水　利　学　报
2026 年 3 月　　SHUILI　XUEBAO　　第 57 卷　第 3 期

文章编号：0559-9350(2026)03-0331-09

水库下游河道泥沙恢复饱和系数研究

卢金友，郭小虎，何海卫
（长江科学院 水利部长江重点实验室，湖北 武汉　430010）

摘要：泥沙恢复饱和系数是预测水库下游河床冲淤的核心参数，受限于相关参数计算公式的未知性与运算的繁琐性，难以在实践中广泛应用。本文基于不平衡输沙理论与垂向含沙量分布公式，通过垂向积分与输沙率平衡关系，推导并优化了泥沙综合恢复饱和系数α_z计算公式，提出α_1(不平衡输沙时近底处含沙量与垂线平均含沙量比值)、α_2(近底处挟沙能力与垂线平均挟沙能力比值)的物理推导方法。由于在计算α_1过程中近底含沙量的数值难以确定，因此基于非饱和调整系数c，将α_1的计算转为求取非饱和调整系数c；依托水槽试验，发现床沙粒径为0.28、0.18 mm条件下c与S/S_*呈幂指数关系，拟合参数，验证均匀沙条件下计算公式对c动态变化的计算精度；最后结合三峡水库下游典型河段2003—2023年水沙数据，提出了底部恢复饱和系数α_0经验公式，进而明确了泥沙综合恢复饱和系数α_z变化过程。所提计算方法可用于数值模拟冲淤预测，但c在其他粒径工况、α_0在床沙极端粗化场景下的适用性还需深化，以为后续研究明确方向。

关键词：水库下游；恢复饱和系数；不平衡输沙；非饱和调整系数
中图分类号：TV145　　**文献标识码**：A　　**doi**：10.3724/j.slxb.20250415

1　研究背景

水库修建后大量泥沙被拦截在水库内，坝下游河道水沙过程会发生较大调整，输沙量大幅减少，如三峡水库下游河道在新的水沙条件下持续冲刷调整；由于水库下游河道纵比降、河床组成、水流含沙量及水动力条件等存在较大差异，水库下游泥沙沿程恢复过程存在显著差别，河道中水流含沙量向挟沙力靠拢的过程即为含沙量恢复的过程[1]，因此开展水库下游河道泥沙沿程恢复机理研究具有重要意义。

水库修建后，坝下游河道水流含沙量将处于次饱和状态，会引起水库下游河道长期冲刷调整，水体泥沙沿程恢复。钱宁等[2]、谢鉴衡[3]认为水库下游发生长距离冲刷的主要原因是水流挟沙力沿程增加，其根本在于河床床沙粒径沿程变细。韩其为[1]根据丹江口水库下游资料分析认为，水库下游存在“淤粗悬细”的现象。李义天等[4]指出，床沙补给不足是导致细颗粒泥沙发生长距离恢复的根本原因；并指出丹江口建库后下游特定河段存在分界粒径，粗沙淤积在一定河道边界条件下才会发生。周炜兴等[5]根据实测资料分析，三峡建库后由于悬移质粒径粗化，在基流枯水期出现泥沙输移状态由悬移质向推移质的转化趋势。三峡水库下游泥沙沿程恢复导致河床冲刷下切，水库下游主要站点同流量下水位下降[6]。王远见等[7]认为，小浪底水库运行后黄河下游河道床沙中值粒径显著增大，增长幅度沿程衰减，且床沙中值粒径沿程增大的趋势逐渐减缓。在水库下游“清水”冲刷计算过程中，Robert等[8]对水流泥沙扩散方程做过研究，假定泥沙在垂线上的交换系数ε_y可以取其垂线平均值而不考虑在不同

收稿日期：2025-07-28；网络首发日期：2026-03-13
网络首发地址：https://link.cnki.net/urlid/11.1882.TV.20260312.1052.001
基金项目：国家自然科学基金长江水科学研究联合基金项目(U2240206，U2240224)；湖南省重大水利科技项目(XSKJ2022068-39)
作者简介：卢金友(1963—)，正高级工程师，主要从事水利工程研究。E-mail：lujy66@vip.163.com
通信作者：郭小虎(1981—)，正高级工程师，主要从事水利工程研究。E-mail：xiaohu001328@163.com

高程上的变化。Barry等[9]进一步考虑了泥沙交换系数ε_y随水深的变化，但两者总的来说差别不大。在不平衡输沙状态下，悬移质含沙量的垂线分布特征与平衡输沙条件下存在差异，但有研究认为二者的含沙量垂线分布形式仍具有一致性[10]，所提形式类同于Rouse公式的不平衡输沙含沙量垂线分布公式[11-13]。葛华等[14]研究表明，三峡水库下游非均匀沙恢复饱和系数的数量级可达10^{-3}～10^{-1}。根据水槽试验研究发现，近底处含沙量与垂线平均含沙量比值α_1随冲刷距离发展递减，而近底处挟沙能力与垂线平均挟沙能力比值α_2略有增加，冲刷的过程即为α_1逐渐靠拢α_2的过程[15]。韩其为等[16]从平衡条件下的悬移质泥沙扩散方程出发，推导出的垂线平均含沙量与垂线挟沙能力之比是恢复饱和度的函数α，其经验取值为淤积时取0.25，冲刷时取1；中沙和细沙条件下α分别取4.63和3.84[17]，韩其为等[18]进一步对悬移质不平衡输沙的恢复饱和系数开展研究，推导得到恢复饱和系数是底部恢复饱和系数和含沙量分布系数的乘积，从理论上解释了恢复饱和系数的取值问题，但引入了非饱和度参数、底部含沙量加权系数及虚拟的底部含沙量三个未知变量。马子普等[19]通过数字变换简化了其公式，使未知参数由三个减少为两个。基于Markov随机过程及泥沙运动理论，修正了分组悬沙恢复饱和系数公式，无需考虑非饱和调整系数的影响，但泥沙的止动概率、止悬概率公式计算较为复杂[20]。

综上所述，水库下游河道泥沙恢复饱和系数的研究成果颇丰，但在实践中更多依赖于验证资料直接计算具体的数值；虽然有关学者也推导了相关的理论公式，但这类理论公式受限于相关参数计算公式的未知性与运算的繁琐性，难以在实践中得到广泛应用。基于此，在以往研究成果的基础上，本文进一步推导并优化泥沙恢复饱和系数计算公式，并分别采用水槽试验数据、三峡水库下游典型河段水文数据对计算公式进行验证，效果良好，研究成果不仅可应用于三峡水库下游典型河道河床冲淤计算，而且还可促进不平衡输沙基本理论的发展。

2　泥沙恢复饱和系数理论公式

2.1　基础方程　泥沙恢复饱和系数是泥沙数学模型中非常重要的参数，常见的一维不平衡输沙方程可写为：

$$\frac{\partial(QS)}{\partial x}=-\alpha_z\omega B\left(S-S_*\right) \tag{1}$$

式中：Q为流量；S为垂向平均含沙量；ω为泥沙沉速；S_*为水流挟沙力；B为河宽；α_z为泥沙综合恢复饱和系数。

在前期研究过程中[15]，推导出断面垂线平均输沙率差值ΔQ_s的表达式一般为：

$$\Delta Q_s=\alpha_0\omega(-\alpha_1 S+\alpha_2 S_*)\Delta x \tag{2}$$

式中：α_0为底部恢复饱和系数，是由于直接采用水流底部挟沙力代替不平衡输沙紊动掀起量而引进的修正系数；α_1为不平衡输沙时近底处含沙量与垂线平均含沙量比值；α_2为近底处挟沙能力与垂线平均挟沙能力比值。

对式(1)进行断面垂向平均输沙率差值处理，再与式(2)对比，即可得到泥沙综合恢复饱和系数为：

$$\alpha_z=\frac{1}{1-S_*/S}\alpha_0\alpha_1-\frac{1}{S/S_*-1}\alpha_0\alpha_2 \tag{3}$$

令$\alpha=\alpha_0\alpha_1$，α为不平衡输沙时垂线恢复饱和系数；$\alpha_*=\alpha_0\alpha_2$，$\alpha_*$为平衡输沙时垂线恢复饱和系数。

由上述公式可知，当S/S_*取不同典型数值时，可得到泥沙综合恢复饱和系数α_z的数值，如表1所示。由表可知，当S/S_*为0时，$\alpha_z=\alpha_*$；当S/S_*接近于1时，计算的泥沙综合恢复饱和系数出现明显失真，这也是其沿程计

表1　不同S/S_*条件下泥沙综合恢复饱和系数α_z的取值

Table 1　Values of the comprehensive recovery saturation coefficient α_z of sediment under different S/S_* conditions

S/S_*	α_z取值
0	α_*
0.5	$2\alpha_*-\alpha$
1	α_*或α
2	$2\alpha-\alpha_*$
$+\infty$	α

算出现数量级差异的根本原因；因此式(3)适合于泥沙浓度沿程递增或减少过程中，在实际计算过程中需剔除S/S_*接近于1时的数据；当S/S_*等于1时，$\alpha_z=\alpha=\alpha_*$；而由式(1)可知，α_z可以为任意数值，而不会影响河床冲淤数值为0；当S/S_*趋向于无穷大时，$\alpha_z=\alpha$。

2.2 α_1、α_2的推导 基于湍流猝发理论推导出α_2公式[15]如下：

$$\alpha_2=E/(\omega S_*)=\frac{\rho_s P(sg)^{0.5}d^2\left(\frac{F}{F_c}-1\right)F}{\omega k\left(\frac{U^3}{gh\omega}\right)^m} \tag{4}$$

式中：E为泥沙上扬通量；ρ_s为泥沙密度；$P=\lambda\frac{S_{h_1}}{\rho_s}(sg)^{0.5}/(\nu T_B^+)$；$\lambda$为湍流猝发平均面积比，一般取0.02；$S_{h_1}/\rho_s$为极限体积含沙量，一般取0.6；$s=\rho_s/\rho-1$，$\rho$为水的密度，$s$取1.65；$\nu$为水的黏性系数，与水温有关，一般取$1.004\times10^{-6}$ m^2/s；g为重力加速度；T_B^+为无量纲化湍流猝发平均周期，一般取100；d为床沙泥沙粒径，在非均匀沙中一般取床沙中值粒径；$F_c=\frac{u_{*c}^2}{sgd}$为临界起动Shields参数；u_*为摩阻流速；u_{*c}为临界摩阻流速；k、m为挟沙力公式的系数；U为平均流速；h为水深。

由于在α_1计算过程中近底含沙量的数值难以确定，韩其为等[18]等引入非饱和调整系数c，得到不平衡输沙条件下含沙量垂线指数分布公式如下：

$$\frac{S(y)}{S_b}=e^{-\frac{6c\omega}{\kappa u_*}\left(\frac{y}{h}\right)} \tag{5}$$

式中：系数c反映含沙量非饱和度S/S_*的调整变化，为未知系数，事实上系数c是为简化α_1计算引入的中间参数，其物理意义仍是服务于α_z的物理机制解析；S_b为近底含沙量；κ为卡门常数，取为0.4。

对式(5)沿着水深h方向进行积分，得到不平衡输沙条件下垂线平均含沙量公式如下：

$$S=S_b\frac{\kappa u_*}{6c\omega}\left(1-e^{-\frac{6c\omega}{\kappa u_*}}\right) \tag{6}$$

则在不平衡输沙条件下近底处含沙量与垂线平均含沙量比值α_1为：

$$\alpha_1=\frac{S_b}{S}=\frac{6c\omega}{\kappa u_*}\left(\frac{e^{\frac{6c\omega}{\kappa u_*}}}{e^{\frac{6c\omega}{\kappa u_*}}-1}\right) \tag{7}$$

根据对数流速分布理论，平均流速U与摩阻流速u_*的关系为：

$$U=\frac{u_*}{\kappa}\left(\ln\frac{h}{z_0}+1\right) \tag{8}$$

式中z_0是从河床底部到理论上流速为零的位置(它和河床底部的粗糙度有关)，对于沙质河床而言，$z_0=d_{65}/30$。

令$f=6\omega/(\kappa u_*)$，则式(7)可以写成：

$$\alpha_1=fc\left(\frac{e^{fc}}{e^{fc}-1}\right) \tag{9}$$

在计算过程中非饱和调整系数c亦难以确定。根据式(9)可知，系数c主要与α_1、f相关，若根据实测数据能够计算α_1、f，则可计算得到系数c，一般情况下需通过牛顿迭代法对式(9)求解得到系数c，但当$fc\geqslant5$时，则$c\approx\alpha_1/f$。

韩其为提出的公式引入了非饱和度参数c、底部含沙量加权系数μ及虚拟的底部含沙量S_b共三个未知变量，现有研究成果[20]进一步简化为非饱和度参数c、底部含沙量加权系数μ，对于一定的水沙组合条件变量，事实上c确定，μ的取值范围也即确定。本次推导公式的难点也是在于确定c，在一定的水沙条件下c直接关系到α_1，而根据式(9)可知，c难以给出解析解，因此下面通过试验数据来求解特定条件下的经验关系式。

3　泥沙恢复饱和系数水槽试验计算

3.1　试验设计　前期已在28 m×0.5 m×0.5 m（长×宽×高）的变坡水槽中开展了相关研究[15]，其中床沙铺设厚度是10 cm，试验设置3组恒定流量、2组均匀沙床沙粒径、3组河床比降及1组尾门水位，共开展18组试验，如表2所示。

表2　水槽试验方案

Table 2　Flume test scheme table

水流条件/(L/s)	床沙粒径/mm	坡降/‰	尾门水位/cm
65、50、40	0.28、0.18	0.5、1.0、2.0	30

水槽试验铺设的泥沙粒径均大于0.1 mm，采用张瑞瑾沉速公式：

$$\omega = \sqrt{(13.95\frac{\nu}{d})^2 + 1.09\frac{\gamma_s - \gamma}{\gamma}gd} - 13.95\frac{\nu}{d} \tag{10}$$

3.2　数据拟合与验证　前期已利用B超测沙仪测量了沿程垂线平均含沙量分布，也包含了近底含沙量的数值，因此可根据试验数据计算得到α_1、f，进而计算得到系数c；根据试验数据分析可知，系数c与S/S_*呈幂指数关系，因此在本次计算中设$c = \beta(S/S_*)^{\varphi}$，$\beta$与$\varphi$为系数和指数，反映次饱和输沙条件下断面垂向平均含沙量与垂向平均挟沙能力之间比值的关系。根据试验数据可知，fc均显著大于5，因此取$c \approx \alpha_1/f$，进而点绘c与S/S_*之间的相关关系，见图1。

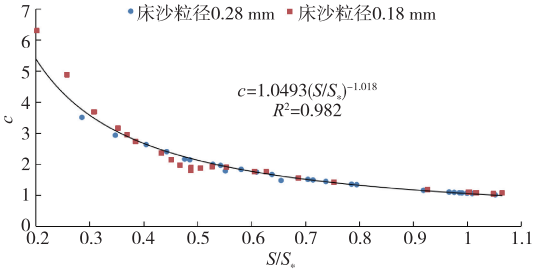


图1　系数c与S/S_*之间的相关关系

Fig. 1　Correlation between coefficient c and S/S_*

三峡工程蓄水初期水库下游宜昌至大通河段中值粒径为0.15～0.24 mm，经过10余年的冲刷粗化，水库下游沙质河床中值粒径变为0.18～0.30 mm，因此在试验中采用床沙粒径分别为0.28、0.18 mm开展试验。由图1可知，在床沙粒径为0.28与0.18 mm情况下，c与S/S_*之间的相关关系基本拟合一致，因此拟合相关关系式，经计算得到$\beta = 1.0493$与$\varphi = -1.018$。需要指出的是，本次拟合关系曲线适合于次饱和输沙条件、床沙粒径为0.18～0.28 mm的情况下，至于其他工况则需根据实测资料进行率定。

近底处挟沙能力与垂线平均挟沙能力比值α_2计算的公式较多，本次计算采用式(4)，其中垂向平均挟沙能力采用张瑞瑾水流挟沙能力公式$S_* = k\left(\frac{U^3}{gh\omega}\right)^m$；先通过水槽试验数据拟合张瑞瑾挟沙力公式中的系数$k$、$m$，再将相关试验数据代入式(4)计算$\alpha_2$。

进一步分析式(9)可知，当c取1时，则公式如下：

$$\alpha_1 = f\frac{e^f}{e^f - 1} \tag{11}$$

分析式(11)可得，当c为1的情况下，该式是基于平衡输沙条件下含沙量垂线指数分布公式推导得出的，从理论上讲，在平衡输沙条件下$S = S_*$，同时由式(2)简单推算则得到$\alpha_2 = \alpha_1$，因此在输沙平衡条件下，即c为1时，α_1与α_2相同；在水库下游河道冲刷过程中，c恒小于1，因此$\alpha_2 \neq \alpha_1$。

为相互验证式(4)(11)的合理性，对比分析了两种公式计算的结果，如图2所示。根据图2可知，式(4)与式(11)分别计算得到的α_2基本一致，说明这两个公式均可用于计算比值α_2。

根据试验数据，首先把式(11)计算的α_2与实测统计的α_1代入式(3)，得到泥沙综合恢复饱和系数α_{z1}；然后把式(4)计算的α_2与式(9)计算的α_1代入式(3)，得到泥沙综合恢复饱和系数α_{z2}。给出了综合

泥沙恢复饱和系数α_{z1}与α_{z2}的对比结果，如图3所示。

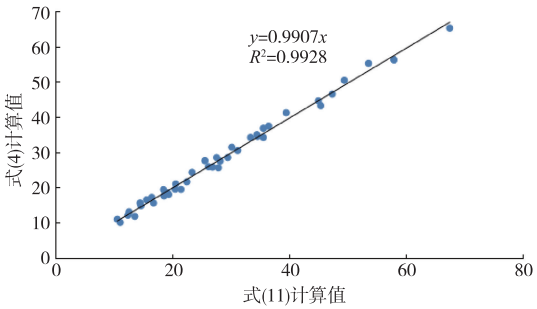


图2　比值α_2式(11)与式(4)计算值对比

Fig. 2　Comparison of the calculated values of the ratio α_2 between formula (11) and formula (4)

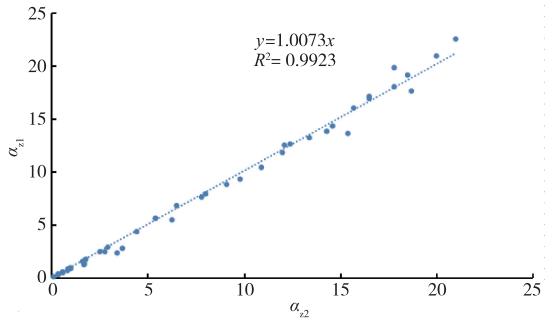


图3　α_{z1}与α_{z2}的对比值

Fig. 3　Comparison of the values of α_{z1} and α_{z2}

图3显示，泥沙恢复饱和系数α_{z1}与α_{z2}拟合关系程度较高，说明上述计算公式能够较好计算水库下游河道泥沙综合恢复饱和系数。

下面根据上述拟合公式及试验组次的成果，分析不同c的取值对α_z计算值的敏感性。将实际含沙量S从0.08 kg/m³增至0.30 kg/m³，间隔为0.01 kg/m³，挟沙能力S_*取0.31 kg/m³，计算水深为0.21 m，流量为50 L/s，粒径取0.18 mm，计算结果如图4所示。

图4显示，从二者关系来看，随着非饱和调整系数c增大，泥沙综合恢复饱和系数α_z呈减小趋势，其中c在0.9～1.4区间时，α_z急剧减小，而c在1.4以后，α_z缓慢减小并趋向于2.0。需要指出的是，本次计算过程中综合恢复饱和系数仅通过近底处含沙量与垂线平均含沙量比值和挟沙能力与垂线平均挟沙能力比值来计算，导致计算的α_z都是远大于1，实际上综合恢复饱和系数α_z可以小于或等于1，其原因是没有考虑底部恢复饱和系数α_0的影响，α_0的物理本质是反映床面泥沙向水流的补给效率；当床面泥沙补给充足时α_0趋近于1，当床面抗冲性增强、泥沙补给受限时α_0会显著小于1。在本次计算中实质是默认了α_0为1，即床面泥沙无限制补给，导致泥沙综合恢复饱和系数α_z远大于1。

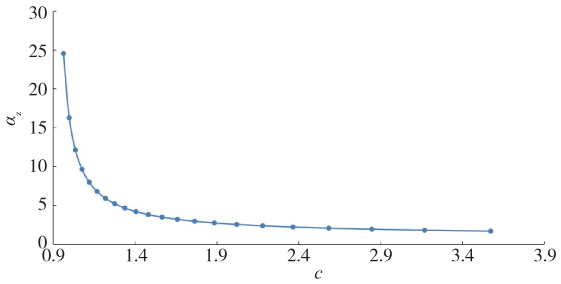


图4　泥沙综合恢复饱和系数α_z与c的相关关系

Fig. 4　The correlation between the comprehensive recovery saturation coefficient α_z of sediment and c

4　三峡水库下游典型河段泥沙恢复饱和系数计算

4.1　研究河段选取与数据基础　采用三峡水库下游典型河段的实测资料计算某时间段内河段的冲刷量，根据式(1)计算水库下游河段不同时间泥沙恢复综合饱和系数的变化值，对于具体河段而言，由式(1)简单推导得到式(12)：

$$\alpha_z = \frac{Q_{in}S_{in} - Q_{out}S_{out}}{\Delta x \omega B\left(S^* - S\right)} \tag{12}$$

式中：Δx为具体研究河段的长度；Q_{in}为进口的平均流量；S_{in}为进口的平均含沙量；Q_{out}为出口的平均流量；S_{out}为出口的平均含沙量。

根据三峡水库下游河道冲淤变化的实测资料分析可知，枝城至沙市河段持续处于强冲刷状态，且有松滋口与太平口分流进入洞庭湖区(见图5)；此外，该河段蓄水初期的床沙中值粒径0.19～0.22 mm，

与拟合非饱和调整系数c经验公式所采用数据的床沙粒径范围基本一致，因此本次研究选取枝城至沙市河段进行分析。

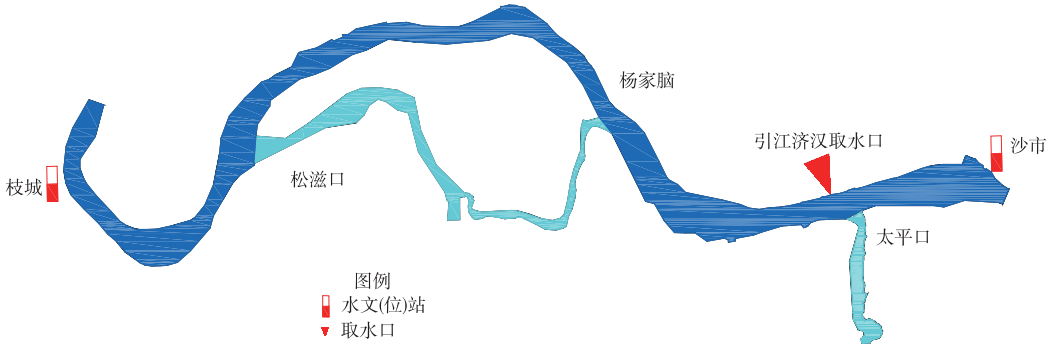


图5　研究河段基本示意

Fig. 5　Basic schematic diagram of the proposed study reach

根据实测资料分析可知，1992—2002年期间枝城至沙市河段河床基本处于冲淤平衡状态，根据有关研究成果[3]，长江荆江河段水流挟沙能力公式$S_* = k\left(\frac{U^3}{gh\omega}\right)^m$中$m$取为0.92；1992—2002年期间枝城及沙市站平均流量分别为13 718与12 667 m^3/s，根据2002年两站水位流量关系可知，在上述流量下枝城与沙市站水位分别为38.95与33.93 m；进而根据2002年该河段典型固定断面地形数据统计可知，在上述流量条件下枝城至沙市河段平均断面面积为9542 m^2，平均河宽为1210 m。由于研究河段有松滋口与太平口分流，因此计算河段平均流速、悬沙中值粒径及平衡时含沙量均采用两站平均值进行计算。由于2003—2023年计算的悬沙中值粒径小于0.04 mm，采用张瑞瑾沉速公式(10)进行相关计算，根据式(12)可得到2003—2023年期间枝城至沙市河段综合恢复饱和系数α_{z1}。

4.2　综合恢复饱和系数α_z计算　在水库下游河道泥沙恢复系数计算过程中，主要的难点在于式(9)中的非饱和调整系数c，韩其为等[18]在研究过程中对c进行假设，并计算了不同粒径组条件下泥沙恢复饱和系数与摩阻流速之间的关系，在实际计算过程中c为未知数，而本次计算采用非饱和调整系数c经验公式进行相关计算。

把相关实测数据代入式(4)(9)，即可计算得到枝城至沙市河段α_2、α_1，在采用式(3)计算非均匀沙工况下的泥沙综合恢复饱和系数α_z时，需考虑底部恢复饱和系数α_0的影响，其物理本质就是反映床面泥沙向水流的补给效率；经过大量试算，针对本河段底部恢复饱和系数$\alpha_0 = d_{悬,50\%}/d_{床,5\%}$，$d_{悬,50\%}$为悬移质泥沙的中值粒径，即悬移质中小于该粒径的泥沙重量占比为50%；$d_{床,5\%}$为床沙泥沙的分界粒径，即床沙中小于该粒径的泥沙重量占比为5%。2003—2023年期间其统计值变化过程如图6所示。

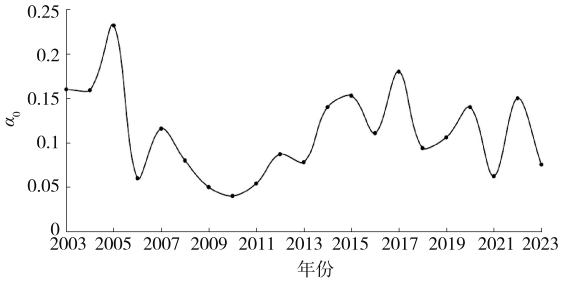


图6　2003—2023年期间枝城至沙市河段底部恢复饱和系数α_0

Fig. 6　Bed recovery saturation coefficient α_0 of the Zhicheng to Shashi river reach during the period 2003-2023

根据图6可知，2003—2023年期间研究河段底部恢复饱和系数α_0呈现先减少后有所恢复的趋势，然后进一步计算得到α_2，最后把计算的α_1、α_2代入式(3)，即可计算得到2003—2023年期间枝城至沙市河段综合恢复饱和系数α_{z2}。两种方法计算结果对比如图7所示。

由图7分析可知，采用两种方法计算得到2003—2023年期间枝城至沙市河段综合恢复饱和系数α_{z1}与α_{z2}数值，二者变化过程基本类似，说明根据试验数据推求的非饱和调整系数c经验关系式基本合理，且式(4)(9)计算得到平衡输沙时垂线恢复饱和系数α_2与不平衡输沙时垂线恢复饱和系数α_1是合

理的，可应用于水库下游数值模拟冲淤预测计算。

同时可以看出，在2003—2023年期间枝城至沙市河段泥沙综合恢复饱和系数呈减小的趋势，其主要分为三个递减阶段：2003—2005年期间泥沙综合恢复饱和系数变动幅度较大，其平均数值约0.146；2006—2020年期间该河段泥沙综合恢复饱和系数减小，其数值变动幅度相对较小，其平均数值约0.071；2021—2023年期间该河段泥沙综合恢复饱和系数进一步减小，其数值变动幅度也相对较小，其平均数值约为0.019。说明随着枝城至沙市河段河床冲刷下切，水力动力因素减弱，河床组成粗化，抗冲能力增强，相应的该河段泥沙综合恢复饱和系数逐渐呈递减变化。

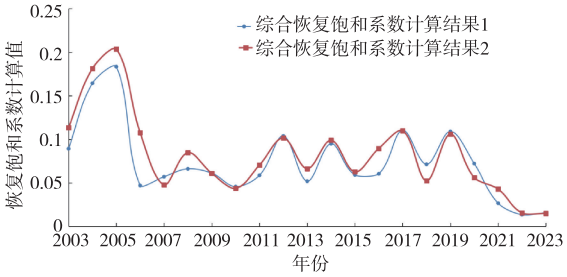


图7　2003—2023年期间枝城至沙市河段泥沙综合恢复饱和系数α_{z1}与α_{z2}变化过程及对比

Fig. 7　Variation process and comparison of sediment comprehensive recovery saturation coefficients α_{z1} and α_{z2} in the Zhicheng to Shashi river reach during 2003–2023

5　讨论

通常泥沙综合恢复饱和系数定义为悬移质泥沙不平衡输沙时含沙量向挟沙能力趋近的速率；根据本次研究成果可知，泥沙综合恢复饱和系数应为悬移质泥沙在不平衡输沙时垂向含沙量分布向垂向挟沙能力分布靠近的速度。这种恢复速度主要与水流动力因素、河床组成、垂线含沙量分布以及垂向挟沙能力分布等有关，在平衡输沙时垂线恢复饱和系数α_*计算中α_2求解的公式较多，主要难点之一在于求解不平衡输沙时垂线恢复饱和系数α中的α_1，在大多数计算情况下近底含沙量未知，因此需将计算核心转化为不平衡输沙时垂线含沙量分布，而关键因素在于非饱和调整系数c的计算，目前尚无适用的解析公式。本次研究基于试验数据拟合得到其经验关系式，但其应用存在一定局限性，主要体现在以下方面：(1)本研究中所建立的非饱和调整系数c与S/S_*的经验关系是基于0.18和0.28 mm两种均匀沙水槽试验数据拟合得出，数据点完全落在同一拟合曲线上，无明显离散性，说明0.18 ~ 0.28 mm区间内床沙粒径的规律具有统一性；而结合式(9)的物理意义，c的核心影响因素是含沙量非饱和度对垂向含沙量分布的调整作用，而0.18 ~ 0.28 mm床沙的沉速、摩阻流速等参数计算出的f值差异较小，其最大差异约15%，对c与S/S_*关系的干扰有限，进一步支撑该粒径范围的适用性。当然本次计算缺乏中间粒径的试验验证，无法量化粒径细微变化对拟合曲线的影响。未来研究应拓展至更广的粒径范围，以系统揭示粒径对非饱和调整系数的影响机制，提升模型的普适性与精度。(2)本次研究聚焦于均匀沙条件下的泥沙沿程恢复规律，即便在枝城至沙市河段的研究中，也采用代表粒径进行相关计算，未能充分反映实际河道中分组沙的复杂特性；下一步需重点开展水库下游河道分组沙泥沙沿程恢复机制的系统研究，以提升成果对实际工程的指导价值。(3)在计算过程中，底部恢复饱和系数α_0作为关键参数，其取值精度直接影响计算结果的可靠性，但该系数的确定难度较大，目前给出的计算式是否适用于长江中下游其他河段的水沙条件，仍需通过多河段对比验证与深入分析加以明确。

6　结论

泥沙恢复饱和系数是预测水库下游河床冲淤变化的重要参数，在以往研究成果基础上，从泥沙恢复饱和系数理论公式、泥沙恢复饱和系数水槽试验计算、水库下游典型河段泥沙恢复饱和系数计算等三个方面开展相关研究，通过引入c优化α_1计算，最终实现α_z计算公式的完善与应用，得到以下认识：(1)基于不平衡垂向含沙量分布公式，提出了泥沙综合恢复饱和系数α_z推导公式中关键系数α_1(不平衡输沙时近底处含沙量与垂线平均含沙量比值)、α_2(近底处挟沙能力与垂线平均挟沙能力比值)的物理推导方法；在计算α_1过程中近底含沙量的数值难以确定，基于非饱和调整系数c，将计算α_1的难

点转为求取非饱和调整系数c。(2)根据水槽试验数据分析，发现床沙粒径为0.28、0.18 mm条件下系数c与S/S_*呈幂指数关系，拟合参数得到$c = 1.0493(S/S_*)^{-1.018}$，均匀沙条件下，基于公式计算的$\alpha_1$、$\alpha_2$及$\alpha_z$与试验值拟合度高，验证了计算公式对均匀沙工况下泥沙恢复饱和系数动态变化的计算精度，为模型参数化提供可靠依据。(3)以三峡水库下游枝城-沙市河段为典型，提出了底部恢复饱和系数$\alpha_0 = d_{悬,50\%}/d_{床,5\%}$，采用两种方法计算综合恢复饱和系数$\alpha_{z1}$、$\alpha_{z2}$，结果变化过程基本一致；提出的不平衡输沙垂线恢复饱和系数计算方法及非饱和调整系数经验公式，可应用于水库下游河道数值模拟冲淤预测。但所提的非饱和调整系数c的计算式和底部恢复饱和系数α_0仍存在一定的局限性，需后续研究进一步明确方向。

参 考 文 献：

[1] 韩其为. 三峡水库运行后城汉河段会只淤不冲吗？——对“关于三峡工程对城陵矶防洪能力影响有关研究的讨论”的讨论[J]. 水力发电学报，2006，25(6)：79-90.(HAN Q W. Only deposition in river reach from Chenglingji to Wuhan after Impoundingof TGR? —Response on “Discussion on the flood control capacity of the middle Yangtze River after the impoundment of Three Gorges Reservoir”[J]. Journal of Hydroelectric Engineering，2006，25(6)：79-90.(in Chinese))

[2] 钱宁，张仁，周志德. 河床演变学[M]. 北京：科学出版社，1987.

[3] 谢鉴衡. 河床演变及整治[M]. 北京：中国水利水电出版社，1997.

[4] 李义天，孙昭华，邓金运. 论三峡水库下游的河床冲淤变化[J]. 应用基础与工程科学学报，2003，11(3)：283-295.(LI Y T，SUN Z H，DENG J Y. A study on riverbed erosion downstream from the Three Gorges Reservoir[J]. Journal of Basic Science and Engineering，2003，11(3)：283-295.(in Chinese))

[5] 周炜兴，孙昭华，杨中华，等. 三峡建库前后荆江沙质河段流量-输沙率关系及其变化机理[J]. 水利学报，2025，56(8)：1049-1060，1071.(ZHOU W X，SUN Z H，YANG Z H，et al. Sediment-transport rating curves and their variation mechanisms in sandy reach of the Jingjiang River before and after construction of the Three Gorges Reservoir[J]. Journal of Hydraulic Engineering，2025，56(8)：1049-1060，1071.(in Chinese))

[6] 乔川源，朱奎，陶昌弟，等. 长江宜昌至螺山段河道枯水时空演变特征及驱动因素研究[J]. 中国水利水电科学研究院学报(中英文)，2025，23(6)：644-656.(QIAO C Y，ZHU K，TAO C D，et al. Study on the spatio-temporal evolution characteristics and driving factors of low-flow conditions in the Yangtze River reach from Yichang to Luoshan[J]. Journal of China Institute of Water Resources and Hydropower Research，2025，23(6)：644-656.(in Chinese))

[7] 王远见，王强，刘彦晖，等. 小浪底水库运行以来对黄河下游河道河床演变特性的影响[J]. 水利学报，2024，55(5)：505-515.(WANG Y J，WANG Q，LIU Y H，et al. Morphological effects of the operation of Xiaolangdi Reservoir on the Lower Yellow River in recent years[J]. Journal of Hydraulic Engineering，2024，55(5)：505-515.(in Chinese))

[8] APMANN R P，RUMER R R JR. Diffusion of sediment in developing flow[J]. Journal of the Hydraulic Division，1970，96(1)：109-123.

[9] BARRY J J，BUFFINGTON J M，KING J G. A general power equation for predicting of bed load transport rates in gravel bed rivers[J]. Water Resources Research，2004，40(10)：2004WR003190.

[10] KUNDU S，GHOSHAL K. Concentration distribution in an open channel flow by observational approach [J]. ISH Journal of Hydraulic Engineering，2014，20(1)：75-89.

[11] PAL D，GHOSHAL K. Hydrodynamic interaction in suspended sediment distribution of open channel turbulent flow[J]. Applied Mathematical Modelling，2017，49(1)：630-646.

[12] BROWN G L. Approximate profile for nonequilibrium suspended sediment[J]. Journal of Hydraulic Engineering，2008，134(7)：1010-1014.

[13] 张磊，关见朝，王友胜，等. 悬移质泥沙输移扩散方程适用条件的讨论[J]. 水利学报，2018，49(6)：694-702，764.(ZHANG L，GUAN J Z，WANG Y S，et al. Discussion on the application conditions of diffusion equations of suspended sediment transport[J]. Journal of Hydraulic Engineering，2018，49(6)：694-702，764.(in Chinese))

[14] 葛华，朱玲玲，张细兵. 水库下游非均匀沙恢复饱和系数特性[J]. 武汉大学学报：工学版，2011，44(6)：711-714.(GE H，ZHU L L，ZHANG X B. Analysis of nonuniform sediment recovery coefficient downstream from

reservoir[J]. Engineering Journal of Wuhan University, 2011, 44(6): 711-714. (in Chinese))
[15] 郭小虎，于倩，渠庚，等. 清水冲刷下均匀天然沙含沙量恢复过程试验研究[J]. 应用基础与工程科学学报，2017，25(3)：427-441. (GUO X H, YU Q, QU G, et al. Experimental study on the uniform natural sand recovery process by unsaturated flow[J]. Journal of Basic Science and Engineering, 2017, 25(3): 427-441. (in Chinese))
[16] 韩其为，陈绪坚，薛晓春. 不平衡输沙含沙量垂线分布研究[J]. 水科学进展，2010，21(4)：512-523. (HAN Q W, CHEN X J, XUE X C. On the vertical distribution of sediment concentration in non-equilibrium transportation[J]. Advances in Water Science, 2010, 21(4): 512-523. (in Chinese))
[17] 刘金梅，王士强，王光谦. 河流冲刷过程中表层床沙粗化对不平衡输沙的影响[J]. 水科学进展，2000，11(3)：229-234. (LIU J M, WANG S Q, WANG G Q. Effect of coarsening surface bed material on Non-Equilibrium sediment transport process during river degradation[J]. Advances in Water Science, 2000, 11(3): 229-234. (in Chinese))
[18] 韩其为，陈绪坚. 恢复饱和系数的理论计算方法[J]. 泥沙研究，2008，33(6)：8-16. (HAN Q W, CHEN X J. Theoretical method for calculating the saturation recovery coefficient[J]. Journal of Sediment Research, 2008, 33(6): 8-16. (in Chinese))
[19] 马子普，郭庆超，关见朝，等. 不平衡输沙含沙量垂线分布公式研究[J]. 泥沙研究，2022，47(3)：1-8. (MA Z P, GUO Q C, GUAN J C, et al. Non-equilibrium vertical distribution formula of suspended sediment concentration[J]. Journal of Sediment Research, 2022, 47(3): 1-8. (in Chinese))
[20] LI L L, XIA J Q, ZHOU M R, et al. A new formula of recovery factor for non-equilibrium transport of graded suspended sediment in the Middle Yangtze River[J]. Journal of Mountain Science, 2023, 20(1): 87-100.

Research on the sediment recovery saturation coefficient in river channels downstream of reservoirs

LU Jinyou, GUO Xiaohu, HE Haiwei

(*Changjiang River Scientific Research Institute, Key Laboratory of Changjiang River of Ministry of Water Resources, Wuhan* 430010, *China*)

Abstract: The sediment recovery saturation coefficient is a key parameter for predicting riverbed scour and siltation downstream of reservoirs. Due to the unknown nature of calculation formulas for relevant parameters and the complexity of calculations, it has been difficult to apply this parameter widely in practice. Based on the non-equilibrium sediment transport theory and the vertical sediment concentration distribution formula, this study derives and optimizes a calculation formula for the comprehensive sediment recovery saturation coefficient α_z. Specifically, through the vertical integration and sediment transport rate balance relationship, a physical derivation method is proposed for α_1 (the ratio of near-bed sediment concentration to vertical average sediment concentration during unbalanced sediment transport) and α_2 (the ratio of near-bed sediment-carrying capacity to depth-averaged sediment-carrying capacity). During the calculation of α_1, the near-bed sediment concentration is difficult to determine. Based on the unsaturated adjustment coefficient c, the calculation of α_1 is transformed into determining the coefficient c. However, there is also great difficulty in determining c. Relying on flume experiments, it is found that under bed material particle sizes of 0.28 and 0.18 mm, the coefficient c exhibits a power-law relationship with S/S_* (the ratio of depth-averaged sediment concentration to the sediment-carrying capacity of flow). The parameters are fitted to verify the calculation accuracy of the formula for the dynamic change of c under uniform sediment conditions. Based on the flow and sediment data (2003-2023) from a typical reach downstream of the Three Gorges Reservoir, an empirical formula for the bottom recovery saturation coefficient α_0 is proposed, and the variation process of the comprehensive sediment recovery saturation coefficient α_z is further clarified. The proposed calculation method can be applied to numerical simulation for scouring and silting prediction. However, the applicability of c under other particle size conditions and that of α_0 under the scenario of extreme coarsening of bed sediment need to be further explored, pointing the way for future research.

Keywords: downstream of reservoir; recovery saturation coefficient; non-equilibrium sediment transport; unsaturated adjustment coefficient

（责任编辑：鲁　婧）