

DOI:10.11784/tdxbz202504013

基于完全剪切耦合 Gurson 模型的损伤断裂评估曲线研究

李思远, 龚宝明, 邓彩艳, 邸新杰

(天津大学材料科学与工程学院, 天津 300350)

摘要: 全尺寸管道结构在断裂评估中的保守性问题日益突出, 目前以 Hutchinson-Rice-Rosengren 解为基础的工程临界评估程序, 无法准确预测韧性撕裂条件下的断裂评估结果, 主要原因在于缺少统一的耦合损伤模型和考虑损伤因素的失效评估方法。根据现有研究中的不足, 在 Gurson-Tvergaard-Needleman (GTN) 模型基础上, 提出了完全剪切耦合 Gurson (SCG) 模型, 以捕捉完整的损伤断裂演化过程。对比小尺寸单边缺口拉伸 SE(T) 试样数值模拟仿真断裂截面与拉伸试验断口结果, 验证采用完全剪切耦合损伤系数 $C_z^{-1}\omega(\sigma)$ 可准确预测断口高、低应力三轴度状态下韧性断裂机制。利用 SE(T) 试样与全尺寸管道裂纹尖端约束状态的相似性, 通过小尺寸 SE(T) 试验标定 SCG 模型, 并重新定义断裂评估曲线方程为 $f(L_t) = \sqrt{\delta_c / \delta_{\text{damage}}}$ 。在外载荷作用下, 根据 Irwin-Orowan 能量守恒定律推断, 因裂纹尖端存在不同程度的撕裂情况, 经典弹塑性断裂评估程序未考虑形成新裂纹面引起的驱动力减小, 从而导致其评估曲线保守。通过 469 组已发表的全尺寸管道断裂试验结果对损伤断裂评估程序进行验证。结果表明: SCG 模型可以准确预测高应力三轴度状态 ($\eta > 0.4$) 主导的多孔隙率断裂和低应力三轴度状态 ($0 \leq \eta \leq 0.4$) 下发生的低孔蚀化断裂, 基于 SCG 模型获得损伤断裂评估曲线, 预测 469 组全尺寸管道断裂试验, 其可靠度为 98.8%, 为管道结构安全冗余设计提供可量化的全新评估方法, 同时加深了对环焊缝断裂行为的认知。

关键词: 细观损伤力学; 剪切修正; 断裂评估曲线; 管道环焊缝; 耦合损伤模型

中图分类号: TM71 **文献标志码:** A **文章编号:** 0493-2137(2026)05-0487-09

Study on the Damage Fracture Assessment Curve Based on a Fully Shear-Coupled Gurson Model

Li Siyuan, Gong Baoming, Deng Caiyan, Di Xinjie

(School of Materials Science and Engineering, Tianjin University, Tianjin 300350, China)

Abstract: Conservatism in the fracture assessment of full-scale pipeline structures has become an increasingly prominent issue. Current engineering critical assessment procedures, which are primarily based on the Hutchinson-Rice-Rosengren solution, fail to accurately predict the fracture outcomes under ductile tearing conditions. This limitation stems from the lack of a unified coupled damage model and a fracture assessment approach that incorporates the damage effects. To address these limitations, a fully shear-coupled Gurson (SCG) model is proposed, based on the classical phenomenological Gurson-Tvergaard-Needleman model, to capture the complete evolution of ductile fracture. A comparative analysis between numerically simulated fracture sections of small-sized single edge-notched tension (SE(T)) specimens and the corresponding experimental fracture surfaces validates that the SCG model, with an appropriately defined shear-coupling damage coefficient $C_z^{-1}\omega(\sigma)$, can accurately predict the ductile fracture mechanisms under high- and low-stress triaxiality conditions. Given the similarity in crack-tip constraint conditions between SE(T) specimens and full-scale pipes, the SCG model is calibrated using small-sized SE(T) tests and a revised fracture assessment curve (FAC) is subsequently formulated as $f(L_t) = \sqrt{\delta_c / \delta_{\text{damage}}}$. According to the Irwin-Orowan energy conservation principle, crack-tip tearing contributes to a reduction in the driving force owing to the formation of

收稿日期: 2025-04-10; 修回日期: 2025-05-13.

作者简介: 李思远 (1992—), 男, 博士研究生, leesiyuan@tju.deu.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).

new crack surfaces. However, this effect is not accounted for in the traditional elastic-plastic fracture assessment procedure, leading to conservative predictions. The proposed damage fracture assessment method is validated against 469 published full-scale pipeline fracture tests. The results demonstrate that the SCG model accurately captures the high-cavitation fracture dominated by high triaxiality ($\eta > 0.4$) as well as the low-cavitation fracture under low triaxiality ($0 \leq \eta \leq 0.4$). The damage FAC derived from the SCG model achieves a prediction reliability of 98.8% across the 469 full-scale pipeline tests, offering a novel and quantifiable methodology for structural integrity design with safety redundancy. Moreover, it deepens the understanding of fracture behavior in circumferential-welded joints.

Keywords: microscopic damage mechanics; shear modification; fracture assessment curve (FAC); pipeline girth weld; damage coupled model

当前广泛使用的断裂评估程序如 BS 7910、R6、SINTAP、FITNET 或 API 759 等规范, 通过 Hutchinson-Rice-Rosengren 弹塑性解的严格论证, 可以避免由裂纹或近似裂纹的缺陷引起的管道断裂失效问题. 这种评价方法被称为工程临界评估 (engineering critical assessment, ECA), ECA 采用双参数 L_r 和 K_r 确定评估点, 并与断裂评估曲线 (fracture assessment curve, FAC) $f(L_r)$ 构成断裂评估图 (fracture assessment diagram, FAD). FAD 评估结果可以简单地分为安全点和潜在不安全两类, 并根据评估所需精度的要求分为 3 个评估等级, 其中评估等级越高所需相关材料信息越多, 评估精度也越准确, 如图 1 所示为广泛采用的三等级断裂评估程序^[1-2]. 近期研究结果表明, 针对管道环焊缝采用通用断裂评估程序评价时, 评估结果较保守, 给管道结构的设计增加了不必要的安全冗余要求^[3], 提高了长输管线的制造成本.

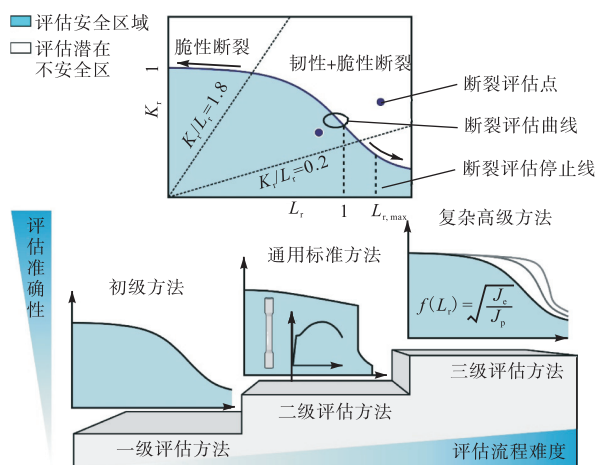


图 1 三等级断裂评估程序

Fig.1 Three-level fracture assessment procedure

采用传统多级评估方法对发生高应变的全尺寸管道进行断裂评估时存在较高的保守性, 即仅非常小的裂纹或近似裂纹的缺陷是可以被接受的, 但实际工程中管道结构有较高的缺陷容忍度. Kouzoumis 等^[4]在 2021 年的研究中总结了 469 组全尺寸管道的断裂

试验, 采用 R6 的一级评估曲线进行断裂评估时, 如图 2 所示的蓝色区域存在显著的评价保守区. 因此, 当前亟待解决的科学问题是针对管道结构提出考虑损伤的通用断裂评估方法, 具体研究方法为在弹塑性断裂力学基础上, 将裂纹尖端由损伤引起的驱动力变化合理地纳入断裂评估程序中, 进而解决现有管道断裂评估结果相对保守的结果.

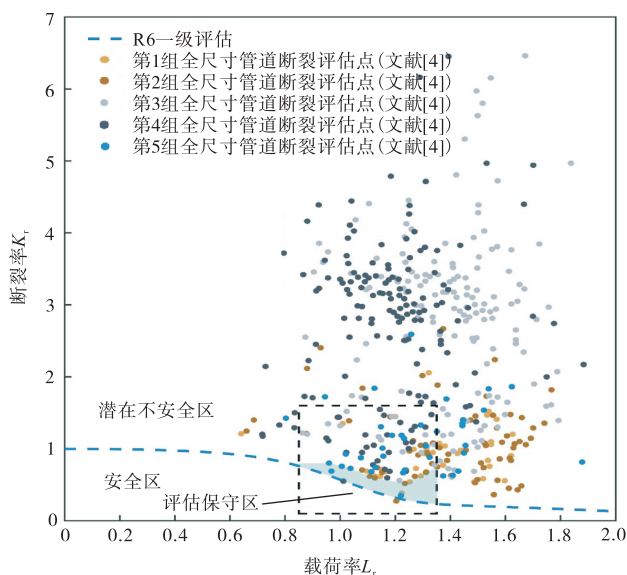


图 2 R6 一级评估方法确定的全尺寸管道断裂评估结果
Fig.2 Fracture assessment result of a full-scale pipeline by the first-level assessment method of R6

1 断裂评估

1.1 经典断裂评估方法

英国电力公司 (The Central Electricity Generating Board, CEGB) 基于“合于使用”原则发布了第 1 版 R6 FAD 后, 多年来发展出各种类型的断裂评估图. 但 FAD 中的基本概念没有发生变化, 即横坐标表示载荷率, 以 L_r 表示; 纵坐标代表断裂率, 以 K_r 表示. 通过载荷率与断裂率双参数完整地描述了含缺陷结构在线弹性断裂与塑性坍塌之间的过度

演化过程. 通过计算含缺陷结构的双参数与 FAC 的关系, 对其结构进行完整性评价, 评估点位于在失效评估曲线内部时, 表示为可接受或表示安全, 相反位于 FAC 之外时则代表评估点不可接受或潜在不安全, 如图 1 所示. 下面介绍 R6 推荐的三级评价曲线^[5-6].

基础评价方法(一级评估):

$$f(L_r) = (1 - 0.14L_r^2) [0.3 + 0.7 \exp(-0.65L_r^6)] \quad (1)$$

在使用 FAC 基础等级评价曲线时, 一般是对材料属性并不了解, 其评价结果往往过于保守. 基础评估方法采用大量断裂评估的下限值归纳所得, 以牺牲评估准确性为代价, 降低断裂评估的难度.

标准评价方法(二级评估):

$$f(L_r) = \left(\frac{E\varepsilon_{\text{ref}}}{L_r\sigma_y} + \frac{L_r^3\sigma_y}{2E\varepsilon_{\text{ref}}} \right)^{-0.5} \quad L_r \leq L_{r,\text{max}} \quad (2)$$

式中: E 为待评估材料的弹性模量; σ_y 为材料的屈服应力; ε_{ref} 为计算评估所需的参考应变; $L_{r,\text{max}}$ 为载荷最大值. 在标准评价方法中, 需要材料完整的真实应力-应变曲线、断裂韧性值和强度匹配信息. 相较于基础评价而言, 标准评价方法在评价精度上有显著的提升, 但评价结果仍存在一定的保守性.

高等级评价方法(三级评估):

$$f(L_r) = \sqrt{\frac{J_e}{J_e + J_p}} \quad L_r \leq L_{r,\text{max}} \quad (3)$$

式中 J_e 和 J_p 分别为裂纹驱动力 J 积分的弹性分量与塑性分量. 在高等级断裂评估中, 需要进行有限元数值分析, 计算含缺陷结构在加载过程中裂纹尖端的裂纹驱动力以计算 FAC.

FAC 中 $L_{r,\text{max}}$ 可以表示为

$$L_{r,\text{max}} = \frac{\sigma_y + \sigma_u}{2\sigma_y} \quad (4)$$

式中 σ_u 为极限单轴抗拉强度.

1.2 损伤断裂评估新范式

由上述经典弹塑性断裂评估方法可知, 裂纹驱动力是求解 FAC 的关键因素, 但经典 FAC 中均未考虑裂纹尖端由于多孔损伤引起的驱动力下降的因素, 采用 Irwin-Orowan^[7]的裂纹尖端能量守恒定律可知, 裂纹尖端由于撕裂生成新裂纹面时会消耗表面能(图 3), 即

$$G(\delta_{\text{damage}}) + 2\gamma = \oint_{\Gamma} T_i \frac{\partial u_i}{\partial a} ds - \int_A \frac{\partial W}{\partial a} dA \quad (5)$$

式中: a 为裂纹长度; G 为能量释放率; T_i 为外力分

量; u_i 为位移分量; W 为内能密度; γ 为裂纹尖端在韧性撕裂条件下生成新裂纹所需的表面能; Γ 为积分路径; ds 为积分路径微元; dA 为面积微元; δ_{damage} 为韧性撕裂条件下弹塑性裂纹嘴张开位移.

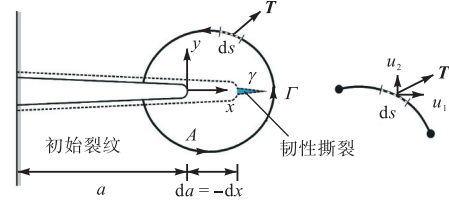


图 3 韧性撕裂下裂纹尖端的 Irwin-Orowan 能量守恒关系

Fig.3 Irwin-Orowan energy conservation principles under ductile tearing

将上述损伤机理与断裂评估曲线定义相结合提出包含损伤的断裂评估曲线, 当外力做功相同时满足 $\delta^{\text{ep}} = \delta_{\text{damage}} + 2\gamma$. 其中载荷率定义为

$$f(L_r) = \sqrt{\frac{\delta_e}{\delta_{\text{damage}}}} = \sqrt{\frac{\delta_e}{\delta^{\text{ep}} - 2\gamma}} \quad (6)$$

$$L_r = P_{\text{load}}/P_{\text{ligament}} \quad (7)$$

式中: P_{load} 为当前载荷; P_{ligament} 为韧性撕裂下残余韧带截面的屈服载荷; δ_e 为裂纹嘴张开位移的弹性分量; δ^{ep} 为弹塑性裂纹驱动力.

2 完全剪切耦合的多孔损伤模型与标定

2.1 完全剪切耦合的理论模型

经典固体力学中, 20 世纪以连续介质假设为基础的断裂力学发展至今, 各类描述材料损伤机制的模型不断被科研人员提出. 根据损伤是否影响损伤的塑性行为, 模型又分为耦合模型和非耦合模型, 其中耦合模型认为塑性发展过程中伴随着损伤演化, 损伤的累积进一步导致材料性能的下降, 最终诱发断裂的发生, 典型的耦合损伤模型如 Gurson-Tvergaard-Needleman (GTN)^[8-10]. 在宏观角度应用经典断裂力学时, 往往会忽略材料的微观破坏机制, 而使用单参数(应力强度因子, J 积分)来表征裂纹尖端的应力状态. 实际材料裂纹尖端的应力状态明显要复杂得多, 如图 4 所示, 同一断口中即包含等轴韧窝的拉伸断裂特征, 又存在拉长韧窝的剪切断裂特征. 因此, 完善的多孔损伤模型需要考虑材料的微观损伤机制. 目前研究中即使是耦合模型往往也不能完美描述损伤断裂过程中的非连续现象, 这是因为耦合模型和非耦合模型均包含了不同比例的经验性系数, 因而受限于理论模型的完备性、数值仿真的准确性等因素^[11]. 本文

提出一种完全耦合模型,将经典 GTN 模型中的剪切修正系数赋予真实的物理意义. 其中 Gurson 类模型的近似屈服方程可表示为随孔隙率变化的函数,即

$$\Phi = \left(\frac{\sigma_e}{\sigma_y}\right)^2 + 2q_1 f^* \cosh\left(\frac{3q_2 \sigma_m}{2\sigma_y}\right) - (1 + q_3 f^{*2}) = 0 \quad (8)$$

式中: σ_e 为 Mises 等效应力; q_1 、 q_2 、 q_3 为材料常数; σ_m 为平均应力; f^* 为等效孔隙率.

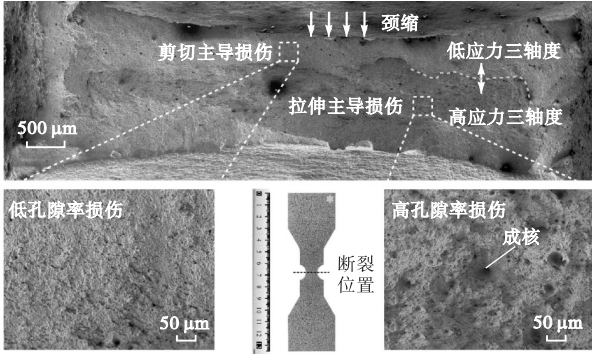


图 4 X80 管线钢低孔隙率断裂和多孔隙率断裂断口对比
Fig.4 Experimental evidence of low-cavitation fracture and high-cavitation fracture from a fractography of X80 specimen

Tvergaard 和 Needleman 在经典 Gurson 模型的基础上修正了孔隙聚集模式,即

$$f^* = \begin{cases} f & f \leq f_c \\ f + \frac{f_f - f_c}{f_f - f_c} (f - f_c) & f_c < f < f_f \\ f_f & f \geq f_f \end{cases} \quad (9)$$

式中: f 为当前孔隙率; f_c 和 f_f 分别为临界孔隙率和断裂孔隙率; f_f 为孔隙聚集系数.

孔隙率随载荷变化的增量由孔隙成核、孔隙增长和剪切连接 3 项构成,可以表示为

$$df_{total} = df_{nucleation} + df_{growth} + df_{shear} \quad (10)$$

$$df_{nucleation} = \begin{cases} \frac{f_N}{S_N \sqrt{2\pi}} e^{-0.5 \left(\frac{d\varepsilon_m^p - \varepsilon_N}{S_N}\right)^2} d\varepsilon_m^p & p \geq 0 \\ 0 & p < 0 \end{cases} \quad (11)$$

式中: ε_m^p 为等效塑性应变; ε_N 和 S_N 分别为服从正太分布孔隙成核的平均值和标准差; f_N 为孔隙成核系数.

$$df_{growth} = (1 - f) d\varepsilon_{ij}^p \delta_{ij} \quad (12)$$

式中: ε_{ij}^p 为塑性应变率张量; δ_{ij} 为 Kronecker 张量.

孔洞剪切连接项可以表示为

$$df_{shear} = k_w \omega(\sigma) \frac{\sigma_{ij} d\varepsilon_{ij}^p}{\sigma_e} f \quad (13)$$

式中: k_w 为剪切修正系数; $\omega(\sigma)$ 为剪切损伤函数; σ_{ij} 为应力张量.

完全剪切耦合即给孔洞剪切连接项中的经验系数赋予真实物理意义,完全剪切耦合理论中将剪切修正系数 k_w 定义为与应力三轴度相关的系数 C_Z , 即

$$k_w = C_Z^{-1} = \begin{cases} \frac{\sigma_{11} + \sigma_{22}}{\sigma_{33}} & \eta > 0.4 \\ \varepsilon^{ep} & 0 \leq \eta \leq 0.4 \\ \varepsilon_{23}^{ep} & \end{cases} \quad (14)$$

$$df_{shear} = \begin{cases} \frac{1}{C_Z(\sigma)} \sin^2 \left[\frac{\pi(1-\bar{\theta})}{2} \right] \frac{\sigma_{ij} d\varepsilon_{ij}^p}{\sigma_{eq}} f^* & \eta > 0.4 \\ \frac{1}{C_Z(\varepsilon)} \sin^2 \left[\frac{\pi(1-\bar{\theta})}{2} \right] \frac{\sigma_{ij} d\varepsilon_{ij}^p}{\sigma_{eq}} f^* & 0 \leq \eta \leq 0.4 \end{cases} \quad (15)$$

式中: ε^{ep} 为等效弹塑性应变; $\bar{\theta}$ 为罗德角参数; η 为应力三轴度; σ_{11} 、 σ_{22} 和 σ_{33} 分别为笛卡尔坐标系下 3 个方向的正应力. 定义 $C_Z^{-1} \omega(\sigma)$ 为完全剪切耦合损伤系数.

参考 Wierzbicki 等^[12]关于断裂模式的研究(剪切主导失效或拉伸主导失效),定义应力三轴度 $\eta = 0.4$ 为高低应力三轴度状态转变点. 因此,修正的完全剪切耦合 Gurson (shear-coupled Gurson, SCG) 模型的失效准则可以表达为

$$\begin{cases} f^* \geq f_f & \eta > 0.4 \\ \varepsilon^{ep} \geq \varepsilon_f & 0 \leq \eta \leq 0.4 \end{cases} \quad (16)$$

式中 ε_f 为断裂应变.

2.2 完全剪切耦合的数值仿真

基于上述 SCG 的理论模型,采用利用商业有限元仿真软件 ABAQUS 中预留的 UMAT 接口,在 FORTRAN 编译语言下,基于 SCG 屈服微分方程建立了差分数值求解程序. 利用 USDFLD 子程序实现数值模拟中动态裂纹扩展,突破性地 STANDARD 求解器中实现了裂纹的动态扩展. 研究对象以管道环焊缝尖端应力状态相似的单边缺口拉伸 (single edge-notched tension, SE(T)) 试样为例,如图 5 所示, SE(T) 试样具有与全尺寸管道相似的低拘束状态^[13].

从直径 1219 mm、管壁厚 18.4 mm 的 X80 管道进行取样,其中 SE(T) 试样满足夹持端中间平行端长度为 $10W$ 的试验要求. 采用 Ramberg-Osgood 本构方程(式(17))分别对管线钢焊缝区和母材区取样,进行

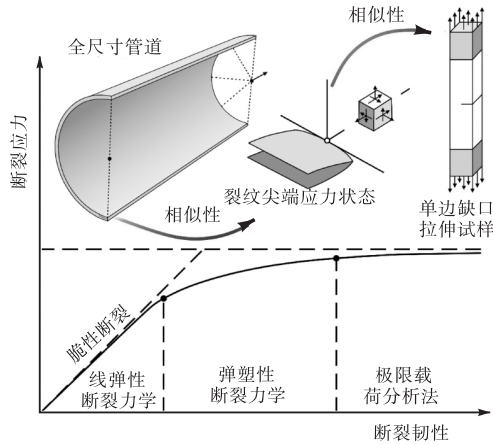


图5 裂纹尖端应力状态相似性

Fig.5 Similarity principle of crack-tip stress state

取样后拉伸性能测试,为后续有限元仿真提供有效材料性能,具体材料本构属性如表 1 所示.同时分别设计 4 组不同几何尺寸与裂纹尺寸的 SE(T)试样进行拉伸断裂试验,获取试验的载荷-位移曲线. SE(T)试样的具体几何尺寸详见表 2,试样形式如图 6 所示.

$$\frac{\epsilon}{\epsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n \quad (17)$$

表 1 焊缝金属与管道母材 Ramberg-Osgood 本构常数

Tab.1 Ramberg-Osgood parameters for weld metal and matrix metal

材料	弹性模量 E/GPa	泊松比	屈服应力/ MPa	硬化指数	材料常数
X80 母材	207	0.3	587	10	2.56
X80 焊缝	207	0.3	608	5	0.92

表 2 SE(T)试样的几何尺寸

Tab.2 Geometrical dimensions of SE(T) specimen

试样	试样宽度 W/mm	试样厚度 B/mm	裂纹深度 a/mm	厚宽比 (B/W)	深宽比 (a/W)
SE(T)-1	18.00	9.00	7.20	0.50	0.40
SE(T)-2	18.00	18.00	7.20	1.00	0.40
SE(T)-3	18.00	18.00	9.00	1.00	0.50
SE(T)-4	17.00	17.00	4.25	1.00	0.25

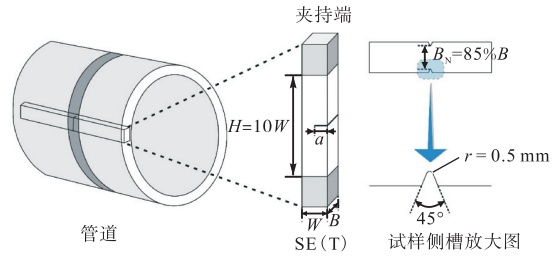


图 6 SE(T)试样几何尺寸示意

Fig.6 Schematic of geometrical dimensions of SE(T) specimen

有限元模型采用 1/2 对称模型,裂纹尖端采用过渡细化网格,网格大小为 0.02 mm,采用距离裂纹尖端为 0.36 mm 位置的裂纹纵向位移(crack tip opening displacement, CTOD)作为裂纹驱动力.在有限元仿真中的独立变量 2(SDV2)表示有效孔隙率 f^* ,独立变量 8(SDV8)表示应力三轴度 η .网格划分策略与数值模拟仿真结果如图 7 和图 8 所示.

2.3 完全剪切耦合模型参数的标定

SCG 模型中包含了材料属性常数和待标定损伤系数两种参数,金属材料通用参数详见表 3,而 SCG 模型中仅有初始孔隙率 f_0 为待定参数,可利用 SE(T)宏观载荷-位移曲线对模型参数进行标定,标定过程是通过调整初始孔隙率的大小,使有限元仿真结果获得的 SE(T)载荷-位移曲线与试验所获得的载荷-位移曲线重合.

如图 9 所示,初始孔隙率分别设置为 0.002、0.003、0.004、0.005、0.006、0.008、0.010,获取不同初始孔隙率下的载荷(P)与裂纹嘴张开位移(crack mouth opening displacement, CMOD)仿真结果,并使用相对误差 E_r 函数作为评价初始孔隙率标定结果是否准确的指标,同时规定标定初始孔隙率的停止条件为误差参数变化梯度绝对值连续增大 2 次.根据标定结果可知,当初始孔隙率为 0.006 时,P-CMOD 曲线具有最高的精度,其中相对误差 E_r 表达式为

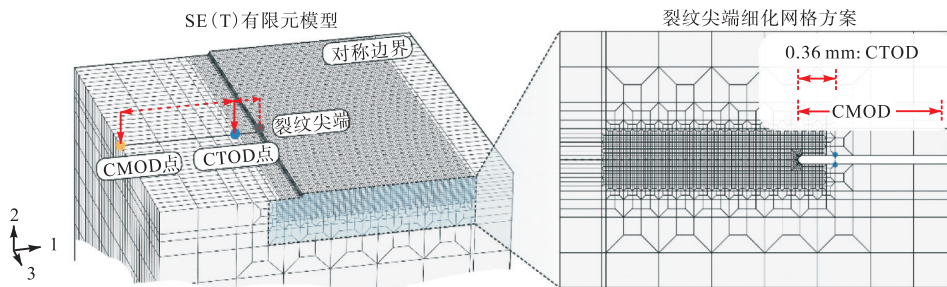
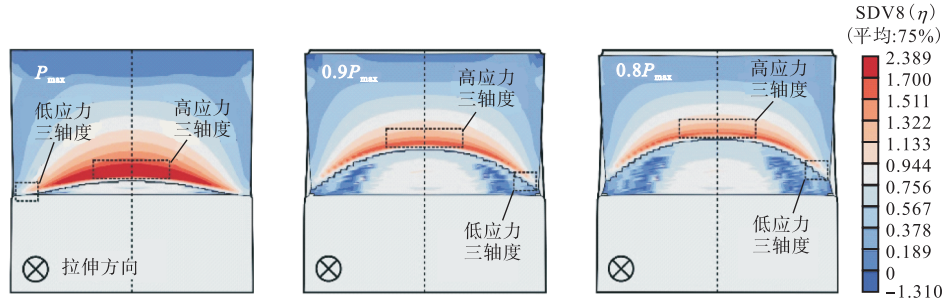
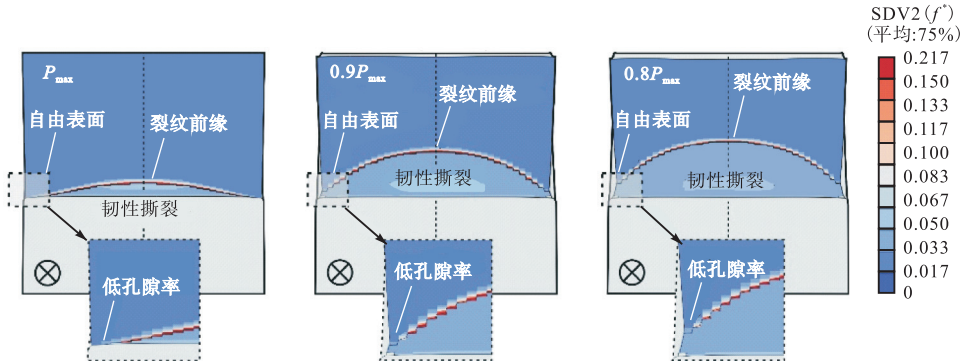


图 7 SE(T)试样有限元模型和网格划分策略

Fig.7 Finite element model and meshing strategy for SE(T) specimen



(a) SCG 模型应力三轴度 (SDV8) 仿真计算结果



(b) SCG 模型有效孔隙率 (SDV2) 仿真计算结果

图 8 SE(T) 试样有限元模型的仿真结果

Fig.8 Finite-element model simulation results for SE(T) specimen

表 3 SCG 模型中金属材料通用参数

Tab.3 Constant parameters of the SCG model for metal

q_1	q_2	q_3	f_c	f_N	S_N	ϵ_N
1.5	1	2.25	0.02	0.032	0.1	0.3

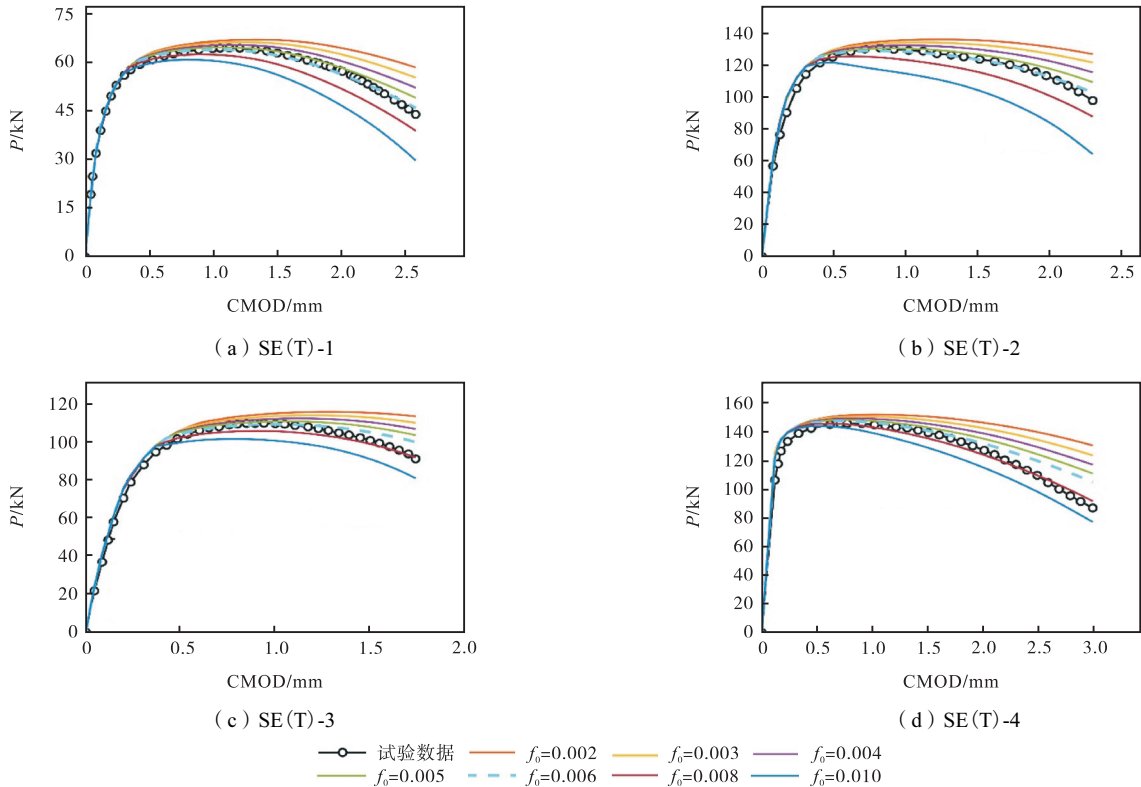


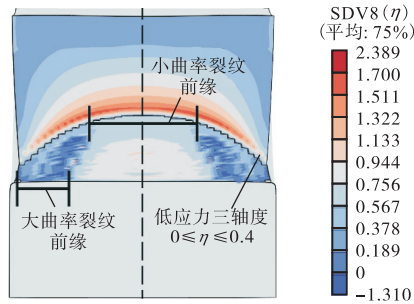
图 9 SCG 模型初始孔隙率的标定

Fig.9 Calibration of f_0 in the SCG model

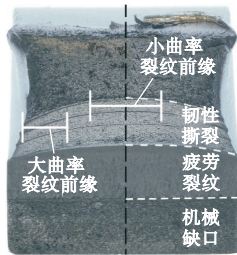
$$E_{tr} = \sum_{i=1}^n \frac{P_{FEM,i} - P_{test,i}}{P_{test,max}} \quad (18)$$

式中： P_{FEM} 为有限元仿真载荷； P_{test} 为 SE(T) 试验的真实载荷。

由图 10 所示，SE(T) 试样裂纹前缘处于不同的应力三轴度状态，裂纹中心表现为高应力三轴度状态时，孔隙充分发育，裂纹扩展快速，接近试样表面时应力三轴度接近 0.4，此时将 SCG 模拟仿真获得的裂纹形状与 SE(T) 试验断口进行对比可知，SCG 模型准确捕捉了低应力三轴度条件下的断裂特征，在高应力三轴度状态 ($\eta > 0.4$) 下，表现为小曲率裂纹前缘，



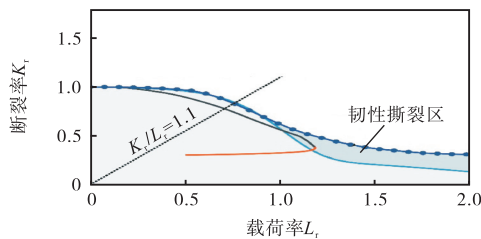
(a) 仿真断口形貌



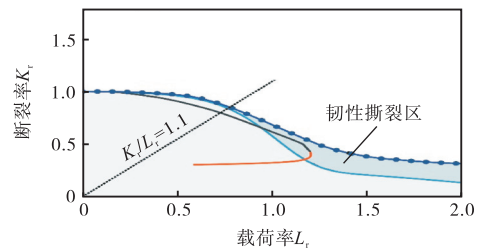
(b) 试验断口形貌

图 10 SCG 模型初始孔隙率的标定

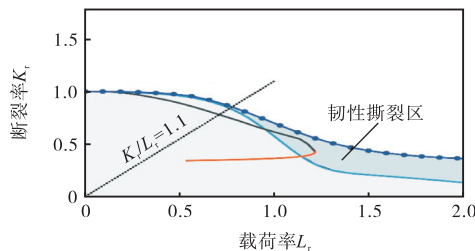
Fig.10 Calibration of f_0 in the SCG model



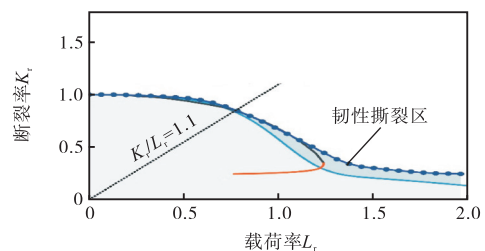
(a) SE(T)-1



(b) SE(T)-2



(c) SE(T)-3



(d) SE(T)-4

— R6一级评估 — R6三级评估(有效数据) — R6三级评估(无效数据) — 损伤断裂评估曲线

图 12 韧性撕裂条件下损伤断裂评估曲线计算结果

Fig.12 Calculated results of the damage fracture assessment curve under ductile tearing

而在低应力三轴度状态 ($0 \leq \eta \leq 0.4$) 下则表现为大曲率裂纹前缘断裂特征。

3 损伤断裂评估曲线结果与验证

3.1 基于 SCG 模型的损伤断裂评估曲线

基于第 2.1 节严格理论推导获得的 SCG 模型理论框架，通过对有限元中 SE(T) 试样拉伸断裂模拟仿真结果进行二次开发，以 SCG 模型中的 CTOD 值作为断裂评估中裂纹驱动力，实时计算裂纹扩展量和残余韧带截面面积，最后计算截面屈服载荷，如图 11 所示。

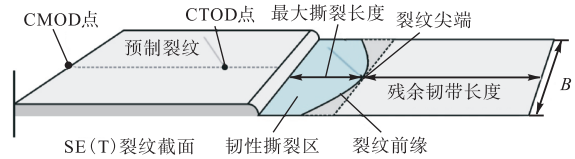


图 11 裂纹截面几何参数示意

Fig.11 Schematic of geometrical parameters in a crack section

将 4 组损伤 SE(T) 仿真试验结果提取，利用全新定义的载荷率式 (7)，实时计算当前载荷作用下的截面屈服载荷。与此同时，韧性撕裂存在条件下 J 积分作为描述裂纹驱动力度的方法失效。因此，选择 CTOD 作用裂纹驱动力度的断裂率计算方法 (式 (6))，结合损伤断裂评估曲线的定义可以获得考虑韧性撕裂的断裂评估曲线。同时将 R6 规范中弹塑性断裂力学的高级断裂评估方法与损伤断裂评估曲线进行对比，结果如图 12 所示。

3.2 损伤断裂评估曲线的应用

损伤断裂评估曲线主要应用于含缺陷的管道环焊缝断裂评估中,其目的是在断裂评估中快速排除由于裂纹尖端韧性撕裂引起的保守度.将 SCG 损伤模型与断裂评估方法结合,提出适用于管道结构且考虑损伤因素的断裂评估程序,具体评估流程如图 13 所示.

随着十几年的积累,科研人员对管道环焊缝的断裂行为有了重要的研究进展和较深的理解,其中使用小尺寸试样断裂试验,一直到全尺寸管道试验形成了相关的试验流程,但在全尺寸管道断裂试验中,由于其经济成本大、时间成本大、可获取数据量有限、可重复性有限,并不能作为主流的试验方法,但其可以作为验证断裂评估曲线可靠度的验证数据.统计 469 组全尺寸管道断裂失效数据,并将断裂评估点绘于图 14,图中全尺寸管道断裂评估数据点来源于

Kouzoumis 等^[4]和 Pisarski^[14]的相关研究.

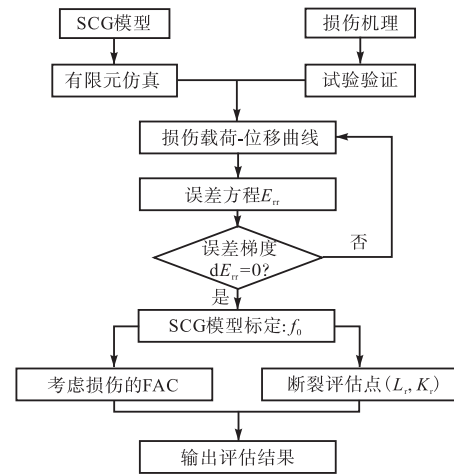


图 13 损伤断裂评估程序

Fig.13 Damage fracture assessment procedure

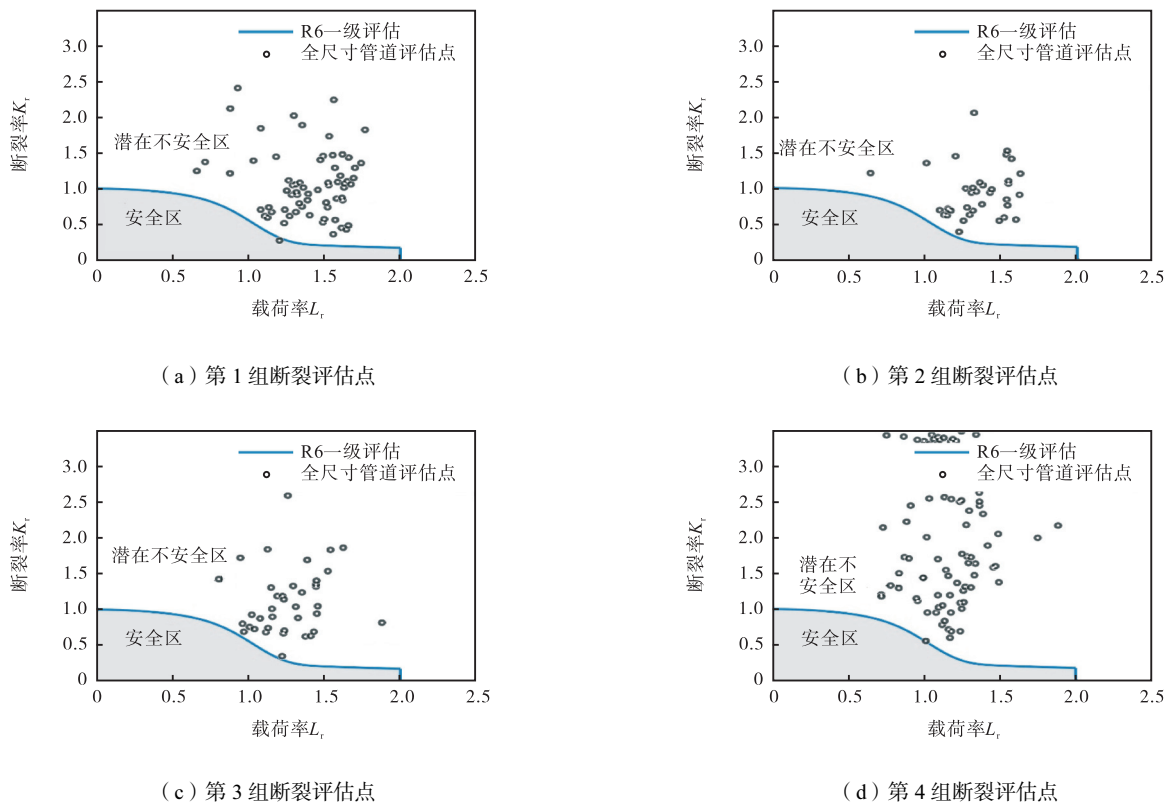


图 14 全尺寸管道断裂评估结果

Fig.14 Fracture assessment results of a full-scale pipeline

将第 3.1 节中 4 组损伤断裂评估曲线进行统计,获得考虑裂纹尖端撕裂的管道结构评估曲线模型.并采用归一化后的损伤断裂评估曲线,对 469 组全尺寸管道断裂试验进行损伤断裂评估,结果如图 15 所示.其中有 4 组全尺寸管道失效断裂的评估点落于损伤断裂评估安全区内,根据损伤断裂程序判定 1#、

2#、3#和 4#为非正确评估点.在大型全尺寸管道断裂试验中,由于受测试过程中捕捉数据方法的限制,导致在裂纹截面进入全面屈服后,数据存在失真可能性,因此易出现错误评估点.综上所述 465 组全尺寸管道断裂评估结果正确,损伤评估曲线的评价可靠度为 98.8%.

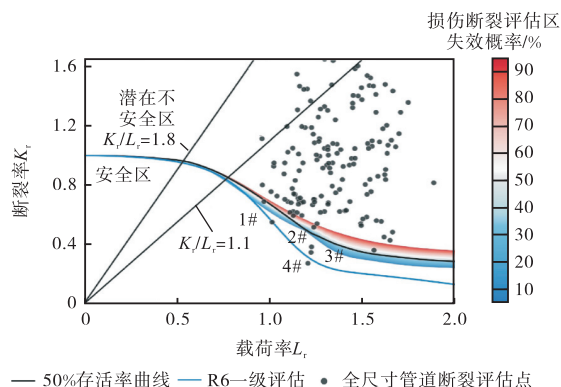


图 15 损伤断裂评估曲线对全尺寸管道的断裂评估结果
Fig.15 Fracture assessment results for full-scale pipelines based on the damage fracture assessment curve

4 结 语

在经典 Gurson 多孔损伤模型基础上,进行了剪切修正,提高了 Gurson 多孔损伤模型在韧性金属低应力三轴度状态($0 \leq \eta \leq 0.4$)下捕捉韧性撕裂的预测能力,通过试验与仿真结合的方法,验证了 SCG 模型可以准确预测 X80 管线钢 SE(T) 试样韧性损伤断裂的行为. 利用 SCG 模型与断裂评估程序结合,提出适用于管道环焊缝结构的损伤断裂评估程序. 考虑韧性撕裂对裂纹驱动力的影响,重新定义了断裂评估双参数. 最终利用全尺寸管道拉伸断裂试验数据进行验证,结果表明损伤断裂评估程序有效降低了传统评估结果的保守性,评估可靠度达 98.8%. 为含缺陷管道结构在断裂评估中提供全新依据.

参考文献:

- [1] Hadley I, Horn A. Treatment of constraint in BS 7910: 2013, ISO 27306 and DNVGL-RP-F108[J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2019, 169: 77-93.
- [2] Kouzoumis K, Hadley I, Mostafavi M. Validation of BS 7910; assessing the integrity of pipes containing axial flaws[J]. Procedia Structural Integrity, 2018, 13: 868-876.
- [3] 龚宝明, 万潇彬, 戴联双, 等. X80 管道环焊缝拉伸应变容量预测模型对比研究[J]. 天津大学学报(自然科学与工程技术版), 2024, 57(1): 73-78.
Gong Baoming, Wan Xiaobin, Dai Lianshuang, et al. Prediction of tensile strain capacity for X80 pipeline girth weld by different models[J]. Journal of Tianjin University (Science and Technology), 2024, 57(1): 73-78 (in Chinese).
- [4] Kouzoumis K, Hadley I, Mostafavi M. Validation of BS 7910 fracture assessment procedures; wide plates and cylinders[J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2021, 190: 104309.
- [5] Lotsberg I, Sigurdsson G, Fjeldstad A. Probabilistic methods for planning of inspection for fatigue cracks in offshore structures[J]. Marine Structures, 2016, 46: 167-192.
- [6] Maljaars J, Steenbergen H, Vrouwenvelder A. Probabilistic model for fatigue crack growth and fracture of welded joints in civil engineering structures[J]. International Journal of Fatigue, 2012, 38: 108-117.
- [7] Anderson T L. Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications[M]. 4th ed. Boca Raton, USA: CRC Press, 2017.
- [8] Gatea S, Ou H A, Lu B, et al. Modelling of ductile fracture in single point incremental forming using a modified GTN model[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2017, 186: 59-79.
- [9] Tuhami A E O, Feld-Payet S, Quilici S, et al. A two characteristic length nonlocal GTN model: Application to cup-cone and slant fracture[J]. Mechanics of Materials, 2022, 171: 104350.
- [10] Kuroda M, Tvergaard V, Needleman A. Constraint and size effects in confined layer plasticity[J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 2021, 149: 104328.
- [11] Dunand M, Mohr D. On the predictive capabilities of the shear modified Gurson and the modified Mohr-Coulomb fracture models over a wide range of stress triaxialities and Lode angles[J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 2011, 59(7): 1374-1394.
- [12] Wierzbicki T, Bao Y, Lee Y W, et al. Calibration and evaluation of seven fracture models[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2005, 47(4/5): 719-743.
- [13] Lin M, Li Y, Roger Cheng J J, et al. Novel XFEM variable strain damage model for predicting fracture in small-scale SENT and full-scale pipe tests[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2022, 271: 108628.
- [14] Pisarski H. Assessment of flaws in pipeline girth welds—A critical review[J]. Welding in the World, 2013, 57(6): 933-945.

(责任编辑: 田 军)