

# 管道钢裂纹扩展阻力曲线测试研究

帅 健

(中国石油大学机械与储运工程学院,北京 102249)

**摘要:**采用多试样法测试 X65 和 X80 两种管材的  $R$  曲线、启裂韧性及撕裂模量,对比分析  $R$  曲线参量的塑性铰模型法和  $\eta$  因子法。结果表明:塑性铰模型法和基于载荷-裂纹嘴位移曲线的  $\eta$  因子法的测试结果比较接近,基于载荷-加载线位移曲线的  $\eta$  因子法与前两种方法的差别较大;对于中等强度的 X65 管材,塑性铰模型法、基于载荷-裂纹嘴位移曲线和载荷-加载线位移曲线的  $\eta$  因子法得到的  $R$  曲线较为一致,而对高强度的 X80 管材,这 3 种方法得到的  $R$  曲线偏差较大,特别是  $\delta$ - $R$  曲线的分散性较高;基于  $R$  曲线的撕裂模量趋于稳定,展现了裂纹的稳态扩展特性。

**关键词:**管道钢; 断裂韧性; 阻力曲线; 多试样法;  $\eta$  因子法; 塑性铰模型

中图分类号:O 346.1

文献标志码:A

## Study on crack growth resistance curve test of pipeline steel

SHUAI Jian

(College of Mechanical and Transportation Engineering in China University of Petroleum, Beijing 102249, China)

**Abstract:** The  $R$ -curve as well as fracture toughness and tearing module were tested for X65 and X80 steel using multi-specimen method, in which the characteristic parameters were  $J$ -integral and  $CTOD$ . Plastic hinge model and  $\eta$  factor method were compared. The results show that the test result of plastic hinge model is similar to that of  $\eta$  factor method based on load-crack mouth displacement curves, but has a relative large difference when compared with the test result of  $\eta$  factor method based on load-load line displacement curves. For X65 as mid strength pipeline steel,  $R$  curves by plastic hinge model and  $\eta$  factor method based on load-crack mouth displacement curves and load-load line displacement curves, are relatively consistent. However, for X80 as high strength pipeline steel,  $R$  curves, especially  $\delta$ - $R$  curves by the three methods, have a large dispersion. The tearing modulus based on the  $R$  curve tend to be a constant, which represents the steady propagation characteristics of crack.

**Key words:** pipeline steel; fracture toughness; resistance curve; multi-specimen method;  $\eta$  factor method; plastic hinge model

应用高强度高韧性管道钢的高压大口径输气管道的轴向裂纹的长程扩展是其主要失效模式之一,往往会造成灾难性的后果,因此对高压管道的断裂控制非常重要<sup>[1-2]</sup>。裂纹扩展阻力曲线( $R$ 曲线)能描述任何材料的断裂行为。Krafft 等<sup>[3]</sup>提出用  $K$  或  $K_{eff}$  代替依赖于尺寸变化的  $K_c$  作为  $R$  曲线的代表性参数。Zerbst<sup>[4]</sup>对  $K$ - $R$  曲线测试方法进行了分析总结,编制了测试标准 ASTM E561,最新版为 ASTM E561-2005<sup>[5]</sup>,该标准不同于 ASTM E399-1990<sup>[6]</sup>之处在于取消了对试样最小厚度的限制,但对裂纹扩

展长度仍有限定。 $K$ - $R$  曲线的缺点为:①裂尖塑性区以弹性为主, $K_{eff}$  可以存在小范围的塑性屈服;②对试件有严格的尺寸要求。ASTM E813-1981<sup>[7]</sup>首次采用多试样法获取  $J$ - $R$  曲线评估断裂韧性,随后,Joyce<sup>[8]</sup>提出了单试样卸载柔度法,该方法被 ASTM E1152-1987 采用<sup>[9]</sup>。Anderson<sup>[10]</sup>对  $CTOD$  (crack tip opening displacement) 作为断裂韧性参数的研究作过详细的回顾。最早的  $CTOD$  测试标准是 BS 5762-1971<sup>[11]</sup>,随后,改版为 BS 7448-1991<sup>[12]</sup>,其中组合了  $K$ 、 $J$  和  $CTOD$  的测量方法,最新修订版为

BS 7448-2005<sup>[13]</sup>。ASTM<sup>[14]</sup>发布了 *CTOD* 的测试标准 ASTM E1290-1989, 最新版为 ASTM E1290-2008<sup>[15]</sup> 和 E1820-2008<sup>[16]</sup>, 两者的区别在于后者给出更标准化的 *CTOD* 阻力曲线测试方法。ASTM<sup>[17]</sup> 和 ISO<sup>[18]</sup> 分别发布了低约束条件下稳态裂纹扩展的断裂韧性测试标准 ASTM E2472-2006 和 ISO 22889-2007, 提出了薄壁试样的  $\delta_5-R$  曲线测试方法。 $R$  曲线的测试标准应用于高强度管道钢存在一定问题。例如, 同一材料、同一试样使用不同标准得到的阻力曲线出现较大差别, 采用  $J-R$  曲线表征高强度高韧性管道裂纹扩展能力的适用性和有效性仍不确定<sup>[19-20]</sup>。笔者采用多试样法对 X65 和 X80 钢级管道的  $J-R$  曲线或  $\delta-R$  曲线进行研究, 测定两种管材的  $R$  曲线及断裂韧性, 研究管道钢强度级别提高对断裂韧性测试的影响。

## 1 测试方法

$R$  阻力曲线的测试标准主要有 BS 7448-2005<sup>[13]</sup>、ASTM E1820-2008<sup>[16]</sup>、ISO 12135-2002<sup>[21]</sup> 和 ASTM E2472<sup>[17]</sup>, 测量参数为  $J$  积分或 *CTOD*。*CTOD* 计算方法有两种: 一种为塑性铰模型, 另一种采用基于载荷-位移曲线围线面积的  $\eta$  因子法, 计算公式为

$$\delta = \begin{cases} \delta_{el} + \delta_{pl} = \frac{K^2(1-\nu^2)}{m^* \sigma_{YS} E} + \frac{(1-r_{pl}) \Delta a + r_{pl}(W-a_0)}{(1-r_{pl}) \Delta a + r_{pl}(W-a_0) + a_0 + z} \times \\ V_{pl}, \text{ BS 7448;} \\ \left[ \frac{J_{el} + J_{pl}}{m \sigma_Y} = \frac{1}{m \sigma_Y} \left[ \frac{K^2(1-\nu^2)}{E} + \frac{\eta A_{pl}}{B(W-a_0)} \right] \right], \text{ ASTM E1820.} \end{cases} \quad (1)$$

其中

$$\sigma_Y = (\sigma_{YS} + \sigma_{UTS}) / 2.$$

式中,  $J_{el}$  和  $J_{pl}$  分别为  $J$  积分的弹性和塑性分量;  $\delta_{el}$  和  $\delta_{pl}$  分别为  $\delta$  的弹性和塑性分量;  $K$  为应力强度因子;  $\sigma_{YS}$  为材料屈服应力;  $\sigma_Y$  为有效屈服应力;  $\sigma_{UTS}$  为材料拉伸极限应力;  $E$  为弹性模量;  $\nu$  为泊松比;  $W$ 、 $B$ 、 $a_0$ 、 $z$  为试样的几何参数;  $r_{pl}$  为旋转因子;  $r_{pl}(W-a_0)$  为旋转中心到裂尖距离, 在 BS 7448-2005 标准中, 规定对三点弯 SENB 试样,  $r_{pl} = 0.4$ ;  $V_{pl}$  为载荷-裂纹嘴位移 ( $F-CMOD$ ) 曲线中的塑性位移;  $A_{pl}$  为载荷-加载线位移 ( $F-V_{LL}$ ) 曲线中的塑性面积;  $m^*$  为一常数; 平面应力取 1.0, 平面应变取 2.0。

$m$  和  $\eta$  都是与试件几何尺寸相关的量, 为  $(a_0/W)$  的函数, 表示为

$$m = A_0 - A_1 \left( \frac{\sigma_{YS}}{\sigma_{UTS}} \right) + A_2 \left( \frac{\sigma_{YS}}{\sigma_{UTS}} \right)^2 - A_3 \left( \frac{\sigma_{YS}}{\sigma_{UTS}} \right)^3. \quad (2)$$

其中, 当  $\sigma_{YS}/\sigma_{UTS} \geq 0.5$  时, 各参数要求

$$\text{SENB: } \begin{cases} A_0 = 3.18 - 0.22 \left( \frac{a_0}{W} \right), A_1 = 4.32 - 2.23 \left( \frac{a_0}{W} \right), \\ A_2 = 4.44 - 2.29 \left( \frac{a_0}{W} \right), A_3 = 2.05 - 1.06 \left( \frac{a_0}{W} \right). \end{cases} \quad (3)$$

C(T):  $A_0 = 3.62, A_1 = 4.21, A_2 = 4.33, A_3 = 2.00.$

(4)

式中, C(T) (compact tension) 为紧凑拉伸试件。

在不同标准中, 对 SENB 试样的  $\eta$  因子计算公式不同, 例如, ASTM E1820 中规定, 当选用载荷-加载线位移曲线计算 *CTOD* 时,  $\eta = 1.9$ 。如果为载荷-裂纹嘴位移曲线,  $\eta$  计算为

$$\text{SENB: } \eta = \begin{cases} 3.785 - 3.101(a_0/W) + 2.018(a_0/W)^2, \\ \text{ASTM E1290;} \\ 3.667 - 2.199(a_0/W) + 0.437(a_0/W)^2, \\ \text{ASTM E1820.} \end{cases} \quad (5)$$

而对于紧凑拉伸 C(T) 试件,  $\eta$  因子为

$$\eta = \begin{cases} -7.999 + 49.737(a_0/W) - 78.988(a_0/W)^2 + \\ 41.226(a_0/W)^3, \text{ ASTM E1290;} \\ 2.0 + 0.522(1 - a_0/W), \text{ ASTM E1820.} \end{cases} \quad (6)$$

至于裂纹扩展量, 多试样测试法中采用试验后打断试件直接测量, 如九点测量取平均值; 单试样法中利用卸载柔度法反推求裂纹扩展长度。

## 2 测试过程

试样取自于实际管道, X65 和 X80 的直径分别为 864、1219 mm, 厚度分别为 11.8、18 mm, 设计压力分别为 8.5、12 MPa。试验得到两种管材的应力/应变曲线见图 1, 力学性能参数见表 1, 两种管材为典型的高塑性钢材。从图 1 中可以看出, X65 管材存在明显的屈服平台, 且塑性变形量远远大于 X80 的。虽然 X80 管材有较高的屈服极限, 但其屈服强度比大于 0.9, 应变硬化能力较差。

采用标准三点弯 SENB 试样和紧凑拉伸试样 C(T), 试样在管道上的取样方向见图 2, 试样加工依据 BS 7448-2005 和 ASTM E1820-2008。X65 管道加工了 SENB 和 C(T) 两种试样, X80 管道仅 SENB 一种, 每种试样制备 10 个, 共 3 组。对试样进行疲劳预制裂纹, 如 SENB 试样最大疲劳裂纹预制力约 3.5 kN, 循

环次数大约在 20 000 ~ 30 000。预制疲劳裂纹后的试

样初始裂纹长度  $a_0 = 0.5 W$ , 应力比小于 0.1。

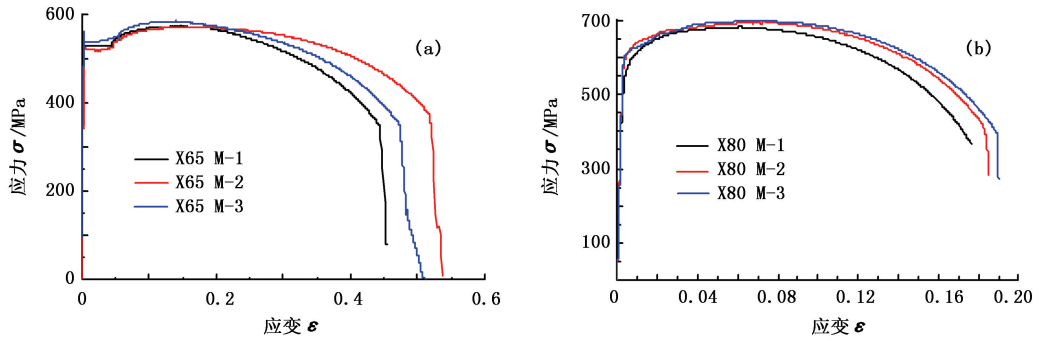


图 1 X65 和 X80 管材拉伸应力应变曲线

Fig. 1 Tensile stress-strain curves for X65 and X80 steels

表 1 X65 和 X80 管材机械性能

Table 1 Mechanical properties of X65 and X80 steels

钢级	取样方向	$E/GPa$	$\sigma_{0.2}/MPa$	$\sigma_{UTS}/MPa$	$\sigma_{0.2}/\sigma_{UTS}$	延伸率/%	截面收缩率/%
X65	T	205	526.3	575.3	0.91	22.9	32.3
X80	T	202	582.7	696.1	0.85	11.1	55.8

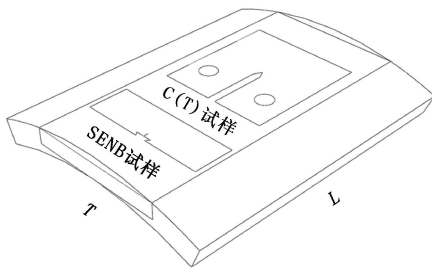


图 2 SENB 和 C(T) 试样取样图

Fig. 2 Sampling diagram of SENB and C(T) specimens

在 MTS 810-250 型液压伺服试验机上进行试验, SENB 试样安装过程中加载线的长度应与两辊中心间距相等, 误差不超过 1% (0.8 mm)。试样安装时的跨距  $s(4W \pm 1\%)$  要保证压头、试样裂纹和跨距的中心线三线合一。

采用多试样法对每组 10 个试样各自加载到不同位移, 以产生不同的稳定裂纹扩展长度, 绘制材料

阻力曲线。采用位移控制加载模式, 加载速率为 0.5 mm/min, 记录载荷、位移、时间和  $CMOD$  四个参数。首先将第一个试样加载到接近最大载荷平台起始点, 然后卸载, 计算裂纹扩展长度, 依据第一个试样的裂纹扩展情况估计其他试样的加载停机点, 以保证试验数据点的均匀分布。

试验后, 对试样进行热着色或二次疲劳, 标识裂纹扩展位置, 打断试样, 采用“九点法”测量裂纹扩展长度  $\Delta a$ 。测量过程中, 应辨别预制裂纹区、延伸区和裂纹扩展区。测量仪器的准确度应不低于  $\pm 0.1\%$  或 0.025 mm。

### 3 结果及其分析

各试样加载到不同位移水平, 其载荷-加载线位移曲线见图 3、4。

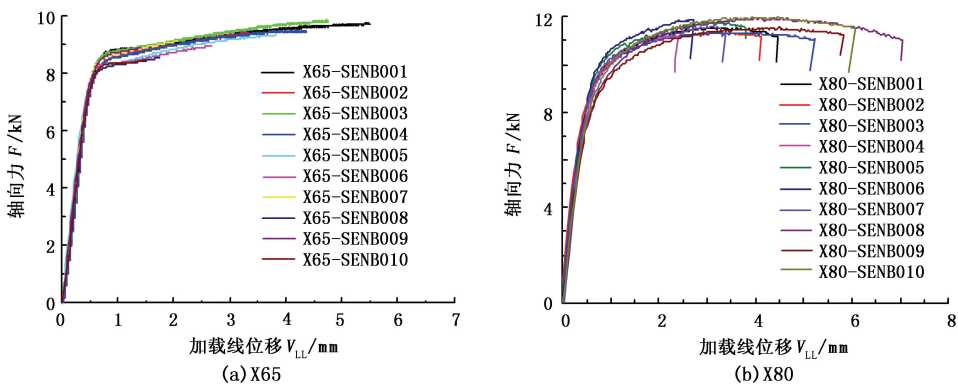


图 3 SENB 试件载荷-线位移曲线

Fig. 3 Load-line displacement curves of SENB specimens

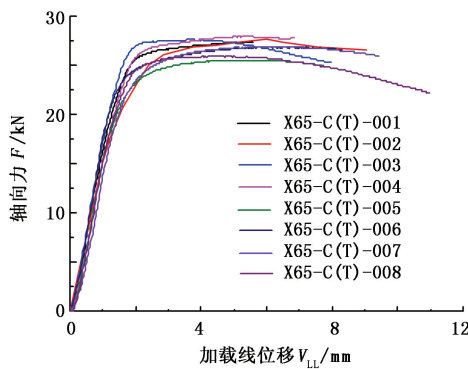


图 4 C(T) 试件载荷-加载线位移曲线

Fig. 4 Load-line displacement curves of C(T) specimens

从图中可以看出,其曲线走势基本一致,除 X65 管道的 C(T) 试样载荷曲线分散性较大外,其他曲线分散性都很小。X65 管道 SENB 与 C(T) 试样最大载荷分别为  $(7.5 \pm 0.5)$  kN 和  $(26.5 \pm 1.5)$  kN, X80 管道 SENB 试样最大载荷为  $(10.5 \pm 0.4)$  kN。

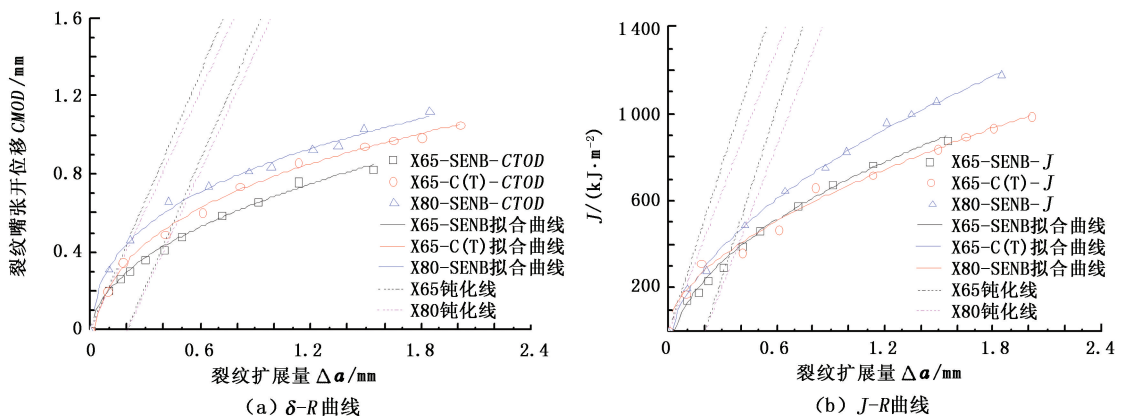


图 5 基于塑性铰模型的 R 曲线

Fig. 5 R-curve based on plastic hinge model

试验中,主要的记录数据为载荷、加载线位移 ( $V_{LL}$ )、裂纹嘴张开位移 ( $CMOD$ ) 和裂纹扩展量 ( $\Delta a$ )。  $F-V_{LL}$  曲线或  $F-CMOD$  曲线下的塑性面积  $A_{pl}$  是  $\eta$  因子法计算  $J$  积分的最重要参数。根据这两种曲线分别计算了 X65 和 X80 试样的  $J$  积分见图 6、7。由图 6 可看出:①X65-C(T) 试样基于  $F-V_{LL}$  曲线得到的  $CTOD$  和  $J$  值与 SENB 试样的相差甚大,并且已超过 X80 管材 SENB 试样得到的  $CTOD$  和  $J$  值;②通过  $J$  积分计算结果转化得到  $CTOD$  值可信度较低,例如,图 6(a) 中的 X80 管道 SENB 试样在启裂点后的  $\delta$  甚至低于 X65 管道 SENB 试样的。

与图 6 相比,图 7 中基于  $F-CMOD$  曲线得到的  $CTOD$  与  $J$  的准确度较高。图 7 中显示, X65 管道 SENB 与 C(T) 试样的断裂韧性基本一致。当裂纹

加载过程中 X80 管道的个别试样出现了载荷微小突降,其他试样均未出现这种现象。

图 5 为 BS7448 塑性铰模型的计算结果。对于 X65 管道, C(T) 试样的  $\delta-R$  曲线高于 SENB 试样的;而启裂后两曲线趋势基本相同,对于给定裂纹扩展量, X65 管道的 SENB 和 C(T) 试样的启裂韧度分别为:  $\delta_{0.2}^{SENB} = 0.42$  和  $\delta_{0.2}^{C(T)} = 0.54$ , 两曲线的  $\delta$  相差大约 0.12 mm。两种试样在启裂点的  $J$  积分值相差很小,  $J_{0.2}^{SENB} = 345$  kJ/m<sup>2</sup>,  $J_{0.2}^{C(T)} = 376$  kJ/m<sup>2</sup>。启裂后 SENB 试样有更低的  $J$  值。与 X65 管材相比, X80 有更高的  $\delta$  和  $J$  值, X80 管道的  $\delta$  和  $J$  启裂韧度分别为:  $\delta_{0.2}^{SENB} = 0.67$ ,  $J_{0.2}^{SENB} = 499$  kJ/m<sup>2</sup>。启裂后两种材料的  $\delta-R$  曲线基本平行,相差大约 0.25 mm。但是,对于  $J-R$  曲线,随着裂纹扩展量增加 X80 与 X65 之间的  $J$  积分差值增大。

扩展量  $\Delta a < 1$  mm 时, X80 管道的  $CTOD$  高于 X65 的,但裂纹扩展量超过 1 mm 后, X80 管道的  $CTOD$  又低于 X65 的,主要原因为 X65 比 X80 有更好的延展性。由于 X80 的有效屈服应力较高,其  $J$  积分值高于 X65 的对应值,比较两种材料的  $CTOD-R$  与  $J-R$  曲线斜率, X65 的  $R$  曲线斜率均大于 X80 的。

$F-V_{LL}$ 、 $F-CMOD$  曲线以及塑性铰模型 3 种方法得到的  $\delta-R$  和  $J-R$  曲线对比见图 8。从图 8 中可以看出,对于 X65 管材,这 3 种方法计算得到的断裂韧性基本一致;而对于 X80 管材,3 种方法得到的  $R$  曲线的差别较大,尤其  $\delta-R$  曲线的分散性更大。这也说明,随着管材强度提高,  $R$  曲线测试方法的准确性降低,因此,有必要改进现有  $R$  阻力曲线测试方法,改善测试方法的一致性。

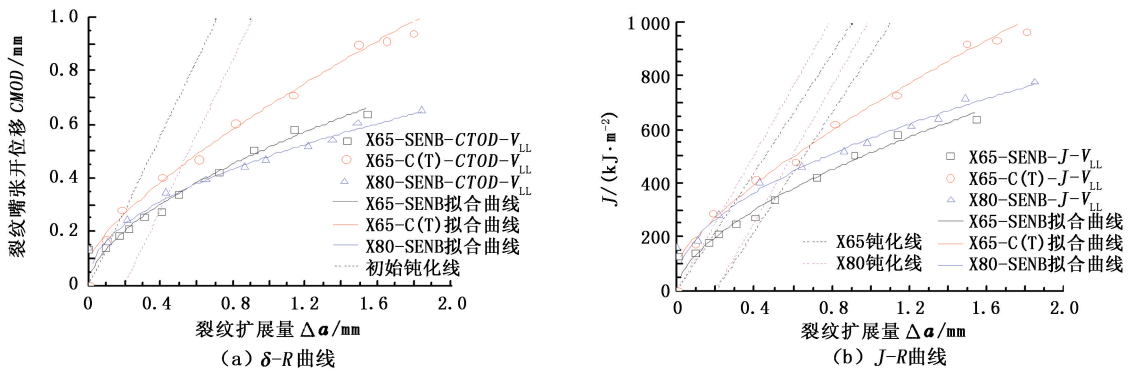


图6 基于  $F-V_{LL}$  曲线的  $\eta$  因子法计算的  $R$  曲线

Fig. 6  $R$ -curves calculated by  $\eta$  factor method based on  $F-V_{LL}$  data

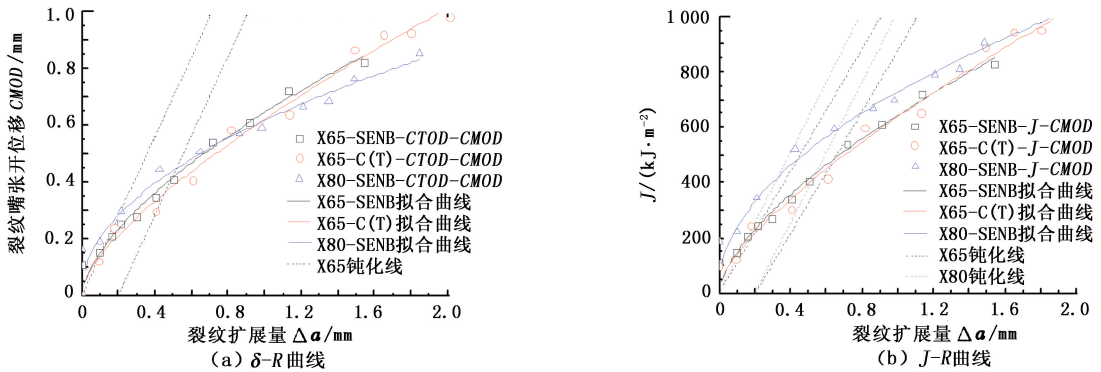


图7 基于  $F-CMOD$  曲线的  $\eta$  因子法计算的  $R$  曲线

Fig. 7  $R$ -curves calculated by  $\eta$  factor method based on  $F-CMOD$  data

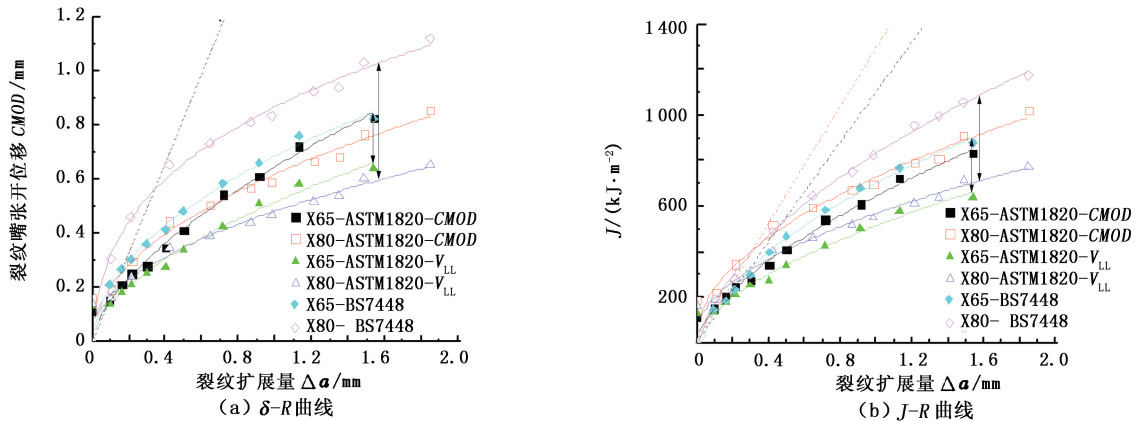


图8 塑性铰模型与  $\eta$  因子法计算的  $R$  曲线对比

Fig. 8 Comparison of  $R$  curves calculated by plastic hinge model and  $\eta$ -factor method

X65 管材 SENB 和 C(T) 试件的  $R$  曲线对比见图 9。从钝化到启裂, C(T) 与 SENB 试样的  $R$  曲线均一致, 断裂韧性值相差很小。随着裂纹扩展量的增加, C(T) 试样的  $R$  曲线逐渐趋于一条线, 扩展变为稳定; 但 SENB 试样却相反,  $R$  曲线分散性随裂纹扩展量增加而增大。这是因为, 与 SENB 试样相比, C(T) 试样有较长裂纹扩展长度, 可以一定程度上反映裂纹扩展特性; 而 SENB 试样具有的裂纹扩展长度较短, 不适合于裂纹扩展, 仅反映裂纹的启裂韧

性。表 2 列出了 X65 和 X80 试样的裂纹稳定扩展下限临界值  $\delta_{IC}$  和  $J_{IC}$ , 其中,  $\delta_{IC}$  和  $J_{IC}$  为稳定裂纹扩展量 0.2 mm 钝化偏置线时对应的非尺寸敏感断裂韧性。基于所有测试数据拟合 X65 和 X80 管材的裂纹扩展阻力曲线见式(7) ~ (10)。X65 取 SENB 和 C(T) 试样的平均值, 启裂韧度为:  $\delta_{IC} = 0.42$  mm,  $J_{IC} = 425$  kJ/m<sup>2</sup>; X80 的启裂韧度为:  $\delta_{IC} = 0.49$  mm,  $J_{IC} = 504$  kJ/m<sup>2</sup>。

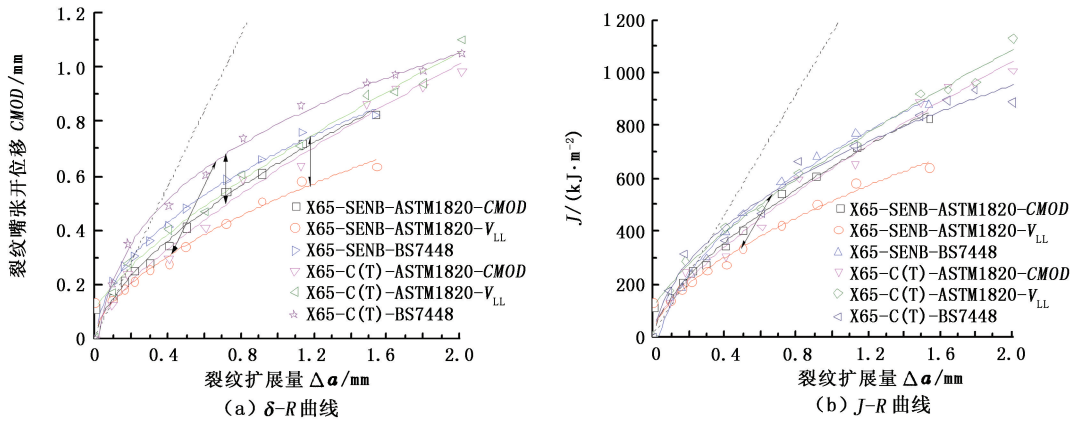


图 9 X65 钢 C(T) 和 SENB 试样的 R 曲线

Fig. 9 R curves of C(T) and SENB specimens for X65 steel

表 2 X65 与 X80 管材断裂韧性

Table 2 Fracture toughness of X65 与 X80 steel

管材	试样类型	断裂参数	临界值	测试标准			
				BS 7448	ASTM 1820 $F-V_{LL}$	ASTM 1820 $F-CMOD$	平均值
X65	SENB	CTOD	$\Delta a$	0.40	0.42	0.50	0.44
			$\delta_{IC}$	0.42	0.31	0.41	0.38
		J 积分	$\Delta a$	0.34	0.51	0.65	0.50
	$J_{IC}$		345	345	486	392	
	C(T)	CTOD	$\Delta a$	0.45	0.52	0.46	0.48
			$\delta_{IC}$	0.54	0.44	0.36	0.45
J 积分		$\Delta a$	0.35	0.69	0.62	0.55	
	$J_{IC}$	376	544	453	458		
X80	SENB	CTOD	$\Delta a$	0.54	0.43	0.52	0.50
			$\delta_{IC}$	0.67	0.33	0.45	0.49
		J 积分	$\Delta a$	0.44	0.53	0.67	0.55
	$J_{IC}$		499	415	598	504	

注:表中  $\Delta a, \delta_{IC}, J_{IC}$  的单位分别为 mm, mm 和  $\text{kJ}/\text{m}^2$ 。

$$X65-CTOD: \delta = 0.6511(\Delta a)^{0.6212} + 0.0061, \quad (7)$$

$$X65-J: J = 642.4682(\Delta a)^{0.6416} + 0.7877, \quad (8)$$

$$X80-CTOD: \delta = 0.6824(\Delta a)^{0.4823} + 0.0027, \quad (9)$$

$$X80-J: J = 708.7721(\Delta a)^{0.5132} + 18.5841. \quad (10)$$

当裂纹扩展一定量后, R 曲线的斜率可以显示出材料的稳定裂纹扩展特性,斜率较大的 R 曲线相对难以失稳扩展。对于 J-R 阻力曲线,通常用撕裂模量  $T_R$  量化 R 曲线的斜率,该参数是一无量纲参数。X65 管材不同试样及不同方法得到的  $T_R$  曲线如图 10 所示。启裂阶段撕裂模量较高,之后逐渐减小至稳定。这也说明, R 曲线不但可以反映裂纹启裂特性,也能表征裂纹扩展特性。从图 10 还可以看到,不同试样及不同方法得到的撕裂模量曲线基本一致,其中最小撕裂模量为 C(T) 试样由 BS7448 标准求得的 J- $\Delta a$  曲线的临界斜率,约为 175。

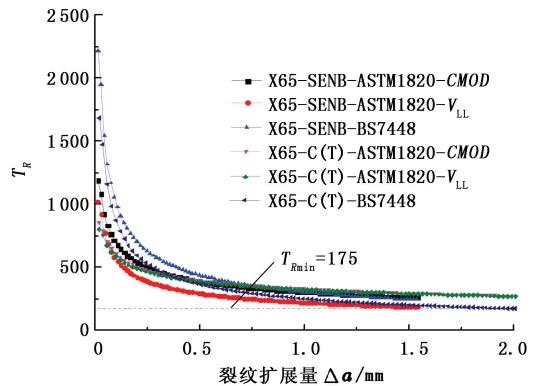


图 10 X65 两种试样的  $T_R$  曲线对比

Fig. 10 Comparison of  $T_R$  curves for two kinds of X65 specimens

### 4 结 论

(1) 试验测定 X65 的启裂韧度为  $\delta_{IC} = 0.41$  mm,  $J_{IC} = 425 \text{ kJ}/\text{m}^2$ ; X80 的启裂韧度为  $\delta_{IC} = 0.49$

$$T_R = \frac{E dJ_R}{\sigma_0^2 da}. \quad (11)$$

mm,  $J_{IC} = 504 \text{ kJ/m}^2$ 。

(2) 对于同一种管道钢, SENB 和 C(T) 两种标准试样测得的启裂韧性相同, 其中, C(T) 试样具有一致的稳态裂纹扩展曲线, 较适用于测试管道钢的裂纹扩展特性。

(3) 塑性铰模型法和基于载荷-裂纹嘴位移曲线的  $\eta$  因子法基本等效, 相比之下, 用载荷-加载线位移曲线得到的  $R$  曲线与前两种方法的差别较大。

(4) 对于 X65 管材, 塑性铰模型法与基于载荷-裂纹嘴位移曲线、载荷-加载线位移曲线的  $\eta$  因子法 3 种方法得到的  $R$  曲线较为一致; 而对 X80 管材, 这 3 种方法得到的  $R$  曲线偏差较大, 特别是  $\delta$ - $R$  曲线的分散性较高, 有必要改进高强度管材的  $R$  阻力曲线测试方法。

(5) 基于  $R$  曲线的撕裂模量在启裂阶段的数值较大, 启裂之后, 逐渐减小并趋于稳定, 反映了裂纹的稳定扩展特性。

#### 参考文献:

- [1] 帅健. 管线力学[M]. 北京: 科学出版社, 2010: 30-49.
- [2] 李方坡, 韩礼红, 刘永刚, 等. 高钢级钻杆韧性指标的研究[J]. 中国石油大学学报: 自然科学版, 2011, 35(5): 136-139.  
LI Fang-po, HAN Li-hong, LIU Yong-gang, et al. Investigation on toughness index of high grade steel drill pipe [J]. Journal of China University of Petroleum (Edition of Natural Science), 2011, 35(5): 136-139.
- [3] KRAFFT J M, SULLIVAN A M, BOYLE R W. Effect of dimensions on fast fracture instability of notched sheets [C]//Kennedy A J. Proceedings of the Symposium on Crack Propagation. UK: Cranfield, 1961: 8-28.
- [4] ZERBST U, HEINIMANN M, DONNE C D, et al. Fracture and damage mechanics modelling of thin-walled structures—an overview [J]. Engineering Fracture Mechanics, 2009, 76: 5-43.
- [5] ASTM E561-2005 Standard test method for  $K$ - $R$  curve determination[S]. West Conshohocken: ASTM International, 2005.
- [6] ASTM E399-1990 Standard test method for linear-elastic plane-strain fracture toughness  $K_{IC}$  of metallic material [S]. West Conshohocken: ASTM International, 1990.
- [7] ASTM E813-1981 Test method for  $J_{IC}$ , a measure of fracture toughness[S]. West Conshohocken: ASTM International, 1981.
- [8] JOYCE J A. Manual on elastic-plastic fracture: laboratory test procedures[M]. West Conshohocken, 1996.
- [9] ASTM E1152-1987 Test method for determining J-R curves [S]. West Conshohocken: ASTM International, 1989.
- [10] ANDERSON T L. Fracture mechanics: fundamentals and

applications[M]. Boca Raton: CRC Press, 2005: 326-329.

- [11] BS 5762-1979 Methods for crack opening displacement (COD) testing[S]. London: British Standards Institution, 1979.
- [12] BS 7448-1-1991 Fracture mechanics toughness tests-part 1: method for determination of  $K_{IC}$  critical  $CTOD$  and critical  $J$  values of metallic materials [S]. London: British Standards Institution, 1991.
- [13] BS 7448-3-2005 Fracture mechanics toughness tests-part 3: method for determination of fracture toughness of metallic materials at rates of increase in stress intensity factor greater than  $3.0 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.5} \text{ s}^{-1}$  [S]. London: British Standards Institution, 2005.
- [14] ASTM E1290-1989 Standard test method for crack-tip opening displacement ( $CTOD$ ) fracture toughness measurement[S]. West Conshohocken: ASTM International, 1989.
- [15] ASTM E1290-2008 Standard test method for crack-tip opening displacement ( $CTOD$ ) fracture toughness measurement[S]. West Conshohocken: ASTM International, 2008.
- [16] ASTM E1820-2008 Standard test method for measurement of fracture toughness [S]. West Conshohocken: ASTM International, 2008.
- [17] ASTM E2472-2006 Standard test method for determination of resistance to stable crack extension under low-constraint conditions [S]. West Conshohocken: ASTM International, 2006.
- [18] ISO 22889-2007 (E) Metallic materials-method of test for the determination of resistance to stable crack extension using specimens of low constraint [S]. Switzerland: ISO, 2007.
- [19] 韩克江, 帅健, 王俊强, 等. 管道大范围屈服断裂评估的研究现状与进展[J]. 力学进展, 2012, 42(1): 29-37.  
HAN Ke-jiang, SHUAI Jian, WANG Jun-qiang, et al. Research status and progress on fracture assessment of pipeline under condition of large-scale yielding[J]. Advances in Mechanics, 2012, 42(1): 29-37.
- [20] 闫相祯, 刘锦昆, 许志倩, 等. 服役海底管道钢疲劳可靠性试验与海底管道寿命预测[J]. 中国石油大学学报: 自然科学版, 2010, 34(5): 113-117.  
YAN Xiang-zhen, LIU Jin-kun, XU Zhi-qian, et al. Fatigue reliability test and life prediction of submarine pipeline[J]. Journal of China University of Petroleum (Edition of Natural Science), 2010, 34(5): 113-117.
- [21] ISO 12135-2002 Metallic materials: unified method of test for the determination of quasi-static fracture toughness[S]. Switzerland: ISO, 2002.