{c_e} = \frac{\omega y_T \sqrt{\alpha_m \alpha_k}}{2\xi \alpha_c} \sqrt{\frac{k_{M-L}}{k_{m-1}}} \quad (17)$$

式中: k_m 为塑性阶段质量变换系数, k_{M-L} 、 k_{m-1} 分别为弹性、塑性阶段质量变换系数与荷载变换系数之比。其参数表达式为

$$k_{M-L} = k_M/k_L, \quad k_{m-1} = k_m/k_1 \quad (18)$$

求解方程(15), 则此阶段位移和速度表达式为

$$y = y_T + \frac{m_e}{c_e} \left(v_T + \frac{q_m}{c_e} \right) \left(1 - e^{-\frac{c_e}{m_e} (t - t_T)} \right) - \frac{q_m}{c_e} (t - t_T) \quad (19)$$

$$v = \left(v_T + \frac{q_m}{c_e} \right) e^{-\frac{c_e}{m_e} (t - t_T)} - \frac{q_m}{c_e} \quad (20)$$

当运动达到弹塑性位移峰值 y_m 时, 对应 t_m 时刻的速度 $v_m = 0$, 即令式(20)为 0, 可得出 t_m 表达式, 将其代入式(19), 得出梁构件弹塑性位移峰值表达式为

$$y_m = y_T + \frac{v_T \sqrt{\alpha_m \alpha_k}}{2\alpha_c \xi \omega} \sqrt{\frac{k_{m-1}}{k_{M-L}}} - \frac{y_T \alpha_m \alpha_k}{4\xi^2 \alpha_c^2} \ln \left(1 + \frac{2\xi \alpha_c v_T}{\sqrt{\alpha_m \alpha_k} \omega y_T} \sqrt{\frac{k_{m-1}}{k_{M-L}}} \right) \quad (21)$$

根据弹塑性理论, 延性比 β 为梁构件振动弹塑性变形峰值与弹性变形峰值的比, 动力系数 k_h 为梁构件振动弹性变形峰值与将冲击波超压峰值视为静载时的变形之比, 即表达式为

$$\beta = y_m/y_T, \quad k_h = y_T/y_{st} \quad (22)$$

且令

$$f_6^* = e^{-\frac{\alpha_c \xi (\theta_T - \theta_i)}{\sqrt{\alpha_m \alpha_k}}} \left\{ \begin{aligned} & e^{-\frac{\alpha_c \xi \theta_i}{\sqrt{\alpha_m \alpha_k}}} \left[\left((f_3^* + f_4^*) \sin r_g \theta_i \right) \cos r_g (\theta_T - \theta_i) + \left((f_3^* + f_4^*) \cos r_g \theta_i \right) \sin r_g (\theta_T - \theta_i) \right] \\ & - f_5^* \cos r_g (\theta_T - \theta_i) - \left(f_4^* + \frac{2\xi \alpha_c r_g f_5^*}{\sqrt{\alpha_m \alpha_k}} \right) \sin r_g (\theta_T - \theta_i) \end{aligned} \right\} \quad (23)$$

将式(12)~(13)代入式(21), 并结合式(22)~(23), 可得柔性梁构件延性比 β 表达式为

$$\beta = 1 + \frac{\sqrt{\alpha_m \alpha_k} f_6^*}{2\xi \alpha_c k_h} \sqrt{\frac{k_{m-1}}{k_{M-L}}} - \frac{\alpha_m \alpha_k}{4\xi^2 \alpha_c^2} \ln \left(1 + \frac{2\xi \alpha_c f_6^*}{\sqrt{\alpha_m \alpha_k} k_h} \sqrt{\frac{k_{m-1}}{k_{M-L}}} \right) \quad (24)$$

2 爆炸荷载均布作用刚性梁构件位移响应求解

2.1 刚性梁构件定义

类似于柔性梁构件的定义, 刚性梁构件是指爆炸荷载作用结束时, 梁构件已经完成弹性运动并进入塑性运动, 即刚性梁构件时长参数关系为 $t_T < t_i < t_m$ 。

2.2 弹性强迫运动阶段

刚性梁构件爆炸作用时长在 $0 < t < t_T$ 内, 为弹性强迫运动, 此时, 动力方程为

$$M_e \ddot{y} + C_e \dot{y} + K_e y = \Delta P_e(t) \quad (25)$$

可见, 此方程与式(1)相同, 即将 t_T 代入式(4)~(5), 可得弹性阶段结束时的位移和速度表达式为

$$y_T = \frac{y_{st}}{\alpha_k t_i} \left\{ e^{-\frac{\xi \alpha_c \omega t_T}{\sqrt{\alpha_m \alpha_k}}} \left[\left(1 - \frac{\xi \omega \alpha_c t_i}{\sqrt{\alpha_m \alpha_k}} - \frac{2\xi^2 \alpha_c^2}{\alpha_m \alpha_k} \right) \frac{\sin \omega_g t_T}{\omega_g} - \left(t_i + \frac{2\xi \alpha_c}{\sqrt{\alpha_m \alpha_k} \omega} \right) \cos \omega_g t_T \right] + \frac{2\xi \alpha_c}{\sqrt{\alpha_m \alpha_k} \omega} + t_i - t_T \right\} \quad (26)$$

$$v_T = \frac{y_{st}}{\alpha_k t_i} \left(e^{-\frac{\xi \alpha_c \omega t_T}{\sqrt{\alpha_m \alpha_k}}} \left\{ \left[\omega_g^2 t_i + \frac{\xi^2 \omega^2 \alpha_c^2 t_i}{\alpha_m \alpha_k} + \frac{2\xi \omega \alpha_c}{\sqrt{\alpha_m \alpha_k}} \left(\frac{\omega_g^2}{\omega^2} - \frac{1}{2} + \frac{\xi^2 \alpha_c^2}{\alpha_m \alpha_k} \right) \right] \frac{\sin \omega_g t_T}{\omega_g} + \cos \omega_g t_T \right\} - 1 \right) \quad (27)$$

2.3 塑性强迫运动阶段

当梁构件转入塑性运动时, 爆炸作用仍在, 持续进入以位移 y_T 、速度 v_T 为初始条件的塑性强迫运动, 即当 $t_T < t < t_i$ 时, 动力方程为

$$m_e \ddot{y} + c_e \dot{y} + k_e y = \Delta P_e(t) \quad (28)$$

求解方程(28)后, 为简洁表达位移、速度, 令

$$f_7^* = y_{st} \left\{ \left[\left(\frac{\alpha_m \alpha_k}{4\xi^2 \alpha_c^2 t_i} - \frac{1}{2t_i} - \frac{\sqrt{\alpha_m \alpha_k} \omega}{4\alpha_c \xi} \right) \frac{\sin \omega_g t_T}{\omega_g \alpha_k} - \left(\frac{\sqrt{\alpha_m \alpha_k}}{2\alpha_c \xi} + \frac{1}{\omega t_i} \right) \frac{\sqrt{\alpha_m \alpha_k} \cos \omega_g t_T}{2\xi \alpha_c \alpha_k} \right] e^{-\frac{\alpha_c \xi \omega t_T}{\sqrt{\alpha_m \alpha_k}}} + \frac{\sqrt{\alpha_m \alpha_k}}{2\alpha_c \xi \alpha_k t_i} \left(\frac{\sqrt{\alpha_m \alpha_k} (t_i - t_T)}{2\alpha_c \xi} + \frac{1}{\omega} \right) \right\} \quad (29)$$

$$f_8^* = y_{st} \left\{ e^{-\frac{\alpha_c \xi \omega t_T}{\sqrt{\alpha_m \alpha_k}}} \left[\left(\frac{\sqrt{\alpha_m \alpha_k} \omega_g}{2\alpha_c \xi \omega \alpha_k} - \frac{1}{2\alpha_k t_i \omega_g} + \frac{\omega_g}{\omega^2 \alpha_k t_i} \right) \sin \omega_g t_T + \frac{\sqrt{\alpha_m \alpha_k} \cos \omega_g t_T}{2\xi \alpha_c \omega \alpha_k t_i} \right] - \frac{\sqrt{\alpha_m \alpha_k}}{2\xi \alpha_c \omega \alpha_k t_i} \right\} \quad (30)$$

$$f_9^* = y_{st} \left(\frac{\alpha_m \alpha_k \omega (t_i - t_T)}{4\xi^2 \alpha_c^2 \alpha_k \omega t_i} + \frac{\sqrt{\alpha_m \alpha_k}^3 \alpha_k^3}{8t_i \xi^3 \alpha_c^3 \omega \alpha_k} \sqrt{\frac{k_{m-1}}{k_{M-L}}} - f_7^* - f_8^* \sqrt{\frac{k_{m-1}}{k_{M-L}}} \right) \quad (31)$$

结合式(29)~(31), 解出方程(28)的位移及速度表达式为

$$y = \frac{4\xi^2 \alpha_c^2 f_7^*}{\alpha_m \alpha_k} - f_9^* \left(1 - e^{-\frac{2\alpha_c \xi \omega (t-t_T)}{\sqrt{\alpha_m \alpha_k}}} \sqrt{\frac{k_{M-L}}{k_{m-1}}} \right) - \omega \sqrt{\frac{k_{M-L}}{k_{m-1}}} \left[\frac{\sqrt{\alpha_m \alpha_k} y_{st} (t-t_T)^2}{4\xi \alpha_c \alpha_k t_i} - \frac{2\xi \alpha_c f_7^*}{\sqrt{\alpha_m \alpha_k}} (t-t_T) \right] + y_{st} \left[\frac{\omega \sqrt{\alpha_m \alpha_k} (t_i - t_T)}{2\xi \alpha_c \alpha_k t_i} \sqrt{\frac{k_{M-L}}{k_{m-1}}} + \frac{\alpha_m \alpha_k}{4\xi^2 \alpha_c^2 \alpha_k t_i} \right] (t-t_T) \quad (32)$$

$$v = y_{st} \left(\frac{\omega \sqrt{\alpha_m \alpha_k} (t_i - t_T)}{2\xi \alpha_c \alpha_k t_i} \sqrt{\frac{k_{M-L}}{k_{m-1}}} + \frac{\alpha_m \alpha_k}{4\xi^2 \alpha_c^2 \alpha_k t_i} \right) - \omega \sqrt{\frac{k_{M-L}}{k_{m-1}}} \left(\frac{\sqrt{\alpha_m \alpha_k} y_{st} (t-t_T)}{2\alpha_c \xi \alpha_k t_i} + \frac{2\xi \alpha_c}{\sqrt{\alpha_m \alpha_k}} \left(f_7^* + f_9^* e^{-\frac{2\xi \alpha_c \omega (t-t_T)}{\sqrt{\alpha_m \alpha_k}}} \sqrt{\frac{k_{M-L}}{k_{m-1}}} \right) \right) \quad (33)$$

将 $t=t_i$ 代入式(32)~(33), 即可求出爆炸作用卸载时刻 t_i 对应的位移 y_i 、速度 v_i 表达式。

2.4 塑性自由运动阶段

当时间 $t > t_i$ 时, 爆炸作用卸载, 梁构件进入以位移 y_i 、速度 v_i 为初始条件的塑性自由运动阶段, 即当 $t_i < t < t_m$ 时, 动力方程为

$$m_e \ddot{y} + c_e \dot{y} + q_m = 0 \quad (34)$$

该方程与柔性梁构件塑性自由运动阶段方程求解一样, 将式(19)~(20)中的 t_T 替换为 t_i 后, 即可得出此阶段位移和速度的表达式, 其中 y_m 的表达式为

$$y_m = y_i + \frac{v_i \sqrt{\alpha_m \alpha_k}}{2\xi \alpha_c \omega} \sqrt{\frac{k_{m-1}}{k_{M-L}}} - \frac{\alpha_m \alpha_k y_T}{4\alpha_c^2 \xi^2} \ln \left(1 + \frac{2\xi \alpha_c v_i}{\sqrt{\alpha_m \alpha_k} \omega y_T} \sqrt{\frac{k_{m-1}}{k_{M-L}}} \right) \quad (35)$$

且令

$$f_{10}^* = \frac{4\xi^2 \alpha_c^2 f_7^*}{y_{st} \alpha_m \alpha_k} - \frac{f_9^*}{y_{st}} \left(1 - e^{-\frac{2\alpha_c \xi \omega (t_i - t_T)}{\sqrt{\alpha_m \alpha_k}} \sqrt{\frac{k_{M-L}}{k_{m-1}}}} \right) - \omega \sqrt{\frac{k_{M-L}}{k_{m-1}}} \left[\frac{\sqrt{\alpha_m \alpha_k} (t_i - t_T)^2}{4\xi \alpha_c \alpha_k t_i} + \frac{2\xi \alpha_c f_7^*}{y_{st} \sqrt{\alpha_m \alpha_k}} (t_i - t_T) \right] + \left(\frac{\omega \sqrt{\alpha_m \alpha_k} (t_i - t_T)}{2\xi \alpha_c \alpha_k t_i} \sqrt{\frac{k_{M-L}}{k_{m-1}}} + \frac{\alpha_m \alpha_k}{4\xi^2 \alpha_c^2 \alpha_k t_i} \right) (t_i - t_T) \quad (36)$$

$$f_{11}^* = \frac{\sqrt{\alpha_m \alpha_k} (t_i - t_T)}{2\xi \alpha_c \alpha_k t_i} \sqrt{\frac{k_{M-L}}{k_{m-1}}} + \frac{\alpha_m \alpha_k}{4\xi^2 \alpha_c^2 \alpha_k \omega t_i} - \sqrt{\frac{k_{M-L}}{k_{m-1}}} \left[\frac{\sqrt{\alpha_m \alpha_k} (t_i - t_T)}{2\alpha_c \xi \alpha_k t_i} + \frac{2\xi \alpha_c}{y_{st} \sqrt{\alpha_m \alpha_k}} \left(f_7^* + f_9^* e^{-\frac{2\xi \alpha_c \omega (t_i - t_T)}{\sqrt{\alpha_m \alpha_k}} \sqrt{\frac{k_{M-L}}{k_{m-1}}}} \right) \right] \quad (37)$$

将式(26)代入式(35), 且结合式(22)、(36)、(37), 可得刚性梁构件延性比的表达式为

$$\beta = \frac{f_{10}^*}{k_h} + \frac{\sqrt{\alpha_m \alpha_k} f_{11}^*}{2\alpha_c \xi k_h} \sqrt{\frac{k_{m-1}}{k_{M-L}}} - \frac{\alpha_m \alpha_k}{4\xi^2 \alpha_c^2} \ln \left(1 + \frac{2\xi \alpha_c f_{11}^*}{\sqrt{\alpha_m \alpha_k} k_h} \sqrt{\frac{k_{m-1}}{k_{M-L}}} \right) \quad (38)$$

3 回弹振动阶段

当 $t = t_m$ 时, 梁构件达到正向弹塑性位移峰值 y_m 后, 开始进行反方向的弹性回弹运动, 受理想弹塑性抗力模型影响, 构件不再进入塑性回弹阶段^[13], 此时, 动力方程为

$$M_e \ddot{y} + C_e \dot{y} + K_e y = K_e y_m - q_m \quad (39)$$

求解方程(39), 可得到此阶段位移和速度表达式为

$$y = e^{-\frac{\alpha_c \xi \omega (t - t_m)}{\sqrt{\alpha_m \alpha_k}}} \left(y_T \cos \omega_g (t - t_m) + \frac{\xi \alpha_c \omega y_T}{\sqrt{\alpha_m \alpha_k} \omega_g} \sin \omega_g (t - t_m) \right) + y_m - y_T \quad (40)$$

$$v = -y_T e^{-\frac{\alpha_c \xi \omega (t - t_m)}{\sqrt{\alpha_m \alpha_k}}} \left[\left(\omega_g + \frac{\xi^2 \alpha_c^2 \omega^2}{\alpha_m \alpha_k \omega_g} \right) \sin \omega_g (t - t_m) \right] \quad (41)$$

4 典型工况计算分析

4.1 梁构件截面选择

梁构件截面众多, 有矩形、圆形、工字形和 T 形等类型, 为阐明基本原理, 本文以最简单的矩形截面为例, 将梁宽设为常量, 矩形截面梁高作为影响梁构件质量参数及附加效应的变量, 以此来考察不同质量变化下附加刚度、阻尼的变化。梁构件横截面采用矩形时, 由矩形高度变化导致梁截面面积增加, 质量改变对应的质量参数 α_m 及其附加刚度参数 α_k 、附加阻尼参数 α_c 见下式

$$\alpha_m = 1 + d_h/h, \alpha_k = 1 + 3d_h(d_h/h + 1)/h + (d_h/h)^3, \alpha_c = \sqrt{\alpha_m \alpha_k} \quad (42)$$

式中: b 为矩形截面梁的梁宽, h 为矩形截面梁的初始梁高, d_h 为矩形截面梁的梁高改变量。

4.2 典型工况设计

以梁构件初始矩形截面面积作为基准值,其质量参数 α_m 及附加刚度参数 α_k 、附加阻尼参数 α_c 均为 1.0,对应为工况 C1。为考察仅 α_m 改变对梁构件位移的影响,典型地选择质量增加 5%、10%、15%、20% 的变化量,即 α_m 分别为 1.05、1.10、1.15、1.20; α_k 、 α_c 均为 1.0(工况 C2~C5)。若考察的重点是 α_c 效应,不考虑 α_k 效应时,经计算得出附加阻尼参数 α_c 分别为 1.02、1.05、1.07、1.10(工况 C6~C9)。若考察的重点是 α_k 效应,不考虑 α_c 耦合效应,经计算, α_k 分别为 1.16、1.33、1.52、1.73(工况 C10~C13)。最准确、全面的考虑为 α_m 、 α_k 、 α_c 效应三者耦合计算(工况 C14~C17)。各计算工况信息详见表 1。

表 1 典型工况计算参数
Tab.1 Parameters of typical calculation cases

工况	α_m	α_k	α_c	工况	α_m	α_k	α_c	工况	α_m	α_k	α_c
C1	1.00	1.00	1.00	C7	1.10	1.00	1.05	C13	1.20	1.73	1.00
C2	1.05	1.00	1.00	C8	1.15	1.00	1.07	C14	1.05	1.16	1.10
C3	1.10	1.00	1.00	C9	1.20	1.00	1.10	C15	1.10	1.33	1.21
C4	1.15	1.00	1.00	C10	1.05	1.16	1.00	C16	1.15	1.52	1.32
C5	1.20	1.00	1.00	C11	1.10	1.33	1.00	C17	1.20	1.73	1.44
C6	1.05	1.00	1.02	C12	1.15	1.52	1.00				

4.3 工况计算结果

4.3.1 各工况弹塑性位移时程曲线

固端梁广泛存在于各类防爆梁构件中,本文便以固端梁为分析类型。设定阻尼比 ζ 取 0.1,根据文献[29], k_{M-L}/k_{m-1} 取 1.17,荷载时长参数 $\omega t=0\sim50$ 。 ωt_1 取 0.2、1.0 分别为柔性、刚性梁构件典型参数,延性比 β 取 2、5 分别代表较低、较高塑性程度的弹塑性位移参数。结合静载位移 y_{st} ,将各工况动位移 y 统一做无量纲处理后,分类完成梁构件各工况弹塑性位移时程计算,各工况 $\beta=2$ 或 5 时弹性位移峰值记作 y_{2T}/y_{st} 、 y_{5T}/y_{st} ,弹塑性位移峰值记作 y_{2m}/y_{st} 、 y_{5m}/y_{st} ,见图 1~4。对于 β 为 2 或 5 时的残余变形 y_{2r} 、 y_{5r} 的观测,可由 y_{2m} 、 y_{5m} 分别与 y_{2T} 、 y_{5T} 的差值计算得出,或由 $\omega t=50$ 对应的位移数值近似得出。

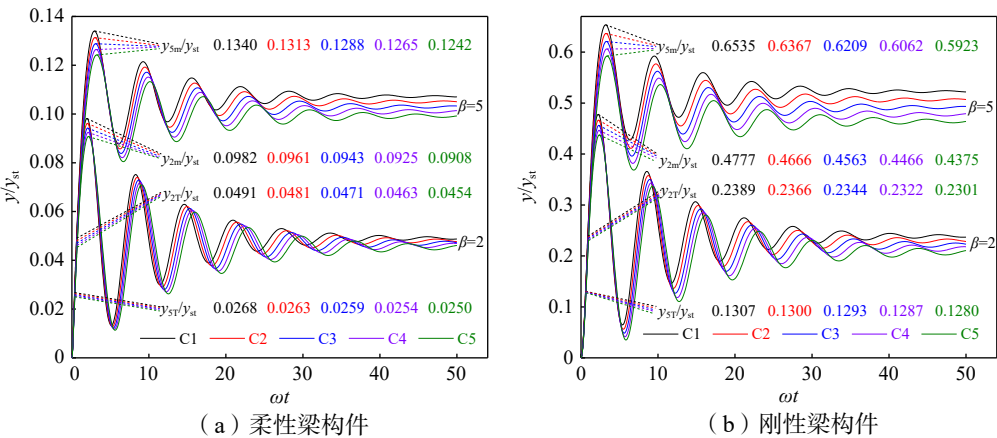


图 1 工况 C1~C5 梁构件弹塑性位移时程曲线

Fig.1 Elastoplastic displacement-time curves of beam members for Cases C1~C5

由图 1(a)可知,对于 α_m 、 α_k 及 α_c 未做任何改变(即三者皆等于 1.0)的工况 C1,柔性梁构件塑性发

展程度较低或较高对应的 β 为 2 或 5 时, y_{2T}/y_{st} 、 y_{5T}/y_{st} 为 0.0491、0.0268, 其 y_{2m}/y_{st} 、 y_{5m}/y_{st} 为 0.0982、0.1340。在此基准下, α_m 为 1.05 对应工况 C2 的 y_{2T}/y_{st} 、 y_{5T}/y_{st} 降低至 0.0481、0.0263, y_{2m}/y_{st} 、 y_{5m}/y_{st} 降低至 0.0961、0.1313; 随着 α_m 的增大, 构件位移持续降低。同理, 从图 1(b) 可知对于刚性梁构件, 仅考虑 α_m 的影响下, β 为 2 与 5 时, 弹性位移峰值、弹塑性位移峰值也均随着 α_m 的增大而逐渐降低。

由图 2 可知, 考虑 α_m 与其 α_c 耦合效应后, 较仅考虑 α_m 的弹性位移峰值、弹塑性位移峰值均有所降低。如 $\beta=2$ 的柔性梁构件, 工况 C6 相比于工况 C2, y_{2T}/y_{st} 由 0.0481 降低至 0.0480, y_{2m}/y_{st} 由 0.0961 降低至 0.0957, 降低程度轻微。

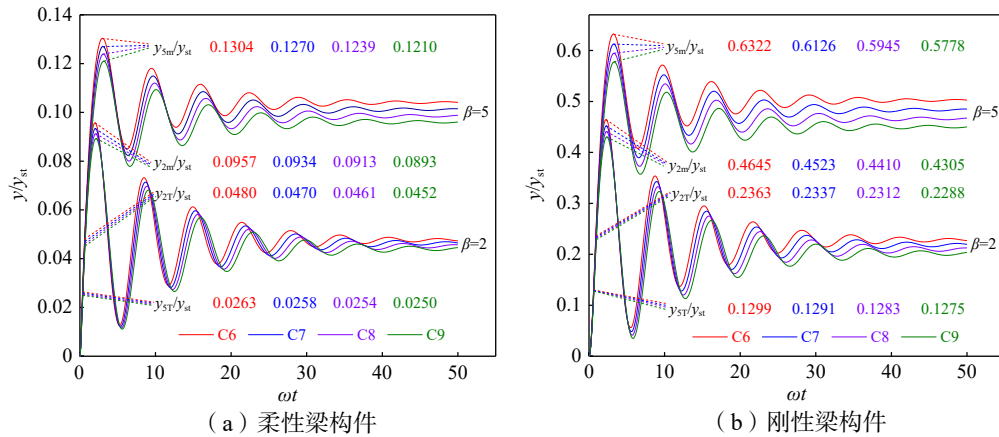


图 2 工况 C6~C9 梁构件弹塑性位移时程曲线

Fig.2 Elastoplastic displacement-time curves of beam members for Cases C6-C9

从图 3 可知, 考虑 α_m 与 α_k 耦合效应后, 较仅考虑 α_m 时的弹性位移峰值、弹塑性位移峰值均有明显降低。如 $\beta=2$ 的柔性梁构件, 工况 C10 较工况 C2, y_{2T}/y_{st} 由 0.0481 低至 0.0445、 y_{2m}/y_{st} 由 0.0961 降低至 0.0909。可以看出, 相同 α_m 下, α_k 数值越大, 梁构件位移响应的降低程度越明显。

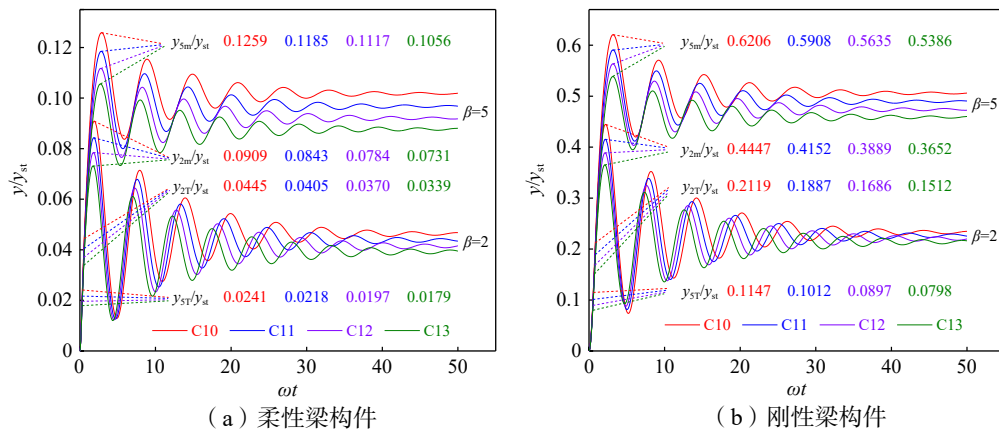


图 3 工况 C10~C13 梁构件弹塑性位移时程曲线

Fig.3 Elastoplastic displacement-time curves of beam members for Cases C10-C13

进一步地, 从图 4 可知, 考虑 α_m 、 α_k 、 α_c 三者共同耦合效应时, 比仅考虑 α_m 、或者仅考虑 α_m 与 α_c 两者耦合、或者仅考虑 α_m 与 α_k 两者耦合的位移都要降低。这一现象可解释为: α_m 与 α_k 、 α_c 中任何一个附加参数耦合计算, 梁构件位移幅值都会降低, 三者共同耦合后势必加剧降低作用。如 $\beta=2$ 的柔性梁构件, 工况 C14 较工况 C2、工况 C6、工况 C10 的位移都要低, y_{2T}/y_{st} 降低至 0.0443, y_{2m}/y_{st} 降低至 0.0892。

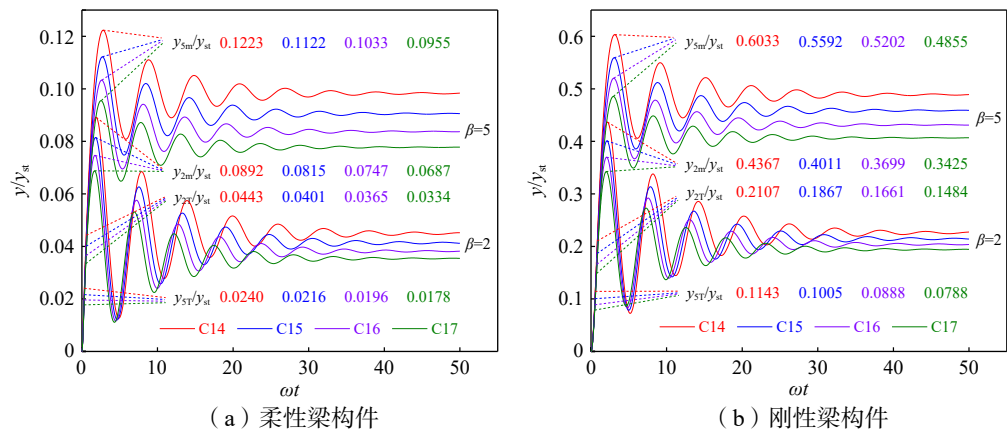


图 4 工况 C14~C17 梁构件弹塑性位移时程曲线

Fig.4 Elastoplastic displacement-time curves of beam members for Cases C14~C17

其他条件下,如更换延性比,或选用刚性梁构件进行弹性及弹塑性位移峰值降低程度分析,仍能得出类似上述结论。为使上述定性结论更直观,需对各种条件下的位移峰值计算结果进行定量分析。

4.3.2 仅质量参数对梁构件位移峰值降低程度定量分析

将 α_m 未改变的工况 C1 的弹性位移峰值、弹塑性位移峰值视为基准值,考察仅 α_m 变化(α_k 、 α_c 不变)对梁构件位移峰值的影响,即研究工况 C2~C5 的弹性位移峰值、弹塑性位移峰值相对于基准值的降低程度,其降低百分比分别记作 δ_T 和 δ_m ,可从图 1 中计算后得出,具体数据见表 2。

表 2 工况 C2~C5 相对于 C1 的位移峰值降低率及两类梁构件差异性结果 (%)

Tab.2 Difference of peak displacements between Case C1 and C2, C3, C4, C5 respectively and the difference between the two types of beam (%)

相对工况	柔性梁构件(1)				刚性梁构件(2)				(1)-(2)			
	$\beta=2$		$\beta=5$		$\beta=2$		$\beta=5$		δ_{2T}	δ_{2m}	δ_{5T}	δ_{5m}
	δ_T	δ_m	δ_T	δ_m	δ_T	δ_m	δ_T	δ_m				
S1(C2相对于C1)	2.03	2.05	1.80	2.00	0.94	2.33	0.53	2.57	1.09	-0.28	1.27	-0.57
S2(C3相对于C1)	3.94	3.98	3.51	3.87	1.87	4.49	1.04	4.98	2.07	-0.51	2.47	-1.11
S3(C4相对于C1)	5.74	5.79	5.12	5.64	2.78	6.52	1.55	7.23	2.96	-0.73	3.57	-1.59
S4(C5相对于C1)	7.43	7.49	6.66	7.30	3.68	8.42	2.06	9.35	3.75	-0.93	4.60	-2.05

为进一步考察 α_m 对柔性、刚性两类梁构件影响的差异性,需对相同参数条件下的位移峰值降低程度做对比分析:对 $\beta=2$ 时,柔性梁与刚性梁构件两者的 δ_T 、 δ_m 的差值分别记作 δ_{2T} 、 δ_{2m} ;类似地,对 $\beta=5$ 时的差值分别记作 δ_{5T} 、 δ_{5m} ,其计算结果见表 2 中右侧。

由表 2 可知,仅考虑 α_m 影响时, α_m 与位移峰值降低率呈正相关,且该参数对降低梁构件位移峰值影响有限。如工况 C2 梁构件质量增加 5%,对应的最大降低梁构件位移峰值为 2.57%,即位移降低率是梁构件质量增加量的 51.4%;工况 C5 梁构件质量增加 20%,对应的最大降低梁构件位移峰值为 9.35%,位移降低率是梁构件质量增加量的 46.8%。其他如提高梁构件质量 10%、15% 也有类似结论。

4.3.3 附加阻尼效应对梁构件位移峰值降低程度定量分析

研究 α_m 的 α_c 效应有二种方法,第一种方法是在 α_m 、 α_c 耦合计算的基础上,减去仅考虑 α_m 效应时的计算数值,即工况 C6~C9 的位移峰值减去工况 C2~C5 的位移峰值,依次记作相对工况 S5~S8。第二种方法是在 α_m 、 α_k 、 α_c 三参数耦合计算的基础上,减去 α_m 、 α_k 两参数耦合计算结果,即工况

C14~C17的位移峰值减去工况 C10~C13 的位移峰值,依次记作相对工况 S9~S12。通过两种方法,可量化 α_c 对位移峰值的贡献率。

为方便对比,本文将第一种方法中计算的弹性位移峰值、弹塑性位移峰值降幅分别记作 δ_T 和 δ_m ,针对 β 为 2 和 5 的构件柔性性与刚性梁的差异性结果分别记作 δ_{2T} 、 δ_{2m} 及 δ_{5T} 、 δ_{5m} ,变化曲线见图 5。把第二种方法计算出来的弹性位移峰值、弹塑性位移峰值的降低百分比结果记作 $\delta_{\delta T}$ 、 $\delta_{\delta m}$,在考察柔性性与刚性梁构件的差异性时, $\beta=2$ 时的差值分别记作 $\delta_{2\delta T}$ 、 $\delta_{2\delta m}$, $\beta=5$ 时的差值分别记作 $\delta_{5\delta T}$ 、 $\delta_{5\delta m}$ 。当 β 为 2 或 5 时,采用第二种方法计算的相对工况 S9~S12 中,弹性位移峰值的 δ_T 与弹塑性位移峰值的 δ_m 差值依次记作 $\alpha_{c1} \sim \alpha_{c4}$; 位移降幅对比结果见图 6。

为清晰比较两种方法的差异,将两种方法中的相同 α_m 下的相对工况的计算值进行对比(如 S9/S5 指的是相对工况 S9 与相对工况 S5 的计算值比值),具体数值见表 3。

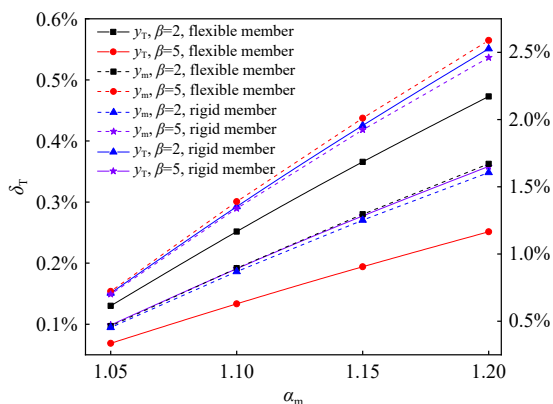


图 5 第一种方法附加阻尼效应对位移峰值降低率曲线

Fig.5 Peak displacement reduction caused by additional damping effect using first method

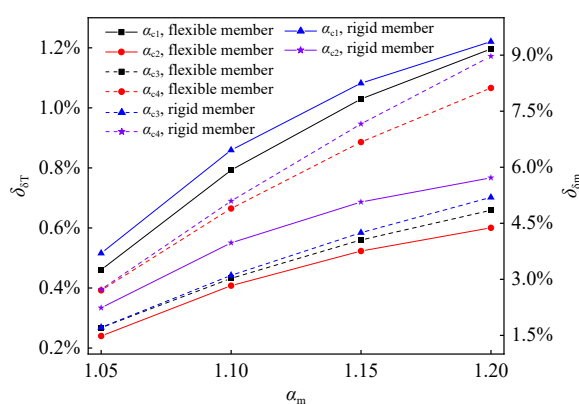


图 6 第二种方法附加阻尼效应对位移峰值降低率

Fig.6 Peak displacement reduction caused by additional damping effect using second method

表 3 两种方法的附加阻尼参数结果对比

Tab.3 Results comparison of two methods for additional damping effect

两种相对工况结果对比	柔性梁构件				刚性梁构件			
	$\beta=2$		$\beta=5$		$\beta=2$		$\beta=5$	
	$\delta_{\delta T}/\delta_T$	$\delta_{\delta m}/\delta_m$	$\delta_{\delta T}/\delta_T$	$\delta_{\delta m}/\delta_m$	$\delta_{\delta T}/\delta_T$	$\delta_{\delta m}/\delta_m$	$\delta_{\delta T}/\delta_T$	$\delta_{\delta m}/\delta_m$
S9/S5	3.54	3.70	3.43	3.75	3.47	3.80	3.30	3.90
S10/S6	3.16	3.39	3.15	3.52	2.97	3.56	2.89	3.80
S11/S7	2.78	3.12	2.74	3.32	2.51	3.40	2.46	3.73
S12/S8	2.55	2.90	2.40	3.14	2.22	3.22	2.14	3.65

由图 5 可知,按第一种方法计算 α_c 效应时, α_c 效应对两类梁构件弹性位移峰值、弹塑性位移峰值的影响程度均较小。如 $\beta=2$ 时,相对工况 S5~S8 对 y_{2T}/y_{st} 的影响范围为 0.13%~0.55%,对 y_{2m}/y_{st} 的影响范围为 0.45%~1.67%。即使 $\beta=5$ 时,对这两种位移峰值影响程度也依次为 0.07%~0.36% 与 0.70%~2.59%。虽然该误差在抗爆设计中可接受,但需注意 α_c 效应在两类梁构件中差异性更小,弹性位移峰值的差异性范围为 -0.02%~-0.11%,弹塑性位移峰值的差异性范围为 0.01%~0.13%。

由图 6 可知,按第二种方法计算 α_c 效应时, α_c 效应对两类梁构件的弹性位移峰值、弹塑性位移峰值的影响程度比第一种方法高。如 $\beta=2$ 时, α_c 对 y_{2T}/y_{st} 的影响范围为 0.46%~1.22%,对 y_{2m}/y_{st} 的影响范围为 1.70%~5.19%; $\beta=5$ 时, α_c 对两种位移峰值的降低程度分别为 0.24%~0.77% 与 2.70%~8.97%。可见三参数耦合计算后的 α_c 效应会显著提升,且对弹性位移峰值的影响程度低于对弹塑性位移峰值的影响。

从表3可知,虽然第二种方法计算 α_c 效应时考虑了 α_k 的耦合作用,但 α_k 对 α_c 产生的附加耦合效应更明显,使其计算结果比按第一种方法计算出的 α_c 效应明显偏大。如 $\beta=2$ 的刚性梁构件,相对工况S9的 y_{2T}/y_{st} 、 y_{2m}/y_{st} 的降低幅度分别为0.52%、1.71%,分别是相对工况S5计算值0.15%、0.45%的3.47倍、3.80倍。

据此,可得出明确的结论:仅考虑 α_m 的 α_c 效应对位移峰值降低程度影响较低,但 α_m 引起的 α_k 对 α_c 耦合作用影响很明显,尽管扣除了 α_k 本身的影响,但它间接引起的、看上去仍是 α_c 参与耦合计算的结果仍很明显。因此,研究 α_m 引起的附加效应,应该重点研究 α_k 对位移计算结果的影响。

4.3.4 附加刚度效应对梁构件位移峰值降低程度定量分析

同研究 α_m 的 α_c 效应方法类似,研究 α_m 的 α_k 效应也有两种方法。第一种方法是在 α_m 、 α_k 两参数耦合计算的基础上,减去仅 α_m 参与计算的数值,即将工况C10~C13的位移峰值减去工况C2~C5的位移峰值,上述两组工况相减计算依次记作相对工况S13~S16;第二种方法是在 α_m 、 α_k 、 α_c 三参数耦合计算的基础上,减去 α_m 、 α_c 两参数耦合计算结果,即将工况C14~C17的位移峰值依次减去工况C6~C9的位移峰值,把两组工况相减计算依次记作相对工况S17~S20。两种方法均可考察出 α_k 对梁构件位移峰值的降低贡献率。

同 α_c 的符号标注一致,按第一种、第二种方法计算出的位移峰值降低率符号不变,考察柔性性与刚性梁构件差异性时的标注方法也不变。采用第一种方法计算 α_k 对梁构件位移峰值的影响,具体结果见图7。采用第二种方法计算 α_k 效应时, β 为2或5时,相对工况S17~S20的弹性位移峰值的 δ_T 、弹塑性位移峰值的 δ_m 差值计算后依次记作 α_{k1} ~ α_{k4} ,结果见图8。

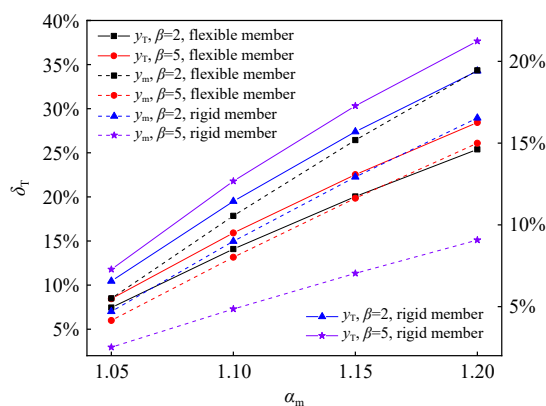


图7 第一种附加刚度效应对位移峰值降低率曲线

Fig.7 Peak displacement reduction caused by additional stiffness using the first method

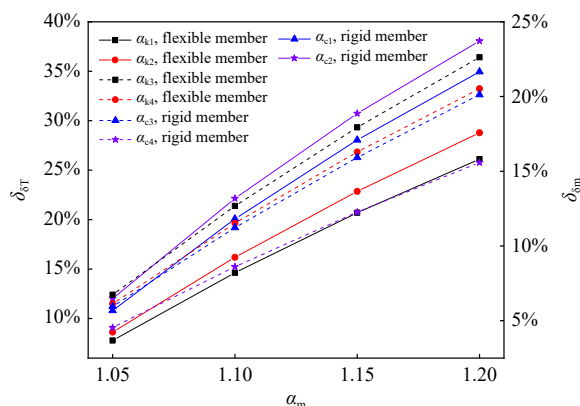


图8 第二种附加刚度效应对位移峰值降低率曲线

Fig.8 Peak displacement reduction caused by additional stiffness using the second method

由图7可知,按第一种方法计算出 α_m 的 α_k 效应对两类梁构件弹性位移峰值、弹塑性位移峰值的影响程度均较大。如 $\beta=2$ 时,相对工况S13~S16对 y_{2T}/y_{st} 的影响范围为7.45%~34.28%,对 y_{2m}/y_{st} 的影响范围为4.70%~19.45%; $\beta=5$ 时,对这两种位移峰值影响程度依次为8.45%~37.66%与2.52%~14.99%。 α_k 效应在两类梁构件情况下差异性也较明显, δ_{2T} 、 δ_{5T} 均为负数,范围为-3.00%~-9.23%,说明在弹性位移峰值方面, α_k 效应对柔性梁构件的影响要低于刚性梁构件; δ_{2m} 、 δ_{5m} 均为正数,范围为0.80%~5.92%,说明在弹塑性位移峰值方面, α_k 效应对柔性梁构件的影响要全部高于刚性梁构件,并且对弹性位移峰值的影响程度要大于对弹塑性位移峰值的影响程度。

由图8可知,按第二种方法计算 α_k 效应时, α_k 效应对梁构件弹性位移峰值的影响程度与第一种方法计算结果基本相同,差异性较小;但对弹塑性位移峰值的影响程度却要大于第一种方法,且差异性较大。

另外,以第一种方法计算的结果为参考值,计算两种方法计算结果的比值,如S17/S13指的是相对工况S17与相对工况S13两者计算值的比值,得到表4中的计算结果。可以看出,弹性位移峰值降低

率两种方法的比值为 1.01~1.04, 弹塑性位移峰值降低率的比值为 1.16~1.81。但随着 α_m 的提高, 两种方法的差异性逐步降低。两种计算方法结果在弹性位移阶段差别很小, 其差异性主要体现在弹塑性位移阶段。随着塑性程度的加剧, 即 β 增大, 两种方法计算结果差异性变大, 且刚性梁构件较柔性梁构件差异性更明显。

表 4 附加刚度参数效应两种方法结果的比值

Tab.4 Results comparison of two methods for additional stiffness effect

两种相对工况结果对比	柔性梁构件				刚性梁构件			
	$\beta=2$		$\beta=5$		$\beta=2$		$\beta=5$	
	$\delta_{\delta T}/\delta_T$	$\delta_{\delta m}/\delta_m$	$\delta_{\delta T}/\delta_T$	$\delta_{\delta m}/\delta_m$	$\delta_{\delta T}/\delta_T$	$\delta_{\delta m}/\delta_m$	$\delta_{\delta T}/\delta_T$	$\delta_{\delta m}/\delta_m$
S17/S13	1.04	1.23	1.02	1.48	1.03	1.27	1.02	1.81
S18/S14	1.04	1.20	1.02	1.44	1.03	1.25	1.02	1.77
S19/S15	1.03	1.18	1.01	1.40	1.02	1.23	1.01	1.74
S20/S16	1.03	1.16	1.01	1.37	1.02	1.22	1.01	1.72

4.3.5 附加刚度及附加阻尼耦合效应对梁构件位移峰值降低程度定量分析

研究 α_k 、 α_c 综合效应更能准确地反映出 α_m 的附加效应, 其方法也较为简单, 只需将三参数耦合作用下的位移峰值减去仅 α_m 参与的位移峰值即可, 即将工况 C14~C17 依次减去工况 C2~C5 对应的位移数值, 同样把相减计算的对应情景依次记作相对工况 S21~S24, 上述相减后的结果见图 9。

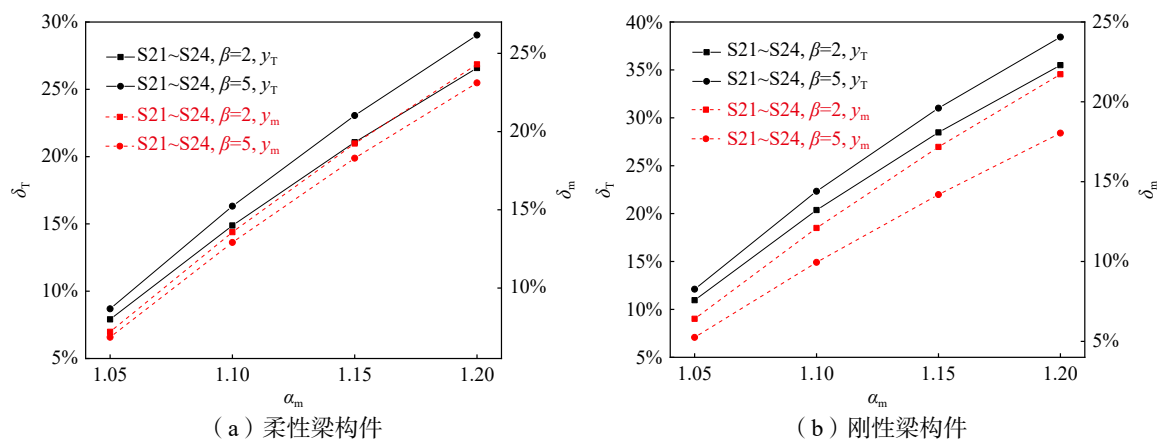


图 9 附加阻尼及附加刚度耦合作用下的位移峰值降低率

Fig.9 Peak displacement reduction under the coupling of additional damping and additional stiffness

由图 9 可知, 从数值大小、变化规律上来看, α_k 、 α_c 耦合效应都非常接近按第二种方法计算出的 α_k 效应。为考察两者近似程度, 以第二种方法计算的 α_k 效应为对比基础数, 将 α_k 、 α_c 耦合效应对其做相对比值, 见表 5。

表 5 附加刚度-阻尼耦合效应与附加刚度效应比较

Tab.5 Comparison of additional stiffness-damping coupling effect and additional stiffness effect

结果比值对应的两种相对工况	柔性梁构件				刚性梁构件			
	$\beta=2$		$\beta=5$		$\beta=2$		$\beta=5$	
	$\delta_{\delta T}/\delta_T$	$\delta_{\delta m}/\delta_m$	$\delta_{\delta T}/\delta_T$	$\delta_{\delta m}/\delta_m$	$\delta_{\delta T}/\delta_T$	$\delta_{\delta m}/\delta_m$	$\delta_{\delta T}/\delta_T$	$\delta_{\delta m}/\delta_m$
S21/S17	1.02	1.07	1.01	1.12	1.01	1.08	1.01	1.15
S22/S18	1.02	1.07	1.01	1.12	1.01	1.08	1.01	1.16
S23/S19	1.02	1.07	1.01	1.12	1.01	1.08	1.01	1.16
S24/S20	1.02	1.07	1.01	1.13	1.02	1.08	1.01	1.16

由图 9 可知,考虑 α_m 、 α_k 、 α_c 耦合作用,对梁构件位移峰值降低作用更加明显,这种考虑也使得计算结果更加准确。进一步可知, α_m 引起的 α_k 对位移峰值贡献最大。上述结果表明:忽略质量增加引发的附加刚度效应(α_k)会导致位移理论值高估,与实际测试结果产生偏差。

通过表 5 的比值关系,也可以看出,相比单一效应的 α_k , α_k 、 α_c 耦合效应对弹性位移峰值降低作用是很有限的,其增加的幅度在 1%~2% 之间,尤其是 $\beta=5$,即塑性发展程度较高时,其增加的幅度均在 1% 以内,这说明对于爆炸作用下梁构件弹性位移峰值的控制,仅考虑 α_m 、 α_k 耦合效应而忽略 α_c 效应,基本上也可以达到工程运用的计算精度,且能有效降低计算成本。

当对爆炸作用下梁构件弹塑性位移峰值进行计算及控制时,对于塑性程度较大的梁构件,都应按照 α_m 、 α_k 、 α_c 三参数耦合效应考虑,尽管同一 α_m 下, α_k 数值越大,对梁构件弹塑性位移峰值的降低作用越明显。但不可否认的是, α_k 较小的截面类型,更应考虑 α_k 、 α_c 耦合效应,也更应将 α_c 作为重要参数进行耦合计算。

5 本文理论的数值验证

为验证文中提出的计算方法的可靠性,本文以矩形钢梁为研究对象,设计了 10 种柔性、刚性钢梁,跨长均为 700 mm。以截面尺寸为 30 mm×45 mm(柔性)、40 mm×60 mm(刚性)的矩形钢梁为基准,通过增加两类钢梁高度使其截面面积分别增加 0%、5%、10%、15%、20%,将此 10 种钢梁编号为 T1~T5(柔性)、T6~T10(刚性),采用 LS-DYNA 软件对钢梁在远场爆炸载荷作用下的动力响应进行仿真分析,具体模型参数见表 6,其中频率 ω 由文献[28]中的等截面梁频率公式计算得出。

表 6 钢梁模型参数
Tab.6 Calculation parameters of steel beams

构件 类型	工况	截面尺寸 ($b \times h$) / (mm×mm)	截面面积 A / (mm^2)	刚度 K / ($\text{kN} \cdot \text{m}^{-1}$)	频率 ω / ms^{-1}	静位移 y_{st} / mm	超压峰值 Δp_m / MPa	爆炸持时 t_i / ms
柔性	T1	30×45	1350	10 508	658	139.89	0.21	1.22
	T2	30×47.25	1417.5	12 164	684	120.85	0.21	1.17
	T3	30×49.5	1485	13 986	710	108.36	0.21	1.13
	T4	30×51.75	1552.5	15 981	742	90.66	0.21	1.08
	T5	30×54	1620	18 157	774	80.96	0.21	1.03
刚性	T6	40×60	2400	33 210	745	86.84	0.412	1.74
	T7	40×63	2520	38 445	790	75.02	0.412	1.65
	T8	40×66	2640	44 202	827	65.25	0.412	1.57
	T9	40×69	2760	50 508	856	57.10	0.412	1.52
	T10	40×72	2880	57 387	888	50.26	0.412	1.46

注： b 为截面宽度； h 为截面高度。

两类钢梁均采用 SOLID 实体单元进行模拟,材料均采用适用于理想弹塑性材料的 *MAT_PLASTIC_KINEMATIC,密度 ρ 为 $7800 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$,泊松比 ν 为 0.3,柔性、刚性两类钢梁弹性模量分别为 154.85 GPa、206 GPa;远场爆炸下,若使用流固耦合方法对构件的爆炸响应进行仿真分析,则所需空气域过大,会显著增加计算成本并降低计算效率。因此,可采用*DEFINE_CURVE 定义三角形爆炸荷载-时间曲线后,利用*LOAD_SEGMENT_SET 将定义的爆炸荷载施加到钢梁上表面;边界条件、阻尼、沙漏通过*BOUNDARY_SPC_SET、*DAMPING_GLOBAL、*CONTROL_HOURLGLASS 定义。以两类钢梁上表面跨中点为观测点,有限元模拟结果与理论对比结果可见图 10,具体数值结果见表 7。

由图 10、表 7 可知,LS-DYNA 有限元模拟结果与理论计算结果的整体吻合性较好,且振动趋势基

本一致。此外,随着质量的增大,两者在弹塑性位移峰值、残余变形、弹性位移峰值的降低幅度上表现基本一致,最大误差分别为3.85%、4.28%、5.79%,其误差主要源于:(1)有限元方法的精度受到网格尺寸划分的影响;(2)模拟中参数的选取,如时间步长、迭代次数、收敛标准等,会影响结果的准确性。整体来看,本文的理论方法具有较高计算精度。

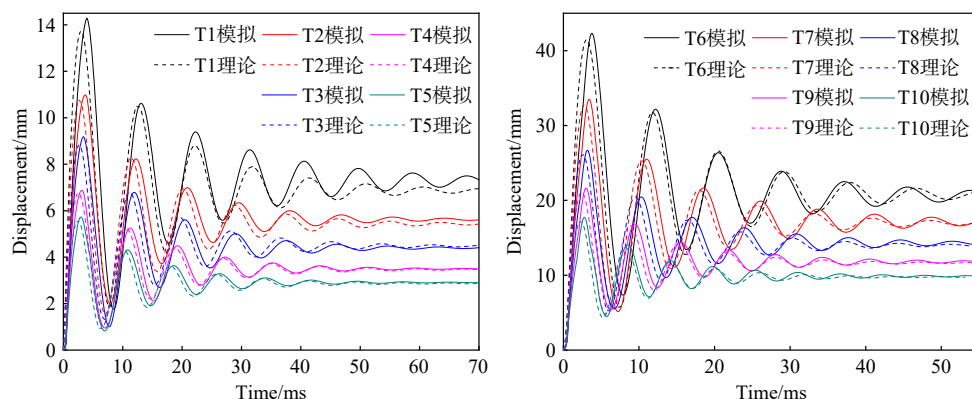


图10 有限元模拟与理论计算钢梁跨中位移时程曲线对比

Fig.10 Comparison of displacement-time curves for mid-span point between finite element simulation and theoretical calculation

表7 有限元模拟与理论计算结果数值对比

Tab.7 Comparison between theoretical calculation and finite element simulation of displacements

工况	弹塑性位移峰值			残余变形			弹性位移峰值		
	理论计算	模拟结果	误差	理论计算	模拟结果	误差	理论计算	模拟结果	误差
T1	13.732	14.282	-3.85%	6.869	7.176	-4.28%	6.863	7.106	-3.42%
T2	10.780	10.984	-1.86%	5.426	5.584	-2.83%	5.354	5.400	-0.85%
T3	8.827	9.077	-2.75%	4.451	4.432	0.43%	4.376	4.645	-5.79%
T4	6.771	6.872	-1.47%	3.513	3.529	-0.45%	3.258	3.343	-2.54%
T5	5.558	5.721	-2.85%	2.858	2.917	-2.02%	2.700	2.804	-3.71%
T6	41.485	42.298	-1.92%	20.629	21.067	-2.08%	20.856	21.231	-1.77%
T7	32.760	33.490	-2.18%	17.107	17.332	-1.30%	15.653	16.158	-3.13%
T8	26.169	26.674	-1.89%	13.981	14.334	-2.46%	12.188	12.340	-1.23%
T9	21.121	21.651	-2.45%	11.666	11.866	-1.69%	9.455	9.785	-3.37%
T10	17.197	17.728	-3.00%	9.791	9.884	-0.94%	7.406	7.844	-5.58%

6 结 论

本文基于质量参数及附加阻尼参数、附加刚度参数详细推导了爆炸作用下梁构件的位移理论解。通过计算工况详细说明了三参数对位移峰值降低程度的影响,并与有限元模拟结果进行对比,验证本文理论方法的可靠性,为梁构件抗爆设计中的参数选择及优化提供了理论依据。主要研究结论如下:

(1) 不考虑质量带来的附加效应时,增加质量对梁构件弹性位移峰值、弹塑性位移峰值的降低程度有限,其降低幅度低于增加质量的幅度。

(2) 通过质量-阻尼耦合计算后剔除质量影响,单独考察附加阻尼效应时,其造成的弹性位移峰值、弹塑性位移峰值降低幅度均很小,可忽略不计;由质量-阻尼-刚度耦合计算后剥离质量、刚度影响,单独考察附加阻尼效应时,其造成的弹性位移峰值、弹塑性位移峰值的降低幅度会明显上升,此时弹塑性位移峰值的降低幅度不可忽略。

(3) 通过质量-刚度耦合计算质量影响剔除, 单独考察附加刚度效应时, 弹性位移峰值、弹塑性位移峰值的降低幅度较大, 且超出了质量增量本身对位移峰值的影响程度; 由质量-阻尼-刚度耦合计算后剥离质量、阻尼影响, 单独考察附加刚度效应时, 弹性位移峰值的降低程度基本与质量-刚度耦合方法计算结果相同, 但弹塑性位移峰值的降低幅度会增大。

(4) 若抗爆设计仅需降低梁构件弹性位移峰值, 可采用质量-刚度耦合计算, 忽略附加阻尼的影响; 若抗爆设计需对梁构件弹塑性位移峰值进行降幅, 应采用质量-阻尼-刚度耦合计算, 不应忽略质量增加带来的附加阻尼、附加刚度影响。

参 考 文 献:

- [1] 舰船通用规范总册: GJB4000-2000[S]. 北京: 中国人民解放军总装备部, 2000.
General specifications for naval ships general volume: GJB4000-2000[S]. Beijing: the General Armament Department of the People's Liberation Army, 2000. (in Chinese)
- [2] Design against accidental loads-Recommended practice DNV-RP-C204[S]. Det Norske Veritas, 2010.
- [3] Design of offshore facilities against fire and blast loading: API RP2FB[S]. 1st edition-Washington: API, 2005.
- [4] 舰船船体规范—水面舰艇: GJB64.1-85[S]. 北京: 国防科学技术工业委员会, 1997.
General specifications for hull of naval ships surface ships: GJB64.1-85[S]. Beijing: Defense Technology Industry Council, 1997. (in Chinese)
- [5] Biggs J M. Introduction to structural dynamics[M]. New York: McGraw-Hill Book Company, 1964.
- [6] Kang K Y, Choi K H, Choi J W, et al. Dynamic response of structural models according to characteristics of gas explosion on topside platform[J]. Ocean Engineering, 2016, 113: 174–190.
- [7] Liu K, Gao Y, Zhao C, et al. Dynamic response of the U-typed sandwich panel under explosion load based on the SDOF method[J]. China Ocean Engineering, 2022, 36(5): 814–826.
- [8] Geng S B, Wei Y X, Wang W Y. Dynamic increase factor of an equivalent SDOF structural system for beams with different support conditions under conventional blast loading[J]. Journal of Engineering Mechanics, 2021, 147(4): 06021002.
- [9] Mendonca F B, Urgessa G, Iha K, et al. Comparison of predicted and experimental behaviour of RC slabs subjected to blast using SDOF analysis[J]. Defence Science Journal, 2018, 68(2): 138.
- [10] Algassem O, Li Y, Aoude H. Ability of steel fibers to enhance the shear and flexural behavior of high-strength concrete beams subjected to blast loads[J]. Engineering Structures, 2019, 199: 109611.
- [11] 方 秦, 杜茂林, 陈 力. 非线性弹性大变形材料梁的抗爆特性[J]. 爆炸与冲击, 2009, 29(1): 7–12.
Fang Q, Du M L, Chen L. Blast-resistant properties of beams consisting of nonlinear elastic large deformation materials[J]. Explosion and Shock Waves, 2009, 29(1): 7–12. (in Chinese)
- [12] 耿少波, 葛培杰, 李 洪, 等. 爆炸荷载结构等效静载动力系数研究[J]. 兵工学报, 2019, 40(10): 8.
Geng S B, Ge P J, Li H, et al. Equivalent static load dynamic coefficient for blast load[J]. Acta Armamentarii, 2019, 40(10): 8. (in Chinese)
- [13] 陈佳龙. 基于精细化 SDOF 的爆炸荷载梁式构件振动响应研究[D]. 太原: 中北大学, 2023.
Chen J L. Study on vibration response of beam members under explosion load based on refined SDOF[D]. Taiyuan: North University of China, 2023. (in Chinese)
- [14] Liang C C, Tai Y S. Shock responses of a surface ship subjected to noncontact underwater explosions[J]. Ocean Engineering, 2006, 33(5-6): 748–772.
- [15] Li Y, Zhang L, Xiao D, et al. Experiment and numerical study on dynamic response of liquid cabin under internal blast loading[J]. Thin-Walled Structures, 2019, 145: 106405.
- [16] 黄时春, 郭 君, 郭建军, 等. 基于水下爆炸实船试验的舰船阻尼的研究[J]. 兵工学报, 2015, 36(S1): 33–38.
Huang S C, Guo J, Guo J J, et al. Research on damping of ship system in shock trial[J]. Acta Armamentarii, 2015, 36(S1): 33–38. (in Chinese)
- [17] Arora H, Hooper P A, Dear J P. The effects of air and underwater blast on composite sandwich panels and tubular laminate

- structures[J]. *Experimental Mechanics*, 2012, 52: 59–81.
- [18] Hao H. Predictions of structural response to dynamic loads of different loading rates[J]. *International Journal of Protective Structures*, 2015, 6(4): 585–606.
- [19] Ha J H, Yi N H, Choi J K, et al. Experimental study on hybrid CFRP-PU strengthening effect on RC panels under blast loading[J]. *Composite Structures*, 2011, 93(8): 2070–2082.
- [20] Schiffer A, Tagarielli V L. Underwater blast loading of water-backed sandwich plates with elastic cores: Theoretical modelling and simulations[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2017, 102: 62–73.
- [21] Sohn J M, Kim S J, Seo J K, et al. Strength assessment of stiffened blast walls in offshore installations under explosions[J]. *Ships and Offshore Structures*, 2016, 11(5): 551–560.
- [22] 董九亭, 刘建湖, 汪俊, 等. 水下爆炸下舰艇不同部位冲击环境数值分析[J]. *中国舰船研究*, 2018, 13(5): 32–38.
Dong J T, Liu J H, Wang J, et al. Numerical analysis on shock environment in different ship regions subjected to underwater explosion[J]. *Chinese Journal of Ship Research*, 2018, 13(5): 32–38. (in Chinese)
- [23] Vasilache C A, Boazu D. Sandwich plates loaded at explosion impact[J]. *Materiale Plastice*, 2013, 50(2): 122–125.
- [24] Amabili M, Balasubramanian P, Garziera R, et al. Blast loads and nonlinear vibrations of laminated glass plates in an enhanced shear deformation theory[J]. *Composite Structures*, 2020, 252: 112720.
- [25] Hajmohammad M H, Kolahchi R, Zarei M S, et al. Dynamic response of auxetic honeycomb plates integrated with agglomerated CNT-reinforced face sheets subjected to blast load based on visco-sinusoidal theory[J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2019, 153: 391–401.
- [26] 耿少波, 罗干, 陈佳龙, 等. 阻尼对空爆荷载等效静载动力系数的影响[J]. *爆炸与冲击*, 2022, 42(2): 51–59.
Geng S B, Luo G, Chen J L, et al. Effect of damping on equivalent static load dynamic factor of air blast load[J]. *Explosion and Shock Waves*, 2022, 42(2): 51–59. (in Chinese)
- [27] 中华人民共和国国家军用标准—舰船环境条件要求-机械环境: GJB 1060.1-91[S]. 1991.
General requirement for environmental conditions of naval ships mechanical environment: GJB 1060.1-91[S]. 1991. (in Chinese)
- [28] 人民防空地下室设计规范: GB 50038-2005[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2006.
Code for design of civil air defence basement: GB 50038-2005[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2006. (in Chinese)
- [29] 方秦, 柳锦春. 地下防护结构[M]. 北京: 中国水利水电出版社, 2010.
Fang Q, Liu J C. Underground protective structures[M]. Beijing: China Water & Power Press, 2010. (in Chinese)