

文章编号:0559-9350(2009)10-1175-09

基于弹性补偿有限元法的无梁岔管安全评价

张伟¹,杨绿峰¹,韩晓凤²

(1. 广西大学 工程防灾与结构安全省部共建重点实验室,广西南宁 53004;

2. 广西电力工业勘察设计研究院,广西 南宁 530023)

摘要:引入承载比和广义屈服准则,提出基于弹性补偿有限元法的无梁岔管安全评价方法,该法根据塑性极限分析原理,先利用承载比改进采用无量纲内力表达的板壳单元广义屈服准则,扩展了广义屈服准则的适用范围,同时利用弹性补偿有限元法设置了单元弹性模量调整的广义应力阈值,改进了传统弹性补偿法的收敛问题,提高了板壳结构极限分析的精度。方法的可靠性通过3个算例得到验证。在此基础上,对某大型水电站的四通无梁岔管通过求解岔管的壳体安全系统和破坏模式进行安全评价。实际应用表明,弹性补偿有限元法可应用于结构极限分析,其收敛性、计算精度和稳定性均较好,可用于无梁岔管的安全评价。

关键词:无梁岔管;弹性补偿有限元法;安全评价;承载比;广义屈服准则

中图分类号:TV732.4

文献标识码:A

1 研究背景

无梁岔管是在月牙肋岔管和球形岔管基础上发展起来的一种岔管结构形式,采用主、支锥管逐渐过渡,并与公切球壳衔接,构成以锥管为主体、岔管顶部和底部存在小面积球壳、整体结构较平顺的组合壳体结构。这种岔管通过膜应力以及不大的弯曲应力承受内水压力,具有耗材经济、加工和检测容易、运输和安装方便等优点,20世纪60年代开始在前西德和瑞士应用^[1],70年代中期开始在我国应用,西洱河二级电站的三通无梁岔管、喀什河二级电站的四通无梁岔管、柴石滩电站的四通无梁岔管是典型的应用实例。岔管布置上通常接近厂房,其安全性直接影响厂房的安全,对岔管进行合理的安全评价是重要的应用研究课题。本文集中在三个关键问题上:安全评价指标的计算,评价指标的综合考虑方法和控制标准的确定。安全性评价通过各评价指标的综合函数值与控制标准相比较实现。对于无梁岔管,目前通过应力分析得到应力评价指标,采用基于应力分类的强度理论对各应力指标进行综合考虑,控制指标采用应力控制指标。

无梁岔管应力分析方面,早期主要基于旋转薄壳弹性理论的解析法,通过不同壳体连接处的径向位移和转角位移协调条件,得到壳体截面的弯矩和薄膜力,从而得到控制部位的近似应力^[2-3]。经与线弹性有限元法和模型试验结果相比较,解析法在弹性承载下具有良好的计算精度,并可根据不同的管壁厚度和母线转折角,给出便于使用的应力系数表^[4]。水电站压力钢管设计规范^[5-6]中主要推荐采用解析法作为无梁岔管的应力分析方法。随着数值分析方法和计算机技术的发展,线弹性有限元法开始在无梁岔管应力分析中应用^[7],并可与CAD等设计软件联合应用,实现由结构体形到应力分析的优化设计过程^[8]。通过与多个工程模型试验和原型水压试验对比分析表明,有限元计算结果可作为岔管设计的依据^[9],无梁岔管的有限元应力分析方法也已开始引入规范。

收稿日期:2008-08-12

基金项目:国家自然科学基金资助项目(50909021;50768001);广西省自然科学基金资助项目(桂科青0991006;桂科自0991020Z);工程防灾与结构安全教育部重点实验室基金项目(2009IMZR002)

作者简介:张伟(1977—),男,四川达县人,博士,副教授,主要从事水电站压力管道研究。E-mail:zh.ei@163.com

应力分类方面,参照压力容器的分析设计方法,根据产生的原因、作用和分布不同,对压力管道中的应力进行分类,以便按等安全裕度原则设计^[10]。无梁岔管将控制应力分为三类:转角点最大峰值应力;转角点附近局部薄膜应力;距离转角点为 $0.5\sqrt{Rt}$ 处整体薄膜应力。强度理论应用方面,在应力分类基础上,为全面考虑各单向应力对安全性能的影响,通常采用基于强度理论的折算应力进行安全评价。欧盟标准 EN13445《非接触火焰压力容器规范》^[11]采用第三强度理论,美国 ASME《锅炉及压力容器规范》第八卷第二分册早期也采用第三强度理论,目前已改用第四强度理论^[12]。国内无梁岔管安全评价主要有两种做法,一种是采用第四强度理论折算应力进行评价,另一种是直接采用基于应力分类的环向应力进行评价。

应力控制标准方面,研究工作集中在安全度取值和可靠度理论的引入上。安全度主要通过允许应力或安全系数体现,后者可由材料强度除以前者得到,参考工程实践和国内外相关标准的取值^[13],基本荷载组合下,以钢材屈服强度为基准,岔管的膜应力区和局部应力区的安全系数分别为 2.00 和 1.25^[6]。不同分类应力的安全系数比例关系按照应力分类确定,可由截面塑性极限分析推求出^[14]。可靠度理论已引入我国水电站压力管道规范的安全评价中^[5],这在国内外压力容器规范中处于领先地位,多数规范仍采用允许应力设计法。在确定荷载分项系数、材料分项系数、结构重要性系数以及设计状况系数基础上,可靠度理论通过工程校准的结构系数,使基于可靠度理论的管道结构综合安全系数与原安全系数一致^[15]。在实际应用中,由于工程等级、材料屈强比限值和弯管承载特性等因素的变化,综合安全系数可能出现略小于原安全系数的情况^[16]。

现行基于应力分类的无梁岔管线弹性分析安全评价方法,实质是通过塑性理论中的若干原理评定各类弹性名义应力^[4],虽经实践证明评价方法是安全可靠的,但算法与原理明显不协调^[10]。国内外压力容器规范中除保留基于应力分类的弹性分析安全评价方法外,都已明确规定可以采用塑性分析方法直接求出极限荷载,进而进行安全评价。采用设计荷载作为评价指标,通过极限分析方法得到结构的极限荷载,进而得到整体安全系数,再与整体安全系数控制指标相比较,可为无梁岔管的安全评价提供一条新途径。近年来,以极限分析为目的的塑性极限分析数值方法得到了较快的发展,该法能够避开复杂的结构弹塑性分析过程,直接获得结构的失效模式和极限荷载,得到的结果与考虑弹塑性全过程分析基本一致,因而受到了广泛重视。系列弹性迭代法是在 20 世纪 90 年代逐渐发展起来的塑性极限分析的数值方法,弹性补偿法(Elastic Compensation Method,简记为 ECM)是有代表性的一种,其根据塑性极限分析的上、下限定理,通过一系列缩减高应力单元弹性模量的弹性迭代过程,对承载结构进行应力重分布,形成一系列逐渐逼近极限状态的允许应力场和位移场,从而获得极限荷载的上、下限,为结构的承载安全评价提供依据^[17],该法应用广泛,现已被欧盟压力容器标准、美国 ASME 锅炉及压力容器规范以及日本工程师协会等推荐采用。Hamilton 等人研究了采用板壳单元进行极限分析的计算方法,提出了基于广义屈服准则极限分析的 ECM^[18](简记为 GECM)。文献[19]提出了修正弹性补偿法,通过引入名义应力调整因子,使单元弹性模量迭代序列满足压缩映射条件。杨绿峰等人研究了土木工程塑性极限分析的弹性补偿有限元法(简记为 ECFEM),并分析了影响因素^[20-21],表明该法在土木水利工程中具有良好的应用前景。本文引入承载比改进无量纲内力表示的板壳单元广义屈服准则,提出基于弹性补偿有限元法的无梁岔管安全评价方法,结合算例分析,论证该法的可靠性,并应用于某四通岔管的安全评价中。

2 薄板壳结构的弹性补偿有限元法

2.1 薄壳结构的广义屈服准则 ECFEM 通常采用经典塑性力学以应力表达的屈服准则和三维有限元法,通过有限次弹性迭代得到结构的极限分析结果。薄板壳结构同样可采用以应力表达的屈服准则进行 ECFEM 极限分析,然而,为了反映沿厚度方向的应力变化,得到高精度的计算结果,结构需离散为三维单元,沿厚度方向需划分 3 层以上单元网格^[22],这使得结构建模复杂化,计算量增大。采用以薄板壳截面各内力表达的广义屈服准则可克服前述问题,利用壳单元建模,减少计算量^[18]。基于 Kirchhoff 假设的弹性薄壳理论不以壳体内三维点的位移、形变、应力为研究对象,而是以中面位移、中面应变以及应

力向中面简化而得来的内力为研究对象,建立平衡、几何和本构方程。厚度为 T 的薄壳截面内力与应力如图 1。

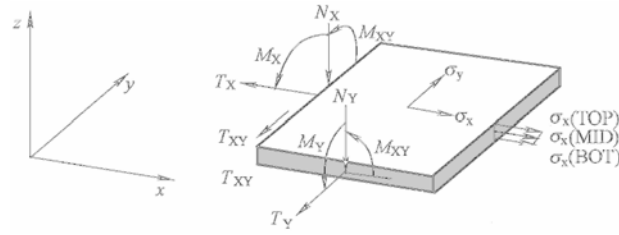


图 1 薄壳截面的内力与应力

对于薄壳结构目前已提出了多种广义屈服准则的表达式, Ilyushin 提出的服从 Mises 屈服准则的理想弹塑性广义屈服准则是精度较高的一种^[28],表示为

$$\begin{aligned} \Sigma_{IL}^2 &= Q_N + Q_M + \frac{|Q_{NM}|}{\sqrt{3}}, \Sigma_{IL} \leq 1 \\ Q_N &= n_x^2 + n_y^2 - n_x n_y + 3 n_{xy}^2 \\ Q_M &= m_x^2 + m_y^2 - m_x m_y + 3 m_{xy}^2 \\ Q_{NM} &= n_x m_x - \frac{1}{2} n_x m_y - \frac{1}{2} n_y m_x + n_y m_y + 3 n_{xy} m_{xy} \end{aligned} \quad (1)$$

文献[17]给出了一种无量纲内力表达式,并采用 GECM 应用于薄壳结构的塑性极限分析中,表示为

$$n_x = \frac{T_x}{T\sigma_s}; n_y = \frac{T_y}{T\sigma_s}; n_{xy} = \frac{T_{xy}}{T\sigma_s}; m_x = \frac{M_x}{T^2\sigma_s}; m_y = \frac{M_y}{T^2\sigma_s}; m_{xy} = \frac{M_{xy}}{T^2\sigma_s} \quad (2)$$

式中: n_x 、 n_y 、 n_{xy} 、 m_x 、 m_y 、 m_{xy} 为无量纲内力; σ_s 为材料强度。

2.2 承载比和改进广义屈服准则 研究表明,以式(2)无量纲内力表达的广义屈服准则仅适用于对膜内受力为主的壳体结构进行极限分析。为扩展广义屈服准则的适用范围,本文考虑参数的物理意义,根据单元截面内力接近于相应抗力的程度,定义单元各种内力相应的承载比,修改式(2)中对应于弯矩的无量纲内力表达式,即

$$\begin{aligned} n'_x &= \frac{T_x}{N_p} = \frac{T_x}{T\sigma_s}; n'_y = \frac{T_y}{N_p} = \frac{T_y}{T\sigma_s}; n'_{xy} = \frac{T_{xy}}{N_p} = \frac{T_{xy}}{T\sigma_s} \\ m'_x &= \frac{M_x}{M_p} = \frac{4M_x}{T^2\sigma_s}; m'_y = \frac{M_y}{M_p} = \frac{4M_y}{T^2\sigma_s}; m'_{xy} = \frac{M_{xy}}{M_p} = \frac{4M_{xy}}{T^2\sigma_s} \end{aligned} \quad (3)$$

式中: n'_x 、 n'_y 、 n'_{xy} 、 m'_x 、 m'_y 、 m'_{xy} 分别为对应各内力的承载比; N_p 、 M_p 分别为壳体的塑性极限薄膜力和极限弯矩, $N_p = T\sigma_s$, $M_p = T\sigma_s^2/4$ 。

将式(3)代入式(1),引入承载比改进壳单元广义屈服准则,可使广义屈服准则不仅适用于对膜内受力为主的壳体结构进行极限分析,而且适用于以弯曲受力为主的结构,以及膜内和弯曲组合受力的结构。薄板的广义屈服准则可由对式(3)进行简化得到,根据 Kirchhoff-Love 假设的弹性薄板理论,结构承载主要受截面弯矩的影响,平面膜力影响可忽略,屈服准则简化为:

$$\Sigma_{IL}^2 = Q_M = m_x^2 + m_y^2 - m_x m_y + 3 m_{xy}^2, \Sigma_{IL} \leq 1 \quad (4)$$

2.3 薄板壳结构的弹性补偿有限元法 为克服传统弹性补偿法对所有材料的弹性模量都进行调整引起的不收敛问题,本文利用弹性补偿有限元法 ECFEM^[19-20] 的核心思想,通过设置单元弹模调整时广义应力的阈值,消除应力集中引起的结构刚度矩阵奇异问题,同时引入广义屈服准则减小计算工作量,使弹性迭代过程按以下 3 个基本步骤实现。

(1) 对结构施加名义荷载幅值 P_n ,进行初始弹性有限元分析。获得初始弹性应力场后,随后的迭代对每个单元的弹性模量进行修正:

$$E_{i+1}^e = \begin{cases} E_i^e \frac{\{\Sigma_{\underline{L}}\}_{n,i}}{\{\Sigma_{\underline{L}}\}_i^e}, & \{\Sigma_{\underline{L}}\}_i^e \geq \{\Sigma_{\underline{L}}\}_{n,i} \\ E_i^e, & \{\Sigma_{\underline{L}}\}_i^e < \{\Sigma_{\underline{L}}\}_{n,i} \end{cases} \quad (5)$$

式中： E_i^e 为第 i 次迭代的当前单元弹性模量； E_{i+1}^e 为弹性模量调整后进行下一次迭代时当前单元的弹性模量； $\{\Sigma_{\underline{L}}\}_i^e$ 为第 i 次迭代的当前单元广义应力，按照广义屈服准则确定； $\{\Sigma_{\underline{L}}\}_{n,i}$ 为第 i 次迭代的名义应力，用作单元弹性模量调整标准，同时作为调整的相对值：

$$\{\Sigma_{\underline{L}}\}_{n,i} = \min\{\{\Sigma_{\underline{L}}\}_i^e\} + k[\max\{\{\Sigma_{\underline{L}}\}_i^e\} - \min\{\{\Sigma_{\underline{L}}\}_i^e\}], \quad k \in [0,1] \quad (6)$$

式中： k 表示调整因子，用来控制弹性模量被调整的单元数。

(2) 根据各次迭代计算中单元的最大广义应力，计算本次迭代分析的极限荷载下限。若第 i 次迭代计算中得到的所有单元广义应力为 $\{\Sigma_{\underline{L}}\}_i^e$ ，则第 i 次迭代计算的下限极限荷载 $P_{L,i}$ 为：

$$P_{L,i} = P_n \frac{1}{\max\{\{\Sigma_{\underline{L}}\}_i^e\}} \quad (7)$$

(3) 迭代过程中， $P_{L,i+1}$ 满足收敛容差时迭代结束：

$$\left| \frac{P_{L,i+1} - P_{L,i}}{P_{L,i}} \right| \leq e \quad (8)$$

式中： e 为迭代收敛容差。

根据下限定理，可得到下限荷载 P_L ，为

$$P_L = \max(P_{L,i}) \quad (i = 1, 2, \dots) \quad (9)$$

3 算例分析

取 3 个有代表性的薄板壳结构验证算法的可靠性，包括：膜内受力为主的受内压作用的圆柱薄壳；弯曲受力为主的受均布压力作用的圆板；膜内和弯曲组合受力的受内压作用的带支管半球壳。

3.1 受内压作用的圆柱薄壳 一端固支、一端自由的圆柱薄壳，长度为 L ，半径为 R ，壁厚为 T ，几何参数如图 2。材料的泊松比 $\mu=0.3$ ，弹性模量 $E=2.06 \times 10^5 \text{MPa}$ ，材料强度为 $\sigma_s=300 \text{MPa}$ 。根据不同的长度、半径和壁厚计算方案，采用解析法、GECM、EPIM 和 ECFEM 对结构进行极限分析，计算结果见表 1。弹塑性增量法(Elasto-Plastic Incremental Method，简记为 EPIM)采用 4 节点壳单元、理想弹塑性本构模型和 Mises 屈服准则。根据影响因素分析规律，ECFEM 迭代收敛容差取 0.001，名义应力调整系数 k 取 $0.6^{[21]}$ 。为便于对比，对各方法的极限荷载进行归一化为：

$$V_L = \frac{P_L}{P_{L_A}}; \quad P_{L_A} = \frac{N_P}{R} + \frac{2M_P}{L^2}; \quad N_P = \sigma_s T; \quad M_P = \frac{\sigma_s T^2}{4} \quad (10)$$

式中： P_L 、 V_L 分别为各种算法的计算极限荷载和归一化极限荷载； P_{L_A} 为解析法极限荷载； N_P 、 M_P 分别为矩形截面单位长度的极限薄膜力和塑性极限弯矩； R 、 L 和 T 分别为圆筒半径、长度和壁厚。

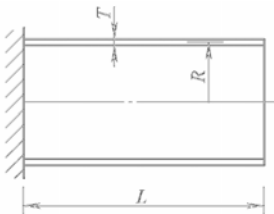


图 2 圆柱薄壳几何参数

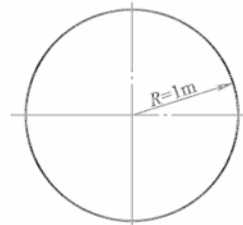


图 3 圆板几何参数

表1 受内压作用的圆柱薄壳的归一化极限荷载

D/m	R/m	T/mm	$V_{L,A}[24]$	$V_{L,G}$	$V_{L,P}$	$V_{L,E}$
1	0.5	0.01	1.00	1.00	1.01	0.99
		0.02		1.00	1.01	0.99
2	1	0.01	1.00	1.00	1.01	0.98
		0.02		1.00	1.01	0.99

注： $V_{L,A}$ 、 $V_{L,G}$ 、 $V_{L,P}$ 、 $V_{L,E}$ 分别表示解析法、GECM、EPIM和ECFEM的归一化极限荷载，下同。

由表1可见，在以膜内受力为主的结构中，壳截面不存在弯曲应力，应力均匀，各种方法计算结果的相对差均较小，精度都较高。

3.2 受均布压力作用的圆板 受均布压力作用的圆板，半径 $R=1m$ ，板厚为 T ，几何参数如图3。材料的泊松比均为 $\mu=0.3$ ，弹性模量 $E=2.06 \times 10^5 MPa$ ，材料强度为 $\sigma_s=300MPa$ 。根据不同的板厚和边界支承条件计算方案，采用解析法、GECM、EPIM和ECFEM对结构进行极限分析，材料和计算参数设置以及单元选择同上，计算结果见表2。为便于对比，对各方法的极限荷载进行归一化为：

$$V_L = \frac{P_L R^2}{6.6 M_p}; M_p = \frac{\sigma_s T^2}{4} \quad (11)$$

表2 受均布压力作用圆板的归一化极限荷载

支承条件	R/T	$V_{L,A}[24]$	$V_{L,G}$	$V_{L,P}$	$V_{L,E}$
简支	200	1.00	3.96	1.01	0.99
	100		3.96	0.96	0.99
固支	200	1.82	8.19	1.98	2.04
	100		8.19	1.98	2.05

由表2可见，在弯曲受力为主的结构中，3种数值算法的计算结果有显著差别，ECFEM与EPIM法十分接近，相对差在3.5%以内，两者与解析算法结果符合较好。GECM未考虑到板壳结构的弯曲受力特性，截面弯矩对应的无量纲内力不能充分考虑弯曲应力参与的塑性屈服，极限分析结果远大于实际值，不适用于受弯为主的结构极限分析。

3.3 受内压作用的带支管半球壳 带支管的半球壳基本尺寸如图4，主管半径 $R=0.5m$ ，支管末端距主管轴线 $H=0.8m$ 。材料的泊松比 $\mu=0.3$ ，弹性模量 $E=2.06 \times 10^5 MPa$ ，材料强度为 $\sigma_s=300MPa$ 。施加内水压力，根据对称性取P4结构分析，对称面取对称边界条件，半球壳端部边界条件取固定约束条件、支管端部自由，采用8节点壳单元，有限元网格如图5所示。根据半球壳壁厚 T 、支管半径 r 、支管壁厚 t 与半球壳半径 R 的不同比例关系，采用GECM、EPIM和ECFEM对结构进行极限分析，计算参数设置同算例1，计算结果见表3。为便于对比，对各方法的极限荷载进行归一化为：

$$V_L = \frac{R}{2TS} P_L \quad (12)$$

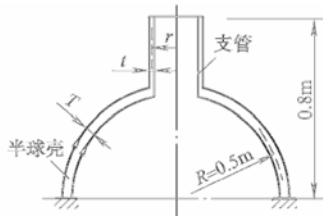


图4 带支管半球壳的几何参数

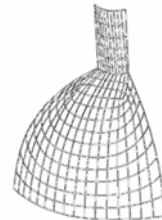


图5 有限元网格

由表3可见，在膜内和弯曲组合受力的结构中，3种数值算法的计算结果有差别，弯曲应力是引起差别的主要原因。ECFEM与EPIM法比较接近，相对差在2.4%以内，可相互验证。GECM计算结果略偏高，且在收敛精度要求严时存在不收敛问题。

根据算法原理和算例分析可见，GECM仅适用于膜内受力为主的结构中，且存在不收敛问题，

ECFEM 适用于各种受力情况下的薄壳结构极限分析,且精度较高,可考虑在无梁岔管安全评价中应用。

表 3 受内压作用带支管半球壳的归一化极限荷载

R/T	R/t	R/r	$V_{L,G}$	$V_{L,P}$	$V_{L,E}$
50	50	10	0.89{ * }	0.87	0.85
		5	0.91{ * }	0.87	0.86
	100	10	0.91{ * }	0.87	0.85
		5	0.93	0.87	0.86
100	100	10	0.84{ * }	0.85	0.84
		5	0.87{ * }	0.85	0.85
	200	10	0.86{ * }	0.85	0.84
		5	0.89	0.83	0.85

注:标{*}表示出现数值奇异而迭代停止。

4 无梁岔管极限分析和安全评价

4.1 计算模型与参数 某水电站压力管道采用集中供水方式,厂房前的岔管布置选用四通岔管,支管对称布置,分岔角 80° ,主管直径 5.10m ,3 条支管直径均为 3.60m ,公切球直径 7.65m ,主支过渡锥管均采用 2 节,岔管几何参数见图 6。结构型式为无梁钢岔管,水平布置并埋设在混凝土镇墩中,设计按明钢岔管考虑。材料采用调质钢,设计壁厚为 46mm ,锈蚀厚度取 2mm ,弹性模量 $E=2.06 \times 10^5 \text{MPa}$,泊松比 $\mu=0.3$,材料屈服强度 σ_s 取 427MPa 。电站上游的水位波动较小,结构设计控制工况为正常运行工况,考虑水锤后,分岔管处最大设计水头为 126m 。采用 EPIM 和 ECFEM 对设计方案进行极限分析,并与解析法和弹性有限元分析结果相对比,提供安全评价的依据。材料采用理想弹塑性本构模型,EPIM 采用 Mises 屈服准则,逐级加载增量迭代,内压增量取 0.1MPa ,以计算不收敛作为极限状态的判据。ECFEM 收敛容差取 0.001 ,广义应力调整系数取 0.6 。岔管的有限元网格如图 7,采用 8 节点壳单元,单元总数 $4\ 522$ 个,节点总数 $13\ 704$,管道末端施加轴向约束。

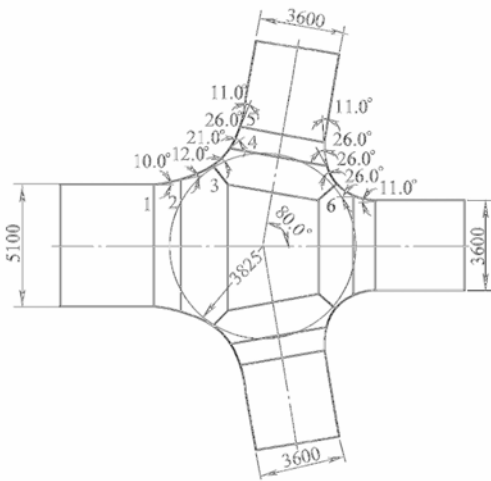


图 6 无梁岔管几何参数

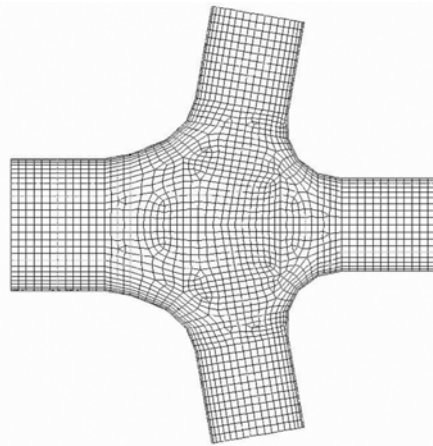


图 7 无梁岔管有限元网格

4.2 极限分析和安全评价

4.2.1 安全系数和破坏模式 根据结构计算安全系数和破坏模式对无梁岔管进行安全评价,岔管结构在设计内水压作用下的安全系数计算结果见表 4。

解析法采用基于应力分类的线弹性分析安全评价法,按规范^[6]基于旋转壳的近似计算方法,得到各锐角区和钝角区控制点的膜应力和局部应力,采用材料屈服强度除以折算应力,得到相应点安全系数,控制点位置见图 6,其中 K_{\max} 为对应转角点最大峰值应力的点安全系数, K_{σ} 为对应转角点附近薄膜应力的点安全系数, $K_{0.5}$ 为距离转角点为 $0.5\sqrt{Rt}$ 处环向整体薄膜应力的点安全系数。由规范^[6]允许应

力可得到峰值应力和薄膜应力的安全系数限值分别为 2.00 和 1.25。弹性有限元法的安全系数计算过程与解析法相同,应力场由弹性有限元分析得到。EPIM 和 ECFEM 采用迭代法得到极限内水压,进而得到岔管结构的整体安全系数。表中也同时列出了采用线弹性有限元法计算的点安全系数。岔管壁厚为 46mm 时,EPIM 和 ECFEM 的破坏模式如图 8 所示,深色区域为屈服区。

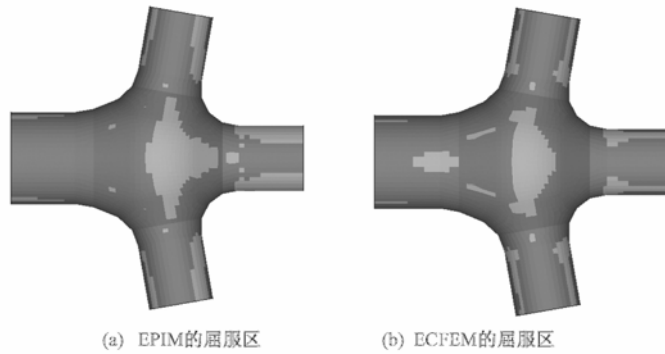


图 8 整体屈服时岔管的破坏模式

表 4 岔管结构的计算安全系数

管壁厚度/mm	控制点编号	K_{\max}	$K_{\sigma L}$	$K_{\sigma L}$	EPIM 安全系数 K_{GP}	ECFEM 安全系数 K_{GP}
46	1	3.49 (3.31)	4.05 (3.68)	4.43 (4.17)	3.99	3.74
	2	2.93 (2.82)	3.47 (3.14)	3.86 (3.57)		
	3	1.70 (1.88)	2.15 (2.22)	2.53 (2.56)		
	4	2.80 (2.25)	3.52 (2.75)	4.16 (3.38)		
	5	5.09 (4.23)	5.84 (4.98)	6.39 (5.82)		
	6	1.55 (2.09)	2.00 (2.29)	2.40 (2.65)		
36	1	2.56 (2.38)	3.01 (2.69)	3.31 (3.14)	2.98	2.84
	2	2.13 (2.03)	2.56 (2.29)	2.87 (2.69)		
	3	1.21 (1.34)	1.56 (1.61)	1.84 (1.91)		
	4	2.00 (1.57)	2.55 (1.94)	3.04 (2.49)		
	5	3.74 (3.00)	4.35 (3.60)	4.79 (4.39)		
	6	1.10 (1.50)	1.44 (1.67)	1.74 (2.00)		

注:括号内为线弹性有限元计算结果;加黑数据为不满足规范要求的安全系数。

计算结果表明,膜应力是岔管的主要应力,局部膜应力安全度相对最小,规范要求验算的结构钝角区、锐角区以及附近区域为岔管屈服较早区域,是引起结构破坏的薄弱环节。同时也表明,现行评价方法由于根据弹性应力指标进行安全评价,计算安全系数显著小于整体安全系数,主要原因为现行评价方法的计算弹性应力随荷载增加而按线性比例增加,虽然在材料处于弹性范围时与模型试验结果吻合良好,但实质为基于弹性分析的点安全系数评价方法,与应力分类法的塑性评价原理不相符合,不能考虑钢材屈服后应力重分布对弹性应力的削峰效应,也不能得到对应实际塑性变形破坏的整体安全系数,因而评价结果显得较保守。

4.2.2 算法分析和安全评价 ECFEM 极限内水压的弹性迭代过程如图 9,图中也同时给出了解析法 AM 和 EPIM 的计算极限内水压。

由图表可见:(1)薄板壳结构塑性极限分析的 ECFEM 收敛性、计算精度和稳定性均较好,可应用于无梁岔管的安全评价中,形成基于 ECFEM 的无梁岔管安全评价方法。尽管 ECFEM 和 EPIM 的计算原理不同,但两种方法所得到的整体安全系数相差在 6.7% 以内,而且得到的破坏模式基本相同,能相互验证。同时 ECFEM 原理简单,便于在安全评价中应用;(2)现行基于应力分类的线弹性分析安全评价法通过塑性原理评定弹性名义应力,算法与原理不协调,不能得到对应实际塑性变形破坏的整体安全系数,安全评价结果偏于保守。就本例而言,现行算法要求岔管最小壁厚 46mm,而将壁厚减至 36mm 时,利用 ECFEM 所求得的整体安全系数仍达 2.84,根据规范^[6](第 9.0.5 条)整体屈服安全系数限值 2.0,采

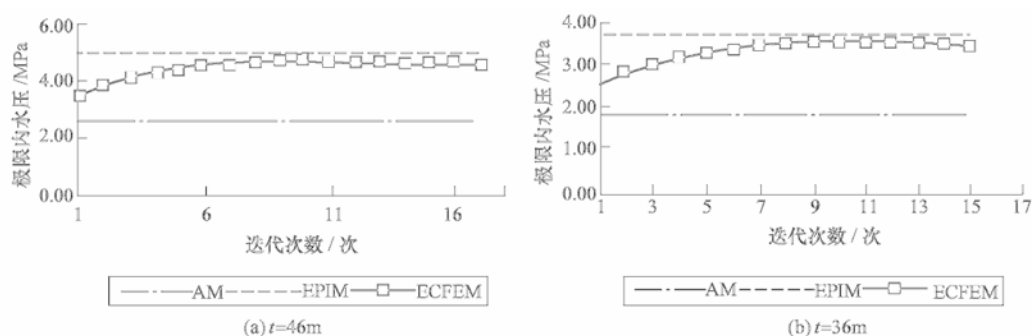


图9 极限内压的弹性迭代过程

用壁厚 36mm 的岔管不仅可以满足承载力要求,且有安全裕度,同时也可以显著减少耗材,加工、制作和安装工艺也相应简化。进一步分析表明,采用壁厚 36mm 的 16Mn 钢(屈服强度 σ_s 为 305MPa)时,利用 ECFEM 所求得岔管整体安全系数约为 2.0,恰能满足整体屈服安全要求,并且可使造价进一步减少,同时提高了结构的延性,改善结构的承载性能;(3)结构钝角区、锐角区,以及附近区域是破坏的主屈服区。腰线转角破坏了旋转薄壳的膜内受力规律,引起了局部弯曲应力,导致应力集中。应力集中严重时,可减小球壳片的曲率半径或者增加过渡锥管节数,从而减小母线转角,降低局部弯曲应力,减小管壁厚度。

5 结论

本文将承载比和广义屈服准则引入弹性补偿有限元法 ECFEM,改进了采用无量纲内力表达的板壳单元广义屈服准则,扩展了该方法在薄壳中的应用范围,使其可应用到以弯曲受力为主的结构极限分析,以及膜内和弯曲组合受力的结构极限分析中,由此给出了基于 ECFEM 的无梁岔管安全评价方法。与弹塑性有限元方法对比分析表明,基于 ECFEM 的无梁岔管安全评价方法的收敛性、计算精度和稳定性均较好,且具有原理简单、使用方便的特点,能通过求解无梁岔管的整体安全系数和破坏模式对岔管进行安全评价。对本文四通无梁岔管安全评价表明,与现行基于应力分类的线弹性分析安全评价法相比,本文方法所得结果与无梁岔管的破坏机理更为吻合。

需要指出的是,整体屈服安全系数限值有待经过试验的检验和论证。

参 考 文 献:

- [1] Ure J. New design for penstock branches [J]. Water Power, 1970, 2: 22—31.
- [2] 潘家铮. 压力钢管[M]. 北京: 电子工业出版社, 1982.
- [3] 孙君实. 关于无梁岔管的设计问题[J]. 水利学报, 1982(11): 12—21.
- [4] 钟秉章. 无梁岔管应力计算[J]. 浙江大学学报, 1984, 18(3): 38—49.
- [5] DL T 5141-2001, 水电站压力钢管设计规范[S].
- [6] SL281-2003, 水电站压力钢管设计规范[S].
- [7] 伍鹤皋, 秦继章, 龚国芝, 等. 大直径无梁三分岔管结构研究[J]. 水利学报, 1999(4): 40—43.
- [8] 杨兴义, 伍鹤皋, 罗京龙. 无梁岔管计算机辅助设计[J]. 中国农村水利水电, 2005(11): 84—85.
- [9] 钟秉章, 陆强. 关于水电站钢岔管设计的若干问题[C]. 第五届全国水电站压力管道会议论文集. 武汉: 湖北科学技术出版社, 2002: 140—145.
- [10] 李国建. 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.
- [11] EN 13445-3, European standard for unfired pressure vessels [S].
- [12] ASME Boiler and Pressure Vessel Committee. ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section VIII, Rules for Construction of Pressure Vessels, 2007 Edition [S].

- [13] 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): 38—41.
- [14] 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.
- [15] 侯建国, 何英明, 安旭文, 等. 钢管规范修订稿概率极限状态设计法简介[C]. 第五届全国水电站压力管道会议论文集[C]. 武汉: 湖北科学技术出版社, 2002: 332—343.
- [16] 傅金筑. 《水电站压力钢管设计规范(GB 5141-2001)》若干问题的讨论[C]. 第六届全国水电站压力管道会议论文集. 北京: 中国水利水电出版社, 2006: 1—6.
- [17] Mackenzie D, Boyle J T, Hamilton R. The elastic compensation method for limit and shakedown analysis; a review [J]. *Journal of Strain Analysis*, 2000, 35(3):171—188.
- [18] Hamilton R, Boyle J T. Simplified lower bound limit analysis of transversely loaded thin plates using generalized yield criteria [J]. *Thin-Walled Structures*, 2002, 40(6): 503—522.
- [19] Chen L J, Liu Y H, Yang P, Cen Z Z. Limit analysis of structures containing flaws based on a modified elastic compensation method [J]. *European Journal of Mechanics A Solids*, 2008, 27(2): 195—209.
- [20] 杨绿峰, 乔永平, 余波. 基于弹性补偿有限元法的拱桥极限分析 [J]. 长沙交通学院院报, 2008, 24(1):1—5.
- [21] Zhang Wei, Yang Lufeng. Study on influence factor of plastic limit analysis based on elastic compensation finite element method [C]. The Tenth International Symposium on Structural Engineering for Young Experts. Changsha, China, Science Press, 2008: 190—195.
- [22] Nadarajah C, Mackenzie D, Boyle J T. Limit and shakedown analysis of nozzle cylinder intersections under internal pressure and in-plane moment loading [J]. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 1996, 68(3): 261—272.
- [23] Robinson M. A comparison of yield surface for thin shells [J]. *International Journal of Mechanical Science*, 1971, 13: 345—354.
- [24] 徐秉业, 刘信声. 结构塑性极限分析[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 1985.

Safety evaluation of shell type bifurcated pipes using elastic compensation finite element method

ZHANG Wei¹, YANG Lu-feng¹, HAN Xiao-feng²

(1. Guangxi University, Nanning 530004, China;

2. Guangxi Electric Power Industry Investigation Design and Research Institute, Nanning 530023, China)

Abstract: By introducing the load-bearing ratio and generalized yield criteria, a new safety evaluation method of shell type bifurcated pipes using elastic compensation FEM is suggested. According to the theory of plastic limit analysis, the generalized yield criteria of thin shell and plate expressed by dimensionless parameters is modified by load-bearing ratio, which extends the applied range of generalized yield criteria. The elastic compensation finite element method is also used to set the threshold of generalized stress to overcome the problem of divergence and improve the accuracy of calculation. The validity of the proposed method is verified by 3 classical calculation examples. On this basis, the method is applied to evaluate the safety of a four-way shell type bifurcated pipe and predict its failure mode. The result verifies that this method has good accuracy, stability and convergence rate.

Key words: shell type bifurcated pipe; elastic compensation FEM; safety evaluation; load bearing-ratio; generalized yield criteria

(责任编辑:王冰伟)