DOI：10.13245/j.hust.260089

基于Kane方法的多舱室破损栈桥动力响应分析

刘俊谊[1,2] 陈徐均[1,2] 陈 瑶[1] 胡桂章[1]
(1．陆军工程大学野战工程学院，江苏 南京 210007；
2．陆军工程大学爆炸冲击防灾减灾全国重点实验室，江苏 南京 210007)

摘要 针对浮箱拼组式连岸栈桥破舱进水后力学特性改变、动力响应机理不清等问题，基于多体动力学Kane方法，利用修正的伯努利方程考虑进出水过程，推导建立了适用于多桥节多舱室破损进水后通载栈桥动力分析的数学模型，通过模型试验验证了分析模型的准确性，并结合参数化分析研究了单桥节及多桥节破舱数量和布局等对浮桥系统动力响应的影响．结果表明：随着单桥节内进水舱室数量的增加，通载时进水桥节的垂向位移时程曲线中部下凹幅值呈非线性加剧趋势，且曲线右端的上翘幅值逐渐减小甚至消失；单个桥节破损舱室的排列中心越偏离桥节中部，垂向位移和剪力响应的最大值越大；随着连续破舱桥节的增多，通载前后最大垂向位移非线性地增大；相较于破舱桥节间隔分布，破舱桥节连续分布情况下的桥节垂向位移更大、连接器垂向剪力更小．

关键词 近海工程；连岸栈桥；多舱进水；动力响应；Kane方法
中图分类号 P751 **文献标志码** A **文章编号** 1671-4512(2026)10-0110-08

Dynamic response analysis of trestle subject to multi-compartment flooding damage using Kane method

LIU Junyi[1,2] *CHEN Xujun*[1,2] *CHEN Yao*[1] *HU Guizhang*[1]
(1．College of Field Engineering，Army Engineering University of PLA，Nanjing 210007，China；2．National Key Laboratory of Disaster Prevention & Mitigation of Explosion & Impact，Army Engineering University of PLA，Nanjing 210007，China)

Abstract Aiming at the problems of changed mechanical properties and unclear dynamic response mechanisms of a modular pontoon-assembled shore-connection trestle following compartment flooding，a mathematical model suitable for the dynamic response analysis of the loaded trestle under flooding in multiple compartments across multiple bridge segments was derived and established based on the multibody dynamics Kane method and by incorporating a modified Bernoulli equation to capture the transient hydrodynamic processes of water inflow and outflow during flooding. The predictive accuracy of the analytical model was validated through scaled model tests，and a parametric study was conducted to quantify the influence of the number and position of flooded compartments within a single bridge segment，the number and layout of flooded bridge segments on the dynamic responses of the trestle system. Results show that increasing the number of flooded compartments within a single bridge segment induces a nonlinear intensification of mid-span concavity in the saddle-shaped vertical displacement time-history curve，accompanied by a progressive reduction and eventual elimination of the upward deflection peak on its right-hand side；greater longitudinal offset of the flooded compartment cluster′s centroid from the segment′s midspan leads to higher peak values of both vertical displacement and shear force；as the number of consecutively flooded bridge segments increases，the maximum vertical displacements both before and after loading rise nonlinearly；under continuous (vs. intermittent) distribution of the damaged bridge segments across the trestle，the affected segments exhibit larger vertical displacements，but the connectors sustain smaller vertical shear forces．

Key words offshore engineering；shore connection trestle；multi-compartment flooding；dynamic response；Kane method

收稿日期 2026-02-07．
作者简介 刘俊谊(1988—)，男，副教授；陈徐均(通信作者)，教授，E-mail：chenxujun213@sina.com．
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．

浮桥被广泛应用于渡河、渡海工程保障，在跨海交通工程中亦前景广阔[1]．其动力响应不仅关系系统内构件的结构安全，也影响车辆的行车安全与舒适度．近年来很多学者围绕不同类型浮桥的动力响应从不同角度开展了一系列研究．Costa 等[2]基于天气研究与预报模式及人工神经网络的耦合模型，量化了空间非均匀风场对桥脚分置式浮桥长期响应的放大效应．刘俊谊等[3]基于 Kane 方法和势流理论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，并研究了铰接处弹性刚度对系统动力响应的影响．围绕挪威峡湾浮桥，多位学者基于离散模块-梁单元法进行了动力特性研究[4-6]．Lee 等[7]通过水池试验与数值仿真分析了带式浮桥安装操控中的运动响应．苗玉基等[8]基于三维水弹性理论预报了箱桁组合式浮式栈桥的水弹性响应．Huang 等[9]利用势流理论和模型试验研究了浮式平台对浮式栈桥的遮蔽效应．

钢制浮箱拼组形成的浮式栈桥易发生破舱进水，引起动力学参数改变及通载能力降低等问题[10]．当破口较小时，可将其考虑为载液浮体的液舱晃荡问题．Ji 等[11]和计淞等[12]利用势流理论建立了单浮体多液舱模型，研究了规则波作用下载液量及载液分布对浮体动力响应的影响．当破口较大时，须考虑舱室内外水体交换与浮体运动的耦合．卜淑霞等[13]利用修正的伯努利方程处理破口处的进出水过程，提出了破损船舶运动快速预报方法．Wei 等[14]采用 OpenFOAM 求解器处理浮体内外流场相互作用，研究了破舱数量与位置对集装箱船水弹性响应的影响．Siddiqui 等[15]通过波浪水槽试验，研究了破口尺寸、波浪参数和船舶运动姿态对稳性的影响．Ji 等[16]基于多体动力学方法，研究了通载速度、破口半径和桥节连接间隙对单舱室破损浮桥动力响应的影响．

目前关于浮桥水动力分析及破舱进水单浮体动力响应的研究较多，考虑多桥节多舱室进水对浮桥动力响应的影响尚未见报道．破舱进水使相关桥节姿态、浮性、稳性和转动惯量等实时变化，加之通行荷载的影响，整个系统的动力响应机理复杂不清．因此，本研究将 Kane 方法拓展至通载连岸栈桥多桥节多舱室进水的实时耦合求解，推导建立了可考虑多个桥节多个舱室进水影响的通载浮桥动力响应分析模型，并探究了单桥节内破舱数量和位置、多桥节破舱数量和布局等对浮桥系统动力响应的影响．

1　数学模型

1.1　系统简化力学模型

如图 1 所示，浮箱拼组式连岸栈桥主要由若干个纵向铰接的桥节、搭岸跳板和锚定系统组成，一端与浮式平台或浮码头相连，另一端与岸边相连．每个桥节由 11 个浮箱刚性拼接而成，桥节内各浮箱编号如图 1 所示，搭岸跳板与桥节间通过限制铰(相对转角不超过某一角度时可视为铰接，超过后可视为弹性连接)连接．锚定系统主要由系泊缆和锚组成．将各浮箱视为桥节的舱室，破舱进水后的连岸栈桥系统可简化为如图 2 所示的力学模型．

考虑到水侧浮式平台或浮码头吨位较大并假定跳板在搭岸处无垂向运动，则可将栈桥的一端视为铰支座，另一端为滚动支座．图 2 同时给出了系统拓扑结构和坐标系的定义，图中：系统共有 N 个物体，各桥节从左至右依次编号为 1，2，…，N−1，

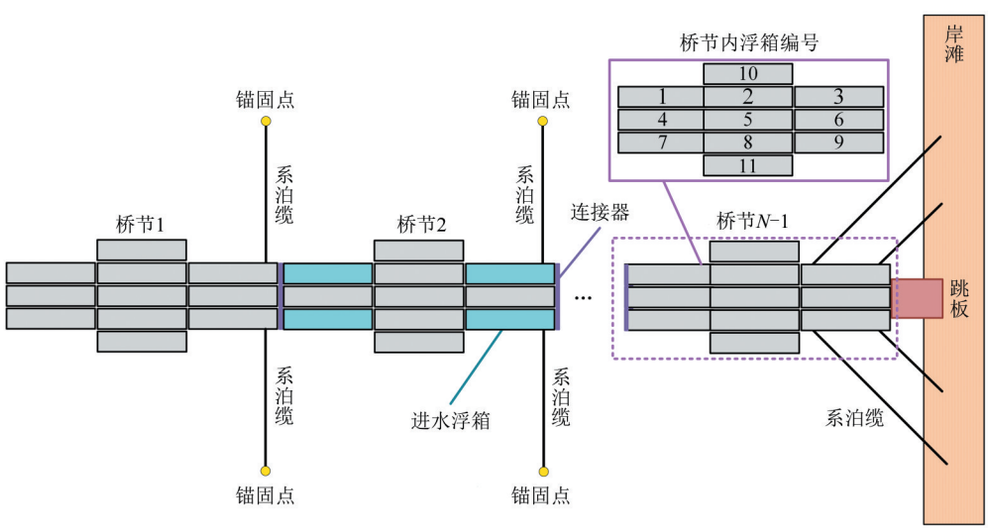


图 1　浮箱拼组式破舱进水连岸栈桥系统俯视图

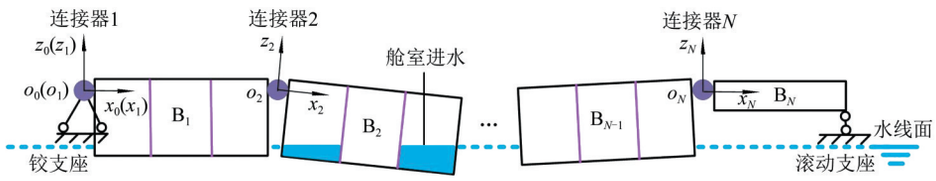


图2　浮箱拼组式破舱进水连岸栈桥力学分析模型

分别用B_1，B_2，…，$\mathrm{B}_{N\text{-}1}$表示，第1个桥节的连体坐标系与系统静止坐标系重合；搭岸跳板编号为N，用B_N表示；静止坐标系原点o_0位于栈桥左端铰接处，x_0轴沿栈桥纵向水平向右，z_0轴竖直向上．各物体连体坐标系原点位于与其相连较低序号物体的连接处．数值计算过程中，相关假定如下：仅考虑各桥节的二维运动，即纵荡、垂荡和纵摇运动；各桥节运动过程中倾角较小，且干舷均大于零；暂不考虑舱内自由液面晃荡对桥节附加质量的影响及波浪荷载作用．

1.2　多桥节多舱室进水后通载栈桥动力分析的Kane方程

Kane方法中，物体间的相对运动被定义为广义速率，对于如图2所示的栈桥系统，广义速率为

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

式中：l为系统自由度的编号；k为物体编号；ω_{k2}为各物体相对其内接(相邻且编号较低的)物体的纵摇角速度分量．多桥节多舱室破损进水后通载栈桥动力分析的Kane方程为

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

式中：p为自由度编号，且满足爱因斯坦求和约定；$\ddot{x}_p$为广义速率的导数．相关系数矩阵元素和右端列阵的元素分别为

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

式中：m，n，r，$s=1$，2，3；$q=3(k-1)+2$；v_{lmk}和ω_{lmk}分别为第k个物体相对第l个自由度的偏速度和偏角速度在静止坐标系第m个坐标轴上的投影(偏速度和偏角速度阵列中的元素)，该符号其他下标的含义以此类推，偏速度和偏角速度阵列及其导数是Kane方法中的四个基本运动学阵列，相关表达式可参考文献[17]；m_k和I_{mnk}分别为第k个物体的质量和转动惯量矩阵中第m行第n列元素；m_k^{W}和I_{mnk}^{W}分别为桥节进水质量及其引起的桥节转动惯量矩阵元素的变化值；m_k^{A}和I_{mnk}^{A}分别为第k个物体的附加质量和附加惯量矩阵元素；F_{km}^{W}和M_{km}^{W}分别为第k个桥节进水后增加的质量及其引起的转动力矩分量；F_{km}^{R}和M_{km}^{R}分别为第k个物体的静水回复力和力矩分量；F_{km}^{V}和M_{km}^{V}分别为第k个物体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个物体的结构阻尼所引起的力和力矩分量；F_{km}^{M}和M_{km}^{M}分别为第k个物体所受锚泊力和锚泊力矩分量；M_{km}^{C}为第k个物体两端连接器引起的转动力矩分量．

1.3　桥节多舱室破损进水模型

基于修正的伯努利方程考虑桥节破损舱室的进出水过程，即进水质量等于流动速率对时间的积分，可得第k个桥节中第i个破损舱室的进水质量为

$$m_{ki}^{\mathrm{W}}=C\rho\int_0^t\iint_S\operatorname{sign}\left(h_{ki}^{\mathrm{O}}-h_{ki}^{\mathrm{I}}\right)\sqrt{2g\left|h_{ki}^{\mathrm{O}}-h_{ki}^{\mathrm{I}}\right|}\,\mathrm{d}A\mathrm{d}t,$$

式中：C为综合考虑桥节运动、液舱晃荡、破口几何参数和舱室布局影响的流动系数；ρ为水的密度；S为舱室破口面积；sign (·)为取括号中函数值正负号的算子；g为重力加速度；h_{ki}^{O}和h_{ki}^{I}分别为第k个桥节中第i个破损舱室的外部液面和内部液面(或孔口)的高度．若第k个桥节中第i个破损舱室的进水质量为m_{ki}^{W}，则其引起所在桥节转动惯量矩阵的变化为

$$\boldsymbol{I}_{ki}^{\mathrm{W}}=m_{ki}^{\mathrm{W}}\begin{bmatrix}(y_{ki}^{\mathrm{W}})^2+(z_{ki}^{\mathrm{W}})^2 & -x_{ki}^{\mathrm{W}}y_{ki}^{\mathrm{W}} & -x_{ki}^{\mathrm{W}}z_{ki}^{\mathrm{W}}\\ -x_{ki}^{\mathrm{W}}y_{ki}^{\mathrm{W}} & (x_{ki}^{\mathrm{W}})^2+(z_{ki}^{\mathrm{W}})^2 & -y_{ki}^{\mathrm{W}}z_{ki}^{\mathrm{W}}\\ -x_{ki}^{\mathrm{W}}z_{ki}^{\mathrm{W}} & -y_{ki}^{\mathrm{W}}z_{ki}^{\mathrm{W}} & (x_{ki}^{\mathrm{W}})^2+(y_{ki}^{\mathrm{W}})^2\end{bmatrix},$$

式中：$(x_{ki}^{\mathrm{W}},\ y_{ki}^{\mathrm{W}},\ z_{ki}^{\mathrm{W}})$为第$k$个桥节中第$i$个破损舱室内液体质心在原点位于完好桥节水线面漂心的连体坐标系$o_k^{\mathrm{F}}x_k^{\mathrm{F}}y_k^{\mathrm{F}}z_k^{\mathrm{F}}$中的坐标．令$N_k^{\mathrm{W}}$为第$k$个桥节进水舱室的数量，则进水质量及其引起的桥节转动惯量变化可分别通过各破损舱室作用的叠加得到，即

$$m_k^{\mathrm{W}}=\sum_{i=1}^{N_k^{\mathrm{W}}}m_{ki}^{\mathrm{W}};\ \ \boldsymbol{I}_k^{\mathrm{W}}=\sum_{i=1}^{N_k^{\mathrm{W}}}\boldsymbol{I}_{ki}^{\mathrm{W}}.$$

桥节的浮态可以分为正浮和非正浮两种．如图3所示，当进水桥节在各种力的作用下处于正浮状态时，舱室进水体积为长方体，进水液体质心在原

点位于完好桥节漂心的连体坐标系 $o_k^{\mathrm{F}}x_k^{\mathrm{F}}y_k^{\mathrm{F}}z_k^{\mathrm{F}}$ 中的坐标为

$$x_{ki}^{\mathrm{W}}=x_{ki}^{\mathrm{C}};\ y_{ki}^{\mathrm{W}}=0;\ z_{ki}^{\mathrm{W}}=\frac{m_{ki}^{\mathrm{W}}}{2\rho a_{ki}^{\mathrm{C}}b_{ki}^{\mathrm{C}}}-d_k^0,$$

式中：x_{ki}^{C} 为第 k 个桥节中第 i 个进水舱室中心的纵坐标；a_{ki}^{C} 和 b_{ki}^{C} 分别为第 k 个桥节中第 i 个进水舱室的长和宽；d_k^0 为未破损桥节初状态的吃水．设静水中各舱室外液面高度均为零，则当第 k 个桥节中第 i 个破损舱室内未充满水时，其液面高度(相对水线面的高度)为

$$h_{ki}^{1}=\frac{m_{ki}^{\mathrm{W}}}{\rho a_{ki}^{\mathrm{C}}b_{ki}^{\mathrm{C}}}-d_k^0+p_{k3},$$

式中 p_{k3} 为 t 时刻桥节质心的垂向位移．

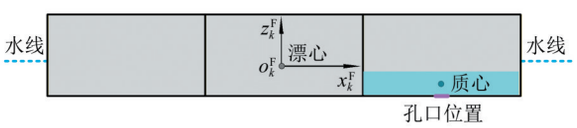


图 3　桥节进水后正浮工况示意图

如图 4 所示，当桥节在各种力的作用下倾斜时，其进水体积的形状将在进水量和桥节倾角的影响下不断变化．如图 4(a)所示，当刚开始进水时，舱室进水部分侧面投影将由液面未过破口的三角形逐步变为超过孔口的三角形，此时进水质量为

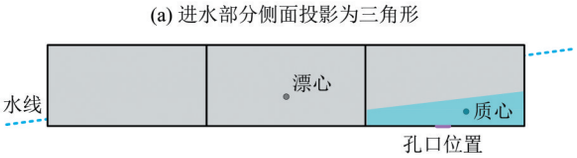
$$m_{ki}^{\mathrm{W}}\leqslant 0.5\rho a_{ki}^{\mathrm{C}}a_{ki}^{\mathrm{C}}b_{ki}^{\mathrm{C}}\tan|\beta^{0k}|,$$

式中 β^{0k} 为第 k 个桥节的纵倾角，其正负满足右手定则．随着进水量进一步的增加，进水部分侧面投影将变为如图 4(b)所示的直角梯形，此时进水质量为

$$m_{ki}^{\mathrm{W}}>0.5\rho a_{ki}^{\mathrm{C}}a_{ki}^{\mathrm{C}}b_{ki}^{\mathrm{C}}\tan\left|\beta^{0k}\right|.$$



(a) 进水部分侧面投影为三角形



(b) 进水部分侧面投影为直角梯形

图 4　桥节进水后非正浮工况示意图

对于图 4(a)所示的工况，内部液体质心在以完好桥节漂心为原点的连体坐标系中的坐标为

$$x_{ki}^{\mathrm{W}}=\mathrm{sign}\,(\beta^{0k})\,(a_{ki}^{\mathrm{C}}/2-a_{ki}^{\mathrm{W}}/3)+x_{ki}^{\mathrm{C}};$$
$$y_{ki}^{\mathrm{W}}=0,z_{ki}^{\mathrm{W}}=(a_{ki}^{\mathrm{W}}\tan|\beta^{0k}|)/3-d_k^0,$$

式中 a_{ki}^{W} 为进水液体与舱室底部的接触长度，有

$$a_{ki}^{\mathrm{W}}=\left[2m_{ki}^{\mathrm{W}}/\left(\rho b_{ki}^{\mathrm{C}}\tan|\beta^{0k}|\right)\right]^{1/2}.$$

当 $a_{ki}^{\mathrm{W}}\leqslant a_{ki}^{\mathrm{C}}/2$ 时，舱内液面未到孔口处，此时内部液面相对外部液面的高度应以孔口处的垂向坐标为准；当 $a_{ki}^{\mathrm{W}}>a_{ki}^{\mathrm{C}}/2$ 时，舱内液面已淹没过孔口处，此时应以实际内部液面相对外部液面的高度为准，即

$$h_{ki}^{1}=\begin{cases}-d_k^{\mathrm{F}}\cos|\beta^{0k}|-x_{ki}^{\mathrm{C}}\sin\beta^{0k} & (a_{ki}^{\mathrm{W}}\leqslant a_{ki}^{\mathrm{C}}/2);\\ -d_k^{\mathrm{F}}\cos|\beta^{0k}|+(a_{ki}^{\mathrm{W}}-a_{ki}^{\mathrm{C}}/2)\sin|\beta^{0k}|- & \\ x_{ki}^{\mathrm{C}}\sin\beta^{0k} & (a_{ki}^{\mathrm{W}}>a_{ki}^{\mathrm{C}}/2),\end{cases}$$

式中 d_k^{F} 为第 k 个桥节漂心到其底部的距离．

对于图 4(b)所示的工况，根据直角梯形形心计算公式，进水质量的质心在以完好桥节漂心为原点的连体坐标系中的坐标为

$$x_k^{\mathrm{W}}=\mathrm{sign}\,(\beta^{0k})\,\frac{\rho(a_k^{\mathrm{C}})^3b_k^{\mathrm{C}}\tan\left|\beta^{0k}\right|}{12m_k^{\mathrm{W}}}+x_{ki}^{\mathrm{C}};\ y_k^{\mathrm{W}}=0;$$

$$z_k^{\mathrm{W}}=\frac{m_k^{\mathrm{W}}}{2\rho a_k^{\mathrm{C}}b_k^{\mathrm{C}}}+\frac{\rho(a_k^{\mathrm{C}})^3b_k^{\mathrm{C}}\tan^2\left|\beta^{0k}\right|}{24m_k^{\mathrm{W}}}-d_k^0.$$

显然，当舱内进水液体侧面投影为梯形时，舱内液面已淹没过孔口处，此时应以实际内部液面相对外部液面高度为准，即

$$h_{ki}^{1}=-\left(d_k^{\mathrm{F}}-\frac{m_{ki}^{\mathrm{W}}}{\rho a_{ki}^{\mathrm{C}}b_{ki}^{\mathrm{C}}}\right)\cos|\beta^{0k}|-x_{ki}^{\mathrm{C}}\sin\beta^{0k}.$$

1.4　附加质量及附加转动惯量

浮体运动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，第 k 个桥节的垂荡附加质量和纵摇附加转动惯量可分别表示为

$$m_k^{\mathrm{A}}=\int_{-a_k/2}^{a_k/2}\frac{\pi\rho K^{\mathrm{A}}b_k^2}{2}\mathrm{d}x;$$

$$I_{22k}^{\mathrm{A}}=\int_{-a_k/2}^{a_k/2}\frac{\pi\rho K^{\mathrm{A}}b_k^2x^2}{2}\mathrm{d}x,$$

式中：a_k 和 b_k 分别为桥节的长度和宽度；K^{A} 为权重系数，与桥节横截面形状及宽度与吃水的比值相关．

2　试验验证

为了验证所建分析模型的准确性，在南京水利科学研究院的波浪水池中开展了铰接浮桥进水后的动力响应水池模型试验．

2.1　模型试验简介

模型试验的缩尺比为 1∶20．由 4 个桥节纵向铰接而成的浮桥在水池中的布设如图 5 所示，单个桥节由 3 个浮箱(参数如表 1 所示)纵向刚性连接组成，浮桥系统内的舱室(浮箱)从左至右依次被编号为 F_1～F_{12}．表 1 中：I_{11} 为浮箱的横摇转动惯量；I_{22} 为浮箱的纵摇转动惯量；I_{33} 为浮箱的艏摇转动惯量．

浮桥的系泊方式为弹簧+系泊线的组合结构，系泊装置的系留点分别设置于浮桥左侧F_1和右侧F_{12}浮箱的舷侧，另一端弹簧侧与水池边缘的固定立柱相连．浮桥在不同位置处的垂向运动响应通过位移传感器进行测量，位移传感器固定于钢制固定框架上，通过钢丝绳与测点位置处的挂耳相连．试验时分别在F_1，F_4，F_6，F_7，F_9和F_{12}舱室甲板的中心位置设置了位移测量点，采用东华DH5902数据采集分析系统进行信号采集．

采样频率设为100 Hz，位移传感器量程为300 mm，测量精度优于满量程的0.05%．试验过程中，考虑铰接浮桥F_2舱室中央底部破损且破口直径分别为16 mm和32 mm(对应原型尺寸分别为0.32 m和0.64 m)来研究破口大小对铰接浮桥系统破损进水后运动响应的影响．

表1　单个浮箱原型和模型参数

参数	原型值	模型值
长/m	10.0	0.5
宽/m	10.0	0.5
高/m	2.520	0.126
吃水/m	0.458	0.023
重心高度/m	1.300	0.065
I_{11}/(kg·m^2)	544.557×10^3	0.170
I_{22}/(kg·m^2)	530.954×10^3	0.166
I_{33}/(kg·m^2)	975.210×10^3	0.305

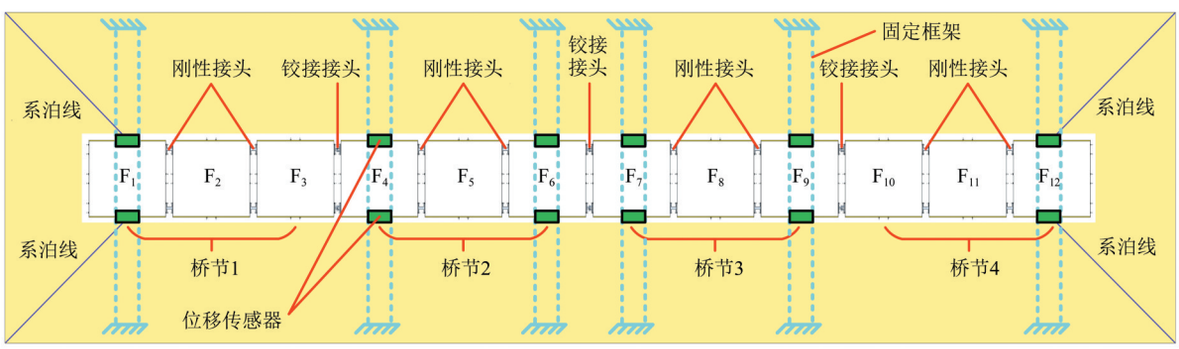


图5　铰接浮桥破损进水水池模型试验总体布置

2.2　结果对比分析

图6给出了舱室F_2以不同破口直径破损后铰接浮桥不同位置处的垂向位移数值计算结果和模型试验结果．观察图中数据可以发现：基于本文分析模型的数值计算结果与模型试验数据较为一致，从而验证了本文分析模型的准确性．此外，还可以发现：F_1位置下沉位移最大，F_4次之，而F_7，F_9和F_{12}位置的下沉位移很小．这说明受损桥节1的下沉位移最大，与受损桥节相连的桥节2下沉位移次之，而更远的桥节3和桥节4则所受影响很小．

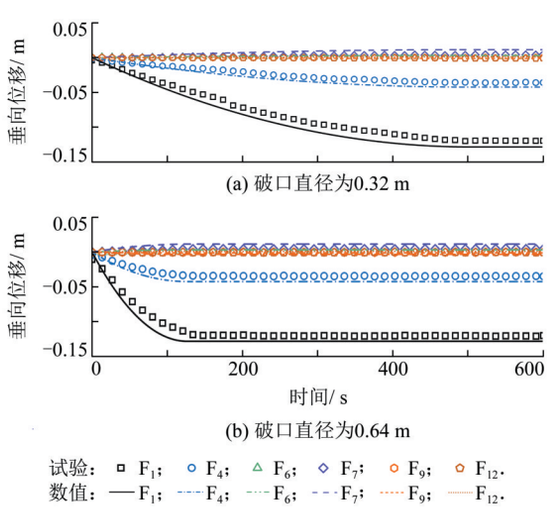


图6　舱室F_2以不同破口直径破损后铰接浮桥不同位置处的垂向位移

3　参数化分析

在验证了本文模型的正确性和准确性之后，再开展多工况数值计算．在数值分析过程中，连岸栈桥主要由12个纵向铰接的桥节和1个搭岸跳板组成．各桥节长宽高为37.1 m×12.1 m×1.8 m，重心高度为0.9 m，质量为151 t，初始状态吃水为0.447 m，纵摇方向转动惯量为1.500 422 6×10^{10} g·m^2．跳板长宽高为6.0 m×6.0 m×0.3 m，重心高度为0.15 m，质量为3.2 t，纵摇方向转动惯量为1.005 9×10^7 g·m^2．设定各舱室破口均位于桥节底部，且形状均为半径0.5 m的圆孔．相关计算工况如表2所示，计算工况按控制变量原则设计，涵盖单桥节破舱数量(工况1～4)、单桥节破舱位置偏心(工况2，5～9)、多桥节连续破舱数量(工况3，10，11)及多桥节破舱布局(工况11～13)四个维度．表2中的桥节和舱室编号如图1所示，考虑到栈桥舱室破损后在较短时间内会达到稳定平衡状态，设置栈桥在舱室进水后的80 s(已达到稳定平衡状态)开始

通载．选取通行荷载质量60 t、通行速度5 m/s作为浮桥通载的典型设计工况[3,16].

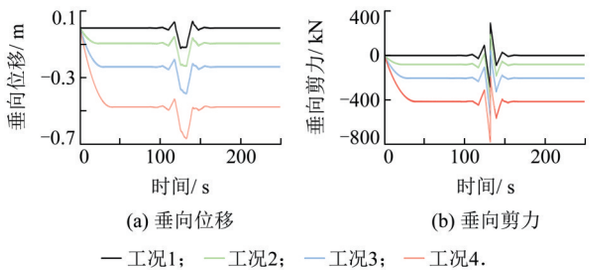
表2　连岸栈桥桥节破舱后通载的计算工况

工况	破损桥节编号	破损舱室编号
1	—	—
2	7	4,5,6
3	7	1～3,7～9
4	7	1～9
5	7	2,5,8
6	7	2,6,8
7	7	3,4,9
8	7	3,5,9
9	7	3,6,9
10	6,7	1～3,7～9
11	6,7,8	1～3,7～9
12	5,7,9	1～3,7～9
13	4,7,10	1～3,7～9

3.1　单桥节破舱数量对通载栈桥动力响应的影响

图7给出了单桥节(桥节7)内不同数量舱室进水后60 t荷载通行情况下桥节7的垂向位移和连接器8的垂向剪力结果对比．观察图7(a)的相关结果可以发现：在通载前，破舱进水桥节质心垂向位置会随时间非线性地下降，且下降速率逐渐降低，最终下降速率降到零，系统达到稳定平衡状态；从80 s开始通载后，桥节破舱状态与完好状态的垂向位移时程曲线形状整体类似，即桥节垂向位移时程曲线呈两端高、中间低的马鞍形．随着进水舱室数量的增加(0个→3个→6个→9个，分别对应工况1～4)，桥节平衡稳定状态的垂向位移(负值)和通载时垂向位移时程曲线中部下凹幅值呈非线性加剧趋势．这是因为破舱数量越多，桥节浮力损失越大，垂向位移越大．另外，随着破舱数量的增多，马鞍形时程曲线右侧上翘的峰值变小甚至消失．这主要是因为进水舱室越多，荷载通过进水桥节时的进水量越大，桥节增加的质量和转动惯量越大，因而桥节上翘的垂向运动量更小．

对比图7(b)的相关结果可以发现：在通载前，桥节平衡稳定状态的垂向剪力(负值)随破舱数量的增多而非线性地增大；在通载后，垂向剪力的最大值同样随着破舱数量的增多而非线性地增大，但其关于突变处不再反对称，而是随着破舱数量的增多不断向下偏移，这是因为当荷载通过破舱数量越多的桥节时进水量越大，从而增加了桥节连接处的垂向剪力．



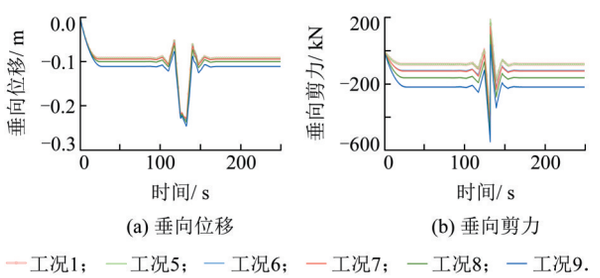
(a) 垂向位移　　(b) 垂向剪力

— 工况1；— 工况2；— 工况3；— 工况4.

图7　不同数量舱室进水后60 t荷载通行情况下桥节7的动力响应结果对比

3.2　单桥节破舱位置对通载栈桥动力响应的影响

图8给出了单桥节(桥节7)内不同位置舱室进水后60 t荷载通行情况下桥节7垂向位移和连接器8垂向剪力的结果对比．分析相关结果可以发现：破损舱室的排列中心越偏离桥节中部(工况5～9)，垂向位移和剪力响应的最大值越大；当破损舱室的排列中心位于桥节中部时，破舱的纵向或横向布置(破损舱室编号分别为4，5，6和2，5，8，分别对应工况2和工况5)对系统的动力响应几乎无影响．



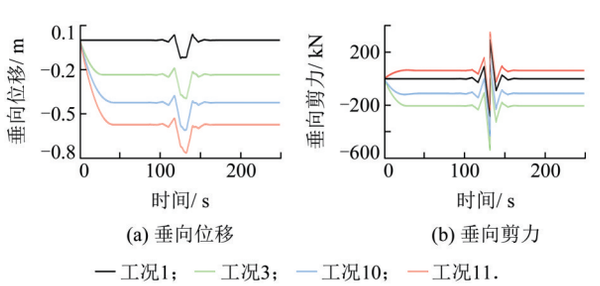
(a) 垂向位移　　(b) 垂向剪力

— 工况1；— 工况5；— 工况6；— 工况7；— 工况8；— 工况9.

图8　不同位置舱室进水后60 t荷载通行情况下桥节7的动力响应结果对比

3.3　多桥节破舱数量对通载栈桥动力响应的影响

图9给出了不同数量的桥节进水后60 t荷载通行时桥节7的垂向位移和连接器8的垂向剪力结果对比．分析相关结果可以发现：随着连续破舱桥节的增多(桥节7→桥节6，7→桥节6，7，8，分别对应工况3、工况10和工况11)，桥节7的最大垂向位移非线性地增大；连接器8的最大剪力却随之非线性地减小．其主要原因是：随着进水桥节的增多，更多的桥节参与抵抗进水桥节的下沉，且当桥节6～8均破损进水时，通载前连接器8所受剪力为



(a) 垂向位移　　(b) 垂向剪力

— 工况1；— 工况3；— 工况10；— 工况11.

图9　不同数量桥节进水后60 t荷载通行情况下桥节7的动力响应结果对比

正，这种受力状态与前两种工况有所不同.

3.4　多桥节破舱位置对通载栈桥动力响应的影响

图10给出了未破舱(工况1)、3个破舱桥节连续分布(工况11)、3个破舱桥节间隔1个桥节分布(工况12)和3个破舱桥节间隔2个桥节分布(工况13)等条件下，60 t荷载通行情况下桥节7的动力响应结果对比. 观察相关结果可以发现：3个破舱桥节连续分布时，桥节7的垂向位移最大，连接器8的垂向剪力最小. 这主要是因为：当破舱桥节连续分布时，桥节进水量更大，因而垂向位移更大. 此时将带动更多的桥节共同抵抗垂向荷载作用，通载前连接器8所受剪力为正，因而垂向剪力更小.

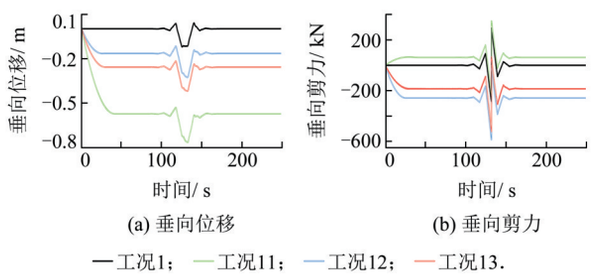


图10　不同位置多桥节舱室进水后60 t荷载通行情况下桥节7的动力响应结果对比

4　结论

a. 在通载前，破舱桥节垂向位移非线性衰减并渐趋稳定；当通载时，垂向位移时程曲线呈马鞍形，其中部凹陷随通载进水进一步加剧.

b. 单桥节内破舱数量越多，桥节垂向位移与连接器剪力峰值均非线性增大，位移时程曲线的中部凹陷越深、右侧上翘幅值越弱乃至消失. 破损舱室排列中心偏离桥节中部越远，位移与剪力响应峰值越高.

c. 连续破舱桥节数量越多，通载前后最大垂向位移越大. 与间隔分布相比，破舱桥节连续分布时桥节垂向位移更大，但连接器垂向剪力更小.

本研究暂未考虑连岸栈桥系统破舱后在波浪中的三维运动响应问题及舱内自由液面晃荡对桥节附加质量的影响，但基于Kane方法所建立的多桥节多舱室破损进水后的通载栈桥水动力分析模型具有可拓展性. 引入三维势流理论，可进一步考虑破舱桥节内外流场的联合作用，分析波浪环境中连岸栈桥破舱后的三维动力响应；结合整车模型及疲劳累积损伤理论，并进一步提取通载过程中的加速度响应谱和应力谱，可评估破舱进水对行车舒适性和结构疲劳寿命的影响.

参　考　文　献

[1] 程斌，向升. 深水浮式桥梁研究应用进展[J]. 土木工程学报，2021，54(2)：107-126.

[2] MORAIS DA COSTA B，WANG J G，JAKOBSEN J B，et al. Long-term response of a curved floating bridge to inhomogeneous wind fields[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics，2023，240：105488.

[3] 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.

[4] 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.

[5] YAN J L，LIU J B，LIU Z C，et al. Time domain simulation of a floating bridge subject to the joint actions of an earthquake and wave actions[J]. Ocean Engineering，2024，295：116992.

[6] VIUFF T，RAVINTHRAKUMAR S，ØKLAND O D，et al. Experimental study of floating bridge global response when subjected to waves and current[J]. Applied Ocean Research，2023，138：103588.

[7] LEE D H，KIM Y B. Control system for installation and position keeping of interconnected flexible floating bridge[J]. Measurement and Control，2020，53(9/10)：2092-2100.

[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.

[9] HUANG H，CHEN X J，JI S，et al. Experimental and numerical study on dynamic responses of floating bridge under the shielding effect of a floating platform[J]. Marine Structures，2023，89：103379.

[10] SOARES C G，TEIXEIRA A P. Risk assessment in maritime transportation[J]. Reliability Engineering & System Safety，2001，74(3)：299-309.

[11] JI S，HUANG H，CHEN X J，et al. Numerical and experimental analyses of a partially water-filled inclined floating body[J]. Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering，2023，145(6)：061202.

[12] 计淞，陈徐均，黄恒，等. 规则波条件下的多液舱浮体动力响应特性研究[J]. 船舶力学，2023，27(7)：1006-1018.

[13] 卜淑霞，张培杰，辜坚，等. 底部和舷侧破损船舶运动时域预报方法[J]. 中国造船，2023，64(1)：224-235.

[14] WEI Y J，INCECIK A，TEZDOGAN T. A hydroelas-

ticity analysis of a damaged ship based on a two-way coupled CFD-DMB method[J]. Ocean Engineering，2023，274：114075.

[15] SIDDIQUI M A，GRECO M，LUGNI C，et al. Experimental studies of a damaged ship section in beam sea waves[J]. Applied Ocean Research，2020，97：102090.

[16] JI S，LIU J Y，HUANG H，et al. Dynamic response analysis of a floating bridge with bottom damaged opening based on the Kane method[J]. Applied Ocean Research，2025，154：104365.

[17] LIU J Y，HEARN G E，CHEN X J，et al. Analysis of dynamic response of a restraining system for a powerless advancing ship based on the Kane method[J]. Ocean Engineering，2017，131：114-134.

(上接第102页)

[18] WEYMOUTH G D，YUE D K P. Physics-based learning models for ship hydrodynamics[J]. Journal of Ship Research，2013，57(1)：1-12.

[19] WEYMOUTH G. Roll damping predictions using physics-based machine learning[EB/OL]. [2025-08-18]. https://www. researchgate. net/publication/331895712_Roll_damping_ predictions_using_ physics-based_machine_learning.

[20] HOCHREITER S，SCHMIDHUBER J. Long short-term memory[J]. Neural Computation，1997，9(8)：1735-1780.

[21] ITTC. ITTC-recommended procedures and guidelines ITTC7.5-02-03-01.9-2024 Predicting the power saving of wind powered ships[S]. Switzerland：ITTC，2024.

[22] HINO T，STERN F，LARSSON L，et al. Numerical ship hydrodynamics：an assessment of the Tokyo 2015 workshop[M]. Cham：Springer International Publishing，2021.