

DOI:10.13409/j.cnki.jdpme.202004080

# 外表面轴向裂纹管道失效评估误差对比分析\*

郭凌云<sup>1,2</sup>, 周晶<sup>1,2</sup>

(1. 大连理工大学海岸与近海工程国家重点实验室, 辽宁 大连 116024;

2. 大连理工大学建设工程学部土木工程学院工程抗震研究所, 辽宁 大连 116024)

**摘要:** 为了探究不同裂纹管道失效模型的预测误差的不确定性, 基于89组实验数据, 计算不同规范的预测精度, 并采用距离相关系数和Kruskal-Wallis检验等统计手段, 对裂纹管道的7种失效内压预测模型的预测性能差异进行评估, 并对其适用范围提出合理建议。结果表明: 所搜集模型的预测精度 $p_0/p_c$ 与管道极限内压实验值 $p_c$ 相关关系较弱, 可被忽略; 根据规范间差异是否显著, 可将其分为4组: ①模型CorLAS<sup>TM</sup>; ②规范R6-1、API、Battelle和R6-2; ③规范R6-3和SINTAP; ④规范GB和BS7910, 从第一到第四组规范, 预测结果危险性逐渐降低, 保守性逐渐升高; 优先使用第二第三组规范进行预测, 其优先级顺序: 第二组为R6-1、API、R6-2和Battelle; 第三组为R6-1和SINTAP; 模型CorLAS<sup>TM</sup>可作为裂纹管道极限内压的预估计; 规范BS7910和GB应适用于要求较高的项目。

**关键词:** 外表面轴向裂纹; 裂纹管道; 失效评定图; 距离相关关系; Kruskal-Wallis 检验

**中图分类号:** TU443 **文献标识码:** A **文章编号:** 1672-2132(2022)03-0586-11

## Research on the Error of Failure Evaluation of the Pipeline with Axial Cracks on the Surface based on Statistical Analysis

GUO Lingyun<sup>1,2</sup>, ZHOU Jing<sup>1,2</sup>

(1. State Key Laboratory of Coast and Offshore Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China;

2. Institute of Earthquake Engineering, Faculty of Infrastructure Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China)

**Abstract:** It is very important to study the prediction error of the cracked pipe failure model for analyzing the uncertainty of the pipeline failure state. Based on 89 groups of experimental data, the prediction performance and application scope of seven prediction models for cracked pipe failures under internal pressures was evaluated by using distance correlation coefficients and Kruskal-Wallis tests. The results show that the correlation between the prediction accuracy  $p_0/p_c$  and the experimental value  $p_c$  is weak and can be ignored for all the prediction models. Based on the degree of deviation, the specifications can be divided into the CorLAS<sup>TM</sup> model, R6-2, API, Battelle, and R6-1 specifications, R6-3 & SINTAP specifications, and GB & BS7910 specifications. From the first to the fourth group, the

\* 收稿日期:2020-04-27;修回日期:2020-09-20

基金项目:国家重点研发计划项目(2016YFC0802402)资助

作者简介:郭凌云(1994—),女,博士研究生。主要从事地下管道风险分析和极限承载力研究。

E-mail:andyguo@mail.dlut.edu.cn

通讯作者:周晶(1949—),男,教授,博士。主要从事工程结构抗震分析理论、模型试验技术和工程结构风险分析与评估。E-mail:zhouj@dlut.edu.cn

risk of prediction results is gradually reduced and the conservatism is gradually increased. The priority order of specifications for prediction is R6-1, API, R6-2, and Battelle > SINTAP and R6-3 > CorLAS™ models > BS7910 and GB specifications. It is suggested that CorLAS™ models can be used for the preliminary estimation of internal pressures and BS7910 and GB specifications are more applicable to high requirement projects.

**Keywords:** outside surface axial crack; Cracked pipe; Failure assessment diagram; Distance correlation coefficient; Kruskal-Wallis test

## 引言

管道是国家油气运输的命脉,是海洋工程中的重要组成部分。随着服役时间增长,目前大多数管道趋于老龄化,结构强度逐渐降低,而缺陷是造成结构强度降低的重要原因。对此国内外展开了大量研究,其中腐蚀管道的研究日趋完善,形成了成熟的行业规范和国家标准<sup>[1]</sup>,而裂纹作为管道失效的另一重要缺陷,相关评估起步较晚,评估水平参差不齐,且主要借鉴锅炉储罐等压力容器强度进行分析,因此,围绕裂纹管道失效开展研究意义重大。

研究裂纹管道失效,首先要确定管道的裂纹种类。管道裂纹种类繁多,其中轴向外裂纹是最常见且最危险的裂纹状态之一。针对轴向外裂纹管道的强度研究主要包括失效内压模型和状态评估规范。失效内压模型利用塑性极限和裂纹失稳进行判定,如 Battelle 模型<sup>[2]</sup>和 CorLAS™ 模型<sup>[3]</sup>。状态评估规范分为两类:失效评定图法(Failure assessment diagram,简称 FAD 图)和裂纹驱动力法(Crack driving force,简称 CDF)<sup>[4]</sup>。FAD 图是利用双判据(韧度比和荷载比)判定管道失效的方法,如 R6, BS 7910 和 API RP 579 等<sup>[3,5-6]</sup>均采用此法进行判定;而 CDF 法是通过比较裂纹尖端驱动力和材料抵抗力的相对高低确定管道失效,如 ETM 和 GE-EPRI 规范都基于此法进行判断<sup>[7]</sup>。评估规范虽然众多,但大多数规范的预测内压与实际内压存在一定的误差,这就为所预测的失效内压埋下严重隐患,因此量化不同规范的预测裂纹管道失效内压的不确定性是亟待解决的重点难题。

目前,针对裂纹管道预测失效内压误差的研究十分有限,如 M Ibrahim<sup>[8]</sup>等利用预测精度的均值和变异系数简单量化了由于裂纹简化形状的不同所带来的模型预测误差;而 Z. Yan 等<sup>[9]</sup>则收集实验数据对比了极个别的模型安全系数,得出 CorLAS™ 模

型预测结果相对准确的结论。上述分析的研究深度不够,且存在一些问题:①默认了预测误差与极限内压关系相互独立,没有严格排除由于两者相关所带来的预测误差;②没有充分对比不同预测模型的误差大小及预测优劣;③针对误差研究主要停留在一阶二阶参数的描述上,容易产生有失偏颇的研究成果,如从均值角度得出 CorLAS™ 模型预测结果相对精确<sup>[9]</sup>,忽略了预测中多数预测值大于实际值的预测情况,这将造成严重的安全隐患。

对此,本文基于统计理论借助机器学习的方法分析裂纹管道的预测水平。首先,总结 7 种常用的评估模型及规范,并搜集 89 组合适可靠的实验数据进行分析;然后,基于数理统计,利用距离相关系数分析了相对预测失效内压与实验值的相关性,观察预测精度是否受预测内压的大小影响<sup>[10]</sup>;最后,结合 Kruskal-Wallis 假设检验探究不同预测值均值差异,并依据计算结果及预测数据失效率,对不同规范的预测性能进行评价,从而对不同规范的优劣性及适用情况进行分析<sup>[11]</sup>。

## 1 轴向外裂纹管道评估标准

综合 7 种常用的裂纹管道计算模型进行分析,主要有: Battelle、CorLAS™、API RP 579、SINTAP/FITNET FFS、BS 7910: 2019、R6 和 GB/T 2019 在用含缺陷压力容器安全评定<sup>[13-14]</sup>。除 Battelle 和 CorLAS™ 模型外,其余模型均采用 FAD 图进行评价,如图 1 所示。图中,横纵坐标分别代表荷载比和断裂比,通常情况下,可用如下公式进行计算:

$$L_r = \sigma_{ref} / \sigma_y \quad (1)$$

$$K_r = K_l / K_{mat} \quad (2)$$

式中, $L_r$ 为施加应力与屈服或验证荷载的比值,无量纲; $\sigma_{ref}$ 为管道参考应力,MPa; $\sigma_y$ 为屈服应力,MPa; $K_r$ 为  $K_l$ 与  $K_{mat}$ 的比值,无量纲, $K_l$ 为应力强度因子,

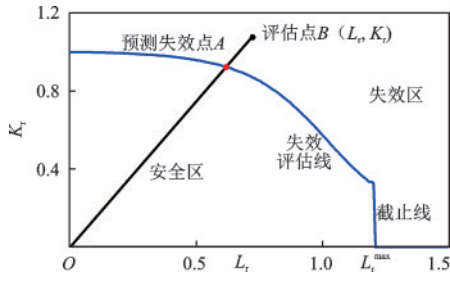


图1 典型的失效评定图

Fig. 1 Typical failure assessment diagram

$K_{mat}$ 为断裂韧度,  $MPa\sqrt{m}$ 。

利用FAD图预测裂纹管道失效压力时,可将原点O与评估点B所在的直线OB与失效力曲线的交点A作为预测失效点进行求解<sup>[3]</sup>。评估模型需满足以下情况:①考虑荷载为内压荷载;②管道结构的缺陷类型为轴向外裂纹,且形状为矩形或椭圆形;③管道为薄壁结构:即 $D/t > 22$ ;④无特殊说明时,对应截止线为 $L_{r,max} = (\sigma_y + \sigma_u) / 2\sigma_y$ 。其中, $t$ 为管壁厚度,mm; $D$ 为管外直径,mm; $\sigma_u$ 为材料极限抗拉强度,MPa; $L_{r,max}$ 为 $L_r$ 最大允许值。

$$M = \begin{cases} \sqrt{1 + 0.06275 \left(\frac{2c}{\sqrt{Dt}}\right)^2 - 0.003375 \left(\frac{2c}{\sqrt{Dt}}\right)^4}, \left(\frac{2c}{\sqrt{Dt}}\right)^2 \leq 50 \\ 3.3 + 0.032 \left(\frac{2c}{\sqrt{Dt}}\right)^2, \left(\frac{2c}{\sqrt{Dt}}\right)^2 > 50 \end{cases} \quad (4)$$

$$K_{mat} = \sqrt{C_v E / A_c} \quad (5)$$

式中, $E$ 为杨氏模量,MPa; $C_v$ 为夏比冲击能,J; $A_c$ 为夏比冲击试样的净横截面积,全尺寸试样为 $80 \text{ mm}^2$ ,2/3尺寸试样为 $53.33 \text{ mm}^2$ 。

## 1.2 CorLAS™模型

CorLAS™模型是行业内广泛使用的管道完整性评估模型<sup>[3]</sup>。与Battelle模型类似,该模型中的爆破压力也考虑了两个独立的失效准则:流动应力准则和断裂韧性准则。该模型所采用的裂纹剖面为半椭圆状,半椭圆的深度和长度分别等于剖面的最大深度和长度(图2)。其爆破压力评估模型公式如下:

$$p_c = \frac{2t}{D} \sigma_{crit} \left[ \frac{1 - \pi a / (4t)}{1 - \pi a / (4tM)} \right] \quad (6)$$

式中,许用应力 $\sigma_{crit} = \min\{\sigma_f, \sigma_1\}$ ,MPa,该规范中流动应力 $\sigma_f = (\sigma_y + \sigma_u) / 2$ ;  $\sigma_1$ 为基于韧性准则的裂纹局

## 1.1 Battelle模型

Battelle模型,又称为ln-sec(对数割线)模型或NG-18方程,是美国Battelle实验室在20世纪60、70年代开发用于预测仅承受内部压力的含有纵向表面裂纹管道的爆破压力半经验模型<sup>[2]</sup>。该模型假设裂纹形状为最大深度和长度方向上的矩形剖面,并基于流动应力和断裂韧性两个破坏准则确定管道的爆破压力,计算公式为:

$$p_c = \min \left\{ \begin{array}{l} \frac{2t\sigma_f}{D} \frac{1 - a/t}{1 - a/(Mt)}, \\ \frac{4t\sigma_f}{\pi D} \frac{1 - a/t}{1 - a/(Mt)} \arccos \left( \exp \left( -\frac{\pi K_{mat}^2}{8c\sigma_f^2} \right) \right) \end{array} \right\} \quad (3)$$

式中,花括号中的两项分别是塑性坍塌和断裂破坏的极限压力; $a$ 为裂纹深度,mm; $c$ 为裂纹半长度,mm; $p_c$ 为管道预测极限内压,MPa; $\sigma_f$ 为管道材料的流应力,MPa,在该模型中等于 $\sigma_y + 68.95 \text{ MPa}$ ;  $M$ 为Folias鼓胀系数;断裂韧度 $K_{mat}$ 借助夏比冲击能计算公式如下:

部破坏应力,可通过求解 $J_c = J$ 得到; $J$ 为材料 $J$ 积分,即裂纹驱动力(计算过程见附录A.1); $J_c$ 为 $J$ 积分的临界积分,反映断裂韧性, $\text{KJ/m}^2$ ,可根据夏比冲击能进行估算,公式如下,与式5等效。

$$J_c = C_v / A_c \quad (7)$$

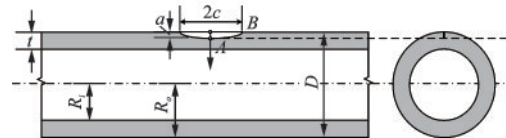


图2 裂纹管道示意图

Fig. 2 Schematic diagram of the cracked pipeline

## 1.3 API RP 579

API RP 579是由美国石油协会(API)和美国机械工程师协会(ASME)共同发布的针对在用缺陷承压设备进行的适用性评价规范,记为API<sup>[6]</sup>。该评价规范主要采用FAD图进行评价,包含3个等

级,即 Level 1~3。本文采用 level 2 进行分析,评估计算公式如下:

$$K_r = \begin{cases} (1 - 0.14L_r^2)(0.3 + 0.7e^{-0.65L_r^6}), L_r \leq L_{r,\max} \\ 0, L_r > L_{r,\max} \end{cases} \quad (8)$$

式中,  $L_r$  和  $K_r$  利用式(1)和(2)计算,  $\sigma_{\text{ref}}$  和  $K_I$  的详细计算过程见附录 A2;  $K_I$  的计算适用范围为  $a/t \leq 0.8$ ,  $0.031 \leq a/c \leq 2.0$  和  $t/R_i \leq 1.0$ ,  $R_i$  为管道内径, mm;  $K_{\text{mat}}$  利用 Rolfe-Novak-Barsom 模型, 结合夏比能进行求解<sup>[14]</sup>, 公式如下:

$$K_{\text{mat}} = \sigma_y \sqrt{0.64(C_v/\sigma_y - 0.01)} \quad (9)$$

#### 1.4 SINTAP/FITNET FFS

SINTAP 评价规范是欧洲共同体基于断裂力学针对缺陷结构所编制的评价规范<sup>[12]</sup>。基于该规范, 德国亥姆霍兹联合会(GKSS)等多所研究机构将其发展为 FITNET FFS 商定评价程序, 并广泛应用于各类金属部件的评估中<sup>[15]</sup>。SINTAP 评价规范根据所提供的材料数据的详尽程度分为 7 个等级, Level 0~6。本文利用 Level 1 对压力裂纹管道进行评估, 根据管道材料有无屈服平台分为 Level 1A 和 Level 1B。当管道材料有屈服平台时, 采用 Level 1A 评估准则进行研究, 公式如下:

$$K_r = \begin{cases} [1 + 1/2 L_r^2]^{-1/2}, L_r < 1 \\ f(1) L_r^{(N-1)/2N}, 1 \leq L_r \leq L_{r,\max} \\ 0, L_r > L_{r,\max} \end{cases} \quad (10)$$

式中,  $N = 0.3(1 - \sigma_y/\sigma_u)$ , 为应变硬化指数; 中间变量  $f(1) = [\lambda + 1/(2\lambda)]^{-1/2}$ ; 中间变量  $\lambda = 1 + (E\Delta\epsilon)/\sigma_y$ ;  $\Delta\epsilon = 0.0375(1 - \sigma_y/1000)$ , 为低屈服或 Luder's 应变。

当管道材料无屈服平台时, 采用 Level 1B 进行评估, 公式如下:

$$K_r = \begin{cases} (1 + L_r^2/2)^{-1/2}(0.3 + 0.7e^{-\mu L_r^6}), L_r \leq 1 \\ f(1) L_r^{(N-1)/(2N)}, 1 \leq L_r \leq L_{r,\max} \\ 0, L_r > L_{r,\max} \end{cases} \quad (11)$$

式中,  $\mu = \min[0.001(E/\sigma_{0.2}; 0.6)]$ ,  $\sigma_{0.2}$  为无屈服平台的金属材料的屈服强度, MPa。该准则的  $L_r$  计算公式如下:

$$L_r = p_m / [(1 - \zeta)\sigma_y] \quad (12)$$

式中,  $p_m$  为薄膜应力, MPa; 中间变量  $\zeta = ac/[t(c+t)]$ , 适用于  $a/t \leq 0.8$ 。

$K_r$  用式(2)进行计算, 其中  $K_I$  的详细计算见附录 A.3, 适用范围为  $a/t \leq 0.8$ ,  $a/c \leq 1.0$  和  $t/R_i \leq 1.0$ ;

$K_{\text{mat}}$  的计算公式如下:

$$K_{\text{mat}} = \left[ (12\sqrt{C_v} - 20) \times (25/t)^{0.25} \right] + 20 \quad (13)$$

#### 1.5 BS7910:2019

BS7910 是英国标准委员会(BSI)经过多次修订后于 2019 年发布的金属结构缺陷评估标准。该标准主要针对存在破裂、疲劳、蠕变和腐蚀等缺陷状态的压力容器进行评估, 分为 3 个评价等级, 即 Option1~3。本文采用 Option1 等级进行评估, 其评估准则表达式与 SINTAP 的 Level 1 表达一致, 如式(10)和(11)所示。

该评估规范中的  $L_r$  和  $K_r$  用式(1)和(2)计算。其  $\sigma_{\text{ref}}$  和  $K_I$  的计算过程详见附录 A.4, 适用范围为: 当  $0 < a/2c \leq 0.1$  时,  $a/t \leq 1.25(a/c + 0.6)$ ; 当  $0.1 < a/2c \leq 1.0$  时,  $a/t \leq 1.0$ 。  $K_{\text{mat}}$  的计算公式如下:

$$K_{\text{mat}} = \min \left\{ \left[ (12\sqrt{C_v} - 20) \times (25/t)^{0.25} \right] + 20, 0.54C_v + 55 \right\} \quad (14)$$

#### 1.6 R6

R6 评定标准是由英国中央电力局(CEGB)所研究的金属缺陷结构完整性评估方法。与 BS7910 规范类似, 该规范的评估方法分 3 个等级, 包括 Option1~3。本文采用的 Option2A 是 Option2 等级的近似 FAD 模型, 结合了屈服强度、拉伸强度和杨氏模量对评估对象进行分析, 其计算过程与 SINTAP 的 Level 1 和 BS7910 的 Option1 过程一致, 如式(10)和(11)所示。该规范中  $L_r$  计算公式如下:

$$L_r = p/p_L \quad (15)$$

式中,  $p$  为管道运行内压, MPa;  $p_L$  为管道塑性破坏极限内压, 分全局解和局部解。全局解和局部解分别是指在轴向和壁厚方向上所发生的不稳定而导致的全面爆破和局部塌陷, 前者计算依赖于屈服准则, 可利用 Tresca 和 Von Mises 屈服准则进行评估, 结果记为 R6-1 和 R6-2; 后者计算结果记为 R6-3, 计算过程见附件 A.5。  $K_r$  可根据式(2)进行计算,  $K_I$  和  $K_{\text{mat}}$  计算与 API 的  $K_I$  和  $K_{\text{mat}}$  计算过程一致。

#### 1.7 GB/T 2019 在用含缺陷压力容器安全评定

《GB/T 2019 在用含缺陷压力容器安全评定》是中国发布的评估准则, 简记为 GB。该规范中, 针对平面缺陷(即裂纹)的评定主要有简化评定、常规评定和分析评定。本文采用常规评定进行分析, 其分

析曲线与API的Level 2评估曲线一致,表达如式(8)所示,截止线为 $L_{r,max}=\min\{1.2,(\sigma_y+\sigma_u)/2\sigma_y\}$ 。

$L_r$ 和 $K_r$ 的表达如式(1)和(2)所示。当管道裂纹为外表面裂纹时,其 $\sigma_{ref}$ 和 $K_{mat}$ 的计算与BS7910的计算一致,适用范围为 $a/t\leq 0.8$ 和 $t/R_i\leq 0.8$ 。该规范中 $K_i$ 的计算局限性很强,仅适用于某些特定的情况,因此该规范的 $K_i$ 采用BS7910的 $K_i$ 相关计算进行分析。

## 2 分析模型

探究评估模型的预测误差,主要从以下两方面进行分析:①探究预测精度与极限内压的相关关系;②比较不同规范所预测的极限内压精度差异的显著程度。由于样本分布情况未知,相关关系可能为非线性。根据此要求,本文选用机器学习中的假设检验对数据的基本特征进行挖掘和分析,所采用的算法模型主要为距离相关系数检验和Kruskal-Wallis检验。

### 2.1 相关关系度量

距离相关系数是2007年由美国科学家Székly所提出的用于度量未知分布的相关系数<sup>[10]</sup>。该相关系数基于欧几里得距离计算出变量间的相关程度,从而得出变量的独立性,能够有效地克服三大相关系数所带来的不足,记为 $R_n(X, Y)$ ,计算公式如下:

$$R_n(X, Y) = \begin{cases} \frac{V_n^2(X, Y)}{\sqrt{V_n^2(X) V_n^2(Y)}}, & V_n^2(X) V_n^2(Y) > 0 \\ 0, & V_n^2(X) V_n^2(Y) = 0 \end{cases} \quad (16)$$

式中, $V_n(X, Y)$ 为样本距离协方差; $V_n(X)$ 为样本距离方差; $n$ 为样本容量。 $R_n(X, Y)$ 具有以下性质:① $0\leq R_n(X, Y)\leq 1$ ;②当且仅当 $R_n(X, Y)=0$ , $X$ 和 $Y$ 相互独立。一般情况下,当 $R_n(X, Y)$ 小于0.3时,可忽略变量间的相关关系,认为两者相互独立。

此外,计算相关系数的同时也得到了反映变量独立的概率 $P$ 值,其计算过程如式2~5所示。所对应的原假设 $H_0$ 为:变量相互独立。当 $P$ 值小于 $\alpha$ ( $\alpha$ 为显著性水平,取0.05)时,变量独立发生的概率很小,为小概率事件,即变量相关;反之,变量则不相关。

$$M = \frac{n(n-3)}{2} \quad (17)$$

$$T = \frac{\sqrt{M-1} \cdot R_n}{\sqrt{1-R_n^2}} \quad (18)$$

$$v = M - 1 \quad (19)$$

$$p = 1 - F(T|v) = 1 - \int_{-\infty}^T \frac{\Gamma[(v+1)/2]}{\Gamma(v/2)} \frac{1}{\sqrt{v\pi}} \frac{1}{(1+t^2/v)^{(v+1)/2}} dt \quad (20)$$

式中, $n$ 为观测样本的个数; $T$ 为 $t$ 分布统计量, $v$ 为 $t$ 分布统计量的自由度; $\Gamma(\cdot)$ 为伽马函数。

### 2.2 显著性差异检验

Kruskal-Wallis检验是常用来研究未知分布的显著性差异的非参数检验方法,又称为 $H$ 检验,属于秩和检验<sup>[11]</sup>。该方法利用样本的秩替代原始观测数据从而分析不同组间的样本差异,其秩和统计量 $H$ 为:

$$H = \frac{12}{n(n+1)} \sum_{i=1}^k n_i (\bar{R}_i - \bar{R})^2 = \frac{12}{n(n+1)} \sum_{i=1}^k \frac{\bar{R}_i^2}{n_i} - 3(n+1) \quad (21)$$

式中, $H$ 为Kruskal-Wallis检验的秩和统计量; $k$ 为样本组数; $n$ 为所有样本的观察总数; $i$ 为样本的组号; $n_i$ 为第 $i$ 组样本的观察数; $R_i$ 为第 $i$ 组的秩总和; $\bar{R}_i$ 为第 $i$ 组的平均秩(等于 $R_i/n_i$ ); $\bar{R}$ 为样本的总平均秩(等于 $(n+1)/2$ )。该检验所对应的原假设 $H_0$ 为:各方法的结果无显著性差异;当 $P$ 值小于 $\alpha$ (取0.05)时,拒绝原假设,即预测结果存在显著性差异,反之则接受。在零假设下, $H$ 服从自由度为 $v$ 的卡方分布,因此 $P$ 的计算公式如下:

$$P = 1 - F(H|v) = 1 - \int_0^H \frac{t^{(v-2)/2} e^{-t/2}}{2^{v/2} \Gamma(v/2)} dt \quad (22)$$

## 3 数据实验

本文搜集了来自18篇文献的89组实验数据,并进行不同评估标准的误差分析,其中,所搜集的实验条件均满足:①压力管道为薄壁管道,即 $D/t > 22$ ;②所受荷载为内压荷载;③缺陷类型为外表面轴向裂纹;④裂纹剖面为半椭圆剖面或矩形剖面。根据以上条件筛选实验,其参数的取值范围见表1。由于各规范适用条件不同,因此并非所选的所有实验数据均能使用第1节所总结的规范进行预测,不同文献的实验数据适用情况总结见表2。

表1 裂纹管道位置参数和特征参数的参数范围

Table 1 Range of location and characteristic parameters for cracked pipes

	$D/mm$	$t/mm$	$a/mm$	$2c/mm$	$D/t$	$a/c$	$a/t$	$\sigma_y/MPa$	$\sigma_u/MPa$	$Cv/J$	$p_c/MPa$
参数上限	1 580.00	40.00	28.04	560.00	103.960	0.961	0.799	1 450.7	1 611.1	261.000	70.271
参数下限	88.90	4.00	1.00	8.00	22.225	0.009	0.189	266.1	388	16.272	4.371

表2 裂纹管道的实验失效内压数据来源

Table 2 Test data sources of cracked pipes failure under internal pressures

文献来源	截面形状	Battelle	CorLAS™	SINTAP	BS 7910	R6	API	GB	实验总数
J.Kiefner <sup>[16]</sup>	R <sup>a</sup>	27	27	27	27	23	23	27	27
A.Hosseini <sup>[17]</sup>	S	4	4	4	4	0	0	4	4
C.Ruggieri <sup>[18]</sup>	S	3	3	3	3	3	3	3	3
G.Mannucci <sup>[19]</sup>	R	2	2	2	2	1	1	2	2
M.Staat <sup>[20]</sup>	S	19	14	19	19	16	16	19	19
Y.Kannan <sup>[21]</sup>	S	17	17	17	17	17	17	17	17
H.P.Keller <sup>[22]</sup>	S	12	12	12	12	12	12	12	12
W.Brocks <sup>[23]</sup>	S	2	2	2	2	2	2	2	2
帅健 <sup>[24]</sup>	S	3	3	3	3	0	0	3	3
实验总数	—	89	84	89	89	74	74	89	89

注：R代表裂纹剖面为矩形，S代表裂纹剖面为半椭圆形

## 4 分析与讨论

基于第1节中所示的7种在用压力容器评估标准理论对89组实验数据的失效内压进行分析。为减少由于裂纹剖面形状不同所带来的内压预测值差异，基于等截面法将裂纹形状转化为统一的形状<sup>[9]</sup>，即：采用第1.1节模型进行求解时，将文献中的半椭圆状裂纹等效为矩形裂纹；采用第1.2~1.7节规范进行计算时，则将矩形状裂纹转化为半椭圆形状。

为便于观察预测失效内压(下文简称为 $p_0$ )与实验失效内压(下文简称为 $p_c$ )的关系，将 $p_0$ 进行归一化处理，获得失效内压的预测精度 $p_0/p_c$ 。计算规范的 $p_0/p_c$ 均值，标准差及与 $p_c$ 的相关关系，并依据 $p_0/p_c$ 均值进行排序，从大到小依次为：CorLAS™、R6-2、API、Battelle、R6-1、R6-3、SINTAP、GB和BS7910(表3)。由表3可见：所有模型计算得到的 $P$ 值均小于0.05，相关系数均小于0.3，说明这些模型的 $p_0/p_c$ 与 $p_c$ 存在一定相关关系，但相关关系很弱，可被忽略。因此，本文所选用的裂纹管道评估模型的预测精度 $p_0/p_c$ 与 $p_c$ 间的相关关系可被忽略，即 $p_0/p_c$ 的随机性不随 $p_c$ 的变化而发生明显变化。

表3 不同评估准则 $p_0/p_c$ 统计参数及与 $p_c$ 的距离相关系数

Table 3 Statistical parameters of prediction values  $p_0/p_c$  and the distance correlation coefficients between  $p_0/p_c$  and  $p_c$  in different evaluation criteria

标准	均值	标准差	CoV/%	距离相关系数	$P$ 值
CorLAS™	0.935	0.256	27.404	0.262 6	0.000
R-2	0.779	0.207	26.522	0.125 4	0.000
API	0.742	0.181	24.395	0.110 3	0.000
Battelle	0.736	0.238	32.355	0.114 7	0.000
R-1	0.731	0.172	23.478	0.100 2	0.000
R-3	0.664	0.140	21.123	0.046 0	0.009
SINTAP	0.662	0.192	28.972	0.144 7	0.000
GB	0.466	0.175	37.504	0.038 0	0.009
BS7910	0.461	0.175	37.961	0.036 2	0.012

计算不同规范的显著性差异可将规范分为4组：①CorLAS™模型；②规范R6-2、Battelle、API和R6-1；③规范R6-3和SINTAP；④规范GB和BS7910。同组的预测精度 $p_0/p_c$ 的参数大小虽有所不同，但由于所对应的 $P$ 值均大于0.05，因此两组变量之间在统计学意义上不存在显著差异。根据分组情况及分布数据(图3和表4)，绘制箱型图(图4)。

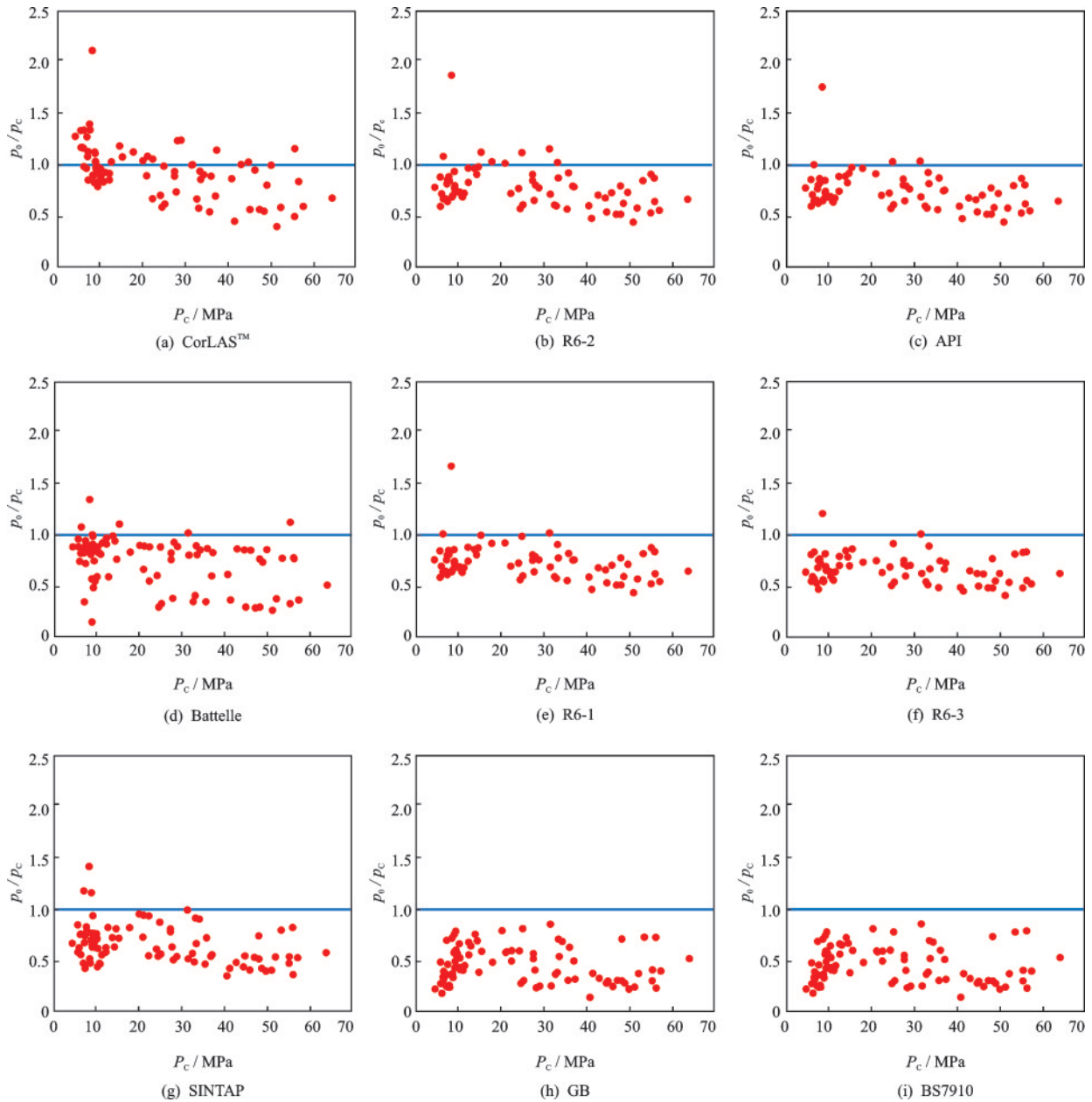


图3 不同评估准则下的 $p_0/p_c$ 随 $p_c$ 的变化

Figure 3 Changes in  $p_0/p_c$  according to  $p_c$  in different evaluation criteria

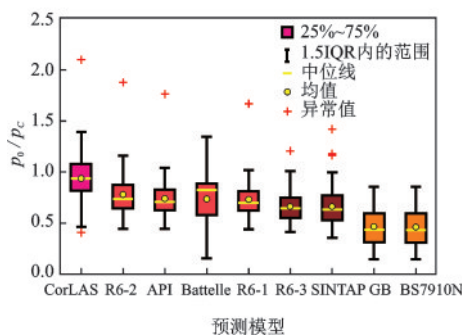


图4 不同评估准则下 $p_0/p_c$ 的分布箱型图

Figure 4 Distribution of  $p_0/p_c$  in different evaluation criteria

第一组规范仅含 CorLAS™模型,从图 3(a)和图 4 中可以看出,该模型的预测精度  $p_0/p_c$  有以下 3 个特点:①均值 0.935 约等于中位数,几乎呈正态分布;②均值和中位数与 1 最为接近,预测内压  $p_0$  与  $p_c$  相差最小,因此,相较其他规范,计算结果最为精确;③所采用的 84 组实验数据中有 30 组  $p_0/p_c$  大于 1,即预测内压  $p_0$  大于实际内压  $p_c$  的概率为 35.71%,且显著大于其他组的预测。根据上述特征,可以得出:CorLAS™模型的预测精度  $p_0/p_c$  虽较为精确,但该模型的预测失效偏多,故而预测结果偏危险。因此,预测裂纹管道失效时,应慎用该模型。

表4 基于Kruskal-Wallis检验的不同评估准则下 $p_0/p_c$ 的显著性差异 $p$ 值

Table 4 Significant difference value ( $p$ ) for  $p_0/p_c$  in different evaluation criteria based on Kruskal-Wallis tests

标准	CorLAS™	R6-2	API	Battelle	R6-1	R6-3	SINTAP	GB	BS 7910
CorLAS™	1.000 0	0.000 0	0.000 0	0.000 0	0.000 0	0.000 0	0.000 0	0.000 0	0.000 0
R6-2	0.000 0	1.000 0	0.237 5	0.870 3	0.115 9	0.000 1	0.000 1	0.000 0	0.000 0
API	0.000 0	0.237 5	1.000 0	0.188 0	0.664 8	0.002 5	0.001 2	0.000 0	0.000 0
Battelle	0.000 0	0.870 3	0.188 0	1.000 0	0.078 4	0.000 7	0.001 5	0.000 0	0.000 0
R6-1	0.000 0	0.115 9	0.664 8	0.078 4	1.000 0	0.006 9	0.003 2	0.000 0	0.000 0
R6-3	0.000 0	0.000 1	0.002 5	0.000 7	0.006 9	1.000 0	0.507 1	0.000 0	0.000 0
SINTAP	0.000 0	0.000 1	0.001 2	0.001 5	0.003 2	0.507 1	1.000 0	0.000 0	0.000 0
GB	0.000 0	0.000 0	0.000 0	0.000 0	0.000 0	0.000 0	0.000 0	1.000 0	0.773 3
BS 7910	0.000 0	0.000 0	0.000 0	0.000 0	0.000 0	0.000 0	0.000 0	0.773 3	1.000 0

第二组规范 R6-2、API、Battelle 和 R6-1 的预测精度  $p_0/p_c$  均值分别为 0.779、0.742、0.736 和 0.731，显著低于第一组、高于后两组。基于图 3(b~e)，计算规范 R6-2、API、Battelle 和 R6-1 中  $p_0/p_c$  超过 1 的概率分别为 10.81%、5.41%、6.74% 和 4.05%，小于 0.5 的概率分别为 2.70%、2.70%、20.22% 和 2.70%。结合图 4，可以得出该组中 Battelle 模型的预测最为特殊：①仅该模型预测精度  $p_0/p_c$  的均值小于中位数，分布呈负偏态，由于负偏态分布峰值偏右，因此其预测结果易偏大，分布情况不够理想；②预测保守性最高，所预测的  $p_0$  值小于  $0.5p_c$  的概率高达 20.22%；③所对应的箱型图晶须最长，分散性最大，故而预测结果稳定性最低。因此，在该组规范中，Battelle 模型的预测效果最差。其余 3 个模型则具有以下特点：①中位数均小于均值，呈正偏态分布，分布形状理想；②保守性一致且偏低，均为 2.70%；③预测失效的概率相差较大，R6-1 的预测失效的概率最低、R6-2 预测失效的概率最高；④三者的箱型相差不大，R6-1 所对应的箱型高度最低、而 R6-2 所对应的箱型高度最高。综上所述，对本组规范的预测性能进行排序，其推荐序次为：R6-1、API、R6-2 和 Battelle 模型。总体而言，该组规范的预测性能整体明显优于第一组，且无显著差异。

第三组规范包括 R6-3 和 SINTAP 规范，规范的  $p_0/p_c$  均值为 0.664 和 0.662，均大于中位数，预测显著低于前两组，高于最后一组。从图 3(f) 和 (g) 来看，R6-3 规范预测值  $p_0$  大于  $p_c$  的概率为 2.70%，小于  $0.5p_c$  的概率为 10.81%；SINTAP 规范的  $p_0$  大于  $p_c$  的概率为 3.37%，小于  $0.5p_c$  的概率为 20.22%。综合两方面及箱型图(图 4)来看，该组规范的危险

性较低且性能相近，但其保守性相差较大，其中 R-3 的保守性较低，预测分布也相对集中，因此，组内规范优先推荐使用 R-3 规范进行预测。综上，相较于第一组，该组规范预测性能较优，但较于第二组而言，两组各有千秋，应视具体情况选择相应规范进行预测。

GB 和 BS7910 规范为第四组规范，所对应的预测精度  $p_0/p_c$  均值最小，分别为 0.466 和 0.461，预测结果显著低于前三组，结果最保守，且所对应的箱型图基本一致。分析图 3(h) 和 (i) 可知：GB 规范  $p_0$  大于  $p_c$  的概率为 0，小于  $0.5p_c$  的概率为 59.55%；同理，BS7910 规范  $p_0$  大于  $p_c$  的概率为 0，小于  $0.5p_c$  的概率为 60.67%。基于上述计算概率和其分布箱型图(图 4)来看，该组规范的特征基本相同，难以区分出其组内优劣。相较于其他组规范，该组规范的预测结果保守，大多数情况下会造成材料一定程度上的浪费。因此，建议将该组规范应用于预测精度要求极高的工况。

## 5 结 论

(1) 基于裂纹管道实验数据，结合欧几里得距离相关系数探究不同规范的相对预测值  $p_0/p_c$  与实验值  $p_c$  的相关关系，发现对所有的评估规范，均可忽略两者相关关系。

(2) 基于 Kruskal-Wallis 检验，分析不同规范的  $p_0/p_c$  差异，根据差异是否显著将规范分为四组：① CorLAS™ 模型；② 规范 R6-2、API、Battelle 和 R6-1；③ 规范 R6-3 和 SINTAP；④ 规范 GB 和 BS7910。规范从第一组到第四组，危险性逐渐降低，保守性逐渐升高。

(3) 第一组规范 CorLAS™模型计算简便,预测结果相对准确,但危险性较高,可应用于裂纹管道极限内压的粗略预估。

(4) 综合不同规范的保守性和危险性,推荐使用第二组第三组规范进行预测,所推荐的优先级顺序:第二组为 R6-1, API, R6-2 和 Battelle;第三组为 R6-1 和 SINTAP。

(5) 最后一组规范 GB 和 BS7910 模型的预测结果偏于保守,大多会造成材料一定程度上的浪费。因此,建议将其用于要求极高的项目。

## 参考文献:

- [1] 郭凌云,周晶,代云云.基于不同随机退化过程的腐蚀管道时变失效概率分析[J].石油学报,2019,40(12):1542-1552.(in chinese)  
Guo L Y, Zhou J, Dai Y Y. Time dependent failure probability analysis of corroded pipelines based on different stochastic degradation processes [J]. Acta Petrolei Sinica, 2019, 40(12):1542-1552.(in Chinese)
- [2] Cosham A, Hopkins P, Leis B. Crack-like defects in pipelines: the relevance of pipeline-specific methods and standards[C]// International Pipeline Conference, Calgary, Alberta, Canada: ASME,2012:IPC2012-90459.
- [3] Yan J, Zhang S W, Kariyawasam S, et al. Validate crack assessment models with in-service and hydrotest failure[C] // International Pipeline Conference, Calgary, Alberta, Canada: ASME,2018:IPC2018-78251.
- [4] Zerbst U, Hamann R, Wohlschlegel A. Application of the European flaw assessment procedure SINTAP to pipes[J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2000, 77(11):697-702.
- [5] 周道川,王艳婷.基于BS 7910的焊缝缺陷剩余寿命分析方法[J].油气储运,2016,35(1):78-85.  
Zhou D C, Wang Y T. Residual life analysis method of weld seam with defects based on BS 7910 [J]. Oil & Gas Storage and Transportation, 2016, 35(1):78-85. (in Chinese)
- [6] Osage D A. Fatigue assessment for in-service components-a new part for API 579-1/ASME FFS-1 Fitness-For-Service [J]. Procedia Engineering, 2015, 133:320-347.
- [7] 刘明亮.基于SINTAP方法的海底管道安全评定[D].天津:天津大学,2006:1-60.
- [8] Ibrahim M, Karmun D, Sherif H, et al. Effect of model error on reliability analysis of surface cracks[C]// International Pipeline Conference, Calgary, Alberta, Canada: ASME, 2018:IPC2018-78237.
- [9] Yan Z, Zhang S, Zhou W. Model error assessment of burst capacity models for energy pipelines containing surface cracks[J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2014, 120-121:80-92.
- [10] Székely, Gábor J, Rizzo M L. The distance correlation test of independence in high dimension [J]. Journal of Multivariate Analysis, 2013, 117:193-213.
- [11] Paul A H, Mark W B. Cast erosion from the cleaning of debris after the use of a cast trimmer [J]. Journal of Prosthetic Dentistry, 2016, 117(2):271-276.
- [12] Peter H, Zerbst U. Fracture mechanics assessment of welded components at static loading [M]. [S. L.]: Springer International Publishing, 2016:61-86.
- [13] 王炯耿,唐夏焘,罗宏建,等. GIS壳体焊缝缺陷的安全评定方法[J].油气储运,2019,38(6):617-622,628.  
Wang J G, Tang X T, Luo H J, et al. Safety assessment method for weld defects of GIS shell [J]. Oil & Gas Storage and Transportation, 2019, 38(6):617-622,628.(in Chinese)
- [14] Mussini R, Cancela H, Clarke T. Structural reliability assessment of cracked pipes: The role of probability of detection data [J]. Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, 2019, 42(3):664-673.
- [15] Gutiérrez-Solana F, Cicero S. FITNET FFS procedure: A unified European procedure for structural integrity assessment [J]. Engineering Failure Analysis, 2009, 16(2):559-577.
- [16] Kiefner J, Maxey W, Eiber R J, et al. Failure stress levels of flaws in pressurized cylinders [J]. Astm Special Technical Publication, 1973, 536:461-481.
- [17] Hosseini A, Cronin D, Plumtree A, et al. Experimental testing and evaluation of crack defects in line pipe [C]// International Pipeline Conference, Calgary, Alberta, Canada: ASME,2010: IPC 2010-31158.
- [18] Ruggieri C, Dotta F. Numerical modeling of ductile crack extension in high pressure pipelines with longitudinal flaws [J]. Engineering Structures, 2011, 33(5):1423-1438.
- [19] Mannucci G, Demofonti G. Fracture properties of API X 100 gas pipeline steels [J]. Europipe, 2002:1-18.
- [20] Staat M. Plastic collapse analysis of longitudinally flawed pipes and vessels [J]. Nuclear Engineering and Design, 2004, 234(1-3):25-43.
- [21] Kannan P, Amirthagadeswaran K S, Christopher T. Validation of a leak-before-break criterion using limit

load solution[J]. Journal of Failure Analysis and Prevention, 2015, 15(3):417-423.

[22] Keller H P, Junker G, Merker W. Fracture analysis of surface cracks in cylindrical pressure vessels applying the two-parameter fracture criterion (TPFC)[J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 1987, 29(2):113-153.

[23] Brocks W, Kunecke G, Wobst K. Stable crack growth of axial surface flaws in pressure vessels[J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 1989, 40(1):77-90.

[24] 帅健, 许葵. 含裂纹管道的失效评定曲线的实例验证[J]. 机械强度, 2003, 25(3):251-253.

Shuai J, Xu K. Validation of failure assessment curve of linepipe containing cracks [J]. Mechanical Strength, 2003, 25(3):251-253.(in Chinese)

[25] Raju I S, Newman J C. Stress intensity factors for internal and external surface cracks in cylindrical vessels[J]. Journal of Pressure Vessel Technology, 1982, 104(4):293-298.

(本文责编:赵霞)

## 附录 A

### 1 CorLAS™模型中J积分的求解

CorLAS™模型J积分计算公式如下:

$$J = Q_{sf} F_{sf} a \left( \frac{\pi \sigma_1^2}{E} + f_3(n) \varepsilon_p \sigma_1 \right) \quad (1)$$

式中,  $F_{sf}$ 为自由表面系数;  $Q_{sf}$ 为缺陷形状系数;  $\varepsilon_p$ 为  $\sigma_1$ 对应的塑性应变;  $K$ 为强度系数;  $n$ 为硬化指数;  $f_3(n)$ 为 Shih-Hutchinson 系数; 参数的计算详细过程见文献[9]的附录 A。

### 2 API参考应力和应力强度因子的求解

#### (1) API的参考应力

API的参考应力  $\sigma_{ref}$ 的计算公式如下:

$$\sigma_{ref} = \frac{gp_b + \left[ (gp_b)^2 + 9(M_s p_m (1-\alpha)^2)^2 \right]^{0.5}}{3(1-\alpha)^2} \quad (2)$$

式中,  $M_s$ 为应力放大系数;  $p_m$ 和  $p_b$ 为仅受内压荷载作用下的管道环向应力和弯曲应力;  $\alpha$ 和  $g$ 均为中间变量; 各参数的具体计算详见规范 9C.5.10 节。

#### (2) API的应力强度因子

API-管道外表面裂纹的应力强度因子  $K_I$ 公式计算公式如下:

$$K_I = \frac{pR_i^2}{R_0^2 - R_i^2} \sqrt{\frac{\pi a}{Q}} \left[ 2G_0 + 2\left(\frac{a}{R_0}\right)G_1 + 3\left(\frac{a}{R_0}\right)^2G_2 + 4\left(\frac{a}{R_0}\right)^3G_3 + 5\left(\frac{a}{R_0}\right)^4G_4 \right] \quad (3)$$

式中,  $p$ 为所受的内压荷载;  $Q$ 为椭圆积分系数;  $R_0$ 为管道外半径;  $G_0 \sim G_5$ 为影响系数; 各个参数的计算详见规范 9B.5.10 节。

### 3 SINTAP/FITNET FFS 应力强度因子的求解

SINTAP/FITNET FFS 应力强度因子计算公式如下:

$$K_I = \frac{pR_o}{t} \sqrt{\frac{\pi a}{Q}} F_e \left( \frac{a}{c}, \frac{a}{t}, \frac{t}{R_o}, \phi \right) \quad (4)$$

$$F_e = \frac{t}{R_i} \frac{R_i^2}{R_0^2 - R_i^2} \left[ 2G_0 + 2\left(\frac{a}{R_0}\right)G_1 + 3\left(\frac{a}{R_0}\right)^2G_2 + 4\left(\frac{a}{R_0}\right)^3G_3 \right] \quad (5)$$

式中,  $\phi$ 为椭圆裂纹的中心角度, 一般选用裂纹边缘进行计算, 即  $\phi=0$ 和  $\pi/2$ ;  $Q=1+1.464(a/c)^{1.65}$ ,  $a < c$ ;  $F_e$ 的系数  $G_i$ 可通过  $(a/c, a/t, t/R_o, \phi)$ 等值查文献[25]的表 3 获得。

#### 4 BS7910参考应力和应力强度因子的求解

##### (1) BS7910参考应力

当管道为外表面裂纹,不考虑二次应力和弯曲应力,BS7910的参考应力计算公式如下:

$$\sigma_{\text{ref}} = 1.2M_s p_m \quad (6)$$

式中,  $M_s = \frac{1 - [a/(tM_t)]}{1 - (a/t)}$ ,  $M_T = \sqrt{1 + 1.6\left(\frac{c^2}{R_i t}\right)}$ 。

##### (2) BS7910应力强度因子

BS7910的应力强度因子公式如下:

$$K_I = Y\sigma\sqrt{\pi a} \quad (7)$$

不考虑弯曲应力和二次应力时,外表面裂纹的  $Y\sigma$  计算公式如下:

$$Y\sigma = MM_m p_m \quad (8)$$

式中,  $M = \frac{1 - [a/(tM_t)]}{1 - (a/t)}$ ,  $M_T = \left[1 + 3.2\left(\frac{c^2}{2R_m t}\right)\right]^{0.5}$ ,  $R_m$  为名义半径;应力强度放大系数  $M_m$  计算较为复杂,

详见规范附件 M。

#### 5 R6的塑性破坏时的极限内压求解

$p_L$  塑性破坏时的极限内压包含有全局解和局部解,全局解为:

$$\frac{p_L}{\sigma_Y} = \gamma \left[ \frac{1}{M_{\text{ex}}} \ln\left(\frac{1 + \eta}{1 + \eta - \alpha\eta}\right) + \ln(1 + \eta - \alpha\eta) \right] + \left[ \sqrt{\left(1 + \eta - \frac{1}{2}\left(1 - \frac{1}{M_{\text{ex}}}\right)\alpha\eta\right)^2 + \frac{(\alpha\eta)^4}{4}\left(1 - \frac{1}{M_{\text{ex}}^2}\right)} - \left(1 + \eta - \frac{1}{2}\left(1 - \frac{1}{M_{\text{ex}}}\right)\alpha\eta\right) \right] \quad (9)$$

局部解为:

$$\frac{p_L}{\sigma_Y} = \frac{1}{(h_2/c) + 1} \left[ \frac{h_2}{c} \ln(1 + \eta) + \ln(1 + \eta - \alpha\eta) \right] \quad (10)$$

式中,  $\phi = a/c$ ;  $\alpha = a/t$ ;  $\eta = t/R_i$ ;  $h_2/c = (1 - \alpha)/(M_{\text{ex}} - 1)$ ,  $M_{\text{ex}} = \sqrt{1 + 1.4\alpha\eta[(1 + \eta)\phi^2]}$ , 对于 Tresca 准则来说,  $\gamma = 1$ ; 对于 von Mises 准则来说,  $\gamma = 2/\sqrt{3}$ 。