

基于有限元的混凝土泵管爆破压力研究

杜 婷,徐明利,张路敏,叶 豪

(华中科技大学土木与水利工程学院,湖北 武汉 430074)

摘 要 目的 研究泵管截面偏心变形和磨损缺陷对混凝土泵管爆破压力的影响,避免泵管在尚未到达使用寿命前发生爆管事故。方法 采用三维非线性有限元分析计算了混凝土泵管截面的偏心程度与磨损缺陷几何尺寸对混凝土泵管爆破压力的影响,并将模拟结果与经验公式计算结果及管道爆破试验数据进行对比分析。结果 泵管的截面偏心度、磨损深度对爆破压力影响较大,而当磨损长度 L 超过 $6\sqrt{Dt}$ 时磨损长度的变化对泵管爆破压力影响很小,并且磨损缺陷的环向尺寸对泵管的极限承载能力影响也较小。结论 笔者提出了在偏心 and 磨损缺陷条件下混凝土泵管爆破压力的计算公式,计算结果与试验结果吻合较好。

关键词 混凝土泵管;偏心变形;磨损;爆破压力;有限元模拟

中图分类号 TU646

文献标志码 A

Finite Element Analysis of Burst Pressure of Concrete Pumping Pipe

DU Ting, XU Mingli, ZHANG Lumin, YE Hao

(School of Civil and Hydraulic Engineering, Huazhong University of Science and Technology, Wuhan, China, 430074)

Abstract: In order to avoid the explosion accident of concrete pumping pipe in its service life, the influence of eccentric deformation and wear defect of concrete pumping pipe on the burst pressure is studied in this paper. By using three-dimensional nonlinear finite element analysis, the effect of the sectional eccentricity and the geometric dimension of the wear defect of concrete pumping pipe on the burst pressure was respectively calculated and analyzed, and the burst pressure of the simulation is compared with that calculated by the empirical formula and that of experimental result. The results show that the sectional eccentricity, wear length and depth have a great impact on the burst pressure of concrete pumping pipe, while the change of wear length L has little effect on the burst pressure when wear length exceeds $6\sqrt{Dt}$, and the ring size of the wear defect has little effect on the ultimate bearing capacity of the pumping pipe of concrete. A calculation formula

收稿日期:2020-05-20

基金项目:国家重点研发计划项目(2017YFC0805500)

作者简介:杜婷(1969—),女,副教授,博士,主要从事再生混凝土、工程结构安全管理等方面研究。

for the burst pressure of the concrete pumping pipe under the condition of sectional eccentricity and wear defects were proposed in the paper, and the burst pressure of theoretical calculation of pumping pipe are in good agreement with that of experimental result.

Key words: concrete pumping pipe; eccentricity; wear defect; burst pressure; finite element analysis

混凝土泵送过程中竖直泵管内混凝土对管壁的集中作用力导致骨料磨损不均匀,使管道产生局部磨损缺陷;且竖直泵管在泵送时不断往复振动,棘轮效应^[1]积累塑性变形使管道截面会产生偏心变形局部变薄。一旦泵车出口压力超出额定压力,混凝土泵管管壁最薄处的应力有可能会超出其容许应力而导致泵管失效^[2]。

有学者采用试验、数值分析和经验方法对有缺陷管道的爆破压力进行计算和预测^[3-7]。经典的磨损缺陷管道爆破压力计算公式通常是针对净截面极限荷载分析,例如 J. F. Kiefner 等^[8]在美国 ASME B31G 标准的基础上提出了修正 B31G 公式和 PCORRC 公式^[9];Lin Y 等^[10]提出了月牙形磨损的套管爆破压力计算公式;J. B. Choi 等^[11]则在有限元模拟中对比了以不同参考应力作为失效判别依据的计算结果,并且以试验结果和数值分析结果拟合得到了预测缺陷管道爆破压力的方程;C. Pleşcan 等^[12]根据管道径向应变分析了承受循环内压的管道性能,结果表明管道材料的应变硬化增加了产生裂纹和爆管的风险,在泵管弯管处的振动位移使泵管发生弯曲变形,内压受弯管道在塑性状态下受拉侧管壁变薄而导致截面偏心变化,由此 Tang N C^[13]提出了以管道弯曲半径来计算管道塑性条件下壁厚变化的公式;Chen Z 等^[14-15]推导了偏心管道在内压作用下管壁应力的解析解,提出了适用于小厚径比的偏心管道爆破压力计算公式。

这些成果对研究弯曲偏心 and 含磨损缺陷的混凝土泵送管道爆破压力的影响提供了参考,但研究大多都只考虑了磨损减薄或偏心变形单一因素的影响,而混凝土泵管失效是

由截面缺陷和循环内压共同导致的,且混凝土泵管在工作过程中,磨损减薄和偏心变形是同时存在,需考虑两种缺陷形式之间的关系。基于此,笔者采用有限元分析了管道偏心程度和磨损缺陷对混凝土竖直泵管爆破压力的影响,考虑了材料性质和缺陷的几何形状,并将偏心变形和磨损缺陷进行等效,提出了混凝土泵管爆破压力计算公式。计算结果与爆破试验结果吻合较好,可应用预测混凝土泵管的剩余强度。

1 缺陷管道爆破压力计算

1.1 混凝土泵管缺陷

混凝土泵管在内部混凝土流动时骨料摩擦产生的磨损缺陷和泵管振动弯曲的截面形状如图 1 所示。局部磨损截面的缺陷呈月牙形状,如图 1(a)所示,其磨损程度定义为最大磨损量与泵管初始厚度的比值,以磨损率 ζ 表示:

$$\zeta = \frac{d}{t_0} = \frac{R_1 + \delta - R_0}{t_0} \quad (1)$$

式中: d 为最大磨损量,mm; t_0 为泵管初始平均厚度,mm; R_0 为泵管内圆半径,mm; R_1 为偏磨半径,mm; δ 为圆心 O 与 O_1 之间的距离,mm。

对于偏心变形截面,可以简化成两个圆心和直径都不相同的圆包围形成的区域,如图 1(b)所示,此时管道的偏心程度和壁厚的关系可以用偏心率 ξ 表示为

$$\xi = \frac{t_{\max} - t_{\min}}{t_{\max} + t_{\min}} = \frac{\delta}{t} \quad (2)$$

式中: t_{\max} 为偏心变形后管壁的最大壁厚,mm; t_{\min} 为管壁的最小壁厚,mm; δ 为泵管初始圆心 O 与偏心圆心 O_2 之间的距离,mm; t 为偏心管道的平均厚度,mm。

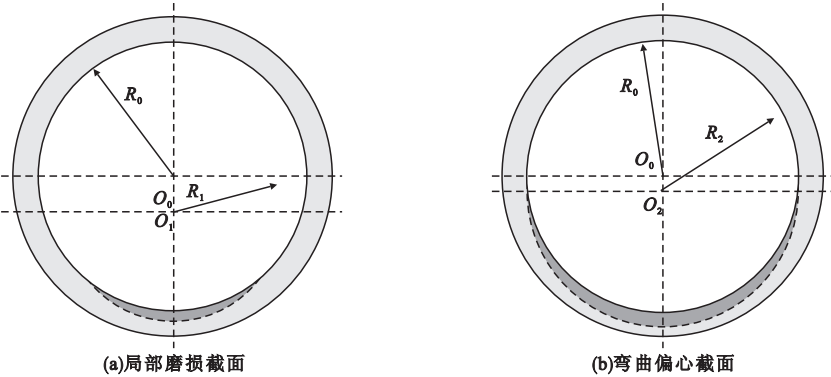


图1 混凝土竖直泵管截面模型

Fig. 1 Section model of concrete pumping pipe

1.2 爆破压力计算公式

在内压 P 作用下的局部磨损管道如图 2 所示。管道内径用 D_i 表示,平均直径用 D 表示,最大磨损深度用 d 表示,磨损缺陷的环向角度用 ω 表示,轴向长度用 L 表示。

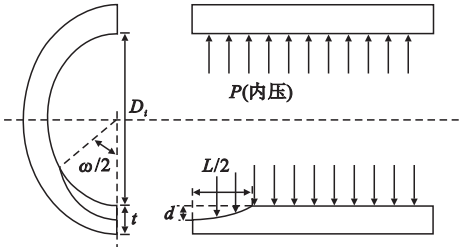


图2 混凝土泵管磨损缺陷示意图

Fig. 2 Schematic diagram of wear defect of concrete pumping pipe

(1)美国 ASME 协会在 B31G 公式过于保守的问题上,对 Folias 膨胀系数不断地进行优化,提出了修正 B31G 公式^[8]:

$$P_f = (\sigma_y + 68.95) \frac{2t}{D_i} \left[\frac{1 - 0.85(d/t)}{1 - 0.85(d/t)F^{-1}} \right]. \quad (3)$$

式中: σ_y 为屈服强度,MPa; t 为管道平均厚度,mm; F 为 Folias 系数。

$$F = \begin{cases} \left(1 + 0.6275 \frac{L^2}{D_i t} - 0.003375 \frac{L^4}{D_i^2 t^2} \right)^{0.5} \frac{L^2}{D_i t}, & \frac{L^2}{D_i t} \leq 50; \\ 0.032 \frac{L^2}{D_i t} + 3.3, & \frac{L^2}{D_i t} > 50. \end{cases}$$

(2) Stephens 在限元模拟方法模拟腐蚀管道的失效过程中引入安全系数,提出了

PCORRC 公式^[9]:

$$P_f = \sigma_u \frac{2t}{D_i} \cdot \left\{ 1 - \frac{d}{t} \left[1 - \exp \left(-0.157 \frac{L}{\sqrt{D(t-d)}} \right) \right] \right\}. \quad (4)$$

式中: σ_u 为极限抗拉强度,MPa。

(3) J. B. Choi^[11] 将海底管道缺陷的几何尺寸对失效压力的影响进行了有限元模拟,并将结果进行回归分析,得到腐蚀管道爆破压力计算公式(5)与公式(6)。

当 $L < 6 \sqrt{Rt}$ 时:

$$P_b = 0.9 \times \frac{2t}{D_i} \sigma_u \left[C_0 + C_1 \left(\frac{L}{\sqrt{Rt}} \right) + C_2 \left(\frac{L}{\sqrt{Rt}} \right)^2 \right]. \quad (5)$$

$$\begin{aligned} \text{其中, } C_0 &= 0.06 \left(\frac{d}{t} \right)^2 - 0.1035 \left(\frac{d}{t} \right) + 1.0; \\ C_1 &= -0.6913 \left(\frac{d}{t} \right)^2 + 0.4548 \left(\frac{d}{t} \right) - 0.1477; \\ C_2 &= 0.1153 \left(\frac{d}{t} \right)^2 - 0.1053 \left(\frac{d}{t} \right) + 0.0292. \end{aligned}$$

当 $L \geq 6 \sqrt{Rt}$ 时:

$$P_b = \frac{2t}{D_i} \sigma_u \left[C_0 + C_1 \left(\frac{L}{\sqrt{Rt}} \right) \right]. \quad (6)$$

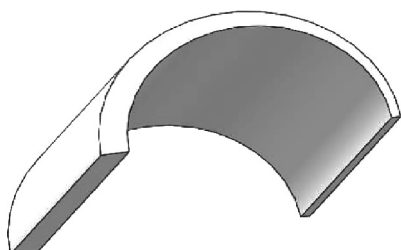
$$\begin{aligned} \text{式中: } C_0 &= -0.9847 \left(\frac{d}{t} \right) + 1.1101; \\ C_1 &= 0.0071 \left(\frac{d}{t} \right) - 0.0126. \end{aligned}$$

(4) Chen Z 等^[15] 基于双极坐标系中的复应力函数提出了一种针对偏心管道的弹塑性破裂的分析模型,见式(7)。该模型以小

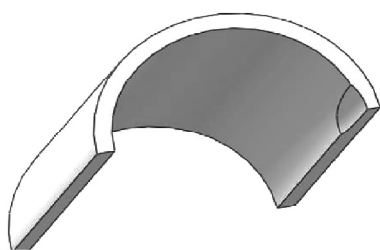
厚径比和截面偏心率为特征,同时以管壁 Von-Mises 等效应力达到极限抗拉强度为判别依据,这些特点均可适用于混凝土泵送管道。

$$P_b^e = \frac{4(f_0 + f_1\xi + f_2\xi^2)}{\sqrt{c_0 + c_1\xi + c_2\xi^2}}\sigma_u. \quad (7)$$

其中, $f_0 = \lambda - 4\lambda^2 + 7\lambda^3$; $f_1 = -\lambda + 5\lambda^2 - 10\lambda^3$; $f_2 = -\lambda^2 + 3\lambda^3$; $c_0 = 3 - 18\lambda + 51\lambda^2 - 84\lambda^3$; $c_1 = -12\lambda + 72\lambda^2 - 180\lambda^3$; $c_2 = 1 - 2\lambda + 60\lambda^2$ 。式中: λ 为管道的厚径比; ξ 为管道的偏心率; σ_u 为极限抗拉强度, MPa。



(a)偏心截面模型



(b)局部磨损模型

图3 混凝土泵管三维模型

Fig. 3 Three-dimensional model of pumping pipe

用偏心率 ξ 来表示泵管截面的偏心程度,磨损缺陷的几何尺寸使用相对尺寸来表示,其中磨损率 $\zeta(d/t)$ 表示缺陷的深度,磨损缺陷宽度使用角度 ω 表示,磨损缺陷的长度用相对长度 $\rho(L/\sqrt{Dt})$ 表示,爆破压力的变化情况使用爆破压力比 P_b/P_0 表示,即管道承载能力相对无缺陷时减小的程度,其中 P_0 为缺陷管道爆破压力, P_0 为完好管道爆破压力。

2.2 有限元模型验证

采用 ANSYS 有限元计算软件,选择 20 节点 Solid186 三维单元对三维模型进行网格划分,在泵管对称面采用对称约束,在端面采用固定约束避免计算时产生刚体位移。在没有管道材料拉伸试验数据的情况下,用 Hollomon 幂律模型来获取材料的真实应力应变曲线^[16]。

$$\sigma = K\varepsilon^n. \quad (8)$$

$$n = 0.239 \left(\frac{\sigma_u}{\sigma_y} - 1 \right)^{0.596}. \quad (9)$$

2 泵管爆破压力有限元模拟

2.1 泵管几何模型

混凝土泵送管道三维模型的建立在 SolidWorks 中完成,为了简化模型和减少计算时间,将管道分为轴向和横截面都对称的 1/4 模型,截面偏心变化和磨损都发生在管道内壁。泵管采用常用的 DN125 混凝土泵管,管壁厚度为 4~9 mm,内径为 125 mm,模型长度设置为 400 mm 以避免边界效应,三维模型如图 3 所示。

$$K = \left(\frac{e}{n} \right)^n \sigma_u'. \quad (10)$$

式中: n 为材料应变硬化指数; K 为硬化系数; σ_u' 为工程抗拉强度, MPa。

普通混凝土泵管材料一般为 Q235 钢或 20 号钢,笔者以 Q235 钢作为混凝土泵管材料对泵管爆破压力进行非线性有限元计算, Q235 钢的应力-应变曲线如图 4 所示^[17]。

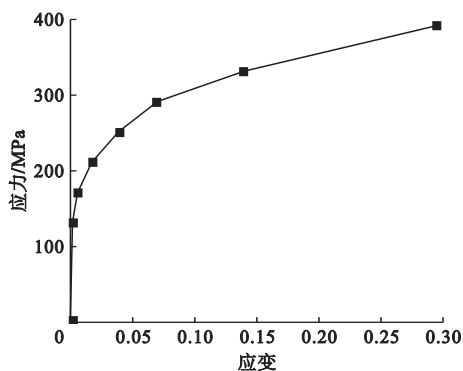


图4 Q235 钢应力-应变曲线

Fig. 4 Stress-strain curve of Q235

在有限元计算中,以泵管壁厚最薄处局部 Von-Mises 应力的水平来判断泵管是否失效,塑性极限准则认为当管壁内表面缺陷处 Von-Mises 应力超过泵管的屈服强度,到达极限抗拉强度时,则视为泵管失效。为验证该有限元计算模型的准确性,笔者分别以 σ_u 和 $0.9\sigma_u$ 为无缺陷泵管的参考爆破压力,以 Von-Mises 屈服准则为依据的无缺陷泵管爆破压力计算见式 (11)^[16],该方法考虑了管道材料的应变硬化与塑性变形,能够准确地预测无缺陷管道爆破压力。

$$P_0 = \left(\frac{\sqrt{3}}{3}\right)^{n+1} \frac{4t}{D_i} \sigma_u.$$

(11)

采用有限元模型与式 (11) 分别计算不同厚度的无缺陷管道爆破压力,对比结果如图 5 所示。从图中可以看出,以 $0.9\sigma_u$ 作为管道失效的参考应力计算结果相对保守,故采用 σ_u 作为计算泵管爆破压力的参考应力。

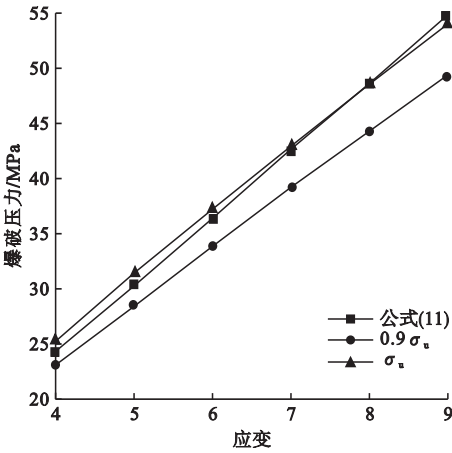


图 5 无缺陷泵管爆破压力计算结果对比

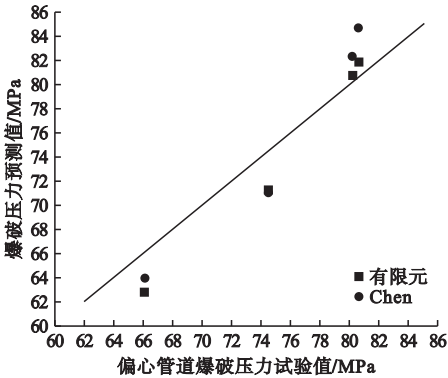
Fig. 5 Comparison of burst pressure of defect-free pumping pipe

为进一步验证该有限元模型准确性,将文献[18-20]中 14 组偏心和磨损缺陷管道的爆破试验数据进行模拟,管道参数见表 1。爆破试验所用管道材料的应力应变曲线通过式(8)获取,计算结果如图 6 所示,各方法预测的爆破压力值越接近图中直线,说明该方法预测越准确。

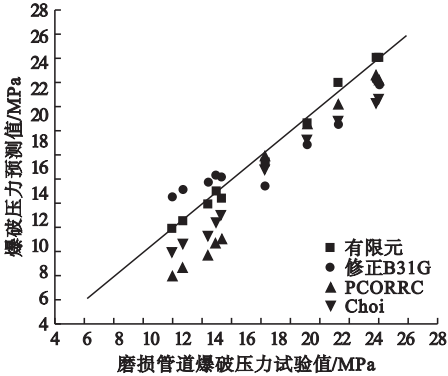
表 1 爆破试验管道参数

Table 1 Parameters of pumping pipe in blasting test

钢号	D/mm	t/mm	σ_y /MPa	σ_u /MPa
P 110	342	13.54	840	980
X 60	324	9.8	452	542
X 60	762	17.5	467	576



(a)偏心管道爆破压力预测方法结果对比



(b)磨损管道爆破压力预测方法结果对比

图 6 管道爆破压力试验值与预测值对比

Fig. 6 Comparison of test value and predicted value of burst pressure of pumping pipe

由图 6 可以看出,无论是偏心截面管道和局部磨损管道,以非线性有限元方法得到的结果最为准确,最大相对误差为 -8.3%。其中 Choi 的方法相比修正 B31G 公式和 PCORRC 公式预测更准确,平均误差为 -12.7%,预测的结果相对保守。

2.3 有限元计算结果分析

为进一步研究偏心和磨损缺陷对混凝土泵管爆破压力的影响,分别设置不同偏心率 ξ 、磨损率 ζ 、磨损相对长度 ρ 和磨损宽度 ω 下的三维管道模型,以爆破压力之比 P_b/P_0 来表示不同缺陷程度对泵管爆破压力的

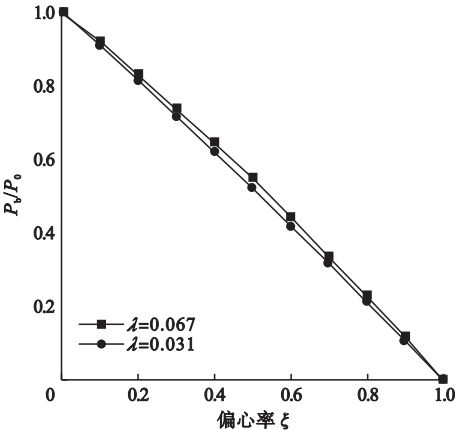
影响。

图 7(a) 为不同偏心率泵管爆破压力的计算结果,分别采用壁厚为 4 mm 和 9 mm 的泵管进行计算,管道的厚径比用 λ 表示。从图中可以看出,对小厚径比的管道而言,泵管爆破压力随着偏心率 ξ 的增加呈线性减小,并且小厚径比的泵管对截面偏心率 ξ 的变化更为敏感,当偏心率为 0.5 时,二者的爆破压力之比相差 0.029。

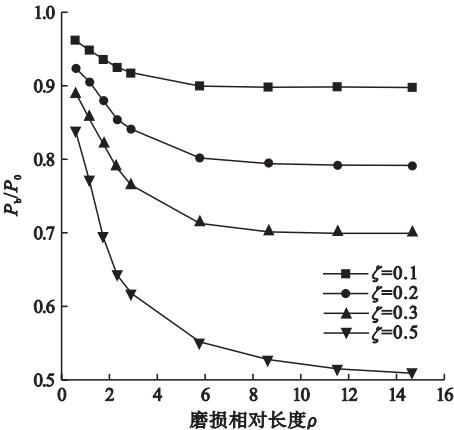
图 7(c)、图 7(d) 为磨损缺陷对泵管爆破压力的影响曲线,考虑实际中混凝土泵管内表面的磨损面积较大,在计算磨损相对长度 ρ 和磨损率 ζ 对泵管爆破压力的影响时,将磨损宽度 ω 设置为 90° ,计算不同磨损长

度 ρ 和不同磨损率 ζ 泵管模型的爆破压力。

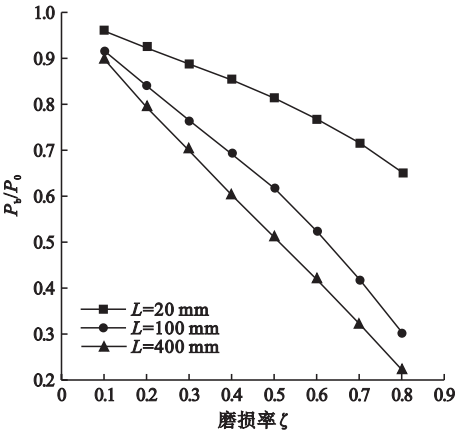
从图 7(b) 和图 7(c) 的结果可以看出,磨损相对长度 ρ 对泵管爆破压力的影响非常明显。随着磨损长度的增加,开始阶段泵管爆破压力减小较快,再逐渐变缓,当磨损的相对长度 $\rho \geq 6$ 时,爆破压力变化曲线变得平稳;磨损长度较大时,磨损率对泵管爆破压力影响比磨损缺陷较短时更明显。当磨损缺陷轴向长度较短时,随着磨损率的增加,爆破压力逐渐减小,当磨损相对长度较大时,爆破压力随着磨损率的增加呈线性减小。从图 7(d) 可以看出,磨损宽度对泵管的爆破压力影响较小。



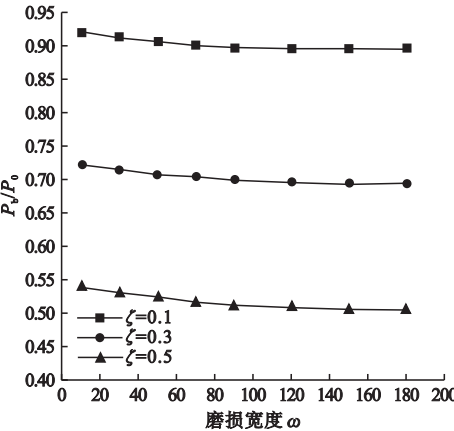
(a) 偏心率 ξ 对泵管爆破压力的影响



(b) 磨损相对长度 ρ 对泵管爆破压力的影响



(c) 磨损率 ζ 对泵管爆破压力的影响



(d) 磨损宽度 ω 对泵管爆破压力的影响

图 7 偏心变形与磨损缺陷对混凝土泵管爆破压力的影响

Fig. 7 Effect of eccentric deformation and wear defect on burst pressure of concrete pumping pipe

从有限元计算的结果可以发现,当磨损缺陷的宽度和磨损相对长度较大时,泵管在截面偏心和磨损缺陷时,爆破压力随着壁厚的变化趋势相同,如图7(a)和图7(c)所示。两种情况下,用混凝土泵管管壁最薄处与管壁初始厚度的比值来对应爆破压力大小,可得到相同的变化规律,因此可以将泵管的截面偏心变形等效成大宽度的超长磨损缺陷来进行计算。

3 泵管爆破压力计算公式

使用 Matlab 将有限元分析得到的结果进行回归拟合,根据有限元计算结果中磨损长度对泵管爆破压力的影响,可将公式分为两段,得到混凝土泵管的爆破压力计算式(12)和式(13)。

当 $0 < L < 36 \sqrt{Dt}$ 时:

$$P_b = P_0 \left[C_0 + C_1 \left(\frac{L}{\sqrt{Dt}} \right) + C_2 \left(\frac{L}{\sqrt{Dt}} \right)^2 \right]. \quad (12)$$

其中,

$$C_0 = 0.982 \ 4 - 0.413 \ 2 \left(\frac{d}{t} \right) + 0.184 \left(\frac{d}{t} \right)^2;$$
$$C_1 = -0.067 + 0.250 \ 2 \left(\frac{d}{t} \right) - 0.586 \ 4 \left(\frac{d}{t} \right)^2;$$

$$C_2 = 0.015 \ 9 - 0.100 \ 5 \left(\frac{d}{t} \right) + 0.150 \ 6 \left(\frac{d}{t} \right)^2.$$

当 $L \geq 6 \sqrt{Dt}$ 时:

$$P_b = P_0 \left[C_0 + C_1 \left(\frac{L}{\sqrt{Dt}} \right) \right]. \quad (13)$$

其中, $C_0 = 0.916 \ 6 - 0.701 \ 9 \left(\frac{d}{t} \right);$

$$C_1 = 0.002 \ 2 - 0.018 \left(\frac{d}{t} \right).$$

该式前部分 P_0 为完好管道的爆破压力,在式中考虑磨损长度、磨损深度和管道材料的硬化效应,并且可统一根据缺陷的几何尺寸判断泵管的剩余强度。该式相关系数 $R^2 = 0.998$, 计算结果与有限元计算的爆破压力值的最大相对误差为 8.32%, 平均误差为 4.18%。

将偏心管道看作长磨损缺陷管道,将偏心率 $\zeta = d/t$ 代入公式(12)和式(13)计算,计算结果 P_b 与爆破试验结果 P_T 对比情况见表2。可以看出公式计算结果 P_b 与试验结果 P_T 吻合较好,最大误差为 -10.04%,最小误差为 -0.57%,平均误差为 -6.97%,预测结果相对保守,这有利于复杂环境下的混凝土泵管的安全设计。

表2 回归公式验证结果

Table 2 Verification result of regression formula

序号	d/t	P_T/MPa	P_b/MPa	P_b/P_T
1	0.047	80.20	77.65	0.935
2	0.188	74.50	66.31	0.890
3	0.269	66.10	61.38	0.929
4	0.72	14.40	12.99	0.902
5	0.71	11.99	11.71	0.977
6	0.73	11.30	10.86	0.961
7	0.70	14.07	13.77	0.979
8	0.71	13.58	12.78	0.941
9	0.25	24.11	23.97	0.994
10	0.50	21.76	19.81	0.911
11	0.75	17.15	16.28	0.950
12	0.50	24.30	21.86	0.900
13	0.50	19.80	17.93	0.906

4 结 论

(1)混凝土泵管的爆破压力随着偏心率的增加呈线性下降,泵管厚径比越小,爆破压力对截面偏心率的变化更敏感。

(2)当泵管磨损长度超过临界值时,随着磨损相对长度的增加,泵管爆破压力的变化较小;超长磨损长度下,磨损缺陷的环向宽度对泵管爆破压力的影响较小。

(3)泵管的截面偏心变形可以等效成大宽度和超临界长度的磨损缺陷。

(4)提出了考虑管道材料性质和缺陷的泵管爆破压力计算公式,该公式计算结果与爆破压力试验数据吻合较好,适用于混凝土泵管的极限承载能力计算。

参考文献

- [1] CHEN X, CHEN X, YU D, et al. Recent progresses in experimental investigation and finite element analysis of ratcheting in pressurized piping[J]. International journal of pressure vessels and piping, 2013, 101: 113–142.
- [2] 李志平. 混凝土泵车使用过程中如何降低爆管事故[J]. 湖南水利水电, 2018(1): 8–9.
(LI Zhiping. How to reduce pipe explosion accidents in the process of using concrete pump truck[J]. Hu'nan hydro & power, 2018(1): 8–9.)
- [3] ZHU X, LEIS B N. Theoretical and numerical predictions of burst pressure of pipelines[J]. Journal of pressure vessel technology, 2007, 129(4): 644–652.
- [4] ZHU X, LEIS B N. Strength criteria and analytic predictions of failure pressure in line pipes[J]. International journal of offshore and polar engineering, 2004, 14(2): 125–131.
- [5] MOHD M H, LEE B J, CUI Y, et al. Residual strength of corroded subsea pipelines subject to combined internal pressure and bending moment[J]. Ships and offshore structures, 2015, 10(5): 554–564.
- [6] BRABIN A, CHRISTOPHER T, RAO N. Investigation on failure behavior of unflawed steel cylindrical pressure vessels using FEA[J]. Multidiscipline modeling in materials and structures, 2009, 5: 29–42.
- [7] CHEN Z, YAN S, YE H, et al. Effect of the Y/T on the burst pressure for corroded pipelines with high Strength[J]. Journal of petroleum science and engineering, 2017, 157: 760–766.
- [8] KIEFNER J F, MAXEY W A, EIBER R J, et al. Failure stress levels of flaws in pressurized cylinders [M]. West Conshohocken: ASTM International, 1973.
- [9] LEIS B N, STEPHENS D R. An alternative approach to assess the integrity of corroded line pipe-part II: alternative criterion [C]. Honolulu: The Seventh International Offshore and Polar Engineering Conference, 1997.
- [10] LIN Y, DENG K, QI X, et al. A new crescent-shaped wear equation for calculating collapse strength of worn casing under uniform loading[J]. Journal of pressure vessel technology, 2015, 137(3): 031201.
- [11] CHOI J B, GOO B K, KIM J C, et al. Development of limit load solutions for corroded gas pipelines[J]. International journal of pressure vessels and piping, 2003, 80(2): 121–128.
- [12] PLESCAN C, STANCIU D M, SZASZ M. The effect of internal pressure on radial strain of steel pipe subjected to monotonic and cyclic loading[J]. Materials, 2019, 12: 2849.
- [13] TANG N C. Plastic-deformation analysis in tube bending [J]. International journal of pressure vessels and piping, 2000, 77(12): 751–759.
- [14] CHEN Z, ZHU W, DI Q, et al. Prediction of burst pressure of pipes with geometric eccentricity [J]. Journal of pressure vessel technology, 2015, 137(6): 6–12.
- [15] CHEN Z, ZHU W, DI Q, et al. Burst pressure analysis of pipes with geometric eccentricity and small thickness-to-diameter ratio [J]. Journal of petroleum science and engineering, 2015, 127: 452–458.
- [16] ZHU X, LEIS B N. Average shear stress yield criterion and its application to plastic collapse analysis of pipelines [J]. International journal of pressure vessels and piping, 2006, 83(9): 663–671.
- [17] 胡鹏天, 石永久, 王元清, 等. Q345 级大圆孔高强度螺栓连接承压性能研究和设计建议[J]. 沈阳建筑大学学报(自然科学版), 2014, 30(4): 585–592.
(HU Pengtian, SHI Yongjiu, WANG Yuanqing, et al. Investigation and proposed design rules on bolted connection with oversized holes[J]. Journal of Shenyang jianzhu university (natural science) 2014, 30(4): 585–592.)
- [18] FREIRE J L F, VIEIRA R D, CASTRO J T P, et al. Part 3: burst tests of pipeline with extensive longitudinal metal loss [J]. Experimental techniques, 2006, 30(6): 60–65.
- [19] ABDALLA F J E, MACHADO R D, BERTIN R J, et al. On the failure pressure of pipelines containing wall reduction and isolated pit corrosion defects [J]. Computers & structures, 2014, 132: 22–33.
- [20] HUANG X, CHEN Y, LIN K, et al. Burst strength analysis of casing with geometrical imperfections [J]. Journal of pressure vessel technology, 2006, 129(4): 763–770.

(责任编辑:杨永生 英文审校:刘永军)