

用三维计算流体力学方法计算调压室阻抗系数

程永光, 杨建东

(武汉大学 水资源与水电工程科学国家重点实验室, 湖北 武汉 430072)

摘要: 为了研究计算流体力学方法确定阻抗式调压井阻抗系数的可行性, 本文选用适合调压室流动的可行化 $k-\epsilon$ 湍流模型及考虑边壁粗糙度的壁函数, 用二阶精度算法对 T 形岔管、管内孔口、突扩管和阻抗式调压室的流场进行了数值模拟。经比较发现采用计算流体力学方法计算所得的结果在水头损失方面可达到与常规模型试验结果同等的精度, 表明计算流体力学可以应用于调压室的设计计算中。

关键词: 计算流体力学; 水电站调压室; 阻抗系数

中图分类号: TV732.5 **文献标识码:** A

调压室水力设计主要以水力过渡过程计算结果为依据^[1], 必要时才做模型试验。在阻抗式调压室水力过渡过程计算中, 阻抗系数的确定十分关键, 因为它对涌浪的幅值和衰减速度、系统的稳定性以及水锤反射率均有影响^[2]。目前通常根据有关规范和手册, 结合计算者的经验取值。一般水力计算手册只给出最典型的单一的几何流道的局部水头损失系数, 而调压室是由若干不同形状的几何流道组合或结合而成, 由于各流道之间通常相距很近或直接结合, 故它们的水力特性相互关联, 其总的水力特性一般不能简单由单一流道的水力特性叠加得到。另外, 过渡过程中不同流动状态对应于不同的阻抗损失, 而查手册或凭经验往往只能取某个固定值。实际工程中调压室体型结构因工程而变, 而且近年来又有一些新式结构出现, 如大型工程中的阻抗长廊式, 其阻抗系数和调压室底部水头损失系数的精确计算对优化结构越来越显得重要。目前流体力学已成为优化设计, 代替大部分模型试验的重要手段^[3]。只要湍流模型选用适当、边壁处理准确、计算网格密度足够, 就能得到满足设计需要的水头损失系数是可能的。本文将探索利用最新的计算流体力学技术快速、高效、准确地计算调压室阻抗的可行性。

1 数学模型和计算方法

1.1 流动特点 水电站引水系统的水流主要是湍流, 其雷诺数通常很高, 水力损失可分为沿程和局部两类。沿程损失主要由边界的滞水作用所引起, 在高雷诺数的阻力平方区, 主要决定于边壁粗糙度。局部损失是由于流动边界急剧改变, 引起流态发生激烈变化, 出现分离、扩散、回流, 加剧了湍流掺混, 从而引起能量损失的增加; 其损失系数主要取决于流道几何形状和流场结构(如分离、扩散、回流、射流等)。在局部损失中也包含沿程损失的部分, 只是沿程部分所占比重很小。从计算流体力学的观点来看, 水力损失计算的准确与否, 关键在于湍流计算方法的选用和湍流边壁的处理。阻抗式调压室流场有分离、扩散、回流、射流等流动特性, 只有选用适合这些流动结构的计算方法才能得到正确的水力损失。

1.2 湍流模型 目前计算湍流的方法有雷诺平均的NS方程法、大涡模拟法和直接数值模拟法。后两种由于需要的计算资源庞大而不适用于本问题计算。在雷诺平均NS方程的方法中, 雷诺应力模型和

收稿日期: 2004-09-09

作者简介: 程永光(1968-), 男, 山西武乡人, 博士, 副教授, 主要从事水电站水力学和计算流体力学等方面的研究。

E-mail: chengyg2000@yahoo.com.cn

非线性涡黏性模型的计算量也较大且没有明显的精度优势,只有k-ε模型计算量适中且精度和适用性好。考虑到调压室的流动特点,经过比较分析,认为可行化k-ε模型比较合适,该模型是对标准k-ε模型的改进,在模拟强逆压力梯度、射流扩散率、分离、回流、旋转上有较高精度^[4]。其湍流输运方程为^[4]

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho k u_j) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k + G_b - \rho \varepsilon - Y_M \quad (1)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho \varepsilon u_j) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + \rho C_1 S_\varepsilon - \rho C_2 \frac{\varepsilon^2}{k + \sqrt{\nu \varepsilon}} + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} C_{3\varepsilon} G_b \quad (2)$$

式中: G_k 是关于平均流速梯度的湍动产生项, $G_k = \mu_t S^2$, $S \equiv \sqrt{2S_{ij}S_{ij}}$, $S_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_j}{\partial x_i} + \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right)$; G_b 是关于浮力的湍动产生项(在本问题中不计); Y_M 是可压缩湍流中的扩张消散项(在本问题中也不计); 系数

$$C_1 = \max \left[0.43, \frac{\eta}{\eta + 5} \right], \eta = S \frac{k}{\varepsilon}; \varepsilon_{3\varepsilon} = \tan |v/u|, v \text{ 是平行于重力的速度分量, } u \text{ 是垂直于重力的速度分量, 常}$$

数 $C_{1\varepsilon} = 1.44$, $C_2 = 1.9$, $\sigma_k = 1.0$, $\sigma_\varepsilon = 1.2$ 。

湍动黏性形式仍然取

$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (3)$$

但 C_μ 不是常数, 而是随应变率和旋转率变化。 C_μ 的计算式是

$$C_\mu = 1 / \left(A_0 + A_s \frac{kU^*}{\varepsilon} \right) \quad (4)$$

式中: $U^* \equiv \sqrt{S_{ij}S_{ij} + \tilde{\Omega}_{ij}\tilde{\Omega}_{ij}}$, $\tilde{\Omega}_{ij} = \Omega_{ij} - 2\varepsilon_{ijk}\omega_k$, $\Omega_{ij} = \bar{\Omega}_{ij} - \varepsilon_{ijk}\omega_k$, $\bar{\Omega}_{ij}$ 是关于以 ω_k 为角速度的旋转参考系的平均旋转率张量; 系数 $A_0 = 4.04$, $A_s = \sqrt{6} \cos(\phi)$, $\phi = \frac{1}{3} \cos^{-1}(\sqrt{6}W)$, $W = S_{ij}S_{jk}S_{ki} / \tilde{S}$, $\tilde{S} = \sqrt{S_{ij}S_{ij}}$ 。

1.3 边壁处理 边界层内流速梯度大, 剪切应力作用强, 边壁区的准确模拟对摩阻系数、压力变化和分离点位置等有明显影响, 因而边壁的处理对水力损失系数的计算很重要。雷诺平均湍流模拟方法是用时间平均后的NS方程模拟平均流动, 用湍流模型(例如k-ε方程)描述湍动, 用它模拟带边壁的流场时, 必须对边壁加以特别处理。目前边壁处理方法有两种, 其中两层法适用于低雷诺数流动, 且要求近壁层内网格足够细; 壁函数法适

用于高雷诺数流动且无须过细的近壁网格。壁函数法用对数函数逼近近壁区的流速分布^[5,6]

$$\frac{u_p u^*}{\tau_w / \rho} = \frac{1}{\kappa} \ln \left(E \frac{\rho u^* y_P}{\mu} \right) - \Delta B \quad (5)$$

式中： $u^* = C_{\mu}^{1/4} k_P^{1/2}$ ； $k = 0.41$ 是Kármán常数； $E=9.81$ 是经验常数； u_p 是P点（第一层网格点）的平均流速； k_P 是P点的湍动能； y_P 是P点到壁面的距离； μ 是流体的运动黏性系数； ΔB 是反映壁面粗糙度影响的系数，由函数^[6]

$$\Delta B = \begin{cases} 0, K_S^+ < 2.25 \\ \frac{1}{\kappa} \ln \left(\frac{K_S^+ - 2.25}{87.75} + C_{K_S} K_S^+ \right) \sin \{0.4258(\ln K_S^+ - 0.811)\}, 2.25 \leq K_S^+ \leq 90 \\ \frac{1}{\kappa} \ln(1 + C_{K_S} K_S^+), K_S^+ > 90 \end{cases} \quad (6)$$

计算，其中 $K_S^+ = \rho u^* K_S / \mu$ ， K_S 是当量粗糙高度， C_{K_S} 是与粗糙类型有关的常数，对于均匀分布的沙粒粗糙类型（适用本文模拟的问题）， C_{K_S} 取0.5。

壁函数(5)的有效范围是 $y^+ = \rho u^* y_P / \mu > 30 \sim 60$ ，所以，经验建议近壁计算网格（第一层网格）的高度 y_P 应使 $y^+ = \rho u^* y_P / \mu$ 满足 $30 < y^+ < 300$ ，以保证壁函数模拟的精度。

1.4 计算可靠性的保证 计算流体力学的误差来源有：模型误差、离散/数值误差、迭代/收敛误差、舍入误差、应用对象的误差、使用者错误和代码错误等。为保证计算可靠性，本文采取如下措施：选用合适调压室流动特点的可行化 $k-\varepsilon$ 模型和考虑边壁粗糙度的壁函数；划分足够的网格（近壁网格按壁函数划分；根据流场参数，特别是压力梯度对网格局部加密；进行网格敏感性分析）；慎重选择适定的边界条件；选用二阶精度算法；给定很小的迭代误差并保证迭代收敛。

本文应用有限体积法离散恒定的不可压缩NS方程，应用SIMPLE法迭代求解。

2 模拟效果验证

典型阻抗调压室由岔管、阻抗孔和突扩段组成。为验证以上计算模型，了解模拟结果的精度，这里分别模拟T形岔管、圆管孔口、突扩管的局部损失系数，以及某模型调压室的阻抗系数。

2.1 T形岔管水头损失系数 带连接管的阻抗式调压室的连接管通常与引水道及压力管道形成T形岔管。T形岔管的水头损失主要取决于连接管、引水道和压力管道的断面积比、水流的分流/汇流比、三管连接处的修圆半径等。若连接管并不垂直于引水道和压力管道，损失系数还与它们的夹角有关。选用图1所示的等直径 ($D_1=D_2=D_3=1.0\text{m}$) T形岔管，给定不同的分流比 Q_2/Q_1 和汇流比 Q_2/Q_3 进行模拟，得到相应的损失系数（以总管流速水头为基准）。图1是分流情况，由图1可见，计算结果和经验值变化趋势一致，数值基本接近。随分流比的增大，

ξ_{12} 先减小后增大, $Q_2/Q_1=0.6$ 附近是转换点, 与文献[7]论述的分流比在0.5之后流场结构将变化相吻合。 ξ_{12} 的计算结果与文献[1]的最大差值对于所有分流比均在0.2以内, 与文献[7]的差值在 $Q_2/Q_1 < 0.6$ 时小于0.16, $Q_2/Q_1 > 0.6$ 后逐渐加大到0.3, 但文献[1]和[7]的差值达0.5(现有试验资料之间的差别也较大), 而计算值在两者之间。 ξ_{13} 的计算值与两组经验值的最大差值均在0.1左右。

2.2 圆管内孔口水头损失系数 阻抗孔口的水头损失主要取决于孔口面积与连接管面积之比, 以及阻抗孔板厚度与孔口水力直径之比。这里模拟圆管内孔口流动。给定圆管直径1m, 孔板厚0.05m, 取不同的孔口直径进行模拟。图2中的水头损失系数(以孔口流速水头为基准), 在断面比 $A_0/A_1 > 0.16$ 之后, 与文献[7]的经验曲线吻合得非常好。面积比十分小时, 如 $A_0/A_1=0.04$, 差值小于0.3。

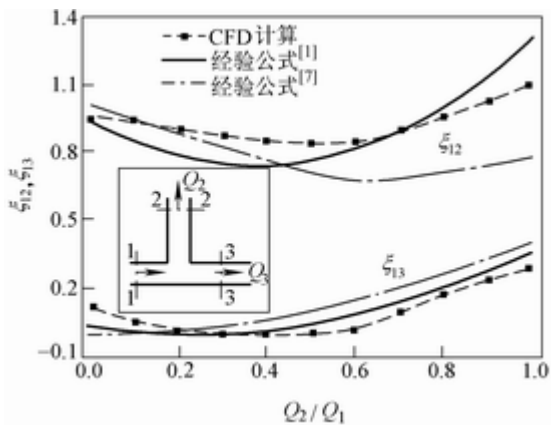


图1 T形岔管水头损失系数随分流比的变化

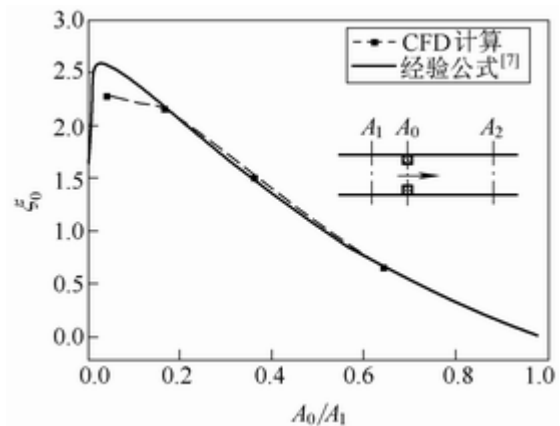


图2 圆管内孔口水头损失系数随面积比的变化

2.3 突扩管水头损失系数 由连接管到调压室, 断面积突然扩大, 水流突然减速增压, 水力损失被称为激波损失, 主要与断面积比和突扩前断面的流速分布有关。图3是突扩管计算结果(以突扩断面前流速水头为基准)与解析解^[1, 7]的比较。由图3可见, 计算值与经验曲线吻合很好, 差值在0.03以内。

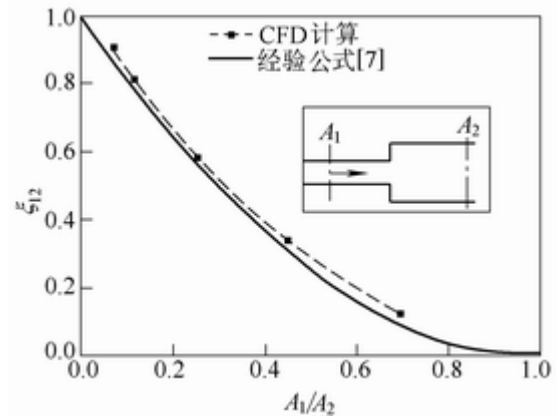


图3 突扩管水头损失系数随面积比的变化

2.4 某模型调压室阻抗系数 文献[8]对某模型调压室的阻抗系数分多种情况做了试验, 并给出了拟合的经验公式。该模型是带连接管但无阻抗孔的阻抗式调压室, 通过改变连接管直径来调节阻抗大小。完全按照模型的布置和尺寸(示意于图4)进行模拟。计算结果如图4, 并详细列于表1。数据显示, 计算

结果和试验拟合曲线无论在规律还是数值上均吻合。分流情况, 计算值总体上比试验拟合值略大, $D_4/D_1=1$ 时, 两者差值在0.19之内, 最大相对偏差为18.91%; $D_4/D_1=0.597$ 时差值在0.62之内, 最大相对偏差26.2%, 发生在分流比0.2的时候。汇流情况, 大部分汇流比范围内两者十分吻合, 但汇流比小于0.3时差值变大, 其原因应是试验拟合曲线有误差(例如汇流比为0时, ξ_{23} , 应接近-1.0, 而拟合值是接近0.0), 若考虑这些因数, 汇流情况比分流情况吻合得好。

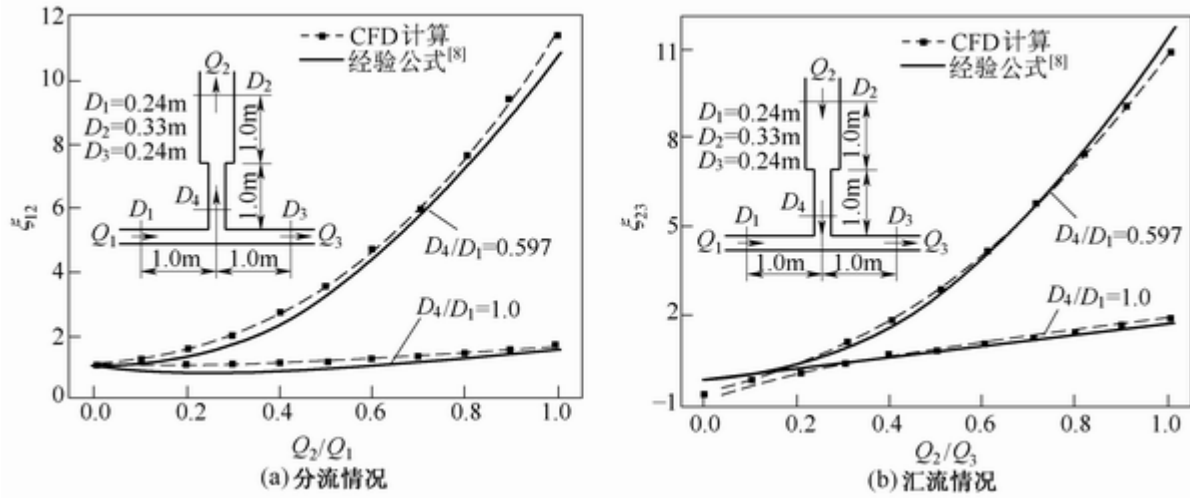


图4 某模型调压室的阻抗损失系数随分流比/汇流比的变化

表1 某模型调压室阻抗系数的计算结果与文献[8]中试验值的比较(相对偏差以试验值为基准)

分(汇)流比 $Q_2/Q_1, Q_2/Q_3$	0.0	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8	0.9	1.0	
分流情况 的 ξ_{12}	$D_4/D_1=0.597$	计算	1.056	1.231	1.495	1.966	3.560	4.693	6.041	7.579	9.364	11.476
		试验	1.027	0.993	1.185	1.603	3.117	4.213	5.535	7.083	8.857	10.857
		偏差	0.029	0.238	0.310	0.363	0.443	0.480	0.505	0.496	0.507	0.619
		偏差%	2.83	24.00	26.17	22.64	14.21	11.40	9.13	7.00	5.72	5.70
	$D_4/D_1=1.0$	计算	1.030	1.047	1.041	1.027	1.065	1.117	1.220	1.343	1.459	1.614
		试验	1.001	0.930	0.884	0.864	0.901	0.958	1.040	1.149	1.282	1.442
		偏差	0.029	0.117	0.157	0.163	0.164	0.159	0.180	0.194	0.177	0.172
		偏差%	2.86	12.58	17.78	18.91	18.29	16.63	17.28	16.93	13.78	11.92
汇流情况 的 ξ_{23}	$D_4/D_1=0.597$	计算	-0.906	-0.260	0.337	1.048	2.969	4.141	5.769	7.526	9.125	10.963
		试验	-0.100	-0.038	0.272	0.832	2.701	4.008	5.566	7.372	9.428	11.733
		偏差	-0.806	-0.222	0.064	0.216	0.269	0.133	0.204	0.154	-0.303	0.770
		偏差%	806.33	576.13	23.60	25.92	9.96	3.32	3.66	2.09	-3.21	-6.56
	$D_4/D_1=1.0$	计算	-0.585	-0.316	0.018	0.326	0.780	1.044	1.219	1.415	1.669	1.869
		试验	-0.180	0.043	0.259	0.466	0.857	1.040	1.216	1.384	1.543	1.695
		偏差	-0.405	-0.359	-0.240	-0.140	-0.076	0.004	0.004	0.032	0.126	0.174
		偏差%	224.82	-829.97	-92.93	-30.01	-8.90	0.39	0.29	2.31	8.13	10.24

以上各种情况的验算表明, 只要数值计算处理适当, 所得的阻抗损失系数不仅在定性上, 而且在定量上能与实验值相吻合, 数值计算结果的可靠性应与通常的实验结果相当(常规试验的不确定性也很多)。在本文的模型和方法条件下, 大量计算得出的经验是, 若损失系数小于1.0~2.0, 模拟结果的误差一般能控制在0.2以内; 若损失系数较大, 结果误差的绝对值虽然可能会增大, 但相对值会减小; 笼统说, 损失系数大于1.0~2.0时, 本文所述的计算误差最起码可控制在20%以内。

3 某抽水蓄能电站尾水调压室阻抗系数计算

3.1 计算条件 图5是某抽水蓄能电站的尾水调压室的示意图。该调压室大井高65.0m，直径18.0m；连接管为L形，总长61.5m，直径9.0m，由侧面与尾水洞垂直连接；尾水洞直径9.0m，阻抗孔口位于连接管的尾部，在大井之前，孔口直径6.3m。为进行调压室的大波动水力过渡过程和小波动稳定性的深入分析，需要较为准确和详细的阻抗损失系数。这里用前述方法进行计算。将图5所示的体型离散为大约700000的网格，并根据流场进行局部加密。边界条件是总管给定流速、支管给定流量比。布置如图5所示的A、B、C、D、E五个断面。这些断面位于流速相对均匀的位置，尽量避开动能分布不均匀区，例如断面D远离垂直拐角，断面E远离阻抗孔口。将断面静压力(测压管水头)和动压力(流速水头)的平均值相加得到断面总水头，再将不同断面的总水头相减，最后获得以总管的流速水头为基准的各断面之间的水头损失系数。

3.2 计算结果分析 图6是计算所得各水头损失系数随分流比和汇流比而变化的曲线。由图可见，该调压室的阻抗系数 (ξ_{AC} 和 ξ_{CB}) 对于分流比 $q_1=Q_T/Q_A$ 和汇流比 $q_2=-Q_T/Q_B$ 均呈近似的二次曲线。控制性数值是 $\xi_{AC}(q_1=0)=1.03$, $\xi_{AC}(q_1=1)=6.31$, $\xi_{CB}(q_2=0)=-0.85$, $\xi_{CB}(q_2=1)=8.34$ 。分析认为，本调压室的阻抗损失系数应由T形岔管、垂直拐角、孔口和突扩的局部损失，以及延程损失所组成，但延程损失所占比重较小。孔口和突扩组合在一起，其损失不能分开，故应为组合损失；岔管和垂直拐角相距较近，它们之间的水力关联相对较强，虽然文献[9]的研究指出其他局部损失到T形岔管的距离小于3倍管径时对岔管损失有一定影响，但为分析方便，以下的粗略估算中仍将它们分开考虑(这是以往不得已而为之的估算方法)。在调压室入流时 ($Q_i > 0$)，阻抗孔口和突扩的损失系数可按D和C两断面的水头差计算得到 $\xi_{DC}(q_1) \approx 4.0q_1^2$ ，在调压室出流时 ($Q_i < 0$)，可按C和E断面的水头差得到 $\xi_{CE}(q_2) \approx 6.0q_2^2$ 。

为验证计算结果的可靠性，现根据以往资料和经验对不同情况的损失系数作评估。分流情况的 ξ_{AC} 作为调压室入流的水头损失，在 $q_1=0$ 时，只是T形岔管的损失，其值应大约为1.0，而

计算值是1.03；在 $q_1=1$ 时，该损失由T形岔管的损失(大约1.0~1.3)；垂直拐角损失(大约1.0)，和孔口及突扩的损失(大约4.0)组成，故它们之和大约6.0~6.3，与计算值6.31吻合；在 $0 < q_1 < 1$ 范围内，岔管损失大约0.7~1.3，垂直拐角损失大约 $1.0q_1^2$ ，孔口及突扩的损失大约 $4.0q_1^2$ ，若用文献[1]中的经验公式将岔管损失表示为

$0.95 - 1.1q_1 + 1.45q_1^2$ ，则 ξ_{AC} 估计值为 $0.95 - 1.1q_1 + 6.45q_1^2$ 。汇流情况的 ξ_{CB} 是调压室出流的水头损失，在 $q_2=0$

时，该损失主要是T形岔管的损失(大约为-1.0)，而计算值是-0.85；在 $q_2=1$ 时，该损失由T形岔管的损失(大约

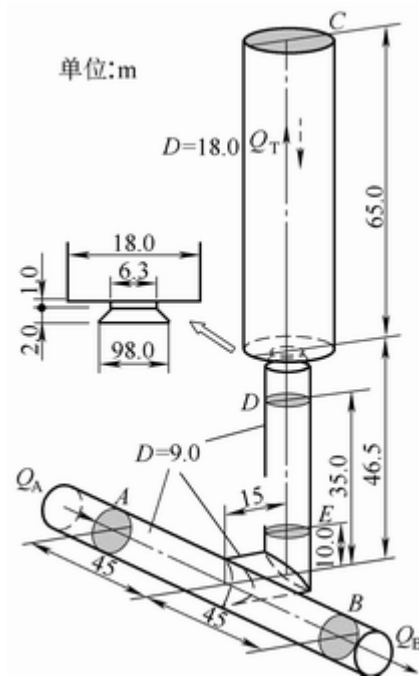


图5 某抽水蓄能电站下游调压室结构示意图

1.2); 垂直拐角损失(大约1.0), 和孔口及收缩的损失(大约6.0)组成, 故它们之和大约8.2, 与计算值8.34吻合; 在 $0 < q_2 < 1$ 范围内, 岔管损失大约 $-1.0 \sim 1.2$ (文献[1]中经验公式是 $-0.92 + 2.84q_2 - 0.72q_2^2$), 垂直拐角损失大约 $1.0q_2^2$, 孔口及收缩的损失大约 $6.0q_2^2$, 所以 ξ_{CB} 应约等于 $-0.92 + 2.84q_2 + 6.28q_2^2$ 。将这些估计得到的曲线也绘到图6上, 发现他们与计算的曲线无论在定性还是定量上均十分接近, 特别是汇流情况的估算值和计算值几乎重合(图6(b)), 说明这里的模拟结果是可靠的。

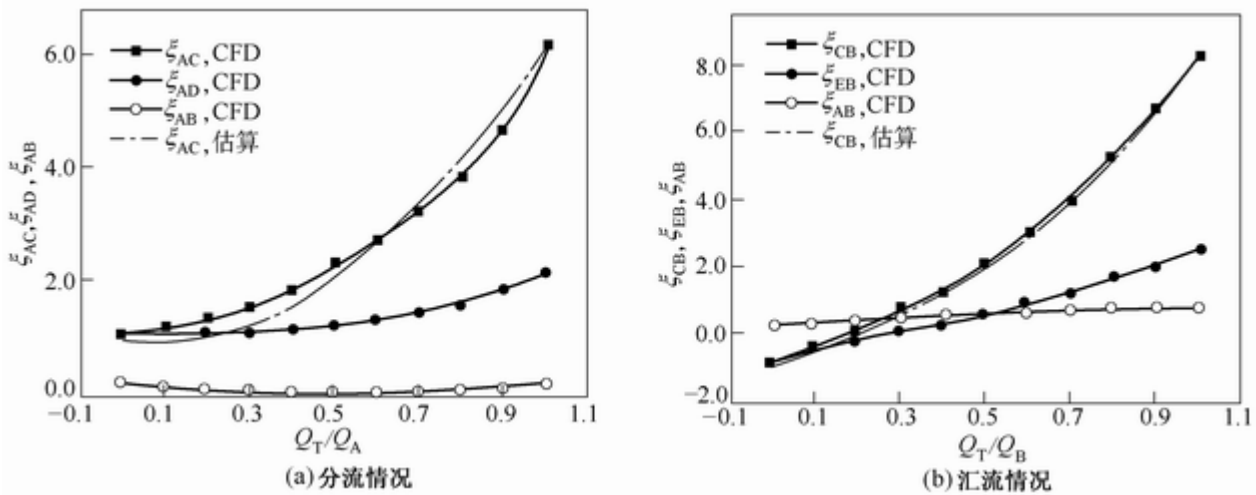


图6 某抽水蓄能电站下游调压室阻抗系数计算成果

以上分析中的孔口和突扩的组合损失是计算得到的。由于其流道体形上下游不对称, 入流的损失为 $4.0q_1^2$, 出流为 $6.0q_2^2$, 大小不一样。

分析可知, 该调压室阻抗损失可大致分为T岔管的损失和岔管到调压室大井之间的损失。第一部分损失与分(汇)流比有关, 在调压室入流时随分流比增大在 $1.0 \rightarrow 0.7 \rightarrow 1.3$ 之间变化, 出流时随汇流比增大由 -1.0 变化到 1.2 , 即使分(汇)流比为0, 其水头损失也不为0; 第二部分损失与分(汇)流比成平方关系, 分(汇)流比为0, 其水头损失也为0。第二部分可转换为以阻抗孔口流速为基准的损失系数, 本文中入流时大约为5.0, 出流时为7.0, 换算成文献[1]规定的阻抗孔流量系数形式, 则分别为0.91和0.77。在水力过渡过程计算中, 可直接将图6中的曲线输入。

4 结论

本文应用计算流体力学方法计算了调压室的阻抗系数, 本文验证性的计算证明其准确可靠, 方便快捷, 可达到与模型试验相当的精度。今后可将计算流体力学作为一种重要手段, 让它在调压室的设计和优化中发挥作用。计算经验表明, 为保证计算的精度和可靠性, 必须对流动的特点有深刻的理解, 合理选用模型, 划分足够计算网格, 正确处理边界条件, 保证计算结果稳定收敛。

参考文献:

- [1] DL/T5058-1996, 水电站调压室设计规范[S].
- [2] 刘启钊, 彭守拙. 水电站调压室[M]. 北京: 水利电力出版社, 1995.
- [3] Casey M, Innotec S. Best Practice Advance for CFD in Turbomachinery Design[J]. QNET CFD Network Newsletter, 2003, 2(3):35-37.
- [4] Shih T H, Liou WW, Shabbir A, Zhu J. A New- $k-\epsilon$ Eddy-Viscosity Model for High Reynolds Number Turbulent Flows Model Development and Validation[J]. Computers Fluids, 1995, 24(3): 227-238.
- [5] Launder BE, Spalding DB. The Numerical Computation of Turbulent Flows[J]. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 1974, (3):269-289.
- [6] Cebeci T, Bradshaw P. Momentum Transfer in Boundary Layers[M]. New York: Hemisphere Publishing Corporation, 1977.
- [7] Idelchik I E. Handbook of Hydraulic Resistance[M]. 2nd Edition, New York: Hemisphere Publishing Corporation, 1986.
- [8] 蔡付林, 胡明, 曹青. 有长连接管的阻抗式调压室阻抗损失系数研究[J]. 水电能源科学, 2001, (4): 40-42.
- [9] Miller D S. Internal flow a guide to losses in pipe and duct system[M]. The British Hydromechanics Research Association, 1971.

Hydraulic resistance coefficient determination of throttled surge tanks by means of computational fluid dynamics

CHENG Yong-guang, YANG Jian-dong

(Wuhan University, Wuhan 430072, China)

Abstract: The realizable $k-\epsilon$ model for turbulent flow is applied to numerically simulate the flow fields in T type bifurcation, sudden expansion, orifice within a pipe and throttled surge tanks. The logarithmic law wall function is adopted to deal with the boundary layer. It is found that the accuracy of the calculated hydraulic resistance coefficient of throttled surge tank is the same as the model test result. As an example, the calculation for the surge tank in tail water tunnel of a pumped storage power station is presented.

Key words: hydraulic resistance coefficient; throttled surge tank; computational fluid dynamics; realizable $k-\epsilon$ turbulence model

(责任编辑: 李福田)