

单边缺口拉伸试样的断裂韧性计算方法对比

李一哲¹, 王东坡¹, 邓彩艳¹, 龚宝明¹, 王 胜²

(1. 天津大学 材料科学与工程学院天津市现代连接技术重点实验室,天津 300072;
2. 深圳赤湾胜宝旺工程有限公司,深圳 518000)

摘 要: 在工程临界评估(engineering critical assessment)中,裂纹尖端张开位移(CTOD 值)的精确性将极大影响设计安全裕度与服役寿命. 单边缺口拉伸(SENT)试样裂纹尖端的应力应变场与管道在实际服役状况下相似,被认为比较适用于测量管道 CTOD 值. 目前有几种针对 SENT 断裂韧性的计算方法,但是并没有统一的标准. 文中采用 API X70 管线钢,进行 SENT 试样断裂韧性试验并对比各计算方法与双刀口法之间的区别. 采用 Crackwise 4.0 评估了不同计算方法得到韧性值对裂纹极限尺寸的影响. 结果表明,几种 CTOD 计算方法相较于双引伸计法都有较大误差,断裂韧性的精确度对于 ECA 评估极限裂纹尺寸有极大影响.

关键词: 断裂韧性; 合于使用; 验证; 评估

中图分类号: TG 407 **文献标识码:** A **文章编号:** 0253-360X(2017)04-0059-04

0 序 言

随着管线输送压力要求的不断提高,高钢级管线钢的开发应用已成为管道用钢的热点,管道的服役条件日趋严苛. 因此,在工程设计中,需要有严格的设计准则和依据以达到优化的安全裕度和精确的服役寿命,然而在焊接结构中,缺陷的出现是不可避免的. 目前,基于断裂力学的“合于使用”原则^[1],通过 ECA 评估允许未造成安全问题缺陷的存在,在保证结构安全服役的前提下极大的提高了材料的利用效率,同时也降低了制造周期和成本.

管线钢实际服役条件下的主要失效模式是由膜应力而非弯曲应力引起的^[2,3],鉴于此,使用单边缺口拉伸试样(SENT)代替单边缺口弯曲试样(SENB)能更好地模拟管线钢环焊缝实际服役条件下裂纹尖端的约束情况. 对于 SENT 试样断裂韧性的计算,有以下几种方法:DNV-OS-F101(2010),Shen & Tyson 法,Moreira & Donato 法,Ruggieri 法以及 DNV-OS-F101(2000)给出的双引伸计法. 但是,对于同一组试验数据曲线使用以上五种不同方法计算得到的裂纹尖端张开位移 CTOD 值是有明显差别的. 再者,在 ECA 评估中,CTOD 值的准确与否将直接导致设计安全裕度和服役寿命的误差. Philipaa L 发现硅胶复刻技术直接测得到 CTOD 值与双引伸计法计算值

吻合极好,建议使用双引伸计法作为 SENT 断裂韧性计算的参考方法. 文中旨在评估其它四种方法相对于双引伸计法计算得到 CTOD 的误差,进而探究不同计算方法造成的误差对于 ECA 评估极限裂纹尺寸的影响,为管线工程设计中断裂韧性的选取方法提供参考意见.

1 试 验

试验采用 API X70 管线钢,化学成分见表 1(Fe 余量). 从外径 711 mm,壁厚 12.5 mm 管道沿管径向截取拉伸试样和 SENT 试样,考虑到材料的各向异性,取样方向为管径轴向. 鉴于文中工作重点为不同 CTOD 计算方法误差对管线工程设计中极限裂纹尺寸进而对安全裕度设计的影响,因此选用母材试样进行试验,以减少由于焊缝组织不均匀造成的数据分散性.

表 1 X70 化学成分(质量分数,%)
Table 1 Chemical composition of X70%

C	Si	S	P	Mn	Ni	Cr	Nb
0.061	0.24	0.000 9	0.011	1.53	0.21	0.024	0.038

1.1 拉伸性能试验

使用原始标距 50 mm,直径 10 mm 的标准试样在 MTS-810 电液伺服材料试验机上按位移控制加载方式(5 mm/min)进行拉伸试验,经试验测得所用

收稿日期: 2015-04-07
基金项目: 国家自然科学基金项目(51305295);国家教育部博士点专项基金(20130032120006)

API X70 材料的下屈服强度为 $R_{el} = 546 \text{ MPa}$, 抗拉强度 $R_m = 605 \text{ MPa}$, 依据式(1)和式(2)对试验测得工程应力应变曲线进行真应力应变的转换, 由式(3)对真应力应变曲线进行拟合, 得硬化指数 $n = 4.27$. 真应力应变曲线如图 1 所示.

$$\sigma = \sigma_0 (1 + \varepsilon_0) \tag{1}$$

$$\varepsilon_p = \ln(1 + \varepsilon_0) \tag{2}$$

$$\frac{\varepsilon_p}{\varepsilon_0} = \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n \tag{3}$$

式中: σ_0 为原始应力; ε_0 为原始应变; ε_p 为真应变; σ 为真应力.

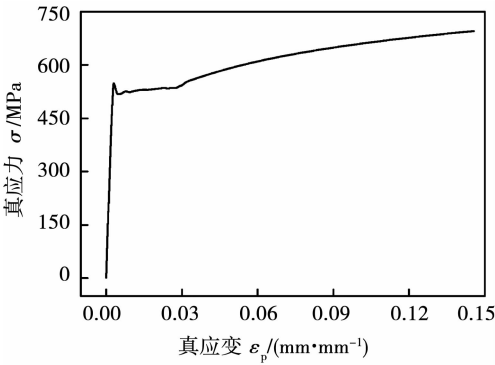


图 1 真应力应变曲线
Fig. 1 True stress-true strain curve for X70 steel

1.2 SENT 试验

试样几何形状及尺寸如图 2 所示, 首先机加工引入深度 2 mm 贯穿厚度缺口. 依据 ASTM E1820^[4] 在室温下预制疲劳裂纹; 国内外大量工作^[5-8] 指出面内拘束 a/W 对 CTOD 值有极大影响, 为保证初始裂纹长度一致性, 试验后观察断口进行测量, 选取初始裂纹长度 $a/W = 0.4 \pm 0.02$ 的三个试样作为有效试样.

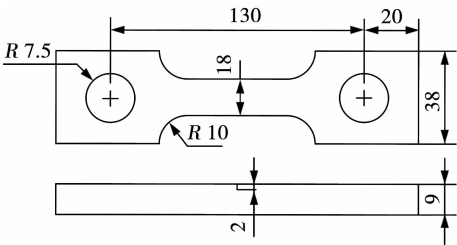


图 2 试样尺寸示意图 (mm)
Fig. 2 Schematic of specimen dimensions

试验在室温下 CSS-300B 万能电子试验机上进行, 采用销加载形式, 双刀口高度分别为 $z_1 = 1.5 \text{ mm}$, $z_2 = 3.8 \text{ mm}$, 试验加载所用双刀口及双引伸计

如图 3 所示, 采用位移控制加载方式进行试验直至试样失效断裂, 试验速度为 1 mm/min .

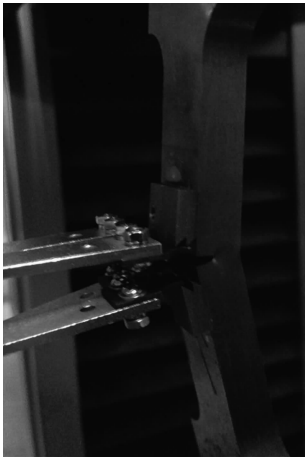


图 3 双引伸计法进行断裂韧性试验
Fig. 3 Illustration of fracture toughness test using the double clip gauge methodology

2 试验结果及分析

2.1 CTOD 计算方法

对于 SENT 试样断裂韧性的计算有以下几种方法. (1) DNV-OS-F101(2010) 给出了通过 J 积分计算 CTOD 的方法, 即

$$\delta = \frac{J}{m \left(\frac{R_{el} + R_m}{2} \right)} \tag{4}$$

$$m = 1.221 + 0.793 \frac{a}{W} + 2.751n - 1.418n \frac{a}{W} \tag{5}$$

式中: J 为 J 积分; δ 为裂纹尖端张开位移; m 为无量纲约束参数; n 为应变硬化指数; R_{el} 为屈服强度; R_m 为抗拉强度; a 为初始裂纹长度; W 为试样宽度. 此公式被认为过于保守, 不能准确地计算 SENT 的断裂韧性.

(2) Shen & Tyson 基于 DNV-OS-F101(2010) 的 J-CTOD 公式, 修正并提出了针对 SENT 试样的无量纲系数 m 和硬化指数 n , 即

$$m = m_c - m_p \left(\frac{F}{F_y} - 1 \right) \tag{6}$$

$$m_c = A_1 \frac{a}{W} + A_2 \tag{7}$$

$$m_p = B_1 \frac{a}{W} + B_2 \tag{8}$$

$$A_1 = -0.1293 + 0.1152n - 0.00986n^2 + 0.000263n^3 \tag{9}$$

$$A_2 = 3.0867 - 0.297n + 0.0194n^2 - 0.000427n^3 \tag{10}$$

$$B_1=1.016\ 9-0.063\ 4n+0.005\ 67n^2-0.000\ 200n^3$$

(11)

$$B_2=0.696\ 9-0.121\ 6n+0.014\ 87n^2-0.000\ 393n^3$$

(12)

式中: F 为加载载荷; F_y 为屈服载荷; $m_e, m_p, A_1, A_2, B_1, B_2$ 为无量纲参量。

(3) Moreira & Donato 给出了直接通过断裂韧性试验曲线计算 η 因子得到 CTOD 的方法,即

$$\delta=\frac{1}{m\sigma_{\text{flow}}}\left[\frac{K_1^2(1-u^2)}{E}+\frac{\eta W_{\text{pl}}}{B(W-a)}\right]$$

(13)

式中: $\sigma_{\text{flow}}=(R_{\text{eL}}+R_m)/2$ 为流变应力; K_1 为弹性应力强度因子; E 为弹性模量; u 为泊松比; W_{pl} 是加载位移曲线下的塑性功; η 是用于计算 J 积分的塑性功的无量纲参数; B 是试样厚度。

(4) Ruggieri 提出了基于有限元模拟结果对 η 因子的修正,即

$$\eta=1.243\ 8-2.606\ 4\left(\frac{a}{W}\right)+6.196\ 3\left(\frac{a}{W}\right)^2-1.064\left(\frac{a}{W}\right)^3-7.158\ 5\left(\frac{a}{W}\right)^4+2.974\ 4\left(\frac{a}{W}\right)^5$$

(14)

(5) DNV-OS-F101 (2000) 给出的双引伸计法,即

$$\delta=\frac{K_1^2(1-u^2)}{2R_{\text{eL}}E}+x_{\text{pl}}-\frac{a+z_1}{z_2-z_1}(x_{\text{p2}}-x_{\text{pl}})$$

(15)

式中: $x_{\text{pl}}, x_{\text{p2}}$ 分别为高低刀口引伸计裂纹嘴张开位移中的塑性位移部分。

2.2 误差分析

试验得到的最大载荷—位移曲线及塑性位移与塑性消耗功如图 4 所示^[9],其中 F_{max} 是最大载荷, δ_{COMD} 是裂纹嘴张开位移。

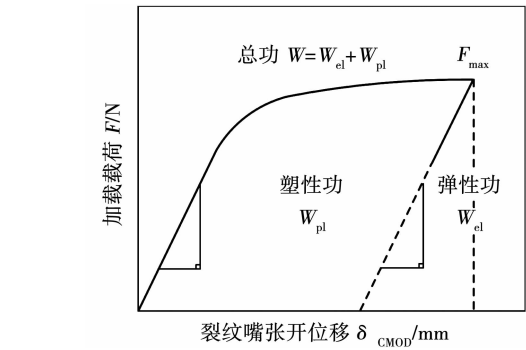


图 4 位移加载曲线下塑性功的定义

Fig. 4 Definition of plastic area under the load-displacement curve

试验结果见表 2。表 3 总结了根据各 CTOD 求解方法进行计算得到的结果,以双引伸计得到的

CTOD 值为基准,基于多试样法思想对各种方法计算结果取平均值计算相对误差。从表 3 可以看出,试验原始数据与各种方法处理后数据分散性都较小,印证了选用母材进行试验的正确性,有利于进行后续分析。显然,不同方法计算得到的 CTOD 值与双引伸计法相比都存在有较大误差,而 Ruggieri 和 Tyson 法给出了相对较小的误差,在实际工程设计中必须对此问题加以重视。

表 2 X70 单边缺口拉伸断裂韧性试验结果 (W=9 mm)

Table 2 Fracture toughness test results for X70 (SENT)

	裂纹长度 a/mm	最大载荷 F_{max}/N	引伸计 1 位移 x_{pl}/mm	引伸计 2 位移 x_{p2}/mm	引伸计差值 x_{p}/mm	塑性功 $W_{\text{p2}}/(\text{N}\cdot\text{mm})$
SENT-1	3.76	74 383.2	0.802	0.968	0.166	64 830.08
SENT-2	3.82	72 374.2	0.745	0.931	0.185	59 448.57
SENT-3	3.75	77 218.8	0.701	0.846	0.144	58 643.22

表 3 各种计算方法 CTOD 结果及对比 (mm)

Table 3 Comparasion of different CTOD computing methods

计算方法	Double-clip 法	DNV-F101 法	Moreira 法	Ruggieri 法	Tyson 法 ($N=4.27$)
SENT-1	0.530 1	0.695 4	0.723 3	0.442 5	0.640 1
SENT-2	0.480 6	0.645 1	0.670 7	0.413 7	0.592 5
SENT-3	0.536 1	0.635 7	0.661 3	0.405 2	0.595 6
平均值	0.515 6	0.658 8	0.685 1	0.420 5	0.609 4
相对误差	—	27.77%	32.88%	18.44%	18.21%

2.3 不同计算方法下的极限裂纹尺寸

对于各种计算方法存在的较大误差,如果不对此问题加以重视,而认为各种方法都适用于实际结构的安全性评估,直接将计算得到的 CTOD 值应用于指导实际工程中安全裕度设计,将会导致设计过于保守或过于危险。拟通过模拟工程实例,依据 BS7910 标准《金属结构缺陷验收评定方法导则》,利用 Crackwise 4.0 软件进行 2A 级评定,分析不同 CTOD 计算方法下容许缺陷验收值的差异。

评估输入参量如下:外径 711 mm,壁厚 12.5 mm,缺陷类型为外表面裂纹,屈服强度为 546 MPa,抗拉强度为 605 MPa。基于以上基准参数,代入各种方法计算得到的 CTOD 值计算极限裂纹尺寸(图 5)。表 4 给出了在膜应力 300 MPa 时对应各种计算方法得到的临界裂纹尺寸,鉴于工程设计中临界裂纹高度具有较大敏感性,文中使用临界裂纹高度表征临界裂纹尺寸。可以看出不同计算方法的缺陷验收值相对于双引伸计法有高有低,过高或过低的安全裕度将会使设计过于保守或过于危险,这从

工程实际的安全性与经济性考虑都是不可取的. 因此,推荐使用双引伸计法测量 SENT 试样的断裂韧性,如果试验条件所限无法进行双引伸计测量,对所选取进行 CTOD 计算的方法进行修正是及其有必要的.

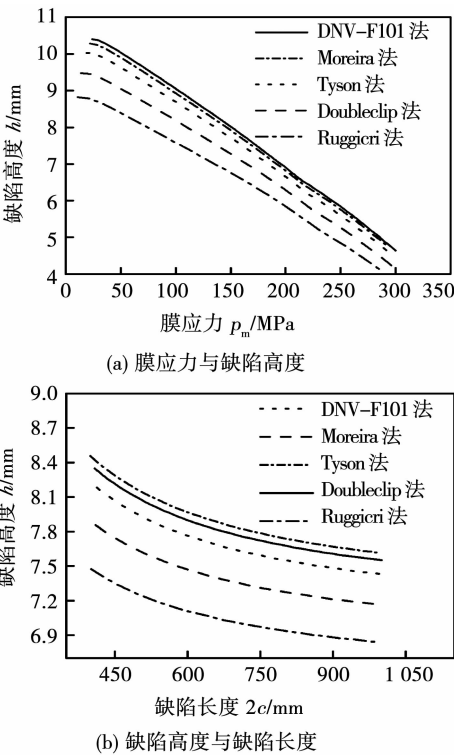


图 5 不同方法下极限裂纹尺寸评估

Fig. 5 Critical crack size under different methods determining CTOD

表 4 各种计算方法的临界裂纹尺寸对比 (mm)
Table 4 Comparasion of the critical crack size from various calculation methods

Double-clip 法	DNV-F101 法	Moreira 法	Ruggieri 法	Tyson 法 ($N=4.27$)
4.14	4.57	4.63	3.79	4.43

3 结 论

(1) 与双引伸计法相比, DNV-OS-F101 (2010), Shen & Tyson 法, Moreira & Donato 法, Ruggieri 法计

算断裂韧性的误差全部大于 15%, Moreira 法甚至大于 30%. Ruggieri 法和 Tyson 法给出了相对较小的误差,在实际工程设计中必须对此问题加以重视.

(2) 在相同工况下代入不同 CTOD 值计算了临界裂纹尺寸,临界裂纹尺寸随着 CTOD 值的升高而升高. 过高的 CTOD 值会使缺陷验收标准在相同工况下相对宽松,造成重大工程事故和灾难性后果. 有鉴于此,确保 CTOD 值的精确性具有重要意义.

参考文献:

[1] British Standard Institution. Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures [S]. British: British Standard Institution, 2005.

[2] Paredes M, Ruggieri C. Further results in J and CTOD estimation procedures for SE(T) fracture specimens-part II: weld centerline cracks[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2012, 89: 24-39.

[3] Chen Y, Lambert S. Analysis of ductile tearing of pipeline-steel in single edge notch tension specimens[J]. International Journal of Fracture, 2003, 124(3): 179-199.

[4] American Society for Testing and Materials. Standard test method for measurement of fracture toughness[S]. America: American Society for Testing and Materials, 2013.

[5] Wallin K. The size effect in K IC results[J]. Engineering Fracture Mechanics, 1985, 22(1): 149-163.

[6] Yang J, Z. Wang G, Z. Xuan F, et al. Unified characterisation of in-plane and out-of-plane constraint based on crack-tip equivalent plastic strain[J]. Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, 2013, 36(6): 504-514.

[7] Hebel J, Hohe J, Friedmann V, et al. Experimental and numerical analysis of in-plane and out-of-plane crack tip constraint characterization by secondary fracture parameters [J]. International Journal of Fracture, 2007, 146(3): 173-188.

[8] Sarzosa D F B, Ruggieri C. A numerical investigation of constraint effects in circumferentially cracked pipes and fracture specimens including ductile tearing[J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2014, 120(8): 1-18.

[9] Meshii T, Lu K, Takamura R. A failure criterion to explain the test specimen thickness effect on fracture toughness in the transition temperature region [J]. Engineering Fracture Mechanics, 2013, 104(15): 184-197.

作者简介: 李一哲,男,1992 年出生,博士研究生. 主要从事焊接结构的强度和断裂及安全评定. 发表论文 2 篇. Email: lyz@tju.edu.cn

通讯作者: 龚宝明,男,博士,讲师. Email: gong_bm@tju.edu.cn