**文章编号:** 1000-8608(2013)04-0537-06

# T 应力对混凝土断裂参数测定有效性的影响

#### 赵艳华\*, 甘楠楠

(大连理工大学 土木工程学院, 辽宁 大连 116024)

摘要:对于线弹性材料,裂缝尖端平行于裂缝方向的 T 应力会影响裂缝的扩展方向和起裂断裂韧度,然而在混凝土类准脆性材料的断裂韧度测试中,无论是起裂断裂韧度还是失稳断裂韧度,T 应力的影响却少有研究.以混凝土 I 型断裂韧度测试常用的三点弯曲梁、楔入劈拉试件为对象,计算了裂缝尖端的 <math>T 应力大小,并分析了其对裂缝扩展方向和断裂韧度的影响.分析计算结果表明:这些常用试件裂缝尖端的 <math>T 应力相比于裂缝尖端控制因素应力强度 因子 K 很小,不会影响裂缝扩展方向,保证了混凝土断裂失稳前一直处于 I 型裂缝状态;另外,T 应力对起裂断裂韧度和失稳断裂韧度的数值也不会产生影响,说明常用试件进行的混凝土断裂韧度确定方法是可靠有效的.

关键词: 混凝土;断裂力学;断裂韧度;T 应力 中图分类号: O346.1 文献标志码: A

#### 0 引 言

对于线弹性材料,裂缝尖端的应力场可以表示为 Williams 特征级数展开的形式,包括奇异项、常数项以及若干高阶项<sup>[1]</sup>,其中常数项是指平行于裂缝方向的常数,即 T 应力.传统线弹性断裂力学(linear elastic fracture mechanics,LEFM) 认为裂缝尖端的应力场由应力强度因子代表的奇异项控制,但实验结果证明 T 应力会影响裂缝的 扩展方向和材料的断裂韧性<sup>[2]</sup>.O'Dowd 等指出 在复合断裂下,负 T 应力可以增大其断裂韧度, 而正 T 应力会减小其断裂韧度<sup>[3]</sup>.Larsson 等认 为在荷载作用下,T 应力的正负和大小严重影响 裂尖塑性区的大小和形状<sup>[45]</sup>.

混凝土是一种准脆性材料,试验过程中出现的非线性特征可以归结为混凝土材料的裂缝端部断裂过程区的存在和裂缝的亚临界扩展.基于这种认识,各国研究人员建立了各种适用于混凝土的断裂模型<sup>[6-9]</sup>.考虑到混凝土裂缝的扩展经过3 个明显的阶段,Xu和Reinhardt提出了混凝土双 K 断裂模型来判别混凝土裂缝扩展过程中裂缝 的起裂和失稳<sup>[10-11]</sup>.以双 K 断裂模型为理论基 础,2005年我国出版制定了第一部混凝土断裂试 验规程《水工混凝土断裂试验规程》(DL/T 5332—2005)<sup>[12]</sup>.在双K断裂模型中,断裂韧度的 确定是以线性渐进叠加假定为基础,采用LEFM 公式计算确定的.T应力在LEFM中对线弹性材 料的断裂方向和断裂韧度是有影响的,那么T应 力对混凝土起裂断裂韧度、失稳断裂韧度是否有影 响,对混凝土断裂方向是否有影响,这是应该从理 论上解决的问题.如果T应力对起裂方向有影响, 那么失稳状态所对应的可能就不是I型断裂,试 验测得的失稳断裂韧度也就失去了其可靠有效性.

本文根据修正的最大周向拉应力准则,分析 线弹性材料 I 型主导裂缝尖端的 T 应力大小,得 到对断裂方向和断裂韧度有影响的临界值.以实 验室常用的三点弯曲梁和楔入劈拉试件为分析研 究对象,计算裂缝尖端(包括初始裂缝尖端和有效 裂缝尖端)的 T 应力,并与临界值进行比较,从而 确定断裂韧度测试方法的有效性.

#### 1 修正的最大周向拉应力准则

对于线弹性材料,平面裂缝尖端的应力场(如图1所示)可表示为 Williams 特征级数展开式<sup>[1]</sup>:

收稿日期: 2012-03-31; 修回日期: 2013-05-20.

基金项目:国家自然科学基金资助项目(50708014).

作者简介:赵艳华\*(1974-),女,博士,副教授,E-mail:yanhuazh@dlut.edu.cn.

$$\sigma_{rr} = \frac{1}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[ K_{\rm I} \left( 1 + \sin^2 \frac{\theta}{2} \right) + K_{\rm II} \left( \frac{3}{2} \sin \theta - 2 \tan \frac{\theta}{2} \right) \right] + T \cos^2 \theta + O(r^{1/2})$$
(1a)

$$\sigma_{\theta\theta} = \frac{1}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \Big[ K_{\rm I} \cos^2 \frac{\theta}{2} - \frac{3}{2} K_{\rm II} \sin \theta \Big] + T \sin^2 \theta + O(r^{1/2})$$
(1b)

$$\sigma_{r\theta} = \frac{1}{2\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[ K_{\rm I} \sin \theta + K_{\rm II} \left( 3\cos \theta - 1 \right) \right] -$$

 $T\sin\theta\cos\theta + O(r^{1/2}) \tag{1c}$ 

式中:*K*<sub>1</sub>和*K*<sub>1</sub>分别表示 I型和 II型裂缝对应 的应力强度因子;*T*为平行于裂缝方向的应力;*r* 和*θ*表示以裂缝尖端为原点的极坐标系.上式中 的应力高阶项在下面的计算中可忽略不计.



图 1 裂缝尖端应力场分布 Fig. 1 Stresses near the crack tip

I-II 复合型断裂准则中,最大周向拉应力准则形式简单,应用较广.对于线弹性材料,其理论有两个基本假设:(a)裂纹沿着最大周向应力  $σ_{\theta}$  作用面方向(记为 $θ_0$ )扩展;(b)当沿 $θ_0$ 方向距离裂缝尖端为临界值  $r_c$ 的周向应力  $σ_{\theta}$  超过临界应力  $σ_c$ 时发生断裂.其中  $r_c$ 和  $σ_c$ 为材料性能参数.

对 I 型断裂,式(1b) 为

$$\sigma_{\theta} = \frac{1}{\sqrt{2\pi r}} K_{\rm I} \cos^3 \frac{\theta}{2} + T \sin^2 \theta + O(r^{1/2}) \quad (2)$$

根据假设(a)周向应力取得最大值的条件为

$$\left(\frac{\partial \sigma_{\theta}}{\partial \theta}\right)_{\theta=\theta_0} = 0; \quad \left(\frac{\partial^2 \sigma_{\theta}}{\partial \theta^2}\right)_{\theta=\theta_0} < 0$$

其中

$$\left(\frac{\partial \sigma_{\theta}}{\partial \theta}\right)_{\theta=\theta_0} = \frac{-3K_1}{4\sqrt{2\pi r_c}} \sin \theta_0 \cos \frac{\theta_0}{2} + 2T \sin \theta_0 \cos \theta_0 = 0$$
(3)

$$\begin{pmatrix} \frac{\partial^2 \sigma_{\theta}}{\partial \theta^2} \end{pmatrix}_{\theta=\theta_0} = \frac{-3K_1}{4\sqrt{2\pi r_c}} \Big(\cos\theta_0\cos\frac{\theta_0}{2} - \frac{1}{2}\sin\theta_0 \times \sin\frac{\theta_0}{2} \Big) + 2T\cos2\theta_0 < 0$$
(4)

$$\sin\frac{\theta_0}{2} + 2T\cos 2\theta_0 < 0 \tag{4}$$

引入量纲一参量:

$$B = T \sqrt{\pi a} / K_{\rm I} \tag{5}$$

$$\alpha = \sqrt{2r_{\rm c}/a} \tag{6}$$

其中 a 是裂缝长度, B 定义为双轴比例因子<sup>[13]</sup>. 则式(3)简化为  $\left(\frac{\partial \sigma_{\theta}}{\partial \sigma_{\theta}}\right) = -2K_{1} \sin \theta \left(\frac{3}{2} \cos \theta_{0}\right)$ 

$$\frac{\partial \omega_{m}}{\partial \theta} \Big|_{\theta=\theta_{0}} = \frac{2\pi r_{1}}{\sqrt{2\pi r_{c}}} \sin \theta_{0} \left(\frac{3}{8} \cos \frac{\theta_{0}}{2} - B\alpha \cos \theta_{0}\right) = 0$$
(7)

式(4) 简化为  

$$\left(\frac{\partial^2 \sigma_{\theta}}{\partial \theta^2}\right)_{\theta=\theta_0} = \frac{-K_{\rm I}}{2\sqrt{2\pi r_{\rm c}}} \left[\frac{3}{8}\left(\cos \theta_0 \cos \frac{\theta_0}{2} - \frac{1}{2}\sin \theta_0 \sin \frac{\theta_0}{2}\right) - B\alpha \cos 2\theta_0\right]_{\theta=\theta_0} < 0$$
(8)

方程(7)的解为

$$\sin \theta_0 = 0 \tag{9}$$

或者

$$\frac{3}{8}\cos\frac{\theta_0}{2} - B\alpha\cos\theta_0 = 0 \tag{10}$$

方程(9)和(10)的解对应最大或最小周向应力条件下裂缝的开裂角.

式(8)的解为 $B\alpha < 0.375$ ,根据方程(9)可得  $\theta_0 = 0$ ,此时裂缝沿着裂缝线的方向扩展.当 $B\alpha > 0.375$ 时,在 $\theta_0 = 0$ 处 $\sigma_{\theta}$ 只是一个局部极小值点, 裂缝不再沿着裂缝线的方向扩展而是发生了偏转.此时根据方程(10)裂缝开裂角为

$$\theta_0 = \pm 2 \arccos\left(\frac{3}{32B\alpha} + \sqrt{\left(\frac{3}{32B\alpha}\right)^2 + \frac{1}{2}}\right) (11)$$

由方程(9)或(11)求得开裂角 θ<sub>0</sub>后,根据假 设(b)可得出:

$$\sigma_{\theta}(r_{\rm c},\theta_{\rm 0}) = \frac{K_{\rm Ic}^*}{\sqrt{2\pi r_{\rm c}}} \cos^3\frac{\theta_{\rm 0}}{2} + T_{\rm c}\sin^2\theta_{\rm 0} = \sigma_{\rm c} \quad (12)$$

其中*K*<sup>\*</sup><sub>Ic</sub> 为考虑*T*应力后的 I 型断裂韧度,*T*<sub>c</sub> 为 *K*<sup>\*</sup><sub>Ic</sub> 所对应的 *T* 应力.

当  $B\alpha < 0.375$  时, $\theta_0 = 0$ ,代入式(12) 得

$$\sigma_{\rm c} = K_{\rm Ic} / \sqrt{2\pi r_{\rm c}} \tag{13}$$

其中 $K_{Ic}$ 表示 $B\alpha < 0.375$ 时的 [型断裂韧度,是 材料常数.将式(13)代入方程(12)可得到 $B\alpha > 0.375$ 时的 [型断裂韧度表达式:

$$\frac{K_{\rm Ic}^*}{K_{\rm Ic}} = \frac{1}{\cos^3\frac{\theta_0}{2} + B\alpha\sin^2\theta_0} \tag{14}$$

由方程(14)可知:当 $B\alpha < 0.375$ 时, $\theta_0 = 0$ ,断裂 韧度 $K_{Ic}^*$ 等于材料常数 $K_{Ic}$ ;当 $B\alpha > 0.375$ 时, $\theta_0 \neq 0$ ,断裂韧度 $K_{Ic}^*$ 不等于 $K_{Ic}$ ,且 $K_{Ic}^*$ 随着 $B\alpha$ 的增大而减小.

### 2 双K断裂模型

实验观测发现裂缝的扩展经历了起裂、稳定 扩展和失稳扩展三个阶段.徐世烺提出的双 K 断 裂模型研究混凝土断裂破坏的全过程,用应力强 度因子表述的两个断裂控制参数,即起裂韧度 K<sup>ini</sup>和失稳韧度 K<sup>ini</sup>来判断裂缝的起裂以及失稳. 双 K 断裂准则可以表述为

 $K < K_{Ic}^{ini}$ ,裂缝不起裂;

 $K = K_{\text{Ic}}^{\text{ini}}$ ,裂缝开始稳定扩展;

 $K_{\text{Ic}}^{\text{ini}} < K < K_{\text{Ic}}^{\text{un}}$ ,裂缝处于稳定扩展阶段;

 $K = K_{\text{Ic}}^{\text{un}}$ ,裂缝开始失稳扩展;

 $K > K_{\text{Ic}}$ ,裂缝处于失稳扩展阶段

实际工程中, $K = K_{1c}^{ini}$ 作为主要结构裂缝扩展的判断准则; $K_{1c}^{ini} < K < K_{1c}^{ini}$ 作为主要结构裂缝 失稳扩展前的安全警报; $K = K_{1c}^{ini}$ 作为一般结构 裂缝扩展的判断准则.

基于线性渐进叠加假设,可直接利用 LEFM 公 式计算混凝土双 K 断裂参数. 用临界裂缝口张开位 移 CMOD。和最大荷载 P<sub>max</sub> 计算临界有效裂缝长 度 a<sub>c</sub> 的值,将(P<sub>max</sub>,a<sub>c</sub>)和(P<sub>ini</sub>,a<sub>0</sub>)代入 LEFM 公 式可分别计算出失稳韧度 K<sup>1</sup><sub>1</sub><sup>n</sup> 和起裂韧度 K<sup>1</sup><sub>1</sub><sup>n</sup>.

#### 3 标准三点弯曲梁实验

三点弯曲梁试件发展较早,具有形式简单、加载方便的优点.目前实验室常用跨高比等于4的标准三点弯曲梁(如图2所示),双K断裂参数计算公式如下:

$$K_{\rm I} = \sigma_N \sqrt{a} k_\beta(\lambda) \tag{15}$$

式中: $k_{\beta}(\lambda)$ 是几何形状因子; $\sigma_{N} = 3Ps/2D^{2}b$ ,为梁最外层纤维的应力; $\lambda = a/D$ ,为缝高比; $\beta = 4$ ,为跨高比.



Fig. 2 Sketch of three-point bending beam

Karihaloo 等通过杂交单元法计算出裂缝尖 端应力场的级数展开系数,并通过拟合已有的实 验数据,得出了标准三点弯曲梁裂缝尖端的几何 形状因子和 *T* 应力表达式<sup>[14]</sup>:

$$k_{\beta}(\lambda) = \frac{1.9 + 0.41\lambda + 0.51\lambda^2 - 0.17\lambda^3}{(1 - \lambda)^{3/2}(1 + 3\lambda)}$$
(16)

将式(16)、(17)代入式(5)、(15)可得出裂缝尖端 的双轴比例因子:

$$B = (1 - \lambda)^{3/2} (-0.487 3 + 0.011 8\lambda + 3.586 9\lambda^2 - 4.941 2\lambda^3 - 0.225 6\lambda^4 + 21.270 6\lambda^5)/(1.072 2 + 0.231 4\lambda + 0.287 8\lambda^2 - 0.095 9\lambda^3)$$
(18)

为测试缝高比、试件高度以及试件的截面尺 寸对断裂参数的影响,实验室常用标准三点弯曲 梁的试件尺寸为 $s \times b \times D = 800 \text{ mm} \times 100 \text{ mm} \times 200 \text{ mm}^{15}$ 、800 mm×150 mm×200 mm、1 200 mm×150 mm×300 mm、1 600 mm×150 mm× 400 mm、2 000 mm×150 mm×500 mm<sup>[16]</sup>、800 mm×200 mm×200 mm<sup>[17]</sup>、1 200 mm×200 mm ×300 mm、1 600 mm×200 mm×400 mm、2 000 mm×200 mm×500 mm<sup>[18]</sup>.根据式(18)可分别 计算出三点弯曲梁试件裂缝起裂和失稳时尖端的 双轴比例因子 B,如图 3 所示.



图 3 实验室常用标准三点弯曲梁试件裂缝起 裂和失稳时尖端的双轴比例因子

Fig. 3 The value of crack-tip biaxiality ratio factor for standard three-point bending beams under initiation and unstability commonly used in the lab 由图 3 可以看出,起裂时 B 小于 0.4.借用有 机玻璃和岩石脆性材料断裂的实验结果, $\alpha$  一般 小于 0.56<sup>[2,19]</sup>,可得起裂时裂缝尖端满足  $B\alpha$  < 0.375,裂缝沿着裂缝线方向扩展没有发生偏转. 另外,随着裂缝长度的增加,B 也增长.失稳时,B也小于 0.4.因此可以断定,在裂缝的亚临界扩展 过程中,裂缝扩展方向没有变,一直沿着原裂缝 面,保证裂缝一直是 I 型,直至失稳状态.而且由 于 T 应力比较小,对起裂断裂韧度和失稳断裂韧 度也没有数值上的影响,保证了双 K 参数确定的 有效性和可靠性.

#### 4 楔入劈拉实验

与三点弯曲梁试件相比,楔入劈拉试件易现 场制作,处理时不易损坏,对设备的刚度要求较 低,操作简单,更易于测定其断裂参数.楔入劈拉 试件的形状如图 4 所示.计算楔入劈拉试件的断 裂韧度时,由于其几何形状和受力原理与紧凑拉 伸试件相同,许多研究人员近似采用紧凑拉伸试 件应力强度因子的计算公式.

标准紧凑拉伸试件的应力强度因子为[20]

$$K_{I} = \frac{P}{bD}F(\lambda);$$

$$F(\lambda) = (2 + \lambda)(0.886 + 4.64\lambda - 13.32\lambda^{2} + 14.72\lambda^{3} - 5.6\lambda^{4})/(1 - \lambda)^{3/2}$$
(19)
$$\#标准紧凑拉伸试件的应力强度因子为^{[21]}$$

$$K_{I} = -\frac{P}{b}F(\lambda).$$

$$b \ \sqrt{D}$$
  

$$F(\lambda) = (2 + \lambda)(1.749 \ 9 + 2.823 \ 7\lambda - 12.74\lambda^{2} + 16.217\lambda^{3} - 6.611\lambda^{4})/(1 - \lambda)^{3/2}$$

(20)



图 4 楔入劈拉试件形状 Fig. 4 The wedge splitting specimen

Fett 等提出了标准紧凑拉伸试件裂缝尖端 的双轴比例因子<sup>[22]</sup>:

$$B \cong (0.770\ 2 - 6.572\lambda + 26.665\lambda^2 - 43.446\lambda^3 + 29.695\lambda^4 - 6.688\ 6\lambda^5) / \sqrt{1 - \lambda}$$
(21)

 $B = (-0.2 + 2.030 7\lambda + 0.675\lambda^2 - 7.475 6\lambda^3 +$ 

6.  $349\lambda^4 - 1.077 \ 2\lambda^5) / \sqrt{1-\lambda}$  (22)

实验最初采用 ASTM E399/72 推荐的标准 紧凑拉伸试件,然而为研究试件高度对断裂参数 的影响,或为消除由于竖向力不共线而产生的附 加弯矩,实验室常采用的试件尺寸为  $D \times 2H \times$  $b=200 \text{ mm} \times 240 \text{ mm} \times 200 \text{ mm} \times 300 \text{ mm} \times 360$  $\text{mm} \times 200 \text{ mm} \times 400 \text{ mm} \times 200 \text{ mm} \times 300$  $\text{mm} \times 720 \text{ mm} \times 200 \text{ mm} \times 800 \text{ mm} \times 960 \text{ mm} \times 200$  $\text{mm} \times 1000 \text{ mm} \times 1200 \text{ mm} \times 200 \text{ mm} \times 300$  $\text{mm} \times 200 \text{ mm} \times 400 \text{ mm} \times 200 \text{ mm} \times 300 \text{ mm} \times 200$  $\text{mm} \times 200 \text{ mm} \times 400 \text{ mm} \times 200 \text{ mm} \times 100$  $\text{mm} \times 200 \text{ mm} \times 200 \text{ mm} \times 100$  $\text{mm}^{24]}$ .根据式(21)或(22)可计算出楔入劈拉试 件裂缝起裂和失稳时尖端的双轴比例因子,如图 5 所示.



图 5 实验室常用楔入劈拉试件裂缝起裂和失 稳时尖端的双轴比例因子

Fig. 5 The value of crack-tip biaxiality ratio factor for wedge-splitting specimens under initiation and unstability commonly used in the lab

由图 5 可以看出, 起裂时 B 小于 0.62, 而 α

小于 0. 6<sup>[2,19]</sup>,可得起裂时裂缝尖端满足  $B\alpha <$  0. 375,裂缝沿着裂缝线方向扩展没有发生偏转, 且随着裂缝长度的增加, B 会增长. 失稳时 B 也 满足  $B\alpha < 0.375$ ,即裂缝一直沿裂缝线方向扩展, 失稳前一直处于 I 型裂缝状态. 另外,由于裂缝尖 端的 T 应力比较小,对起裂断裂韧度和失稳断裂 韧度的数值没有影响,试件的双 K 参数确定方法 是可靠有效的.

#### 5 结 论

(1)实验室常用的三点弯曲梁和楔入劈拉试 件起裂时裂缝尖端均满足  $B\alpha < 0.375$ ,即在裂缝 的亚临界扩展过程中,裂纹沿着原裂缝面方向扩 展没有发生偏转,裂缝一直是 I型,直至失稳状态,保证了测得的失稳断裂韧度的可靠有效性.

(2)常用的三点弯曲梁和楔入劈拉试件中初 始裂缝尖端和有效裂缝尖端的 T 应力较小,对起 裂断裂韧度和失稳断裂韧度没有数值上的影响, 表明采用这些试件进行的混凝土断裂韧度确定方 法是可靠有效的.

## 参考文献:

- Williams M L. On the stress distribution at the base of a stationary crack [J]. Journal of Applied Mechanics-Transactions of the ASME, 1957, 24: 109-114.
- [2] Williams J G, Ewing P D. Fracture under complex stress-the angled crack problem [J]. International Journal of Fracture, 1984, 26(4):346-351.
- [3] O'Dowd N P, Shih F C. Family of crack-tip fields characterized by a triaxiality parameter -I. Structure of field [J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1991, 39(8):989-1015.
- [4] Larsson S G, Carlsson A J. Influence of nonsingular stress terms and specimen geometry on small-scale yielding at crack-tips in elastic-plastic materials [J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1973, 21:447-473.
- [5] Rice J R. Limitations to the small scale yielding approximation for crack tip plasticity [J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1974, 22:17-26.
- [6] Hillerborg A. Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements [J]. Cement and Concrete

Research, 1976, 6:773-782.

- [7] Jenq Y S, Shah S P. Two parameters fracture model for concrete [J]. Journal of Engineering Mechanics, ASCE, 1985, 111(10):1227-1241.
- [8] Swartz S E, Go C G. Validity of compliance calibration to cracked concrete beams in bending [J]. Experimental Mechanics, 1984, 24(2):129-134.
- [9] Bažant Z P, Kazemi M T. Determination of fracture energy, process zone length and brittleness number from size effect, with application to rock and concrete [J]. International Journal of Fracture, 1990, 44(2):111-131.
- [10] XU Shi-lang, Reinhardt H W. Determination of double-K criterion for crack propagation in quasibrittle fracture, Part I : Experimental investigation of crack propagation [J]. International Journal of Fracture, 1999, 98(2):111-149.
- [11] XU Shi-lang, Reinhardt H W. Determination of double-K criterion for crack propagation in quasibrittle fracture, Part II: Analytical evaluating and practical measuring methods for three-point bending notched beams [J]. International Journal of Fracture, 1999, 98(2):151-177.
- [12] 中华人民共和国国家发展和改革委员会.DL/T
   5332—2005 水工混凝土断裂试验规程[S].北京:
   中国电力出版社,2006.
   National Development and Reform Commission of

the People's Republic of China. DL/T 5332-2005 Norm for Fracture Test of Hydraulic Concrete [S]. Beijing: China Electric Power Press, 2006. (in Chinese)

- [13] Leevers P S, Radon J C, Culver L E. Inherent stress biaxiality in various fracture specimen geometries [J]. International Journal of Fracture, 1982, 19(4):311-325.
- [14] Karihaloo B L, XIAO Q Z. Higher order terms of the crack tip asymptotic field for a notched threepoint bend beam [J]. International Journal of Fracture, 2001, 112(2):111-128.
- [15] 宣方龙. 混凝土双参数和双K参数模型的比较研究[D]. 大连:大连理工大学,2005.
  XUAN Fang-long. Comparative study of two parameter and double-K crack model of concrete
  [D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2005. (in Chinese)

- [16] 邵若莉. 混凝土断裂能和双K断裂参数的实验研究[D]. 大连:大连理工大学,2005
  SHAO Ruo-li. The experimental study on fracture energy and double-K fracture parameter of concrete [D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2005. (in Chinese)
- [17] 马颖利. 实验研究混凝土双参数模型和双K断裂 准则[D]. 大连:大连理工大学,2005.
  MA Ying-li. Experimental study on two parameter and double-K crack criteria of concrete [D].
  Dalian:Dalian University of Technology, 2005. (in Chinese)
- [18] 吴智敏,徐世烺,王金来,等. 三点弯曲梁法研究砼 双K断裂参数及其尺寸效应[J]. 水力发电学报, 2000(4):16-24.

WU Zhi-min, XU Shi-lang, WANG Jin-lai, *et al*. Double-*K* fracture parameter of concrete and its size effect by using three-point bending beam method [J]. Journal of Hydroelectric Engineering, 2000(4): 16-24. (in Chinese)

[19] Ayatollahi M R, Aliha M R M. Fracture toughness study for a brittle rock subjected to mixed mode I / II loading [J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2007, 44:617-624. [20] 卜 丹. 楔入式紧凑拉伸试验研究[D]. 大连:大连 理工大学,2006.

PU Dan. Experimental study using wedge-splitting test on compact tension specimens [D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2006. (in Chinese)

- [21]陈 晋. 非标准楔入劈拉试件研究混凝土的断裂参数[D]. 大连:大连理工大学,2009.
  CHEN Jin. Research on fracture parameters for non-standard wedge splitting specimen of concrete
  [D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2009. (in Chinese)
- [22] Fett T, Munz D. Stress Intensity Factors and Weight Functions [ M ]. Southampton: Computational Mechanics International, 1997.
- [23] Fett T. A compendium of *T*-stress solutions [R] // Report FZKA 6057. Karlsruhe: Forschungszentrum, 1998.
- [24] XU Shi-lang, Reinhardt H W. Determination of double-K criterion for crack propagation in quasi-brittle materials. Part Ⅲ: Compact tension specimens and wedge splitting specimens [J]. International Journal of Fracture, 1999, 98(2):179-193.

# Effect of *T*-stress on validity of determination of concrete fracture parameters

ZHAO Yan-hua\*, GAN Nan-nan

(School of Civil Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China)

**Abstract:** For linear-elastic materials, the presence of T-stress, which acts parallel to a crack, will strongly affect the fracture onset and fracture failure. For concrete-like quasi-brittle materials, however, little attention has been focused on the T-stress influence on fracture toughness, including initiation fracture toughness and unstable fracture toughness. So three-point-bending beams and wedge-splitting specimens under mode-I fracture are used to compute T-stress, and then its influences on the crack path and fracture toughness are analyzed. It is shown that T-stress for these commonly-used specimens is so small compared to its corresponding stress intensity factor K, dominant factor around the crack tip. The pre-fabricated crack propagates along the line of the initial crack, i. e., the crack will stay under mode-I fracture. In addition, T-stress has no influence on concrete fracture toughness, which indicates the commonly-used specimens for determining concrete fracture toughness are reliable and reasonable.

Key words: concrete; fracture mechanics; fracture toughness; T-stress