

DOI:10.11784/tdxbz202501007

# 基于单边缺口拉伸试验的管线钢启裂韧度 确定方法对比研究

邓彩艳, 郭亮鸿, 龚宝明, 刘永, 张文强  
(天津大学材料科学与工程学院, 天津 300350)

**摘要:** 断裂韧度对管道安全运行至关重要, 单边缺口拉伸 (SENT) 试样因裂纹尖端拘束度低、接近管道的实际工况而广受关注. 本文针对 SENT 试样的启裂韧度确定方法展开研究, 以 API X65 和 API X80 管线钢为试验材料, 参照标准 BS 8571 进行断裂韧度测试, 采用单试样柔度卸载法计算阻力曲线, 对比评估不同方法确定的启裂韧度值. 结果表明: 以基于伸张区宽度 (SZW) 定义的启裂韧度  $J_{SZW}$  为参照, 标准 ESIS P2-92、ASTM E1820-23 和 ISO 12135-2021 中的偏置钝化线定义的  $J_{0.2BL}$  普遍较大, 相对误差大多超过了 100%, 不适合用于 SENT 管线钢试样启裂韧度的确定, 而无偏置钝化线得到的结果大幅度减小, 相比更合理; 标准 BS 8571 定义的  $J_{0.2}$  最小误差仅为 5%, 最大误差达到 36%, 可对管线钢这样的中低强度钢提供较合适的启裂韧度估计值.

**关键词:** 单边缺口拉伸; 裂纹钝化; 伸张区宽度; 钝化线; 启裂韧度

中图分类号: TG115

文献标志码: A

文章编号: 0493-2137(2026)04-0373-07

## Comparative Study of the Determination Methods of the Initiation Fracture Toughness of Pipeline Steel Based on the Single-Edge Notch Tension Test

Deng Caiyan, Guo Lianghong, Gong Baoming, Liu Yong, Zhang Wenqiang  
(School of Materials Science and Engineering, Tianjin University, Tianjin 300350, China)

**Abstract:** Fracture toughness is essential to the safe operation of pipelines. The single-edge notch tension (SENT) specimen has attracted considerable attention because of its low crack tip constraint which is close the actual working conditions of the pipelines. In this study, the determination method of the initiation fracture toughness of SENT specimens was investigated. API X65 and API X80 pipeline steels were used as test materials, and fracture toughness tests were conducted according to the BS 8571 standard. The resistance curve was calculated by the single-specimen unloading compliance technique, and the initiation fracture toughness values determined by different methods were compared. The results show that the initiation fracture toughness  $J_{SZW}$ , defined based on the stretched zone width (SZW), is used as a reference.  $J_{0.2BL}$  determined by the offset blunting line in the ESIS P2-92, ASTM E1820-23, and ISO 12135-2021 standards is generally large, and the relative error is more than 100%, which is unsuitable for determining the initiation fracture toughness of the pipeline steel SENT specimens, while the results determined by the blunting line without the offset are significantly reduced, which is more reasonable.  $J_{0.2}$  defined in the BS 8571 standard, whose minimum error is 5% and maximum error is 36%, can provide a more suitable estimation of the initiation fracture toughness for low-strength and medium-strength steels, such as pipeline steel.

**Keywords:** single-edge notch tension; crack blunting; stretched zone width; blunting line; initiation fracture toughness

收稿日期: 2025-01-03; 修回日期: 2025-03-10.

作者简介: 邓彩艳 (1979—), 女, 博士, 教授, dengcy@tju.edu.cn.

通信作者: 龚宝明, gongbm@tju.edu.cn.

基金项目: 国家自然科学基金资助项目 (52075366).

Supported by the National Natural Science Foundation of China (No. 52075366).

断裂韧性作为评估管道材料在存在缺陷情况下抵抗裂纹扩展能力的关键指标,对于保障管道安全运行至关重要. 启裂韧性是由单一试样定义的裂纹稳定扩展或非稳定扩展开始时的值,常用临界 COD( $\delta_c$ )<sup>[1]</sup>或临界  $J$  积分( $J_{Ic}$ )<sup>[2-4]</sup>表示,可用于确定含裂纹结构的临界载荷和临界裂纹尺寸. 对用于压力容器的高韧性钢,工程上更倾向做出  $J$ - $\Delta a$  阻力曲线,即  $J$ - $R$  曲线,然后由阻力曲线确定临界值.

近年来,随着 X80 等高强度管线钢的大规模应用,管道在焊接残余应力、低温环境及动态载荷下的断裂失效事故频发,凸显了准确评估材料启裂韧性的紧迫性. 然而传统的断裂韧性测试方法,如深缺口的单边缺口弯曲(single-edge notch bending, SENB)和紧凑拉伸(compact tension, CT)试验,由于其裂纹尖端拘束度高<sup>[5]</sup>,往往会导致测试值偏低. 近年来开发的单边缺口拉伸测试方法因试样裂纹尖端的拘束度较低,更接近实际管线钢的裂尖拘束<sup>[6-8]</sup>,能够提供更为准确的断裂韧性数据,有助于实现管道设计的经济性和安全性之间的平衡.

自标准 DNVGL-RP-F108<sup>[9]</sup>首次提出 SENT 试样用于管道应变能能力评估以来,国内外学者围绕其断裂韧性测试方法开展了大量研究. Shen 等<sup>[10]</sup>基于单试样柔度卸载法,建立了适用于低约束条件的  $J$  积分计算模型; Silva 等<sup>[7]</sup>和 Cravero 等<sup>[8]</sup>通过有限元分析揭示了 SENT 试样裂纹尖端约束度与管道实际工况的高度一致性. 然而,上述研究多聚焦于测试方法,对启裂韧性的确定方法缺乏系统性对比. 相比标准 ASTM E1820-23<sup>[11]</sup>、ISO 12135-2021<sup>[12]</sup>、ESIS P2-92<sup>[13]</sup>中采用钝化线确定 SENB 试样和 CT 试样的启裂韧性,标准 BS 8571<sup>[14]</sup>采用总裂纹扩展量 0.2 mm 处的  $J$  积分值  $J_{0.2}$  作为启裂韧性值的物理意义与 SENT 试样的钝化机制存在显著偏差,亟待通过试验数据验证其适用性边界. 有鉴于此,本文参照标准 BS 8571<sup>[14]</sup>,结合 CANMET(Canada Centre for Mineral and Energy Technology)<sup>[10]</sup>推荐的公式计算阻力曲线,探讨不同标准钝化线确定的 SENT 试样启裂韧性的差异,并与实际裂纹尖端钝化量得到的启裂值对比,对结果进行评估,为低约束 SENT 试样启裂韧性的确定提供理论依据.

### 1 试验方法

试验所用材料为 API X65 和 API X80 管线钢,沿管厚 27 mm 的管道轴向截取 SENT 试样. 材料属

性利用直径 10 mm 圆棒拉伸试验获取,拉伸试验结果如表 1 所示. 依据标准 BS 8571 加工 SENT 试样,其几何特征如图 1 所示. 图中: $B$  为试样厚度, $B_N$  为试样净厚度, $W$  为裂纹扩展方向上的宽度, $a$  为机加工缺口的长度, $a_0$  为预制疲劳裂纹长度. 试样两端为夹持端,中间平行段的距离  $H = 10W$ . 为促进裂纹前缘的均匀扩展,在试样的缺口两侧引入侧槽,单侧深度为 5% $B$ ,角度 60°,试样详细尺寸见表 2.

本研究采用基于柔度卸载技术的单试样方法来确定断裂韧性阻力曲线. 使用双引伸计来测定  $J$  积分. 引伸计通过附加的双刀口装夹在缺口两侧,刀口高度分别为 2 mm 和 8 mm.

表 1 管线钢材料力学性能

Tab.1 Mechanical properties of pipeline steel

试样编号	屈服强度 $\sigma_y$ /MPa	抗拉强度 $\sigma_u$ /MPa	弹性模量 $E$ /GPa
T60-1	511	593	205
T60-2	533	611	208
T80-1	610	690	204
T80-2	614	730	210

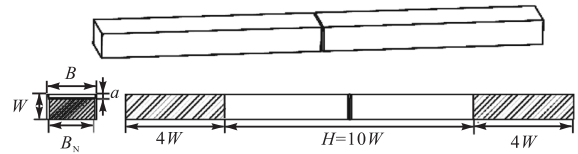


图 1 夹持式 SENT 试样示意

Fig.1 Schematic of the clamped SENT specimen

表 2 SENT 试样几何尺寸及预制裂纹信息

Tab.2 Geometric size and pre-crack information of the SENT specimens

试样编号	试样厚度 $B$ /mm	试样宽度 $W$ /mm	试样净厚度 $B_N$ /mm	裂纹深度 比 $a_0/W$
X60-1	38.01	19.25	34.21	0.30
X60-2	38.14	19.12	34.33	0.38
X60-3	38.15	19.16	34.34	0.41
X80-1	38.20	19.20	34.38	0.30
X80-2	38.02	19.12	34.22	0.33
X80-3	38.03	19.14	34.23	0.30

所有加载-卸载循环均由载荷位移控制,以 0.1 mm/min 的速度进行. 为避免韧带颈缩的影响,当载荷降至最大载荷的 0.8 倍时,停止试验. 将试样在干冰中冷却后压断,通过扫描电镜观察断口形貌,从断口厚度中性面处测量不同试样的伸张区宽度.

### 2 启裂韧性的确定

#### 2.1 阻力曲线的计算

上述试验获取的双引伸计裂纹张开位移数据经

相似三角形原理合理外推得到裂纹嘴张开位移 (crack mouth opening displacement, CMOD), 并绘制  $P$ -CMOD 图像, 在固定的 CMOD 间隔提取每次卸载点的载荷  $P$  和 CMOD 数据计算裂纹扩展量和  $J$  积分. 针对单试样柔度卸载法测定裂纹尺寸, 采用 CANMET<sup>[15]</sup>更新后的裂纹长度  $a_i$  与瞬时柔度  $C_i$  之间的关系式, 即

$$\frac{a_i}{W} = \sum_{i=0}^8 \varphi_i u_i^i \quad (1)$$

式中: 下标  $i$  为次数;  $u_i = 1/\sqrt{B_{\text{eff}}EC_i + 1}$ ,  $E$  为平面应力弹性模量,  $B_{\text{eff}}$  为侧边槽试样的有效厚度,  $B_{\text{eff}} = B - (B - B_N)^2/B$ ,  $C_i$  为柔度,  $C_i = \Delta V_i/\Delta P_i$ ;  $\varphi_i$  为多项式系数. 考虑到试验前期加载过程中试样的旋转, 需对柔度值按以下公式进行旋转修正后计算裂纹长度<sup>[10]</sup>, 即

$$C_{ci} = C_i/F \quad (2)$$

$$F = 1 - 0.165 \frac{a_0}{W} \frac{P_i}{P_y} \quad (3)$$

式中:  $C_{ci}$  为旋转修正柔度;  $F$  为旋转修正因子;  $P_y$  为试样极限载荷.

柔度卸载法中运用迭代方法计算  $J$  积分, 第  $i$  次卸载点对应的  $J$  积分为

$$J_i = J_{\text{eli}} + J_{\text{pli}} = \frac{K_{li}^2(1-\nu^2)}{E} + J_{\text{pli}} \quad (4)$$

式中:  $J_{\text{eli}}$  为弹性分量;  $K_{li}$  为应力强度因子;  $\nu$  为泊松比;  $J_{\text{pli}}$  为塑性分量, 具体求解式采用 CANMET 推荐的公式<sup>[10]</sup>, 简便起见, 这里不再详述.

## 2.2 钝化线

对于管线钢这类韧性材料, 裂纹在扩展前, 由于塑性应变, 尖锐裂纹会钝化为椭圆形裂纹, 随后再发生稳定或不稳定裂纹扩展. 为确定钝化完成时刻的断裂韧度, 需要构建此刻  $J$  积分与裂纹伸长量  $\Delta a$  的关系式方程, 该方程即为钝化线方程, 将其绘制在  $J$ - $\Delta a$  坐标系中与拟合阻力曲线的交点对应的  $J$  值即为启裂韧度  $J_{lc}$ .

最早在 1974 年, Landes 等<sup>[16]</sup>提出利用钝化线确定启裂韧度  $J_{lc}$ . 假设裂纹尖端由尖锐缺口钝化为半圆形, 如图 2 所示, 钝化引起的裂纹前缘的半径为  $\Delta a_B$ , 裂纹尖端的张开位移 (crack tip opening displacement, CTOD) 为  $\delta_t$ .

### 1) ASTM E1820-23 钝化线

针对理想弹塑性材料, Landes 等<sup>[16]</sup>认为在小范围屈服条件下,  $J$  和  $\delta_t$  满足

$$J = m\sigma_Y\delta_t = 2m\sigma_Y\Delta a_B \quad (5)$$

式中: 流动应力  $\sigma_Y = (\sigma_{ys} + \sigma_{ts})/2$ ;  $m$  为  $J$  积分与 CTOD

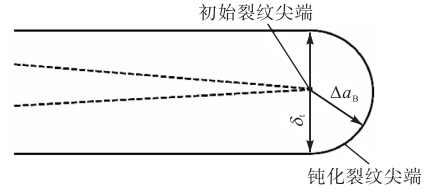


图 2 裂纹尖端钝化示意

Fig.2 Blunting diagram of the crack tip

之间的塑性约束因子, 与试样尺寸和材料性能等有关. 式 (5) 被标准 ASTM E1820-23 系列沿用至今, 标准中针对 SENB 和 CT 试样,  $m$  因子取为 1. 本研究中针对 SENT 试样, 参考了 3 个  $m$  因子<sup>[17-19]</sup>, 代入式 (5) 一比较结果.

### 2) ESIS P2-92 钝化线

由于图 2 中的半圆形结构未必精准, Heerens 等<sup>[20]</sup>基于钝化线系数  $d_n^*$  和材料弹性模量  $E$  建立了  $J$  和  $\Delta a_B$  的关系为

$$J = \frac{E}{0.4d_n^*} \Delta a_B \quad (6)$$

$$d_n^* = \left( \frac{\sigma_0}{E} \right)^{n-1} D_n \quad (7)$$

式中:  $\sigma_0$  为参考应力;  $n$  为硬化指数;  $D_n$  为基于硬化指数的多项式因子. 由于该方法需通过迭代算法实现, 硬化指数  $n$  计算流程冗长, 因此后续研究以此为基础提出了简化的经验公式.

### 3) ISO 12135-2021 钝化线

Landes<sup>[21]</sup>基于上述结果, 在  $\sigma_{ys}/\sigma_{ts}$  为 0.30 ~ 0.95、 $\sigma_{ys}/E$  为 0.001 ~ 0.013 参数范围内, 分析了不同材料的钝化线系数  $d_n^*$ . 基于式 (5) 的理论框架, 尝试将式 (6) 建立为与材料强度相关的函数表达式. 通过对比不同强度参数发现, 当基于材料抗拉强度  $\sigma_{ts}$  计算钝化系数时, 试验数据的分散度最小. 进一步对 16 种典型材料的分析表明: 当取钝化系数  $d_{ts} = 3.75$  时, 理论预测值与试验值的最大偏差可控制在 5% 以内. 基于此精度验证结果, 最终推荐将式 (6) 表示为

$$J = 3.75\sigma_{ts}\Delta a_B \quad (8)$$

该式一同被标准 ESIS P2-92 和标准 ISO 12135-2021 采纳.

在拉伸载荷作用下, 钝化裂纹沿宽度方向上的扩展并不一定同时开始, 因此标准中采用偏移 0.2 mm 的钝化线与  $J$ - $R$  曲线的交点值  $J_{0.2BL}$  作为材料启裂韧度的工程定义.

## 3 试验结果及分析

试验得到的试样  $P$ -CMOD 曲线如图 3 所示.

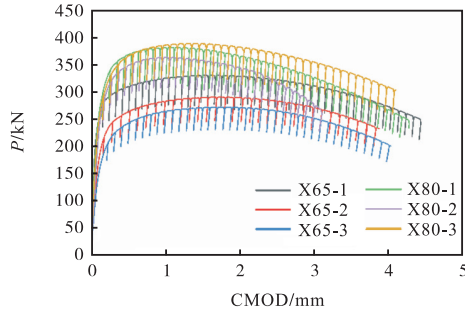


图 3 SENT 试样的载荷-裂纹嘴张开位移曲线  
Fig.3 P-CMOD curves of the SENT specimens

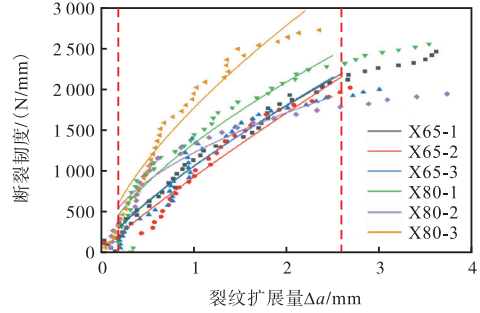


图 4 SENT 试样的 J-R 曲线  
Fig.4 J-R curves of the SENT specimens

X80 钢 3 条试样曲线比较接近, X65 钢 3 条试样曲线从上到下, 按裂纹深度比不同, 由低到高分布. 按照第 2.1 节计算  $J$  积分和裂纹扩展量, 并进行初始裂纹长度修正, 通过预测  $a_{0q}$  以得到准确的裂纹扩展量  $\Delta a$ , 按式 (9)<sup>[11]</sup> 拟合每个试样的  $J$ - $R$  曲线.

$$J = \beta(\Delta a)^\gamma \tag{9}$$

式中  $\beta$  和  $\gamma$  都为常数,  $\beta \geq 0, 0 \leq \gamma \leq 1$ .

拟合后的 SENT 试样  $J$ - $R$  曲线如图 4 所示. 图中的散点表示每个卸载点的数据, 拟合范围从 0.2 mm 到试样韧带  $(W - a_0)$  的 20% 或最终裂纹扩展处 (取较小值).

### 3.1 伸张区宽度确定启裂韧度

伸张区是指在裂纹启裂过程中, 由于裂纹尖端钝化而形成的超出初始裂纹尖端且与裂纹扩展区有明显差别的区域. 如图 2 所示, 钝化模型中的  $\Delta a_B$  就可以使用伸张区宽度 (stretched zone width, SZW) 来表

示.  $J$ - $R$  曲线中的  $\Delta a$  包含了钝化过程的裂纹伸长量, 因此可以直接通过测量 SZW 的大小  $d_{SZW}$ , 将其代入式 (9) 计算启裂韧度  $J_{SZW}$ , 即

$$J_{SZW} = \beta d_{SZW}^\gamma \tag{10}$$

结合试样的  $J$ - $R$  曲线来确定启裂韧度  $J_{SZW}$ . 为准确获取伸张区宽度, 在显微图像中等间距选取 9 个测量点计算平均值<sup>[13]</sup>以消除局部形貌波动的影响, 同时每个试样分别在断口两侧选取伸张区轮廓清晰的显微图像进行独立测量, 最终取两次测量结果的算术平均值作为 SZW 的基准数据. 图 5 为 SENT 试样断口左侧的 SZW 测量结果.

### 3.2 不同方法确定启裂韧度 $J_{Ic}$ 对比

将测量得到的 SZW 平均值连同偏置钝化线一并绘制在  $J$ - $R$  曲线图中, 如图 6 所示, 对比不同方法确定的启裂韧度  $J_{SZW}$ 、 $J_{0.2}$  和  $J_{0.2BL}$  间的差异.

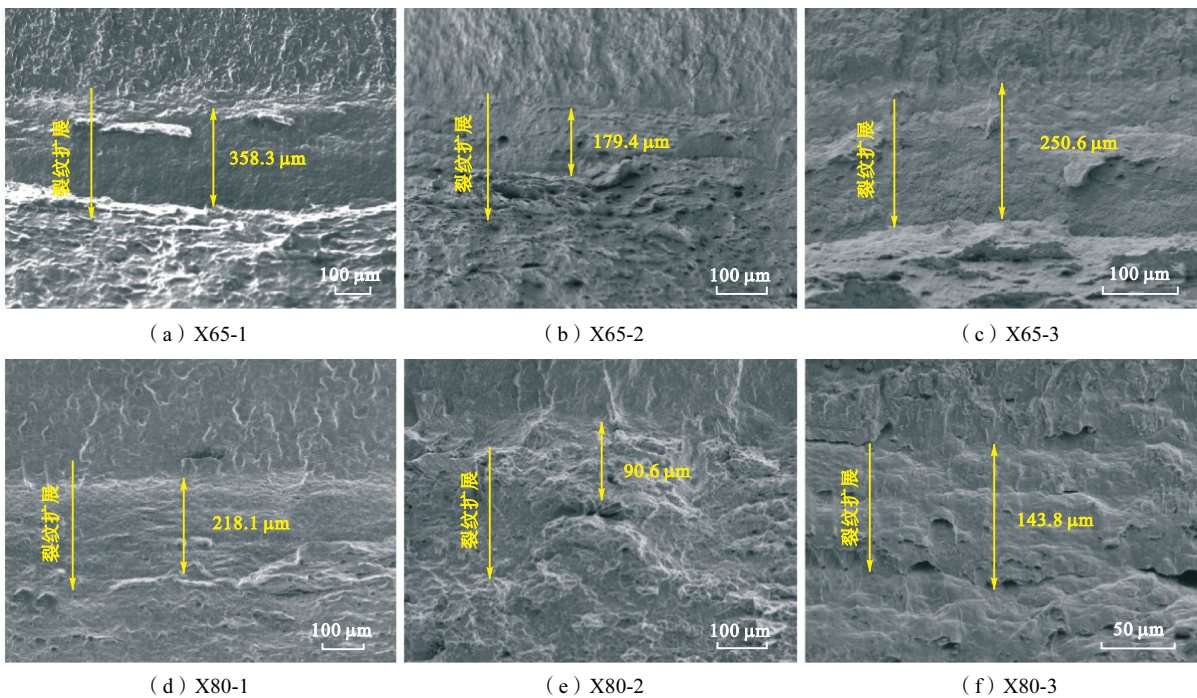


图 5 SENT 试样左侧的伸张区宽度 SZW

Fig.5 Measured stretched zone width on the left side of the SENT specimens

试验数据分析表明,不同标准定义的钝化线斜率存在显著差异.其中,标准 ISO 12135-2021 基于材料抗拉强度计算的钝化线斜率最大,其力学响应与 X80 钢这样的高硬化特性材料的变形行为更为契合.对于标准 ASTM E1820-23,通过整合文献[17-19]提出的

$J$ -CTOD 塑性约束因子  $m$  计算方法(X65 钢  $m \approx 1.43$ , X80 钢  $m \approx 1.38$ ),所得结果具有较高一致性,两类钢的启裂韧度值差异小于 5%.值得注意的是,标准 ESIS P2-92 采用弹性模量构建的钝化线斜率最小,导致其启裂韧度估值显著高于其他方法.

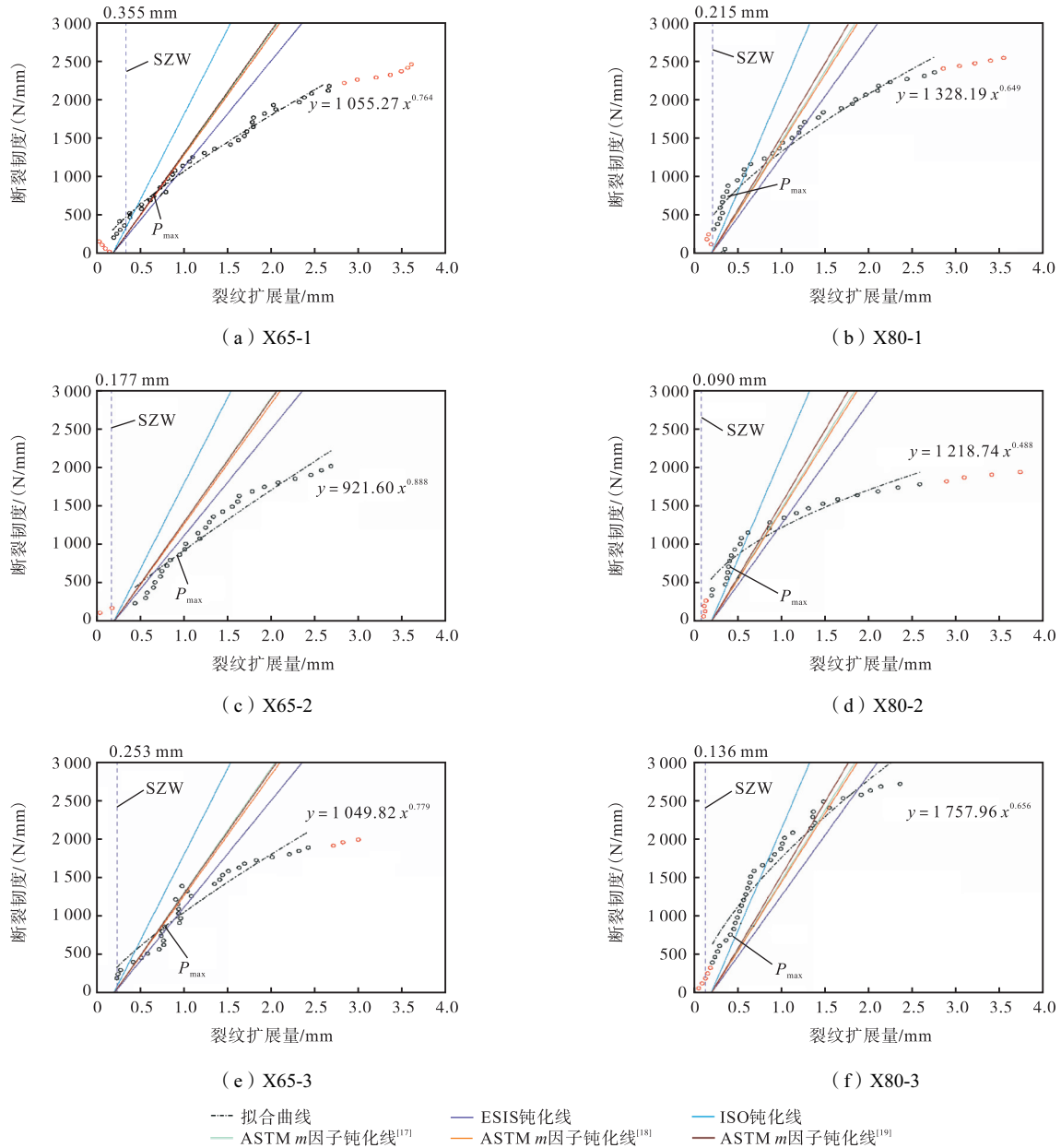


图 6 SENT 试样的  $J$ - $R$  曲线及启裂韧度确定

Fig.6  $J$ - $R$  curves and determination of the initiation fracture toughness of the SENT specimens

以伸张区宽度确定的启裂韧度  $J_{SZW}$  为基准,按式(11)计算其他方法确定的启裂韧度的相对误差(e),结果如图 7 所示.

$$e = \frac{J_{ic} - J_{SZW}}{J_{SZW}} \times 100\% \quad (11)$$

结合图 6 和图 7 可以明显发现,3 种标准确定的启裂韧度  $J_{0.2BL}$  都显著大于  $J_{SZW}$ ,误差结果基本在

100% 以上.在 X80 钢 3 个试样中,基于偏置钝化线确定的  $J_{0.2BL}$  值普遍高于最大载荷点对应的  $J$  积分值,明显偏离实际断裂行为,无法作为管道全尺寸结构设计的临界断裂韧度判据.相比之下,标准 BS 8571 提出的  $J_{0.2}$  参数与  $J_{SZW}$  吻合度最高,其相对误差范围显著缩小至 5% ~ 36%.值得注意的是,6 组试样的 SZW 实测数据(0.1 ~ 0.3 mm)表明,0.2 mm 恰

为该参数的中位值. 并且由于  $J_{0.2}$  与  $J_{SZW}$  均基于特定裂纹扩展量确定启裂点, 相较于其他标准中采用偏移钝化线的方法, BS 8571 方法在物理机制上更贴近伸张区宽度确定起裂韧度的方法, 因而具有更高的工程适用性.

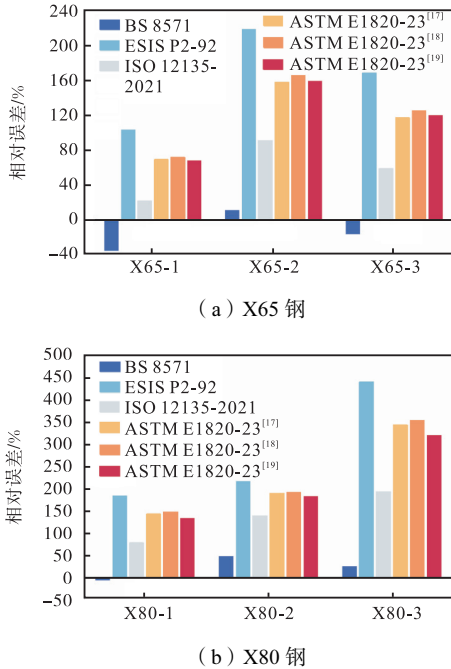


图 7 不同方法确定启裂韧度的相对误差

Fig.7 Relative errors of the initiation fracture toughness determined by different methods

### 3.3 无偏置钝化线确定启裂韧度 $J_{BL}$

根据上节分析可知, 将钝化线偏移 0.2 mm 将使启裂韧度值偏大. 因此尝试采用无偏置的钝化线与  $J-R$  曲线的交点作为材料的启裂韧度  $J_{BL}$ . 同理按式 (11) 计算其与  $J_{SZW}$  的相对误差, 结果如图 8 所示.

对比图 7 和图 8 可以看到,  $J_{BL}$  相比  $J_{0.2BL}$  大幅度减小, 相对误差基本保持在 100% 以内. 从这个角度分析 3 种钝化线结果, 两种材料有不同的趋向. X65 钢适合 ESIS 钝化线, 其中 X65-1 和 X65-3 的误差结果仅为 9% 和 11%, 比  $J_{0.2}$  还接近  $J_{SZW}$ . X80 钢适合 ISO 钝化线, 最大误差依然有 62%, 但效果仍然次于  $J_{0.2}$ . 而 ASTM 钝化线结果处于两者之间, 无论有无偏置, 它既不最接近  $J_{SZW}$ , 也不是误差最大的结果.

总的来说, 在评估裂纹启裂点的启裂韧度  $J_{ic}$  时, 可以通过裂纹前缘的 SEM 图像测量伸张区宽度确定裂纹启裂点, 但是这种方法过于繁琐不易简便获得试样的启裂韧度. 基于钝化线的确定方法更贴合裂纹钝化过程的实际演化规律, 因而更具研究意义.

3 种标准 ISO 12135-2021、ASTM E1820-23 和 ESIS P2-92 的偏置钝化线确定的  $J_{0.2BL}$  过大, 部分已

经超过最大载荷点的  $J$  值, 不适合用于 SENT 管线钢试样启裂韧度的确定; 无偏置钝化线基于理想裂纹钝化模型的实际关系式确定启裂韧度. 两者相比之下, 前者易产生系统偏差, 后者得益于理想模型计算的结果更准确合理. 标准 BS 8571 定义的  $J_{0.2}$ , 对于本研究中测试的中低强度管线钢而言, 该参数提供了较为合理的启裂点估计.

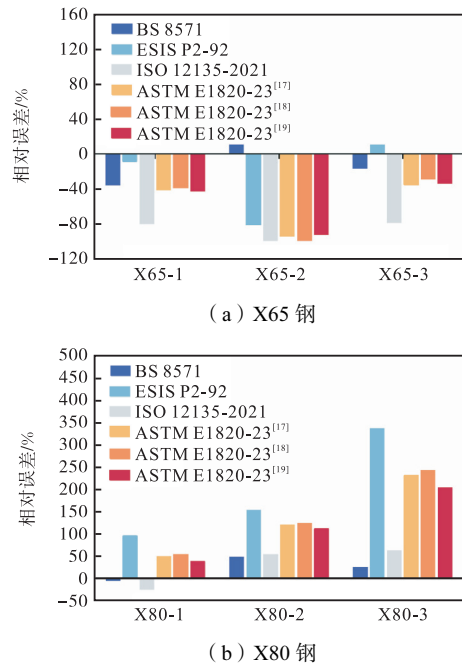


图 8 无偏置钝化线法确定启裂韧度的相对误差

Fig.8 Relative errors of initiation fracture toughness determined by the blunting line without the offset method

## 4 结 论

本研究提出的无偏置钝化线方法与标准 BS 8571 中的  $J_{0.2}$  参数, 结合伸张区宽度实测数据, 建立基于  $J_{SZW}$  的启裂判据, 可广泛应用于管道焊接接头评估及在役管道剩余寿命预测.

(1) 基于伸张区宽度定义的  $J_{SZW}$ , 物理意义明确, 最能代表裂纹启裂点的启裂韧度, 可作为其他方法的参考.

(2) 3 种标准 ISO 12135-2021、ASTM E1820-23 和 ESIS P2-92 中的偏置钝化线确定的  $J_{0.2BL}$  差异显著且都远大于  $J_{SZW}$ , 相对误差基本在 100% 以上, 不适合用于 SENT 管线钢试样启裂韧度的确定; 无偏置钝化线得到的  $J_{BL}$  相对误差普遍减小, 大致保持在 100% 以内, 相比前者更合理.

(3) X65 和 X80 管线钢试样的裂纹钝化量为 0.2 mm 左右, 因此 BS 8571 中定义的  $J_{0.2}$  总体上较接

近  $J_{SZW}$ , 可以为中低强度管线钢提供较为合适的启裂点估计。

#### 参考文献:

- [1] Wells A. Application of fracture mechanics at and beyond general yielding[J]. *British Welding Journal*, 1963, 10(11): 563-570.
- [2] Rice J R. A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks[J]. *Journal of Applied Mechanics*, 1968, 35(2): 379-386.
- [3] Hutchinson J W. Singular behaviour at the end of a tensile crack in a hardening material[J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 1968, 16(1): 13-31.
- [4] Rice J R, Rosengren G F. Plane strain deformation near a crack tip in a power-law hardening material[J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 1968, 16(1): 1-12.
- [5] Kong L Z, Zhou X Y, Chen L Q, et al. CTOD-R curve tests of API 5L X90 by SENT specimen using a modified normalization method[J]. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 2017, 40(2): 288-299.
- [6] Wang E Y, Zhou W X, Shen G W. Three-dimensional finite element analysis of crack-tip fields of clamped single-edge tension specimens—Part I: Crack-tip stress fields[J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 2014, 116: 122-143.
- [7] Silva L A, Cravero S, Ruggieri C. Correlation of fracture behavior in high pressure pipelines with axial flaws using constraint designed test specimens—Part II: 3-D effects on constraint[J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 2006, 73(15): 2123-2138.
- [8] Cravero S, Ruggieri C. Correlation of fracture behavior in high pressure pipelines with axial flaws using constraint designed test specimens—Part I: Plane-strain analyses[J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 2005, 72: 1344-1360.
- [9] DNVGL-RP-F108 Fracture Control for Pipeline Installation Methods Introducing Cyclic Plastic Strain[S]. Oslo: Det Norske Veritas, 2006.
- [10] Shen G, Gianetto J A, Tyson W R. Development of Procedure for Low-Constraint Toughness Testing Using a Single-Specimen Technique[R]. Hamilton: CANMET Materials Technology Laboratory, 2008.
- [11] American Society for Testing and Material. ASTM E1820-23 Standard Test Methods for Measurement of Fracture Toughness[S]. Philadelphia: ASTM, 2023.
- [12] International Organization for Standardization. ISO 12135-2021 Metallic Materials—Unified Method of Test for the Determination of Quasistatic Fracture Toughness[S]. Geneva: ISO, 2021.
- [13] ESIS P2-92 Procedure for Determining the Fracture Behaviour of Materials[S]. Delft: European Structural Integrity Society, 1992.
- [14] British Standards Institution. BS 8571 Method of Test for Determination of Fracture Toughness in Metallic Materials Using Single Edge Notched Tension (SENT) Specimens[S]. London: British Standards Institution, 2018.
- [15] Park D Y, Tyson W R, Gravel J P, et al. CANMET SENT test method, updates and applications[J]. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 2017, 156: 8-16.
- [16] Landes J D, Begley J A. Test results from  $J$ -integral studies: An attempt to establish a JIG testing procedure[J]. *Fracture Analysis*, 1974, 560: 170-186.
- [17] Duan C J, Zhang S H. Further investigation of  $J$ -CTOD relationship for clamped SET specimens based on finite element analyses — Part I: Homogeneous materials[J]. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 2022, 121: 103523.
- [18] Sarzosa D F B, Ruggieri C. Relationship between  $J$  and CTOD in SE(T) and SE(B) specimens for stationary and growing cracks[C]//International Pipeline Conference. Calgary, Canada, 2014: 33712.
- [19] Moreira F C, Donato G H B. Estimation procedures for  $J$  and CTOD fracture parameters experimental evaluation using homogeneous and mismatched clamped SE(T) specimens[C]//ASME 2010 Pressure Vessels and Piping Division/K-PVP Conference. Bellevue, USA, 2010: 25804.
- [20] Heerens J, Schwalbe K H, Cornec A. Modifications of ASTM E813-81 standard test method for an improved definition of using new blunting line equation[C]//ASTM International Fracture Mechanics: Eighteenth Symposium. San Antonio, USA, 1988: 374-389.
- [21] Landes J D. The blunting line in elastic-plastic fracture[J]. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, 1995, 18(11): 1289-1297.

(责任编辑: 田 军)