水　利　学　报
2016年10月　SHUILI　XUEBAO　第47卷　第10期

文章编号:0559-9350(2016)10-1237-08

水电站明钢管强度设计的应力分类法研究

张　伟[1]，郭杭冈[1,2]，刘林林[1]，韩晓凤[3]

（1. 广西大学 广西防灾减灾与工程安全重点实验室，广西 南宁　530004；
2. 浙江省水利水电勘测设计院，浙江 杭州　310002；3. 广西电力工业勘察设计研究院，广西 南宁　530023）

摘要：为适应我国在压力钢管的管材、焊接和加工安装等方面的显著进步，以及与国际规范和工程经验相接轨的现实需求，文中系统研究了国内外明钢管强度设计普遍采用的应力分类法：从承载特性和力学机制角度阐明了明钢管结构计算模型与控制断面选取的依据，对比分析了国内外规范控制断面应力计算方法的异同，依据失效机理和控制断面应力构成提出了控制断面各部位管道应力分类的科学方法，推荐了各分类应力相应的安全度设置水平。研究表明：国内外规范的控制断面选取有差别，而应力计算方法基本相同；支承环近旁管壁边缘断面可不选为明钢管设计的控制断面；管道用钢量主要取决于跨中断面整体膜应力的允许值；采用本文推荐的应力分类和安全度设置水平，在满足强度安全要求下可有效地节省管道用钢量。

关键词：水电站明钢管；强度设计；应力分类；计算模型；控制断面；安全度设置

中图分类号：TV732.4　　**文献标识码**：A　　**doi**：10.13243/j.cnki.slxb.20160020

1　研究背景

压力钢管是水电站输水系统的重要组成部分，处于输水系统末端的较大坡降段，承受较大的动、静水头，同时由于靠近厂房，其安全运行是水电站正常运行的重要保障条件。明钢管是普遍采用的压力钢管布置形式，其相对地下埋管和坝身管而言，具有承载体系明确、施工便捷的优点，已在国内外引水式电站中得到广泛应用。然而，由于未与岩体或坝体混凝土联合承载，管道一旦失事，将造成严重后果，因此采用合理的设计方法保证其承载安全十分重要。

明钢管是由起到固定作用的镇墩和起到法向支承作用的支墩以及管壳、加劲环和支承环等局部加强构件组合形成的复杂空间结构体系，不同于规则的梁系结构，其难以根据截面内力进行强度设计。目前明钢管设计方法主要有基于应力分析的容许应力法和概率极限状态法[1-2]，前者被各国钢管设计规范广泛采用[3-7]，后者主要在我国DL/T5141-2001规范[8]中得到应用。基于应力分析的容许应力法又分为准则法和分析法[9]，后者又称为应力分类法。准则法基于材料的弹性失效机理，认为只要管道中的最大应力达到屈服应力结构就会失效，设计公式根据试验分析、简化材料力学和板壳理论得到，为保证结构安全，取较大的安全系数弥补应力分析的不足，在早期美国USBR、美国AWWA、法国、德国、意大利、加拿大等国设计规范中得到应用[10]。然而，准则法没有充分考虑管道各处应力分布不均匀及对结构失效的影响，往往造成材料耗费较多[11]。为此，工程研究人员提出了应力分类法，该方法在一定程度上克服了准则法的上述缺欠，根据应力产生的原因、分布位置及对结构失效影响程度的不同进行应力分类，并根据各分类应力及其相应的允许应力进行管道设计。由于应力分类法在设计理念上较准则法有显著的进步，能得到更为经济合理的结构设计方案，因此在国内外压力钢管设计规范中成为主流方法，在现美国ASCE、欧盟、日本和我国SL 281-2003等压力钢管设

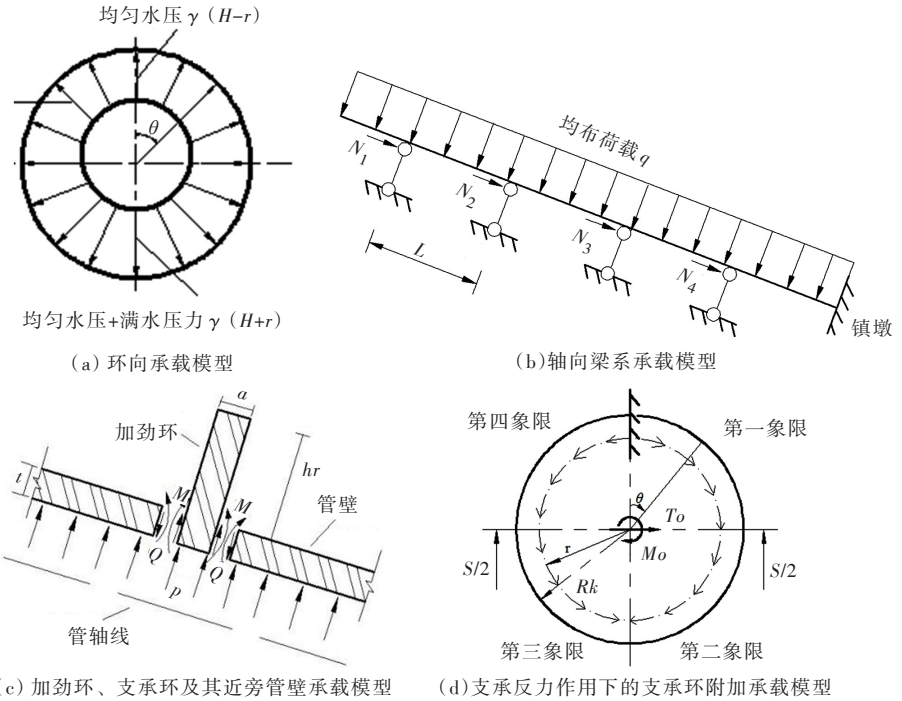
收稿日期：2015-01-05
基金项目：国家自然科学基金项目(51469004)；广西自然科学基金重大项目(2012GXNSFEA053002)
作者简介：张伟(1977-)，男，四川达县人，博士，教授，主要从事压力钢管设计、分析及失效评定研究。E-mail：zh.ei@163.com

计规范中得到引用。

目前，水电站明钢管强度设计所采用的应力分类法是从压力容器分析设计方法发展而来，但两类结构在计算模型、控制断面、应力计算方法和失效模式等方面都存在一定的差别。由于我国压力钢管已在钢材材质[12]、焊接工艺[13]和加工制造[14]等方面达到了国际先进水平，因此，研究人员提出了我国管道结构设计安全系数可以随之降低的建议[15-17]。同时，日益发展的涉外水利工程建设，也使工程建设人员提出了我国设计方法急切需要与国际接轨的要求[18-19]。此外，现有明钢管设计理论在应力分类、安全度设置中仍存在一些需要解决的问题[20-21]。鉴于此，本文从明钢管结构的承载特性、力学机制和失效机理方面入手，结合国内外设计规范，对比研究明钢管应力分类法中管道结构的计算模型与控制断面、应力计算方法、应力分类和安全度设置4个关键问题，并提出管道应力分类的合理方法，推荐各分类应力的安全度设置，为明钢管强度设计提供参考。

2　明钢管结构计算模型与控制断面

2.1　结构计算模型　由于水电站明钢管主体为沿轴线受镇墩约束和支墩支承的柱壳，局部设置了抗外压的加劲环以及传输荷载的支承环等加强构件，同时常在镇墩下游侧设置减小温度应力的伸缩节，使管道成为可传力至基础与地基的承载体系。鉴于此，现明钢管结构分析的解析计算模型常根据弹性叠加原理，将结构总应力简化分解为3个子模型的应力叠加：(1)内水压力作用下的环向承载模型，如图1(a)，γ为水的容重，H为管道中心水头，r为钢管内半径，θ为管道截面的方位角；(2)横向荷载和轴向力联合作用下的轴向梁系承载模型，如图1(b)，图中L为支承环间距，q为管重和水重产生的均布荷载，N_i为除管重和水重分力外的其他轴向力；(3)局部内力作用的加强构件局部承载模型，如图1(c)加劲环、支承环及其近旁管壁承载模型，图1(d)支承环作用下的支承环附加承载模型。



(a) 环向承载模型　(b)轴向梁系承载模型

(c) 加劲环、支承环及其近旁管壁承载模型　(d)支承反力作用下的支承环附加承载模型

图1　明钢管结构计算模型

2.2　控制断面　明管结构的控制断面需选取应力分布典型且较易发生失效的部位，目前各国规范选取的控制断面不完全一致，我国规范[7-8]详尽地给出了控制断面的要求，选取了图2所示的跨中管壁(断面1)、支承环近旁管壁边缘(断面2)、加劲环及其近旁管壁(断面3)与支承环及其近旁管壁(断面4)等4个控制断面。

2.3　国内外规范计算模型与控制断面对比　对比研究表明，不同于我国规范将支承环与管身作为整体进行结构分析，美国规范[3, 6]与日本规范[5]在分析明钢管应力时将支承环作为独立的支撑体系，分别对管身与支承环进行分析。此外，在控制断面的选择上，美国规范与日本规范重点考虑图2中的跨中管壁断面(断面1)与支承环及其近旁管壁断面(断面4)；欧盟规范[4]则未明确给出结构的断面选取方法，仅给出了结构应力的通用分析原则。可见，相对国外规范而言，我国规范明钢管结构计算模型较具体，选取的控制断面较多。

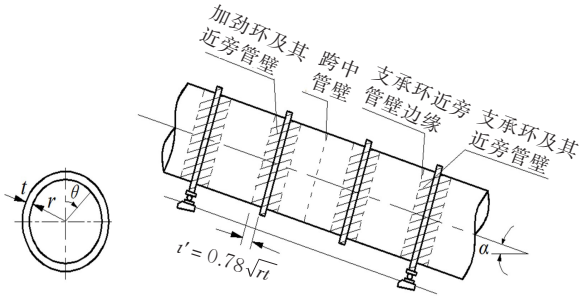


图2　明钢管设计的控制断面

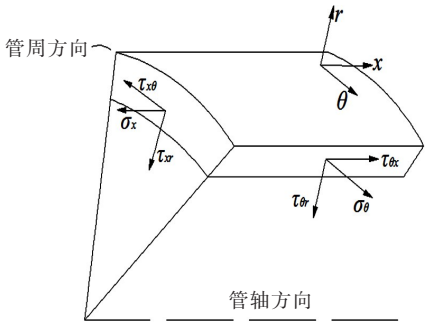


图3　管道微元的应力

2.4　明钢管控制断面应力计算方法对比研究　我国压力钢管设计规范给出了各控制断面的应力计算方法，以水利版规范[7]的结构力学法为例，图3所示管道及加强构件微元上的应力计算公式见表1，表中也给出了4个控制断面应力计算所依据的子模型(见图1)。

国外规范中的明钢管应力计算方法与我国的基本相同，但也存在表2所示的一些不同之处，主要表现在：内压下环向应力计算中不考虑水重的影响；管重和水重作用下连续梁弯矩计算方法根据经验做了简化；美国ASCE规范选用了第三强度理论。我国规范的管道应力计算方法更为具体详尽，国外规范则进行了一些合理简化。各国规范针对低水头、间距较大的管道给出了支承环及其近旁管壁断面应力求解的弹性力学法，同时，国内外规范在荷载工况组合上有一些差别，实际应用中需配套依据选用规范的荷载工况、内力和应力计算方法和公式进行结构分析。

表1　控制断面应力计算公式

断面	应力分量				计算公式
	跨中 断面1	支承环近旁管壁边缘 断面2	加劲环及其近旁管壁 断面3	支承环及其近旁管壁 断面4	
子模型	1(a)+1(b)	1(a)+1(b)	1(a)+1(b)+1(c)	1(a)+1(b)+1(c)+1(d)	
纵断面	$\sigma_{\theta1}$	$\sigma_{\theta1}$			$\sigma_{\theta1}=\frac{r\gamma H}{t}\left(1-\frac{r}{H}\cos\alpha\cos\theta\right)$
			$\sigma_{\theta2}$	$\sigma_{\theta2}$	$\sigma_{\theta2}=\frac{r\gamma H}{t}(1-\beta)$
				$\sigma_{\theta3}$	$\sigma_{\theta3}=\frac{N_R}{F}$
				$\sigma_{\theta4}$	$\sigma_{\theta4}=\frac{M_R Z_R}{J_R}$
				$\tau_{\theta r}$	$\tau_{\theta r}=\frac{T_R S_R}{J_R a}$
			$\tau_{\theta x}$	$\tau_{\theta x}$	$\tau_{\theta x}=\tau_{x\theta}$
横断面	σ_{x1}	σ_{x1}	σ_{x1}	σ_{x1}	$\sigma_{x1}=\frac{\sum N}{2\pi rt}$
	σ_{x2}	σ_{x2}	σ_{x2}	σ_{x2}	$\sigma_{x2}=\frac{1}{\pi r^2 t}\left(-M\cos\theta+M_e\sin\theta\right)$
			σ_{x3}	σ_{x3}	$\sigma_{x3}=\pm1.816\beta Pr/t$
		$\tau_{x\theta}$	$\tau_{x\theta}$	$\tau_{x\theta}$	$\tau_{x\theta}=\frac{1}{\pi rt}\left(V\sin\theta-V_e\cos\theta\right)$

注：表中符号及其说明见文献[7]。

表2　国内外设计规范控制断面应力计算的主要区别

规范	内压下环向应力	连续梁弯矩M	强度理论
我国	$\frac{r\gamma H}{t}\left(1-\frac{r}{H}\cos\alpha\cos\theta\right)$	按多跨连续梁具体计算	第四强度理论
AWWA	$r\gamma H/t$	近似取$qL^2/12$	第四强度理论
ASCE	$r\gamma H/t$	近似取$qL^2/9$	第三强度理论
日本	$r\gamma H/t$	按多跨连续梁具体计算	第四强度理论

4　明钢管应力分类与安全度设置

4.1　应力分类　我国压力钢管规范中引入了美国ASME压力容器规范中应力分类的基本思想，通过对结构各处应力产生原因、导出方法、存在区域和沿元件厚度分布特点的分析，结合失效模式，对压力钢管各处应力进行了分类，规定了各分类应力的安全度设置[22]，形成了现行基于应力分类的设计方法[7, 8, 23]。各国规范控制断面的应力分类见表3，除采用单一安全系数的AWWA不进行应力分类外，其余各规范对断面1和断面4的应力分类都有明确的规定。

(1)对于断面1，各规范均认为仅存在一次整体膜应力。

(2)对于断面4，不同规范的应力分类规定有差别，主要体现在：支承环总应力属于整体膜应力还是局部应力P_L+P_b；管壁表面是否包括二次应力。支承环应力分类中，除ASCE规范将应力分类归为整体膜应力P_m外，其他规范都认为应由一次局部膜应力P_L和一次弯曲应力P_b共同构成。从表1支承环上存在的3个应力项$\sigma_{\theta2}$、$\sigma_{\theta3}$和$\sigma_{\theta4}$可见，$\sigma_{\theta2}$和$\sigma_{\theta3}$为一次局部膜应力P_L，$\sigma_{\theta4}$为一次弯曲应力P_b，因此支承环应力为由P_L+P_b构成的局部应力。管壁表面应力分类中，除我国规范不计入二次应力外，其他规范均认为该部位应力由一次应力和二次应力共同构成。从图1(c)的加劲环、支承环及其近旁管壁承载模型中可见，管壳受加劲环和支承环的约束，在不连续的相接处存在弯矩M和剪力Q，这两项内力为结构不连续处的约束内力，将产生表1中支承环近旁管壁表面存在的应力项σ_{x3}，该类应力存在自限性[24]，应属二次应力，因此断面4管壁表面总应力应该由一次应力P_L+P_b和二次应力Q共同构成。

(3)对于断面2和断面3，我国规范也给出了断面上的应力分类情况。需要说明的是，断面3管壁表面与断面4类似，同样存在二次应力σ_{x3}，因此断面3管壁表面应力应该包括二次应力。

鉴于上述对控制断面应力分类的对比分析，表3中给出了继承我国控制断面选取，并在断面3和断面4中计入二次应力影响，推荐的明钢管控制断面应力分类方法。

表3　明钢管控制断面的应力分类

断面	部位	中国	AWWA	ASCE/欧盟	日本	推荐
断面1		P_m		P_m	P	P_m
断面2		P_L				P_L
断面3	加劲环	P_L	应力不分类			P_L
	管壁中面	P_L				P_L
	管壁表面	P_L+P_b				P_L+Q
断面4	支承环	P_L+P_b		P_m/P_L+P_b	P	P_L+P_b
	有效截面重心轴	P_L		P_L	P	P_L
	管壁表面	P_L+P_b		P_L+P_b+Q	$P+Q$	P_L+P_b+Q

注：P为一次应力，P_m为一次整体膜应力，P_L为一次局部膜应力，P_b为一次弯曲应力，Q为二次应力。

4.2　安全度设置　各国规范根据本国钢材加工、焊接工艺、施工技术以及应力分类的不同，对明钢管控制断面分类应力的安全度设置也存在差异。以基本荷载组合为例，表4列出了国内外规范中明钢

管分别按屈服强度σ_s和抗拉强度σ_b为基准的允许应力值，强度设计中允许应力应取两者的小值。需要指出的是，ASME压力容器设计规范[9]、我国现行钢制压力容器分析设计规范[25]与表4中ASCE/欧盟压力钢管设计规范安全度设置基本一致，我国1985年压力钢管设计规范[23]与表4中现行水利设计规范[7]基本一致，在此限于篇幅，不再将这三个规范列入表4中。

(1)从断面1的一次整体膜应力P_m允许值来看，我国规范除了较不进行应力分类的AWWA规范偏高一些外，较其他规范都偏低。需要说明的是，我国1985年SD规范[23]借鉴当时国内外安全度设置成果，同时考虑到我国当时设计和加工水平不高的现实，一次总体膜应力允许值较其他国家规范取值偏小，即安全系数偏大，经过30年一直延用至今。然而，我国目前已在钢材材质、焊接工艺、加工制造等方面达到了国际先进水平，并已承建了许多按国外标准设计的管道工程，若仍沿用现偏保守的安全度已与工程实际不相符，此外同期借鉴的其他规范，如ASME规范，其基于抗拉强度的一次整体膜应力允许值已由0.33 σ_b提高至0.417 σ_b，即安全系数由3.0降到2.4。为此，建议将断面1的P_m允许值提高至国际通用的ASCE/欧盟标准。

(2)从断面2—4的局部膜应力和一次弯曲应力(P_L+P_b)的允许值来看，我国规范较AWWA和日本规范偏高，而较ASCE和欧盟规范偏低。需要说明的是，从压力管道截面极限分析理论角度，当采用弹性分析得到应力结果时，管道P_m允许值与(P_L+P_b)的允许值存在近似比例关系[20]。当基于屈服强度的P_m允许应力小于0.67 σ_s时，(P_L+P_b)允许值与P_m允许值比例关系为1.5，该比例关系在ASME、ASCE和欧盟规范中得到引用[26]。目前包括我国在内的各国规范P_m允许应力均小于0.67 σ_s，因此建议安全度设置中保持(P_L+P_b)允许值与P_m允许值呈1.5的比例关系。

(3)从断面3和4管壁表面的总应力(P_L+P_b+Q)的允许值来看，我国规范较AWWA偏高，而由于没有考虑二次应力Q，较ASCE和欧盟规范偏低。Q由结构不连续处的约束内力产生，结构发生局部塑性变形后，由于不连续处变形趋于协调，Q不再增加，存在明显的自限性。当(P_L+P_b+Q)超过2 σ_s时，在循环加载下管道可能发生塑性累积、丧失安定的破坏，因此建议(P_L+P_b+Q)允许值取2 σ_s，且不能超过抗拉强度σ_b。

鉴于上述对安全度设置的对比分析，同时为了准确反映管道失效原理、适应我国压力钢管发展现状，并与国际设计规范接轨，表4中给出了继承我国控制断面选取，提高P_m允许值、按比例原则确定(P_L+P_b)允许值、依据安定破坏要求确定(P_L+P_b+Q)允许值后的明钢管安全度设置建议。同时需要注意，各国压力钢管的材料选取和强度参数有所不同，需结合相应规范与表4综合取用。

表4　国内外规范明钢管安全度设置(允许应力)

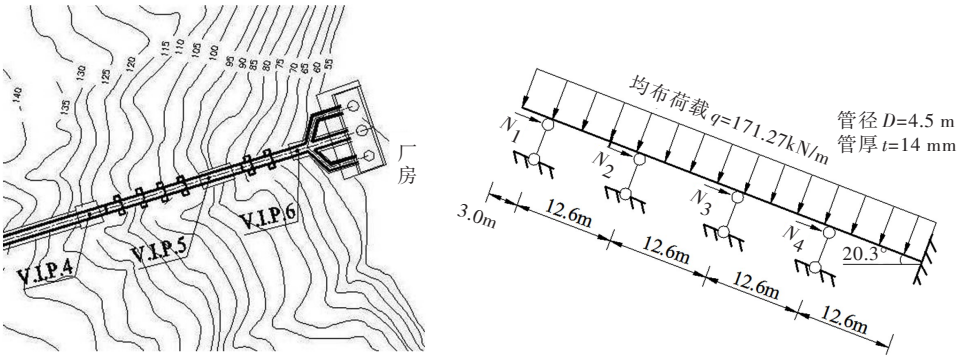
断面	部位	中国SL		AWWA		ASCE/欧盟		日本		推荐	
断面1		$0.55\sigma_s$	$0.385\sigma_b$	$0.5\sigma_s$	$0.33\sigma_b$	$0.67\sigma_s$	$0.417\sigma_b$	$0.56\sigma_s$	$0.42\sigma_b$	$0.67\sigma_s$	$0.417\sigma_b$
断面2		$0.67\sigma_s$	$0.469\sigma_b$							$1.0\sigma_s$	$0.625\sigma_b$
断面3	加劲环	$0.67\sigma_s$	$0.469\sigma_b$							$1.0\sigma_s$	$0.625\sigma_b$
	中面	$0.67\sigma_s$	$0.469\sigma_b$							$1.0\sigma_s$	$0.625\sigma_b$
	表面	$0.85\sigma_s$	$0.595\sigma_b$							$2.0\sigma_s$	$1.0\sigma_b$
断面4	支承环	$0.85\sigma_s$	$0.595\sigma_b$	$0.5\sigma_s$	$0.33\sigma_b$	$0.67/1.0\sigma_s$	$0.417/0.625\sigma_b$	$0.56\sigma_s$	$0.42\sigma_b$	$1.0\sigma_s$	$0.625\sigma_b$
	重心轴	$0.67\sigma_s$	$0.469\sigma_b$	$0.5\sigma_s$	$0.33\sigma_b$	$1.0\sigma_s$	$0.625\sigma_b$	$0.56\sigma_s$	$0.42\sigma_b$	$1.0\sigma_s$	$0.625\sigma_b$
	表面	$0.85\sigma_s$	$0.595\sigma_b$	$0.5\sigma_s$	$0.33\sigma_b$	$2.0\sigma_s$	$1.0\sigma_b$	$0.75\sigma_s$	$0.56\sigma_b$	$2.0\sigma_s$	$1.0\sigma_b$

注：强度设计中安全度设置(允许应力)应取以σ_s和σ_b为基准的小值。

4　工程实例

图4所示为缅甸某水电站，发电引水系统包括坝身进水口、低压管道、隧洞、调压井和压力钢管，其中明管段在VIP5镇墩承受最大计算水头109.5 m，管径4.5 m，管壁厚度14 mm；加劲环厚22 mm，高度150 mm，间距1.8 m；支承环采用双矩形腹板型式，间距为12.6 m，腹板厚度24 mm，高度350 mm，双环间距300 mm。钢管屈服强度和抗拉强度分别为345和470 MPa，以起控制作用的

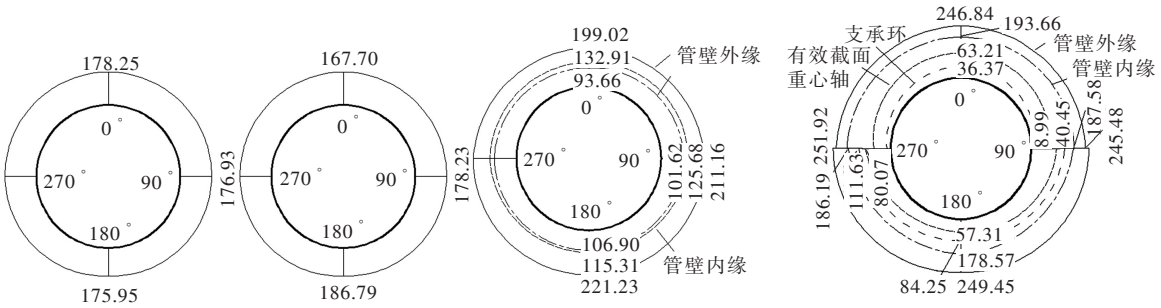
正常运行工况为例，对图4中VIP4—VIP5管段为例开展基于应力分类的水电站明钢管设计。



（a）管道布置　　（b）管道计算模型

图4　缅甸某水电站明钢管应力计算

管道结构计算模型如图4(b)，采用我国规范对4个控制断面进行应力计算，得到各断面0°(管顶)、90°(管腰)和180°(管顶)3个关键点的Mises应力，计算结果见图5。由图5可见：断面1和断面2主要承受一次膜应力，各处应力相差不大，前者最大应力在管顶，后者在管底，断面2最大值比1断面高约4.79 %；断面3的加劲环使局部刚度增大，进而使以膜应力为主的管壁中面应力较断面1和断面2小，但同时由于存在较大的附加弯矩，使管壁外缘存在较大的轴向二次应力，使得应力整体超过前2个断面，最大值在管底外缘，比断面1最值高约24.11 %；断面4在支承反力作用下，管腰支承截面处存在应力不连续现象，且虽然截面刚度较加劲环高，但应力最大值仍然超过断面3，位于管腰外缘，比断面1最大值高约41.33 %。



（a）断面1　（b）断面2　（c）断面3　（d）断面4

图5　明钢管各控制断面Mises应力（单位：MPa）

根据AWWA、ASCE、日本规范和我国规范结构分析方法，求得管道各断面最危险点的应力结果列于表5，同时将表4各规范和本文推荐的允许应力值列入表5。

表5　控制断面Mises应力及其允许应力　　（单位：MPa）

断面	部位	中国SL		AWWA		ASCE/欧盟		日本		推荐*	
		σ	$[\sigma]$	σ	$[\sigma]$	σ	$[\sigma]$	σ	$[\sigma]$	σ	$[\sigma]$
断面1		178.3	181.0	182.0	155.1	183.7	196.0	181.6	193.2	191.9	196.0
断面2		186.8	220.4							201.2	293.8
断面3	加劲环	98.4	220.4							100.8	293.8
	管壁中面	106.9	220.4							109.0	293.8
	管壁表面	221.2	279.7							242.6	470.0
断面4	支承环	111.6	279.7	111.6	155.1	111.6	196.0/293.8	111.6	193.2	113.3	293.8
	有效截面重心轴	80.07	220.4	80.07	155.1	80.07	293.8	80.07	193.2	81.4	293.8
	管壁表面	251.9	279.7	251.9	155.1	251.9	470.0	251.9	258.8	274.7	470.0

注：表中*推荐的计算应力σ采用优化后管壁厚度13mm计算得到。

由图5和表5可见：(1)各国规范控制断面的应力计算结果差别不大，这一点也可从表2中看出，国内外管道应力计算方法基本相同。设计方案除不能满足AWWA设计要求外，均能满足其他各规范的设计要求。(2)断面1和断面2等效应力值近似相等，水头差和剪应力的影响很小，而断面2以局部膜应力为主，各规范对其应力允许值都显著高于断面1允许值，因此保证断面1安全即能保证断面2，据此可考虑不再选取断面2作为明钢管设计的控制断面，以减化设计过程。(3)管道用钢量主要取决于断面1一次总体膜应力P_m允许值的设置，采用本文推荐的安全度设置水平进行管道设计时，可将钢管壁厚由14 mm优化至13 mm，节省用钢量约7.14 %。

5 结论

本文对水电站明钢管设计的应力分类法进行了系统研究，从承载特性和力学机制角度阐明了明钢管结构计算模型与控制断面选取的依据，对比研究了国内外控制断面应力计算方法，依据结构失效机理和控制断面应力构成提出了管道应力分类的合理方法，并考虑适应我国压力钢管发展现状以及与国际设计规范接轨要求，给出了继承我国控制断面选取，提高明钢管安全度设置的建议。工程实例分析表明：各国规范控制断面的应力计算结果差别不大；由于保证跨中断面安全即基本能保证支承环近旁管壁边缘断面，设计中可考虑不再选取后者作为明钢管设计的控制断面；管道用钢量主要取决于跨中断面一次总体膜应力P_m的允许值，采用文中推荐的应力分类和安全度设置水平，在满足安全要求下可有效地节省管道用钢量。需要说明的是，国内外设计规范在明钢管设计的荷载工况、结构分析方法、材料选取与强度取值等方面仍有一些本文未述及之处，工程实际中需依据所选规范配套应用，并可参考本文建议开展管道强度设计。

参 考 文 献：

[1] Hou J G, An X W, He Y M. Comments on design methods of penstocks[J]. Journal of Pressure Vessel Technology, 2004, 126(3): 391-398.

[2] 杨绿峰，张伟，韩晓凤. 水电站压力钢管整体安全评估方法研究[J]. 水力发电学报，2011，30(5)：149-156.

[3] ASCE 79-2012: ASCE Manuals and Reports on Engineering Practice No. 79 "Steel Penstocks"[S]. American Society of Civil Engineers, New York, 2012.

[4] EN 13445-2002. Unfired pressure vessel[S]. CEN, 2002.

[5] 日本闸门钢管技术标准(2007年第五次修订版)[S]. 日本闸门钢管协会，2007.

[6] AWWA M11-2004. A Guide for Design and Installation[S]. American Water Works Association, New York, 2004.

[7] SL 281-2003，水电站压力钢管设计规范[S].

[8] DL/T 5141-2001，水电站压力钢管设计规范[S].

[9] ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section Ⅷ, Rules for Construction of Pressure Vessels, 2010 Edition [S]. ASME, 2010.

[10] Roche R. Modes of failure—primary and secondary stresses [J]. Journal of Pressure Vessel Technology, 1988, 110(3): 234-239.

[11] Dhalla A, Jones G. ASME code classification of pipe stresses: a simplified elastic procedure [J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 1986, 26(2): 145-166.

[12] 秦晓钟. 我国压力容器用钢的近期进展[J]. 中国特种设备安全，2008，24(2)：32-34.

[13] 窦万波，卜华全. 我国压力容器用钢焊接技术的最新进展[J]. 金属加工，2008，24：23-31.

[14] 张迎恺. 降低安全系数给压力容器业带来的机遇和挑战[C]//第七届全国压力容器设计学术会议. 北京：化学工业出版社，2009.

[15] 徐彬，侯建国，安旭文，等. 水电站压力钢管的安全度设置水平[J]. 水利学报，2012，43(8)：957-966.

[16] 胡蕾，伍鹤皋，石长征，等. 中美压力钢管规范在地面式明钢管设计中的比较研究[C]//第八届全国水电站压力管道学术会议文集 . 北京：中国水利水电出版社，2014 .
[17] 黄嘉琥，王为国，寿比南，等 . 各国压力容器用材确定许用应力方法的比较[J] . 压力容器，2008，25(4)：38-44 .
[18] 杜雷功 . 注重设计质量开拓国际市场[J] . 中国水利，2010，20：101-103 .
[19] 陈涛，周华卿，陈丽芬. 浅谈水电站压力明钢管中美设计标准之异同[C]// 第八届全国水电站压力管道学术会议文集 . 北京：中国水利水电出版社，2014 .
[20] 孙君实 . 关于水电站压力钢管设计安全度的讨论[J] . 水力发电学报，2002，21(4)：112-118 .
[21] 诸葛睿鉴 . 关于压力钢管设计规范的讨论 [J] . 云南水力发电，2003，19(1)：35-35 .
[22] 金章瑄 . 关于水电站压力钢管设计规范(SD 144-85)中的若干问题[J] . 水力发电，1987，6(2)：74-80 .
[23] SD 144-85 . 水电站压力钢管设计规范[S] .
[24] 陆明万 . 关于应力分类问题的几点认识[J] . 压力容器，2005，22(8)：18-23 .
[25] JB 4732-2005 . 钢制压力容器—分析设计标准[S] .
[26] 李建国 . 压力容器设计的力学基础及其标准应用[M] . 北京：机械工业出版社，2004 .

Stress classification based method for strength design of exposed steel penstocks in hydropower station

ZHANG Wei[1], GUO Hanggang[1, 2], LIU Linlin[1], HANG Xiaofeng[3]

(1. *Key Laboratory of Disaster Prevention and Engineering Safety of Ministry of Guangxi, Guangxi University, Nanning* 530004, *China*;
2. *Zhejiang Design Institute of Water Conservancy and Hydroelectric Power, Hangzhou* 310002, *China*;
3. *Guangxi Electric Power Industry Survey and Design Institute, Nanning* 530023, *China*)

Abstract: In order to adapt to the development on material, weld technology, fabrication and erection of the penstocks, and to consider the practical need on connection with international codes and engineering experience, the stress classification method, commonly used in design of exposed steel penstocks, was investigated systemically. The philosophy under the selection of structural calculation model and key cross sections are illustrated from the standpoint of bearing capacity and mechanism. In addition, the differences and similarities of the stress calculation methods for key cross sections among the domestic and foreign codes were compared. The reasonable stress classification is suggested in terms of failure mechanism and the stress formation based on the failure mechanism and the stress constitution in key cross sections. The corresponding safety level for the classified stresses was then recommended. The conclusion is drawn that different key cross sections are claimed while no obvious difference among the stress results calculated by the domestic and foreign codes, and the section close to supporting ring may not to be chosen as key section and the steel consumption is mainly determined by the admissible value of integral membrane stress. Using the recommended stress classification and safety level, material can be saved while ensuring structural safety.

Key words: exposed steel penstocks; strength design; stress classification; calculation model; key cross section; safety level

（责任编辑：王冰伟）