

切口断裂韧性与裂纹断裂韧性 之间关系的探讨

周维愚工程师 陆祁初工程师

(哈尔滨焊接研究所)

摘要

由裂纹顶端应变开裂判据 $\varepsilon_{max} = \varepsilon_c$ 可知, 裂纹体、切口体和光滑体的开裂判据是一致的, 故三种试样所测得的断裂韧性之间必有内在联系, 本文通过对广义缺口顶端应变场的理论分析和实验研究, 运用松弛滑移的概念, 得到裂纹和切口张开位移 δ 之表达式。同时, 在探讨裂纹当量曲率半径 ρ_f 物理本质的基础上, 得到 ρ_f 与材料中的夹杂物或第二相质点的平均间距 λ 大致相等的经验关系。从而得到切口断裂韧性与裂纹断裂韧性之间的换算关系:

$$\frac{(\delta_c)_f}{(\delta_c)_n} = \frac{(\delta_{pc})_f}{(\delta_{pc})_n} = \frac{(\delta_{\varepsilon_c}^*)_f}{(\delta_{\varepsilon_c}^*)_n} = \sqrt{\frac{\rho_f}{\rho_n}} = \sqrt{\frac{\lambda}{\rho_n}}$$

并通过实验进行了初步验证。

一、序言

焊接接头热影响区断裂韧性试样在预制疲劳裂纹时, 因受试样几何条件、焊缝断面“同步性”程度、焊接残余应力、材料非均质等因素之影响, 裂纹前缘往往不是直线而呈圆弧形、W形或不规则的曲线形, 加之热影响区范围窄小, 故裂纹前缘可能跨越性能不同的几个区域, 并受坡口角度、各区范围宽窄之影响, 因而难以测得有效而可靠的热影响区裂纹断裂韧性值, 且数据离散度大。若采用细切口试样, 则切口前缘位置易控制, 但所测得的乃是切口断裂韧性, 数值偏高。因此, 研究切口与裂纹断裂韧性之间的关系, 以便用切口代替疲劳裂纹测断裂韧性, 具有重要的现实意义和理论价值。

二、广义断裂韧性的弹塑性解

对于图1所示的半圆头裂纹和切口, δ 定义为裂纹或切口二自由表面弹塑性交界点

之间的张开位移，则 δ 可用积分法求解：

$$\delta = 2 \int_{y_D}^{y_B} \epsilon_{yy} dy = 2\rho \int_0^{\frac{\pi}{2}} \epsilon_\theta \cos \theta d\theta \quad (1)$$

或由裂纹或切口顶端切线 y 方向上各点应变微元体伸长值之总和而求得：

$$\delta = 2 \int_{y_D}^{y_E} \epsilon_{yy} dy = \int_{y_C}^{y_E} \epsilon_{yy} dy \quad (2)$$

式中 ϵ_{yy} ——裂纹或切口顶端切线上各点 y 方向的应变
 ϵ_θ ——裂纹或切口半圆头表面各点切线方向的应变
 ρ ——半圆头裂纹或切口的曲率半径

图2为不同类型材料裂纹和切口顶端切线上各点 y 方向的应变(ϵ_{yy})分布曲线。由图2按式(2)可计算卸载时之 δ 值，而塑性铰转动公式为：

$$\delta = \frac{r(w-a)}{r(w-a)+a+z} \cdot V_g \quad (3)$$

式中 V_g ——夹式引伸计张开位移
 w ——三点弯曲试样宽度
 a ——三点弯曲试样裂纹长度
 z ——夹式引伸计装卡部位到试样表面的距离
 r ——三点弯曲试样的旋转因子

δ 值按式(2)、(3)计算的结果列于表1，两者具有良好的一致性，反映了裂纹和切口张开位移的物理意义。

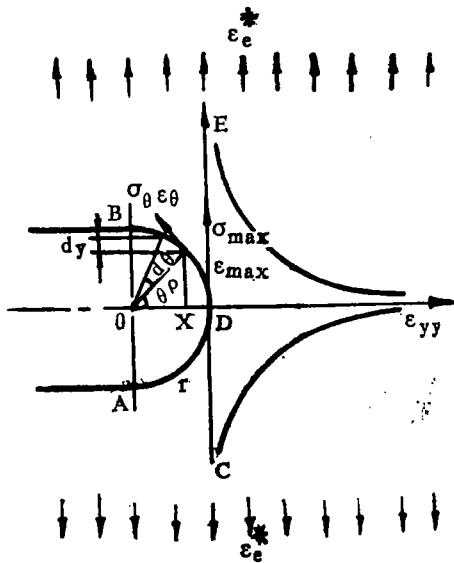


图1 半圆头裂纹和切口模型

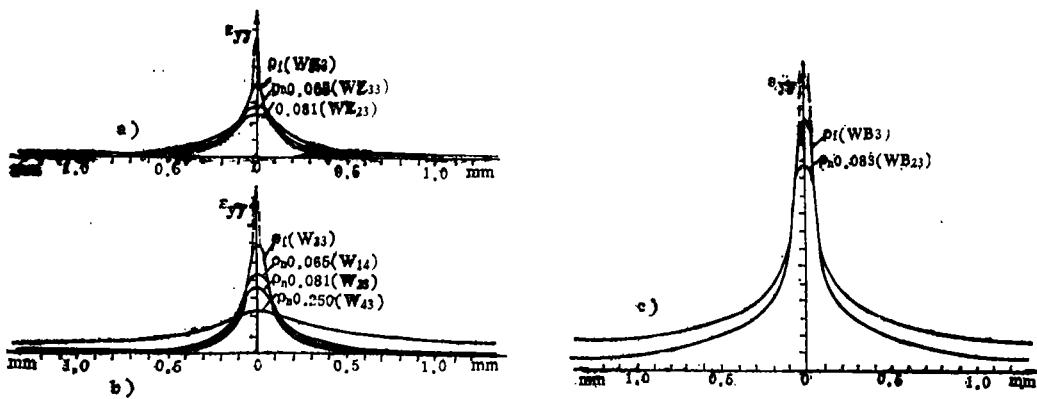


图2 裂纹和切口顶端切线上各点 y 方向的应变(ϵ_{yy})分布曲线

a) 球墨铸铁 b) 16MnR c) Cr18Ni9Ti

表1 式(2)、(3)计算δ值之比较 (mm)

试 样 编 号	WZ3	WZ23	WZ13	W33	W23	W43
$\delta = \int_{y_C}^{y_E} \epsilon_{yy} dy$ (2)	0.066	0.106	0.102	0.182	0.209	0.441
$\delta = \frac{r(W-a)}{r(W-a)+a+Z} \cdot V_s$ (3)	0.066	0.098	0.098	0.183	0.198	0.465

对于图1所示的半圆头裂纹体和切口体, Merkle 假设应变比能:

$$W_\theta = \int_0^{\epsilon_\theta} \sigma_\theta d\epsilon_\theta = W_{max} \cos \theta \quad (4)$$

式中 σ_θ —— 裂纹或切口半圆头表面各点切线方向的应力

W_{max} —— 裂纹或切口顶端最大应变比能

由此可推得:

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_{\theta, \text{el}}^* &= \epsilon_{\theta, \text{max}}^* \sqrt{\cos \theta} && (\text{理想弹性体}) \\ \epsilon_{\theta, \text{pl}}^* &= \epsilon_{\theta, \text{max}}^* \cos \theta && (\text{理想塑性体}) \\ \epsilon_\theta &= \epsilon_{\theta, \text{max}}^* (\cos \theta)^{\frac{1}{1+n}} && (\text{幂硬化材料}) \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

式中 $\epsilon_{\theta, \text{el}}^*$, $\epsilon_{\theta, \text{pl}}^*$, ϵ_θ 分别为理想弹性体、理想塑性体、幂硬化材料裂纹或切口半圆头表面各点切线方向的应变。

$\epsilon_{\theta, \text{max}}^*$, $\epsilon_{\theta, \text{max}}$, $\epsilon_{\theta, \text{max}}$ 分别为理想弹性体、理想塑性体、幂硬化材料裂纹或切口顶端最大应变。

n 为幂硬化指数。

对理想弹性体, 由 Griffith 理论 $G_I = E \epsilon_{\theta, \text{max}}^* \pi a$ 及 J 积分定义

$$G_I = J = \int_r W_\theta dy = \frac{\pi}{4} E \epsilon_{\theta, \text{max}}^* \rho$$

$$\epsilon_{\theta, \text{max}}^* = 2 \epsilon_{\theta, \text{max}}^* \sqrt{\frac{a}{\rho}} \quad (6)$$

式中 $\epsilon_{\theta, \text{max}}^*$ —— 裂纹或切口体远处施加的弹性应变

根据松弛的基本概念, 超过屈服限时按理想弹性计算的虚拟弹性应变, 经过松弛滑移后即得到塑性应变。定义 F_p , F 为理想弹性体和幂硬化材料的滑移系数, 于是有:

$$F_p = \frac{\epsilon_{\theta, \text{max}}}{\epsilon_{\theta, \text{max}}^*} \quad (7)$$

$$F = \frac{\epsilon_{\theta, \text{max}}}{\epsilon_{\theta, \text{max}}^*} \quad (8)$$

式(1)与(5)、(6)、(7)、(8)式联解得:

$$\begin{aligned}(\delta_e)_f &= 1.1\pi\varepsilon_e^*\sqrt{a}\sqrt{\rho_f} \\ (\delta_p)_f &= F_p\pi\varepsilon_e^*\sqrt{a}\sqrt{\rho_f} \quad (\text{裂纹体})\end{aligned}\quad (9)$$

$$\begin{aligned}(\delta)_f &= 4F(n)F\pi\varepsilon_e^*\sqrt{a}\sqrt{\rho_f} \\ (\delta_e)_n &= 1.1\pi\varepsilon_e^*\sqrt{a}\sqrt{\rho_n} \\ (\delta_p)_n &= F_p\pi\varepsilon_e^*\sqrt{a}\sqrt{\rho_n} \quad | \quad (\text{切口体})\end{aligned}\quad (10)$$

式中 $(\delta_e)_f$ 、 $(\delta_p)_f$ 、 $(\delta)_f$ 分别为具有裂纹的理想弹性体、理想塑性体、幂硬化材料的裂纹张开位移。

$(\delta_e)_n$ 、 $(\delta_p)_n$ 、 $(\delta)_n$ 分别为具有缺口的理想弹性体、理想塑性体、幂硬化材料的切口张开位移。

ρ_f —— 裂纹的当量曲率半径

ρ_n —— 切口的曲率半径

图 3 为采用网格法（缺口顶端前缘网格间距为 0.1mm）测得的不同类型材料三点弯曲试样裂纹体和切口体的应变场特征。实验结果表明，在 a 相同时， ρ_f 和 ρ_n 是影响应变场特征和 δ 的主要参数。随着 $\rho_f(\lambda)$ 增加，塑性区增大， δ 增大；随着 ρ_n 增加，应变场特征则由陡降分布转变为缓降分布， δ 也相应增加。与式 (9)、(10) 所得结果一致。

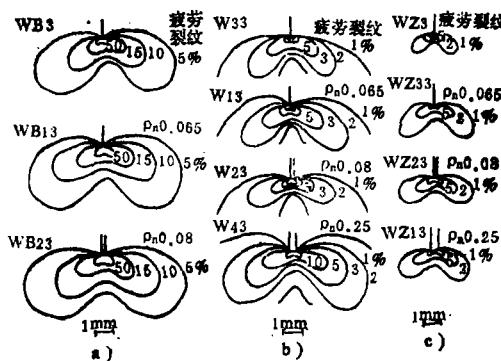


图3 裂纹体和切口体的 ε_y 应变场分布特征

a) Cr18Ni9Ti $\lambda = 0.110\text{mm}$ b) 16MnR $\lambda = 0.051\text{mm}$ c) 球墨铸铁 $\lambda = 0.050\text{mm}$

三、裂纹当量曲率半径 ρ_f 的物理本质

工程材料中的裂纹，无论从理论上或实践上来看，都不可能是数学上的曲率半径 $\rho = 0$ 的尖裂纹，即使在加载前，裂纹也具有原子间距 b_0 数量级的理论曲率半径。众所周知，钢材的化学成分、组织、晶粒度 (d)、夹杂物或第二相质点及其平均间距 (λ)

等决定着材料的性能。根据塑性变形滑移理论，夹杂物或第二相质点是阻碍材料滑移的关键因素，从而影响着材料的断裂韧性。表 2 为不同强度水平材料的 λ 值^[1~3]。对于焊缝和钢材， λ 值与材料的化学成分、杂质元素含量、冶炼方法、合金纯度、热处理制度、制造工艺、焊接方法及规范参数等有关，并具有一定的离散度和方向性，从而决定了材料的非均质性和各向异性。

表 2 不同强度水平材料之 λ 值

材 料	Cr18 Ni9Ti	软 钢				16Mn R	BHW 35	稀土镁 球	30Si MnCr Mo	34Cr NiMo	CrNiMo			
		空冷 轧制	空冷 正火	炉冷 正火	空冷 纵向									
σ_s (MN/m ²)	~196	206	226	255		382	~520	490	981	1451	1451	1461	1481	1500
d(mm)	0.044	0.025	0.025	0.042	0.025	0.032	0.015	0.048						
λ (mm)	0.110	0.034	0.042	0.042	0.053	0.051	0.057	0.047	0.025	0.012	0.0062	0.0056	0.0045	0.0038
δ_c (mm)	0.978	0.020	0.037	0.040	0.120	0.117	0.141	0.050						
数据来源	本实验室	[1]			本实验室			[2]			[3]			

变化切口锐度的断裂韧性试验结果^[1, 4~5]表明，当切口曲率半径 ρ 小到一定数值 ρ_{min} 时，切口试样与疲劳裂纹试样所测得的断裂韧性值相同， ρ_{min} 值与 λ 值大致相近，见图 4 和表 3^[4~9]。

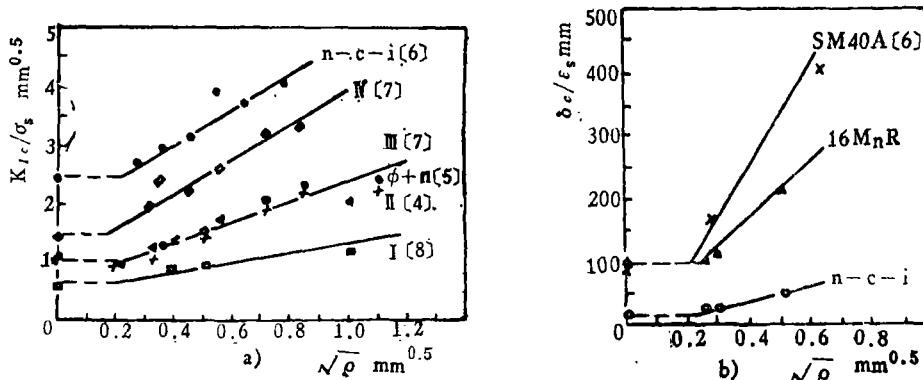


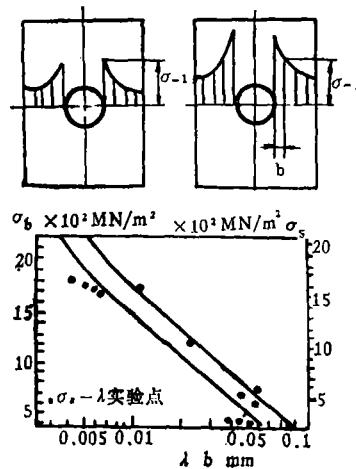
图 4 广义断裂韧性与曲率半径之间的关系
a) K_{Ic}/σ_s 与 $\sqrt{\rho}$ 关系 b) δ_c/ϵ_s 与 $\sqrt{\rho}$ 关系

中心圆孔试样拉伸疲劳试验时发现^[1~9]，只有当距孔边表面 b 处的峰值应力达到 σ_{-1} （疲劳强度）时才发生疲劳破坏。并提出图 5 所示的 b 与 σ_b 关系。 b 值与材料的微观结构特征有关。分析表 2 及图 5 可知， σ_s 与 λ 和 σ_b 与 b 具有大致相同的规律，即随着 σ_s 、 σ_b 的提高， λ 、 b 值降低， b 与 λ 在数值上大致相近。

表3 裂纹体和变化锐度之切口体的断裂韧性 δ_c (mm)

材 料	Cr18 Ni9Ti	16MnR	SM40A (-100℃)	稀土镁 球 铁	球 铁	V	I	I	Φ+II钢 (-196℃)	I
σ_s (MN/m ²)	~196	~382	~304	~490	~490	~726	843	686	824	647
λ (mm)	0.110	0.054	0.052	0.047	0.047	0.040	0.034	0.042	0.035	0.044
$(\delta_c)^{\rho_f} \approx \lambda$	0.978	0.180	0.140	0.050	0.048	0.020	0.0125	0.0107	0.0107	0.0032
$(\delta_c)_s$	0.04								0.009	
	0.05							0.009		
	0.065	1.390	0.197		0.080					
	0.075			0.250		0.059				
	0.085	1.502	0.210		0.073					
	0.10					0.038	0.0165		0.0116	
	0.125				0.069	0.055		0.0153		
	0.15						0.0213			0.0072
	0.20				0.080	0.048				
	0.25		0.400		0.135			0.0229	0.0215	0.0085
	0.30					0.065	0.0335			
	0.40			0.600		0.115				
	0.50						0.099	0.0407	0.0398	0.0417
	0.60				0.133					
	0.70					0.108		0.0516	0.0532	
	1.0						0.0472			0.0129
	1.21							0.058	0.0573	
	1.5						0.0617			
数据来源	本实验室	[9]	本实验室	[6]		[7]	[4]	[5]	[8]	

注：部分 K_{Ic} 数据按 $\left(\frac{1.18K_{Ic}}{\sigma_s}\right)^2 = \frac{1}{2} \left(\frac{\delta_c}{\rho_f}\right)$ 式转换为相应的 δ_c 数据。

图5 σ_b 与 b 及 δ_c 与 λ 的关系

由以上分析可知，工程裂纹具有一个当量曲率半径 ρ_f ，其值由 λ 决定， ρ_f 与 λ 在数

量级上大致相等，即：

$$\rho_f \approx \lambda \quad (11)$$

于是 ρ_f 可通过实测求得或按图 5 作粗略估算。

四、广义断裂韧性之间的换算关系

在临界开裂条件下，式 (9)、(10)、(11) 联解可得切口断裂韧性 $(\delta_c)_n$ 、 $(\delta_{po})_n$ 、 $(\delta_{eo}^*)_n$ 与裂纹断裂韧性 $(\delta_o)_f$ 、 $(\delta_{po})_f$ 、 $(\delta_{eo}^*)_f$ 之间的换算关系：

$$\begin{aligned} \frac{(\delta_o)_f}{(\delta_o)_n} &= \frac{(\delta_{po})_f}{(\delta_{po})_n} = \frac{(\delta_{eo}^*)_f}{(\delta_{eo}^*)_n} \\ &= \sqrt{\frac{\rho_f}{\rho_n}} \approx \sqrt{\frac{\lambda}{\rho_n}} \end{aligned} \quad (12)$$

表 3 为本实验室和豊贞雅宏^[9]、中山大学^[6]、K. Ando^[7]、T. R. Wilshaw^[4]、A. S. Tetelman^[5]、T. Yokobori^[8] 等所测得的裂纹体及变化锐度之切口体的断裂韧性实验数据。图 6 为理论公式 (12) 与实验数据之比较图。由图 6 可知 $\frac{(\delta_o)_n}{(\delta_o)_f}$ 与 $\sqrt{\frac{\rho_n}{\lambda}}$ 具有良好的线性关系，分散带主要由于材料的非均质性、 δ_o 及 λ 测试误差等所致，从而证明了公式 (9)、(10)、(11)、(12) 无误。

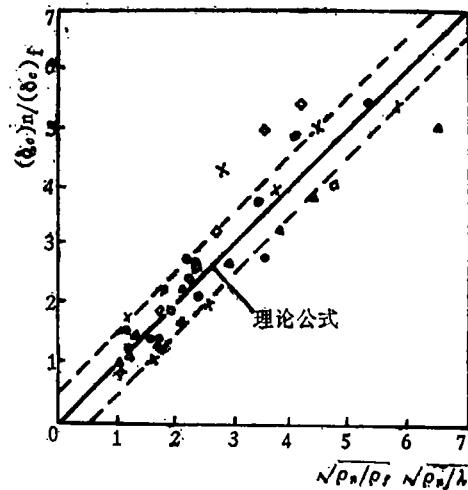


图 6 理论公式 (12) 与实验点数据之比较 (实验点符号同图 4)

五、结 论

由 COD 的物理意义与广义缺口顶端应变场的理论分析所导出的 δ 表达式 (9)、(10) 为建立切口断裂韧性与裂纹断裂韧性之间的换算关系提供了理论依据。在探讨裂纹当量曲率半径 ρ_f 物理本质的基础上所得到的 $\rho_f \approx \lambda$ 经验关系使切口断裂韧性与裂纹断裂韧性之间的换算关系在实用中成为可能。实验结果证明了公式 (12) 的可靠性。

(1984年9月21日收到修改稿)

参考文献

- (1) Smith R.F. et al.: Conference on practical application of fracture mechanics to pressure vessel technology, 1971, P65.
- (2) 陈篪等:《金属断裂研究文集》,1978年:第135页。
- (3) Birkle A.J. et al.: **ASM Trans, Quart**, Vol.59, 1966, P59.
- (4) Wilshaw T.R. et al.: **Engng Fracture Mech**, Vol.1, №191, 1968.
- (5) Teleman A.S. et al.: Conference on practical application of fracture mechanics to pressure vessel technology, 1971.
- (6) 中山大学:《球墨铸铁断裂特性的研究》,1978年。
- (7) Ando.K: **Phd Thesis, Tohoku university**, 1974.
- (8) Yokobori Y. et al.: **Trans. Japan soc Mech Engns**, Vol.41, P1650, 1975.
- (9) 豊貞雅宏:《日本造船学会论文集》,第143号, P427。
- (10) Langer B. F.: Application of stress concentration factors, paper TID-4500, Department of commerce, April, 1960.

AN APPROCH TO THE RELATIONSHIP BETWEEN THE FRACTURE TOUGHNESS OF NOTCH AND THE FRACTURE TOUGHNESS OF CRACK

Engineer Zhou Weiyu, Engineer Lu Qichu

(Harbin Research Institute of Welding)

Abstract

According to the fracture criterion of crack tip strain $\epsilon_{max} = \epsilon_o$, It is known that the fracture criterion should be the same for smooth specimen and specimens with crack or notch. So among these three different specimens there must be an internal relation for thier fracture toughness measured. Through generalized analyzing of strain field atcrack tip backed up with results from experiments, the authors established the expression between the opening displacement of crack and that of notch by applying the concept of relaxation slip. Besides, the empirical relationship that P_f has nearly the same magnitude as the average interval λ of the impurities or the second phase particles in material is also obtained, based on the study of the physical nature of the equivalent radius P_f of the crack. Thus the conversion relationship between the fracture toughness of notch specimen and that of crack specimen could be written as

$$\frac{(\delta_o)_f}{(\delta_c)_n} = \frac{(\delta_{po})_f}{(\delta_{pc})_n} = \frac{(\delta_{eo}^*)_f}{(\delta_{ec}^*)_n} = \sqrt{\frac{\rho_f}{\rho_n}} \approx \sqrt{\frac{\lambda}{\rho_n}},$$

which has been preliminarily verified by experiments.