

基于裂纹尖端塑性区参量的 SE(T) 试样的拘束度研究

夏聪聪¹, 赵洋洋¹, 戴联双², 龚宝明¹, 邓彩艳¹, 王东坡¹

(1. 天津大学, 天津市现代连接技术重点实验室, 天津 300072;
2. 国家石油天然气管网集团有限公司, 北京 100020)

摘要: 以 X80 高强管线钢为研究对象, 结合数值分析和解析法, 研究了基于裂纹尖端塑性区几何特征提出的拘束参数 $r_{p0}^{1/2}$ 、 $r_{p\max}^{1/2}$ 、 $A_{pz}^{1/4}$ 、 χ_P 对于不同 SE(T) 试样裂纹尖端应力场的表征效果, 并通过断裂韧性试验量化了面内拘束和面外拘束效应对 X80 管线钢的 SE(T) 试样断裂韧性的影响, 建立基于裂纹尖端塑性区的面内和面外统一拘束参数 $r_{p0}^{1/2}$ 、 $r_{p\max}^{1/2}$ 、 $A_{pz}^{1/4}$ 、 χ_P 与应力强度因子 K 的关系, 确定拘束参数与 T 应力 (T_{11} 和 T_{33}) 之间的解析关系, 并通过有限元模拟和理论分析提出了小范围屈服条件下的断裂韧性预测方法。

创新点: 量化了面内拘束和面外拘束效应对 X80 管线钢的 SE(T) 试样断裂韧性的影响, 提出了断裂韧性 K_{IC} 的预测模型。

关键词: 断裂; 塑性区; 单边缺口拉伸; 拘束

中图分类号: TG 407

文献标识码: A

doi: 10.12073/j.hjxb.20220718003

0 序言

油气管道运输作为一种经济、安全以及高效的运输手段, 在近年内取得了巨大的成功。管道在服役过程中会受到复杂地质条件、安装施工和实际运营等因素的影响而产生 1% ~ 3% 的名义轴向应变^[1]。如果管道的环焊缝不能承受安装和服役时环境所产生的应变, 管道就会发生泄漏或破裂。为了保证管道, 尤其是环焊缝的结构完整性, 需要对其进行工程临界评估 (engineering critical assessment, ECA), 但是现有基于应力的断裂评估方法基本上只能用于处理小变形范围内的结构完整性评估, 对于管道铺设过程中发生的相对较大的变形往往得到极其保守的评估结果, 导致经济成本大幅上升^[2]。

基于应变设计的大变形管道进行 ECA 评估时, 目前主要基于断裂力学的 BS 7910 和 DNVGL-RP-F108 等国际标准以及相关行业标准如 CRES、ExxonMobil 标准^[2]。这些标准要求针对特定的材料和构件形式, 需要精确测定其断裂韧性 (裂纹扩展

阻力) 和裂纹扩展驱动力。如 BS 7910 Annex V 建议采用通过拘束修正的断裂韧性进行评估^[3], DNVGL-RP-F108 则建议直接采用单边缺口拉伸试验确定的断裂韧性值作为输入而不再进行拘束修正或通过拘束修正的断裂韧性^[4]。因此, 拘束及对应的修正方法对断裂韧性的影响在基于应变的管道评估中是一个必要因素。

相对于采用传统的 SENB 和 CT 试样确定的平面应变条件下的断裂韧性, SE(T) 加载方式确定的断裂韧性值更加偏向于平面应力条件下的特征值^[5]。在 SE(T) 加载过程中, 试验和数值模拟发现裂纹尖端张开位移是裂纹尖端附近的拉伸位移与试样旋转共同作用的结果^[6], 裂纹尖端的塑性区范围随着载荷增加不断扩张, 已经在面内和面外方向同时达到大范围塑性屈服条件。在相同载荷水平下, 随着试样厚度和裂纹深度的增加, 最大纵向应变峰值急速下降。高纵向应变区域由裂纹尖端迁移至距裂纹面一定距离的未开裂侧, 试样旋转占据塑性变形的主导地位, 裂纹尖端的塑性变形能力降低, 导致了较低的断裂韧性值^[7]。伸张区宽度和钝化角随试样厚度和裂纹深度的变化进一步证明了上述观点。因此, 断裂韧性对单边缺口拉伸试样的面内外拘束 (试样厚度) 效应很敏感。试验发现随着

试样厚度和裂纹深度的增加, 断裂韧性不断降低^[8]. 综上所述, 研究在不同几何条件下, 合适的 SE(T) 试样的拘束度的量化参数对改善基于应变的管道完整性评估准确性有重要的意义.

文中以 X80 高强管线钢为研究对象, 探讨了 Huang 等人^[9] 基于裂纹尖端塑性区几何特征提出拘束参数 $r_{p0}^{1/2}$ 、 $r_{p\max}^{1/2}$ 、 $A_{pz}^{1/4}$ 、 χ_P 的适用性, 利用裂纹尖端塑性区尺寸的改进解析解, 并考虑塑性区形状对拘束水平的影响, 确定对应的面内面外拘束参数. 在小范围屈服条件下, 建立了基于裂纹尖端塑性区的面内和面外统一拘束参数 $r_{p0}^{1/2}$ 、 $r_{p\max}^{1/2}$ 、 $A_{pz}^{1/4}$ 、 χ_P 与应力强度因子 K 的关系, 确定拘束参数与 T 应力 (T_{11} 和 T_{33}) 之间的解析关系. 最后, 通过有限元模拟和解析解得出的 SE(T) 试样的面内和面外统一拘束参数 $r_{p0}^{1/2}$ 、 $r_{p\max}^{1/2}$ 、 $A_{pz}^{1/4}$ 、 χ_P 与试验确定断裂韧性 K_{IC} 的试验数据点的关系, 并提出断裂韧性 K_{IC} 的预测模型.

1 基于裂纹尖端塑性区的面内和面外统一拘束理论

Williams^[10] 于 1957 年提出了一种求解裂纹尖端应力应变场的级数类方法. 其主要思路可以概括为将复势函数展开为具有待定常数的无穷级数, 利用裂面应力自由条件和裂纹尖端位移有界条件确定这些待定常数, 进而得到复势函数的通解. 以此为基础, 发展出了一整套的权函数理论, 借助于特征展开的某些性质, 可以求解一些断裂参数, 计算得出各向同性的线弹性材料的裂纹尖端应力场, 即

$$\sigma_{ij} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \begin{bmatrix} f_{11}(\theta) & f_{12}(\theta) & f_{13}(\theta) \\ f_{21}(\theta) & f_{22}(\theta) & f_{23}(\theta) \\ f_{31}(\theta) & f_{32}(\theta) & f_{33}(\theta) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} T_{11} & 0 & T_{13} \\ 0 & 0 & 0 \\ T_{13} & 0 & T_{33} \end{bmatrix} \quad (1)$$

式中: K_I 为应力强度因子; $f_{ij}(\theta)$ 为裂纹尖端角位置的函数; θ 和 r 是极坐标参数; σ_{ij} 为应力张量; T_{11} 表征平行于裂纹平面方向的拉或压应力, 方向垂直于裂纹前端; T_{33} 表征平行于裂纹平面方向的拉或压应力, 但是方向为裂纹前端的切线; $K-T$ 双参数可以表征小范围屈服条件下的裂纹尖端应力场. T_{11} 和 T_{33} 分别用于代表裂纹前端应力场的面内拘束和面外拘束程度^[11]. 裂纹尖端附近的塑性变形在断裂中起关键作用, 塑性区的大小被认为是材料抵抗裂纹驱动力的量度. 在小范围屈服条件下, 塑性区的大小可以通过 K 和 T 应力表示, 即

$$r_{ptM} = D_a^2 \cdot K_I \quad (2)$$

$$D_a^2 = \frac{1}{2\pi(1+\delta_c(\theta))} \left[\text{positive} \left(\frac{-D_1 + \sqrt{D_1^2 - 4D_2D_0}}{2D_0}, \frac{-D_1 - \sqrt{D_1^2 - 4D_2D_0}}{2D_0} \right) \right]^2 \quad (3)$$

$$\delta_c(\theta) = 0.9931|\theta|^6 - 5.6445|\theta|^5 + 12.001|\theta|^4 - 10.834|\theta|^3 + 3.3163|\theta|^2 + 0.1461|\theta| - 0.282, \quad (-2\pi/3 \leq \theta \leq 2\pi/3) \quad (4)$$

$$D_0 = 2(T_{11}^2 - T_{11}T_{33} + T_{33}^2) - 2\sigma_Y^2 \quad (5)$$

$$D_1 = \cos \frac{\theta}{2} [-3T_{11}(\cos \theta - \cos 2\theta) + 2(1-2\nu)(T_{11} - 2T_{33})] \quad (6)$$

$$D_2 = \frac{3}{4}(1 - \cos 2\theta) + (1-2\nu)^2(1 + \cos \theta) \quad (7)$$

$$D_a^2 - 4D_2D_0 \geq 0 \text{ and } D_0 \neq 0 \quad (8)$$

式中: r_{ptM} 为改进后的解析裂纹尖端塑性区尺寸; $\delta_c(\theta)$ 是修正系数; D_0 , D_1 , D_2 为材料相关常数系数 D_a^2 仅取决于 θ , T_{11} 和 T_{33} , 并且当 $|\theta| \leq 2\pi/3$ 时, $D_a^2 > 0$. 根据式 (2), 可以得出以下等式, 即

$$\sqrt{r_{ptM}(\theta)} = D_a \cdot K_I \quad (9)$$

在相同的材料中, 系数 D_a 为正, 并且是 θ 、 T_{11} 和 T_{33} 的函数, 但与应力强度因子 K_I 无关. 值得注意的是, 在式 (9) 中, 裂纹尖端塑性区的大小 (即 $r_{ptM}(\theta)$) 和裂纹尖端应力场 (K_I 、 T_{11} 和 T_{33}) 之间存在简单的关系. 因此沿裂纹线方向 (即 $\theta = 0$ 时) 的塑性区的大小 $r_{p0}^{1/2}$ 表达式如下, 即

$$r_{p0}^{1/2} = \psi_r \cdot K_I \quad (10)$$

$$\psi_r = D_a |_{\theta=0} \quad (11)$$

式中: ψ_r 是面内拘束参数 T_{11} 和面外拘束参数 T_{33} 的函数, 独立于应力强度因子 K_I . 上式中的 $r_{p0}^{1/2}$ 反映了裂纹尖端塑性区的大小与裂纹尖端应力场 (即第一项 K_I 和第二项 T_{11} 应力和 T_{33} 应力) 之间的关系, 所以 $r_{p0}^{1/2}$ 可以表征面内和面外拘束的影响.

基于塑性区最大尺寸 (即 $\theta = \theta_{\max}$ 时) 的拘束参数 $r_{p\max}^{1/2}$ 表达式为

$$r_{p\max}^{1/2} = \psi_{r\max} \cdot K_I \quad (12)$$

$$\psi_{r\max} = D_a |_{\theta=\theta_{\max}} \quad (13)$$

式中: $\psi_{r\max}$ 是 $\theta = \theta_{\max}$ 时面内拘束参数 T_n 把面外拘束参数 T_{33} 的函数值, $r_{p\max}$ 是裂纹尖端塑性区的最大尺寸. $r_{p\max}^{1/2}$ 为基于塑性区最大尺寸的拘束参数.

基于裂纹尖端塑性区面积的拘束参数 $A_{pz}^{1/4}$ 表达式为

$$A_{pz}^{1/4} = \psi_A \cdot K_I \quad (14)$$

$$\psi_A = \left(\int_0^\pi D_a^4 d\theta \right)^{1/4} \quad (15)$$

式中: ψ_A 为考虑裂纹尖端塑性区面积时的面内拘束参考 T_{11} 和面外拘束参数 T_{33} 的函数值, $A_{pz}^{1/4}$ 反映了裂纹尖端塑性区的面积与裂纹尖端应力场之间的关系. 因此, 理论上 $A_{pz}^{1/4}$ 可以表征平面内拘束和平面外拘束 (即 T_{11} 和 T_{33}) 的影响.

拘束条件的变化不仅改变了裂纹尖端塑性区的大小, 而且还改变了塑性区面积的形状. 然而, 拘束参数 $r_{p0}^{1/2}$, $r_{pmax}^{1/2}$ 和 $A_{pz}^{1/4}$, 仅能表征塑性区的大小, 而不能反映塑性区形状的变化. 通常认为, 塑性区的形状与裂纹尖端的应力状态有关, 应在拘束效应分析中加以考虑. 因此, 考虑裂纹尖端塑性区的尺寸形状影响的拘束参数 χ_P 的表达式如下, 即

$$\chi_P = A_{pz}^{1/4} \cdot \left(\frac{r_{p0}}{r_{pmax}} \right)^{1/2} \quad (16)$$

$$\chi_P = \left(\psi_A \cdot \frac{\psi_r}{\psi_{rmax}} \right) \cdot K_I \quad (17)$$

$$\psi_\chi = \psi_A \cdot \frac{\psi_r}{\psi_{rmax}} \quad (18)$$

式中: ψ_χ 是考虑裂纹尖端塑性区尺寸和形状时的面

内拘束参数 T_{11} 和面外拘束参数 T_{33} 的函数, 拘束参数 χ_P 是由两个部分组成: $A_{pz}^{1/4}$ 反映塑性区面积的大小, r_{p0}/r_{pmax} 表征塑性区形状的变化. 在平面应变条件下, r_{p0}/r_{pmax} 小于 1.0. 当试样的厚度减少时, r_{p0}/r_{pmax} 的值增加, 并且在大约平面应力条件下达到 1.0. 因此, r_{p0}/r_{pmax} 可以定量地反映应力状态的变化, 即从平面应变到平面应力状态.

2 拘束分析的试验验证

综合考虑平面内拘束效应和平面外拘束效应, 利用文献 [7] 中 X80 管线钢 SE(T) 试样的试验数据来研究分析起裂点处的断裂韧性 K_{IC} 与拘束参数之间的关系, 试样几何参数如表 1 和图 1 所示. 先前研究表明在使用柔度卸载法对裂纹扩展量进行估算时, 经常出现初始裂纹扩展量为负的情况, 根特大学的研究学者^[12] 对这一现象进行了解释, 并发现使用柔度卸载测得的最低柔度所对应的数据点与裂纹起裂点大致吻合. 因而文中将对应最小裂纹长度 (最低柔度) 的数据点选为试样的起裂点, 将此时的载荷作为试样起裂时的载荷.

表 1 SE(T) 试样的几何参数
Table 1 Overview of SE(T) specimen dimensions

组别	区域	试样裂纹深度 a_0/W	试样厚度 B/mm	开槽后的试样厚度 B_N/mm	试样宽度 W/mm	夹持夹具之间距离 H/mm
第一组	母材	0.2, 0.3, 0.4, 0.5, 0.6	18	15.3	18	180
第二组	母材	0.4	9, 18, 36, 54, 72	15.3	18	180

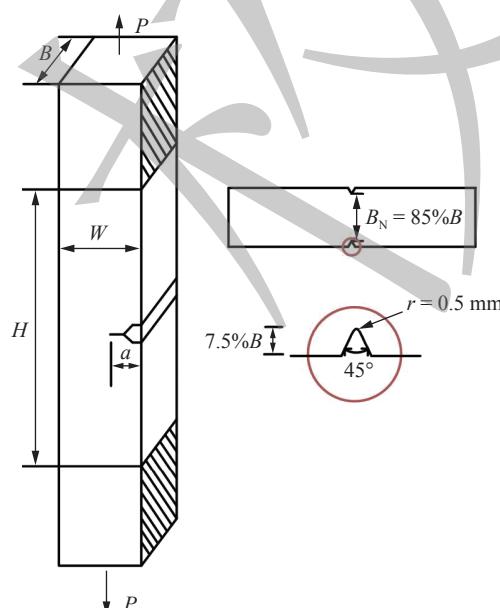


图 1 SE(T) 试样几何形状及加载方式示意图

Fig. 1 Schematic diagram of SE(T) specimen geometry and loading method

图 2 显示的是不同裂纹长度的 SE(T) 试样的拘束参数与断裂韧性 K_{IC} 的关系. 从图 2a 中可以看出 K_{IC} 和 T_{11} 应力之间存在一条单调曲线, 且随着 T_{11} 应力的增加, K_{IC} 增加. 而 K_{IC} 沿 T_{33} 应力的变化趋势与沿 T_{11} 应力的变化趋势不同, 这是由于 T_{33} 应力不能反映出平面内拘束的变化. 此外, 我们也可以从图 2c ~ 图 2f 中清楚地看到, 其他拘束参数 (即 $r_{p0}^{1/2}$, $r_{pmax}^{1/2}$, $A_{pz}^{1/4}$ 和 χ_P) 比 T_{11} 应力和 T_{33} 应力可以更有效地表征拘束水平, 与后者相比, 前者与断裂韧性 K_{IC} 具有更好的相关性, 即相应参考线的回归系数 (R^2) 更大. 总之, 拘束参数 (即 $r_{p0}^{1/2}$, $r_{pmax}^{1/2}$, $A_{pz}^{1/4}$ 和 χ_P) 都可以作为面内拘束水平的测量.

从图 3 中可以看出不同拘束参数随着不同试样厚度 SE(T) 试样的断裂韧性 K_{IC} 的变化趋势. 从图 3a, 3b 中可以看出, 不同厚度比的试样的 K_{IC} 与 T_{11} 应力和 T_{33} 应力之间存在单调线性关系. 随着

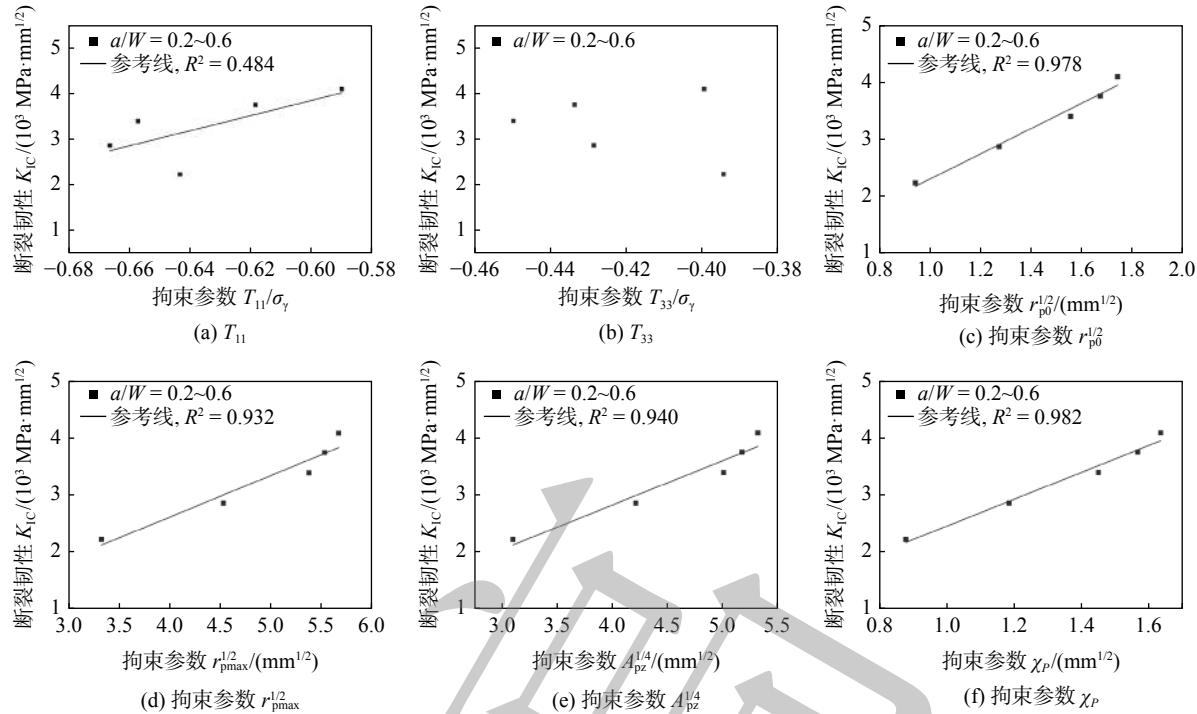


图 2 不同裂纹长度的 SE(T) 试样的参数与断裂韧性 K_{IC} 的关系

Fig. 2 Correlations between constraint parameters and fracture toughness in SE(T) samples with different a/W . (a) The tensile or compressive stress parallel to the crack plane and perpendicular to the front end of the crack T_{11} ; (b) The tensile or compressive stress parallel to the crack plane and perpendicular to the front end of the crack T_{33} ; (c) Constraint parameter $r_{p0}^{1/2}$; (d) Constraint parameter $r_{pmax}^{1/2}$; (e) Constraint parameter $A_{pz}^{1/4}$; (f) Constraint parameter χ_P

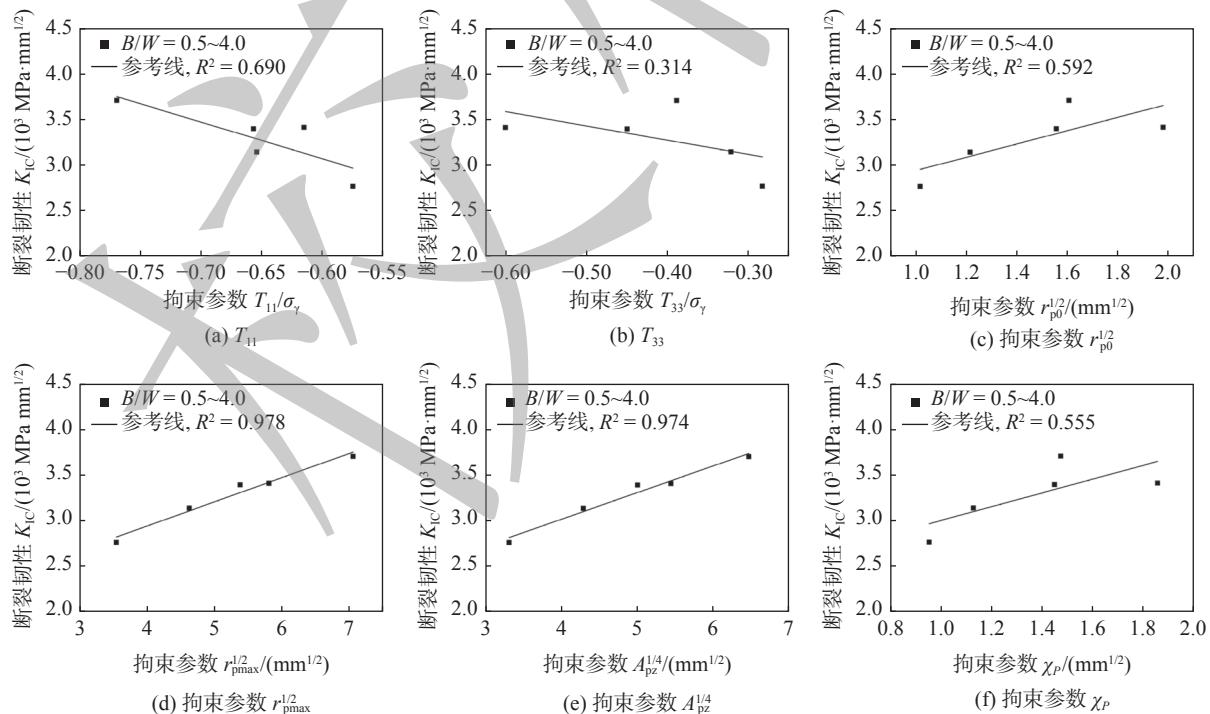


图 3 不同厚度比的 SE(T) 试样的参数与断裂韧性 K_{IC} 的关系

Fig. 3 Correlations between constraint parameters and fracture toughness in SE(T) samples with different B/W . (a) The tensile or compressive stress parallel to the crack plane and perpendicular to the front end of the crack T_{11} ; (b) The tensile or compressive stress parallel to the crack plane and perpendicular to the front end of the crack T_{33} ; (c) Constraint parameter $r_{p0}^{1/2}$; (d) Constraint parameter $r_{pmax}^{1/2}$; (e) Constraint parameter $A_{pz}^{1/4}$; (f) Constraint parameter χ_P

T_{11} 应力和 T_{33} 应力的增加, K_{IC} 的变化趋势相同。因此, 断裂韧性可以被 T_{11} 应力和 T_{33} 应力校正。此外, 也可以从图 3c~3f 中看出, K_{IC} 和新的拘束参数(即 $r_{p0}^{1/2}$ 、 $r_{pmax}^{1/2}$ 、 $A_{pz}^{1/4}$ 和 χ_P)之间也存在一条单调曲线, 并且很明显与 T_{11} 、 T_{33} 、 $r_{p0}^{1/2}$ 和 χ_P 相比, $r_{pmax}^{1/2}$ 和 $A_{pz}^{1/4}$ 两个参数与断裂韧性 K_{IC} 具有更好的相关性, 即相应参考线的回归系数(R^2)更大。因此, 相对于参数 T_{11} 、 T_{33} 、 $r_{p0}^{1/2}$ 和 χ_P , $r_{pmax}^{1/2}$ 和 $A_{pz}^{1/4}$ 可以更有效地表征面外拘束水平。这些结果表明, T_{11} 、 T_{33} 、 $r_{p0}^{1/2}$ 和 χ_P 不能全面测量面内和面外拘束的影响, 但拘束参数 $r_{pmax}^{1/2}$ 和 $A_{pz}^{1/4}$ 既可以作为面内拘束水平的测量, 也可以作为面外拘束的表征, 建议在断裂分析中使用。

采用 ABAQUS 6.14 软件对表 1 中的试样进行三维弹性和弹塑性有限元分析, 利用静态加载时的 J 积分和裂纹尖端应力场计算各个拘束参数。通过分析不同厚度比的 SE(T) 试样的数据, 可以反映从平面应力到平面应变状态的转变。塑性区的归一化尺寸, 即 r_{p0}/r_{pmax} , 是在各种试样厚度下获得的, 如图 4 所示, 显示了塑性区形状的演变。显然, 试样厚度最小(即 $B/W = 0.5$) 的 SE(T) 试样的 r_{p0}/r_{pmax} 最大, 随着试样厚度的增加 SE(T) 试样的 r_{p0}/r_{pmax} 值减小, 当试样厚度达到一定值时, r_{p0}/r_{pmax} 几乎恒定, 说明试样几乎处于平面应变条件下。因此, r_{p0}/r_{pmax} 可以有效表征 SE(T) 试样塑性区的大小, 无论其是解析解或数值解。

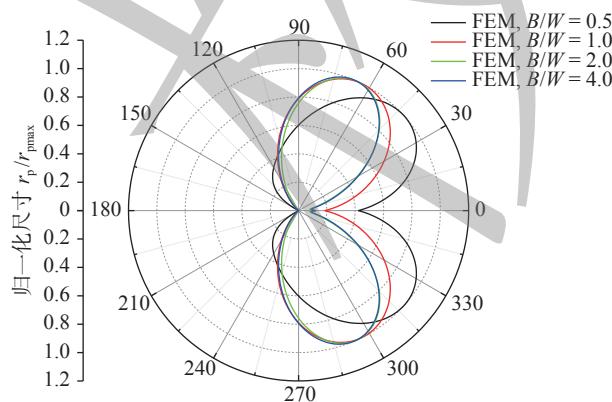


图 4 不同厚度比的 SE(T) 试样的塑性区形状沿样品厚度的变化

Fig. 4 Plastic zone in SE(T) samples with different B/W

然而, 在小范围屈服条件下, 改进的解析解可以节省计算时间, 比数值分析中的弹塑性分析更方便。图 5 给出了不同尺寸的 SE(T) 试样塑性区的理

论和数值结果。在不同尺寸的 SE(T) 试样中, 改进的解析解与有限元结果之间的差异很小, 参数 r_{p0} 和 r_{pmax} 的解析解和数值解都有很好的一致性。除了试样厚度较小(即 $B/W = 0.5$) 时, 参数 r_{p0} 的解析解和数值解之间存在偏差。这可能是由于改进的解析解方案只适用于小范围屈服条件的试样。因为只要非线性材料变形被限制在裂纹尖端周围的小部分区域内, K_I 就控制着裂纹的扩展。而在大范围屈服条件下, 线性弹性断裂力学不再有效, 裂纹尖端应力场不能用 K_I 来表征。由于拘束参数(即 $r_{p0}^{1/2}$ 、 $r_{pmax}^{1/2}$ 、 $A_{pz}^{1/4}$ 、 χ_P)是 K_I 的函数, 所以它只适用于小范围屈服条件。

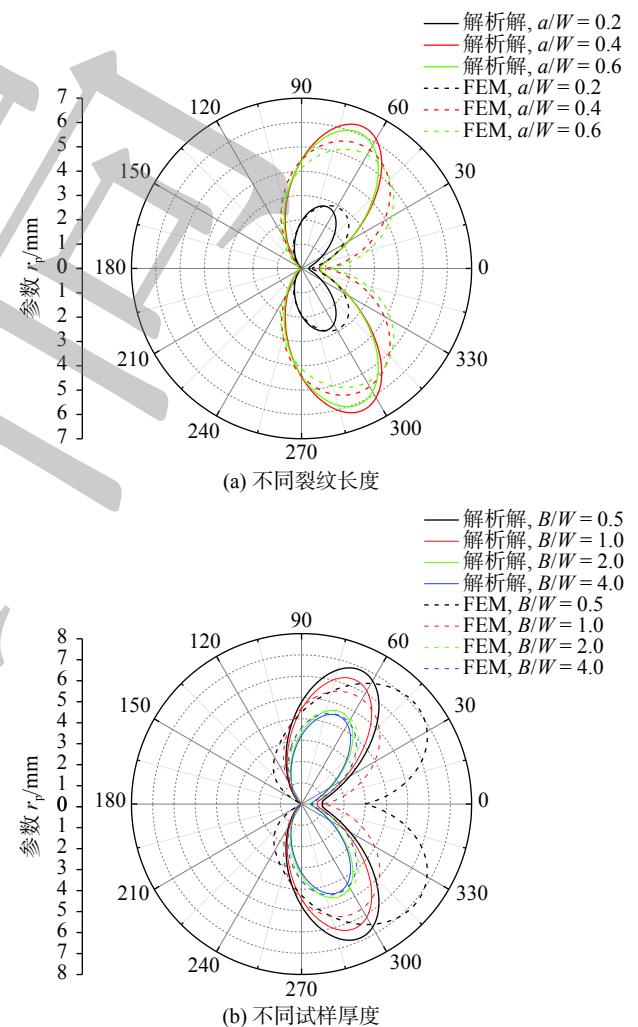


图 5 不同尺寸 SE(T) 试样塑性区的理论和数值结果比较
Fig. 5 Comparisons of theoretical and numerical results of plastic zones in SE(T) samples of different sizes. (a) Different crack lengths; (b) Different sample thicknesses

3 应用

为了进一步简化问题, 在工程应用中使用

$r_{\text{pmax}}^{1/2}$ 来表征平面内和平面外拘束效应, 文中选择 $B/W = 1$, $a/W = 0.4$ 的试样为参考基准, 并且将 $K_{\text{IC-ref}}$ 和 $r_{\text{pmax-ref}}^{1/2}$ 之间的关系拟合为如下的数学模型^[9], 即

$$\frac{K_{\text{IC}}}{K_{\text{IC-ref}}} = C_0 + C_1 \cdot \frac{r_{\text{pmax}}^{1/2}}{r_{\text{pmax-ref}}^{1/2}} \quad (19)$$

式中: $K_{\text{IC-ref}}$ 和 $r_{\text{pmax-ref}}^{1/2}$ 分别是参考试样的实际断裂韧性 K_{IC} 和拘束参数 $r_{\text{pmax}}^{1/2}$ 的值; C_i ($i = 0$ 和 1) 是多项式中的系数, 且系数 C_i 和回归系数 R^2 列于表 2 中。当考虑裂纹尖端塑性区的面积大小时, 可以使用 $A_{\text{pz}}^{1/4}$ 来测量面内和面外拘束的影响, 数学方程表示为

表 2 X80 管线钢 SE(T) 试样的断裂韧性的拟合系数值
Table 2 Fitting coefficient value of fracture toughness of X80 pipeline steel SE(T) sample

拘束参数	系数 C_0	系数 C_1	回归系数 R^2
$r_{\text{pmax}}^{1/2}$	-0.08934	1.15558	0.90928
$A_{\text{pz}}^{1/4}$	-0.0834	1.14629	0.91951

$$\frac{K_{\text{IC}}}{K_{\text{IC-ref}}} = C_0 + C_1 \cdot \frac{A_{\text{pz}}^{1/4}}{A_{\text{pz-ref}}^{1/4}} \quad (20)$$

式中: $A_{\text{pz-ref}}^{1/4}$ 是参考试样的拘束参数 $A_{\text{pz}}^{1/4}$ 的值。同样, 系数 C_i 和回归系数 R^2 列于表 2 中。

根据式(19)和式(20), 可通过拘束参数 $r_{\text{pmax-ref}}^{1/2}$ 和 $A_{\text{pz}}^{1/4}$ 预测起裂点处的断裂韧性。对于拘束参数 $r_{\text{pmax}}^{1/2}$, 预测过程如下所示:

(1) 通过试验测量 K_{IC} , 并用 FEM 和改进的解析解(即式(12))计算 $r_{\text{pmax}}^{1/2}$ 的相应值, 然后使用式(19)确定 K_{IC} 的线性方程。如图 6a 所示, 实线表示 K_{IC} 的数学方程;

(2) 对于给定的几何形状, 使用 FEM 计算模式 K_I 和 $r_{\text{pmax}}^{1/2}$ 。当负载变化时, 可以获得不同的点 $(K_I, K_{\text{IC-ref}}, r_{\text{pmax}}^{1/2}/r_{\text{pmax-ref}}^{1/2})$ 。对于给定的样本, 由于 $r_{\text{pmax}}^{1/2}$ 与 K_I 大致成幂律函数关系, 拟合两个点和零点, 例如图 6a 中的点 1 和点 2, 对于给定的几何构造, 将获得一条曲线(虚线);

(3) 在步骤(1)和(2)中叠加两条线。然后, 找到一个相交点, 即预测点。对于所考虑的几何构型, 可以通过预测点确定断裂韧性(K_{IC})。重要的是要

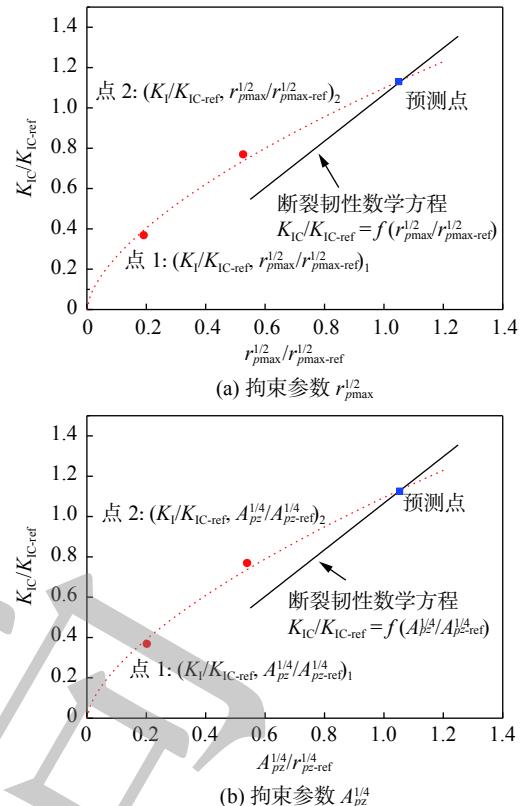


图 6 用不同裂纹长度的 SE(T) 试样的参数预测断裂韧性 K_{IC}
Fig. 6 Fracture toughness prediction using constraint parameters in SE(T) samples with different a/W .
(a) Constraint parameter $r_{\text{pmax}}^{1/2}$; (b) Constraint parameter $A_{\text{pz}}^{1/4}$

注意, 断裂韧性具有可以通过试验测量的极限值, 并且预测的断裂韧性不应大于该极限值。同样, 如图 6b 所示, 也可以用 $A_{\text{pz-ref}}^{1/4}$ 预测断裂韧性(K_{IC})。

4 结论

(1) 在小范围屈服条件下, 基于裂纹尖端塑性区的拘束参数 $r_{\text{p0}}^{1/2}$ 、 $r_{\text{pmax}}^{1/2}$ 、 $A_{\text{pz-ref}}^{1/4}$ 、 χ_P 与应力强度因子的关系与试样的裂纹长度有关, 可以很好地表征 SE(T) 试样的面内拘束水平。

(2) 拘束参数 $r_{\text{p0}}^{1/2}$ 和 χ_P 与应力强度因子的关系对 SE(T) 试样厚度不敏感, 不能很好的表征 SE(T) 试样的面外拘束水平。 $r_{\text{pmax}}^{1/2}$ 和 $A_{\text{pz-ref}}^{1/4}$ 可以很好地表征不同厚度的 SE(T) 试样的面外拘束水平。

(3) 拘束参数 $r_{\text{p0}}^{1/2}$ 、 $r_{\text{pmax}}^{1/2}$ 、 $A_{\text{pz-ref}}^{1/4}$ 、 χ_P 和断裂韧性(K_{IC})之间存在线性关系, 比面内拘束参数 T_{11} 应力和面外拘束参数 T_{33} 应力表征效果更好。

参考文献

- [1] Souza R, Ruggieri C, Zhang Z. A framework for fracture assessments of dissimilar girth welds in offshore pipelines under bending[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2016, 163: 66 – 88.
- [2] Pisarski H. Assessment of flaws in pipeline girth welds—a critical review[J]. Welding in the World, 2013, 57(6): 933 – 945.
- [3] BS 7910: 2005. Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures[S]. United Kingdom, British Standards Institution London, 2005.
- [4] Veritas D N. Fracture control for pipeline installation methods introducing cyclic plastic strain[S]. Norway, Recommended Practice DNV-RP-F108, 2006.
- [5] Chao Y, Yang S, Sutton M. On the fracture of solids characterized by one or two parameters: theory and practice[J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1994, 42(4): 629 – 647.
- [6] Zhu X-K, Leis B N. Bending modified J–Q theory and crack-tip constraint quantification[J]. International Journal of Fracture, 2006, 141(1): 115 – 134.
- [7] 夏聪聪. 裂纹尖端拘束对单边缺口拉伸试样裂纹扩展阻力曲线影响研究 [D]. 天津: 天津大学, 2022.
Xia Congcong. Research on the influence of crack tip constraint on the crack growth resistance curve of single-edge notch tension specimens [D]. Tianjin: Tianjin University, 2022.
- [8] 李一哲. X80 管线断裂韧性测试及完整性评估方法研究 [D]. 天津: 天津大学, 2019.
Li Yizhe. Investigation on fracture toughness test and structural integrity assessment of high strength X80 pipelines[D]. Tianjin: Tianjin University, 2019.
- [9] Huang X, Liu Y, Huang X. New constraint parameters based on crack tip plastic zone: Theoretical derivations and effectiveness verification[J]. International Journal of Solids and Structures, 2020, 190: 129 – 147.
- [10] Williams M L. On the stress distribution at the base of a stationary crack[J]. Journal of Applied Mechanics, 1957, 24: 109 – 114.
- [11] Liu Z, Wang X, Tang J, et al. The effects of in-plane and out-of-plane constraints on JR curves for X80 steel: A study using clamped SENT specimens[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2019, 206: 342 – 358.
- [12] Verstraete M, Hertelé S, Denys R, et al. Evaluation and interpretation of ductile crack extension in SENT specimens using unloading compliance technique[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2014, 115: 190 – 203.

第一作者:夏聪聪, 硕士. 主要研究金属材料断裂韧性.
Email: 2019208175@tju.edu.cn.
通信作者:邓彩艳, 教授. Email: dengcy@tju.edu.cn.

(编辑: 张基隆)