

水中沉井下沉期间刃脚空间受力试验

蒋炳楠, 马建林, 李孟豪, 褚晶磊

(西南交通大学 土木工程学院, 四川 成都 610031)

摘 要: 以沪通大桥沉井为背景, 设计完成了深水大截面沉井下沉模拟试验。模拟了沉井在水中不排水吸泥下沉的过程, 并分析了沉井在下沉过程中刃脚踏面和斜面应力在空间上的分布规律, 得出沉井角点处应力最大, 长边中点处最小, 短边平均应力大于长边的结论。以长边中点为基准应力, 确定了长宽比为 1.33 时刃脚全截面的应力系数。刃脚斜面上应力除受空间位置影响外还与泥面高度相关, 且变化规律与踏面应力相反。当泥面高度确定后, 用三次函数确定其应力分布。讨论了倾斜、翻砂突沉对刃脚受力的影响, 得出两者均会引起刃脚空间受力分布的改变。发现沉井翻砂和突沉前后刃脚踏面应力、斜面应力、刃脚处水力梯度均会发生明显的变化, 且变化趋势均早于沉井翻砂和突沉的发生, 对沉井翻砂和突沉的预警有重要意义。

关 键 词: 沉井下沉; 刃脚; 空间受力; 沉井倾斜; 翻砂突沉

中图分类号: TU 753.64

文献标识码: A

文章编号: 1000-7598 (2019) 05-1693-11

Experiments on spatial stress of foot blade during caisson sinking in water

JIANG Bing-nan, MA Jian-lin, LI Meng-hao, CHU Jing-lei

(School of Civil Engineering, Southwest Jiaotong University, Chengdu, Sichuan 610031, China)

Abstract: A sinking simulation test of deep and large caisson is designed based on the caisson of Hutong Bridge. The undrained sucking sediment sinking of the caisson in the water is simulated and spatial distribution of the stress at the tread and oblique planes of the foot blade during the sinking process of the caisson. It concludes that the maximum stress occurs in corners of the caisson, the minimum stress occurs in the middle of long side, and the average stress at the short side is larger than that of the long side. Applying the reference stress at the midpoint of the long side, the total cross-section stress coefficient of the foot blade with the aspect ratio of 1.33 is calculated. In addition to be affected by spatial position, the stress on the incline plane of the foot blade is also greatly related with the mud surface height, and it changes contrary to the stresses at the tread. When the mud surface height is determined, the cubic function is used to determine its stress distribution. The influences of inclination, sand-casting and sudden sinking on the stress of the foot blade are also discussed and it is found that both can cause changes in spatial distribution of the stress of blade foot. Stresses at the tread and incline planes hydraulic gradient of the foot blade change significantly before and after the sand-casting and sudden sinking of caisson. They occur earlier than the sand-casting and sudden sinking of caisson and it is of great significance to early warning of sand-casting and sudden sinking.

Keywords: caisson sinking; foot blade; spatial stress; caisson inclination; sand-casting and sudden sinking

1 引 言

沉井基础因承载能力大、刚度大、整体性好、沉降小等优点在大跨度深水桥梁中得到广泛应用^[1]。深水大截面沉井在下沉过程中面临难沉、倾斜、翻砂和突沉等一系列问题。准确计算沉井的下沉阻力成为解决上述问题的关键。沉井的下沉阻力分为端

部阻力和侧壁摩阻力, 端部阻力由刃脚阻力和端部隔墙阻力组成。而深水大截面沉井在下沉过程中, 底部往往开挖形成大锅底, 使隔墙脱空^[2], 因此, 沉井的刃脚阻力成为端部阻力的主要部分。

沉井刃脚一般由踏面和斜面组成, 两者受力模式不同, 其应力分布较条形基础复杂且周边土体的应力状态随着下沉时刻改变。同时, 沉井为整体结

收稿日期: 2017-12-21

基金项目: 中国铁路总公司科技研究开发计划 (No. 2013G001-A-2); 国家重点研发计划专项课题、区域综合交通基础设施安全保障技术 (No. 2016YFC2203)。This work was supported by China Railway Corporation Technology Research and Development Plan (2013G001-A-2) and the National Key Research and Development Projects, Regional Comprehensive Transportation Infrastructure Security Technology (2016YFC2203)。

第一作者简介: 蒋炳楠, 男, 1992 年生, 博士研究生, 主要从事深基础理论及应用研究。E-mail: 1183122662@qq.com

通讯作者: 马建林, 男, 1958 年生, 博士, 教授, 博士研究生导师, 从事深基础理论及应用、边坡挡土工程、深大基坑工程研究。E-mail: majianlin01@126.com

构, 平面尺寸大, 下沉过程中形态随时变化, 为空间受力问题。目前常采用条形基础公式及其简化方法进行计算, 如 Terzaghi 法^[3]、规范法^[4-5]等, 但这些方法均存在较大的误差。王红霞^[6]、赵岚^[7]、范磊^[8]等根据极限平衡、滑移线等理论推导了刃脚受力模式和计算公式, 但均为平面问题, 且都回避了刃脚踏面与斜面受力模式的不同。朱建民^[9]结合实测数据对 Meyerhof 公式进行修正, 将刃脚简化成楔形基础, 未考虑刃脚的踏面。冯东华等^[10]提出了考虑土体压缩性、井壁外侧土体荷载等因素的刃脚反算公式, 但沿用条形基础的思路, 未考虑刃脚形状的影响。闫富有等^[11]建立了在沉井下沉中考虑沉井刃脚切土深度以及刃脚形状的近似滑移线场的刃脚处极限土反力近似计算模型, 并推导了平面应变和圆形沉井极限承载力系数计算公式。陈晓平等^[12]通过对海口某大桥主墩沉井的监测得到 1 个测点刃脚斜面应力。李宗哲等^[13]通过对泰州大桥沉井的监测获得刃脚斜面下沉过程中的平均应力。穆保岗等^[14]通过对南京四桥锚碇沉井监测得到两个测点的刃脚阻力。但由于数据量较少, 离散性大, 均未进行较为深入的研究。Yea 等^[15]通过对气动沉箱的监测, 得到沉箱正常下沉时刃脚斜面的空间应力分布。

本文设计完成深水大截面沉井下沉模拟试验, 模拟沉井在水中不排水吸泥下沉, 分析了沉井在下沉过程中刃脚踏面和斜面应力在空间上的分布规律及倾斜、翻砂突沉对刃脚受力的影响, 并与沪通大桥沉井等实际沉井下沉的监测数据进行对比分析, 为相关领域的工程和研究提供试验参考。

2 试验介绍

本试验以沪通大桥主墩沉井 (长×宽×高为 89.6 m×58.7 m×115.0 m) 为原型参照制作模型, 采用与之相同的矩形倒圆角形式。沉井外部尺寸为 120 m×90 m×140 cm (长×宽×高), 自重为 20 kN, 内外井壁为两层 5 mm 钢板在刃脚处焊接而成, 井壁厚度为 10~15 cm, 两层钢板间填充配重砂土, 中间设置 82 cm×52 cm 的井孔用于取土。刃脚踏面宽度为 4 cm, 斜面投影宽度和高度均为 10 cm, 如图 1 所示。

对沉井钢外壳底部和外井壁进行冲孔, 冲孔直径为 2 cm, 嵌入土压力盒和孔隙水压力计, 放入直径为 1.9 cm 的传感器, 表面与钢外壳平齐, 用焊接胶粘接, 并用中性硅胶对缝隙作防水处理。传感器导线由钢外壳内部导出至沉井顶部后再沿试验槽接入数据采集箱。传感器的编号及埋设位置如图 2 所示。

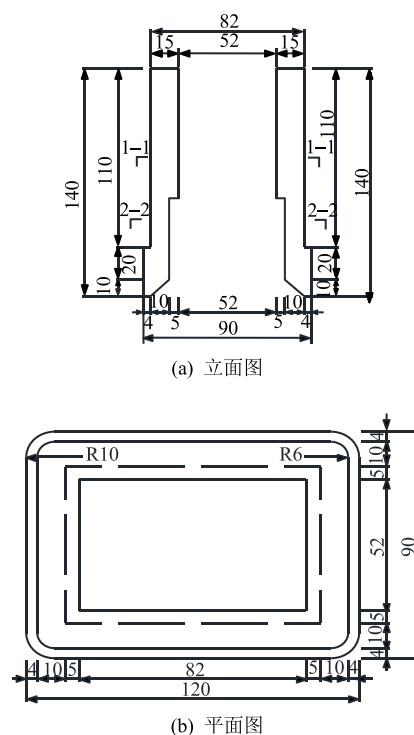


图 1 沉井模型示意图 (单位: cm)

Fig.1 Schematic diagram of caisson model (unit: cm)

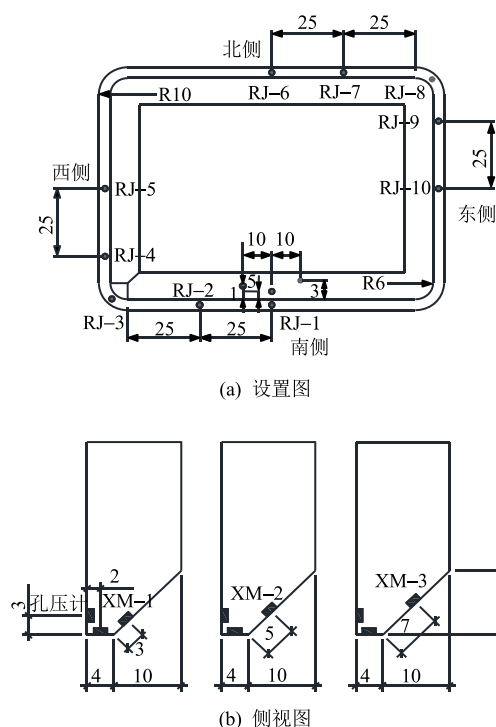


图 2 刃脚传感器示意图 (单位: cm)

Fig.2 Schematic diagram of foot blade sensors (unit: cm)

在刃脚踏面中心位置埋设 10 个量程为 200 kPa 的土压力盒, 编号 RJ-1 至 RJ-10, 刃脚斜面上埋设 3 个量程为 30 kPa 的土压力盒, 编号为 XM-1 至 XM-3, 传感器中心点距刃脚距离分别为 30、50、70 mm。刃脚周边的外井壁上埋设孔隙水压力计,

编号为 KY1-1 至 KY1-3，传感器中心距刃脚距离为 30 mm。

试验槽内净尺寸为 $4.5\text{ m} \times 4.5\text{ m} \times 3.0\text{ m}$ (长 $\times$ 宽 $\times$ 高)，采用壁厚为 1 cm 的钢板拼接而成。模型槽底部铺设 15 cm 厚的砂垫层，然后铺设两层 $13\text{ m} \times 13\text{ m}$ 的 0.5 mm 厚的雨布进行防水处理，再分 4 层填入试验砂土，每层高度为 0.5 m，进行均匀压实，填土总高度为 2 m。试验用砂土物理参数如表 1 所示，颗粒级配曲线如图 3 所示，为中粗砂。

表 1 砂土物理参数

Table 1 Physical parameters of sand

饱和重度 / (kN/m^3)	孔隙比	内摩擦角 / ($^\circ$)	黏聚力 / kPa	渗透系数 / (m/s)
19.5	0.68	41	0	9.7×10^{-4}

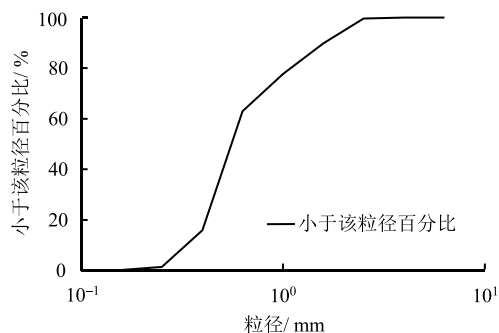


图 3 颗粒级配曲线

Fig.3 Grain size distribution curve

沉井模型预先埋入土中约 0.3 m，填土完成后，试验槽内加水至液面高出土体，静置 3 d，待试验砂土充分饱和，试验前再加水至土面以上 0.1 m。沉井顶面角点设置激光位移计测量沉井动态下沉量，角点两侧井壁中点放置倾角仪，两者共同确定沉井下沉形态。在距沉井侧壁中点外侧 45 cm 处埋设 3 组间距为 20 cm 的孔压计，用以测定下沉时沉井刃脚处的水力梯度，并固定孔压计的位置，防止受下沉过程中井外土体迁移影响。如图 4 所示。

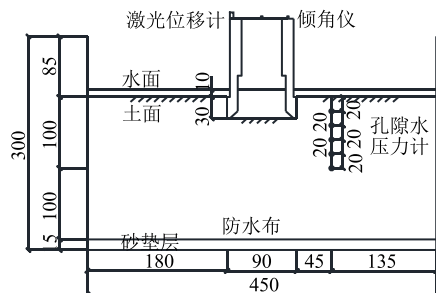


图 4 试验模型槽示意图 (单位: cm)

Fig.4 Schematic diagram of experimental model slot (unit: cm)

沉井吸泥下沉所使用的固液循环系统由两台 4 kW 的抽砂泵及两个 1.5 m^3 的水箱组成。一台抽砂泵将沉井中的砂水混合物抽至水箱，经滤网过滤后，再由另一台泵将水抽回至沉井中。抽砂泵用变频器进行调速控制，并在进出口设置阀门，以确保沉井内外液面基本一致。在试验槽底部设置框架式抽砂操作台，操作台顶面与填土面平齐，在不影响土体迁移的同时减少因操作人员自身重力产生的附加应力对土体的影响。试验整体布置如图 5 所示。

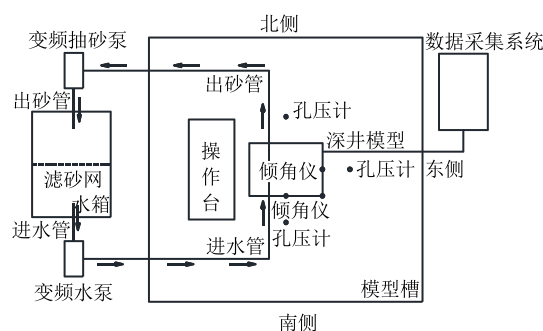


图 5 试验整体布置示意图

Fig.5 Schematic diagram of overall experimental arrangement

试验时首先对水泵和抽砂管进行灌水，以排出空气。灌满水后将抽砂管阀门关闭，待插入沉井后再将阀门打开，同时开启抽砂泵调整转速，建立固液循环。砂土抽出后，沉井在自重下破土下沉，记录数据。在沉井下沉过程中，调整抽砂管的位置，用以模拟均匀开挖和不均匀开挖。当沉井下沉至预定高度后，终止试验，如图 6 所示。



图 6 下沉模拟试验实拍

Fig.6 Physical simulation experiment of sinking process of caisson

3 刃脚空间受力分析

本次试验沉井平均下沉总量为 63.0 cm，耗时 1 628 s，平均下沉速率为 2.3 cm/min。按 1:70 的比例推算原型沉井下沉速率为 0.47 m/d。下沉时主要对沉井两侧长边附近土体进行吸泥操作。试验完成

后,沉井埋深为 93 cm,传感器采集频率为 1 Hz。

3.1 刃脚踏面受力分布

刃脚踏面有效应力随下沉深度的变化如图 7 所示,其中位移数据为传感器所在侧中点的下沉深度。

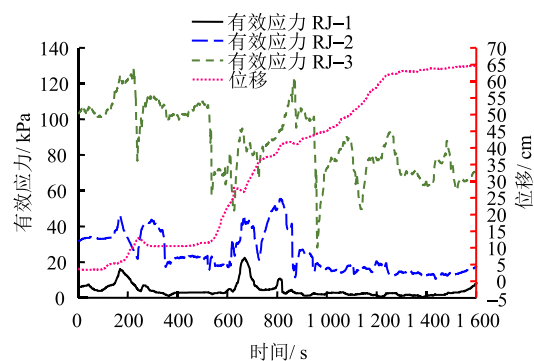
随着沉井下沉深度的增加,刃脚踏面有效应力整体上为减小趋势,当下沉速率改变时,应力发生较大的变化。以图 7(a)的中 RJ-1、RJ-2 和 RJ-3 为例,100~200 s 间,沉井下沉缓慢,3 个测点有效应力均增加。200~300 s 间,沉井下沉速度加快,有效应力迅速回落且 RJ-3 存在突变。300~500 s 间,沉井下沉困难,有效应力保持稳定, RJ-2 和 RJ-3 略有上升。500~600 s 间,沉井再次启动下沉, RJ-3 迅速回落, RJ-2 也略有减小。610~630 s 间,沉井发生突沉。突沉前,3 个测点的有效应力均迅速上升,突沉后又迅速回落。突沉后 20 s,沉井形态发生变化,该侧有效应力上升。650~750 s 间,沉井下沉加快,有效应力再次迅速回落。750~950 s 间,沉井下沉速度减缓,有效应力缓慢上升,850~900 s 时存在因沉井形态变化的突变。950 s 时,沉井刃脚局部发生翻砂,有效应力迅速回落,但下沉量变化较小,此次翻砂未引起沉井突沉。1 000 s 后,沉井埋深较大,有效应力表现为波动形式, RJ-3 在 70~90 kPa 间波动, RJ-2 在 15 kPa 附近波动, RJ-1 在 0~5 kPa 间波动,且均有减小的趋势。1 550 s 后,沉井下沉基本停止,有效应力呈现上升趋势,直至试验结束。以下沉中第 1 590 s 为例,刃脚踏面空间受力如图 8 所示。

分析以上现象可知,在下沉初期,侧摩阻力未发挥较大作用时,刃脚受力随下沉的变化较为明显;沉井下沉缓慢时,有效应力上升;下沉加快时,有效应力又迅速回落。在下沉后期,侧摩阻力分担的阻力增大,刃脚处有效应力呈现周期性波动,并有减小的趋势。突沉和翻砂会使刃脚踏面处有效应力在短时间内发生剧烈变化,表现为突沉前迅速上升,突沉后又迅速下降。沉井形态的改变也会对受力进行改变,需结合端部平面进行整体受力分析。

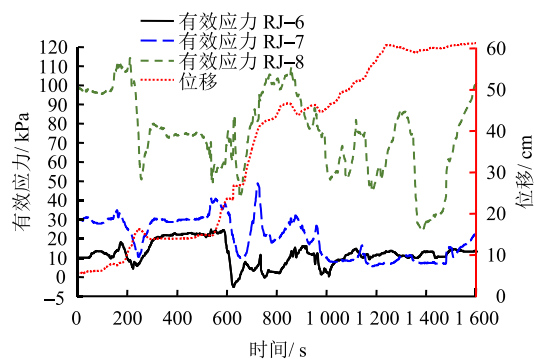
土压力传感器根据埋设位置可分为角点、长边 1/4 点、短边 1/4 点、短边中点、长边中点。将上述位置的有效应力取平均值如图 9 所示。

对比分析可知,在沉井端部平面上,角点处有效应力在整个下沉过程中最大,随着下沉,沉井角点处有效应力由 100~120 kPa 减少至 50~70 kPa,减小幅度约 50%。短边 1/4 点次之,有效应力由 70~80 kPa 减少至 40~50 kPa,减小幅度约 40%。长边 1/4 点与长边中点的力较为接近,由 30~40 kPa 减

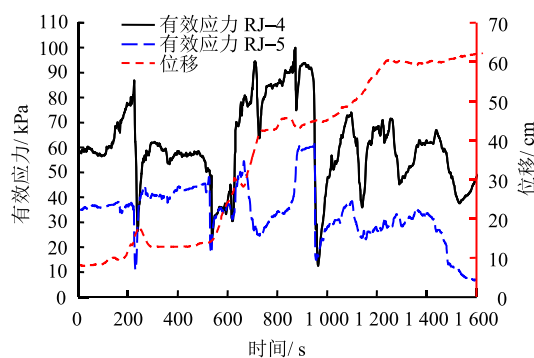
少至 10~20 kPa。长边中点处有效应力最小,下沉过程中受力略有起伏,在 5 kPa 左右波动。



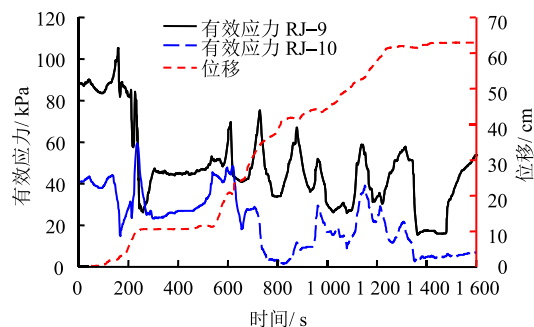
(a) 南侧



(b) 北侧



(c) 西侧



(d) 东侧

图 7 踏面有效应力随下沉深度变化
Fig.7 Effective stress of tread changing
with depth of sinking

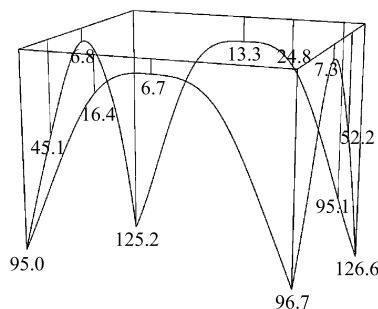


图 8 刃脚踏面空间应力云图 (第 1 590 了 s) (单位: kPa)
Fig.8 Spatial stress cloud at the tread of foot blade at the time of 1 590 s (unit: kPa)

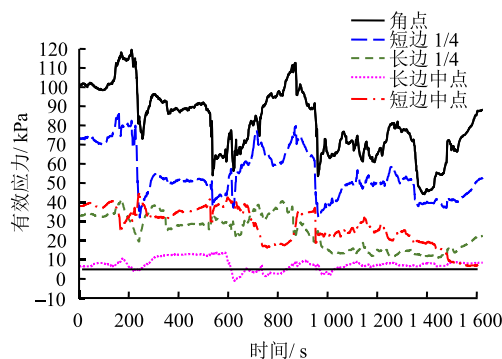


图 9 有效应力空间位置对比
Fig.9 Comparison of effective stress at different locations

以长边中点为基准应力 P , 则根据图 9 数据进行简化和归纳, 计算沉井空间上受力系数如表 2 所示。分析可知, 刃脚处应力与其所处的空间位置有关, 沉井角点处应力最大, 长边中点处最小, 短边平均应力比长边大。

表 2 沉井空间受力系数表

Table 2 Force factors at different locations of caisson

空间位置	角点	短边 1/4 点	长边 1/4 点	短边中点	长边中点
受力系数	7	5	2.5	2.5	1

将表 2 所得空间规律与实际沉井施工进行对比。根据沪通大桥 29# 的刃脚踏面土压力实测数据^[16] (如图 10、11 所示), TY9-1 和 TY9-3 所处位置为短边四分之一点, 有效应力大于处于长边 1/4 点及短边中点的 TY9-6 和 TY9-15, 沉井埋深超过 4 m 后, 其平均值约为后者的 2 倍, 与模拟试验的规律基本相同。

Yea 等^[15]对气动沉箱的监测结果, 如图 12 所示。该沉箱尺寸为 47.1 m×18.1 m×43.0 m (长×宽×高), 所处土层内摩擦角是为 30° 的海洋沉积土, 埋深为 12.8 m, 传感器埋设位置为沉井长边。根据计算可知, 角点应力平均值为 2 450 kPa, 而长边 1/3

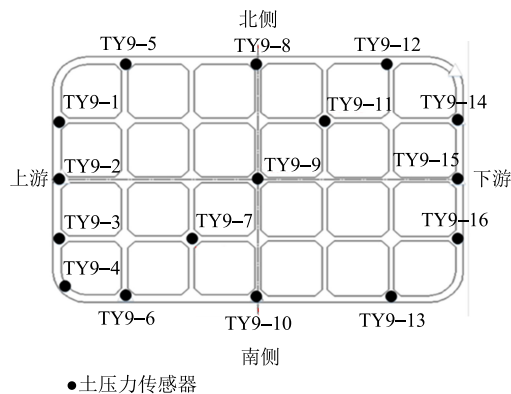
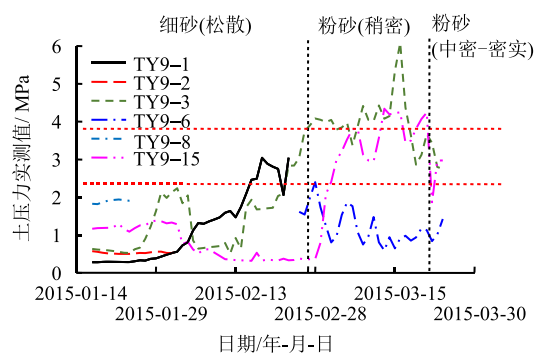
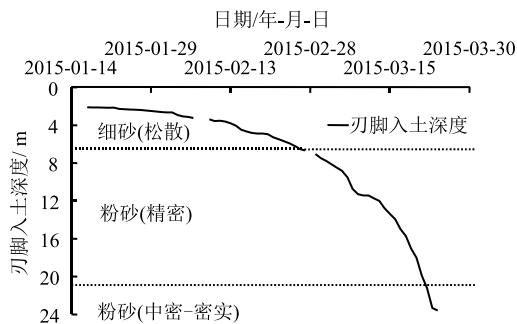


图 10 沪通大桥 29# 沉井刃脚土压力盒布置图
Fig.10 Arrangement of earth pressure cell at the foot blade of #29 caisson for Hutong bridge



(a) 下沉期间刃脚土压力实测值变化



(b) 下沉期间刃脚入土深度变化

图 11 沪通大桥沉井刃脚踏面土压力随埋深变化图
Fig.11 Earth pressure at tread of foot blade for caisson of Hutong bridge changes with burial depth

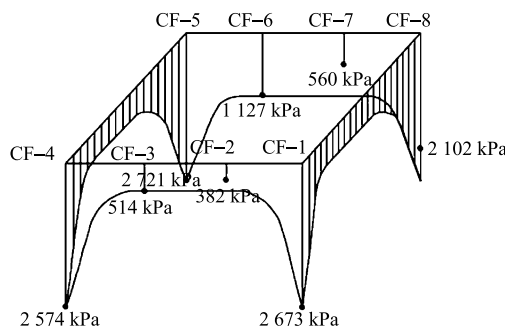


图 12 气动沉箱监测结果
Fig.12 Monitoring results of pneumatic caisson

点应力平均值为 650 kPa, 为角点应力的 27%。模拟试验所得规律进行换算后为 29%, 两者基本一致。

以上两个工程均为在砂土中进行取土下沉的深水沉井或沉箱工程。对比结果证明, 模拟试验虽然进行了缩尺, 但在沉井刃脚空间应力分布规律上仍具有一定的代表性。由于现场试验测点保护困难, 保留测点较少, 模拟试验结果可为相关研究的展开提供数据支持。同时, 由于实测数据的缺失, 模拟试验所得规律需要将来更多实际工程来验证。

将沉井端部按表 2 中的空间位置进行分区, 如图 13 所示。根据受力系数和对应面积计算可得, 沉井刃脚踏面全截面平均阻力为基准应力 P 的 3.5 倍。当数据较少时, 利用上述方法可快速计算刃脚踏面全截面平均阻力, 并可推广到相似长宽比的实际沉井端部阻力计算。

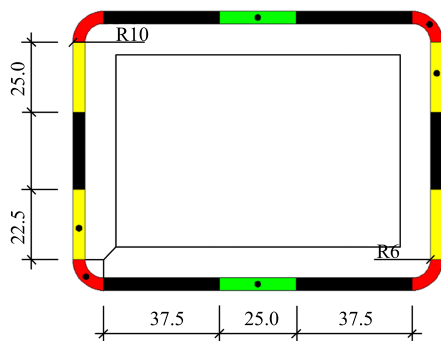


图 13 沉井端部受力分区图 (单位:cm)

Fig.13 Stress partition at the end of caisson (unit: cm)

3.2 刃脚斜面受力分布

当沉井内侧泥面较高时, 除刃脚踏面外, 刃脚斜面的摩阻力也分担一部分荷载。刃脚斜面有效应力随下沉深度的变化如图 14 所示。

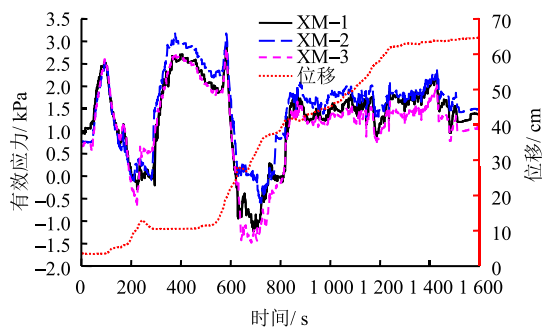


图 14 刃脚斜面有效应力随下沉深度变化

Fig.14 Effective stress at the incline plane of foot blade changes with depth of sinking

在下沉前, 刃脚入土深度较小, 斜面应力为 0~

1 kPa, 沉井开始下沉, 应力出现剧烈波动, 但数值较小, 波动范围在 $-1.5 \sim 3.0$ kPa 之间。下沉后期, 应力趋于稳定, 处于 1~2 kPa 之间。对比 3 个传感器, XM-1 虽然距踏面位置较近, 但在整个下沉过程中, 有效应力均小于 XM-2。XM-3 距踏面距离为 XM-1 的 2 倍以上, 但有效应力与 XM-1 较为接近, 说明斜面应力分布规律也为空间问题, 因所处位置的不同存在变化。XM-2 和 XM-3 距所在侧中点均为 10 cm, 传感器中心距踏面距离分别为 5 cm 和 7 cm, XM-2 有效应力约为 XM-3 的 1.3 倍。

在沉井下沉结束后以刃脚踏面处为基准面, 按图 15 所示测量刃脚踏面高度 (泥面高度 1)、斜面边缘点投影泥面高度 (泥面高度 2) 和距边缘点投影点 5 cm 处泥面高度 (泥面高度 3) 3 个位置及沉井中心泥面高度, 如图 16 所示, 颜色与图 15 中位置对应。

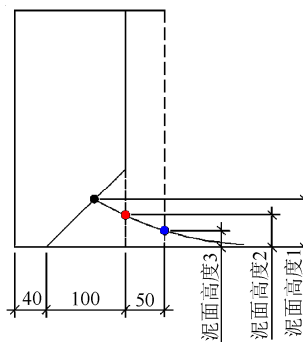


图 15 泥面高度测量示意图(单位: mm)

Fig.15 Schematic diagram of measurement on mud surface height (unit: mm)

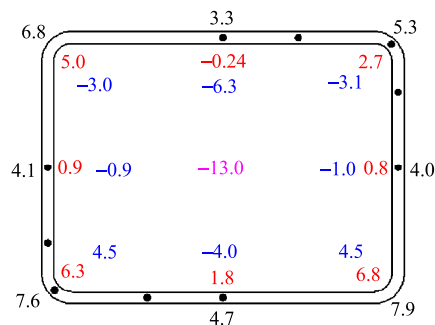


图 16 井内泥面高度(单位: cm)

Fig 16 Surface height in caisson (unit:cm)

此时传感器的入土深度及有效应力如表 3 所示。若踏面及斜面的交界点处应力按踏面应力进行取值, 则 XM-2 及 XM-3 对应交界点入土深度为 5.3 cm, 有效应力约为 9 kPa。根据刃脚踏面所得空间受力系数规律对长边中点处 XM-1 的有效应力按

1.6 倍进行修正, 得到 XM-2 和 XM-3 所对应的距斜面为 3 cm 处的应力为 2.42 kPa, 泥面边缘点处有效应力为 0 kPa。作斜面受力图如图 17 所示, 并采用 3 次曲线对斜面有效应力分布进行拟合, 结果较为接近。拟合公式为

$$y = -0.17x^3 + 1.74x^2 - 6.08x + 9.01, R^2 = 0.98 \quad (1)$$

表 3 传感器的入土深度及有效应力
Table 3 Depth and effective stress of sensors

传感器编号	入土深度 / cm	有效应力 / kPa
XM-1	2.6	1.52
XM-2	1.8	1.52
XM-3	0.3	1.15

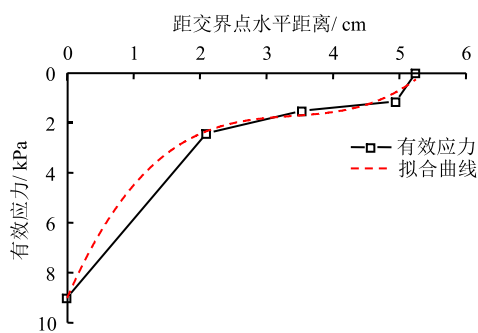


图 17 刃脚斜面有效应力分布图

Fig.17 Distribution of effective stress at incline plane of foot blade

分析可知, 在泥面边缘点, 斜面有效应力较小, 且随着泥面高度的增加, 有效应力增长缓慢。但超过刃脚踏面入土深度 60% 后, 有效应力增长迅速。计算可知, 对斜面受力采用线性分布的简化方法较试验值偏大约 40%。

受限于沉井下沉为取土扰动和挤土的共同影响, 目前关于沉井斜面受力模型的研究还未形成定论。本文采用模拟试验所得结果建立受力分布模型, 可为将来更深入的研究提供数据参考。

3.3 踏面与斜面受力对比

踏面及斜面有效应力对比如图 18 所示。下沉初始阶段, 刃脚斜面受力与相近位置踏面相比, 处于一个较小值; 在下沉后期, 由于刃脚内侧泥面高度增大, 两者差距缩小。在下沉中, 刃脚踏面应力变化的趋势与斜面相反。因为当沉井下沉缓慢时, 刃脚内侧泥面随着吸泥的进行而不断下降, 斜面分担应力减小, 踏面应力上升。当上升的踏面应力不足以抵抗减小的斜面分担应力时, 沉井即开始破土并加速下沉。下沉后, 踏面有效应力随即释放, 迅速

回落, 刃脚内侧埋深增大, 泥面高度升高, 斜面摩擦力增大。沉井在惯性作用下继续下沉, 待阻力大于自身重力后速度减缓。若阻力过大, 则沉井再次下沉缓慢甚至静止不动, 直至通过吸泥再次打破受力平衡。

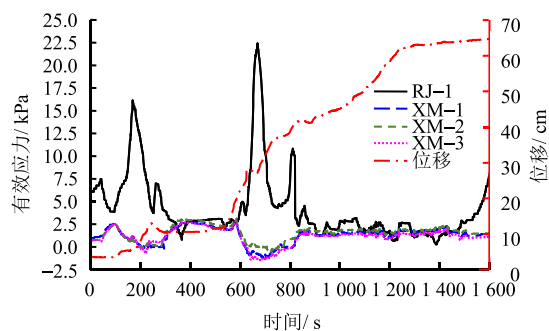


图 18 刃脚踏面和斜面有效应力对比

Fig.18 Comparison of effective stress at tread and incline planes of foot blade

因此, 在讨论沉井动态下沉过程时, 除了研究侧摩阻力的变化外, 还需分析踏面阻力、斜面阻力与沉井自重的应力平衡关系。当该平衡体系被打破, 则沉井的下沉状态会发生改变。而刃脚内侧泥面高度是斜面阻力产生的关键, 所以在沉井下沉施工中, 实时测量泥面高度十分重要。

在沉井下沉过程中, 某些时间段传感器应力变化的规律与上述规律略有不同, 如 600~650 s。这是因为刃脚的空间受力分布规律还受沉井倾斜和翻砂突沉的影响。以下将分析讨论这两个影响因素。

4 倾斜对刃脚受力影响

沉井在下沉过程中会因为空间上基底土体分布或密实度不均匀、吸泥操作不当等原因发生倾斜。沪通大桥沉井的实测数据^[16]表明, 深水大截面沉井在下沉中为突摆式下沉, 相对侧高差在不断变化。模拟试验中, 沉井的下沉也与之相似。部分相对位置的传感器随高差的变化曲线如图 19 所示。对比图 19(a)、19(b)可知, 在除 RJ-2 在 350~375 s 间存在一次应力陡降以外, 处于南侧的传感器 (RJ-2、RJ-3) 有效应力与南北侧高差曲线的变化趋势基本一致, 而北侧传感器 (RJ-7、RJ-8) 则会出现与之相反的情况, 如图 19(a)中 600~775 s、1 000~1 350 s, 图 19(b)中 550~1 000 s。这是因为, 当沉井下沉时, 若南北侧高差加大, 则南侧下沉量小, 北侧下沉量大。南侧刃脚处土体极限承载力较北侧高。东西侧传感器的规律也与之相同, 如图 19(c)

中 130~300 s, 520~1 590 s, 东侧传感器 RJ-10 与东西侧高差曲线变化一致, 而西侧传感器 RJ-5 则相反。以图 19(c)中 700~1 000 s 为例, 东西侧高差随着吸泥下沉不断减小至负值。在此过程中, 处于东侧的传感器下沉较快, 有效应力为 0~10 kPa, 而西侧传感器下沉较慢, 有效应力不断上升至 60 kPa, 两者相差 6 倍。

这是因为在吸泥时, 东侧刃脚泥面高度低, 近于脱空, 刃脚踏面下承担荷载的核心土柱区域宽度减小甚至垮塌, 有效应力降低, 东侧刃脚破土下沉。同时, 沉井以西侧刃脚为轴发生旋转, 对西侧刃脚踏面有挤压作用, 使得西侧传感器有效应力迅速上升。图 19(a)、19(b)中的 800~980 s 段规律亦与之

相同, 且随着沉井南北高差和南侧有效应力的减小。沉井最终于 950 s 左右发生局部翻砂, 西侧南侧刃脚有效应力迅速回落, RJ-3 有效应力由 100 kPa 降低至 30 kPa, 减大幅度达 70%, RJ-5 由 60 kPa 减少至 15 kPa, 幅度达 75%。同时, 东侧和北侧刃脚有效应力上升, RJ-10 由 10 kPa 上升至 30 kPa。而 600~650 s 则是南北高差的迅速减小, 由正值转为负值, 南侧应力迅速减小, 北侧应力由于绕该轴旋转在短暂时间内上升后因超过刃脚踏面下核心土柱的极限承载力后迅速回落, 沉井发生了突沉。

因此, 沉井单侧阻力的迅速减小会使该侧发生快速下沉而使沉井整体发生倾斜或由倾斜恢复竖直, 两者均会引起刃脚有效应力的空间分布改变。

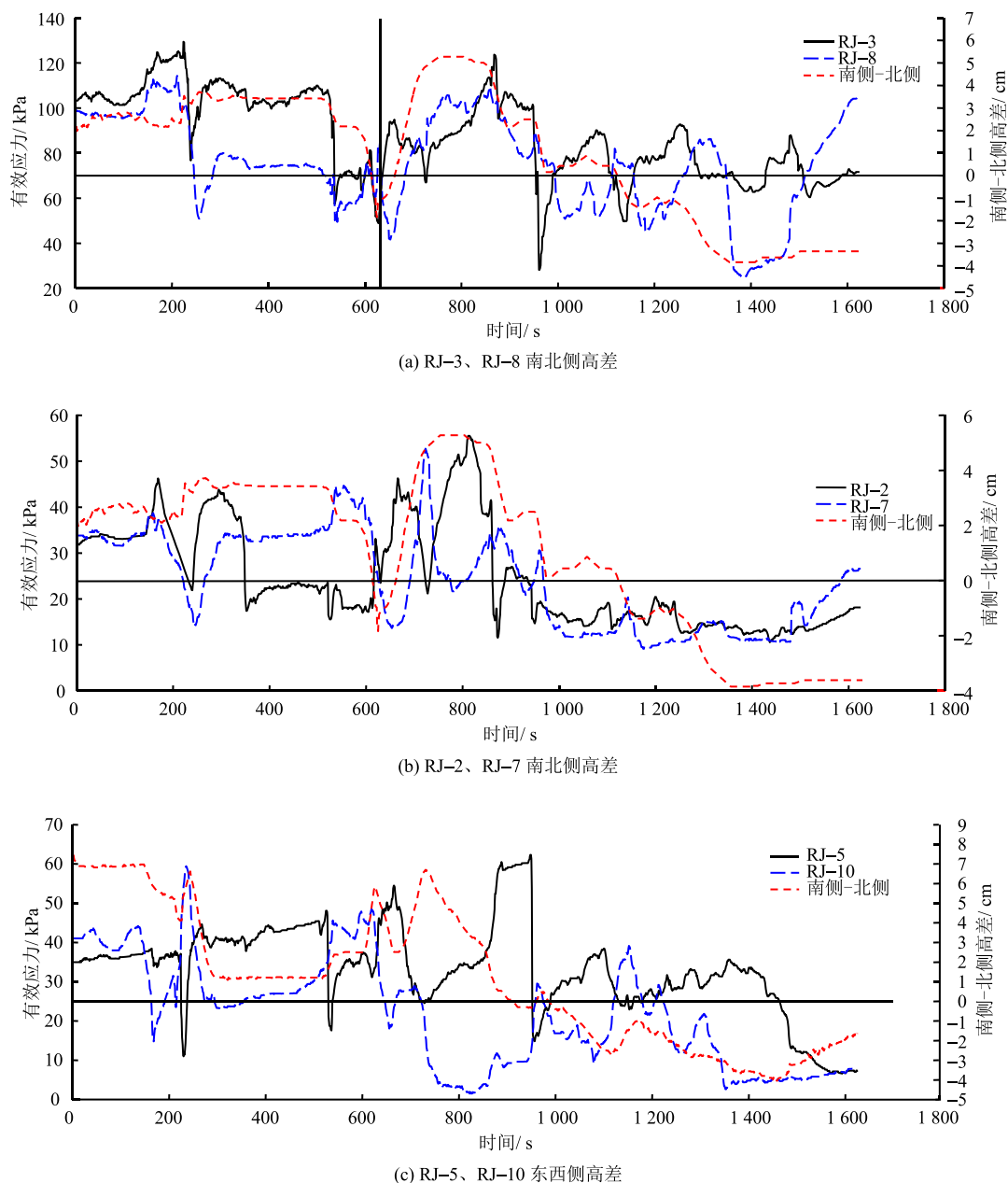


图 19 有效应力随高差变化

Fig.19 Effective stress changes with elevation difference

若此改变打破沉井的受力平衡,则沉井可能会发生翻砂和突沉。所以在沉井下沉过程中,应避免高差变化过快。无论是高差增大或者趋向于0,一旦高差变化速度较快,应迅速对沉井下沉状态进行判断,做好应急准备。

5 翻砂突沉对刃脚受力影响

翻砂是沉井外侧的砂土通过沉井外壁底部向沉井内部翻起涌出的现象。突沉指沉井在下沉施工过程中无预兆地突然下沉,危害极大。翻砂和突沉在深水大截面沉井下沉过程中成为常态。沪通大桥28[#]沉井(86.9 m×58.7 m×105.0 m)在终沉阶段22 m的总下沉量中,由翻砂和突沉引起的下沉量达46%,其中翻砂30次,突沉19次。翻砂不一定引起突沉,但突沉往往伴随着翻砂。

模拟下沉试验进行至625 s时,沉井发生一次较为明显的突沉,沉井瞬间下沉2.5 cm,且伴随着南北高差的迅速减小。突沉前后刃脚踏面应力云图如图18所示。结合图19~21分析可知,在突沉前,南北侧受力较为接近,随着吸泥的进行,南侧刃脚踏面部分脱空,有效应力迅速减小,南侧刃脚破土下沉,北侧应力由于绕轴旋转在迅速上升后超过刃脚踏面下核心土柱的极限承载力后破土下沉,最终沉井发生了突沉。突沉现象在瞬时完成,但突沉前刃脚应力和高差的变化则持续了十几秒。

除踏面有效应力外,斜面上的有效应力也因突沉发生了变化,如图22所示。在第580 s时,孔压计KY1-1及斜面有效应力即开始随着吸泥下沉开始下降,至突沉前,斜面有效应力为负值,说明南侧刃脚已部分脱空。同时,刃脚处孔压下降明显,与斜面应力的变化趋势一致。

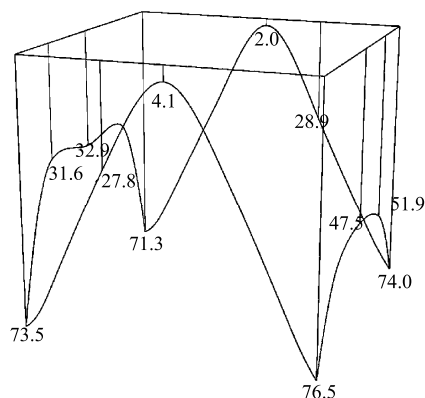


图20 突沉前刃脚踏面应力云图(第617 s)(单位: kPa)

Fig.20 Stress cloud at the tread of foot blade before sudden sinking at 617 s (unit: kPa)

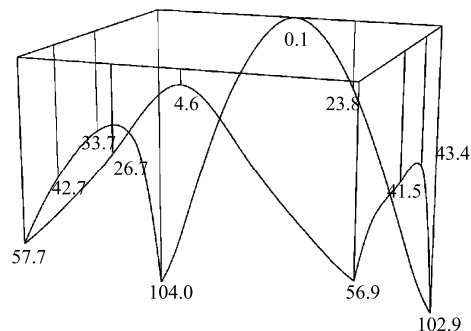


图21 突沉后刃脚踏面应力云图(第627 s)(单位: kPa)

Fig.21 Stress cloud at the tread of foot blade after sudden sinking at 627 s (unit: kPa)

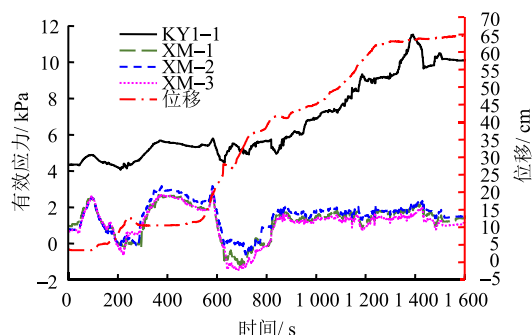


图22 斜面应力及孔压随下沉深度变化

Fig.22 Stress at the incline plane and pore water pressure change with depth of sinking

根据沉井刃脚处和距沉井45 cm处的孔隙水压力计数据,作沉井刃脚处水力梯度曲线如图23所示(KY1-1为南侧, KY1-2为西侧, KY1-3为北侧)。分析可知,水力梯度与沉井下沉速率的变化趋势基本一致。当沉井快速下沉时,水力梯度基本保持在0.2以上,600~900 s间,沉井下沉速率达4.2 cm/min,为下沉平均速率的1.8倍,此时水力梯度在0.4以上。在600~650 s的突沉区段, KY1-1和KY1-2的水力梯度均于625 s达到峰值,水力梯度为0.5。而KY1-3则于627 s达到峰值,滞后2 s,

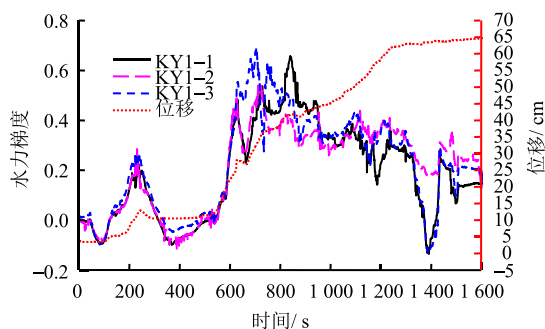


图23 刃脚处水力梯度随下沉深度变化

Fig.23 Hydraulic gradient at foot blade changes with depth of sinking

水力梯度为 0.55, 与沉井突沉时南侧先下沉的规律一致。突沉后, KY1-1 及 KY1-2 水力梯度减小幅度达 50%, KY1-3 略有减小, 但幅度不大。模拟下沉试验进行至 950 s 时, 沉井发生一次较为明显的翻砂, 关于应力变化的讨论, 在第 3 节中已有分析。图 20 中, 3 个传感器水力梯度均因翻砂而发生发生骤降。

结合以上分析可知, 沉井翻砂突沉前后, 刃脚踏面应力、斜面应力、刃脚处水力梯度均会发生明显的变化, 且变化趋势均早于沉井翻砂突沉的发生, 对沉井翻砂突沉的预警有重要意义。沉井翻砂突沉和沉井倾斜均为沉井应力平衡改变的结果, 同时又加剧了沉井应力平衡的变化。

6 结 论

本文首次通过深水大截面沉井下沉模拟试验, 分析了沉井在下沉过程中刃脚踏面和斜面在空间上的分布规律及倾斜、突沉对刃脚受力的影响, 主要结论有:

(1) 沉井在下沉过程中, 刃脚踏面与斜面有效应力均与其所处的空间位置有关。沉井角点处有效应力最大, 长边中点处最小, 短边平均应力比长边大。本试验以长边中点为基准有效应力, 确定了长宽比为 1.33 时刃脚全截面的应力系数。其中, 角点为 7, 短边 1/4 点为 5, 短边中点及长边 1/4 点为 2.5, 长边中点为 2.5。根据简化算法可得刃脚平均阻力为基准值的 3.5 倍。

(2) 刃脚斜面上应力除受空间位置影响外还与泥面高度相关, 且变化规律与踏面相反。当泥面高度确定后, 可用三次函数确定其应力分布。对斜面受力采用线性分布的简化方法较本试验所得结果偏大 40%。

(3) 沉井单侧阻力的迅速减小会使该侧发生快速下沉而使沉井整体发生倾斜或由倾斜恢复竖直, 两者均会引起对应侧刃脚绕轴旋转而使刃脚全截面有效应力的空间分布改变, 并可导致翻砂突沉的发生。在沉井下沉施工, 应避免出现高差变化过快。

(4) 沉井翻砂突沉前后, 刃脚踏面应力、斜面应力、刃脚处水力梯度均会发生明显的变化, 且变化趋势均早于沉井翻砂突沉的发生, 对沉井翻砂突沉的预警有重要意义。沉井翻砂突沉和沉井倾斜均为沉井应力平衡改变的结果, 同时又加剧了沉井应力分布的变化。

本文研究结果深化了对深水大截面沉井下沉时刃脚空间应力分布规律的认识, 所获得的刃脚全截

面应力系数对沉井下沉设计和施工有重要的参考价值, 并可为后续研究提供试验支撑。同时, 发现了刃脚踏面、斜面应力和刃脚处水力梯度与沉井翻砂突沉间的联系, 为沉井翻砂突沉预警系统的建立提供依据。

参 考 文 献

- [1] 段良策, 殷奇. 沉井设计与施工[M]. 上海: 同济大学出版社, 2006.
DUAN Liang-ce, YIN Qi. Design and construction of caissons[M]. Shanghai: Tongji University Press, 2006.
- [2] 张凤祥. 沉井沉箱设计、施工及实例[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2010.
ZHANG Feng-xiang. Design, construction and examples of caissons and open caissons[M]. Beijing: China Architecture and Building Press, 2010.
- [3] 太沙基 K. 理论土力学[M]. 徐志英译. 北京: 地质出版社, 1960.
TERZAGHI K. Theoretical soil mechanics[M]. Translate by XU Zhi-ying. Beijing: Geological Publishing House, 1960.
- [4] 中华人民共和国行业标准编写组. TB 10093—2017 铁路桥涵地基和基础设计规范[S]. 北京: 中国铁道出版社, 2017.
The Professional Standards Compilation Group of People's Republic of China. TB 10093—2017 Code for design on subsoil and foundation of railway bridge and culvert[S]. Beijing: China Railway Press, 2017.
- [5] 中华人民共和国行业标准编写组. GB 50007—2011 建筑地基基础设计规范[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2012.
The Professional Standards Compilation Group of People's Republic of China. GB 50007—2011 Code for design of building foundation[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2012.
- [6] 王红霞. 大型沉井结构施工过程中的力学模型及控制研究[D]. 上海: 上海交通大学, 2001.
WANG Hong-xia. Study on mechanics models and control for large extra caissons in construction[D]. Shanghai: Shanghai Jiao Tong University, 2001.
- [7] 赵岚. 大深度气压沉箱技术的力学机制研究[D]. 上海: 上海交通大学, 2008.
ZHAO Lan. Study on mechanisim of deep pneumatic caisson techniques[D]. Shanghai: Shanghai Jiao Tong University, 2008.

- [8] 范磊. 水利水电工程中沉井刃脚踏面阻力研究[D]. 南京: 河海大学, 2011.
FAN Lei. Study on the resistance of pedal surface of caissons in water conservancy and hydropower project[D]. Nanjing: Hohai University, 2011.
- [9] 朱建民. 超大型沉井设计施工关键研究[D]. 南京: 东南大学, 2012.
ZHU Jian-min. Study on issues in design and construction of super-large caisson[D]. Nanjing: Southeast University, 2012.
- [10] 冯华东, 黄聪. 箱基沉井刃脚反力 R_j 的计算[J]. 广西城镇建设, 2004(8): 30—32.
FENG Hua-dong, HUANG Cong. Calculation of the reaction force R_j of open caissons[J]. **Cities and Towns Construction in Guangxi**, 2004(8): 30—32.
- [11] 闫富有, 时刚. 沉井下沉过程刃脚的极限土阻力分析[J]. 岩土力学, 2013, 34(增刊 1): 80—87.
YAN Fu-you, SHI Gang. Analysis of limiting soil resistance beneath cutting curb during sinking of open caisson[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2013, 34(Suppl.1): 80—87.
- [12] 陈晓平, 茜平一, 张志勇. 沉井基础下沉阻力分布特征研究[J]. 岩土工程学报, 2005, 27(2): 148—152.
CHEN Xiao-ping, QIAN Ping-yi, ZHANG Zhi-yong. Study on penetration resistance distribution characteristic of sunk shaft foundation[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2005, 27(2): 148—152.
- [13] 李宗哲, 郑俊杰, 付琼阁. 深水超大沉井下沉监测与分析[J]. 水运工程, 2009(10): 78—84.
LI Zhong-zhe, ZHENG Jun-jie, FU Qiong-ge. Monitoring and analysis of sinking of superlarge caisson in deep water[J]. **Port & Waterway Engineering**, 2009(10): 78—84.
- [14] 穆保岗, 朱建民, 牛亚洲. 南京长江四桥北锚碇沉井监控方案及成果分析[J]. 岩土工程学报, 2011, 33(2): 269—274.
MU Bao-gang, ZHU Jian-min, NIU Ya-zhou. Monitoring and analysis of north anchorage caisson of Fourth Nanjing Yangtze River Bridge[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2011, 33(2): 269—274.
- [15] YEA G, KIM T. Vertical cutting edge forces measured during the sinking of pneumatic caisson[J]. **Marine Georesources and Geotechnology**, 2012, 30: 103—121.
- [16] 蒋炳楠. 沪通大桥超深大沉井下沉阻力及突沉现场监测研究[D]. 成都: 西南交通大学, 2016.
JIANG Bing-nan. Resistance and suddenly sinking monitor research of deep and large open caisson of Hutong bridge[D]. Chengdu: Southwest Jiaotong University, 2016.
- [38] QIU T, FOX P J. Numerical analysis of 1-D compression wave propagation in saturated poroelastic media[J]. **International Journal for Numerical & Analytical Methods in Geomechanics**, 2008, 32(2): 161—187.
- [39] MERIC D, HELLWEGGER F, BARBUTO S, et al. Model prediction of long-term reactive core mat efficacy for capping contaminated aquatic sediments[J]. **Journal of Environmental Engineering, ASCE**, 2013, 139(4): 564—575.
- [40] MERIC D, HELLWEGGER F, ALSHAWABKEH A N, et al. Nonlinear nonequilibrium one-dimensional large-strain consolidation-coupled contaminant transport model of capped sediments[J]. **Journal of Geotechnical & Geoenvironmental Engineering**, 2017, 143(8): 04017030.
- [41] FOX P J. Coupled large strain consolidation and solute transport, I: model development[J]. **Journal of Geotechnical & Geoenvironmental Engineering**, 2007, 133(1): 3—15.
- [42] FOX P J. Coupled large strain consolidation and solute transport, II: model verification and simulation results[J]. **Journal of Geotechnical & Geoenvironmental Engineering**, 2007, 133(1): 16—29.
- [43] PU H F, FOX P J. Consolidation-induced solute transport for constant rate of strain, I: model development and simulation results[J]. **Journal of Geotechnical & Geoenvironmental Engineering**, 2015, 141(4): 04014127.
- [44] FOX P J, PU H F. Consolidation-induced solute transport for constant rate of strain, II: comparison with incremental loading[J]. **Journal of Geotechnical & Geoenvironmental Engineering**, 2015, 141(4): 04014128.
- [45] PU H F, FOX P J. Model for coupled large strain consolidation and solute transport in layered soils[J]. **International Journal of Geomechanics**, 2016, 16(2): 04015064.

上接第 1692 页