

DOI: 10. 20040/j. cnki. 1000-7709. 2023. 20230007

# 悬栅消力池压强特性研究及优化

周凯<sup>1,2</sup>, 牧振伟<sup>1,2</sup>, 赵乾<sup>1,2</sup>, 高尚<sup>1,2</sup>

(1. 新疆农业大学水利与土木工程学院, 新疆 乌鲁木齐 830052;

2. 新疆水利工程安全与水灾害防治重点实验室, 新疆 乌鲁木齐 830052)

**摘要:** 为了解决悬栅消力池由于时均压强过大产生底板失稳及悬栅压强破坏的问题, 采用数值模拟的方法, 在设计及校核流量下, 对4种不同布置形式悬栅消力池内水位差及压强场进行研究, 并在稳水效果较好的方案4基础上提出趾墩-悬栅联合及圆化悬栅2种消力池优化方案。结果表明, 趾墩-悬栅联合优化方案相较于方案4在设计及校核流量下, 底板时均压强最大分别降低63%、50%, 有效降低了消力池内悬栅上表面C与下表面D之间的时均压强差值 $|\Delta p_2|$ ; 圆化悬栅优化方案可使悬栅处总压强分布更加均匀, 避免悬栅局部破坏。故针对有压强要求的大流量悬栅消力池, 建议选择趾墩-悬栅联合辅助消能工消能方式。

**关键词:** 底流消力池; 悬栅; 时均动水压强; 水位差; 数值模拟

**中图分类号:** TV131. 6

**文献标志码:** A

**文章编号:** 1000-7709(2023)10-0128-05

## 1 引言

底流消能是泄水建筑物常用的消能方式之一, 因其消能效率高、雾化范围小等优点, 在中、低水头泄水工程中应用广泛<sup>[1-2]</sup>。悬栅辅助消能工因其出色的稳流效果而应用于消力池内, 已有研究验证了悬栅具有改善水流流态, 减少高速水流对下游建筑物冲刷的作用<sup>[3-5]</sup>。但由于悬栅悬挂于消力池壁面, 高速入池水流往往会产生较大时均动水压强而造成悬栅及消力池底板失稳破坏, 轻则影响悬栅稳流的效果, 重则危害整个泄水建筑物的使用安全。现有研究成果大多集中于悬栅稳流方面, 对悬栅自身运用是否安全研究较少, 尤其对改善悬栅消力池压强问题的研究较为缺乏。因此, 针对悬栅在消力池内安全运用的问题, 本文从底板时均动水压强、悬栅对立面时均动水压强差及消力池内总压强场三个方面进行阐述, 并提出趾墩-悬栅联合及圆化后悬栅2种优化方案与悬栅消力池进行对比分析, 旨在为实际工程预防悬栅压强过大产生失稳破坏提供一种思路。

## 2 试验概况及试验方案

### 2.1 试验概况

模型基于新疆某水库泄洪洞消力池构建, 考虑模型尺寸及流量条件, 采用重力相似准则, 几何比尺为1:71.3, 图1为消力池结构布置示意图。为了便于观测消力池内部流态情况, 试验模型采用透明有机板制作, 并使用精度0.1 mm的测针进行水深测量, 水流流态由人工观测及高清摄像机进行拍摄。

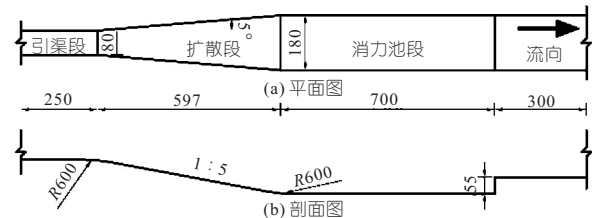


图1 消力池结构布置示意图(单位:mm)

Fig. 1 Schematic diagram of the structure of stilling basin

### 2.2 数值模拟对比方案

图2为消力池悬栅布置图。单层悬栅层距均为 $0.81H$ (其中上层悬栅始终位于下层相邻悬栅中心处)。双层悬栅不均匀层距布置, 上层悬栅层距 $D_1 \sim D_8$ 依次为 $0.81H$ 、 $0.27H$ 、 $0.54H$ 、 $0.81H$ 、 $0.27H$ 、 $0.54H$ 、 $0.81H$ 、 $0.27H$ 。其中

收稿日期: 2023-01-03, 修回日期: 2023-01-29

基金项目: 国家自然科学基金项目(52269019, 51469031); 新疆维吾尔自治区高校科研计划创新团队项目(XJEDU2017T004)

作者简介: 周凯(1997-), 男, 硕士研究生, 研究方向为水力学及河流动力学, E-mail: 2283357810@qq.com

通讯作者: 牧振伟(1973-), 男, 教授、博导, 研究方向为水力学及河流动力学, E-mail: xjmzw@163.com

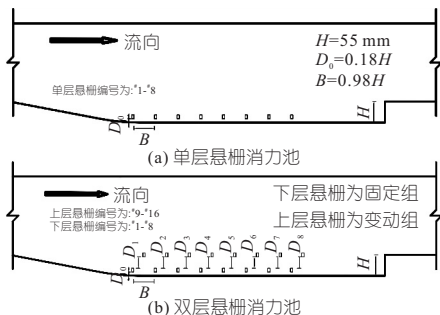


图 2 消力池悬栅布置图

Fig. 2 Arrangement of the overhanging fence of the stilling basin

$D_0$  为下层悬栅层距,为  $0.18H$ ;  $B$  为相邻悬栅间距,为  $0.98H$ ;悬栅尺寸为  $0.10H \times 0.18H$ ;  $H$  为尾坎高度,取值为  $55 \text{ mm}$ 。

表 1 为数值模拟对比方案(水位差  $\Delta H$  为消力池段最高水位与最低水位差值)。由表 1 可看出,消力池内加入悬栅对池内水位差影响较大,这与文献[6]的结论基本一致。由表 1 可知,方案 4 对于水位差改善效果较为显著,在设计流量下,池内最大水位差为  $23.9 \text{ mm}$ ,校核流量下,池内最大水位差为  $46.2 \text{ mm}$ 。数值模拟试验中悬栅方案对于改善消力池水位差的排序为方案 4 > 方案 3 > 方案 2 > 方案 1,研究结果与文献[4]相符,即消力池内布置双层悬栅流态更稳定。

表 1 数值模拟对比方案

Tab. 1 Numerical simulation comparison programme

方 案	悬栅布 置情况	悬栅 条数	工 况	进口断面平均流 速 $v/(m \cdot s^{-1})$	消力池段水 位差 $\Delta H/mm$
1 无		0	1	2.64	110.81
			2	3.18	137.16
2 单层		8	3	2.64	36.81
			4	3.18	60.04
3 双层均匀层距		16	5	2.64	26.45
			6	3.18	53.06
4 双层不均匀层距		16	7	2.64	23.92
			8	3.18	46.20

### 2.3 数值模拟优化方案

为了提高悬栅辅助消能工的使用寿命,避免悬栅遭受压强破坏,在方案 4 的基础上提出 2 种优化方案(图 3),优化方案 1 通过加入趾墩提高池首处紊动,降低消力池内悬栅处压强;优化方案 2 通过对悬栅进行圆角处理,降低悬栅棱角处压强集中现象,避免悬栅局部破坏,提高悬栅辅助消能工的稳定性。

表 2 为数值模拟优化方案工况。优化方案 1,在校核流量下,相较于方案 4,消力池段水位差变化不大,趾墩降低了水位差随流量增大而增大的敏感性。优化方案 2,在设计及校核流量下,相较于方案 4,消力池内水位差随流量增大而增大,圆化后悬栅对于降低消力池水位差效果不如方案 4。

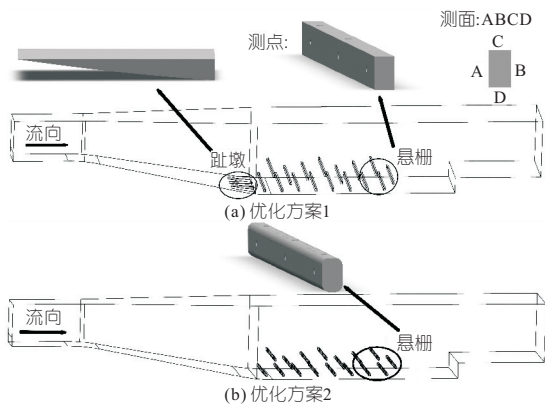


图 3 优化方案

Fig. 3 Optimised solutions

表 2 数值模拟优化方案

Tab. 2 Numerical simulation optimisation solutions

优化 方案	悬栅 条数	工 况	进口断面平均流 速 $v/(m \cdot s^{-1})$	消力池段水 位差 $\Delta H/mm$
1	16	9	2.64	40.28
		10	3.18	40.38
2	16	11	2.64	44.47
		12	3.18	78.57

## 3 数值模拟

### 3.1 控制方程

计算选用 RNG  $\kappa$ - $\epsilon$  湍流模型,其考虑消力池内高速水流经过悬栅发生旋流流动的情况,能更好地表示出强剪切力的流动,其连续性方程、动量方程、湍动能  $\kappa$  方程和耗散率  $\epsilon$  方程分别为:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_i)}{\partial x_i} = 0 \tag{1}$$

$$\frac{\partial(\rho u_i)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_i u_j)}{\partial x_j} = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ (\mu + \mu_t) \left( \frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \right] \tag{2}$$

$$\frac{\partial(\rho \kappa)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \kappa u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \sigma_\kappa (\mu + \mu_t) \frac{\partial \kappa}{\partial x_j} \right] + G_\kappa - \rho \epsilon \tag{3}$$

$$\frac{\partial(\rho \epsilon)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \epsilon u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \sigma_\epsilon (\mu + \mu_t) \frac{\partial \epsilon}{\partial x_j} \right] + C_{\epsilon 1}^* G_\kappa \frac{\epsilon}{\kappa} - C_{\epsilon 2} \frac{\epsilon^2}{\kappa} \tag{4}$$

$$G_\kappa = \mu_t \left( \frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \tag{5}$$

$$C_{\epsilon 1}^* = C_{\epsilon 1} - \frac{\eta(1 - \eta/\eta_0)}{1 + \beta \eta^3} \tag{6}$$

$$\eta = (2S_{ij} S_{ij})^{1/2} \kappa / \epsilon \tag{7}$$

$$S_{ij} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \quad (8)$$

式中,  $\rho$  为密度,  $\text{kg}/\text{m}^3$ ;  $t$  为时间,  $\text{s}$ ;  $u_i, u_j$  均为时均速度分量,  $\text{m}/\text{s}$ ;  $x_i, x_j$  均为坐标分量;  $\mu$  为粘滞系数,  $\text{N} \cdot \text{s}/\text{m}^2$ ;  $p$  为压强,  $\text{Pa}$ ;  $G_\kappa$  为湍动能产生项;  $\mu_t$  为粘滞系数,  $\text{N} \cdot \text{s}/\text{m}^2$ ; 模型常量取值  $\eta_0 = 4.38, \beta = 0.012, C_\mu = 0.0845, C_{\epsilon 1} = 1.42, C_{\epsilon 2} = 1.68; \sigma_\kappa$  与  $\sigma_\epsilon$  均取 1.39。

### 3.2 网格划分

图 4 为消力池计算区域网格划分, 网格全部采用六面体结构网格, 消力池内部网格尺寸范围大多为 4~5 mm, 悬栅处网格尺寸范围为 2~3 mm, 并对其边壁处进行网格加密处理, 经过网格无关性验证, 考虑计算机性能及结果准确性要求, 最终确定网格在  $80 \times 10^4$  个左右。消力池进口采用流速进口, 不同工况模型进口流速分别为  $v_{\text{设计}} = 2.64 \text{ m}/\text{s}; v_{\text{校核}} = 3.18 \text{ m}/\text{s}$ , 消力池顶部为标准大气压进口, 出口为标准大气压出口。

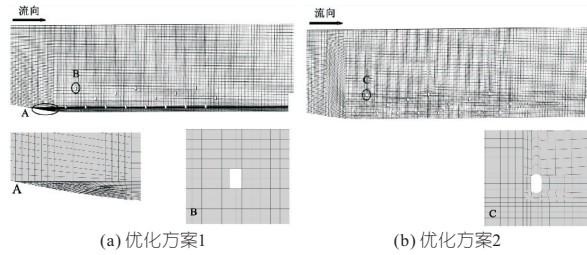


图 4 消力池计算区域网格划分

Fig. 4 Stilling basin calculation area meshing

## 4 计算结果与分析

### 4.1 结果验证

为确保数值模拟结果的可靠性, 选取工况 1 消力池中轴线  $y = 0 \text{ m}$  处试验值与数值模拟结果进行对比验证, 图 5 为数值模拟与模型试验对比。

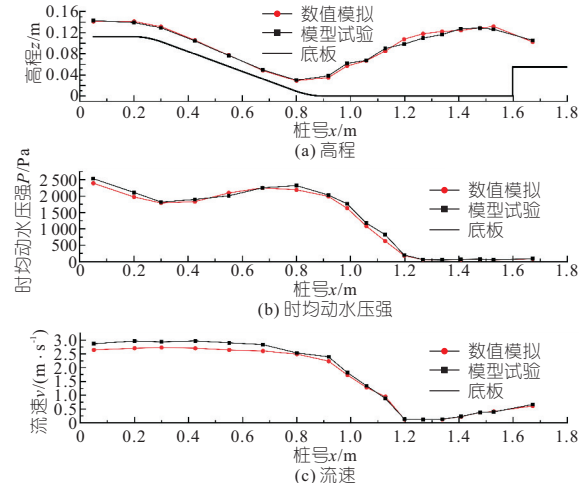


图 5 数值模拟与模型试验对比

Fig. 5 Numerical simulation versus model tests

由图 5 可知, 水深最大误差在  $x = 0.9177 \text{ m}$  处, 为 9.75%; 流速最大误差在  $x = 0.55 \text{ m}$  处, 为 9.86%; 时均压强最大误差在  $x = 1.1977 \text{ m}$  处, 为 9.63%; 原因在于大量入池水流撞击池内水体混掺大量气体产生较多小型气泡, 水体紊动混乱, 翻滚剧烈, 测针及毕托管在该处不易测量, 易引起测量误差。计算结果及试验数据误差均在 10.0% 以下, 说明该方法在消力池内部水流特性模拟中具有较高的可靠性。

### 4.2 消力池底板中轴线处时均动水压强分析

图 6 为消力池底板中轴线处时均动水压强。其中  $x$  为测点位置,  $L$  为消力池长度,  $x/L$  为测点与消力池长度比值。由图 6 可看出, 各工况在消力池  $x/L$  为 0~0.5 处, 时均压强呈明显下降趋势, 池首处时均压强值均为最大; 在消力池  $x/L$  为 0.5~1 处, 时均压强趋于稳定且降幅较小, 这与文献[6]所得结论基本一致。

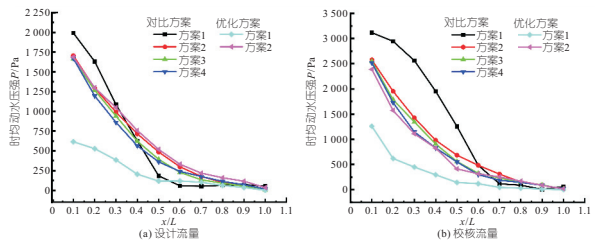


图 6 消力池底板中轴线处时均动水压强

Fig. 6 Mean dynamic water pressure at the neutral axis of the base plate of the stilling basin

方案 1 消力池池首处底板时均动水压强均大于其他工况, 原因为大量入池水流重能转化为动能, 对消力池池首底板造成较大冲击力, 由于方案 1 未加入悬栅辅助消能工, 其他工况均加入不同布置形式的悬栅辅助消能工, 池首冲击水流撞击悬栅, 造成部分壅水现象, 加大了池首水深, 后续入池水流由于撞击池首壅水的水体耗散大量动能, 故方案 1 的池首处底板时均动水压强最大, 与文献[7]结论相符。

由图 6 可知, 由于悬栅布置形式不同, 方案 4 沿程时均动水压强低于对比方案中其他三组方案, 考虑到方案 4 稳流效果在对比方案中较为出色, 故消力池内流态越平稳其底板最大时均动水压强越小, 最后趋于稳定。优化方案 1 相较于方案 4, 在设计流量下, 其时均动水压强降低了 63%, 在校核流量下, 其时均动水压强降低了 50%。优化方案 2 对于降低底板时均动水压强效果不明显, 故针对底板压强较大的悬栅消力池建议加入趾墩辅助消能工。

### 4.3 悬栅处时均动水压强分析

时均压强大小影响悬栅辅助消能工的稳定

性,以  $\Delta p_1$  表示悬栅迎水面 A 与背水面 B 之间时均压强差值,以  $\Delta p_2$  表示悬栅上表面 C 及悬栅下表面 D 之间的时均压强差值(测面 ABCD 见图 7),取时均压强差值绝对值为  $|\Delta p_1|$ 、 $|\Delta p_2|$ 。图 7 为悬栅编号图。

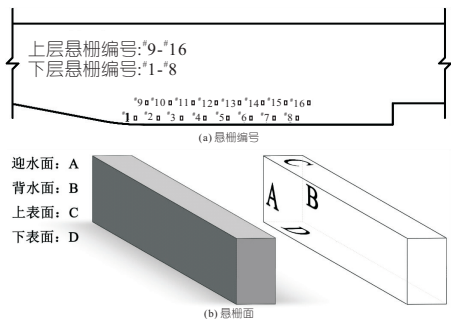


图 7 悬栅编号图

Fig. 7 Overhanging fence numbering diagram

图 8 为悬栅处时均压强差。由图 8 可看出,在设计及校核流量下,第 1 悬栅  $|\Delta p_1|$ 、 $|\Delta p_2|$  均为最大,考虑到部分入池水流直接撞击第 1 悬栅的迎水面 A,易造成 A 面动水压强远大于背水面 B 面,故第 1 悬栅迎水面 A 及背水面 B 之间时均压强差值  $|\Delta p_1|$  最大。大量过栅水流通过第 1 悬栅的上表面 C 及下表面 D,由于消力池内悬栅下表面 D 与底板之间流速过大,其时均动水压强远比悬栅上表面 C 处时均动水压强,故第 1 悬栅上表面 C 与下表面 D 之间的压强差值  $|\Delta p_2|$  最大。这与蒋建楠等<sup>[8]</sup>关于悬栅压强研究结论一致。在设计及校核流量下,由于消力池内悬栅下表面 D 与底板之间流速过大,其动水压强远比悬栅上表面 C 处动水压强,故下层悬栅第 1~8 压强差值  $|\Delta p_2|$  值较大。第 9 悬栅为上层首根悬栅,由于上部水流冲击力较小,故其迎水面 A 及背水面 B 之间时均压强差值  $|\Delta p_1|$  小幅度增大。

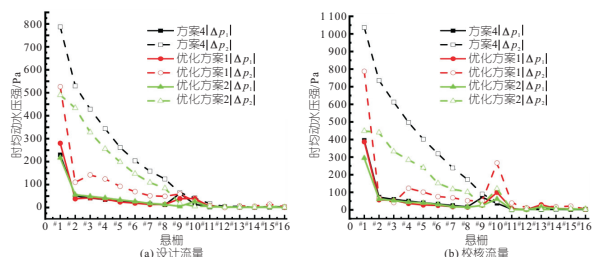


图 8 悬栅处时均压强差

Fig. 8 Differential mean pressure at the overhanging grille

由于入池水流经过悬栅的阻挡及分流作用,分散为多股小型水流,多股小型水流通过上扩、收缩、下潜的绕栅运动,悬栅时均压强随着布置位置从前往后依次降低,故方案 4 及优化方案 2 中悬

栅上表面 C 与悬栅下表面 D 之间的压强差值  $|\Delta p_2|$  呈线性下降趋势,优化方案 1 由于加入了趾墩消能工,入池水流经过趾墩的分流及挑流作用,纵向拉伸、横向收缩、主流分散,加剧了池首处水流主体之间的剪切、碰撞,故其悬栅上表面 C 与悬栅下表面 D 之间的时均压强差值  $|\Delta p_2|$  在第 1 悬栅处较大,往后呈断崖式降低,水流在消力池池首发生大范围翻滚回流,故第 10 悬栅  $|\Delta p_2|$  呈小幅度增大。

#### 4.4 消力池中截面处压强分析

压强可分为静水压强和动水压强两部分,静水压强主要由消力池水深产生,动水压强由水流冲击作用产生,两部分总和构成了水流作用的总压强<sup>[7]</sup>。图 9 为消力池内  $y=0$  处截面压强分布图。由图 9 可看出,消力池截面下部总压强大于上部总压强,这是由于布置悬栅后入池水流的临底流速远大于消力池上部流速,引起底部时均动水压强较大,故其底部总压强较大。

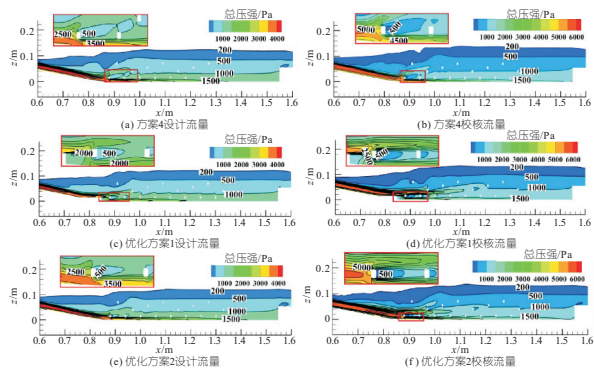


图 9 消力池内  $y=0$  处截面压强分布图

Fig. 9 Cross-sectional pressure distribution at  $y=0$  in the stilling basin

消力池第 1 悬栅处迎水面 A 所受压强均较大,方案 4 设计流量下压强为 2 500 Pa,校核流量下为 5 000 Pa;优化方案 1 设计流量下压强为 2 000 Pa,校核流量下为 2 500 Pa,与方案 4 相比,在设计流量和校核流量下该处总压强均有较大幅度降低;优化方案 2 在设计流量下总压强为 2 500 Pa,在校核流量下为 5 000 Pa,与方案 4 相比,在设计及校核流量下该处总压强未发生改善,但其悬栅处压强分布比方案 4 更加均匀;故在悬栅消力池内加入趾墩可有效降低悬栅消能工处的总压强,改善悬栅因压强过大产生破坏现象,提高悬栅的稳定性。

## 5 结论

a. 通过对不同布置形式悬栅消力池底板时均

动水压强的研究,得到各工况在消力池前半段  $x/L$  为  $0\sim 0.5$  处,时均压强呈明显下降趋势,池首处时均压强均呈最大值;在消力池后半段  $x/L$  为  $0.5\sim 1$  处,时均压强趋于稳定且降幅较小。

b. 在设计及校核流量下,各工况下层悬栅时均压强差值  $|\Delta p_2|$  均大于  $|\Delta p_1|$ ,且 #1 悬栅所受时均压强差最大,故在实际工程中应优先考虑下层悬栅上表面 C 及下表面 D 的抗压强度。

c. 圆化悬栅优化方案避免了悬栅棱角处压强集中现象,但由于悬栅总压强未降低,故适用于小流量悬栅消力池,趾墩一悬栅优化方案在校核流量下总压强及悬栅处时均压强均显著降低,故对于大流量悬栅消力池,应优先选择趾墩一悬栅优化方案避免悬栅压强破坏。

参考文献:

[1] 刘之平,夏庆福,孙双科. 跌坎底流消能水流再附长度的数值模拟研究[J]. 水力发电学报,2012,31(1): 162-167.

[2] 洪振国,苟勤章,李海华. 水利工程溢洪道底流消能水力特性分析[J]. 排灌机械工程学报,2022,40(3): 258-263.

[3] 吴战营,牧振伟. 消力池内悬栅辅助消能工优化试验[J]. 水利水电科技进展,2014,34(1):27-31.

[4] 蒋健楠,牧振伟,张佳祎. 消力池内双层悬栅对消能效果影响试验研究[J]. 水资源与水工程学报,2015,26(3):157-160.

[5] 俞晓伟,牧振伟,高尚. 低弗劳德数梯形墩一悬栅消力池水力特性研究[J]. 长江科学院院报,2023,40(1):107-115.

[6] 高尚,牧振伟,俞晓伟. 趾墩一悬栅消力池水力特性及消能效果研究[J]. 水电能源科学,2021,39(6): 108-111,122.

[7] 尹进步,梁宗祥,郑治,等. 与宽尾墩联合使用的消力池底板压强特性试验研究[J]. 水力发电学报,2011,30(4):103-108.

[8] 蒋健楠,牧振伟,贾萍阳,等. 消力池内布置双层悬栅的压强特性数值模拟[J]. 水电能源科学,2016,34(11):100-103,71.

## Study and Optimization of Pressure Characteristics of Suspended Grid Stilling Basin

ZHOU Kai<sup>1,2</sup>, MU Zhen-wei<sup>1,2</sup>, ZHAO Qian<sup>1,2</sup>, GAO Shang<sup>1,2</sup>

(1. College of Hydraulic and Civil Engineering, Xinjiang Agricultural University, Urumqi 830052, China; 2. Xinjiang Key Laboratory of Hydraulic Engineering Security and Water Disasters Prevention, Urumqi 830052, China)

**Abstract:** In order to solve the problem of instability of the bottom plate and pressure damage of the suspended grid due to the excessive time-average pressure in the suspended grid stilling basin, numerical simulation was used to study the water level difference and pressure field in four different arrangements of the suspended grille under the design and calibration flow. Two optimization schemes of the combined toe pier-suspended grille and circularized suspended grille were proposed on the basis of the scheme 4 with better water stabilization effect. The results show that the combined toe pier-hanging grille optimisation scheme can reduce the time-average pressure at the bottom plate by 63% and 50% compared to scheme 4 at the design and calibration flow rates, effectively reducing the difference in the time-average pressure  $\Delta p_2$  between the upper surface C and the lower surface D of the grille in the basin. The rounded grille optimisation scheme can make the total pressure distribution at the grille more uniform and avoid local damage to the grille. Therefore, it is recommended to choose a combined auxiliary energy dissipation method of toe pier-suspended grille for high flow stilling basin with pressure requirements.

**Key words:** underflow stilling basin; suspended grate; time-averaged dynamic water pressure; water level difference; numerical simulation

\*\*\*\*\*  
(上接第 136 页)

## Study on Hydraulic Characteristics of Vertical Slit Fishway with Resistance Flow Based on LES

WANG Ge

(Yalong River Hydropower Development Co., Ltd., Chengdu 610051, China)

**Abstract:** In order to solve the upstream demand of small fish with weak swimming ability in the vertical slot fishway, an anti-flow cylinder is added to the migration channel between the long and short baffles. Hydro 3D open source code and LES-based numerical simulation technology are used to simulate the flow field in the vertical slot fishway before and after the anti-flow cylinder is added. According to the streamline distribution in the time-averaged flow field, the results show that the area of the vortex area in the pool is reduced after adding the blocking cylinder, which solves the problem of lack of sense of direction in the process of fish upstream in the traditional vertical slot fishway. The turbulent kinetic energy in the pool increases by 20%, which raised the energy dissipation of the water flow and reduced the energy consumption during the fish upstream process. The increase of vorticity around the long and short baffles and the blocking cylinder may have an adverse effect on the stability of the fish during swimming. However, according to the vortex structure, the vortex diameter behind the blocking cylinder is less than 76% of the body length of the small fish, so it has little impact on the stability of the fish during swimming. In summary, the setting of a flow blocking cylinder in the vertical slit fishway can improve the success rate of small fish upstream.

**Key words:** vertical slit fishway; obstructive flow cylinder; turbulence; large eddy simulation; hydraulic characteristics