

加劲巨型薄壁输水钢管外压临界失稳性能研究

史长莹, 韩 怡, 马文英

(河北工程学院水利系, 河北 邯郸 056021)

摘要 通过分析加劲巨型薄壁钢管管身段和环管段的外压临界失稳特性,同时根据工程应用实际,考虑了具有相同断面面积的矩形环和 T 形环对钢管临界失稳指标的影响,得出了加劲环间距采用 0.1~0.6 倍钢管内半径最为有效,加劲环厚度宜为 1~1.5 倍管壁厚度,适宜高厚比为 5~20 的结论,并指出不同尺寸与布置间距的加劲环管段外压临界失稳存在耦合特性.实例分析表明,使用文中介绍的方法进行加劲巨型薄壁输水钢管外压稳定优化设计可达到既经济又安全的目的.

关键词 巨型薄壁钢管 外压临界失稳 加劲环 水电站

中图分类号 :TV732.4⁺1 文献标识码 :A 文章编号 :1006-7647(2005)04-0026-04

Property of huge stiffener-ring thin-wall steel pipeline in critical state of instability under external pressures//SHI Chang-ying, HAN Yi, MA Wen-ying(Department of Water Conservancy, Hebei University of Engineering, Handan 056021, China)
Abstract :Based on an analysis of the property of the pipe body and stiffener-ring section of the huge stiffener-ring thin-wall steel pipeline in critical state of instability under external pressures in practical projects, the influences of rectangular ring and T-shaped ring with the same sectional area on the index of instability of the pipeline in critical state were discussed. Some conclusions were drawn :it is most effective to adopt a spacing of stiffener rings 0.1 to 0.6 times of the internal radius of the steel pipe ;the suitable thickness of stiffener rings is 1 to 1.5 times of that of the pipe wall ;the rational ratio of height to thickness of stiffener rings is from 5 to 20. It is also revealed that the coupling property exists between the sections of stiffener rings with different sizes and spacings in the critical state of instability under external pressures. Case study shows that the present method is economical and safe in optimal design of huge stiffener-ring thin-wall steel pipelines under external pressures.
Key words :huge thin-wall steel pipe ;critical instability under external pressure ;stiffener ring ;hydropower station

大型水电站中的巨型薄壁输水钢管,工程中多采用加劲环形式来提高其抗外压失稳性能,但如何确定加劲环形式、尺寸与布置间距更为有效且经济合理,目前这方面的研究较少.本文将加劲巨型薄壁钢管看作一系列环间管身段和加劲环管段构成的整体(图 1),分别应用圆管外压稳定分析的 Mises 理论和弹性环外压稳定分析理论^[1],建立了二者外压临界失稳值与管径、管壁厚度、加劲环布设间距、筑管材料、失稳波数等因素的关系,并根据工程应用实际,

考虑了具有相同断面面积的矩形环和 T 形环对钢管临界失稳指标的影响,揭示了加劲环的合理断面形式及适宜尺寸.利用分析成果提出了加劲巨型薄壁钢管外压稳定优化设计方法^[2].

1 管身段外压临界失稳状态分析

管身段承受外压失稳时,外压临界失稳值 P_{cr} 采用 Mises 公式计算,即

$$P_{cr} = \frac{E}{(n^2 - 1) \left(1 + \frac{n^2 L^2}{\pi^2 r^2} \right)^2} \frac{t}{r} + \frac{E}{12(1 - \nu^2)} \cdot \left(n^2 - 1 + \frac{2n^2 - 1 - \nu}{1 + \frac{n^2 L^2}{\pi^2 r^2}} \right) \frac{t^3}{r^3}$$

(1)

式中 : E, ν 分别为管身材料的弹性模量和泊松比 ; r 为钢管内半径 ; t 为管壁厚度 ; L 为加劲环布置间距 ; n 为管身失稳波数.

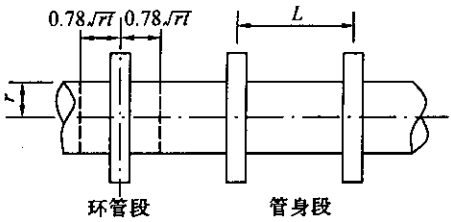


图 1 管身段和环管段示意图

应用式(1)计算时,对每一个给定的 t, r, L ,将有若干个不同的 n 及相应的 P_{cr} ,所求最小的 P_{cr} 须由试算确定. 本文以相对管半径 r/t 和相对环间距 L/r 为变参数,计算模型采用了 $r/t = 20 \sim 400$ (步长为 20) 和 $L/r = 0.1 \sim 5.0$ (步长为 0.1) 范围内的 529 个管身段作为计算对象,同时为掌握钢管失稳时材料属性,以 16 Mn 钢和 A3 钢为例,应用圆筒公式计算不同管径时管身的塑性失效外压力. 将最终计算成果绘制成如图 2 所示的管身段外压临界失稳曲线簇(图中纵坐标是 P_{cr} 的对数值,曲线①和②为 16 Mn 钢和 A3 钢管身段塑性失效外压曲线).

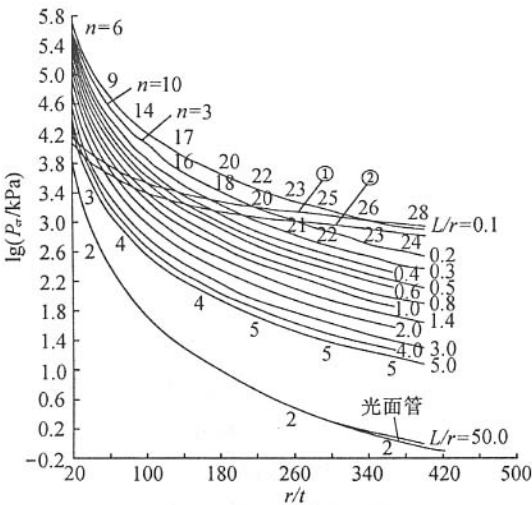


图 2 管身段外压临界失稳分析曲线

2 环管段外压临界失稳状态分析

对于加劲巨型薄壁输水钢管,为避免加劲环与管身间的大量焊缝及焊缝质量不均等不利影响,工程中多采用与管身轧制为一体的加劲环. 此时环管段计算模型为 加劲环 + 受到管身变形影响的两侧管身,影响长度为 $0.78 \sqrt{rt}$. 环管段承受外压失稳时,外压临界失稳值 P_{cr} 采用式(2)计算^[1]:

$$P_{cr} = \frac{3EJ_k}{R_k^3 L} \tag{2}$$

为了比较不同的加劲环断面形式对环管段 P_{cr} 的影响,计算对象取具有相同断面面积的矩形环和 T 形环(见图 3 和图 4),对矩形环:

$$R_k = \frac{\frac{a}{2}(b+t)^2 + 0.78 \sqrt{rt}^2}{a(b+t) + 1.56 \sqrt{rt}} \tag{3}$$

$$J_k = \frac{a}{12}(b+t)^3 + a(b+t)\left(R_k - \frac{b+t}{2}\right)^2 + 0.13 \sqrt{rt}^3 + 1.56 \sqrt{rt}\left(R_k - \frac{t}{2}\right)^2 \tag{4}$$

对 T 形环:

$$R_k = \frac{\frac{ab}{4}(b-a+2t) + \frac{a}{2}\left(a+t+\frac{b}{2}\right)^2 + 0.78 \sqrt{rt}^2}{\frac{ab}{2} + a\left(a+t+\frac{b}{2}\right) + 1.56 \sqrt{rt}} \tag{5}$$

$$J_k = \frac{a^3 b}{24} + \frac{ab}{2}\left(\frac{b-a}{2} - R_k + t\right)^2 + \frac{a}{12}\left(\frac{b}{2} + t\right)^3 + a\left(\frac{b}{2} + t\right)\left[\frac{1}{2}\left(\frac{b}{2} + t\right) - R_k\right]^2 + 0.13 \sqrt{rt}^3 + 1.56 \sqrt{rt}\left(R_k - \frac{t}{2}\right)^2 \tag{6}$$

式中: R_k 为环管段形心至钢管轴线距离; J_k 为环管段截面形心惯性矩; a 为加劲环厚度; b 为加劲环高度.

计算时以加劲环高厚比 b/a 和加劲环相对环间距 L/r 为变参数,并针对大型水电站中多采用的巨型薄壁钢管,计算模型采用 $r = 6.2 \text{ m}$, $t = 4 \text{ cm}$, $a = 2 \text{ cm}, 4 \text{ cm}, 6 \text{ cm}, 8 \text{ cm}$, $L/r = 0.1 \sim 3.0$ (步长为 0.1), $b/a = 3.0 \sim 40.0$ (步长为 3),共计 1 128 个环管段作为计算对象,同时为掌握失稳时环管段材料的属性,视加劲环管段为半径 R_k 的等效圆筒,应用圆筒公式计算不同 b/a 时的环管段塑性失效外压曲线. 将最终计算成果绘制成如图 3 和图 4 所示的环管段外压临界失稳曲线簇(图中曲线①和②为 16 Mn 钢和 A3 钢环管段塑性失效外压曲线).

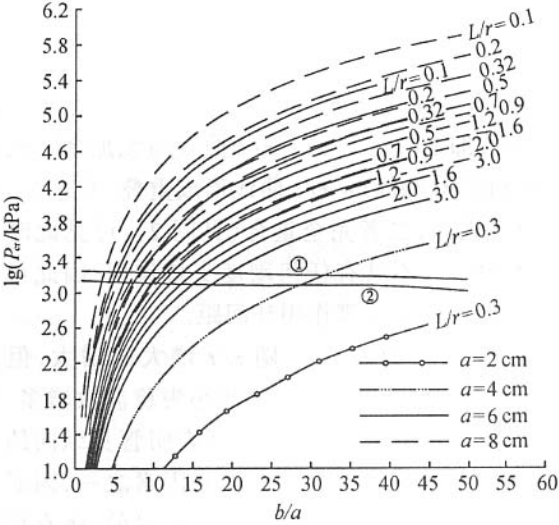


图 3 矩形环管段外压临界失稳分析曲线

3 计算成果分析

研究上述计算成果,加劲巨型薄壁钢管临界失稳具有以下特征:

3.1 管身段

a. 管身段 P_{cr} 随管径巨型化而骤减. 如当 r/t 由 20 增至 220 时,管身 P_{cr} 骤减至初值($r/t = 20$ 时的 P_{cr})的 0.25% ~ 0.54% .

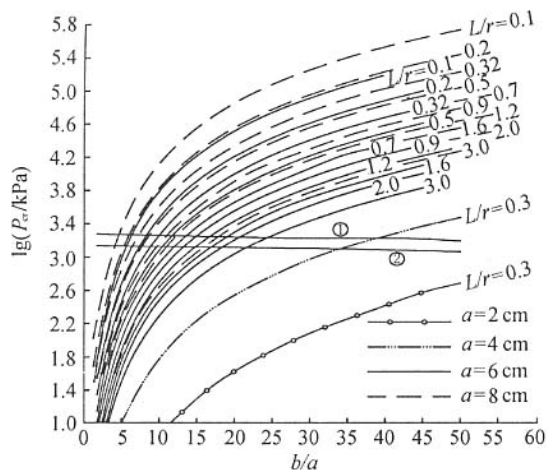


图4 T形环管段外压临界失稳分析曲线

b. 加劲环是提高管身 P_{cr} 的有效措施,管身段 P_{cr} 随加劲环相对环间距 L/r 减小而迅速增大,尤其在 $L/r \leq 1.0$ 内效果十分显著.譬如对 $r/t = 220$ 的加劲钢管,当 L/r 在 $5.0 \sim 1.0$ 范围内时, L/r 每减少 0.1 , P_{cr} 的平均增量为 5.75 kPa,而当 L/r 在 $1.0 \sim 0.1$ 范围内时, L/r 每减少 0.1 , P_{cr} 的平均增量为 254 kPa,后者是前者的 44 倍.

c. 从管身段外压稳定与材料强度安全统一考虑,合理的加劲环间距应使管身段 P_{cr} 位于图2中相应材质管身的塑性失效外压曲线如①或②附近.

综上所述,对加劲巨型薄壁钢管,加劲环间距 L 采用 $(0.1 \sim 0.6)r$ 最为有效;从施工方便考虑, L 不宜小于 $0.1r$.

d. 当 L/r 增大至 50.0 时,管身段的外压临界失稳曲线即 $\lg(P_{cr}/\text{kPa}) \sim r/t$ 曲线与无加劲环光面钢管的 $\lg(P_{cr}/\text{kPa}) \sim r/t$ 曲线形成重叠,尤其在 $r/t \leq 300$ 范围内,二者完全重合(见图2).可见此时加劲环对管身已不具有任何刚度支持作用,因此可以认为 $L/r = 50.0$ 是零作用环间距.

e. 管身失稳波数 n 随 r/t 增大而增大,但随 L/r 增大而减小,即环向刚度减小失稳波数增多,而纵向刚度减小失稳波数减少.这表明管身纵向约束薄弱也是导致其外压失稳的主要因素之一,因而同时沿环向与纵向增强管壁刚度是必要的,将有可能大大提高管身抗外压失稳性能.

3.2 环管段

a. 当加劲环断面面积相同时,采用矩形环比采用 T 形环可获得更高的 P_{cr} .譬如对 $L/r = 0.1$, $b/a = 10$, $a = 6$ cm 的情况,采用矩形断面加劲环的环管段 $P_{cr} = 10.00$ MPa(可由图3所示曲线求得),而采用 T 形断面加劲环的环管段 P_{cr} 仅为 6.31 MPa(可由图4所示曲线求得),前者是后者的 1.59 倍.可见采用矩形断面加劲环更为经济合理,且施工方便.

b. 加劲环厚度应不小于管壁厚度.从图3和图4所示曲线看,当 $a < t$ 时,任意大的 b 均不会使环管段获得较大的 P_{cr} .欲使环管段具有足够的抗外压失稳能力,以 $a \geq t$ 为宜.

c. 从环管段外压稳定与材料强度安全统一考虑,环管段的 P_{cr} 应位于相应材质环管段的塑性失效外压曲线附近.

综上所述,加劲环厚度 a 宜为 $(1 \sim 1.5)t$,适宜高厚比 b/a 为 $5 \sim 20$.

d. 耦合现象.从环管段外压临界失稳分析过程及分析成果看,不同尺度与布置间距的加劲环,外压临界失稳曲线存在耦合(即曲线重合)现象.譬如,对图3所示的矩形环管段临界失稳曲线簇: $a = 6$ cm 时 $L/r = 0.5$ 的 $\lg(P_{cr}/\text{kPa}) \sim b/a$ 曲线与 $a = 8$ cm 时 $L/r = 1.2$ 的 $\lg(P_{cr}/\text{kPa}) \sim b/a$ 曲线在计算区间 $b/a \leq 50.0$ 内耦合; $a = 6$ cm 时 $L/r = 0.2$ 的 $\lg(P_{cr}/\text{kPa}) \sim b/a$ 曲线与 $a = 8$ cm 时 $L/r = 0.5$ 的 $\lg(P_{cr}/\text{kPa}) \sim b/a$ 曲线在 $b/a \leq 22.5$ 范围内耦合;对图4所示的 T 形环管段临界失稳曲线簇: $a = 6$ cm 时 $L/r = 0.32, 0.7, 0.9$ 的 $\lg(P_{cr}/\text{kPa}) \sim b/a$ 曲线与 $a = 8$ cm 时 $L/r = 0.7, 1.6, 2.0$ 的 $\lg(P_{cr}/\text{kPa}) \sim b/a$ 曲线在计算区间 $b/a \leq 50.0$ 内耦合.

外压临界失稳曲线的耦合现象,表明二者的抗外压失稳能力相当.对于由管身段与环管段构成的加劲钢管,由于管身段的抗外压失稳性能与加劲环布置间距有关,而环管段的抗外压失稳性能不仅与加劲环布置间距而且与加劲环尺度参数有关,因而利用耦合特性,当某一较大的加劲环尺寸 a, b 与布置间距 L 使管身段不满足外压稳定要求时,可以采用某一相对较小尺寸及较密间距布置的加劲环,这样既可提高管身段的抗外压失稳能力,又不改变环管段的抗外压失稳能力,能使管身段和环管段的抗外压失稳能力协调至最优状态.

4 加劲钢管外压稳定性优化设计及实例分析

4.1 设计步骤

a. 按照运用要求及钢管内压强度等因素确定管径 r 、壁厚 t 及管身材料后,即可由 r/t 在图2所示曲线上初步拟定加劲环相对环间距 L/r ,使其对应的管身 P_{cr} 满足钢管外压稳定要求: $P_{cr} \geq KP$ (K 为安全系数, P 为工作外压).

b. 由 L/r 及与步骤 a 相同的 P_{cr} ,可在图3(或图4)所示曲线中选定适宜的加劲环尺寸 a 及 b/a ,此时,管身段与环管段具有相同的抗外压失稳性能.

c. 为使钢管失稳时充分发挥材料强度,调整 L, a, b 的值及钢管材料,使上述计算点在图2和图3中

曲线①或②附近 同时考虑便于运输、施工等因素后最终确定 L, a, b 的值.

4.2 实例分析

某巨型坝后式水电站^①,引水压力钢管采用下游坝面预留浅槽背管布置,最大输水流量 $966.4\text{ m}^3/\text{s}$,最大内压水头 113 m ,采用 600 MPa 级 16 MnR 钢板焊接管身.按输水流量及内压强度要求,采用钢管半径 6.2 m ;壁厚为:管轴长为 43 m 的上平、上弯段为 28 mm ,管轴长为 25 m 的斜直段为 32 mm ,管轴长为 72.16 m 的下弯、下平段为 60 mm .本文中,工作外压 P 采用 0.30 MPa , K 取 2.0 ,由图 2 和图 3 中曲线分别求得上平与上弯段、斜直段、下弯与下平段钢管加劲环尺度参数 $L/r, a, b$ (见表 1).为便于比较,还给出了原设计 ($P = 0.15\text{ MPa}, K = 2.0$) 的 $L/r, a, b$ 及二者沿环向 1 m 长加劲环钢材体积.

表 1 实例加劲巨型薄壁输水钢管外压稳定优化设计参数

设计方法	r/mm	P/MPa	L/r	b/a	a/mm	b/mm	各管段内环数	环截面积/ mm^2	分段管道沿环向 1 m 长体积/ m^3
本文	28	0.30	0.50	6.4	60	38	14	2280	31920
本文	32	0.30	0.80	7.2	60	45	5	2580	12900
本文	60	0.30	3.00	12.4	60	74	3	4440	13320
原设计	28	0.15	0.32	12.5	24	30	22	720	15840
原设计	32	0.15	0.32	12.5	24	30	13	720	9360
原设计	60	0.15	0.32	12.5	24	30	26	720	18720

注 为显现直观性(避开图 2 和图 3 中曲线稠密区),本文工作外压采用了原设计的 2 倍.

4.3 结果分析

与原设计相比,本文给出的加劲环尺寸及布置可保证结构各管段(上平、上弯段,斜直段,下弯、下平段)及每管段各部位(管身段与环管段)抗外压失稳性能的一致性.从经济性及外压承载而言,本文结果在材料增加 32% 时, P_{cr} 是前者的 2 倍,经济与安全效益也是可观的.

5 结 论

随着水电站输水钢管的日益巨型薄壁化,输水钢管的抗外压失稳能力逐渐成为输水管道安全的控制因素.目前工程中主要采用加劲环来提高其抗外压失稳能力,本文通过分析加劲巨型薄壁钢管管身段和环管段的外压临界失稳特性,给出了适宜的加劲环形式、尺寸以及合理的加劲环布置间距 揭示了不同尺度与布置间距的加劲环管段外压临界失稳存在耦合特性,通过与具体设计实例分析比对,得出了在材料增加 32% 时, P_{cr} 是原设计的 2 倍,经济与安全效益可观的结论,为大型水电站中加劲巨型薄壁输水

钢管的外压稳定设计提供了切实可行的新思路.

参考文献:

[1] 潘家铮.压力钢管[M].北京:电力工业出版社,1982.
[2] 刘东常,刘宪亮.压力管道[M].郑州:黄河水利出版社,1998.

(收稿日期 2004-11-23 编辑 熊水斌)

(上接第 21 页)

4 结 语

a. 本文根据现代生物学的研究进展,将协同进化的基本思想引入水资源领域的研究中,从水资源的合理配置与可持续利用的角度,探讨了在水资源领域引入协同进化的可行性及必要性,并初步给出了水资源领域中协同进化的理论与技术研究框架.

b. 协同进化在水资源领域中的具体方法与技术实现,尚需作进一步的深入研究.

参考文献:

[1] Ehrlich P R, Raven P H. Butterflies and plants: a study in co-evolution [J]. Evolution, 1964, 18: 586—608.
[2] Jazen D H. When is it co-evolution [J]. Evolution, 1980, 34: 611—612.
[3] 叶平.新世纪协同进化的社会生态学[J].济南大学学报(哲学社会科学版),2003,13(2): 10—14.
[4] 易善锋,徐道一.从优胜劣汰到协同发展[J].科技论坛,2001(2): 14—15.
[5] 李强,王立宏.企业内部冲突的协同进化分析方法[J].中国软科学,2003(10): 71—73.
[6] 张铁男,曾庆武.企业再建与协同进化[J].管理科学,2003,16(1): 21—24.
[7] 王鑫鑫,徐向东.分层协同进化模型在热力系统在线优化中的应用研究[J].热能动力工程,2002,17(4): 339—342.
[8] Zheng Hao-ran, He Jin-song, Long Fei, et al. Multi-pattern symbiotic evolutionary algorithms based on creature's multi-strategy [J]. Mini-Micro Systems, 2003, 24(6): 945—949.
[9] 郑浩然,曹先彬,刘克胜,等.基于食物链的生态进化算法[J].计算机工程,2000,4(26): 6—8.
[10] Kim Y K, Kitae P, Jesuk K. A symbiotic evolutionary algorithm for the integration of process planning and job shop scheduling [J]. Computer and Operations Research, 2003, 30(8): 1151—1171.
[11] 李云.应用数学模型[M].武汉:华中理工大学出版社,1993.60—75.
[12] 陈家琦.可持续的水资源开发与利用[J].自然资源学报,1995,10(3): 252—258.

(收稿日期 2004-11-19 编辑 熊水斌)