文章编号：1007−7294(2026)07−1065−13

考虑破舱进水影响的通载浮桥动力响应分析

刘俊谊[1], 计　淞[1], 陈徐均[1], 黄　恒[1], 苗玉基[2], 袁　辉[3]
（1. 陆军工程大学, 南京 210007; 2. 中国船舶科学研究中心, 江苏 无锡 214082; 3. 南京工业大学, 南京 211816）

摘要: 针对浮桥破舱进水后力学特性改变、动力响应分析复杂等问题, 本文基于凯恩方法和修正的伯努利方程, 推导建立了可考虑破舱进出水过程的通载浮桥水动力分析模型, 开发了相应的求解程序, 并通过与相关模型试验数据及数值计算结果的对比验证了模型的准确性。然后, 通过算例分析研究了破口尺寸、通载速度和连接间隙等参数对静水中破舱进水浮桥动力响应的影响。相关计算结果表明: 通载浮桥进水后的垂向位移、剪力和弯矩最大值均增大, 但破口较小时, 其尺寸对浮桥动力响应影响很小; 随着通行速度的增大, 桥节垂向位移、桥节连接处剪力和弯矩的最大值均呈非线性地增大; 随着纵向连接间隙的增大, 弯矩的最大值先减小后增大。

关键词: 近海工程; 浮桥; 破舱进水; 多体动力学; 凯恩方法
中图分类号: P751　U448　　**文献标识码:** A　　**doi:** 10.3969/j.issn.1007−7294.2026.07.003

Analysis of dynamic response of a floating bridge under moving loads considering the effect of damaged opening

LIU Jun−yi[1], *JI Song*[1], *CHEN Xu−jun*[1], *HUANG Heng*[1], *MIAO Yu−ji*[2], *YUAN Hui*[3]
(1. Army Engineering University of PLA, Nanjing 210007, China; 2. China Ship Scientific Research Center, Wuxi 214082, China; 3. Nanjing Tech University, Nanjing 211816, China)

Abstract: The water ingress of damaged compartments alerts the mechanical characteristics of floating bridge, and the corresponding analysis of dynamic response of the floating bridge becomes highly complex. To investigate this kind of problem, a hydrodynamic analysis model of floating bridge under moving loads accounting for the flooding process of the broken compartment was established based on the Kane method and the modified Bernoulli equation. Having developed the corresponding solution procedure, the accuracy of the proposed model were testified through the comparison between of the relevant model experimental data and numerical results. Next, the influences of parameters such as opening size, load velocity and connection gap on the dynamic responses of the floating bridge with damaged opening in static water were investigated through case studies. The results indicate that the maximum values of vertical displacement, shear force and bending moment would go up when the compartment is flooded, but the size of the opening has little effect upon the dynamic response of the pontoon when the opening size is relatively small. With the increment of

收稿日期：2025−11−09
基金项目：国家自然科学基金资助项目(52471309; 52371300); 国家科技重大专项
作者简介：刘俊谊(1988–), 男, 博士, 副教授; 计　淞(1997–), 男, 博士研究生;
陈徐均(1972–), 男, 博士, 教授, 通讯作者, E-mail: chenxujun213@sina.com; 黄　恒(1995–), 男, 博士, 讲师;
苗玉基(1991–), 男, 博士, 高级工程师; 袁　辉(1972–), 男, 博士, 教授。

the load velocity, the maximum values of the vertical displacements of the pontoon, the shear forces and bending moments at the connections go up nonlinearly. The maximum bending moment decreases firstly and then rises with the increase of the longitudinal connection gap.

Key words: offshore engineering; floating bridge; water ingress of damaged compartments; multibody dynamics; Kane method

0 引 言

作为最古老的桥梁类型之一,浮桥是以多个浮体为桥墩浮在水面的桥梁,具有架设撤收速度快、受水深和水底条件影响小、通载能力强等优点,被广泛应用于渡河和渡海工程保障[1]。浮桥的水动力响应是判断其通载安全性的重要依据之一。因此,近年来很多学者从不同角度对不同类型浮桥的动力响应进行了研究。付世晓等[2]和 Fu 等[3−4]通过有限单元法和模型试验,研究了移动荷载作用下非线性连接浮桥的动力响应特性。黄恒等[5]基于弹性基础梁和影响线理论,建立了带有纵向连接间隙通载浮桥的计算方法。Sun 等[6]利用水弹性理论和水池模型试验,研究了不同波浪参数下铰接气囊式浮桥的垂荡运动。苗玉基等[7−8]通过等效梁单元模拟桥节间连接,预报了一新型箱桁组合式浮式栈桥的水弹性响应。刘俊谊等[1]建立了同时适用于铰接体系和连续体系浮桥的水动力分析模型,结合试验数据和数值分析结果完成了模型验证,并研究了静水和波浪中浮桥铰接处弹性刚度对系统动力响应的影响。近年来,多位学者围绕挪威峡湾浮桥的动力特性开展了系列研究[9−12]。研究主要基于“离散模块-梁单元法”的基本思想,即把浮桥等效为中心位置通过梁单元连接的多浮体模块结构,并分别利用势流理论和梁理论计算浮体的水动力和系统弹性变形。

钢制浮箱拼组形成的浮桥易遭受腐蚀、碰撞和火力打击等影响而发生破舱进水,会改变浮桥的浮性、稳性和动力学参数,并降低其通载能力[13]。然而,目前关于浮桥水动力响应和单浮体破舱进水后运动响应的研究较多,但考虑破舱进水对浮桥通载性能影响的研究鲜有报道。当浮桥破舱后,进水桥节浮性、稳性和转动惯量等参数改变,舱室内外水体交换与桥节间的非线性连接存在耦合效应,再加上移动荷载的影响,使得整个系统的动力响应机理复杂不清。因此,本文以多体系统动力学 Kane 方法为基本框架,利用修正的伯努利方程描述破舱进出水过程,构建了可考虑破舱进水影响的通载浮桥动力响应分析模型,并探究了破口尺寸、通载速度和桥节连接间隙等参数对静水中破舱进水浮桥动力响应的影响。

1 数学模型

1.1 坐标系定义及相关假定

图 1 为非线性连接破舱进水浮桥系统示意图。整个浮桥由多个通过限制铰(下部铰接,上部达到一定转角后闭合)纵向连接的刚性桥节组成,浮桥一端为铰支座,另一端为滚动支座。各桥节从左至右依次编号为$1,2,\cdots,N$,分别用$\mathrm{P}_1,\mathrm{P}_2,\cdots,\mathrm{P}_N$表示。图 1 同时给出了相关坐标系的定义,静止坐标系原点o_0位于浮桥左端铰接处,x_0轴沿浮桥纵向水平向右,z_0轴竖直向上。初始状态时,浮桥系统中各桥节均静止且第 1 个桥节的连体坐标系与系统静止坐标系重合。各桥节连体坐标系原点位于与其相连较低序号桥节的铰接处。本文仅考虑桥节垂直面内的二维运动,即纵荡、垂荡和纵摇运动。由于浮桥一端有铰接约束,各桥节纵荡运动很小,对系统动力响应影响可忽略,故不对此展开分析。为便于数值计算,相关假定如下:

(1)忽略桥节运动所产生的辐射力与多桥节间的水动力干扰。

(2)忽略液舱内部液面的波动，而将其近似为静态的水平面。

(3)仅考虑桥节进水后浮态、重量分布等物理特性的变化，忽略风、浪、流等环境荷载的影响。

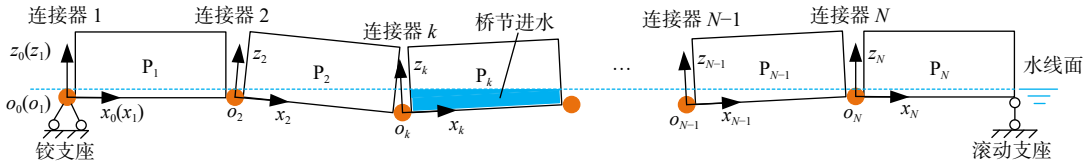


图 1 非线性连接破舱进水浮桥系统示意图

Fig.1 Schematic diagram of the nonlinear connected floating bridge system with damaged compartment flooding

1.2 适用于破舱进水通载浮桥动力分析的 Kane 方程

Kane 方法中，物体间的相对转动和移动速率被定义为广义速率$\dot{x}_l$并据此进行求解。因此，对于如图 1 所示的仅考虑桥节二维运动的浮桥系统，广义速率为

$$\dot{x}_l=\begin{cases}\omega_{k2} & l=3(k-1)+2;\ \ k=1,2,\cdots,N\\ 0 & \text{其他}\end{cases} \tag{1}$$

式中：l为系统自由度的编号；k为桥节编号；ω_{k2}为第k个桥节相对其内接桥节的纵摇角速度分量。

Kane 方程可理解为“对每个广义速率，系统的广义主动力与广义惯性力之和为零”。对于非线性连接破舱进水浮桥而言，所涉及的主动力和力矩主要包括：重力和浮力；桥节进水引起的力和力矩；静水回复力和力矩；移动荷载引起的力和力矩；结构阻尼产生的力和力矩；限制铰闭合后的转动力矩；以及光滑铰处的“作用力和反作用力”(剪力)。系统中的重力和浮力始终处于平衡状态，在计算过程中可不予考虑。光滑铰位置处的相互作用力(剪力)对广义主动力的贡献为零，在 Kane 方程中可不予体现[1]。当需要求解各连接器处的剪力时，可参考公式(17)和(18)。经推导，适用于破舱进水通载浮桥动力分析的 Kane 方程[14] 为

$$A_{lp}\ddot{x}_p=f_l l,\ \ p=3(k-1)+2;\ \ k=1,2,\cdots,N \tag{2}$$

式中：p为自由度编号，且满足爱因斯坦求和约定；相关系数矩阵元素的表达式分别为

$$A_{lp}=v_{lmk}\left(m_k+m_k^{\mathrm{W}}+m_k^{\mathrm{A}}\right)v_{pmk}+\omega_{lmk}\left(I_{mnk}+I_{mnk}^{\mathrm{W}}+I_{mnk}^{\mathrm{A}}\right)\omega_{pmk} \tag{3}$$

$$\begin{aligned}f_l=&v_{lmk}\left(F_{km}^{\mathrm{W}}+F_{km}^{\mathrm{R}}+F_{km}^{\mathrm{V}}+F_{km}^{\mathrm{D}}\right)+\omega_{lmk}\left(M_{km}^{\mathrm{W}}+M_{km}^{\mathrm{R}}+M_{km}^{\mathrm{V}}+M_{km}^{\mathrm{D}}+M_{km}^{\mathrm{C}}\right)-\\ &v_{lmk}\left(m_k+m_k^{\mathrm{W}}+m_k^{\mathrm{A}}\right)\dot{v}_{pmk}\dot{x}_p-\omega_{lmk}\left(I_{mnk}+I_{mnk}^{\mathrm{W}}+I_{mnk}^{\mathrm{A}}\right)\dot{\omega}_{pmk}\dot{x}_p-\\ &\omega_{lmk}e_{rsm}\omega_{prk}\dot{x}_p\left(I_{mnk}+I_{mnk}^{\mathrm{W}}+I_{mnk}^{\mathrm{A}}\right)\omega_{qnk}\dot{x}_q\end{aligned}$$

$$m,n,r,s=1,2,3;\ \ p,q,l=3(k-1)+2;\ \ k=1,2,\cdots,N \tag{4}$$

式中：v_{lmk}和ω_{lmk}分别为第k个桥节的偏速度和偏角速度阵列，其表达式详见文献[14]；m_k和I_{mnk}分别为第k个桥节的质量和惯量矩阵中第m行第n列元素；m_k^{W}和I_{mnk}^{W}分别为进水质量及其引起的桥节惯量矩阵元素的变化值；m_k^{A}和I_{mnk}^{A}分别为第k个桥节的附加质量和附加惯量矩阵元素；F_{km}^{W}和M_{km}^{W}分别表示第k个桥节进水后引起的力和力矩分量；F_{km}^{R}和M_{km}^{R}分别为第k个桥节的静水回复力和力矩分量；F_{km}^{V}和M_{km}^{V}分别为第k个桥节上移动荷载所引起的力和力矩分量；F_{km}^{D}和M_{km}^{D}分别为第k个桥节的结构阻尼所引起的力和力矩分量；M_{km}^{C}为第k个桥节两端连接器引起的转动力矩分量。

1.3 桥节破舱进水模型

桥节破口处的水体流动非常复杂，与破口的位置、大小和形状等因素有关，是一种具有强非线性的黏性流动。为了在考虑非线性的基础上提高计算效率，根据小孔出流和明渠流动等问题的研究思路，基于修正的伯努利方程考虑桥节破口处的进出水过程，即进水质量等于流动速率对时间 t 的积分，可得第k个桥节的进水质量[15] 为

$$m_k^{\mathrm{W}}=C\rho\int_0^t\int_S\operatorname{sign}\left(h_k^{\mathrm{O}}-h_k^{\mathrm{I}}\right)\sqrt{2g\left|h_k^{\mathrm{O}}-h_k^{\mathrm{I}}\right|}\mathrm{d}A\mathrm{d}t \tag{5}$$

式中：C表示综合考虑桥节运动、液舱晃荡、破口几何参数和舱室布局影响的流动系数；ρ表示水的密度；S表示破口面积；sign(·)表示取括号中函数值正负号的算子；g表示重力加速度；h_k^{O}和h_k^{I}分别表示第k个桥节外部液面和进水舱室内部液面(或孔口)的高度，外部液面高度取为0，内部液面高度根据桥节进水质量、舱室尺寸、桥节纵倾角和垂荡位移实时计算更新。进水引起的单个桥节的转动惯量矩阵变化[15]为

$$\boldsymbol{I}_k^{\mathrm{W}} = m_k^{\mathrm{W}}\begin{bmatrix} (y_k^{\mathrm{W}})^2+(z_k^{\mathrm{W}})^2 & -x_k^{\mathrm{W}}y_k^{\mathrm{W}} & -x_k^{\mathrm{W}}z_k^{\mathrm{W}} \\ -x_k^{\mathrm{W}}y_k^{\mathrm{W}} & (x_k^{\mathrm{W}})^2+(z_k^{\mathrm{W}})^2 & -y_k^{\mathrm{W}}z_k^{\mathrm{W}} \\ -x_k^{\mathrm{W}}z_k^{\mathrm{W}} & -y_k^{\mathrm{W}}z_k^{\mathrm{W}} & (x_k^{\mathrm{W}})^2+(y_k^{\mathrm{W}})^2 \end{bmatrix} \tag{6}$$

式中：$(x_k^{\mathrm{W}}, y_k^{\mathrm{W}}, z_k^{\mathrm{W}})$为进水水体质心在第$k$个桥节原点位于水线面漂心的连体坐标系中的坐标。

1.4 附加质量及附加转动惯量

浮体运动时的附加质量和附加转动惯量可以通过对浮体各横截面上的附加质量和附加转动惯量分量沿纵向积分得到。因此，对于排水体积近似为长方体的第k个桥节，其垂荡附加质量和纵摇附加转动惯量[16−17]可分别表示为

$$m_k^{\mathrm{A}} = \int_{-l_k/2}^{l_k/2} \frac{1}{2}\pi\rho K^{\mathrm{A}} b_k^2 \mathrm{d}x \tag{7}$$

$$I_{22k}^{\mathrm{A}} = \int_{-l_k/2}^{l_k/2} \frac{1}{2}\pi\rho K^{\mathrm{A}} b_k^2 x^2 \mathrm{d}x \tag{8}$$

式中：l_k和b_k分别为桥节的长度和宽度；K^{A}为权重系数，与桥节水下横截面系数以及桥节水线面处宽度与吃水的比值有关。

1.5 受力分析

如图2所示，系统中第k个桥节主要受重力$\boldsymbol{F}_k^{\mathrm{G}}$、浮力$\boldsymbol{F}_k^{\mathrm{B}}$、进水引起的力$\boldsymbol{F}_k^{\mathrm{W}}$和力矩$\boldsymbol{M}_k^{\mathrm{W}}$、静水回复力$\boldsymbol{F}_k^{\mathrm{R}}$和力矩$\boldsymbol{M}_k^{\mathrm{R}}$、移动荷载引起的力$\boldsymbol{F}_k^{\mathrm{V}}$和力矩$\boldsymbol{M}_k^{\mathrm{V}}$、结构阻尼产生的力$\boldsymbol{F}_k^{\mathrm{D}}$和力矩$\boldsymbol{M}_k^{\mathrm{D}}$、两端连接器产生的转动力矩$\boldsymbol{M}_k^{\mathrm{C}}$。各桥节的重力和浮力始终处于平衡状态，计算中可不予考虑。下面分别给出其他力和力矩的数学表达式。

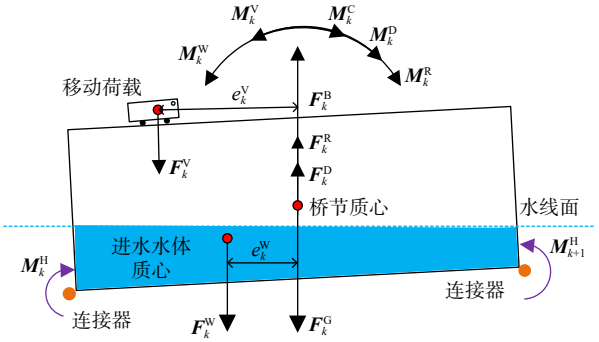


图2 桥节受力分析统示意图

Fig.2 Schematic diagram illustrating the force analysis of the pontoon

1.5.1 进水引起的力和力矩

第k个桥节进水引起的垂向力和使桥节产生纵摇运动的力矩可分别表达为

$$F_{k3}^{\mathrm{W}} = m_k^{\mathrm{W}} g \tag{9}$$

$$M_{k2}^{\mathrm{W}} = m_k^{\mathrm{W}} g \mathrm{e}_k^{\mathrm{W}} \tag{10}$$

式中：$\mathrm{e}_k^{\mathrm{W}}$为进水水体质心至桥节质心的纵向水平距离差。

1.5.2 静水回复力和力矩

在二维破舱进水通载浮桥动力分析模型中，仅有垂荡和纵摇运动会引起静水回复力和力矩。因此，系统中第k个桥节所受静水回复力和力矩可表达为

$$\left[\boldsymbol{F}_k^{\mathrm{R}}, \boldsymbol{M}_k^{\mathrm{R}}\right]^{\mathrm{T}} = -\begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \rho g A_{\mathrm{W}} & 0 & -\rho g A_{\mathrm{W}} \bar{x}_{\mathrm{f}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -\rho g A_{\mathrm{W}} \bar{x}_{\mathrm{f}} & 0 & \rho g V H_y & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}\begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ p_{k3} \\ 0 \\ \beta_k \\ 0 \end{bmatrix} \tag{11}$$

式中：A_{W}为桥节的水线面面积；$\bar{x}_{\mathrm{f}}$为桥节漂心的x坐标；H_y为桥节的纵稳性高度；p_{k3}和β_k分别为第k个桥节在静止坐标系中的垂荡位移和纵摇位移。

1.5.3 移动荷载所引起的力和力矩

忽略移动荷载与桥节间的摩擦和相互耦合作用，则作用于桥节上的单个移动荷载可被简化为集中荷载。因此，对第k个桥节而言，单个移动荷载等效为作用于桥节质心的垂向力和使桥节产生纵摇运动的力矩来考虑，分别表达为

$$F_{k3}^{\mathrm{V}}=\sum_{i=1}^{n}m_i^{\mathrm{V}}g \tag{12}$$

$$M_{k2}^{\mathrm{V}}=\sum_{i=1}^{n}m_i^{\mathrm{V}}ge_i^{\mathrm{V}} \tag{13}$$

式中：n为作用于单个桥节上的移动荷载数量；m_i^{V}为作用于单个桥节上的第i个移动荷载的质量；e_i^{V}为第i个移动荷载作用点至桥节质心的纵向水平距离差。

1.5.4 连接器的转动力矩和剪力

设桥节间间隙为d^{G}，则间隙的闭合角为

$$\beta_k^{\mathrm{C}}=\frac{d^{\mathrm{G}}}{h_k} \tag{14}$$

式中：h_k表示第k个桥节的高度。限制铰闭合前，桥节间连接器的转动力矩为 0；限制铰闭合后桥节间连接器的纵摇转动力矩与闭合后的相对转角成正比，所以第k个连接器位置处的纵摇转动力矩可表示为

$$M_k^{\mathrm{H}}=\begin{cases}0 & \beta_k-\beta_{k-1}\leqslant\beta_k^{\mathrm{C}}\\ k^{\mathrm{r}}\beta_k^{\mathrm{r}} & \beta_k-\beta_{k-1}>\beta_k^{\mathrm{C}}\end{cases}\quad k=2,3,\cdots,N \tag{15}$$

式中：k^{r}表示限制铰闭合后的弹性刚度；β_k^{r}为第k个桥节相对其内接桥节扣除闭合角以后的转角。两端连接器对第k个桥节的纵摇转动力矩为

$$M_{k2}^{\mathrm{C}}=M_{k+1}^{\mathrm{H}}-M_k^{\mathrm{H}} \tag{16}$$

第k个连接器位置处的剪力分量F_{km}^{H}可根据如下公式[14]确定

$$v_{lmk}F_{km}^{\mathrm{C}}+\omega_{lmk}T_{km}^{\mathrm{C}}=A_{lp}\ddot{x}_p-f_l\quad l=3(k-1)+i\&3N+1,\cdots 6N;\ p=3(k-1)+2;\ k=1,2,\cdots,N;\ i=1,3 \tag{17}$$

$$F_{km}^{\mathrm{H}}=\sum_{i=k}^{N}F_{km}^{\mathrm{C}}-F_m^{\mathrm{S}} \tag{18}$$

式中：F_{km}^{C}和T_{km}^{C}分别表示将系统内约束暂时去掉后等效的主矢和主矩分量；F_m^{S}表示滚动支座处的支撑力分量；A_{lp}和$f_l(l=3(k-1)+i\&3N+1,\cdots 6N;\ p=3(k-1)+2;\ k=1,2,\cdots,N;\ i=1,3)$表示各铰接点（连接器）约束对应的相关系数矩阵元素。

1.5.5 结构阻尼力和阻尼力矩

对于二维运动的桥节而言，一般只考虑垂荡和纵摇方向的结构阻尼作用。因此，第k个桥节的结构阻尼所引起的垂向阻尼力和纵摇阻尼力矩可分别表示为

$$F_{k3}^{\mathrm{D}}=-C_{k3}^{\mathrm{F}}v_{k3}^{\mathrm{G}} \tag{19}$$

$$M_{k2}^{\mathrm{D}}=-C_{k2}^{\mathrm{M}}\omega_{k2}^{\mathrm{G}} \tag{20}$$

式中：v_{k3}^{G}和ω_{k2}^{G}分别为第k个桥节在静止坐标系中的垂荡速度分量和纵摇角速度分量。C_{k3}^{F}和C_{k2}^{M}分别表示垂荡和纵摇自由度对应的结构阻尼系数，其值可按临界阻尼系数的 7.2% [18]确定。垂荡和纵摇方向的临界阻尼系数可分别表示为

$$C_{k3}^{\mathrm{C}}=2\sqrt{(m_k+m_k^{\mathrm{W}}+m_k^{\mathrm{A}})\rho gA_{\mathrm{W}}} \tag{21}$$

$$C_{k2}^{\mathrm{M}}=2\sqrt{(I_{22k}+I_{22k}^{\mathrm{W}}+I_{22k}^{\mathrm{A}})\rho gVH_y} \tag{22}$$

1.6 边界条件的处理

浮桥边界条件为左端固定铰支座,右端滚动铰支座。建模过程中,通过定义首桥节相对静止坐标系的相对移动变量为 0 实现对左端铰接的模拟;右端滚动铰支座的作用可视为外部约束处理,即右端滚动支座的支撑点垂向速度为 0,约束方程可写为

$$\left(v_{l3N}-\omega_{l2N}\frac{l_N}{2}\right)\dot{x}_l=0 \tag{23}$$

适用于破舱进水通载浮桥动力分析的 Kane 方程(2)是关于广义速率的一阶常微分方程,可联立系统外部约束方程(20)进行求解。

2 模型验证

为验证模型的准确性,本研究采用了两阶段验证策略:首先,基于文献[19] 的试验与数值结果,检验模型在模拟非线性连接通载浮桥动力响应方面的准确性;然后,通过自主开展的多浮体破舱进水模型试验,进一步验证模型在预测破舱进水工况下系统动力响应的精度。

2.1 浮桥动力分析模型验证

2.1.1 模型参数

如图 3 所示,浮桥由 15 个刚性桥节($P_1 \sim P_{15}$)通过限制铰($H_2 \sim H_{15}$)纵向连接组成,单个桥节的主要参数如表 1 所示。各桥节的测量点($M_1 \sim M_{15}$)位于距其右端 0.4 m 处,纵向连接间隙为 2 cm,桥节质心位于其几何中心正下方,高于水线面 0.1 m。数值计算过程中,质量为 50 t 的车辆荷载分别以 3 m/s、6 m/s 和 9 m/s 的速度通过浮桥。

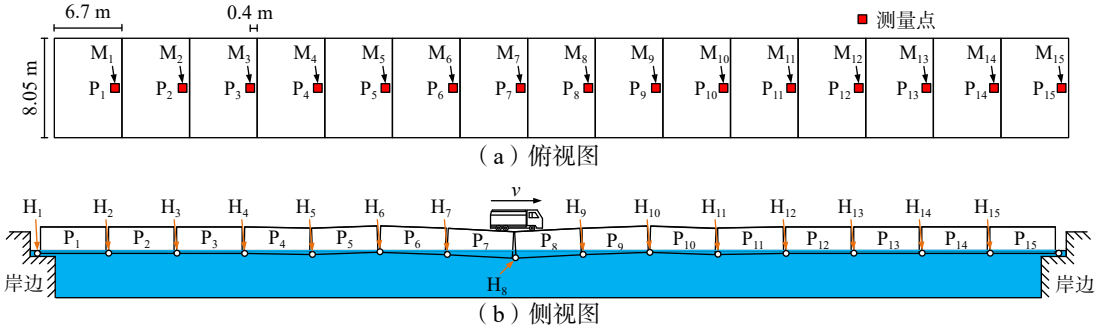


图 3 非线性连接浮桥通载示意图

Fig.3 Schematic diagram of a nonlinear connected floating bridge under a moving load

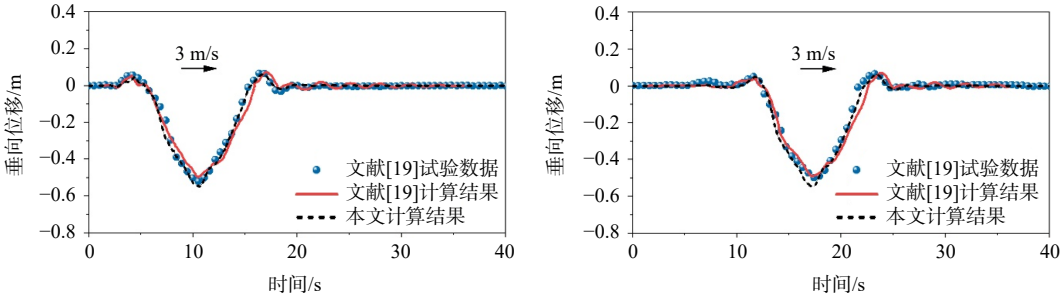
表 1 单个桥节的主要参数

Tab.1 Main parameters of each single pontoon

参数	符号/单位	数值	参数	符号/单位	数值
长度	l_k /m	6.7	吃水	d_k /m	0.19
宽度	b_k /m	8.05	惯性矩	I_{22k}/ (kg·m^2)	3.0E+4
型深	h_k /m	0.75	质量	m_k /kg	7.0E+3

2.1.2 结果对比

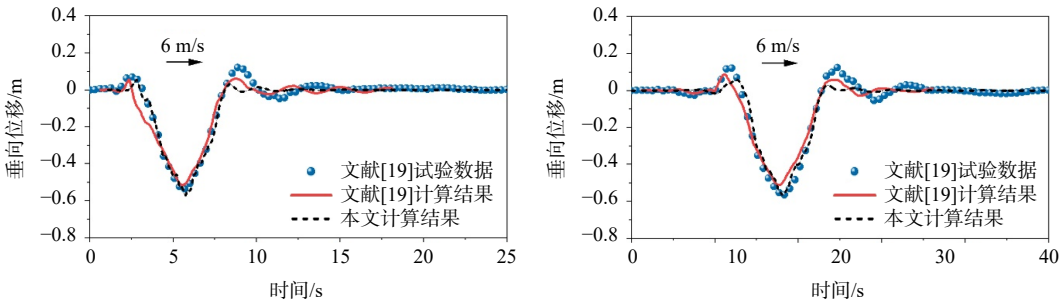
图 4~6 分别给出了 50 t 车辆荷载分别以 3 m/s、6 m/s 和 9 m/s 速度通过浮桥时不同测量点位置的垂向位移时程曲线。观察图中的相关结果可以发现:本文计算结果与文献[19] 中的试验数据和数值计算结果具有很好的吻合度,从而验证了本文所建模型的正确性和准确性。另外,还可以发现随着通行速度的增加,最大垂向位移也会略有增大。



（a）测量点 M_4 位置　　（b）测量点 M_7 位置

图 4　车辆荷载以 3 m/s 速度通过浮桥时不同测点位置的垂向位移

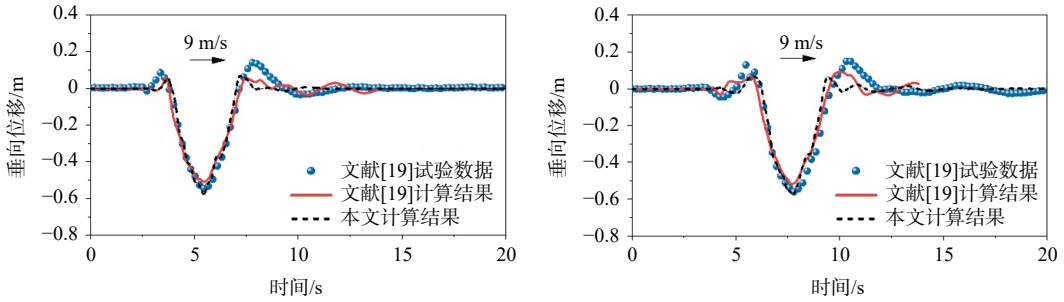
Fig.4　Vertical displacements at different measurement points when the moving load passes through the floating bridge at 3 m/s



（a）测量点 M_4 位置　　（b）测量点 M_7 位置

图 5　车辆荷载以 6 m/s 速度通过浮桥时不同测点位置的垂向位移

Fig.5　Vertical displacements at different measurement points when the moving load passes through the floating bridge at 6 m/s



（a）测量点 M_4 位置　　（b）测量点 M_7 位置

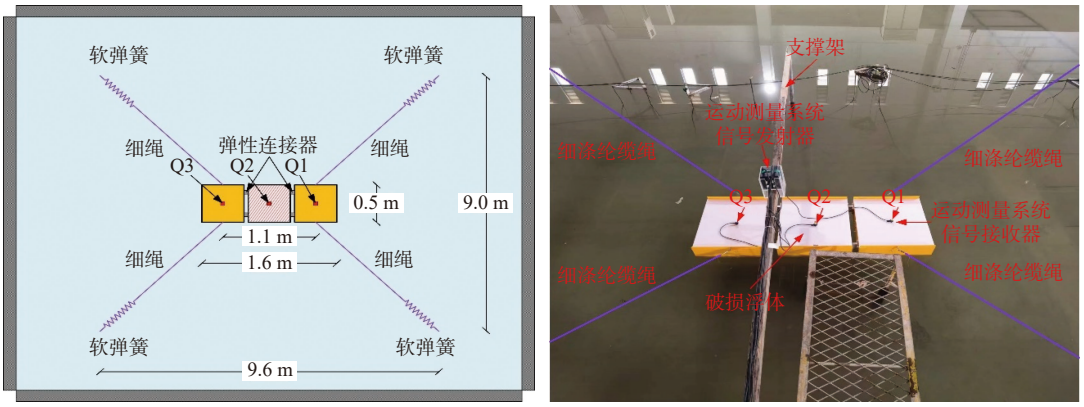
图 6　车辆荷载以 9 m/s 速度通过浮桥时不同测点位置的垂向位移

Fig.6　Vertical displacements at different measurement points when the moving load passes through the floating bridge at 9 m/s

2.2 破舱进水分析模型验证

2.2.1 试验介绍

为了验证破舱进水分析模型的准确性，在南京水利科学研究院的试验水池中开展了多浮体系统破舱进水模型试验。试验的缩尺比为 1∶20，试验模型及测量仪器的布置如图 7 所示。该多浮体系统由 3 个大小相同的浮箱纵向通过铝制杆件连接而成，浮箱的长宽高为 0.5 m×0.5 m×0.15 m，吃水深度为 0.023 m。浮箱间的铝制杆件连接可视为弹性铰（闭合角为零的限制铰），弹性刚度为1250 N·m/rad。试验过程中，采用非接触式运动测量系统（NHRI.6FD-1）实时捕捉多浮体系统的运动响应。如图 7(b)所示，运动测量系统的信号发射器固定于支撑架上，对应的 3 个信号接收器分别固定于各浮箱甲板中心位置的 3 个测点（Q1、Q2、Q3）。为了防止浮箱位移超出仪器量程，水池四角设有固定立柱，通过四根对称布置的软弹簧和细涤纶缆绳将浮箱与立柱连接。试验时，两端浮箱为完好状态，在中间浮箱底部中心分别设置 2 mm、3 mm 和 4 mm（对应原型尺度分别为 0.04 m、0.06 m 和 0.08 m）的开孔，并在中间浮箱甲板处设置半径 8 mm 的通气孔以保证空气流通，通过快速移除开孔处的密封材料实现对浮箱进水的模拟。



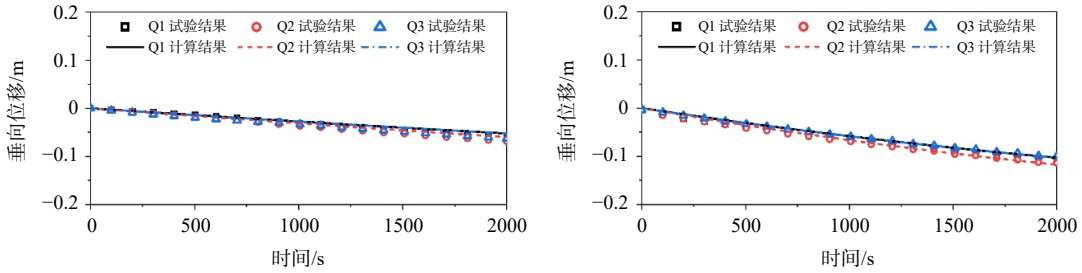
（a）平面示意图 （b）现场布置图

图 7 多浮体系统破舱进水模型试验布置图

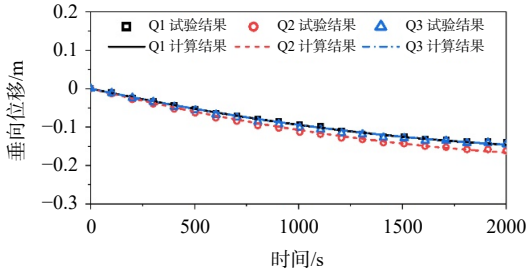
Fig.7 Model test setup of a floating multibody system with a damaged opening

2.2.2 结果对比

图 8 给出了不同开孔尺寸(原型尺度)下各浮箱垂向位移的时程曲线,图中各种类型的点代表试验结果,各种类型的线代表相应的数值计算结果。对比图中的相关结果可以发现,数值计算结果与试验数据非常吻合,从而验证了该破舱进水模型的准确性。观察图中的数据还可以发现:破舱进水后,所有浮箱均不断下沉,且下沉速度在一段时间后逐渐变慢;中间浮箱下沉位移最大,两端浮箱下沉位移基本一致,且底部开孔尺寸越大,浮箱下沉速度越快。



（a）破口半径为 0.04 m （b）破口半径为 0.06 m



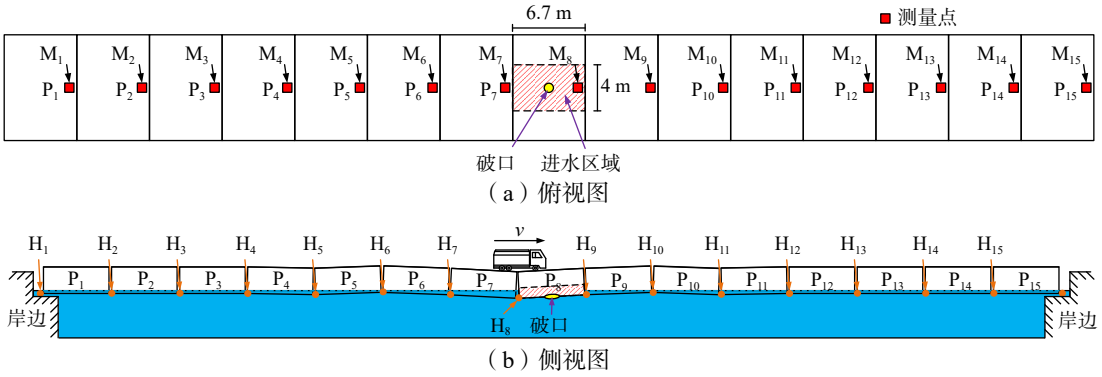
（c）破口半径为 0.08 m

图 8 不同破口尺寸下各浮箱垂向位移时程曲线

Fig.8 Vertical displacements of the pontoons with different opening sizes

3 算例分析

在验证了所建模型的正确性和准确性之后,下面基于所建模型分析浮桥破舱进水后的动力响应和通载性能。如图 9 所示,浮桥的破舱位置位于第 8 个桥节,破损舱室的尺寸为 6.7 m×4 m,破口位于桥节底部,形状假定为半径 0.3 m 的圆孔。



（a）俯视图

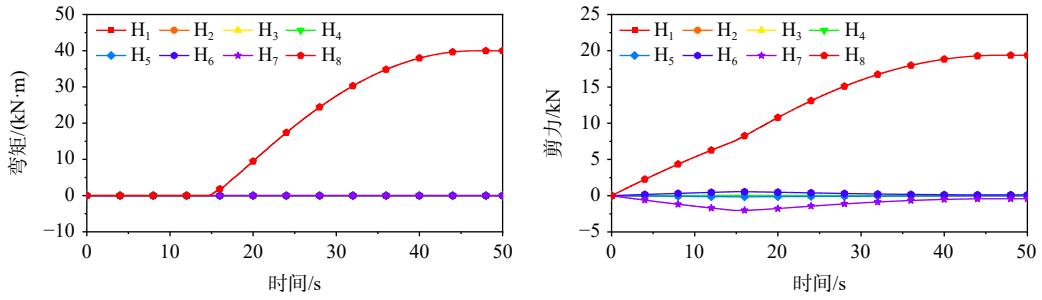
（b）侧视图

图 9 破舱进水浮桥进水位置示意图

Fig.9 Schematic diagram of the flooding position of the damaged floating bridge

3.1 未通载破舱进水浮桥的动力响应

浮桥系统关于中间破口位置两端对称，因此取浮桥左端部分的相关结果进行分析。图 10 给出了第 8 个桥节破舱进水后，未通载浮桥不同连接器位置的弯矩和剪力时程曲线。图 10(a)中，连接器 8 位置处的弯矩在 16 s 前为 0，16 s 后开始呈非线性增大，约 45 s 后趋于定值；其他连接位置的弯矩始终为 0。这说明连接器 8 位置处的限制铰在 16 s 时闭合，与破舱进水桥节相连的两个桥节开始以更刚性的方式与其共同抵抗破舱进水的影响，当进水量与系统内多个桥节的抵抗作用达到平衡(约 45 s)时，系统趋于稳定平衡状态。图 10(b)中，铰接点 8 的剪力先近似线性地增大，在 16 s 左右以后，由于限制铰闭合，连接形式由铰接转换为弹性铰连接，剪力增大的速度越来越慢，最终趋于定值。铰接点 7 位置处剪力先增大再减小归零，而铰接点 6 处的剪力则先轻微增大再减小，最终趋于 0。其他位置处的剪力则始终近似为 0。



（a）弯矩　　（b）剪力

图 10 浮桥破舱进水过程中不同连接器位置处弯矩和剪力

Fig.10 Bending moments and shearing forces at different connector positions during the water inflow process of the damaged floating bridge

图 11 给出了第 8 个桥节破舱进水后，未通载浮桥不同测量点位置的垂向位移时程曲线。观察图 11 可以发现，测量点 7 和 8 的垂向位移刚开始近似线性下降，在 16 s 左右以后，下降的速度越来越慢，垂向位移最终趋于某一定值。测量点 6 位置处垂向位移先上升后下降，而在测量点 5 位置处则先下降再上升，最终趋于 0，由于 16 s 左右时限制铰闭合，所以两者变化的拐点均在此处。

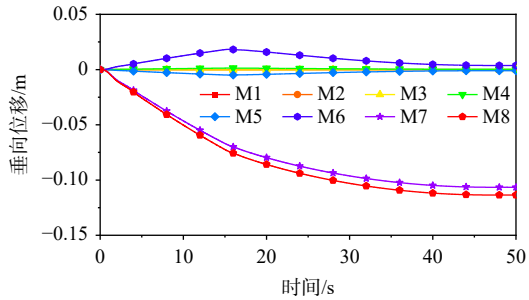


图 11 浮桥破舱进水过程中不同测量点位置处垂向位移

Fig.11 Vertical displacements at different measurement points during the water inflow process of the damaged floating bridge

3.2 不同破口尺寸下通载浮桥的动力响应

连接间隙为 2 cm 的浮桥在第 8 个桥节破舱

进水(底部破口半径分别为0.2 m、0.3 m和0.4 m)达到平衡状态后,50 t荷载以3 m/s的速度通行时,测点8位置的垂向位移时程曲线如图12所示。图中同时给出了浮桥未破舱通载时的时程曲线。观察图中的相关结果可以发现:在现有破口尺度下破口大小对进水桥节的垂向位移影响很小,但相较于未破口时通载,桥节底部进水后通载的垂向位移更大,因而更为危险。图13和图14分别给出了不同破口尺寸下通载浮桥连接器8位置处的剪力和弯矩时程曲线。可以发现:在现有破口尺度下破口尺寸对进水浮桥通载过程中的剪力和弯矩影响不大,但与未破舱浮桥相比,浮桥进水后通载的剪力和弯矩会变大。

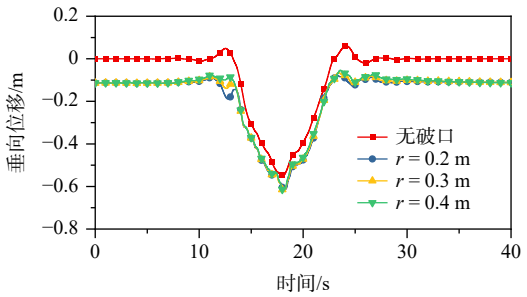


图12 不同破口尺寸下通载浮桥测点M_8位置处垂向位移

Fig.12 Vertical displacements at measurement point M_8 of the floating bridge with different opening sizes under a moving load

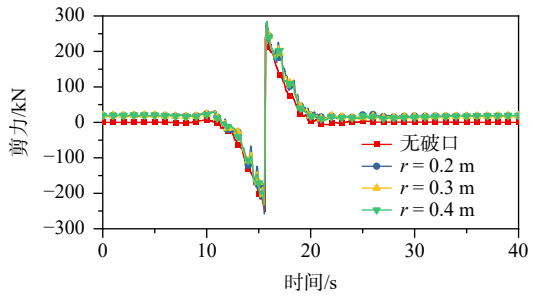


图13 不同破口尺寸下通载浮桥连接器H_8位置处剪力

Fig.13 Shearing forces at the connector H_8 of the floating bridge with different opening sizes under a moving load

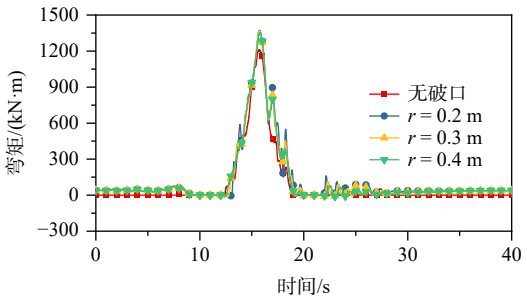


图14 不同破口下通载浮桥连接器H_8位置处弯矩

Fig.14 Bending moments at the connector H_8 of the floating bridge with different opening sizes under a moving load

综合图12~14的相关结果可以发现:破舱进水后,通载浮桥的垂向位移、剪力和弯矩均会增大;但在现有破口尺度下破口尺寸的大小对浮桥通载过程中的动力响应影响很小。这主要是因为现有破口尺寸较小、通载速度较快,此时破损桥节舱室的进出水量变化较小,通行荷载作用成为影响系统的动力响应的主导因素。

3.3 不同通行速度下破舱浮桥的动力响应

连接间隙为2 cm的浮桥在第8个桥节破舱进水(底部破口半径0.3 m)达到平衡状态后,50 t荷载以不同速度通行时,测点8位置的垂向位移、连接器8位置处的剪力和弯矩时程曲线分别如图15~17所示。观察图中的相关结果可以发现:随着通行速度的增大,桥节垂向位移、桥节连接处的剪力和弯矩的最大值均非线性地增大,这主要是由通行速度增大后的冲击效应引起的。

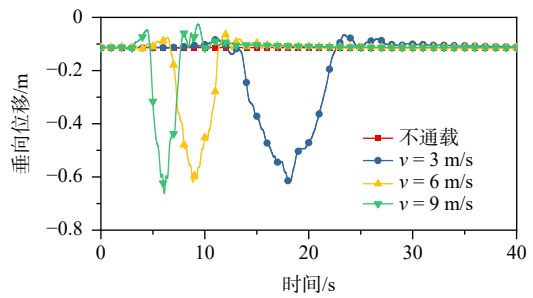


图15 不同通行速度下通载浮桥测点M_8位置处垂向位移

Fig.15 Vertical displacements at measurement point M_8 of the floating bridge with a moving load at different speeds

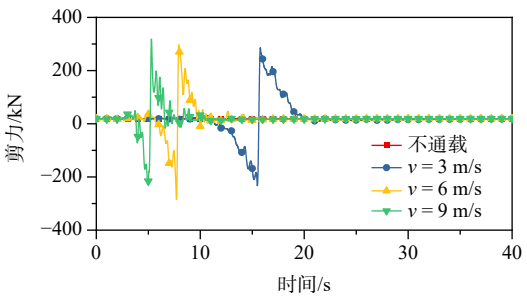


图16 不同通行速度下通载浮桥连接器H_8位置处剪力

Fig.16 Shearing forces at connector H_8 of the floating bridge with a moving load at different speeds

3.4 不同连接间隙下破舱通载浮桥的动力响应

浮桥在第 8 个桥节破舱进水(底部破口半径 0.3 m)达到平衡状态后，50 t 荷载以 3 m/s 的速度通行不同连接间隙的浮桥时，测点 8 位置的垂向位移、连接器 8 位置处的剪力和弯矩时程曲线分别如图 18~20 所示。观察图 18 中的相关结果可以发现：桥节垂向位移随着连接间隙的增大而增大。这主要是因为桥节间的连接间隙越大，桥节 8 破舱进水后平衡状态的垂向位移越大，即破舱浮桥通载前的初始垂向位移越大。观察图 19 中的相关结果可以发现：由于连接处的剪力大小主要受通行荷载影响，桥节连接处剪力的最大值随连接间隙的变化不大。

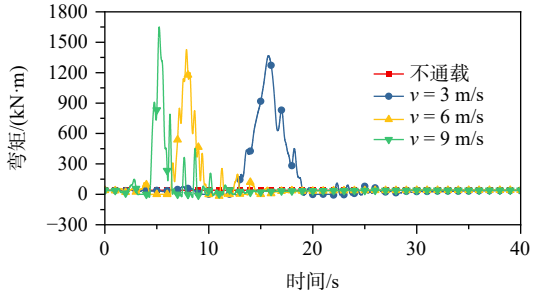


图 17　不同通行速度下通载浮桥连接器 H_8 位置处弯矩

Fig.17　Bending moments at connector H_8 of the floating bridge with a moving load at different speeds

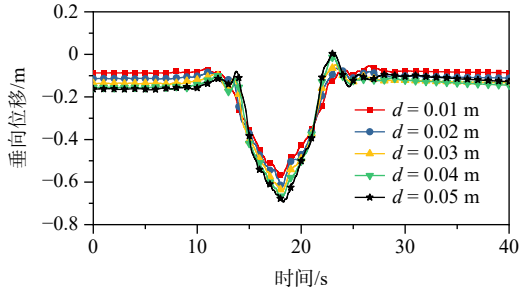


图 18　不同连接间隙下破舱通载浮桥测点 M_8 的垂向位移

Fig.18　Vertical displacements at measurement point M_8 of the floating bridge with different connection gaps under a moving load

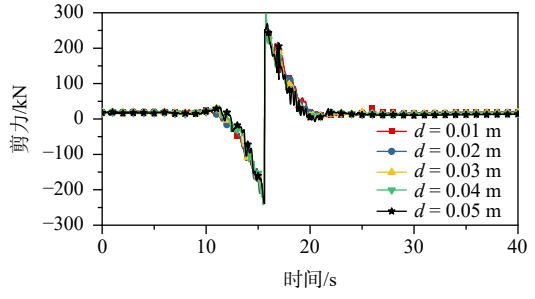


图 19　不同连接间隙下破舱通载浮桥连接器 H_8 的剪力

Fig.19　Shearing forces at connector H_8 of the floating bridge with different connection gaps under a moving load

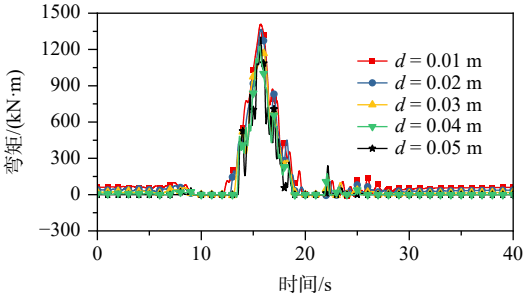


图 20　不同连接间隙下破舱通载浮桥连接器 H_8 的弯矩

Fig.20　Bending moments at connector H_8 of the floating bridge with different connection gaps under a moving load

观察图 20 中的相关结果可知：弯矩的最大值随连接间隙的增大先减小后增大，这是因为连接间隙的增大会使限制铰的闭合角变大，从而减小了桥节连接处的弯矩，但当连接间隙或限制铰的闭合角达到某值后，破舱进水浮桥初始状态的限制铰并未闭合，荷载在这种情况下通行时会引起限制铰的突然闭合，从而产生一定的冲击效应。由此可见，浮桥设计时需要选取较为合适的连接间隙，以降低桥节连接处的弯矩。

4　结　论

为了研究浮桥破舱进水后通载的动力响应，本文将多体动力学凯恩方法与修正的伯努利方程相结合，推导了适用于破舱进水通载浮桥水动力分析的数学模型，开发了相应的求解程序。利用相关试验数据和数值结果对模型的准确性进行验证后，研究了浮桥破舱进水过程的动力响应，分析了破口尺寸、通载速度和连接间隙等参数对静水中破舱进水浮桥动力响应的影响。主要结论如下：

(1)浮桥进水后通载的动力响应变大,但当破口较小时,其尺寸对进水浮桥通载过程的垂向位移、剪力和弯矩最大值影响很小。

(2)随着通行速度的增大,桥节垂向位移、桥节连接处剪力和弯矩的最大值均非线性地增大。

(3)随着连接间隙的增大,桥节垂向位移变大,桥节连接处剪力的最大值变化很小,弯矩的最大值先减小后增大。

本文模型暂未计及浮体运动产生的辐射力及多浮体间的水动力干扰,但该模型具有较强的可拓展性。通过在 Kane 方程中增加自由度并引入桥节偏心位置破舱进水模型,可进一步将模型拓展应用于破舱进水浮桥的三维动力响应分析;通过结合势流理论,可进一步考虑多浮体之间的水动力干扰,将此模型拓展应用于波浪中破舱进水多浮体系统的动力响应分析。

参 考 文 献:

[1] 刘俊谊, 陈徐均, 计 淞, 等. 基于 Kane 方法的不同结构体系通载浮桥水动力响应分析模型[J]. 工程力学, 2026, 43(1): 150–160.
Liu J Y, Chen X J, Ji S, et al. A Kane-based analysis model to predict hydrodynamic responses of floating bridges with different connections under moving loads[J]. Engineering Mechanics, 2026, 43(1): 150–160. (in Chinese)

[2] 付世晓, 崔维成, 林铸明, 等. 间隙对拼组式浮桥静态响应的影响分析[J]. 船舶力学, 2004, 8(4): 86–94.
Fu S X, Cui W C, Lin Z M, et al. Effect of gaps on static response of a belt floating bridge[J]. Journal of Ship Mechanics, 2004, 8(4): 86–94. (in Chinese)

[3] Fu S X, Cui W C, Chen X J, et al. Hydroelastic analysis of a nonlinearly connected floating bridge subjected to moving loads[J]. Marine Structures, 2005, 18(1): 85–107.

[4] Fu S X, Moan T, Chen X J, et al. Hydroelastic analysis of flexible floating interconnected structures[J]. Ocean Engineering, 2007, 34(11-12): 1516–1531.

[5] 黄 恒, 陈徐均, 施 杰, 等. 移动荷载作用下考虑纵向连接间隙的浮桥结构计算[J]. 兵工学报, 2020, 41(8): 1665–1674.
Huang H, Chen X J, Shi J, et al. Calculation of floating bridge with longitudinal connection gaps under moving load[J]. Acta Armamentarii, 2020, 41(8): 1665–1674. (in Chinese)

[6] Sun J Q, Jiang P Y, Sun Y G, et al. An experimental investigation on the nonlinear hydroelastic response of a pontoon-type floating bridge under regular wave action[J]. Ships and Offshore Structures, 2018, 13(3): 233–243.

[7] 苗玉基, 陈徐均, 沈海鹏, 等. 基于三维水弹性理论的箱桁组合式浮式栈桥运动响应研究[J]. 船舶力学, 2022, 26(5): 714–726.
Miao Y J, Chen X J, Shen H P, et al. Hydroelastic response of box-truss composite floating trestle bridge based on 3-D hydroelastic theory[J]. Journal of Ship Mechanics, 2022, 26(5): 714–726. (in Chinese)

[8] 苗玉基, 陈徐均, 许凌云, 等. 新型浮式栈桥水弹性响应及结构强度分析[J]. 工程力学, 2025, 42(5): 207–217.
Miao Y J, Chen X J, Xu L Y, et al. Analysis on the hydroelastic responses and structural strength of one new type floating trestle bridge[J]. Engineering Mechanics, 2025, 42(5): 207–217. (in Chinese)

[9] Wei W, Fu S, Moan T, et al. A time-domain method for hydroelasticity of a curved floating bridge in inhomogeneous waves[J]. Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering, 2019, 141(1): 014501.

[10] Fenerci A, Kvåle K A, Xiang X, et al. Hydrodynamic interaction of floating bridge pontoons and its effect on the bridge dynamic responses[J]. Marine Structures, 2022, 83: 103174.

[11] Cheng Z S, Gao Z, Moan T. Wave load effect analysis of a floating bridge in a fjord considering inhomogeneous wave conditions[J]. Engineering Structures, 2018, 163: 197–214.

[12] Dai J, Leira B J, Moan T, et al. Inhomogeneous wave load effects on a long, straight and side-anchored floating pontoon

bridge[J]. Marine Structures, 2020, 72: 102763.

[13] Soares C G, Teixeira A P. Risk assessment in maritime transportation[J]. Reliability Engineering and System Safety, 2001, 74(3): 299–309.

[14] Huston R L. Multibody dynamics[M]. Stoneham: Butterworth-Heinemann, 1990.

[15] Bu S X, Zhang P J, Liu H M, et al. Researches on the motion and flooding process of a damaged passenger ship in regular and irregular beam waves[J]. Ocean Engineering, 2023, 281: 114927.

[16] Todd F H. Ship hull vibration[M]. London: Edward Arnold, 1961.

[17] Bhattacharyya R. Dynamics of marine vehicles[M]. New York: Wiley, 1978.

[18] Zeraatgar H, Asghari M, Bakhtiari-nejad F. A study of the roll motion by means of a free decay test[J]. Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering, 2010, 132: 031303.

[19] Fu S X, Cui W C. Dynamic responses of a ribbon floating bridge under moving loads[J]. Marine Structures, 2012, 29(1): 246–256.